Der Einfluß schwankender Mischguttemperaturen und Materialfüllstände vor der Einbaubohle auf ausgewählte Funktionseigenschaften einer Deckschicht aus Splittmastixasphalt

vorgelegt von

Dipl.-Ing. oec. Ronald Utterodt

aus Erfurt

von der Fakultät VI – Planen Bauen Umwelt

der Technischen Universität Berlin

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften

– Dr.-Ing. –

genehmigte Dissertation

Promotionsausschuß:

Vorsitzender: Prof. Dr. sc. techn. Mike Schlaich

Gutachter: Univ.-Prof. a.D. Dr. sc. techn. ETH Siegfried Huschek

Gutachter: Univ.-Prof. em. Dr.-Ing. habil. Bernhard Steinauer

Tag der wissenschaftlichen Aussprache: 02. Juli 2013

Berlin 2013

D 83

Straverunt alii nobis, nos posteritati;
Omnibus at Christus stravit ad astra viam.

Andere bahnten den Weg für uns, wir den für die Nachwelt,
allen aber hat Christus den Weg zu den Sternen gebahnt.

In Stein geschriebener und frei übersetzter Spruch der schlesischen Wegebauer von 1584 beim Bau der Straße Breslau – Brieg (aus: Correspondenz der Schlesischen Gesellschaft für Vaterländische Cultur, Band I. Bei Wilhelm Gottlieb Korn, Breslau 1820).

DANKSAGUNG

Die neben meiner beruflichen Tätigkeit auf dem Gebiet der Verfahrenstechnik des Asphaltstraßenbaus über einen Zeitraum von sieben Jahren untersuchte Problematik liegt im Spannungsfeld Mensch - Maschine - Material. Ganz wesentlich haben die intensiv geführten Gedankenaustausche mit einer Vielzahl von Fachleuten auf den Gebieten des Straßenbaus, der Maschinentechnik und des Arbeitsstudiums zum Gelingen der vorgestellten Arbeit beigetragen. Allen hier nicht explizit genannten Fachkolleginnen und Fachkollegen gebührt mein aufrichtiger Dank.

Meinem Doktorvater, Herrn Univ.-Prof. a.D. Dr. sc. techn. ETH Siegfried Huschek, danke ich ganz herzlich für die langjährige und geduldige Unterstützung bei der Bearbeitung der gewählten Thematik, das kritische Hinterfragen der unerwarteten Untersuchungsergebnisse und der damit verbundenen Förderung des Erkenntnisprozesses sowie für das mir entgegengebrachte Vertrauen, die Arbeit über die vielen Jahre zum Abschluß zu bringen. Seine aufmunternden Worte waren eine außerordentliche Hilfe.

Ich danke Herrn Univ.-Prof. em. Dr.-Ing. habil. Bernhard Steinauer (RWTH Aachen) nicht nur für die Übernahme des Korreferats, sondern ganz besonders auch für die langjährige Zusammenarbeit und das ungebremste Interesse an den Ergebnissen der Untersuchung sowie für weitere Denkanstöße.

Herrn Prof. Dr. sc. techn. Mike Schlaich danke ich vielmals für die Übernahme des Vorsitzes des Promotionsausschusses.

Bei Herrn MinR Dr. Siegfried Meuresch – Leiter des Referats VII B 5 des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie (BMWi) – sowie Herrn Reinhard Littmann vom TÜV Rheinland möchte ich mich vielmals für die Möglichkeit bedanken, die geplanten theoretischen und praktischen Untersuchungen in das Forschungsvorhaben PAST integrieren zu können und für die damit verbundene finanzielle Unterstützung.

Gleicher Dank gilt der Dynapac GmbH, Wardenburg für die Bereitstellung weiterer finanzieller Mittel. In ganz besonderer Weise bedanke ich mich für das außerordentliche Vertrauensverhältnis bei meinem langjährigen Vorgesetzten und Geschäftsführer Herrn Johan Arnberg sowie Herrn Carsten Bernhardt, Leiter der Konstruktion, für die weiterführenden Diskussionen.

Es fällt mir schwer, die Hilfe und Unterstützung, die ich von meinem ehemaligen und zwischenzeitlich leider verstorbenen Freund und Kollegen Frank Junold erfahren habe, in Worte zu fassen. Die im Widerspruch zur bisherigen Lehrauffassung stehenden Untersuchungsergebnisse haben wir außerordentlich intensiv diskutiert und Frank hat im Rahmen seiner praktischen Betreuung der Kundschaft bei regulären Baumaßnahmen die gewonnenen Erkenntnisse gezielt beobachtet und ausnahmslos bestätigt. Durch die umfangreiche Validierung im Feld hat er einen ganz wesentlich Beitrag zur praktischen Bestätigung des Fließverhaltens von Asphaltmischgütern geleistet.

Bei den Herren Kevin M. Adams, Nathan K. Just und John J. Ferraris der Caterpillar Paving Products, Inc., Minneapolis darf ich mich ganz herzlich für die angenehme Zusammenarbeit und die zur Verfügung gestellte Arbeitszeit in der Endphase der Auswertung und Interpretation der Versuchsergebnisse bedanken.

Herr Prof. Dr.-Ing. Alfred Ulrich hat mit seiner Fürsprache ganz wesentlich zur finanziellen Förderung des Forschungsvorhabens beigetragen. Ihm und seinem Team, dem Kölner Labor für Baumaschinen, gilt mein ganz besonderer Dank für die sehr konstruktive und unkomplizierte Zusammenarbeit in den zurückliegenden Jahren. Insbesondere haben mich die Herren Hendrik Borggrebe, Manuel Cremer, Hanno Hameister und Daniel Pitzler bei der Aufbereitung der maschinentechnischen Daten unterstützt.

Der Hermann Kirchner Bauunternehmung GmbH, Bad Hersfeld – vertreten durch die Herren Willi Dietrich, Carsten Lips, Thomas Kötter, Dirk Sandner, Marc Eidam und Thomas Wagener – danke ich für die Unterstützung beim Bau der Versuchsstrecke und die Versuchsbegleitung. In besonderer Weise gilt mein Dank Herrn Thomas Wagener für die außerordentlich wertvollen Diskussionen rund um den praktischen Einbau von Walzasphalt.

Herrn Alfred Horn, Geschäftsführer der MOBA Mobile Automation AG, Limburg, gilt mein Dank für die Bereitstellung weiterer meßtechnischer Daten zur Schichtdicke, die während des Einbaus für firmeninterne Untersuchungen gewonnen wurden.

Bei Herrn Karsten Schmidt möchte ich mich für die durchgeführten Vermessungsarbeiten bedanken und für seinen festen Willen und die Fähigkeit, die erforderlichen hochgenauen Messungen unter komplizierten Randbedingungen erfolgreich durchzuführen.

Herrn Holger Ohe, Prokurist und Laborleiter der Ems-Jade Mischwerke, Cappeln und seinen Mitarbeitern sei vielmals für die kostenlos durchgeführten Untersuchungen an den Bohrkernen sowie die hervorragende Unterstützung bei den Fließversuchen an dem im Projekt verwendeten Versuchsmaterial gedankt.

Mein Dank gilt Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Frohmut Wellner (TU Dresden) für das Interesse an meiner Arbeit sowie die Herstellung des Kontaktes zu Herrn Dr.-Ing. Sascha Kayser, der mir – ebenso wie Frau Prof. Dr. rer. nat. Ulrike Schleier (Jade Hochschule Wilhelmshaven) – dankenswerterweise wertvolle Hinweise zur Anwendung statistischer Methoden auf die gewonnen Daten gegeben hat.

Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Heiko Schirrmacher (Jade Hochschule Wilhelmshaven), darf ich mich für die gedankliche Auseinandersetzung mit der Theorie der schleichenden Bewegung eines zähen Mediums zwischen zwei Platten bedanken.

Allen Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern des Institutes *isac* der RWTH Aachen danke ich für die sehr angenehme Zusammenarbeit der zurückliegenden Jahre und die vielfältige Unterstützung. Stellvertretend für das gesamte Team erlaube ich mir, die Herren Dr.-Ing. Peter Arnold, Dr.-Ing. Christian Schulze sowie André Meyer zu nennen.

In ganz besonderer Weise bin ich Herrn Dr.-Ing. Andreas Ueckermann zu Dank verpflichtet, der mir bei der längsebenheitsspezifischen Aufbereitung und Auswertung des gewonnenen Datenmaterials außerordentlich behilflich war.

Als sein Nachfolger möchte ich mich bei dem ehemaligen Leiter der Maschinentechnischen Abteilung der Helmus Straßen-Bau-Gesellschaft mbH, Vechta und heutigem Freund Karlheinz Piayda ganz herzlich dafür bedanken, daß er aus seinem fundierten Wissen des Asphaltstraßenbaus kein Geheimnis gemacht und es in vollem Umfang an mich weitergegeben hat. Er hat damit den eigentlichen Grundstein für die im Rahmen der vorgestellten Arbeit gewonnenen Erkenntnisse gelegt.

In ganz besonderer Weise danke ich meiner Familie für ihr Verständnis und die Unterstützung in den zurückliegenden Jahren.
Meiner Tochter Nicole danke ich für das sehr kritische Lesen des Dissertationsentwurfes, meinem Sohn Marcus für die Unterstützung vor und während der Einbauversuche.
Ohne das Verständnis meiner Ehefrau Renate wäre all dies gar nicht möglich gewesen. Sie hat mir in all den Jahren den Rücken freigehalten, mich von allen häuslichen Dingen entlastet und auf Urlaube verzichtet. Dafür bin ich meiner Ehefrau unendlich dankbar!

Lutten, im Juli 2013

Ronald Utterodt

KURZFASSUNG

Ausgehend von der Bedeutung des Straßennetzes für die Bundesrepublik Deutschland wird die Notwendigkeit dargelegt, zum Erreichen der konzipierten Nutzungsdauer und zur Vermeidung zusätzlicher vertikaldynamischer Verkehrslasten den Straßen ein hohes Maß an Anfangsebenheit zuteil werden zu lassen.
Unter diesem Gesichtspunkt werden die Einflüsse schwankender Mischguttemperaturen und Höhen der Materialvorlage vor der Einbaubohle sowie ungleichmäßiger Schneckendrehzahlen auf die Zugkraft, die Schichtdicke, den Vorverdichtungsgrad und die Längsebenheit beim Einbau von Walzasphalt untersucht und quantifiziert.
Anhand des Kräfteansatzes an einem starren Einzelkörper am Rand eines sich drehenden Schneckenflügels wird der Einfluß schwankender Schneckendrehzahlen auf die Kondition des Haufwerkes vor der Bohle abgeschätzt.
Basierend auf einem hypothetischen Modell des Verformungswiderstandes eines Asphalthaufwerkes vor der Bohle, theoretischen Untersuchungen zur Wirkung der Einbaubohle als Werkzeug mit geometrisch bestimmter Schneide und unter Auffassung des Schneckenraumes als Rahmenschergerät werden hypothetische Fließ- und Verfestigungsorte eines Schüttgutelementes auf dessen Weg vom Eintritt in den Schneckenkanal bis zur Glättblechvorderkante sowie die sich ausbildenden Spannungspfade dargestellt.
Zur systematischen Untersuchung des Einflusses der Mischguttemperatur und -vorlagehöhe auf die Bohlenzugkraft und die Eigenschaften Dicke, Raumdichte und Längsebenheit wurde ein Splittmastixasphalt SMA 8 S, 25/55-55 A einer dreistufigen Variation der Mischguttemperatur sowie einer zweistufigen Variation der Vorlagehöhe unterworfen.
Entgegen der gängigen Annahme ist das Bewegungsverhalten der Einbaubohle nicht allein vom Druck des Haufwerkes gegen die Vorderwand abhängig, sondern wird neben den Fließeigenschaften auch von den Spannungsverhältnissen im Bereich des Bohlenfußpunktes beeinflußt. In diametralem Gegensatz zur bisherigen Auffassung nimmt die Einbaudicke mit steigenden Mischguttemperaturen zu. Die Untersuchungsergebnisse lassen darauf schließen, daß sich beim Einbau ohne Nivellierautomatik zwischen den Einflußgrößen Mischguttemperatur und -menge ein Gleichgewicht einstellt und die temperaturbedingten Fließeigenschaften des Asphaltmischgutes als Steuermechanismus fungieren.
Alle Zielwerte der Zustandsgrößen der Längsebenheit (BLP_{10}, LWI_{10}, DBL_{10}, SBL_{10}) wurden sowohl nach dem Einbau als auch nach der Endverdichtung deutlich unterboten, was darauf hindeutet, daß sich die Einbaupraxis an schlechteren Einbauqualitäten orientiert.
Für den Einbau eines SMA 8 S, 25/55-55 A mit einem Fertiger DF 145C mit einem Schneckendurchmesser von 380 mm und einer Bohle EB 50 TV werden bei einer Einbaugeschwindigkeit von 5,0 m/min folgende Parameter empfohlen:
Höhe des Haufwerkes über Grund: 450 mm,
Anlieferungstemperatur des Mischgutes: 177 ± 5 °C.

ABSTRACT

Within the context of the importance of the road network for the Federal Republic of Germany, building roads with a high degree of initial evenness is critical in avoiding additional vertical dynamic traffic loads, and thus achieving the designed useful life of the road. From this perspective, the influences of fluctuating asphalt mix temperatures, varying heights of the asphalt mix in front of the screed, and inconsistent auger speeds during the paving process are examined, and the resulting traction force, layer thickness, precompaction, and longitudinal evenness are quantified.

The influence of fluctuating auger speeds in relation to the condition of the material in front of the screed is estimated based on the forces of the asphalt mix affecting an individual rigid body at the edge of a rotating wing of the auger.

The hypothetical yield and solidifying loci of a bulk element on its way from the entry into the auger chamber up to the front edge of the screed plate, and the forming stress paths of the bulk element are shown based on a hypothetical model of the deformation resistance of asphalt material in front of the screed, as well the effects of the screed as a tool with a geometrically determined cutting edge operating and assuming the auger chamber as a direct shear device.

For the systematic investigation of the influence of the asphalt mix temperature and the height of material in front of the screed, on the traction force, as well as on the resulting layer thickness, volumetric density and longitudinal evenness, a stone mastic asphalt SMA 8 S, 25/55-55 A has been subjected to a three stage variation of the temperature and a two stage variation of the height of the material.

Contrary to prevailing assumptions, the resulting movement of the screed is not solely dependent on the pressure of the pile of material against the front wall; rather, in addition to the flow properties of the asphalt mix, the screed movement is significantly influenced by the stress ratios near the base point of the screed. Diametrically opposed to commonly held knowledge, the layer thickness increases with increasing temperatures of the asphalt mix. The results suggest that, when paving without leveling, an equilibrium is established between the predictors temperature and quantity of mix, and that the temperature induced flow properties of the asphalt mixture acts as a control mechanism.

All achieved values of the specified variables of the longitudinal evenness (BLP_{10}, LWI_{10}, DBL_{10}, SBL_{10}) were significantly lower than target after both paving and compaction, suggesting that current paving practices and specifications are oriented to less than optimum quality.

For paving of a SMA 8 S, 25/55-55 A asphalt mix using a paver model DF 145C and screed EB 50 TV with an auger diameter of 380 mm and a paving speed of 5.0 m/min, the following parameters are recommended:

Height of the pile material above ground: 450 mm,

Delivery temperature of the mixed material: 177 ± 5 °C.

INHALTSVERZEICHNIS

1 EINFÜHRUNG UND PROBLEMSTELLUNG 1

1.1 Zum Straßennetz der Bundesrepublik Deutschland 1
1.2 Die Bedeutung und Bewertung der Längsebenheit 2
1.2.1 Bedeutung der Längsebenheit 2
1.2.2 Bewertung der Längsebenheit 6
1.3 Problemstellung 17

2 BEHANDLUNG DES PROBLEMS IN DER LITERATUR 21

2.1 Einfluß der Verteilerschnecke auf den Zustand des Mischgutes 21
2.2 Zum Bewegungsverhalten der schwimmenden Einbaubohle 23
2.3 Einfluß der Mischguttemperatur auf das Bewegungsverhalten der Bohle 27
2.4 Einfluß der Vorlagehöhe auf das Bewegungsverhalten der Bohle 33

3 AUFGABENSTELLUNG UND METHODISCHES VORGEHEN 35

3.1 Aufgabenstellung 35
3.2 Abgrenzung der Untersuchung 36
3.3 Methodisches Vorgehen 38
3.3.1 Theoretische Untersuchungen 38
3.3.2 Voruntersuchungen im Feld 38
3.3.3 Hauptversuch 39
3.3.4 Laboruntersuchungen 40
3.3.5 Auswertung der Versuchsergebnisse 40

4 DAS ASPHALTHAUFWERK VOR DER BOHLE 42

4.1 Zur Geometrie des Asphalthaufwerkes vor der Bohle 42
4.1.1 Abschnitte unterschiedlicher Haufwerksgeometrien 42
4.1.2 Geometrische Verhältnisse in den dominanten Abschnitten 43
4.2 Zur Kinematik des Kornhaufwerkes 46
4.2.1 Das ungebundene Kornhaufwerk 46
4.2.2 Das Asphalthaufwerk 47
4.2.3 Hypothetisches Modell des Verformungswiderstandes eines Asphalthaufwerkes vor der Bohle 50
4.3 Der Einfluß der Schnecke 57
4.3.1 Kräftediskussion 58
4.3.2 Vereinfachte Kräfteabschätzung am fiktiven Materialmantel 59
4.3.3 Schneckenfüllungsgrade 60
4.3.4 Kräfteansatz am starren Einzelkörper 60
4.3.5 Einfluß höherer Schneckendrehzahlen 63
4.4 Der Einfluß der Einbaubohle 64
4.4.1 Materialdruck auf die Bohlenvorderwand 66
4.4.2 Die Einbaubohle als Schneidwerkzeug 68
4.4.3 Reibung an der Glättblechunterseite der Bohle 71
4.5 Hypothetische Spannungszustände im Asphalthaufwerk vor der Bohle 74
4.5.1 Der Schneckenraum als Rahmenschergerät 74
4.5.2 Spannungszustände im Abschnitt B des Schneckenraumes 78
4.5.3 Parametereinflüsse auf das Bewegungsverhalten des Asphaltmischgutes im Abschnitt B des Schneckenraumes 84
4.5.4 Spannungszustände im Abschnitt C des Schneckenraumes 85
4.5.5 Spannungszustände im Abschnitt D des Schneckenraumes 85

4.6 Schlußfolgerungen für die Versuchsplanung 86

5 EXPERIMENTELLE VORUNTERSUCHUNGEN 87
5.1 Lage des Versuchsgeländes 87
5.2 Aufbau des Versuchsgeländes und verwendetes Versuchsmaterial 88
5.3 Versuchsaufbau 89
5.4 Eingesetzte Technik und Meßverfahren 90
5.4.1 Einbau- und Verdichtungstechnik 90
5.4.2 Meßdatenerfassungssysteme und Sensoren am Fertiger 91
5.4.3 Meßtechnik und -verfahren zur Durchführung von Untersuchungen an der Unterlage und den Versuchsmaterialien 94
5.5 Interpretation der Meßergebnisse 97
5.5.1 Zugkraft 98
5.5.2 Drehzahl der Schnecke 99
5.5.3 Schichtdicke 101
5.5.4 Dynamische Verformungsmodule 103
5.5.5 Reibung unter dem Glättblech 103
5.6 Schlußfolgerungen für den Hauptversuch 104

6 HAUPTVERSUCH MIT SYSTEMATISCHER VARIATION DER MISCHGUTTEMPERATUR UND DER HÖHE DER MATERIALVORLAGE VOR DER EINBAUBOHLE 107
6.1 Verwendetes Versuchsmaterial 107
6.2 Versuchsaufbau 108
6.2.1 Einbauparameter 108
6.2.2 Mischguttemperaturen 109
6.2.3 Vorlagehöhen des Mischgutes vor der Bohle 109
6.2.4 Länge der Abschnitte stationärer Einbauzustände 110
6.2.5 Systematische Variation der Parameter Temperatur und Vorlagehöhe des Asphaltmischgutes vor der Bohle 111
6.3 Spezielle Technik und Meßverfahren für den Hauptversuch 114
6.3.1 Erfassung der Oberflächentemperatur unmittelbar nach dem Einbau 114
6.3.2 Bestimmung der Raumdichte im Feld 114
6.4 Versuchsdurchführung 114
6.5 Analyse und Aufbereitung der Meßdaten 117
6.5.1 Allgemeine Vorgehensweise 117
6.5.2 Festlegen der Abschnitte und Nomenklatur 118
6.5.3 Meßwerte der Unterlage 120
6.5.4 Meßwerte aus dem Einbauprozeß 123
6.5.5 Meßwerte der Deckschicht 133
6.6 Statistische Auswerteverfahren 138

7 VERSUCHSERGEBNISSE UND INTERPRETATION 142
7.1 Temperaturverhältnisse beim Einbau 142
7.2 Schneckendrehzahl und -leistung 144
7.3 Zugkraft 146
7.3.1 Stationäre Zustände 146
7.3.2 Zustände in den Regelstrecken 150
7.3.3 Schiefe Reibung 156
7.3.4 Empfehlung für die Minimierung der Zugkraft 159

7.4 Einbaudicke 159
7.4.1 Stationäre Zustände 159
7.4.2 Zustände in den Regelstrecken 175
7.4.3 Empfehlungen für eine konstante Einbaudicke 177
7.5 Raumdichte 178
7.5.1 Stationäre Zustände 178
7.5.2 Zustände in den Regelstrecken 186
7.5.3 Empfehlung zur Erzielung einer hohen Raumdichte 187
7.6 Reibung unter dem Glättblech 187
7.7 Längsebenheit 192
7.7.1 Stationäre Zustände 194
7.7.2 Zustände in den Regelstrecken 199
7.7.3 Parameterempfehlung zur Längsebenheit 208

8 ZUSAMMENFASSENDE INTERPRETATION, ERGEBNISSE UND AUSBLICK 212
8.1 Zusammenfassende Interpretation zur Zugkraft und den Funktionseigenschaften 213
8.2 Ergebnisse 218
8.2.1 Einfluß der Mischguttemperatur und der Materialvorlagehöhe auf die Zugkraft und ausgewählte Funktionseigenschaften 218
8.2.2 Zusammenhang zwischen Einbaudicke und Raumdichte nach dem Fertiger 221
8.2.3 Zusammenhang zwischen Einbaudicke und Anstellwinkel 223
8.2.4 Zusammenhang zwischen Einbaudicke und Zugkraft 224
8.2.5 Einfluß der Querförderschnecke 224
8.2.6 Parameterempfehlung für den Einbau eines SMA 8 S, 25/55-55 A 226
8.2.7 Kernaussagen 230
8.2.8 Übertragbarkeit der Ergebnisse auf andere Asphaltmischungen 231
8.2.9 Erweiterung des Kräfte- und Momenten-Ansatzes 236
8.2.10 Vereinfachter Kräfte- und Momenten-Ansatz und Diskussion von Störfällen 239
8.3 Schlußfolgerungen 246
8.3.1 Gerätetechnische Schlußfolgerungen 246
8.3.2 Verfahrenstechnische Schlußfolgerungen 247
8.4 Ausblick 248

9 LITERATURVERZEICHNIS 250

BEGRIFFE, DEFINITIONEN, FORMELZEICHEN UND SYMBOLE 268

ABBILDUNGSVERZEICHNIS 279

TABELLENVERZEICHNIS 284

ANLAGEN 286

1 EINFÜHRUNG UND PROBLEMSTELLUNG

1.1 Zum Straßennetz der Bundesrepublik Deutschland

Der Garant für die Mobilität in der Bundesrepublik Deutschland ist das im internationalen Vergleich gut ausgebaute Straßennetz. Etwa 90 % der Personenverkehrsleistungen sowie 70 % des Güterverkehrs werden über die Straße realisiert [91], wiederum 70 % dieser Verkehrsmenge wird über Autobahnen sowie Bundes- und Landesstraßen geführt, deren Anteil am Gesamtstraßennetz im Jahr 2003 etwa 25 % betrug. Die zu rd. 95 % in Asphaltbauweise angelegten Verkehrswege bilden das Rückgrat für die Wirtschaftskraft unseres Landes.

Nach den *Richtlinien für die Planung von Erhaltungsmaßnahmen an Straßenbefestigungen – RPE-Stra 01* werden für Asphaltschichten beachtliche Nutzungszeiten gefordert [172], in denen die Straße Funktionsqualitäten wie Griffigkeit, Ebenheit, Lärmminderung, Helligkeit, Befahrbarkeit und Fahrkomfort für eine festgelegte Nutzungsdauer sicherstellen muß, was an eine ausreichende und dauerhafte Strukturqualität gebunden ist [42, 143]. Die zu erzielenden strukturellen Eigenschaften wie Witterungsbeständigkeit, Standfestigkeit bei hohen sowie Dehn- und Relaxationsfähigkeit bei tiefen Temperaturen, Verschleißfestigkeit und ausreichender Ermüdungswiderstand stehen neben den Baustoffeigenschaften und der auf Basis zu erwartender Verkehrsbeanspruchungen vorgenommenen Dimensionierung der einzelnen Schichten des Straßenoberbaus in direkter Relation zur Verarbeitung der Baustoffe auf der Baustelle und beeinflussen die mögliche Nutzungsdauer dieser Befestigungen, wobei nach THURNER *„die Qualität eines Verkehrsweges im Idealfall so homogen (ist), daß keine Reparaturen notwendig sind und das Bauwerk erst am Ende seiner möglichst langen Funktionsperiode einer durchgehenden Erhaltungsmaßnahme bedarf“* [224].

Bei Gegenüberstellung des Bedarfs an öffentlichen Neubauten sowie bundesweitem Erhaltungsaufwand von Verkehrsflächen und der Finanznot des Bundes und der Länder wird deutlich, daß die Haushalte mittelfristig nur über die Verbesserung der Qualität entlastet werden können. Qualität kann nur erreicht werden, wenn konsequent Homogenität angestrebt wird [245], weshalb neben der Planung vor allem der Ausführung der einzelnen Asphaltschichten besondere Aufmerksamkeit zuteil werden muß, da nach HUSCHEK anisotrope Strukturen auch ein anisotropes Verformungsverhalten bedingen [100].

Die bei der Erstellung des Bauwerkes Straße zu erzielenden anforderungsgerechten Eigenschaften Verdichtungsgrad, Hohlraumgehalt, Ebenheit und Griffigkeit erschließen sich den Agierenden nur zum Teil: Als unmittelbar beeinflußbar werden Verdichtungsgrad und Griffigkeit gesehen, der Hohlraumgehalt stellt sich nach weitläufiger Auffassung in Relation zur Verdichtung von selbst ein, und die erreichte Längsebenheit wird als das Ergebnis einer höheren Fügung betrachtet.

Straßen werden vor allem durch den Schwerlastverkehr und darüber hinaus in erheblichem Maße durch Achsschwingungen geschädigt, weshalb nicht nur das sichere Erreichen der

geforderten Verdichtungsgrade und Hohlraumgehalte notwendig, sondern auch die erzielte anfängliche Längsebenheit mindestens ebenso bedeutsam ist.

1.2 Die Bedeutung und Bewertung der Längsebenheit

1.2.1 Bedeutung der Längsebenheit

Sowohl vom Standpunkt der Straßenbenutzer als auch in Bezug auf die Nutzungsdauer, gehören die Unebenheiten im Längsprofil zu den wichtigsten Eigenschaften einer Straße [219]. *„Straßenunebenheiten ‚an sich', sind ohne das sich darauf bewegende Fahrzeug bedeutungslos und der Straßenbenutzer sieht, fühlt und hört vom gesamten Straßenbauwerk nur die Auswirkungen der Oberflächeneigenschaften der Fahrbahn"* [97].

Nach BRAUN [35] und HUSCHEK [97] entstehen aus der Wechselwirkung von Fahrzeug und Fahrbahn bei unebener Oberfläche Kräfte, die Auswirkungen auf die Sicherheit des Verkehrs und die Lebensdauer der Befestigung haben, weshalb die Forderung nach einer *„befriedigenden Ebenheit"*[1] der Deckschichtoberfläche keineswegs nur eine Frage des Fahrkomforts ist, sondern eine notwendige Voraussetzung für einen sicheren und wirtschaftlichen Verkehrsablauf darstellt. Unebenheiten in der Fahrspur verursachen nach BLUMER [24] zusätzliche vertikale Beschleunigungskräfte von der Größe:

$$\Delta F_{\mathrm{V}} = \frac{A}{2} \cdot v^2 \cdot \frac{\mathrm{d}a}{\mathrm{d}l}, \tag{1}$$

mit ΔF_{v} zusätzliche vertikale Beschleunigungskraft,
A Achslast,
v Fahrzeuggeschwindigkeit,
$\mathrm{d}a/\mathrm{d}l$ 1. Ableitung der Gradiente nach der Länge.

Man erkennt aus *Gl. (1)*, daß die vertikalen Beschleunigungskräfte von der Ebenheit abhängen und mit dem Quadrat der Geschwindigkeit wachsen, weshalb ebenflächige Deckschichten vor allem für schnell befahrene Straßen außerordentlich bedeutsam sind.

Der Umfang der Beeinträchtigungen hängt nach HUSCHEK [97] (s. auch [118]) von
- der Unebenheitsart (regellose oder periodische Unebenheiten und Einzelhindernisse),
- der gefahrenen Geschwindigkeit und
- dem Schwingsystem (Masse, Reifen, Federung, Dämpfung) ab.

Unebenheiten in der Straßenoberfläche erzeugen mechanische Schwingungen bei Fahrzeug, Fahrzeuginsassen und Ladegut. Aus der Unebenheitswellenlänge λ und der Fahrzeuggeschwindigkeit v resultiert die Erregerfrequenz f, durch die sich die Schwingungen der Aufbau- und Achseigenfrequenzen eines Fahrzeuges beschreiben lassen:

$$f = v/\lambda. \tag{2}$$

Abb. 1 verdeutlicht, daß in Relation zur Fahrzeuggeschwindigkeit kleinere Unebenheitswellenlängen die Interaktion zwischen Fahrbahn und Rad und größere den Fahrkomfort

[1] [24]

beeinflussen. Nach BRAUN [35] sind die schraffiert dargestellten Resonanzbereiche von besonderer Bedeutung: Aufbaufrequenz 0,7 … 2 Hz, Eigenschwingung des Fahrzeugsitzes 2,5 … 3,5 Hz [16] und Achseigenfrequenz 8 … 15 Hz. Die Fahrzeugreaktion ist hier besonders intensiv. Als ausreichend für eine vollständige Erfassung der unebenheitserregten Schwingungen wird im allg. der Frequenzbereich 0,5 … 30 Hz angesehen. Eine Rücksprache des Autors mit *Fa. Carnehl* ergab, daß die Achseigenfrequenzen von 9- und 11-t-Achsen derzeit bei (12 ± 1) Hz liegen [151].

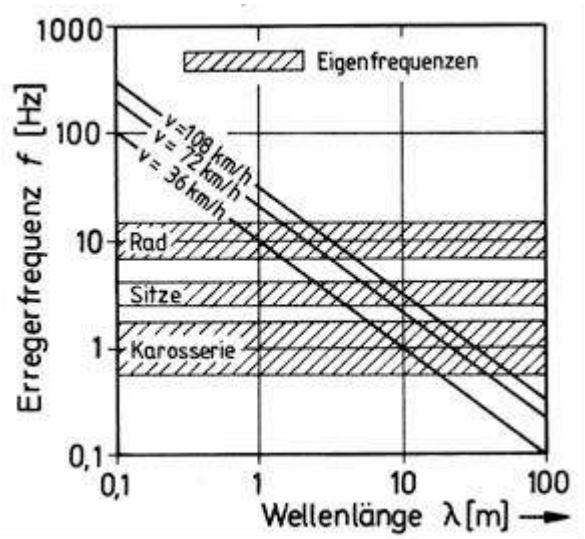


Abb. 1: Kritische Eigenfrequenzen von Fahrzeugen [35]

Auf einer ideal ebenen Fahrbahn ist nach HUSCHEK [101] die auf die Straße wirkende Radlast zu jedem Zeitpunkt und bei jeder Fahrgeschwindigkeit identisch mit der statischen Radlast. Bedingt durch die Fahrgeschwindigkeit und durch die auf jeder Fahrbahn vorhandenen Unebenheiten wird ein Fahrzeug zu Schwingungen angeregt. Auf Basis eines von EISENMANN [65] entwickelten Ansatzes (s. auch [34, 132, 281]) sowie unter Bezug auf eine Referenzachse als einzelbereifte 10-Tonnen-Achse (*ZTA*) läßt sich die Straßenbeanspruchung ϑ mathematisch in Abhängigkeit von der vierten Potenz der statischen Achslast $F_{z,stat}$ als Funktion der statischen Beanspruchung ϑ_{stat}, der Fahrgeschwindigkeit v, der Unebenheit mit den Spektralgrößen AUN und w sowie den, die Schwingungseigenschaften repräsentierenden, Fahrzeugwert F in äquivalenten 10-Tonnen-Achsen abschätzen:

$$\vartheta = \vartheta_{stat} \cdot \left[1 + 6 \cdot v \cdot AUN \cdot F\left(w\right)\right], \tag{3}$$

$$\text{mit} \quad \vartheta_{stat} = \sum_{i=1}^{N} \left[\eta_{I,i} \cdot \eta_{II,i} \cdot \frac{F_{z,stat,i}}{10\,t} \right]^4 \tag{4}$$

und
- i *i*-te Achse,
- N Anzahl der Achsen,
- η_I Einflußfaktor der Radanordnung (Einzel- oder Zwillingsbereifung),
- η_{II} Einflußfaktor des Kontaktdruckes Reifen/Fahrbahn,
- $F_{z,stat}$ statische Achslast.

Kommen zu den regellosen Unebenheiten sich regelmäßig wiederholende hinzu, können nach UECKERMANN [235] die verursachten mittleren Straßenbeanspruchungen um einen amplituden- und frequenzabhängigen periodischen Anteil P ansteigen:

$$\vartheta = \vartheta_{stat} \cdot \left(1 + 6 \cdot v \cdot AUN \cdot F + P\right), \tag{5}$$

$$\text{mit} \quad P = p \cdot \left[AUN\right]^c. \tag{6}$$

Der P-Wert ist entweder eine Konstante ($c = 0$) oder auch abhängig von der regellosen Grundunebenheit [235] (AUN-Wert: s. *Abschn. 1.2.2*). Im weiteren wird auf [73, 293] verwiesen, wonach typische lokale Beanspruchungen auf das 2- bis 4-, in besonderen Fällen sogar auf das 14fache der mittleren Straßenbeanspruchung beziffert werden. Beanspruchungsspitzen schätzt UECKERMANN über die Gleichung

$$\vartheta_{max} = \vartheta_{stat} \cdot \left(1 + \lambda \cdot \left(v \cdot AUN \cdot F + \frac{P}{6}\right)^{\alpha}\right)^4 \tag{7}$$

ab und gibt an, daß der Faktor λ für den Fall, daß die Beanspruchungsspitzen als 95 %-Wert definiert werden, zwischen 1,2 und 4,1 liegt (im Mittel bei 2) und der Exponent α Werte zwischen 0,46 und 0,95 annimmt (im Mittel 0,64).

Am *Institut für Straßenwesen der RWTH Aachen* wurde ermittelt [47, 207, 209], daß sehr ebene Straßen ($AUN = 0{,}3 \ldots 1$ cm^3) kaum einen Einfluß auf die Straßenschädigung haben, weshalb unter diesen Bedingungen der Einfluß der Achslastschwankungen im Vergleich zu den statischen Achslasten vernachlässigt werden kann. Sehr unebene Straßen hingegen ($AUN = 27$ cm^3) zeigen durchschnittlich eine 30- bis 40 %ige Zunahme der Straßenbeanspruchung, in Einzelfällen trat sogar eine Verdoppelung auf. Die lokalen Beanspruchungen liegen z.T. wesentlich höher: auf sehr ebenen Straßen rund 25 % und auf sehr unebenen doppelt bis viermal, unter ungünstigen Umständen sogar siebenmal so hoch (s. auch [287]). STEINAUER UND UECKERMANN gehen weiter davon aus, daß auf besonders ebenen Straßen eher die Mittelwerte und auf besonders ausgeprägten Unebenheiten hingegen eher die lokalen Maxima der Straßenbeanspruchung maßgebend sind, *„weil an diesen Stellen die räumliche Wiederholung des Lastauftrages durch den Schwerlastverkehr sehr groß sein wird“* [209].

Das Ebenheitsproblem ist außerordentlich komplex, weil die Oberflächengeometrie der Straße von mehreren Faktoren gleichzeitig beeinflußt wird, die untereinander und mit der Oberfläche in Interaktion stehen. SCHWADERER weist darauf hin, daß das Langzeitverhalten eines Straßenaufbaus nach einem eingeprägten Grundmuster abläuft, dessen Grundpfeiler bereits während des Baues festgelegt werden und die entstehenden Längsunebenheiten aus den Unebenheiten der unteren Schichten, den Inhomogenitäten der Baustoffgemische sowie den Ungleichmäßigkeiten bei der Bauausführung resultieren, wodurch es insgesamt auch zu örtlichen und zeitlichen Schwankungen der Verformungsmodule der jeweiligen Oberbauschichten kommt [198, 199], die wiederum zu örtlich und zeitlich unterschiedlich bleibenden Verformungen führen [215]. Einflußkomponenten wie Verkehr,

Temperatur usw. *„verzerren, mathematisch gesehen, dieses Grundmuster in Abhängigkeit ihrer Abfolge“* [198].

Nach BRAUN [33] kann es bei homogenem Verkehr in Bezug auf den während einer Achsschwingung zurückgelegten Weg zu den schon seit den 30er Jahren[2] bekannten Prägewirkungen [260, 261] kommen, weil die bereits in jeder Fahrbahn bei der Herstellung vorhandenen Unebenheiten zu Eigenschwingungen der Achssysteme eines darüberfahrenden Fahrzeuges führen und somit *„Radlastschwankungen um die statische Last als Mittelwert“* hervorrufen, die Achseigenfrequenzen in einem engen Bereich liegen und auch die Fahrgeschwindigkeiten ─ vor allem des schweren Verkehrs ─ bei durchschnittlichen Verkehrsverhältnissen nicht stark schwanken, so daß die Radlastspitzen der meisten Fahrzeuge ungefähr an der gleichen Fahrbahnstelle hinter der anregenden Unebenheit und weiter in gleichen Abständen auftreten [119].

Wird Asphalt durch eine sehr große Anzahl kurzer Impulse mit einer Dauer zwischen 10^{-1} bis 10^{-2} s beansprucht, so ist nach HUSCHEK der zeitabhängige irreversible Verformungsanteil jeweils klein, aber die spontan plastischen Verformungen kumulieren und führen schließlich zu beachtlichen irreversiblen Verformungen [100], die sich in Gestalt von inneren und äußeren Rissen sowie Längs- und Querunebenheiten äußern.

Aus dem durch den entsprechenden Verlauf der dynamischen Zusatzlasten bei langzeitiger Verkehrseinwirkung über der Fahrstrecke verdichteten und verformten Fahrbahnaufbau resultieren folglich weiter zunehmende Unebenheiten, die ihrerseits als Folge eines Rückkopplungseffektes *„zu progressiven Zunahmen der Beanspruchungen führen“* [89] und eine wachsende Prägewirkung verursachen. Diese Erscheinung ist nach BRAUN als „*Selbstzerstörung einer unebenen Straße*“ bekannt [33]. SCHWADERER [197] weist im Ergebnis seiner durchgeführten Langzeitbeobachtungen an ausgewählten Straßenabschnitten allerdings darauf hin, daß sich der Befahrbarkeitsbeiwert[3] auch wieder verbessern kann und folgert *„aus der nicht ohne äußere Maßnahmen möglichen Verringerung der die Querunebenheit beeinflussenden Spurrinnen auf eine sich offensichtlich durch einen Bügeleffekt in Längsrichtung verbesserte Ebenheit der Fahrbahn“*.

SMITH U.A. untersuchten 1997 in den USA, wie sich die bei der Herstellung einer neuen Asphaltbetondecke erzielte Ebenheit der Fahrbahnoberfläche im Verhalten der Straße über ihre Gesamtlebensdauer auswirkt und konnten feststellen, daß die spätere Ebenheit stark, aber nicht allein von der Anfangsebenheit der Decke abhängt. Die Lebensdauer einer Deckschicht kann durch eine geringe Verbesserung der Ebenheit bei der Herstellung wesentlich gesteigert werden, was gesamtwirtschaftlich zu positiven Effekten führt. Ausgehend von einem *Profile-Index PI* = 0,08 m/km (s. *Abschn. 1.2.2*) korrespondiert eine 9 %ige Verlängerung der Lebensdauer mit einer Verbesserung der Ebenheit um 25 %. Aus

[2] Angaben dieser Art beziehen sich in der vorliegenden Arbeit grundsätzlich auf das vorige Jahrhundert

[3] veraltete Bezeichnung für *„Zahlenwert für die Befahrbarkeit der Fahrbahnoberfläche, formelmäßig berechnet aufgrund von Ergebnissen der Messung ausgewählter Merkmale der Fahrbahnoberfläche, die mit einer subjektiven Bewertung verknüpft worden sind“* [282]

einer in vielen Fällen gefundenen Verbesserung der Ebenheit von 50 % können mindestens 15 % der Verlängerung der Lebensdauer erwartet werden [203].

So bleibt in Anlehnung an STEINAUER UND UECKERMANN festzuhalten, daß die Straßen auf einem möglichst hohen Ebenheitsniveau hergestellt werden sollten, *„um einem sich mit der Unebenheit immer mehr beschleunigenden Verfall des Straßenoberbaus entgegenzuwirken“* [209] (vgl. auch [203]).

1.2.2 Bewertung der Längsebenheit

Das erste Unebenheitsmaß

Die mit der Zunahme der Mobilität gemachte Erfahrung, daß mit steigenden Fahrgeschwindigkeiten die Anforderungen an die Ebenflächigkeit wachsen, veranlaßte Forscher und Behörden gleichermaßen, sich mit der Problematik intensiv zu befassen und nach Möglichkeiten einer Bewertung zu suchen. SCHWADER berichtet in [196] über GOLLOWAY, der für ein – dem *Pavement Rater* [4] ähnlich aufgebautes – Gerät ein eigenes Unebenheitsmaß gem. nachstehender *Gl. (8)* entwickelte und für die gemessenen Abweichungen die Vergabe von Strafpunkten vorsah:

$$m = \frac{\sum P}{n \cdot L}, \tag{8}$$

mit m Unebenheitsmaß,
ΣP Summe der Strafpunkte,
n Zahl der Überfahrten mit dem Gerät und
L Länge der Fahrstrecke.

Present Serviceability Index

Basierend auf der Erkenntnis, daß für Ebenheitsbetrachtungen sinnvollerweise geometrische Oberflächengestalt und Fahrempfinden verknüpft werden sollten [196], begannen 1958 in den USA unter Leitung des *Highway Research Board, Washington DC* die praktischen Untersuchungen zur Erforschung dieses Sachverhaltes unter der Bezeichnung *AASHO Road Test* [283, 286]. Die Hauptziele des Großversuches waren die Ermittlung von Zusammenhängen zwischen der Anzahl von Übergängen unterschiedlich großer Achslasten und -anordnungen und der Leistungsfähigkeit von verschieden dicken Belägen aus Asphalt und Beton sowie die Entwicklung eines Leistungsmaßstabes *Present Serviceability Index* (*PSI*). Weitere Zielstellungen finden sich bei BARNES [11].

[4] Der *Pavement Rater* besitzt zwei Räder am Anfang und Ende eines Meßrahmens (s. [222]).

Physikalisch-mathematische Zusammenhänge zwischen Fahrbahnoberfläche, Fahrzeug und Fahrgeschwindigkeit

Zur selben Zeit, als in den USA der Großversuch auf Basis subjektiver Einschätzungen lief, schlug man am *Institut für Fahrzeugtechnik der TH Braunschweig* unter Leitung von KOESSLER einen anderen Weg ein: hier interessierten mehr die physikalisch-mathematischen Zusammenhänge zwischen Fahrbahnoberfläche, Fahrzeug und Fahrgeschwindigkeit.

Aus der bisherigen Vorgehensweise, der Annahme bestimmter – in der Praxis überwiegend selten vorkommender – Unebenheitsformen unter dem Vorteil der Anwendbarkeit bekannter mathematischer Lösungsmöglichkeiten, leitet MITSCHKE [128] aufgrund der Wirklichkeitsferne und unter Bezug auf [119] ab, die mit statistischen Mitteln beschreibbaren wirklichen Unebenheitsfunktionen zugrunde zu legen und die Größe der Schwingbewegungen durch den quadratischen Mittelwert zu kennzeichnen.

Der ein Maß für Fahrkomfort, Fahrsicherheit und Fahrbahnbelastung sowie die Betriebssicherheit von Bauteilen darstellende quadratische Mittelwert errechnet sich aus der, die Größe und Länge der einzelnen Unebenheiten sowie deren Häufigkeitsverteilung charakterisierenden, *Spektralen Dichte* $\Phi_h(\Omega)$ und dem *Vergrößerungsfaktor* $|\mathfrak{B}(\omega)|$, der mit dem Verhältnis der Amplituden der am Fahrzeug auftretenden Schwinggrößen zu der anregenden Unebenheitsamplitude die Fahrzeugdaten enthält, die die Schwingbewegungen charakterisieren.

Aus der *Spektralen Dichte der Fahrbahnunebenheiten* als Erregung und den Übertragungseigenschaften des Fahrzeuges läßt sich die *Spektrale Dichte der Fahrzeugschwingungen* mit dem Vorteil ermitteln, *„daß aus dem Verlauf des Spektrums der Einfluß einzelner Teilsysteme und die Auswirkung von Veränderungen einzelner Systemgrößen wesentlich klarer erkennbar“* sind, *„als dies an dem aus den einzelnen Frequenzbereichen zusammengesetzten Summensignal im Zeitbereich möglich wäre“* [128].

BRAUN stellte 1966 im Rahmen seiner Untersuchungen über Fahrbahnunebenheiten [33] mit Hilfe des Meßfahrzeuges[5] nach KOESSLER UND MITSCHKE [127] fest, daß sich die annähernd hyperbolisch verlaufenden Spektraldichten bei deren Auftragung im doppellogarithmischen Netz zu Kurven strecken, die sich durch ausmittelnde Geraden gem. nachstehender Gleichung [82] approximieren lassen:

$$\Phi(\Omega) = U \cdot \Omega^{-w}, \tag{9}$$

mit U Unebenheitsgrad,
w Welligkeit.

Eine Änderung des Unebenheitsgrades U führt zu einer Parallelverschiebung der Geraden, eine Änderung der Welligkeit w zur Änderung ihrer Steigung im Diagramm: Im ersten Fall ändern sich alle Dichten um den gleichen Faktor, der zweite Fall beeinflußt das Verhältnis der *Spektralen Dichten* bei verschiedenen Wellenlängen (vgl. *Abb. 2*).

[5] Kommentar zum Meßgerät s. unter [196]

Die Methode der *Spektralen Dichte* wurde von MITSCHKE [129, 131] und EISENMANN [66] ausführlich beschrieben, HUSCHEK gibt in [97] Hinweise zu ihrer versuchsmäßigen Bestimmung.

BRAUN gibt in [33] an, daß die nicht verfahrensgebundene, allein aus der geometrischen Gestalt der Fahrbahnoberfläche ableitbare und Amplituden- sowie Welleninformationen enthaltende *Spektrale Dichte der Unebenheitshöhen* Φ_h als Funktion der Wegkreisfrequenz Ω näherungsweise durch nachfolgende Gleichung beschrieben werden kann:

$$\Phi_h(\Omega) = \Phi_h(\Omega_0) \cdot \left(\frac{\Omega}{\Omega_0} \right)^{-w}, \tag{10}$$

mit $\Phi_h(\Omega)$ Spektrale Unebenheitsdichte,
$\Phi_h(\Omega_0)$ Unebenheitsmaß (*AUN*),
Ω Wegkreisfrequenz,
Ω_0 Bezugswegkreisfrequenz,
w Welligkeit der Straße.

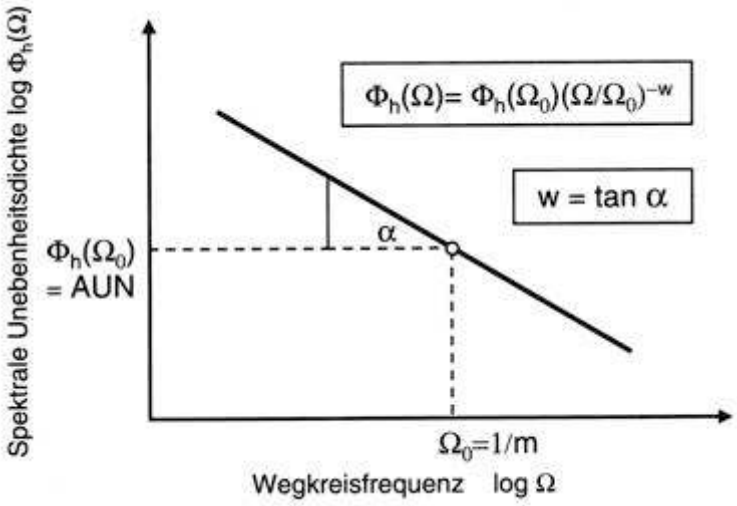


Abb. 2: *Spektrale Unebenheitsdichte* $\Phi_h(\Omega)$ in Funktion der Wegkreisfrequenz Ω nach [33]

$\Phi_h(\Omega_0)$ wird als *Allgemeine(r) Unebenheit(sindex)* (*AUN*) bezeichnet und ist ein Maß für die absolute Höhe der Unebenheiten bei der Bezugswegkreisfrequenz $\Omega = \Omega_0$, aus der sich mit $\Omega_0 = 1\ m^{-1}$ (s. *Abb. 2*) eine Bezugswellenlänge $\lambda_0 = 2\pi/\Omega_0 = 6{,}28$ m ergibt, die nach UECKERMANN *„gerade das Zentrum des fahrzeugtechnisch wichtigen Wellenlängenbereiches für Fahrgeschwindigkeiten von 80 bis 100 km/h trifft“*, im wesentlichen Wellenlängen $(1 \le \lambda \le 14)$ m [238]. α beschreibt die Steigung der ausmittelnden Geraden.

Abb. 2 verdeutlicht die allgemeine Erkenntnis, daß im Längsprofil einer Straßenoberfläche größere Amplituden mit größeren Wellenlängen (niedrigere Wegkreisfrequenzen) und kleinere Amplituden mit kleineren Wellenlängen (höhere Wegkreisfrequenzen) verknüpft sind.

Internationale Korrelationen

Zur Beantwortung der Fragen, in welchem Maße die vier wichtigsten europäischen Ebenheitsmeßmethoden reproduzierbar sind und untereinander korrelieren und ob ihre Ergebnisse mit den auf den Sitzen von Versuchsfahrzeugen gemessenen Effektivwerten der Beschleunigung vergleichbar sind, hat HUSCHEK im Herbst 1972 in der Schweiz auf 60 Meßstrecken mit jeweils 400 m Länge Messungen mit den nachfolgend aufgeführten Geräten und dem *PSI*-Wert als Beurteilungsmaßstab durchgeführt [97]:

- *Neigungsmesser* (*OGI*, Stuttgart),
- *Analyseur de profil en long* (*LCPC*, Paris),
- *Bump-Integrator* (Delft),
- *Neuer Winkelmesser* (*ISETH*, Zürich).

HUSCHEK stellte gute Korrelationen zwischen den Ergebnissen der vier Ebenheitsmeßmethoden fest, auch die Vergleichbarkeit mit den Effektivwerten aus den Beschleunigungsmessungen war gegeben. Die Ergebnisse konnten nicht überraschen, da unter Bezugnahme auf die oben dargestellten Erkenntnisse folgt, daß bei der Auftragung der *Spektralen Dichte der Straßenunebenheiten* $\Phi(\Omega)$ im doppellogarithmischen Maßstab als Gerade mit der Neigung w (vgl. auch [1, 33, 284]) *„die Standardabweichungen beliebiger Ebenheitsmessgeräte mit beliebiger Übertragungsfunktion proportional zueinander sein müssen“*.

Die auf den Effektivwerten von Beschleunigungen beruhenden Beurteilungsmaßstäbe erwiesen sich zwar als unbrauchbar, zeigten aber, *„dass die Messung von vertikalen Beschleunigungen bei definierter konstanter Geschwindigkeit und in einem genau definierten Fahrzeug ebenfalls eine sehr gute Ebenheitsmessmethode darstellen“* [97].

Aus der Erkenntnis, daß sich sehr uneben gewordene alte Straßenoberflächen in ihrer Welligkeit nur wenig unterschieden und eine ganz charakteristische Mischung aus kurzen und langen Wellen aufwiesen, Straßenoberflächen mit guter Befahrbarkeit dagegen sehr unterschiedliche Welligkeiten zeigten, konnte geschlossen werden, daß – vermutlich in Abhängigkeit von der Bauweise – neuwertige Straßen mit guter Ebenheit sowohl überwiegend kurzwellig als auch überwiegend langwellig sein können.

HUSCHEK führt weiter aus, daß das „*PSI-Wert-Verfahren“* einen guten Weg zur Einschätzung des Fahrkomforts darstellt, aber unklar ist, welche Aussagekraft der Wert *„hinsichtlich des Anteils der Ebenheit an der Fahrsicherheit besitzt“*.

International Roughness Index

Unter Leitung der USA wurde 1982 zur Einführung von Kalibrierungs- und Vergleichsstandards für Ebenheitsmessungen [181] im Auftrag der Weltbank das *United States National Cooperative Highway Research Program* (*NCHRP*) aufgelegt, aus dem die Festlegung eines internationalen Unebenheitsindexes *IRI* (*International Roughness Index*) resultierte [180], der sich nach STEINAUER aus einem durch Iteration berechneten Profil ableitet

[206] und als durchschnittlicher, korrigierter Wert der Neigungen zu interpretieren ist [217].

Das mit einem Tiefpaß-Filter geglättete Rohprofil wird einer *Quarter-Car Simulation* [180, 288] bei 80 km/h unterworfen, um die Wirkung der Unebenheiten auf ein Feder-Dämpfer-Modell zu ermitteln. Es können Wellenlängen zwischen 1,20 und 30,50 m erfaßt werden [80]. Die Spanne des *IRI* reicht von 0 m/km für eine absolut ebene bis zu 18 m/km für eine stark geschädigte Straße [217].

Seit seiner Einführung im Jahr 1986 [179] wurde auf internationaler Ebene eine Vielzahl an Meßkampagnen durchgeführt, in deren Folge sich der *IRI* für eine europäische Vereinheitlichung empfahl.

Allgemeine Unebenheit in Längsrichtung

SULTEN weist 1976 darauf hin, daß sich die Unebenheitskennwerte *„nach ihrer Form, Größe und Verteilung aus den jeweiligen Gerätemerkmalen und Meßbedingungen ableiten und darüber hinaus unterschiedliche Auffassungen zur Bewertung der Unebenheiten bestehen“* [218].

Im Ergebnis des Einsatzes des britischen *High Speed Road Monitor* (*HRM*) Ende der 70er Jahre und vor dem Hintergrund, daß für die Unterhaltung des Straßennetzes der Einsatz von *Pavement-Managementsystemen* geplant wurde, die insbesondere den Ebenheitszustand der Fahrbahnoberfläche als wesentliche Entscheidungsgrundlage berücksichtigen würden, mußte die Beurteilung der Ebenheit von subjektiven Bewertungen gelöst werden. In Kenntnis der Schwäche der *Allgemeinen Unebenheit in Längsrichtung* (*AUN*), einzelne, aus der regellosen Grundunebenheit herausragende, Hindernisse nicht richtig zu bewerten, ermittelten BRAUN UND LIESNER 1984 zulässige Höhen und Wellenlängen für hervorstechende Einzelhindernisse (sinusähnliche Wellen, rechteckige Höhenversätze und trapezartige Kanaldeckel), für die unter den Gesichtspunkten Fahrsicherheit, Straßenbeanspruchung, Schwingbeanspruchung der Insassen sowie Ladegutbeanspruchung Warn- und Eingreifwerte vorgeschlagen werden konnten [34].

GERZ berichtet 1985, daß man sich in Deutschland dazu entschlossen hatte, für die Ebenheit entsprechende Erfassungs- und Bewertungsverfahren zu entwickeln [79], in deren Folge die *Zustandserfassung und -bewertung der Fahrbahnoberflächen von Straßen* (*ZEB*) erstmals 1991 und seitdem regelmäßig durchgeführt wurde und in deren Rahmen die *Spektrale Dichte* $\Phi_h(\Omega_0)$ als Beschreibung der *Allgemeinen Unebenheiten in Längsrichtung* für die Bezugswellenlänge $\lambda_0 = 6{,}3$ m ermittelt wird. Die Spanne der Bewertung reicht von 1 … 27 cm³ für eine sehr gute bzw. eine sehr schlechte Straße. Nach BRAUN UND HELLENBROICH gelten für die meisten Straßen des deutschen Verkehrsnetzes Welligkeiten *w*, die im Mittel für Bundesautobahnen bei 2,0 sowie für Bundes- und Kreisstraßen bei 2,3 und für Landesstraßen bei 2,4 liegen [36].

Europaweite Messungen zeigten einen empirischen Zusammenhang zwischen dem *AUN*- und *IRI*-Wert auf [47], deren Korrelation nach STÜTZE wegen zu geringer Wertepaare allerdings als unsicher einzustufen ist [217].

Vertiefend zum *AUN* s. [16, 35, 37, 78, 114, 117, 209, 237].

Ermittlung volkswirtschaftlich gerechtfertigter Interventionswerte

HUSCHEK merkt 1997 an, daß Anforderungen an *„manche Oberflächeneigenschaften, wie beispielsweise die Ebenheit, (...) vermutlich volkswirtschaftlich nicht gerechtfertigt werden (können), und (...) sich dann die Frage (erhebt), wieviel ein guter Fahrkomfort kosten darf“* und weist auf die Komplexität der Ermittlung volkswirtschaftlicher Gesamtkosten hin, in der er die Begründung der empirisch abgeleiteten Anforderungen im Straßenbau sieht [104].

Im Jahr 1971 wurde in Deutschland mit den *Richtlinien für wirtschaftliche Vergleichsrechnungen im Straßenwesen, RWS* [174] *„erstmalig der Versuch unternommen, den Einfluss des Fahrbahnzustandes auf die Fahrzeugbetriebskosten zu berücksichtigen“* [217]. Eine Abhängigkeit des Kraftstoffverbrauches von der Geschwindigkeit, Linienführung und Qualität der Fahrbahnoberfläche stellten 1976 MEEWES UND ROTHENGATTER [123] aufgrund theoretischer Überlegungen her. STÜTZE bezeichnet *„alle Zusammenhänge (als) recht grob und verhältnismäßig ungenau“* [217] und führt weiter aus, daß die ersten grundlegenden Berechnungen der Straßennutzerkosten Ende der 80er Jahre von SCHMUCK [188] und OEFNER [147] geschaffen wurden. International wird auf [2, 93, 184, 288, 294] verwiesen, deren Ergebnisse die Grundlage des *Highway Development and Management System* (*HDM IV*) [146] bilden.

Nach STÜTZE können die Straßennutzerkosten als Funktion des *AUN* in Längsrichtung dargestellt und aufgrund von Erhaltungsmaßnahmen durch eingesparte Fahrzeugbetriebs- und Unfallkosten reduziert werden. Er zeigt auf, daß *„aus volkswirtschaftlicher Sicht für die Erhaltung von Bundesautobahnen für die Allgemeinen Unebenheiten in Längsrichtung ein höheres Interventionsniveau (...) gerechtfertigt wäre“*. In Abhängigkeit von der Bauweise (Tief- oder Hocheinbau) und der gewählten Rentabilitätsgrenze (3 % od. 12 %) ergeben sich volkswirtschaftlich gerechtfertigte Interventionswerte von $IW_{AUN} = 3{,}7 \ldots 6{,}5\ \text{cm}^3$ gegenüber dem niedrigeren Schwellenwert von 9,0 cm³ für Bundesautobahnen gem. *ZTV ZEB-StB* [275] bzw. [276], für den die jährlichen volkswirtschaftlichen Verluste als Folge nicht eingesparter Kraftstoffverbrauchskosten mit 24 000 €/km ermittelt wurden. Aus der Anhebung des Interventionswertes wäre eine geringere zusätzliche Fahrbahnbeanspruchung durch schwankende Achslasten zu erwarten und in der Folge eine längere Nutzungsdauer mit geringeren Wertverlusten der Verkehrswege [217].

Längsebenheitswirkindex

Im Rahmen der hier geplanten Untersuchungen zum Einfluß schwankender Mischguttemperaturen und Materialfüllstände vor der Einbaubohle auf ausgewählte Funktionseigen-

schaften einer Deckschicht aus SMA 8 S wird u.a. auf die Kennwerte *Längsebenheitswirkindex* und *Bewertetes Längsprofil* zurückgegriffen, weshalb eine ausführlichere Beschreibung der beiden Zustandsgrößen für hilfreich erachtet wird.

Nach HUSCHEK *„(ist) die Spektrale Leistungsdichte (...) zwar ein fahrdynamisch aussagefähiger Kennwert, der aber andererseits den Nachteil hat, daß er völlig abstrakt ist und nur mit erheblichem Aufwand ermittelt werden kann“* [104]. STEINAUER verweist auf die Schwäche des *AUN*, *„daß er Straßen mit ausgeprägten Einzelhindernissen und periodischen Unebenheiten nicht angemessen, also tendenziell zu gut, beurteilt“* [209] (s. auch [208]), *„obwohl“* nach HUSCHEK *„bekannt ist, daß sich Einzelhindernisse und auch bereits Periodizitäten mit relativ kleinen Amplituden fahrdynamisch sehr negativ auswirken“* [104].

Bereits 1985 führt BRAUN aus, daß *„für die Beschreibung des Zusammenhanges von Wellenlängen und zugehörigen Amplituden die Angabe von zwei Indikatoren erforderlich (ist)“* und ein einzelner Kennwert nicht genügt [35]. UECKERMANN verdeutlicht 2004, daß *„der AUN ohne die Welligkeit keine ausreichende Charakterisierung der Allgemeinen Unebenheit dar(stellt)“* und *„die Aussage (fehlt), wie sich die Amplituden auf einzelne Wellenlängenbereiche verteilen“* [238] (Fokussierung auf die Bezugswellenlänge λ_0).

Hinsichtlich nationaler Besonderheiten der Filterung und Aufspaltung des Längsprofils zur besseren Auswertung s. [46, 115, 189, 190, 191, 292].

Vor diesem Hintergrund wurde vom *Institut für Straßenwesen der RWTH Aachen* um die Jahrtausendwende der Vorschlag unterbreitet, die Auswertung der Längsprofile im Rahmen der *ZEB* künftig auf zwei Säulen zu stellen [210, 236] und neben der Geometrie (*AUN*-Wert) auch die von ihr verursachten Auswirkungen in das Auswerte- und Bewertungskonzept einzubinden. Auf diesem zweigleisigen Bewertungsschema baut die eingeführte Zustandsgröße *Längsebenheitswirkindex* (*LWI*) auf, bei der *„vorausgesetzt (wird), daß die von einer Unebenheit verursachte größte Auswirkung zur Kennzeichnung des Fahrbahnzustandes im betreffenden 100 m-Abschnitt von maßgebender Bedeutung ist“* [237]. Die Voraussetzungen für die Berechnung des *LWI* können [229] entnommen werden.

Mit der kompatibel zum *AUN* und grundsätzlich für alle Unebenheitsformen geeigneten Zustandsgröße *LWI* werden die Wirkungen der Unebenheiten auf den Straßennutzer, das Ladegut und die Radlast quantifiziert [210, 236].

Das Berechnungsschema für den *LWI* zeigt *Abb. 3* (ausführliche Beschreibung s. [238]). Das Höhenlängsprofil wird durch drei verschiedene – die auf Bundesfernstraßen typisch auftretenden Schwingungsniveaus abbildende – Filter (*M* Mensch, *R* Radlast, *L* Ladegut) bewertet, die die Schwingungsbelastung des Menschen, die Radlastschwankungen und die Ladegutbeschleunigung als energiebezogene Filterantwortfunktionen in Abhängigkeit vom Weg erzeugen. Ein durch ein bestimmtes Leistungsdichte-Spektrum definierter Referenzwert „gute Straße“ dient als Divisor und überführt die spezifischen quadrierten Filterantwortfunktionen in normierte, dimensionslose Filterantworten als Funktion des Weges,

deren – auf einen 100-m-Abschnitt bezogener – gemeinsamer Maximalwert den Längsebenheitswirkindex *LWI* ergibt.

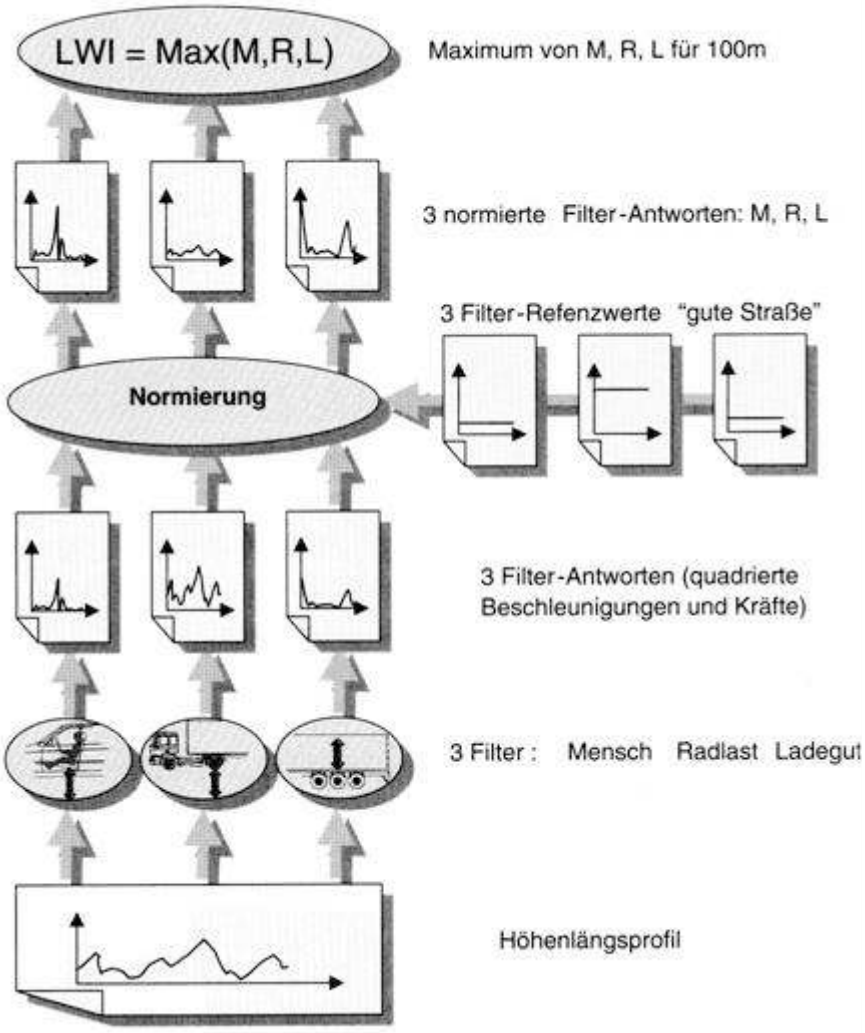


Abb. 3: Berechnungsschema für den *Längsebenheitswirkindex* (*LWI*) [238]

$$LWI = \max\left[\frac{q_{\mathrm{M}}^2(x)}{q_{\mathrm{M,ref}}^2}; \frac{q_{\mathrm{R}}^2(x)}{q_{\mathrm{R,ref}}^2}; \frac{q_{\mathrm{L}}^2(x)}{q_{\mathrm{L,ref}}^2}\right], \tag{11}$$

mit LWI Längsebenheitswirkindex,
q_{M} gefilterte Schwingungsbelastung des Menschen,
q_{R} gefilterte Radlastschwankung,
q_{L} gefilterte Ladegutbeschleunigung,
$q_{\mathrm{M,ref}}$ Referenzwert „gute Straße“ der Schwingbelastung des Menschen,
$q_{\mathrm{R,ref}}$ Referenzwert „gute Straße“ der Radlastschwankung,
$q_{\mathrm{L,ref}}$ Referenzwert „gute Straße“ der Ladegutbeschleunigung;
alle q-Werte sind wegabhängig.

Da der *LWI* auf das Fourier-Spektrum zurückgreift und die darin enthaltenen Phaseninformationen nutzt, können sowohl Einzelhindernisse als auch Periodizitäten im Längs-

profil eines Verkehrsweges entdeckt und bewertet werden. *„Durch seine Fokussierung auf den maximalen Einzelwert ist er“* nach UECKERMANN *„jedoch weniger geeignet zur Beschreibung der Allgemeinen Unebenheit und daher als Ergänzung zur Spektralen Leistungsdichte (AUN, w) zu sehen“* [238]. Auf Grund seiner Kompatibilität zum *AUN*-Wert werden für den *LWI* die gleichen Grenzwerte gem. *ZTV ZEB-StB 2003* [275] vorgeschlagen: Zielwert = 1, Warnwert = 3 und Schwellenwert = 9 [287].

Zur Umsetzung des *LWI* im Rahmen der systematischen Straßenerhaltung s. [204], weitere Literaturhinweise: [117, 207, 211, 217].

Bewertetes Längsprofil

UECKERMANN unterstreicht, daß das von einem Profilometer gemessene Längsprofil und die darauf aufbauende Ermittlung von Indizes in der Ebenheitsbewertung dominieren. Es blieb ihm vorbehalten, im Jahr 2004 am *Institut für Straßenwesen der RWTH Aachen* ein neues, leichtverständliches Verfahren – das *Bewertete Längsprofil* (*BLP*) – zu entwickeln, das zum bisherigen Bewertungskonzept in Deutschland kompatibel ist und somit *„die Nutzung eines über Jahre gewachsenen Bewertungshintergrundes“* gestattet sowie die Vorteile herkömmlicher Wirk- mit denen rein geometrischer Auswerteverfahren verbindet, indem *„es einerseits wie ein Schwingungs-Simulationsverfahren (...) funktioniert – und damit die Wirkung von regellosen, periodischen und einzelnen Unebenheiten differenzieren kann – andererseits aber nicht deren Nachteile übernimmt: die Abhängigkeit der Bewertung von Geschwindigkeiten und Schwingungsparametern“* [238].

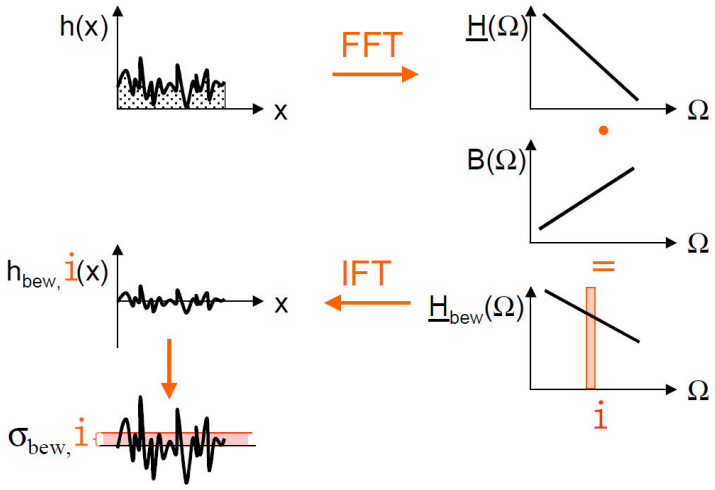


Abb. 4: Oktavenbezogene Bewertung der Längsunebenheit[6] [238]

Abb. 4 verdeutlicht die erforderlichen Verfahrensschritte zur Ermittlung des *BLP* (vgl. auch [211]). Das üblicherweise mit einem *Schnellfahrenden Meßsystem* aufgenommene Straßenlängsprofil wird mit einer Fourier-Transformation (FFT) in ein Amplitudenspektrum zerlegt, anschließend wird jede Amplitude einer bestimmten Wellenlänge mit dem Wert der Bewertungsfunktion an der gleichen Wellenlänge (neun Oktaven: Wellenband 0,2 … 102,4 m) multipliziert und als Ergebnis ein bewertetes Amplitudenspektrum ermit-

[6] Symbolik s. Abkürzungsverzeichnis

telt, das mit Hilfe einer inversen Fourier-Transformation (IFT) in insgesamt neun nebeneinander liegenden Wellenbändern in den Wegbereich zurückgeführt wird. Für das aus der gewichteten Summe der neun Teilprofile $h_{\mathrm{bew,i}}$ resultierende *Bewertete Längsprofil* $h_{\mathrm{bew}}(x)$ werden zwei Ebenheitsindikatoren eingeführt, mit denen die Längsebenheit einer Straße bewertet werden kann: Standardabweichung und Spannweite für 100 m Auswertelänge.

Gewichtung und Bestimmung der Längsebenheitsindikatoren werden wie folgt vorgenommen [238, 240]:

$$h_{\mathrm{bew}}(x) = \sum_{i=1}^{9} \frac{\sigma_{\mathrm{i}}}{\sigma_{\mathrm{ges}}} \cdot h_{\mathrm{bew,i}}(x), \tag{12}$$

mit σ_{i} Standardabweichung eines oktavbandgefilterten Profils $h_{\mathrm{bew,i}}(x)$,
σ_{ges} Standardabweichung der Summe der gefilterten Profile $\Sigma h_{\mathrm{bew,i}}$,

$$\sigma_{\mathrm{bew}} = \sqrt{\frac{1}{1000} \cdot \sum_{i=1}^{1000} h_{\mathrm{bew}}^2(i)}, \tag{13}$$

$$\Delta_{\mathrm{bew}} = h_{\mathrm{bew,max}} - h_{\mathrm{bew,min}}, \tag{14}$$

mit σ_{bew} Standardabweichung des *BLP* und
Δ_{bew} Spannweite des *BLP*.

Nach der *TP Eben – Berührungslose Messungen, 2009* [229] werden Standardabweichung und Spannweite des *Bewerteten Längsprofils* mit *SBL* und *DBL* bezeichnet.

UECKERMANN gibt folgende Grenzwerte für das *BLP* an:

Tab. 1: Grenzwerte für das Bewertete Längsprofil nach [238]

Indikator AUN =	Zielwert 1 cm³	Warnwert 3 cm³	Schwellenwert 9 cm³
σ_{bew}	4,5 mm	7,5 mm	12,5 mm
Δ_{bew}	28 mm	48 mm	82 mm

Das *Bewertete Längsprofil* kann sowohl die Allgemeinunebenheit als auch Einzelhindernisse und Periodizitäten angemessen charakterisieren und bewerten. Regellose Unebenheiten werden im Vergleich zum *AUN* wesentlich differenzierter angesprochen und periodisch auftretende Unebenheiten höher bewertet, als wenn sie als Einzelhindernis auftreten [267].

Zur Umsetzung des *BLP* im Rahmen der systematischen Straßenerhaltung s. [204], weitere Literaturhinweise: [185, 239, 240, 241].

Geplante Nutzung des Bewerteten Längsprofils im Einbauprozeß

Die Anforderungen an die Längsebenheit sind in der *ZTV Asphalt–StB 07* [273] unter dem Aspekt der einfachsten Handhabung von Meßgeräten und Auswertearbeiten geregelt, wo-

bei ein nicht quantifizierter, allmählicher Übergang der zulässigen Unebenheiten der Oberfläche gefordert wird.

Es sei darauf hingewiesen, daß die Größe der in den Abnahmevorschriften maximal zulässigen Höhenabweichung von einer Nullinie für sich allein genommen nicht unbedingt identisch mit den Fahreigenschaften des Belages ist und allein kein hinreichendes Kriterium für die Beurteilung der Befahrbarkeit eines Verkehrsweges darstellt.

Prinzipiell erfolgt die Abnahme der Ebenheit der Straßen nach dem Prinzip der *4 m-Latte*, aus Gründen der Zeitersparnis und des Nachweises der Meßergebnisse kommt in der Regel der *Planograph* zur Anwendung [16, 219,]. Die *Richtlatte* ist nach HUSCHEK *„ein Zugeständnis an den Auftragnehmer, der jederzeit die einfache Möglichkeit haben muß, seine Arbeit zu prüfen“* [104].

Mit Hilfe eines Mitte der 90er Jahre in Frankreich gebauten Meßgerätes (*Tabomare* [84]), das während des Einbaus vom Fertiger über das vorverdichtete Mischgut und anschließend von einem Minitraktor über die verdichtete Schicht gezogen wird, lassen sich die unterschiedlichen maschinentechnischen Einflüsse auf die Ausbildung des Längsprofils während der Herstellung einer Fahrbahn aus Asphalt analysieren, wodurch sich die Möglichkeit bietet, eine Längsebenheit innerhalb vorgegebener Toleranzen zu erzeugen. In einem entsprechenden Bericht wird angegeben, daß der Einfluß der Bedienung des Fertigers auf die Entwicklung des geometrischen Längsprofils während der Herstellung der Fahrbahn nachgewiesen sowie die genaue Herkunft wiederholter Fehler ermittelt und deren Beseitigung in situ im Meßbereich von 500 bis 600 m erfolgen konnte. Die Ergebnisse zeigten, daß eine erhebliche Verbesserung der Ebenheit nach dem Einbau[7] erreicht werden konnte, sich aber nach der Endverdichtung[8] eine gewisse Verschlechterung im kurzwelligen Bereich einstellte [76].
Eine im Jahr 2007 geführte Rücksprache des Verfassers [30] mit dem *Laboratoire Central des Ponts et Chaussées*, Paris (*LCPC*) ergab ohne Angabe von Gründen, daß das Gerät nicht genutzt wird.

Hier wird einmal mehr deutlich, daß Einbau- und Verdichtungsfehler häufig erst dann erkannt werden können, wenn ein größerer Bauabschnitt bereits realisiert wurde und keine Korrekturen mehr möglich sind.

STEINAUER hat 2010 einen wesentlich weiter reichenden Gedanken geäußert: die Installation der gleichen Erfassungstechnik wie bei den *Schnellfahrenden Meßsystemen* an einer Walze, um in Echtzeit die Längsebenheit der eingebauten Schicht sowie deren Veränderung während der weiteren Verdichtung erfassen und beobachten und daraus unmittelbar Schlüsse ziehen zu können, ob sich gegebenenfalls abzeichnende Probleme entweder auf den Einbau oder die Verdichtung oder auf beide technologischen Teilprozesse zurückführen lassen. Das Vorhaben der Projektpartner *isac* und *MOBA* ist in das Forschungsvorhaben *Prozeßsicherer automatisierter Straßenbau* (*PAST*) [243] eingebunden.

[7] siehe *Begriffe, Definitionen, Formelzeichen und Symbole*
[8] do.

1.3 Problemstellung

Das Ziel des Straßenbaus besteht nach BRAUN darin, *„dem Verkehr eine dauerhaft ebene Fahrbahn zur Verfügung zu stellen“*, weshalb *„die Einwirkung der Verkehrslasten“* auf dieselbe *„nicht als Ursache, sondern nur als Auslöser für nicht erwünschte Reaktionen der Straßenbefestigung mit der Folge bleibender Formabweichungen angesehen werden kann“* [37].

Über Jahrzehnte wurde die Asphaltbauweise durch ständige Veränderungen und Verbesserungen der Mischgutzusammensetzung den kontinuierlich zunehmenden Verkehrsbeanspruchungen sowie den unterschiedlichen strukturqualitativen Schwerpunkten angepaßt. Lt. TAPPERT sind die Möglichkeiten bei der Mineralstoffzusammensetzung und der Bindemittelviskosität nahezu ausgeschöpft [220].

Nach HUSCHEK hat sich die überwiegend empirische Wissenschaft Straßenbau aus einer Vielzahl von praktischen Erfahrungen auf den verschiedenen Gebieten wie Materialtechnologie, Baumaschinentechnik, Fahrzeugtechnik oder beispielsweise der menschlichen Zuverlässigkeit entwickelt. *„Aber es liegt gerade im Wesen der Empirie, daß man sich immer wieder grundsätzlich zu fragen hat, ob sich denn das bisher Bewährte auch künftig unter anderen, härteren Bedingungen bewähren wird oder ob es ratsam erscheint, neue Konzepte in Erwägung zu ziehen“* [102].

Auch ein optimal zusammengesetztes Asphaltmischgut muß versagen, wenn die vereinbarten Gebrauchseigenschaften des hergestellten Verkehrsweges aufgrund mangelhafter Einbauqualität nicht erreicht werden [251].

Unter Ausnutzung des Standes der Technik ist es möglich, optimierte Asphaltmischgüter mit hoher Qualität einzubauen und zu verdichten und somit gute Voraussetzungen zum Erreichen der konzipierten Nutzungsdauer zu schaffen, wenn auch dem komplexen Feld der Arbeitsvorbereitung die gebührende Aufmerksamkeit zuteil wird.

DIETRICH spricht an, daß es unumgänglich ist, sowohl Funktionsfehler, wie beispielsweise Temperaturunterschiede im Mischgut, als auch Handhabungsfehler des Bedienpersonals zu minimieren. Vollständig ausschalten kann man sie nicht [49], da der Verkehrswegebau mit der unter definierten Bedingungen stattfindenden industriellen Fertigung nicht vergleichbar ist.

Probleme im Bewegungsverhalten der schwimmenden Einbaubohle werden häufig von Temperaturschwankungen und nicht konstanten Vorlagehöhen des Materials vor dem Einbauwerkzeug dominiert, was der Beobachter eines Einbauprozesses von Walzasphalt insbesondere beim Einsatz von Bohlen mit variabler Arbeitsbreite u.a. anhand der sich in solchen Fällen notwendigerweise einstellenden Einbaudickenunterschiede im Bereich zwischen Grundbohle und den Ausschiebeteilen (s. *Abb. A.2* und *Tab. A.1*) bemerken wird.

Hartnäckig hält man an Überliefertem fest: RICHTER UND HEINDL [171] führen aus, daß *„die Einbautemperatur (bei einem Heiß-Asphalt) etwa bei 150 °C liegt“ und „schwacher blauer Dampf (...) die richtige Temperatur, gelblicher Dampf eine Überhitzung (zeigt)“*.

Im Rahmen eines verfahrenstechnischen Seminars behauptete ein Einbaupolier, Temperaturunterschiede von 10 °C mit dem bloßen Auge erkennen zu können. Daß das offensichtlich nur selten funktioniert, verdeutlicht *Abb. 5*: im linken Bild wird aus Demonstrationsgründen die Hand auf das soeben angelieferte Asphaltmischgut gelegt (ca. 50 °C), während auf dem rechten Bild [81] an der Dampfentwicklung stark überhitztes Einbaumaterial zu erkennen ist. Beide Mischgutpartien wurden eingebaut.



Abb. 5: Verarbeitung extrem kalten[9] und heißen ([81]) Asphaltes

Die von HUTSCHENREUTHER UND WÖRNER in [107] referierten Werte aus der Praxis beim Einbau von Asphaltbetonen sowie der von FLOSZ je nach Bindemittelsorte deklarierte übliche Temperaturbereich zwischen 150 und 180 °C bei der Übergabe des Mischgutes an den Fertiger [74] können vor dem Hintergrund der eigenen Erfahrungen des Verfassers sowie unter Bezugnahme auf Literaturstellen mit wissenschaftlichem Hintergrund [15, 26, 56, 77, 106, 155, 200, 216, 264, 265] bei häufigen Temperaturdifferenzen des Mischgutes bis zu 55 °C nicht bestätigt werden, wenngleich auch bei exponierten Baumaßnahmen fallweise Spannen für die Anlieferungstemperatur von ± 10 °C vereinbart wurden [150].

Im krassen Widerspruch dazu stehen die akribischen Forderungen bei der Herstellung von Probekörpern im Laboratorium gem. [3, 289] mit maximal zulässigen Abweichungen von ± 5 °C von der Prüftemperatur nach Bitumenart und -sorte.

Die in der *ZTV Asphalt-StB 07* [273] aufgeführte niedrigste und höchste zulässige Temperatur der unterschiedlichen Mischgutarten in Abhängigkeit von der Bindemittelsorte (s. Auszug in *Tab. 2*) sollen der Sicherung der Bindemittel- und Mischgutqualität sowie einer ausreichend bemessenen Zeit für die Endverdichtung dienen und wurden im Laufe der Jahre sich ändernden Bedingungen angepaßt.

ZICHNER betonte bereits 1964, daß die Temperaturspannen verhältnismäßig weit gehalten werden, damit alle vorkommenden Fälle abgedeckt werden können, für bestimmte Bauweisen aber engere Grenze zu beachten sind [269].

[9] Aufnahme des Verfassers

Tab. 2: Niedrigste und höchste Temperatur des Asphaltmischgutes in °C in Anlehnung an [273] für Asphaltbeton (AC) und Splittmastixasphalt (SMA)

Bindemittel-sorte	AC	SMA	k_ν ν_{Tu}/ν_{To}
50/70	140 – 180		4,7
25/55-55 A	150 – 190	150 – 190	4,3

„Die unteren Grenzwerte gelten für das Asphaltmischgut bei Anlieferung auf der Baustelle; die oberen Grenzwerte gelten für das Asphaltmischgut bei der Herstellung und beim Verlassen des Asphaltmischers bzw. des Silos." [273]

Mischgutlieferungen, die sich beispielsweise im extremen Fall um die Spanne zwischen maximaler und minimaler Grenztemperatur gem. [273] unterscheiden, sind als regelkonform zu betrachten: eine Zurückweisung wegen gravierender Temperaturunterschiede ist nur nach einer vorherigen Vereinbarung mit dem Mischwerk möglich. Zur Verdeutlichung der sich daraus ableitenden Änderungen der kinematischen Viskosität ν wurde in *Tab. 2* nach Daten der *Fa. Shell* [201] ein Faktor k_ν aus dem Quotienten der kinematischen Viskosität an der unteren ν_{Tu} und oberen ν_{To} zulässigen Temperaturgrenze gebildet. Man erkennt, daß im gewählten Beispiel bei voller Ausnutzung der Spanne die Änderungen der kinematischen Viskosität mit Faktoren $4{,}3 \leq k_\nu \leq 4{,}7$ belegt sind. Das Problem verschärft sich bei gegebenen Temperaturunterschieden in Richtung der unteren Grenze der zulässigen Spanne, weil die Viskositäts-Temperatur-Kurve bekanntermaßen einer Exponentialfunktion gehorcht.

Aus diesem Grund ist die obenerwähnte Einengung der Anlieferungstemperatur des Mischgutes auf ± 10 °C [150] sowie der von DAMM in [43] gebrachte Hinweis auf eine Bohlenreaktion bei einer Temperaturschwankung von 10 °C ohne Angabe der tatsächlich vorhandenen Temperaturen wenig aussagekräftig.

Immer wieder kommen von Seiten der Auftragnehmer Fragen auf, welche Vorlagehöhe des Mischgutes am günstigsten wäre und welche Auswirkungen schwankende Schneckendrehzahlen auf das Einbauergebnis haben. In letzter Zeit schließen sich auch zunehmend Vertreter von Behörden – vorzugsweise nach Baustellenbesuchen – dieser Fragestellung an, dürfen doch Diskontinuitäten in der Drehzahl der Verteilerschnecke, der Materialvorlagehöhe sowie der Mischguttemperatur hinsichtlich ihres Auftretens zu recht als ubiquitär bezeichnet werden. Die pauschale Behauptung, sie wären imponderabel, ist nach der Erfahrung des Verfassers nicht haltbar.

Zurückkommend auf HUSCHEK, *„ob es ratsam erscheint, neue Konzepte in Erwägung zu ziehen"* [102], stellt sich, bedingt durch weiterhin steigende Verkehrs- und Klimabeanspruchungen, diese Frage gleichermaßen für die strukturelle Dimensionierung sowie für die Material- und Oberflächeneigenschaften mit dem Schwerpunkt, den unebenheitsbedingten vertikalen Lasteintrag zu minimieren.

Bevor eine entsprechende Aufgabenstellung formuliert werden kann, ist im Rahmen einer Sichtung der zugänglichen Literatur zu prüfen, ob zu der umrissenen Problematik – dem Einfluß schwankender Mischguttemperaturen, Materialvorlagehöhen und Schneckendrehzahlen auf die Einbaudicke, den Vorverdichtungsgrad[10] und die Längsebenheit beim Einbau von Walzasphalt – bereits Stellung bezogen und Lösungsmöglichkeiten aufgezeigt wurden.

[10] siehe *Begriffe, Definitionen, Formelzeichen und Symbole*

2 BEHANDLUNG DES PROBLEMS IN DER LITERATUR

2.1 Einfluß der Verteilerschnecke auf den Zustand des Mischgutes

DIN 15262 [53] enthält Kennwerte für die Auslegung langsam laufender Förderer bis zu einem Neigungswinkel von 20°. Experimentell an horizontalen bzw. leicht geneigten Förderschnecken ermittelte Verschiebewiderstandsbeiwerte für unterschiedliche Fördergüter finden sich darüber hinaus in [32], allerdings ohne Hinweise, unter welchen Randbedingungen die Kennwerte erfaßt wurden.

Auf der Basis der *DIN 15261* und *15262* [52, 53] ist bei reiner Translation das Bewegungsverhalten des Schüttgutes analytisch beschreibbar, der Mischgutzustand[11] kann allerdings nur noch statistisch erfaßt werden.

Die Arbeiten von EPHREMIDIS [69], BÖTTCHER [29], BRANDTNER [32], VOLLMANN [258], KATTERFELD UND KRAUSE [113], GÜNTNER U.A. [86] sowie KRAUSE UND MINKIN [120] u.a. fassen den Erkenntnisstand zum Förderprozeß in horizontalen Schneckenförderern zusammen.

BÖTTCHER präsentiert 1963 anhand experimenteller und theoretischer Untersuchungen eine erste allgemeine Beschreibung der Förderung in einem beliebig geneigten Schneckenförderer unter Verwendung eines starren Einzelkörpers [29], der sich nach GÜNTHNER U.A. für die waagerechte und bis zu einem Grenzwinkel geneigte Förderung unabhängig von der Schneckendrehzahl auf einer geradlinigen Bahn entlang einer Mantellinie des Förderrohres bewegt. Die Auslenkung, die der Einzelkörper dabei gegenüber der untersten Mantellinie erfährt, ist eine Funktion des Neigungswinkels und der Reibbeiwerte zwischen Einzelkörper und Förderrohr bzw. Schneckenwendel [86]. KATTERFELD UND KRAUSE deuten 2003 in [113] an, daß sich die Theorie von BÖTTCHER in der Praxis als schwierig erweist, da die Ergebnisse für den Einzelkörper nur bedingt auf die Betrachtung des gesamten Mehrkörpersystems übertragbar sind und noch kein analytisches Berechnungsmodell für den aus vielen Einzelteilchen bestehenden Schüttgutkörper besteht. Nach ihrer Auffassung wird es erst unter Anwendung der Diskreten Elemente Methode (DEM) möglich sein, sein mathematisches Modell für Einzelteilchen auf den gesamten Schüttgutkörper übertragen und damit die Entwicklung eines umfassenden Berechnungsmodells abschließen zu können. Insbesondere gilt dies für die steile bis vertikale Schüttgutförderung [75], während im Geltungsbereich der *DIN 15262* [53] die Übertragbarkeit der Einzelkörpertheorie auf den Förderprozeß im horizontalen bis leicht geneigten Schneckenförderer als unproblematisch gesehen wird [86].

„Das Förderprinzip ist das des Gewindes“, wobei das Fördergut der (Teil)mutter und die Schnecke der Schraube entsprechen. *„Bei waagerechter Förderung wird das Mitdrehen der Mutter durch die Reibung aus ihrer Gewichtskraft verhindert.“* [85]

[11] mechanische Eigenschaften des Asphalthaufwerkes vor der Einbaubohle, die sich aus der Lagerungsdichte, der Korngrößenverteilung und der inneren Spannung ergeben und sich im Verformungswiderstand und der Scherfestigkeit äußern

Nach dem Anlauf verharrt das zu fördernde Gut stationär auf einer Mantellinie des Troges und wird infolgedessen von der rotierenden Schneckenwendel rein translatorisch in Achsrichtung bewegt, wobei es bei einer Schneckenumdrehung genau den Weg einer Ganghöhe zurücklegt. Eine Steigerung der Schneckendrehzahl führt zu einer Änderung des Gleichgewichtszustandes, indem das Fördergut etwas weiter von der untersten Mantellinie ausgelenkt wird, in dieser Lage wiederum stationär verharrt und weiterhin rein translatorisch geschoben wird.

Im Einbauprozeß wird das Asphaltmischgut von zwei unabhängig steuerbaren, rotierenden Schnecken von der Mitte des Fertigers zu den beiden Außenseiten der Einbaubohle gefördert. Dabei treten Kräfte auf, die sich in Richtung und Betrag unterscheiden und nur unter Konstanz von Einbaugeschwindigkeit, Ebenheit der Unterlage, Mischgut, Füllungsgrad des Schneckenkanals und Schneckendrehzahl im Verhältnis zueinander gleich bleiben.
Die Förderbedingungen im Schneckenkanal eines Fertigers unterscheiden sich folglich erheblich von denen einer Rohrschnecke.

Der Einfluß der Schnecke auf das Bewegungsverhalten der schwimmenden Bohle wird erstmals 1972 von *Barber-Greene* angedeutet und lediglich mit schwankenden Materialvorlagehöhen in Zusammenhang gebracht. Direkte Auswirkungen auf den Zustand des Asphaltmischgutes werden nicht angesprochen [10].

Im Rahmen ihrer Untersuchungen zur Verdichtung bituminöser[12] Gemische mit einem Zweimassenschwinger quantifizieren RENNER UND SCHAETZ [167] 1975 den indirekten Einfluß einer Verteilerschnecke auf die Vorverdichtung durch einen Vergleich der sich nach dem alleinigen Vorwalzen des Materials mit einer Labor-Glattmantelbandage von 300 mm Durchmesser und veränderbaren Linienlasten mit den beim Einbau durch eine Bohle mittels Stampfeinrichtung ohne Vorwalzen und durch Kombination von Vorwalzen und Stampfen ermittelten Verdichtungswerten bei zwei unterschiedlichen Einbaudicken. Dabei zeigte sich, daß die durch Vorwalzen verursachte und unter dem Einfluß zunehmender Einbaudicke degressiv verlaufende Steigerung der Verdichtungswirkung um etwa 4 % dem durch eine Verteilerschnecke erzielbaren Effekt gleichzusetzen ist.

Von Seiten der Fertiger-Hersteller werden im Zusammenhang mit der Materialvorlage Aussagen zum Schneckenfüllungsgrad und Abstand der Schnecke zur Bohlenvorderwand gegeben [61, 109, 255]; fallweise wird darauf hingewiesen, daß das Auflaufen der Bohle geringer ist, wenn die Schnecke das Material lose hält.

Pauschalierend müssen gem. dem *Merkblatt für das Verdichten von Asphalt - M VA, Ausgabe 2005* die Einrichtungen des Fertigers für die Längs- und die Querförderung so ausgelegt sein, daß eine möglichst entmischungsfreie Verteilung des Asphaltmischgutes über die Einbaubreite gewährleistet werden kann [142].

[12] *„Früher der Oberbegriff für Stoffe, die Bitumen, Steinkohlenteer-Spezialpech oder Bindemittel auf Basis dieser beiden Stoffe enthalten“* [282], heute aus dem technischen Sprachgebrauch gestrichen.

Während seiner praktischen Untersuchungen im Feld mußte WENDEBAUM feststellen, daß trotz der am Fertiger vorhandenen Regeleinrichtungen *„die veränderliche und nicht kontinuierliche Materialzufuhr (...) ständig den aktuellen Zustand verändert“* [263].

2.2 Zum Bewegungsverhalten der schwimmenden Einbaubohle

Die maschinelle Methode des Einbaus und der Verdichtung bituminöser Mischgüter wird seit den 30er Jahren angewendet [271], wobei in den USA andere Philosophien als in Europa herrschen.

Auf der *AVUS* in Berlin wurde 1929 ein für die Herstellung von Betonfahrbahndecken geeigneter Fertiger versuchsweise für den Einbau einer Asphalt-Deckschicht eingesetzt. Die in der Folgezeit entwickelten Geräte waren für die Verteilung des Mischgutes in der geforderten Einbaudicke konzipiert, wurden anfänglich vom anliefernden Transportfahrzeug geschleppt und erst 1936 mit einem, in der Regel auf Raupenketten wirkenden, eigenen Fahrantrieb ausgestattet [27].

Die US-amerikanischen Unternehmen *Barber-Greene* und *Blaw-Knox* entwickelten parallel den Finisher mit eigenem Antrieb und einem trogartigen Behälter zur Aufnahme des Mischgutes, um die unweigerlich mit dem Abkippen auf die Straße verbundenen Verdichtungsunterschiede im Haufwerk ausschließen zu können. So zeigte *Barber-Greene* auf der Straßenbau-Ausstellung in St. Louis im Jahr 1931 erstmalig ein derartiges Gerät, das von einer Mischanlage gezogen, auf Stahlschienen mit vorher festgelegter Neigung geführt wurde und mit einer Verteilerschnecke zur Ausbreitung des Materials sowie einer Abstreifbohle für eine Fertigungsbreite von 6,10 m ausgerüstet war [10].

Die Entwicklung verlagerte sich in Richtung Fertiger mit schwimmender Bohle und größerer Aufstandsfläche zur Gewährleistung der erforderlichen Tragfähigkeit sowie einem (teilweise) vorgeschalteten Stampfmesser zur besseren Vorverdichtung des Materials. Bereits 1932 wurden Fertiger mit schwimmend aufgehängter Bohle zum Abstreifen und Verdichten des Einbaugutes getestet.



Abb. 6: Modell 79 der *Barber-Greene-Company* aus dem Jahr 1934 [10]

Das 1934 in Produktion gegangene Modell 79 der *Barber-Greene Company* (*Abb. 6*) besaß noch keinen Kratzbandförderer, der das Material vom Trog zu den Verteilerschnecken führte, aber die Drehgelenke der Nivellierholme[13] wurden auf den Raupenfahrwerksrahmen abgestützt [10] – ein Grundprinzip, das sich bis heute in jedem Fertiger wiederfindet. Die Maschine führte drei Hauptfunktionen aus, von denen jede einzelne für den gesamten Einbauvorgang von wesentlicher Bedeutung ist: Materialtransport, Materialeinbau und Vorwärtsbewegung.

Unter Berücksichtigung des 1687 von NEWTON als drittem fundamentalen Gesetz der Bewegung definierten Prinzips *actio gleich reactio* präsentierte BLUMER [22] rd. 30 Jahre nach der Markteinführung des Modells 79 einen unvollständigen Zusammenhang bez. der Gleichgewichtsbedingung der am Einbauelement angreifenden Kräfte (*Abb. 7*). Ein Hinweis auf das Versuchskonzept und die Ergebnisse der dafür erforderlichen umfangreichen, praktischen Untersuchungen findet sich bedauerlicherweise weder hier noch an einer anderen Literaturstelle.

$$A = \rho \cdot v^2 \cdot F \cdot \sin^2\alpha = G\,, \tag{15}$$

$$\sin\alpha = \frac{1}{v} \cdot \sqrt{\frac{p}{\rho}} = \frac{1}{v} \cdot \sqrt{p \cdot f(s)}\,, \tag{16}$$

mit
- A Auftrieb,
- G Gewicht des Einbauelementes,
- F Fläche des Einbauelementes,
- p spezifischer Druck des Einbauelementes: $p = G/F$,
- s Belagsdicke,
- ρ Belagsdichte: $\rho = f(1/s)$,
- v Arbeitsgeschwindigkeit und
- α Anstellwinkel.

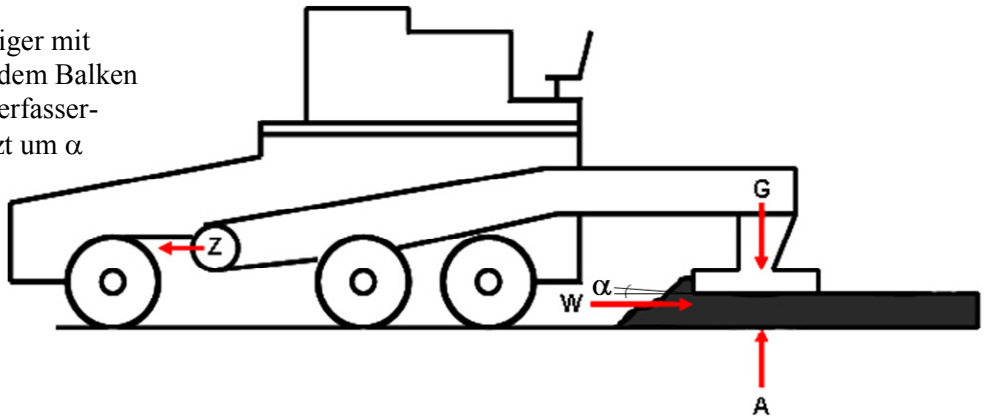


Abb. 7: Fertiger mit schwimmendem Balken nach [22]; verfasserseitig ergänzt um α

Der dynamische Auftrieb A befindet sich im Gleichgewicht mit dem Gewicht G des Einbauelementes. Als weitere Kräfte sind in *Abb. 7* der Widerstand des Materials W sowie die

[13] In den wiedergegebenen Literaturstellen werden unterschiedliche Begriffe benutzt: Holm, Nivellierholm, Nivellierarm, Zugarm. Mit der in der *Anl. A.1.1* gegebenen Terminologie werden für die sich daran anschließenden Ausführungen einheitliche Begriffe verwendet.

Zugkraft Z am Anlenkpunkt des Holmes angedeutet. Die Funktion der frei schwimmend aufgehängten Bohle hängt folglich von einem Kräftesystem ab, das sich während des Einbaus im Gleichgewicht befinden muß, um die Ebenflächigkeit des verlegten Mischgutes gewährleisten zu können. Auf die unkontrollierte Abweichung einer Systemkraft wird die Einbaubohle unweigerlich mit einer Höhenkorrektur reagieren.
Nach BLUMERS Ansatz ist die Belagsdicke der Belagsdichte indirekt ($s \sim 1/\rho$) und dem Sinus-Quadrat des Anstellwinkels direkt proportional ($s \sim \sin^2 \alpha$).

YUANJI [268][14] analysiert das Kräftespiel an der Bohle bei der Einstellung der Einbaudicke mit Hilfe der Spindel und beschreibt mit *Abb. 8*, daß die beiden Holme (2) als Schleppglied fungieren, während die Bohle mit ihrem auf das Mischgut übertragenen Eigengewicht und den anteiligen Holmgewichten in der Einbaustrecke wie ein Ski läuft.

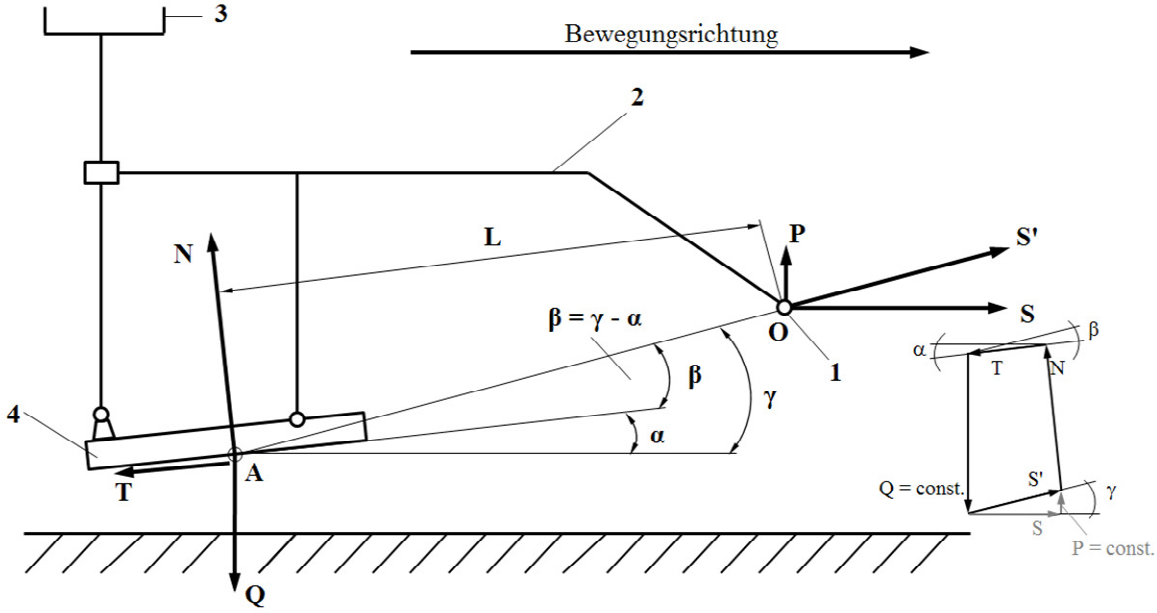


Abb. 8: Prinzipskizze zur Erklärung des Kräftespiels an der Bohle bei der Einstellung der Einbaudicke mit Hilfe der Spindel nach [268]; verfasserseitig ergänzt um das Kräftepolygon

1 Drehgelenk, 2 Holm, 3 Spindel, 4 Glättblech, A Stellort, N senkrechte Gegenkraft des Mischgutes gegen die Bohle (Eindringwiderstand), O Zugpunkt, P Gegenkraft am Gelenkpunkt, Q Gewicht der Bohle auf den Punkt A, S Zugkraft am Gelenkpunkt, S‘ Resultierende am Gelenkpunkt, T Reibkraft an der Unterseite des Glättbleches

Wenn die Einstellspindel (3) ihre Position beibehält, läuft die Bohle in einem stabilen Zustand auf der Einbauschicht, zu der sich in Einbaurichtung ein Arbeitswinkel α ausgebildet hat. Verbindet man den Mittelpunkt O des Drehgelenkes (1) und Punkt A mit einer geraden Linie, ist A der Stellort, an dem das Gesamtgewicht Q (gesamtes Gewicht der Bohle und anteiliges Gewicht der Holme) an der Unterseite des Glättbleches (4) auf das Mischgut wirkt. Die Gerade $\overline{OA}$ bildet zur Bewegungsrichtung einen Winkel γ. Unter konstanten

[14] Auszug aus einer Abhandlung mit unbekannter Veröffentlichung (mit freundlicher Überlassung von Herrn Prof. Dr.-Ing. A. ULRICH, FH Köln)

Einbauverhältnissen führt *„jede Änderung des Winkels α auch zur Änderung des Winkels γ“* und damit zur Veränderung der Einbaudicke. Der Abstand *L* zwischen Zugpunkt *O* und Stellort *A* darf aufgrund des sehr kleinen Winkels α als konstant betrachtet werden. Zur Erleichterung des Verständnisses soll das in *Abb. 8* zusätzlich eingetragene Kräftepolygon dienen.

Im stationären Zustand ($v = \text{const.}$) bilden alle an der Bohle angreifenden Kräfte ein geschlossenes Polygon. Die am Zugpunkt *O* angreifende Resultierende *S*‘ wird von den grau dargestellten Komponenten *P* und *S* gebildet, die Summe der äußeren Momente um *O* ergibt sich zu:

$$Q \cdot L \cdot \cos\gamma - T \cdot L \cdot \sin\beta - N \cdot L \cdot \cos\beta = 0\,, \tag{17}$$

mit dem Winkel β zwischen der Geraden $\overline{OA}$ und der Unterseite des Glättbleches.

Aus $T = N \cdot \tan p,$ (18)

mit *p* als Reibungswinkel zwischen Mischgut und Glättblech,

folgt:

$$N = \frac{Q \cdot \cos p \cdot \cos\gamma}{\cos(p - \beta)}\,. \tag{19}$$

Wird an der Spindel (3) gedreht, *„um den Arbeitswinkel α von α_1 auf α_2 zu vergrößern, dann wird der Winkel β von β_1 auf β_2“* reduziert, wobei *„(p – β) größer und“* somit *„cos (p – β) kleiner wird. Weil Q und cos p konstant sind und sich der Winkel γ nicht verändert, wenn der Wert N“* in Abhängigkeit von α von N_1 auf N_2 steigt, wird das Kräftegleichgewicht gestört. Um das Kräftegleichgewicht wiederherzustellen, muß sich die Richtung und Größe der Resultierenden *S*’ am Zugpunkt verändern, damit der Winkel γ kleiner wird. Unter der Bedingung $v = \text{const.}$ ist die Gegenkraft *P* am Zugpunkt ebenfalls konstant, weshalb die Zugkraft *S* größer werden muß, damit sich die Bohle heben kann. Steigt die Bohle auf, werden die Winkel α und γ kleiner: das neue Kräftegleichgewicht hat sich mit α_3, β_3 und γ_3 eingestellt.

YUANJI führt weiter aus, daß eine Regelfunktion zur Einstellung der Einbaudicke nur unter der Bedingung $\beta < p$, d.h. $\gamma - \alpha < p$, gegeben ist. *„Je kleiner der Winkel γ ist, desto empfindlicher ist die“* Korrektur der Einbaudicke mit der Spindel (3).

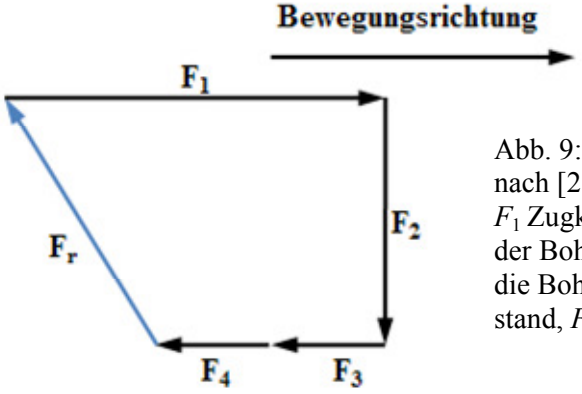


Abb. 9: An der Bohle angreifende Kräfte nach [253]
F_1 Zugkraft des Fertigers, F_2 Eigengewicht der Bohle, F_3 Reibung des Asphaltes gegen die Bohlenunterseite, F_4 Versetzungswiderstand, F_r Resultierende

VAN DER STEEN stellt im Jahr 2005 die Kraftwirkung in Form eines geschlossenen Kraftecks gem. *Abb. 9* dar und weist auf die horizontale und vertikale Komponente der auf das Asphaltmischgut wirkenden resultierenden Kraft F_r hin [253].

In späteren Abhandlungen wurden auch die dynamischen Kraftanteile aus der Stampfer-, Vibrations- und Nachverdichter-Wirkung graphisch berücksichtigt [157, 266].

Barber-Greene veröffentlicht 1972 eine Funktionsgleichung, mit der das *„Einschwingverhalten“*[15] der Bohle nach einer Höhenänderung des Zugpunktes (*„senkrechte Stufenanhebung“*) abgeschätzt werden kann:

$$y = e^{-\frac{x}{L}}, \tag{20}$$

mit y prozentuale Stufenbewegung nach einem zurückgelegten Weg x,
x zurückgelegter Weg ab Stufenanhebung und
L Länge des Nivellierarms.

Durch Subtraktion des auf ihr neues Niveau bezogenen Raumverhältnisses der Bohle von der Zahl 1 erhält man den Wert von y in Bezug auf das Ausgangsniveau:

$$y = 1 - e^{-\frac{x}{L}}. \tag{21}$$

Mit dem Einsetzen verschiedener Werte von x in *Gl. (21)* kann nachgewiesen werden, daß nach Durchlaufen einer Nivellierarm-Länge 63,20 %, nach zwei 86,50 %, nach drei 95,02 %, nach vier 98,17 % und nach fünf Längen 99,33 % des neuen Niveaus erreicht werden [10].

ULRICH weist darauf hin, daß der Zeitpunkt der Höhenänderung von anderen Einflüssen, wie der Verdichtung des Materials oder dem Materialfluß unter die Bohle, überlagert wird und demzufolge die Nivellierung nicht ausschließlich von einer Höhenkorrektur an den Zugpunkten bestimmt wird. Die Korrektur der Bohle korreliert mit der Länge des Zugarmes und der zurückgelegten Entfernung [280].

2.3 Einfluß der Mischguttemperatur auf das Bewegungsverhalten der Bohle

Nach Untersuchungen von HEINEMANN [90] und ARAND [6] kann der Vorgang der Dichteänderung in Abhängigkeit von der aufgewendeten Verdichtungsarbeit mathematisch mit einer Exponentialfunktion beschrieben werden. RENKEN konnte zeigen, daß unter Bezugnahme auf die bei der angewendeten Verdichtungstemperatur rechnerisch maximal erzielbare Raumdichte vorrangig der Verdichtungswiderstand als dominante Größe den erforderlichen Verdichtungsaufwand quantitativ beschreibt [164], was den praktischen Erfahrungen Rechnung trägt, daß bei Konstanz der Verdichtungsarbeit für ein mit geringerer Temperatur verdichtetes Asphaltmischgut auch nur eine geringere Endraumdichte erreicht werden kann.

[15] korrekterweise muß es heißen: Einlaufverhalten

BÖHMER wies im Rahmen seiner experimentellen Untersuchungen zum Einfluß maschinentechnischer Parameter auf das Verdichtungsergebnis darauf hin, daß sich bei der dynamischen Verdichtung von bituminösem Mischgut mit Fertigern der Zusammenhang zwischen Verdichtungsaufwand und -ergebnis ebenfalls über eine Exponentialfunktion beschreiben läßt [26].
Die grundlegenden Erkenntnisse zum Verdichtungsverhalten von Asphaltgemischen werden im *Merkblatt für das Verdichten von Asphalt – M VA, Ausgabe 2005* [142] wiedergegeben.

Die Bedeutung einer geringen Bindemittelviskosität zur Verringerung der erforderlichen Verdichtungsarbeit sowie des mit steigender Temperatur in Abhängigkeit von der Bitumensorte abnehmenden Einflusses auf die Verdichtungswilligkeit ist unstrittig und wurde bereits von EWERS [71] und KASTRISSIANAKIS [112] Ende der 30er Jahre erkannt. Um den Einfluß der Temperatur ausschalten zu können, hat EWERS, dessen Beispiel andere Wissenschaftler [19, 136, 137, 139, 167, 202] bei Versuchen zum Einbauverhalten von Bohlen bis in die jüngste Vergangenheit folgten, bereits 1938 für die Untersuchung der statischen Walzverdichtung mit einem Modellbindemittel gearbeitet, wobei nicht nur die Verdichtung, sondern auch die Konsistenz des Mischgutes im Mittelpunkt des Interesses stand, da – wie BOSSEMEYER 1966 nachweisen konnte – am Mischgut der Einfluß der temperaturabhängigen Bindemitteleigenschaften trotz des geringen Anteiles an der Gesamtmenge des zusammengesetzten Baustoffes erkennbar ist [28].

Deutlich zeigten HUSCHEK UND ANGST an einem Asphaltbeton AB 16 den nichtlinearen Zusammenhang zwischen Mischguttemperatur und aufzuwendender Verdichtungsenergie auf. Aus *Abb. 10* wird deutlich, daß bei einer Reduktion der Temperatur von 155 °C auf 130 °C für 100 % Verdichtung 32 zusätzliche Schläge mit dem MARSHALL-Hammer gegenüber 12 Schlägen für ein Verdichtungsniveau von 98 % aufzuwenden waren. Fiel die Temperatur auf 100 °C, war ein Verdichtungsgrad von 100 % nicht mehr erreichbar [99]. Die Verdichtung ist folglich um so höher, je höher die Mischguttemperatur ist. Zu vergleichbaren Ergebnissen kamen RICHTER UND DIETRICH 1997 mit Untersuchungen an einem Asphaltbeton AB 0/11, B65 [170]. Nach DAINES hat die Temperatur den größten Einfluß auf die Verdichtung [41].

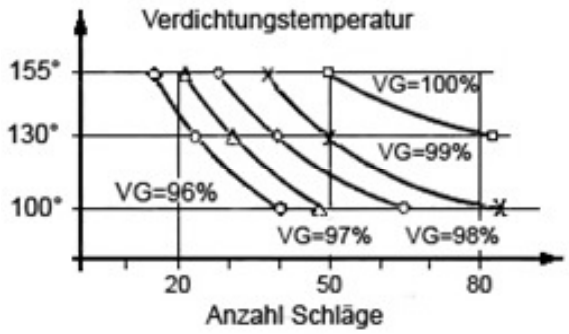


Abb. 10: Untersuchungen an einem Asphaltbeton AB 16 zur Abhängigkeit zwischen der Verdichtungstemperatur, der Anzahl der Doppel-Schläge mit dem MARSHALL-Hammer und dem Verdichtungsgrad (*VG*) [99]

Im Jahr 1965 ging BLUMER auf die am Einbauwerkzeug angreifenden Kräfte ein [22], wies in der Folge auch in [23] qualitativ auf die Zusammenhänge zwischen ungleichmäßiger Konsistenz des Mischgutes sowie schwankenden Materialhöhen vor der Einbaubohle und

der sich einstellenden Einbaudicke hin und forderte – ebenso wie VÖLKL [257], SCHULZE [193, 194] sowie SCHÖNIAN U.A. [192] – konstante Bedingungen hinsichtlich Einbaugeschwindigkeit, Mischguttemperatur, Schüttdichte und Materialstand.

SCHULZE ist der Auffassung, daß der maßgebliche Effekt unter der Bohle stattfindet, indem kaltes Mischgut etwas länger *„mitgezerrt“* wird als heißes Material und somit zu einer dünneren Schicht führt [193].

Später empfahlen RENNER UND SCHAETZ im Ergebnis ihrer Untersuchungen an Vibrationseinrichtungen zum Verdichten bituminöser Gemische das Einbauen des Mischgutes bei einer möglichst hohen Temperatur, da dann die durch die Bohle erreichbare Vorverdichtung bei einer relativ niedrig aufzuwendenden Verdichtungsarbeit hoch ist [167].

MONECKE U.A. befassen sich 1997 mit dem Einfluß maschinentechnischer Parameter auf den Einbau von Asphalt, postulieren im Zusammenhang mit der Formulierung des Regressionsmodells für die Einbaudicke auf Basis „*sachlogischer Plausibilität*“, daß *„ein Temperaturanstieg (...) mit einer Abnahme der Materialtragfähigkeit verbunden (ist)“ und „in der Praxis (...) die Einbaudicke ab(nimmt)“* [137] und stehen damit im Widerspruch zu SCHULZE [193].

Topcon vertritt seit 2002 ebenfalls die Auffassung, daß aufgrund des höheren Verdichtungswiderstandes bei kälterem Material die Bohle ihren Einsatzwinkel *„erhöht und beginnt, nach oben zu driften“* [232].

Ein wesentliches Anliegen der hier geplanten Untersuchungen muß folglich die wissenschaftliche Klärung der in der Literatur gefundenen Widersprüche hinsichtlich des Zusammenhangs zwischen der Mischguttemperatur beim Einbau und der erzielten Einbaudicke sein.

Obwohl BÖHMER [26] die Notwendigkeit der Einhaltung bestimmter Temperaturgrenzen innerhalb verschiedener Bearbeitungsstufen in seiner 1974 veröffentlichten Abhandlung zur *Verdichtung bituminösen Mischgutes beim Einbau mit Fertigern* anspricht, wurden die Einbautemperaturen aus versuchsökonomischen Gründen nicht gezielt variiert und lediglich der mögliche Einfluß der festgestellten Temperaturschwankungen auf die Dichte der in der Versuchsbahn verteilten und abgezogenen Ausgangsschüttung anhand entnommener Bohrkerne untersucht.
Bei der Mischgutart ATC 0/32, B80 nach *TVT 72* [234] wurde eine Spannweite von 55 °C ($150\ °C \leq T \leq 205\ °C$)[16] ermittelt. Eine Abhängigkeit der Raumdichte, des Hohlraumgehaltes sowie des Verdichtungsgrades der Ausgangsschüttung von der Einbautemperatur konnte nicht festgestellt werden. Bezüglich der Temperaturspannen der übrigen Mischgutarten wird lediglich darauf hingewiesen, daß bei den ausgeführten Versuchen die Meßwerte der Einbautemperatur oberhalb 135 °C lagen [26]. Die Einbautemperaturen, Hohlraumgehalte und Verdichtungsgrade der Ausgangsschüttungen sind auszugsweise in *Tab. 3* wiedergegeben.

[16] gem. der hier nicht wiedergegebenen *Abb. 5.9* aus [26]

Tab. 3: Einfluß der Einbautemperatur auf die Raumdichte, den Hohlraumgehalt und den Verdichtungsgrad der Ausgangsschüttung (Auszug aus [26], Mischgutbezeichnungen nach [233, 234])

Mischgutart	Einbau-Temperatur $T \pm s$ °C	Hohlraum am Bohrkern $H_{bit} \pm s$ Vol.-%	Verdichtungsgrad $k \pm s$ %
ATC 0/32	159 ± 12	15,20 ± 1,16	88,3 ± 0,8
ABi 0/16	180 ± 12	17,44 ± 1,00	87,1 ± 1,3
ABe 0/11	190 ± 14	18,13 ± 1,21	85,0 ± 1,7

Von OHE im Zusammenhang mit Betrachtungen zum Volumenstrom im Schneckenkanal bei der Förderung von Asphaltmischgut ATS 0/32, 70/100 und AB 0/11 S, 50/70 nach [272] im Jahr 2006 durchgeführte Laboruntersuchungen ergaben unter Verwendung eines Probezylinders[17] bei Mischguttemperaturen von (135 ± 5) °C gem. [289] Verdichtungsgrade $k = 75{,}0$ bzw. 66,1 % nach MARSHALL und Hohlraumgehalte $H_{bit} = 31{,}5$ bzw. 35,7 Vol.-% [148].

Es ist darauf hinzuweisen, daß STEFFEN [205] und SCHULZE [195] – leider ohne Erläuterung der Randbedingungen – den Hohlraumgehalt für ein lose geschüttetes Asphaltmischgut auf 30 bis 35 Vol.-% beziffern. RENNER UND SCHAETZ [167], PIPPICH [156], MONECKE U.A. [137, 139, 140, 141] sowie HUTSCHENREUTHER UND WÖRNER [107] vertreten einheitlich eine Vorverdichtung durch die Eigenlast beim Schütten zwischen 60 bis 70 % nach MARSHALL.
Auch unter Berücksichtigung der eigenen Erfahrungen des Verfassers aus dem Einbau und der Verdichtung von Walzasphalt, nach der die in [26] ermittelten Dichten erst unter Einsatz von TV-Bohlen bei Beachtung der gängigen Einbauparameter erreicht werden, können die von BÖHMER genannten Werte den üblichen Vorverdichtungsgrad eines mit Bitumen gebundenen Haufwerkes vor einer Einbaubohle nicht repräsentieren. Insofern sind seine Schlußfolgerungen zum Einfluß der Temperatur auf den Verdichtungsgrad des Haufwerkes als versuchsspezifisch zu deuten und nicht verallgemeinerbar.

BÖHMER geht nicht näher darauf ein, an welcher Stelle der Versuchsbahn die Bohrkerne entnommen wurden, aber aus dem Versuchsablauf heraus kann dies nur am Bahnende erfolgt sein. Da sich das jeweilige Einbaugut als Schüttung vor der Versuchsbohle befand und mitgeführt wurde, ist es denkbar, daß vor dem Ausziehprozeß bereits Verfestigungen eingetreten waren, die aus der Normalspannung (Schwerkraft der Haufwerkspartikel) und der Scherspannung aus dem Versetzungswiderstand resultierten.

Zur Untersuchung des Einflusses der Einbautechnologie beim Einsatz von Hochverdichtungsbohlen auf die Eigenschaften verdichteter Asphalte war es erforderlich, die Verdichtbarkeit der für die Untersuchung im Feld einzubauenden normal und schwer verdichtbaren Asphalttragschichtvarianten AT C 0/32, B80 bzw. AT CS 0/32, B80 nach *ZTV*

[17] Innendurchmesser 198 mm, Einfüllhöhe 205 mm

bit-StB 84 [274] im Labor mit Hilfe des MARSHALL-Verfahrens [279] zu bestimmen, wobei sich nach ARAND „*bemerkenswerter Weise*“ herausstellte, „*daß für den Temperaturbereich oberhalb T = 115 °C praktisch kein Einfluß der Verdichtungstemperatur auf den Verdichtungswiderstand festgestellt werden konnte*“ [8].

Vögele entwickelte 1992 das Meßdatenerfassungssystem *MEDES* [242], um auf empirischem Weg quantitative Kenntnisse zur Kohärenz zwischen den Einstellparametern der Verdichtungsaggregate und den Materialkennwerten des Einbaugutes unter Berücksichtigung von Überlagerungsphänomenen erlangen zu können.

Daran anknüpfend, wurde am *Institut für Förder- und Baumaschinentechnik, Stahlbau, Logistik* an der *Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg* der Einfluß maschinentechnischer Parameter auf den Einbau von Asphalt auf einem 12 m langen Versuchsstand mit einem schienengeführten Wagen und angehängter, frei schwimmender Einbaubohle mit integriertem Stampfer und Vibrator untersucht. Zur Simulation des Einbauverhaltens fand einerseits (ohne die Zuordnung von Vertrauenswürdigkeiten) die Fuzzy-Logik unter Verwendung linguistischer Variablen und andererseits das sog. unscharfe Schließen bei qualitativer oder vager und unsicherer Beschreibung Anwendung [136, 137]. Die sich bis 1999 erstreckenden Untersuchungen zur Ermittlung und Optimierung der maschinen- und regeltechnischen Parameter beim Einbau von Asphalt in der für weitergehende Untersuchungen auf 25 m verlängerten Einbaubahn führten zu dem Ergebnis, daß auf Grund der Multikollinearität nur komplexe Betrachtungen aller Einflußgrößen für die Beschreibung des Einbauverhaltens von Fertigern bez. Einbaudicke und Verdichtungsgrad geeignet sind [139]. Auch bei diesen Versuchsreihen erfolgte weder eine systematische Variation der „*signifikanten Materialkenngröße kinematische Viskosität des Mischgutes*“ [136] noch der Höhe des sich vor der Versuchsbohle befindenden Einbaumaterials.
Zunächst wurden die Einflüsse aus der Erregerkraft des Vibrators, der Anzahl der Stampferschläge pro Stelle, der Stampferneigung, der Temperatur des Mischgutes sowie dessen Splitt/Kies-Massenanteils auf die Dichte des Asphaltersatzgemisches[18] untersucht und in einer linearen Regressionsgleichung abgebildet, in der die Mischguttemperatur lediglich den vorletzten Rang belegt. Allerdings sind auch nahezu 20 % auf Einflüsse zurückzuführen, die in der Regressionsgleichung explizit nicht erfaßt werden [137].
Die Untersuchungen wurden mit dem verdunstungssichereren Paraffinöl SM 946 (*Shell*) als Ersatzbindemittel zur Klärung der Einflüsse aus der Bohlenneigung, der Einbaugeschwindigkeit, der kinematischen Viskosität, des Stampferhubes, der Anzahl der Stampferschläge je Stelle, der Erregerkraft der Vibration sowie der Anzahl der mit diesem Gemisch durchgeführten Versuche fortgesetzt. Auf der Basis von 409 Versuchen wird wiederum eine lineare Regressionsgleichung angegeben (Bestimmtheitsmaß $r^2 = 0{,}75$), in der die kinematische Viskosität Rang Vier belegt. Nach MONECKE U.A. führt eine höhere Mischguttemperatur zu höheren Einbaudichten, dabei nimmt der Einfluß mit zunehmender Stamp-

[18] Verwendung von Ersatzbitumen MC0 bzw. HOS 1.0/LCO für einen SMA /11 S, B65 nach ZTV bit-StB 84 [274]

ferfrequenz ab [139]. Im Ergebnis der umfangreichen Untersuchungen wurden Thesen aufgestellt, der Zustand des Mischgutes fand dabei keine Berücksichtigung [136].

WENDEBAUM [263] simuliert 2004 das Fließverhalten von Asphaltmischgut vor der Einbaubohle mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode (FEM) und modelliert das Material als homogene, inkompressible Flüssigkeit mit hoher Viskosität (s. *Abb. 11*). Die Annahme einer Raumdichte von 2,200 g/cm^3 (im Auslaufbereich der Schnecke)[19] ist aus den oben gen. Gründen ebenfalls als unrealistisch anzusehen.

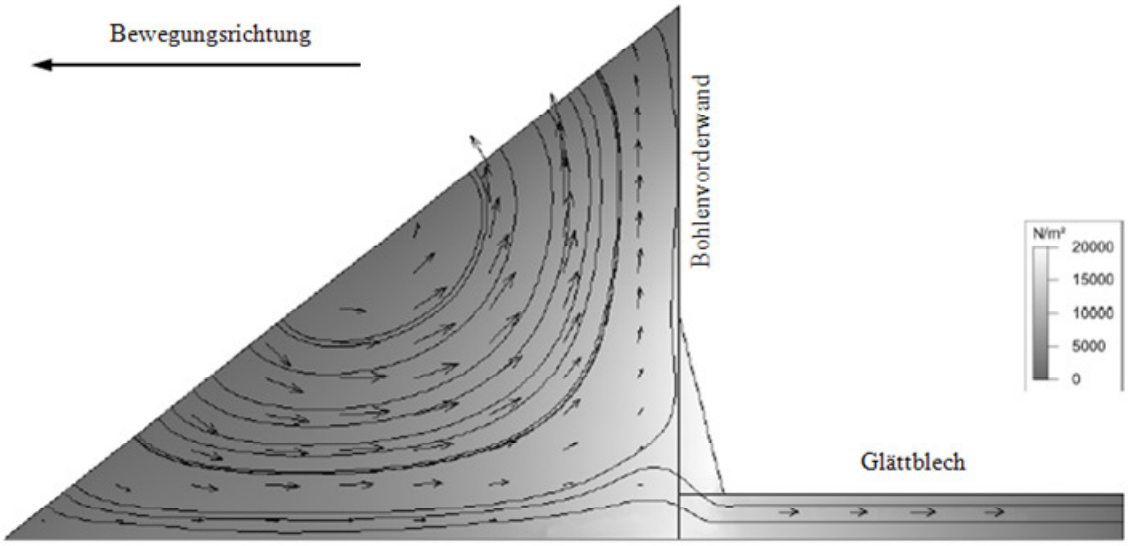


Abb. 11: Materialfluß außerhalb des Einflußbereiches der Querförderschnecke. Darstellung mit Strömungslinien, Geschwindigkeitsvektoren und Druckverteilung im Asphaltmischgut in Anlehnung an [263]

In Schulungsunterlagen bundesdeutscher Hersteller von Fertigern wird darauf hingewiesen, daß eine abgekühlte Mischgutvorlage sowohl die Vorverdichtung als auch, bedingt durch die Zunahme des Versetzungswiderstandes, das Schwimmverhalten der Einbaubohle nachteilig beeinflussen kann [61, 254].

Nicht zuletzt aus diesem Grund soll die Forderung der *ZTV Asphalt-StB 07* [273] nach einem kontinuierlichen Anfahren des Materials entsprechend dem Baufortschritt bewirken, daß das Mischgut mit gleichmäßiger Temperatur auf der Baustelle zum Einbau verfügbar ist.
Im *Merkblatt für das Verdichten von Asphalt – M VA, Ausgabe 2005* wird ausdrücklich darauf hingewiesen, daß die Mischguttemperaturen die durch die Technischen Regelwerke vorgegebenen Spannen nicht über- oder unterschreiten dürfen, weil sich die Verdichtungseigenschaften von Asphalt außerhalb dieser Bereiche erheblich verändern [142].

Ein zusätzliches Problemfeld ist im Kontaktbereich Einbaugut/Glättblech vorhanden:

[19] Anm. des Verfassers

Nach *Vögele* sollte mit dem Einbau von Asphalt erst begonnen werden, wenn das Glättblech eine Temperatur von mindestens 90 °C aufweist, weil sich bis zum Erreichen der Betriebstemperatur das Schwimmverhalten der Bohle verändern kann [255].

Im Zusammenhang mit seinen analytischen Untersuchungen an Raupenfahrwerken von Fertigern weist RIBBACK 1993 auf die stark von der Temperatur des Einbaumaterials abhängige Reibungszahl zwischen Stahl und Asphalt hin und gibt diese bei der Berechnung des Gleitwiderstandes der Bohle unter Bezugnahme auf *Vögele* [256] mit $\mu_{St/A} = 0{,}4$ an [169]. RENNER UND SCHAETZ fanden bei ihren Untersuchungen an einem – *„Bitumenfeinbeton“* entsprechenden – Modellgemisch Haft- und Gleitreibungskoeffizienten zwischen Stahl und Asphalt von $\mu_0 = 0{,}53$ bzw. $\mu_1 = 0{,}45$ [167].

Der Einfluß der – bei demselben Einbaugut vermutlich temperaturbedingt auftretenden – Änderungen des Reibungswiderstandes zwischen Glättblech und Mischgut mit der Folge eines ungenügenden Schwimmverhaltens der Bohle sowie mangelhafter Oberflächenstruktur und möglicher Bindemittelanhaftung wird mit der pauschalen Forderung der Beheizbarkeit der Bohle im *Merkblatt für das Verdichten von Asphalt – M VA, Ausgabe 2005* [142] unterbewertet und verfahrenstechnisch meist nur auf die Startphase des Einbauprozesses fokussiert, indem Mindesttemperaturen nur für den Einbaubeginn vorgegeben werden [254].

2.4 Einfluß der Vorlagehöhe auf das Bewegungsverhalten der Bohle

VÖLKL sprach 1967 die Notwendigkeit der gleichbleibenden Höhe der Materialmenge vor der Bohle an [257], nachdem SCHULZE bereits zwei Jahre zuvor auf die aus der Größe des Mischgutwulstes resultierende Auflast auf dessen untere Zonen und den damit verbundenen merklichen Einfluß auf die Vorverdichtung sowie die bekannte und im praktischen Einbau häufig verdrängte Tatsache hingewiesen hatte, daß sich beim Stehenbleiben des Verteilergerätes der Wulst selbstverständlich anders auf die Vorverdichtung auswirkt als bei einem fahrenden Gerät. Das Asphaltmischgut zeigt ein langsames Kriechen: *„Je länger das Verteilergerät stehen bleibt, um so dichter wird die Mischgutschicht zusammensacken, die sich gerade unter dem Wulst befindet“* [193].

Auch RENNER UND SCHAETZ konnten mit ihren *Untersuchungen an Vibrationseinrichtungen zum Verdichten bituminöser Gemische* nachweisen, daß mit größer werdender Einbaudicke die Dichte des Gemisches im unverdichteten Zustand infolge der Eigenmasse ansteigt [167].

Nach *Barber-Greene* [10] hängt die der Vorwärtsbewegung der Bohle widerstehende Kraft im wesentlichen von der Menge und der Verteilung des durch die Bohlenvorderwand in Einbaurichtung versetzten Materials ab. Mit einer Schwankung der Materialhöhe ist nicht nur eine Änderung der Zugkraft verbunden, auch die Verdichtung des Baustoffes im unmittelbaren Bereich vor der Bohle verändert sich: eine Verringerung der Materialmenge führt über die Minderung der Materialdichte zu einer geringeren Verdichtung. Mit der Än-

derung der Dichte des (der Bohle zugeführten) Materials sinkt strukturell bedingt die dem Bohlengewicht gegenüberstehende Auftriebskraft und führt so lange zum Absinken der Bohle, bis sich wieder ein Kräftegleichgewicht eingestellt hat.

Folgerichtig resultiert umgekehrt aus einer Erhöhung der Materialvorlage eine dicker verlegte Asphaltschicht, weshalb nach BLUMER [23] sowie SCHÖNIAN U.A. [192] die Längs- und Querverteilung zur Einbaubohle ausschlaggebend für die Ebenheit der verlegten Schicht ist und gleichmäßig vonstatten gehen soll.

Weder BÖHMER [26] noch MONECKE U.A. äußern sich zur Konstanz der Mischgutvorlagen bei ihren Versuchen [137, 139]. Letztere profilierten die mit Rechen aufgelockerte Mischgutvorlage an der Frontseite des *„Verdichtungswagens“* mit Hilfe einer trapezartigen Schablone vor.

Bemerkenswert ist außerdem, daß BÖHMER bei einer Bahnlänge von 12,0 m bei jeweils fünf Änderungen der Einbauparameter nur etwa 2,0 m pro Versuchszone zur Verfügung standen. Ausführungen zum Einlaufverhalten der Bohle finden sich nicht.
Die von ihm gewählten Längen der Versuchsabschnitte stehen im krassen Widerspruch zu den theoretisch notwendigen (vgl. *Gl. (21)*) und in der Praxis bestätigten Regelstreckenlängen von mindestens drei Nivellierarmlängen (95-%-Wert gem. [10]) für das Einlaufen der Bohle bei einer Änderung der Zugpunkthöhe. So ist den Literaturstellen [138, 139] zu entnehmen, daß bei einer Versuchsbahnlänge von 25,0 m der Anfang des stationären Zustandes erstmalig nach 13,7 m und nach einer Verstellung der Holmanlenkung nach weiteren 4,0 m wieder erreicht wurde. Weiterhin ist davon auszugehen, daß *Gl. (21)* nicht gehorchende Änderungen – beispielsweise der Mischguttemperatur oder der Höhe der Materialvorlage – Bohlenbewegungen mit Regelstreckenlänge verursachen, die ebenfalls deutlich oberhalb von 2,0 m liegen.
Die Fertiger-Hersteller weisen all’unisono darauf hin, daß wechselnde Vorlagehöhen das Schwimmverhalten der Bohle negativ beeinflussen und eine Erhöhung der Materialzufuhr zum Aufsteigen der Bohle und damit zu größeren Einbaudicken führt [61, 109, 254].

DIETRICH UND VAUPEL berichten, daß mit dem Einsatz eines Beschickers vor der Bohle immer eine gleichbleibende Mischgutmenge zur Verfügung steht, was nach ihren Erfahrungen entscheidende Auswirkungen auf die Ebenflächigkeit hat [48].

3 AUFGABENSTELLUNG UND METHODISCHES VORGEHEN

3.1 Aufgabenstellung

Bei kritischer Durchsicht der Fachliteratur bleibt festzustellen, daß sich die Autoren bisher einer quantitativen Wertung der Einflüsse aus schwankenden Schneckendrehzahlen, Mischguttemperaturen und Höhen der Materialvorlage auf das Bewegungsverhalten der Bohle entziehen, obwohl deren semiempirischen Auswirkungen auf den Vorverdichtungsgrad und die Ebenheit der eingebauten Asphaltbeläge mehrfach erwähnt werden.

Es ist erstaunlich, daß – knapp 80 Jahre nach der Markteinführung des weltweit ersten Fertigers mit schwimmender Bohle – vor dem Hintergrund einer im Mittel der zurückliegenden 10 Jahre allein in Deutschland produzierten jährlichen Menge von rd. 56,4 Mill. t Asphalt [277] die Wissenschaft hinsichtlich der Einflüsse der vorgenannten Parameter noch immer auf Vermutungen und die Einbaupraktiker auf ihre Erfahrung angewiesen sind, die – gemessen an erreichter Funktions- und Strukturqualität – häufig nicht zu genügen scheint, weshalb im Rahmen dieser Arbeit der Versuch unternommen werden soll, unter Konstanz aller übrigen Einbauparameter durch systematische Variation der Mischguttemperatur und der Vorlagehöhe deren Einflüsse auf die Einbaudicke, den Vorverdichtungsgrad und die Längsebenheit beim Einbau einer Deckschicht aus Splittmastixasphalt zu untersuchen und zu quantifizieren, um Empfehlungen für den Einbau ableiten zu können, aus welcher Temperatur-Vorlagehöhe-Konstellation positive Effekte auf die dauerhafte Längsebenheit erwartet werden dürfen. Im Mittelpunkt des Interesses stehen hierbei sowohl die Bereiche annähernd stationärer Zustände im Bewegungsverhalten der Einbaubohle als auch die Regelstrecken, die von dem Einbauwerkzeug nach einer systematischen Parametervariation vom Beginn der Störung des Kräftegleichgewichtes bis zum Wiedererreichen eines stationären Zustandes zurückzulegen sind, wobei im einzelnen die nachfolgend genannten Zielstellungen verfolgt werden sollen:

Aufgrund der im Rahmen der Literatursichtung festgestellten, teilweise divergierenden Auffassungen zum Einfluß von Mischguttemperatur und Vorlagehöhe kommt den sich aus der systematischen Variation der beiden Parameter einstellenden und das Bewegungs- und Verdichtungsverhalten der Einbaubohle abbildenden Eigenschaften Einbaudicke und Raumdichte besondere Bedeutung zu.

In diesem Zusammenhang drängt sich die Frage nach einem funktionalen Zusammenhang zwischen Bohlenzugkraft und Einbaudicke auf, der genutzt werden könnte, um nach dem Ermitteln einer zu definierenden, wegstreckenbezogenen Kraftänderung als Folge einer Störung des Kräftegleichgewichtes während des Einbaus der zu erwartenden Bohlenreaktion prophylaktisch und angemessen gegensteuern und somit kurzwellige Unebenheiten vermeiden, zumindest aber abschwächen zu können.

Vor dem Anliegen, einen Beitrag zur Erhöhung der Nutzungsdauer von Asphaltbelägen durch die Reduzierung der dynamischen Achslasten leisten zu können, sind die Auswirkungen der systematischen Änderung von Mischguttemperatur und Vorlagehöhe auf die

erzielte Längsebenheit unmittelbar nach dem Einbau und fortführend deren Beeinflussung durch das (statische) Walzen abzuschätzen. Zusätzlich ist der Frage nachzugehen, ob sich Unterschiede in der Längsebenheit zeigen, wenn der Einbauprozeß in der zukünftigen Fahrtrichtung oder entgegengesetzt erfolgt.

Auf der Basis theoretischer Betrachtungen zum Einfluß der Schneckendrehzahl auf den Zustand des Mischgutes vor der Einbaubohle sollen die Bedingungen für den Förderprozeß im Hauptversuch abgeleitet werden. Zusätzlich sollen im Rahmen eines Vorversuches einbaugeschwindigkeitsabhängige Schwankungen des Fördermittels untersucht und die Einbaugeschwindigkeit für den Hauptversuch festgelegt werden.

Es soll der Versuch unternommen werden, aus den Meßdaten der Bohlenzugkraft, der Einbaudicke und dem Vorverdichtungsgrad mechanische Modelle zur Erklärung der Einflüsse der beiden Parameter abzuleiten. Zusätzlich sollen unter Würdigung der ermittelten Längsebenheit Empfehlungen für den praktischen Einbau von Splittmastixasphalt mit polymermodifiziertem Bindemittel hinsichtlich vertretbarer Schwankungen der Materialvorlagehöhe vor der Einbaubohle um ein zu präferierendes Niveau sowie Einengungen der gem. Regelwerk zulässigen Temperaturspannen der Mischgüter gegeben werden.

Der bisher übliche Antrag der Kräfte und Momente an der hier als Einbau- und Schneidwerkzeug sowie zum Einbaugut hin bewegten Wand zu betrachtenden Bohle ist im Ergebnis der Datenauswertung unter dem überlagernden Einfluß der Querförderschnecken auf den temporären Zustand des Asphaltmischgutes zu überprüfen und gegebenenfalls zu erweitern.

Aus den Einzelereignissen möglicherweise erkennbare Nebeneffekte sollen interpretiert und gegebenenfalls sich abzeichnender Forschungsbedarf aufgezeigt werden.

3.2 Abgrenzung der Untersuchung

Zur Abschätzung des Einflusses von Mischguttemperatur und Materialvorlagehöhe auf das Bewegungsverhalten der Einbaubohle und damit auf die Einbaudicke, den Vorverdichtungsgrad und die Längsebenheit beim Einbau einer Deckschicht aus Splittmastixasphalt wird experimentell vorgegangen. Im Rahmen des Hauptversuches sollen für die systematische Variation der beiden Einflußgrößen fünf Versuchsfelder angelegt werden.

Nach BRAUN UND LIESNER *„treten die niedrigsten zulässigen Unebenheitshöhen durchweg im Bereich der Achseigenfrequenzen auf“* [34], weshalb die Untersuchungen zur Längsebenheit auf den Bereich der Radlastschwankungen und deren Einfluß auf die Nutzungsdauer gerichtet werden.

In den höheren Bauklassen werden als Deckschichtmaterial Splittmastixasphalte eingesetzt, unter den Aspekten Griffigkeit, Lärm und Gleichmäßigkeit zunehmend die für den Hauptversuch verwendete Mischgutsorte SMA 8 S, 25/55-55 gem. *ZTV Asphalt-StB 07, Ausgabe 2007* [273] mit einer Schichtdicke bis 4,0 cm. Unter Berücksichtigung der *Richtlinien für die Anlage von Straßen, Teil: Querschnitte, RAS-Q, Ausgabe 1996* [160]

wird für die Versuche eine Einbaubreite von 3,75 m gewählt, die beispielsweise der Breite eines Fahrstreifens innerhalb der Regelquerschnitte RQ 35,5 und RQ 29,5 sowie eines Fahrstreifens zuzüglich des Randstreifens der Regelquerschnitte RQ 20, RQ 15,5 und RQ 10,5 entspricht.

Abhängig vom Bindemittel und der Zusammensetzung des Asphaltmischgutes werden in der *ZTV Asphalt-StB 07, Tab. 5* [273] zulässige Temperaturspannen zwischen der Abgabe im Mischwerk und der Anlieferung auf der Baustelle angegeben, die für das Versuchsmaterial zwischen 190 und 150 °C liegen (vgl. *Tab. 2*), weshalb zur systematischen Untersuchung des Einflusses der Mischguttemperatur auf die Bohlenzugkraft und die hier interessierenden Eigenschaften Dicke, Raumdichte und Längsebenheit der Prüfschicht drei Temperaturstufen gewählt werden: 150 °C, 170 °C sowie 190 °C.

Der für die Einbauversuche mit den Versuchsmaterialien EOS 0/10 (Vorversuch) und SMA 8 S (Hauptversuch) genutzte marktübliche Fertiger vom Typ DF 145C mit einer Einbaubohle EB 50 TV soll mit einer konstanten und für den Einbau von Deckschichten typischen Einbaugeschwindigkeit betrieben werden, auf die die Verdichtungsparameter Stampfer- und Vibrationsdrehzahl auf Basis praktischer Erfahrungen abzustimmen sind.

Aufgrund des komplizierten Versuchsablaufes (20 beteiligte Personen, Zwänge in der temperaturbedingten Abfolge der Mischgutherstellung und -logistik) muß auf Randomisieren verzichtet werden.

Die meßtechnische Erfassung und Protokollierung von Prozeßgrößen umfaßt im wesentlichen

- die für die Einbauversuche mit ungebundenem Material und mit Asphaltmischgut fest eingestellten und sich ablaufbedingt ändernden maschinentechnischen Parameter sowie die abgeleiteten Größen (Stampfer- und Vibrationsdrehzahl, Einbaugeschwindigkeit und Weg, Volumenstrom der Schnecke, am Schneckenantrieb anliegender hydraulischer Druck, Schneckenleistung und -drehzahl),
- die Höhe der Materialvorlage vor der Bohle und
- die Zielgrößen: Kraft am Bohlenzugpunkt, Anstellwinkel der Bohle, Einbaudicke, Raumdichte nach dem Einbau und dem Walzen sowie Höhenprofil nach dem Einbau und dem Walzen.

Im Hauptversuch sind zusätzlich

- die Mischguttemperatur bei der Übergabe vom Lkw an den Fertiger,
- die Temperatur der Mischgutvorlage vor der Bohle und
- die Temperatur an der Oberfläche des eingebauten Mischgutes unmittelbar hinter der Bohle

zu ermitteln.

3.3 Methodisches Vorgehen

3.3.1 Theoretische Untersuchungen

Da die Reaktion des Einbauwerkzeuges von dessen Interaktion mit dem Einbaugut abhängt, wird es als erforderlich angesehen, einleitend zu den theoretischen Untersuchungen relevantes Wissen zur Partikelbewegung im Innern eines Haufwerkes wiederzugeben.

Die sich in Abhängigkeit vom Typ der Bohle, den eingesetzten Verbreiterungsteilen und der jeweiligen Position des Mischgutes vor dem Einbauwerkzeug über die Einbaubreite ausbildenden unterschiedlichen Geometrien des Haufwerkes sollen beschrieben werden.

Der eine wesentliche Voraussetzung für die experimentellen Untersuchungen bildende, bisher nicht genau bekannte, aber als möglichst gleichmäßig postulierte Einfluß des Querförderaggregates auf die Kondition des Mischgutes auf dessen Weg vom Ende des Lattenrostes zur Vorderwand der Bohle soll vor dem Anliegen eines für den Hauptversuch zu präferierenden Drehzahlbereiches für die dominierende Haufwerksgeometrie abgeschätzt werden.

Basierend auf theoretischen Untersuchungen zur Wirkung der Einbaubohle als Werkzeug mit geometrisch bestimmter Schneide, den unter Rückgriff auf das mechanische Trennverfahren Spanen ableitbaren Wirkzonen der Verdrängung des Einbaugutes mit periodisch auftretenden Brucherscheinungen und des in Anlehnung an die Erddrucktheorie abzuschätzenden Materialdruckes auf die Bohlenvorderwand soll unter der Bedingung konstanter Einbauverhältnisse der Versuch unternommen werden, hypothetische Fließ- und Verfestigungsorte eines Schüttgutelementes auf dessen Weg vom Eintritt in den Schneckenkanal bis zur Glättblechvorderkante sowie die sich ausbildenden Spannungspfade darzustellen.

3.3.2 Voruntersuchungen im Feld

Experimentelle Voruntersuchungen mit einer Elektroofenschlacke[20] EOS 0/10 hinsichtlich der beim Hauptversuch zu erwartenden Gleichmäßigkeit der Schneckendrehzahl und Vorlagehöhe in Abhängigkeit von der Einbaugeschwindigkeit sollen der Konkretisierung der Versuchsbedingungen sowie der weiteren Versuchseinengung dienen und gleichzeitig das Trainieren der einzelnen Arbeitsschritte sowie das Testen der Meßtechnik gestatten. Darüber hinaus sind Aussagen zur Regelstreckenlänge zu erwarten.

Der Versuchsaufbau unter systematischer Variation der jeweils 3stufigen Parameter Einbaugeschwindigkeit und Höhe der Materialvorlage vor der Einbaubohle zur Abschätzung der vermuteten Einflüsse auf

- die an den Bohlenzugpunkten gemessenen Kräfte,
- die Länge der stationären Abschnitte und Regelstrecken,
- die Einbaubreite,
- die Einbaugeschwindigkeit,
- den Drehzahlbereich der Querförderschnecken,

[20] auf dem Versuchsgelände vorhanden und aus Kostengründen genutzt

- die Materialvorlagehöhen und
- die Reibung unter dem Glättblech (Nutzung eines Untersuchungsergebnisses aus dem Einbau von Asphalttragschichtmaterial beim Bau des Versuchsgeländes)

ist zu beschreiben.
Bei annähernd konstanten Schneckendrehzahlen ist im stationären Einbau aufgrund einer für diesen Fall in erster Näherung ebenfalls als konstant anzunehmenden Scherfläche der Materialsäule vor der Bohle ein nahezu linearer Einfluß der Vorlagehöhe auf den Versetzungswiderstand zu erwarten.

Im Ergebnis der Voruntersuchung sollen sowohl die Vorgehensweisen zur Datenerfassung bestätigt (ggf. auch angepaßt) als auch

- die Länge der Versuchsabschnitte,
- die Einbaubreite,
- die Einbaugeschwindigkeit und
- die Materialvorlagehöhen

für den Hauptversuch festgelegt werden. Die mittleren Drehzahlen der Querförderschnekken ergeben sich im wesentlichen aus den – den Volumenstrom beeinflussenden – Größen: Einbaudicke, Einbaubreite und Einbaugeschwindigkeit.

3.3.3 Hauptversuch

Im Rahmen der Durchführung des Hauptversuches ist damit zu rechnen, daß die üblichen Schichtdicken von 3,0 bis 4,0 cm (endverdichtet) unterschritten werden und es zu unerwünschten Kornverfeinerungen bereits im Zuge des Einbaus kommen kann, weshalb auch aus diesem Grund die Entscheidung zugunsten der Mischgutsorte SMA 8 S, 25/55-55 getroffen wird, die problemlos bis zu einer Schichtdicke von 3,0 cm eingebaut werden kann.

Zur systematischen Untersuchung des Einflusses der Mischguttemperatur auf die Bohlenzugkraft, die Einbaudicke sowie die Längsebenheit sollen drei Temperaturstufen gewählt werden, da aufgrund der Bindemittelkomponente ein nichtlinearer Zusammenhang zwischen der Mischguttemperatur und dem Versetzungswiderstand zu erwarten ist. Gleichzeitig sind die hinlänglich bekannten Schwankungen in der Zusammensetzung des Mischgutes und seiner Temperatur durch eine sinnvolle Gestaltung der Arbeitsabläufe zu minimieren.

Aus dem notwendigen Untersuchungsumfang und den sich ergebenden Randbedingungen sind entsprechend der Variation der Einflußgrößen die Versuchsbahnen festzulegen und auf das Einbaufeld zu verteilen, wobei die Versuche unter Konstanz des residualen Parameters mit einer

- dreistufigen Variation der Mischgutemperatur sowie
- zweistufigen Variation der Vorlagehöhe des Materials vor der Einbaubohle mit zwei unterschiedlichen Ausgangsniveaus

unter Berücksichtigung der nachfolgend genannten, unabdingbaren Maßnahmen so anzulegen sind, daß zwischen den Regelstrecken mit hoher Wahrscheinlichkeit homogene Untersuchungsabschnitte entstehen:

- keine Lkw-Wechsel in Versuchsbahnen mit geplanter konstanter Mischguttemperatur,
- permanenter Kontakt zwischen Lkw und Fertiger,
- gleiches Schüttverhalten,
- unterbrechungsfreier Einbau,
- gleichmäßige Mischguttemperatur und Höhe der Materialvorlage sowie
- konstante Einbaugeschwindigkeit und Verdichtungsparameter.

Nachdem Versuche im Labor, bei denen MARSHALL-Probekörper mit einem Verdichtungsgrad von rd. 80 % auf einer als schiefe Ebene fungierenden, vorgeheizten Stahlplatte zum Gleiten gebracht werden sollten, und auch das Mitschleppen des gewärmten ballastierten Grundkörpers eines Plattenverdichters durch die Bohle zur Ermittlung von Haft- und Gleitreibungsbeiwerten zwischen Asphalt und Stahl fehlgeschlagen waren, bietet es sich am Ende einer jeden Versuchsbahn mit konstanter Mischguttemperatur an, das vor der Bohle verbliebene Material restlos zu verbrauchen, auf dem bereits eingebauten letzten Abschnitt ca. 3,0 m zurückzufahren, die Bohle in voller Einbaubreite abzusetzen und zur Bestimmung der Reibungsbeiwerte mit dem Fertiger erneut anzufahren.

3.3.4 Laboruntersuchungen

Nach Abschluß des Hauptversuches sollen aus den Versuchsfeldern mit planmäßig konstanter Einbautemperatur Bohrkerne an Positionen mit festgestellten hohen und niedrigen radiometrischen Raumdichten entnommen und im Labor die gravimetrischen Raumdichten anhand des MARSHALL-Verfahrens [279] bestimmt werden. Für die Auswertung der Versuchsergebnisse sind die radiometrischen Raumdichten in gravimetrische Bohrkerndichten umzurechnen.

Zur Begründung des Einflusses der Mischguttemperatur auf die Schichtdicke soll eine Untersuchung hinsichtlich der temperaturbedingten Fließfähigkeit des im Hauptversuch verwendeten Asphaltmischgutes durchgeführt werden. Dazu ist in drei Temperaturstufen die Ausflußmenge locker gelagerten Mischgutes innerhalb einer fest vorgegebenen Zeitspanne durch eine Öffnung im Bodenstück einer Vorrichtung zu ermitteln.

3.3.5 Auswertung der Versuchsergebnisse

Zur qualitativen und quantitativen Erfassung der angesprochenen Eigenschaften des gewonnenen Datenmaterials sind nach dessen versuchsabschnittsgerechter Aufbereitung und Kontrolle auf Plausibilität sowie technische Ausreißer multivariate Verfahren der mathematischen Statistik auf Basis einer Irrtumswahrscheinlichkeit $\alpha = 0{,}05$ vorgesehen, weshalb die im Rahmen dieses Projektes durchgeführten Versuche so anzulegen sind, daß stets eine Regressionsanalyse mit Kreuzklassifikation und festen Effekten auf das gewonnene

Datenmaterial angewendet werden kann. Da der Grad des Zusammenhanges zwischen zwei Variablen von einer dritten oder mehreren anderen Variablen beeinflußt werden kann, soll mit Hilfe des Maßstabes des partiellen Korrelationskoeffizienten der Grad der Abhängigkeit zwischen zwei Variablen untersucht werden, wenn der Einfluß der dritten ausgeschaltet ist.

Nach den statistischen Untersuchungen sollen die Versuchsergebnisse vorgestellt und zunächst einzeln interpretiert werden, bevor die Darstellung der Ergebnisse im Kontext und deren Verallgemeinerung sowie die für den Antrag der Kräfte und Momente zu ziehenden Schlüsse, als auch die Übertragung des Erkenntniszuwachses in die baupraktische Anwendung erfolgt.

4 DAS ASPHALTHAUFWERK VOR DER BOHLE

Ein am Fertiger gelenkig angehängtes, nachgeschlepptes Einbauaggregat (s. auch *Abb. A.3*) zieht das Einbaugut unter Glättung und Verdichtung auf ein bestimmtes Maß ab. Da Unebenheiten im Untergrund ausgeglichen werden sollen, wurde die Fertigerbohle schwimmend ausgeführt, um einen Eigennivelliereffekt erzielen zu können. Allerdings ist die Bezeichnung *schwimmende Bohle* als Übersetzung des amerikanischen Ausdruckes *floating screed* irreführend, da diese keinen Auftrieb im physikalischen Sinn erfährt, sondern vom Einbaugut getragen wird.
Die herstellerspezifisch elektrisch oder mit Gas beheizbaren Einbaubohlen werden starr oder in der Einbaubreite stufenlos verstellbar ausgeführt (Variobohlen).

Für die Baugruppen und Bauteile eines Fertigers sind sowohl in der Literatur als auch umgangssprachlich unterschiedliche, herstellerspezifische Begriffe zu finden, weshalb für die vorliegende Abhandlung zur Vermeidung von Mißverständnissen eine einheitliche Terminologie zwingend erforderlich ist (s. *Anl. A.1.1*). Ordnungshalber wurde in den *Abbn. A.1* und *A.2* die Zugmaschine als *Traktor* bezeichnet. Da dieser aber umgangssprachlich – unter zusätzlicher Nennung der Bohle – auch *Fertiger* genannt wird, wird zum besseren Verständnis diese Bezeichnung beibehalten.

4.1 Zur Geometrie des Asphalthaufwerkes vor der Bohle

4.1.1 Abschnitte unterschiedlicher Haufwerksgeometrien

In Abhängigkeit vom Typ der Bohle[21], den eingesetzten Verbreiterungsteilen[22] und der jeweiligen Position des Mischgutes vor dem Einbauwerkzeug (s. *Abb. A.2*) bilden sich unter dem dominanten Einfluß der Schnecke und deren Füllungsgrad unterschiedliche Geometrien des Haufwerkes in den freien Räumen vor der Bohle aus. Unter der Haufwerksgeometrie wird vom Verfasser der durch die Unterlage, den Materialschacht (12) und die Bohlenvorderwand (22) bzw. das Materialleitblech (23) begrenzte Querschnitt des Haufwerkes mit der sich füllstandbedingt einstellenden Neigung der Haufwerksoberfläche verstanden (vgl. *Abbn. A.2*, *12* bis *14* und *A.6* sowie *Tab. A.1*) und in unterschiedliche *Abschnitte A – F* unterteilt, die in der *Anl. A.1.2* ausführlich beschrieben werden:

- *A* Bereich der Materialübergabe vom Lattenrost in den vom unmittelbar darunter angeordneten Materialabwurfblech und der Bohlenvorderwand gebildeten Schneckenkanal,
- *B* Bereich der Querförderung in dem von der Fertigerrückwand und den sich anschließenden Materialschächten sowie der Bohlenvorderwand der Grundbohle und den Materialleitblechen gebildeten Schneckenkanal konstanten Querschnittes beim Einsatz starrer oder variabler Bohlen,

[21] Ausziehbohle (variable Bohle) oder Standardbohle (starre Bohle) mit/ohne hydraulisch ausfahrbare(n) Endteile(n)

[22] Materialschächte, -leitbleche, Schneckenlager (s. *Abbn. A.1* bis *A.3* und *12* bis *14*)

C Bereich der Querförderung in dem von den Materialschächten sowie den Bohlenvorderwänden der Grundbohle und der Ausschiebeteile gebildeten Schneckenkanal nicht konstanten Querschnittes beim Einsatz variabler Bohlen ohne montierte Materialleitbleche,

D Bereich zwischen Materialleitblech, Bohlenvorderwand und Bohlenbegrenzungsblech,

E Bereich der Materialauslaufzone zwischen letztem Materialschacht, Bohlenbegrenzungsblech und Materialleitblech oder Bohlenvorderwand des Ausschiebe- oder Anbauteiles,

F Einflußbereich eines Schneckenlagers.

Die zu untersuchenden Auswirkungen schwankender Mischguttemperaturen und Höhen der Materialstände vor der Bohle auf das – die Fahrbahnebenheit beeinflussende – Bewegungsverhalten des Einbauwerkzeuges mit den daraus resultierenden Anregungsfrequenzen für die Fahrzeuge sowie deren Aufbauten, Ladegut und Insassen werden vom Verfasser als verfahrenstechnisch bedeutsam für Regelquerschnitte ab RQ 10,5 gem. *RAS-Q* [160] eingeschätzt. Somit überschreiten die möglichen Einbaubreiten im Bereich der Fahrspuren mit mindestens 3,50 m die Abmessungen der Grundbohle (17). Bei einem angenommenen Einbaugewicht von 96,0 kg/m^2 für Asphaltdeckschichten und einer Einbaugeschwindigkeit von 5,0 m/min ist ein durchschnittlicher Materialfluß vom Lattenrost (6) in den Schneckenkanal von 28,0 kg/s erforderlich, weshalb davon auszugehen ist, daß sich die in den *Abschnitten B* und *C* beobachtbaren, bedeutsamen Materialbewegungen bereits unmittelbar neben dem Lattenrost (6) – an der angrenzenden Fertigerrückwand (7) – einstellen können.

4.1.2 Geometrische Verhältnisse in den dominanten Abschnitten

Nachdem die sich ausbildenden unterschiedlichen Haufwerksgeometrien innerhalb der *Abschnitte B* und *C* aufgrund praktischer Erfahrungen und ihres auf die Einbaubreite bezogenen Anteils als bedeutsam hinsichtlich des Einflusses auf das Kräftegleichgewicht an der Bohle erkannt wurden, sollen theoretische Untersuchungen dazu beitragen, das Zustandekommen der Materialbewegungen bis hin zum scheinbaren Ruhen vor der Vorderwand erklären zu können. Dazu ist es erforderlich, die den Materialstrom beeinflussenden geometrischen Verhältnisse sowohl im Schneckenkanal als auch im – in Einbaurichtung gesehen – nachfolgenden Raum zu analysieren.

Die Abmessungen im Bereich des Schneckenkanals der *Abschnitte B*, *C* und *D* zwischen Materialleitblech (23) und Bohlenvorderwand (22) sollen anhand der *Abbn. 12* bis *14* für

einen mit einer variablen Bohle EB 50 TV[23] ausgerüsteten Fertiger DF 145C, der auch für die Einbauversuche verwendet wird, verdeutlicht werden.

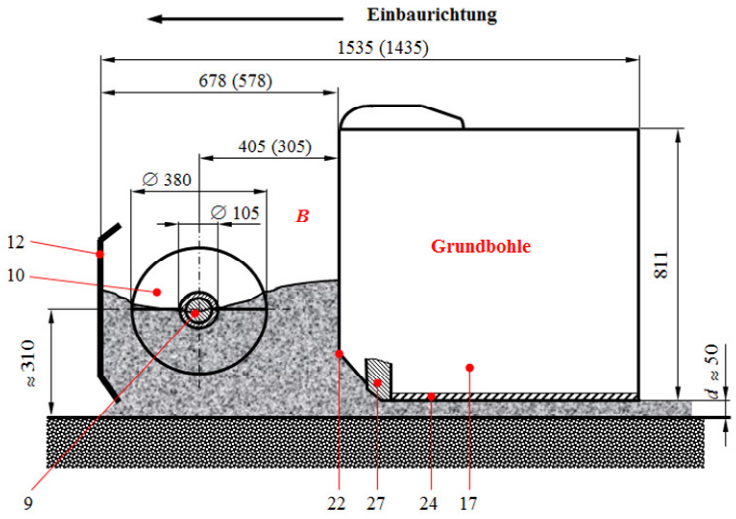


Abb. 12: Vereinfachte Darstellung der geometrischen Verhältnisse im *Abschnitt B* im Bereich der rechten Grundbohle (17) beim Einbau einer rd. 50 mm dicken Schicht am Beispiel eines Fertigers DF 145C mit variabler Bohle EB 50 TV (vgl. *Schnitt B – B* in *Abb. A.2*); Bezugszeichen s. *Tab. A.1*

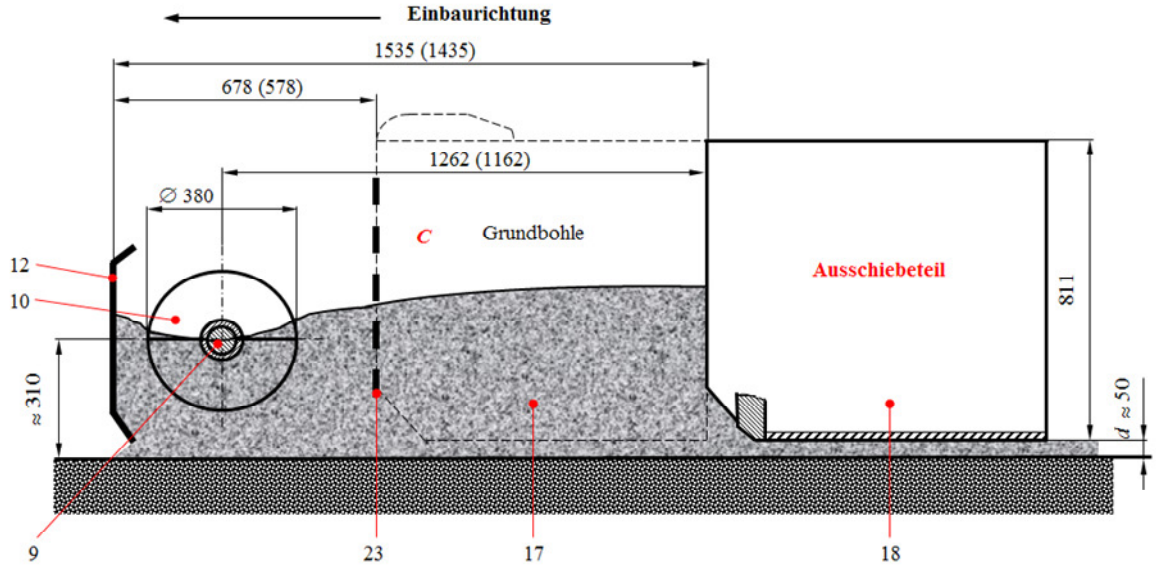


Abb. 13: Vereinfachte Darstellung der geometrischen Verhältnisse im *Abschnitt C* im Bereich des rechten Ausschiebeteiles (18) ohne montiertes Materialleitblech (23) beim Einbau einer rd. 50 mm dicken Schicht am Beispiel eines Fertigers DF 145C mit variabler Bohle EB 50 TV (vgl. *Schnitt C – C* in *Abb. A.2*); Bezugszeichen s. *Tab. A.1*

Im Bereich der Grundbohle (17) wird der 678 mm breite Schneckenraum vom Materialschacht (12) und der Bohlenvorderwand (22) begrenzt (*Abb. 12*). Der Abstand zwischen Schneckenflügelaußenkante (10) und Vorderwand (22) der Grundbohle (17) beträgt max. 215 mm und wird im Normalfall (z.B. Einbau von Deckschichten) durch das Umsetzen der

[23] Bei den durchzuführenden Versuchen wird bewußt als Einbaubohle das Vorgängermodell EB 50 TV mit schmaleren Bodenplatten eingesetzt, um deutlichere Bohlenreaktionen aus der Variation der ausgewählten Parameter erhalten zu können.

Bohle am Zugarm (14) um 100 mm verkürzt. Die gleichen Bedingungen ergeben sich vor den Anbauteilen (20) beim Einbau mit einer starren Bohle. Damit bestehen gute Voraussetzungen, das Mischgut im Förderkanal in Bewegung und den Versetzungswiderstand klein halten zu können.

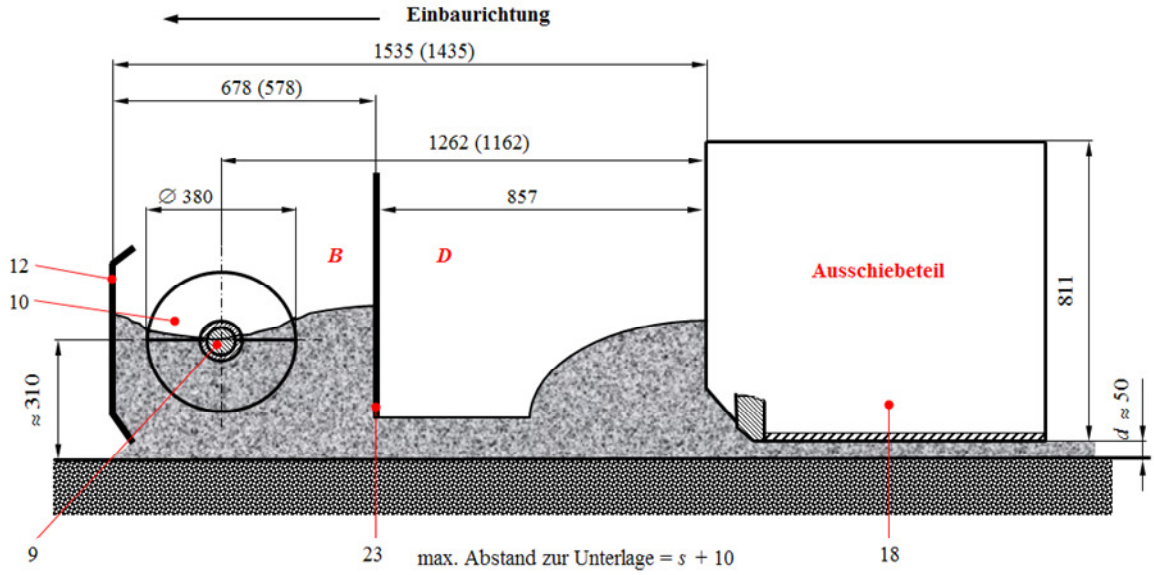


Abb. 14: Vereinfachte Darstellung der geometrischen Verhältnisse in den *Abschnitten B* und *D* im Bereich des rechten Ausschiebeteiles (18) mit montiertem Materialleitblech (23) beim Einbau einer rd. 50 mm dicken Schicht am Beispiel eines Fertigers DF 145C mit variabler Bohle EB 50 TV (vgl. *Schnitt B – D* in *Abb. A.2*); Bezugszeichen s. *Tab. A.1*

Häufig ist es praktisch erst möglich, ab einer bestimmten Einbaubreite Materialleitbleche (23) zu montieren, *Abb. 13* verdeutlicht diesen Zustand (gestrichelte Linie). Die Kontur der Grundbohle (17) wurde ebenso wie die Position des erforderlichen Materialleitbleches (23) eingezeichnet.

Aus dieser sowie der *Abb. A.2* wird ersichtlich, daß sich die Breite des Schneckenkanals nach der Grundbohle (17) schlagartig auf 1535 mm vergrößert mit der Folge, daß sich im Schneckenkanal befindendes Einbaugut aufgrund eines Freiraumes von (1262 – 190) mm = 1072 mm zur Bohlenvorderwand (22) von der Schnecke (11) nicht mehr vollständig gefördert werden kann. In diesem Bereich kann man beobachten, daß der Umlauf des Materials unmittelbar vor dem Ausschiebeteil (18) so gut wie zum Erliegen kommt. Der Versetzungswiderstand des Asphaltmischgutes verändert sich und kann in Abhängigkeit von der Einbaubreite und somit von der Stärke der Ausprägung zu einer entsprechenden Reaktion der Bohle führen.

Bei größeren Einbaubreiten werden üblicherweise Materialleitbleche (23) montiert, um den Versetzungswiderstand klein halten zu können. Dann entspricht die Situation im Förderkanal dem gem. *Abb. 14* beschriebenen Zustand. Der abgegrenzte Raum zwischen Materialleitblech (23) und der Vorderwand (22) des Ausschiebeteils (18) ist im betrachteten Fall 857 mm breit. Bei richtiger Höhenposition des Materialleitbleches (23) zur Unterkante des Glättbleches (24) der Grundbohle (17) (maximal 10 mm über der Einbaulage) gelingt die

Dosierung vor dem Ausschiebeteil (18) derart, daß sich nur eine kleine Materialwulst bildet, die vor der Bohlenvorderwand (22) rollt, sich beständig verbraucht und wieder gleichmäßig ergänzt wird. Diese im Einbauprozeß bei größerer Arbeitsbreite anzustrebenden Zustände führen zu keiner nennenswerten Zunahme des Versetzungswiderstandes. Häufig gelingt dies aus den unterschiedlichsten Gründen nicht und vor dem Ausschiebeteil (18) bildet sich ein dreieckförmiger Mischgutkegel, der unterschiedliche und unerwünschte Bohlenreaktionen hervorruft. Diese Reaktionen verstärken sich aufgrund des häufig deutlichen Temperaturabfalls des hier ruhenden Materials.

4.2 Zur Kinematik des Kornhaufwerkes

Von Fertigern werden die unterschiedlichsten Baustoffgemische eingebaut, die vom Asphaltmischgut über Gemische aus Gesteinskörnungen bis hin zum Gleisschotter reichen. Obwohl im Rahmen der hier zu referierenden Untersuchungen ausschließlich Vermischungen von Gesteinskörnungen mit Bitumen von Relevanz sind, wird es als notwendig erachtet, zunächst mit Ausführungen zum ungebundenen Kornhaufwerk zu beginnen.

4.2.1 Das ungebundene Kornhaufwerk

HOLL [94] differenziert das aus zusammengehäuften, unregelmäßig geformten Einzelkörnern unterschiedlicher Größe bis zur gegenseitigen Berührung bestehende anisotrope Kornhaufwerk in eine lockere und dichte Lagerung, deren Grenzen von der Kornform und der Korngrößenverteilung beeinflußt werden.
Als locker gelagertes Kornhaufwerk bezeichnet er eine Art der Kornzusammenhäufung, *„bei der die geometrischen Verträglichkeitsbedingungen noch eine weitere Verdichtung zulassen“* und die Einzelkörner somit in der Lage sind, *„Bewegungen innerhalb des Haufwerks auszuführen“*.
Die bei einem gegebenen Kornbestand erzielbare dichteste Lagerungsart mit der *„kinematisch starre(n) oder überstarre(n) Einbettung der Einzelkörner in den Kornverband“* repräsentiert das dicht gelagerte Kornhaufwerk, wobei HOLL definitionsgemäß Veränderungen des Kornbestandes durch Kornzertrümmerung infolge Überbeanspruchung ausschließt.

Innerhalb eines Haufwerkes besitzt jedes Korn translatorische und rotatorische Freiheitsgrade, wobei es sich *„durch gegenseitige Berührung der Einzelkörner“* um *„geführte Bewegungen“* handelt, da *„bei gedanklicher Außerachtlassung der Kraft“* die Bewegungsrichtung selbst *„durch Form und Anordnung der Nachbarkörner vorgegeben“* und mit zunehmender Überführung in eine dichtere Lagerung durch Reduktion der Freiheitsgrade *„zwangsläufiger wird“* [94].
Relevant auf Grund ihrer Ursache für die inneren Beanspruchungen im Haufwerk ist die Relativbewegung eines Korns gegenüber seinen Nachbarkörnern. Mit zunehmender Verdichtung nimmt die Zahl der Führungen für Kornbewegungen bei gleichzeitiger Mobilisierung eines erheblich größeren Bewegungswiderstandes infolge Reibung zu. Somit bewirkt die Verdichtung geometrisch eine Zunahme des Dichtigkeitsgrades, kinematisch eine Ab-

nahme der Zahl der Freiheitsgrade der Einzelkörner, wobei die kinematische Steifigkeit bei Verwendung von Rundkorn gegenüber gebrochenem Korn geringer ausfällt.
Bei gleicher Kornform hängt der kritische Reibungswinkel φ_c von der Korngröße und deren Verteilung ab. *„Je größer die Körner sind, desto größere Momente entstehen beim Rollen. Momente, Korngröße und Scherlokalisierung hängen (...)“* nach TEJCHMAN [221] *„miteinander zusammen.“*

Unterhalb einer Partikelgröße von 100 µm gewinnt der Einfluß von Haftkräften[24] zwischen den einzelnen Partikeln eines Haufwerkes gegenüber der Gewichtskraft an Bedeutung, weshalb es sich mit abnehmender Partikelgröße zunehmend kohäsiv verhält. Gleiches gilt für die feuchtigkeitsbedingte Ausbildung von Flüssigkeitsbrücken zwischen den Haufwerkspartikeln.
Die Kohäsion *c* repräsentiert die Schubspannung τ_c, bei der ein zusätzlich belastetes Haufwerk in Abhängigkeit von seinem Verfestigungszustand zu fließen beginnt, während ein kohäsionsloses Haufwerk bereits aufgrund der Beanspruchung durch sein Eigengewicht fließt.

Betrachtet man das als locker gelagertes Kornhaufwerk bezeichnete Partikelkollektiv als lückenlos zusammenhängend, können die Gesetze der Kontinuumsmechanik ähnlich wie auf Festkörper oder Flüssigkeiten angewendet werden.

4.2.2 Das Asphalthaufwerk

Asphalte sind Vermischungen von Gesteinskörnungen mit bitumenhaltigen Bindemitteln, wodurch diese nach HOLL [94] auch im lockeren Zustand in mehrfacher Hinsicht verbessert werden können: die Tendenz zur Entmischung wird entscheidend vermindert und durch die Schmierwirkung der Verdichtungsvorgang wesentlich erleichtert, bei zu hoher Viskosität allerdings auch erschwert.

Walzasphalt als heterogenes Gemisch mit außerordentlich verschiedenen mechanischen Eigenschaften wird als Dreiphasensystem betrachtet, das aus einem räumlichen Mineralskelett, einer viskosen Mörtelmatrix und luftgefüllten Hohlräumen besteht.

Da die feinsten Bestandteile des bitumengebundenen Haufwerkes im Bindemittel schwimmen, wird der Füller dem Mörtel zugezählt, der die Hohlräume zwischen den Stützkörnern ausfüllt und das Mineralstoffskelett verklebt. Mit steigender Konzentration an Füller erhöht sich die scheinbare Konzentration des Bindemittel-Füller-Gemisches.

Wenngleich sich die Fachleute bisher u.a. auf die Gesetzmäßigkeiten der Änderung des Verformungswiderstandes und dessen Beeinflussung bei der Überführung eines locker gelagerten in ein dicht gelagertes bitumenhaltiges Haufwerk konzentrierten und im Mittelpunkt rheologischer Untersuchungen der endverdichtete Walzasphalt steht, so sind die ge-

[24] z.B. van-der-Waals-Kräfte, elektrostatische Anziehungskräfte [173]

wonnenen Erkenntnisse teilweise auf den vorliegenden Untersuchungsgegenstand – das mit Bitumen vermischte, locker gelagerte Haufwerk vor der Bohle – anwendbar.

NIJBOER [145] versteht den Verformungswiderstand τ_{vw} als Folge dreier physikalisch exakt definierbarer Größen:

$$\tau_{vw} = \tau_i + \tau_\phi + \tau_{visk} . \tag{22}$$

Nach HUSCHEK [100] ist der Initialwiderstand τ_i die Summe der Widerstände, die normalspannungs- und verformungsgeschwindigkeitsunabhängig sind und sowohl durch eine echte sowie auf der Klebewirkung des Bindemittels beruhenden, temperaturabhängig bedingten, scheinbaren Kohäsion als auch durch die formschlüssige Verzahnung der Mineralteilchen geprägt werden.
Die innere Reibung $\tau_\phi = \sigma \cdot \tan \phi$ ist der Anteil am Scherwiderstand, der proportional der auf die Scherfläche wirkenden Normalspannung ist und durch Lagerungsdichte, Form, Größe und Rauheit der Mineralkörner sowie die Abstufung des Gemisches aus Gesteinskörnungen beeinflußt wird.
Der infolge der Viskosität des Mörtels η_m auftretende und eine Verformungsgeschwindigkeit voraussetzende Scherwiderstand wird als viskoser Widerstand τ_{visk} bezeichnet. NEWTON definiert für idealviskose Flüssigkeiten die dynamische Viskosität η als das auf die bituminöse Mörtelmatrix im Walzasphalt nur näherungsweise anwendbare Verhältnis aus viskosem Widerstand τ_{visk} und Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}$. Es ist also zwischen der scheinbaren Viskosität des inkompressiblen Zweiphasensystems Mörtelmatrix η_m und der Viskosität des Bitumens η_{bit} zu unterscheiden.

Mit der Verdichtung des bitumenhaltig gebundenen Haufwerkes kommt es zur *„Umlagerung der Spannungen von der viskosen Mörtelmastix auf das Mörtelskelett, wodurch zunehmend Reibungswiderstand mobilisiert wird“* [100]. HUSCHEK stellt in *Abb. 15 „zwei benachbarte, durch einen Mörtelfilm der mittleren Dicke h getrennte Splittkörner“* dar. Auf dieses System wirken von außen auf die Mineralkörner die Spannung σ_z und der hydrostatische Druck σ_h im Mörtel. Innerhalb der Mischung kann die Neigung α der Gleitfläche alle Werte annehmen und wird bei $\alpha = 45°$ die Schubspannung τ maximieren. Durch die Wirkung der Normalspannung σ_n werden sich die beiden Körner annähern und somit den Mörtelfilm durch dessen Abströmen in benachbarte Hohlräume verringern [105], *„wobei sich unter Ausgleich der Feingestalt gleichzeitig eine wesentliche Erleichterung für Relativbewegungen der einzelnen Körner ergibt“* [94] (s. auch [100]). Bei gleichbleibender Belastung wird der Vorgang nach EWERS [70] durch eine stärkere Bindemittelschicht, ein dünnflüssigeres Bindemittel und die Nähe der noch freien Hohlräume begünstigt. In Abhängigkeit vom Füllungsgrad der fiktiven Hohlräume mit Bindemittel *HFB* kann sich u.U. ein dem Ausquetschvorgang widerstrebender hydrostatischer Druck σ_h aufbauen. Infolge der aus der Normalspannung σ_n und der Neigung α der Gleitfläche resultierenden Schubspannung τ gleiten die Körner aneinander, bis nach HUSCHEK *„der Mörtelfilm an einer“*

besonders exponierten *„Stelle durchbrochen wird oder die verursachende Spannung σ_z – beispielsweise durch eine Umlagerung des Kräfteflusses verschwindet“* [105].

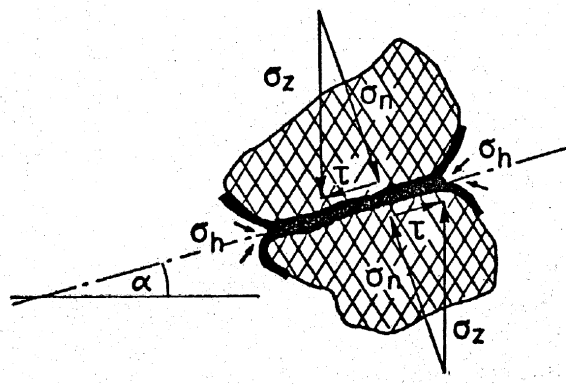


Abb. 15: Lokal wirksame Spannungen im Asphaltgemisch unter Druck [105]

Neben der viskosen Bindemittelmatrix entsteht so während der Verdichtung ein räumliches Mineralskelett, dessen Trageigenschaften in erster Linie von den durch Reibung und Verzahnung geprägten Verhältnissen in den Korn-zu-Korn-Kontaktstellen abhängen.
Sowohl das Mineralskellet als auch die Mörtelmatrix setzen äußeren Beanspruchungen einen Verformungswiderstand entgegen, der nach HUSCHEK [100] vorrangig durch Korngrößenverteilung, Bindemittelgehalt, Verdichtungsgrad und den Erweichungspunkt Ring und Kugel (*EP RuK*) des Bindemittels geprägt wird.

Der Verdichtungsvorgang wird durch die Schmierwirkung des Bindemittels erleichtert, allerdings bei zu hoher Viskosität durch Zunahme der inneren Reibung des Fluids auch erschwert.
Die Mineralflächen berühren sich in einzelnen Punkten. Wird der Raum zwischen diesen Punkten bei Vorliegen einer dünnen Bindemittelschicht nicht vollständig mit Bindemittel ausgefüllt, so wirkt der Schubkraft lediglich die aus den Korn-zu-Korn-Kontakten resultierende trockene Reibungskraft entgegen.
Der Einfluß der temperaturbedingten Viskositätsänderung auf die innere Reibung im Asphalthaufwerk steht in Abhängigkeit zum Bindemittelgehalt des Asphaltmischgutes.

Abhängig von der inneren Reibung des Bindemittels und des Verfestigungseffektes des Mastix wird sich ein locker geschüttetes Asphalthaufwerk unter Einwirkung der Erdbeschleunigung auf die Einzelkörner so lange bewegen, bis die Zahl der Freiheitsgrade auf Null gesunken ist. Die Eigenlast jedes einzelnen Korns teilt sich somit bei steigender Anzahl der Kornkontakte in immer mehr Teilkomponenten mit im Mittel kleiner werdenden Beträgen auf. Da beim ruhenden Asphalthaufwerk (Einbauunterbrechung) mit der Zeit die Verformung und dadurch auch der Verformungswiderstand zunehmen, wird der Zuwachs der Verformung unter der Zeit kleiner. Das ist einer der Gründe dafür, daß im praktischen Einbau selbst kurzzeitige Einbauunterbrechungen regelmäßig zu Anfahrunebenheiten bzw. bei deren Vermeidung durch maschinentechnische Lösungen zu nicht stochastisch verteilten, partiellen Inhomogenitäten der Schicht führen.
„Eine Verringerung der Belastung einzelner Körner“ – beispielsweise durch das Wiederanfahren des Fertigers nach einer Einbauunterbrechung oder durch wechselnde Schnek-

kendrehzahlen – *„läßt das System statisch unbestimmt werden“*, und durch eine Änderung der Kraftrichtungen in allen Kornkontakten können mit dadurch eingeleiteten Kornbewegungen wiederum Freiheitsgrade durch Umlagerung von Kontaktflächen geschaffen werden [19].

4.2.3 Hypothetisches Modell des Verformungswiderstandes eines Asphalthaufwerkes vor der Bohle

Die das Verformungsverhalten von Materialien beschreibenden Stoffgesetze bestimmen in ihrer mathematischen Formulierung den Zusammenhang zwischen Spannungen und Dehnungen.
Für Asphalthaufwerke liegt bis heute kein Stoffgesetz vor, weshalb zur Deutung der zu erwartenden Untersuchungsergebnisse der Versuch unternommen wird, die möglichen Einflüsse der Verformungswiderstände aus Kohäsion, innerer Reibung und Viskosität auf die plastische Verformung eines Haufwerkes aus Splittmastixasphalt phänomenologisch zu beschreiben.
Die mathematische Formulierung der Zusammenhänge setzt umfangreiche rheologische Untersuchungen des Haufwerkes und seiner Bestandteile im Laboratorium voraus und ist nicht Gegenstand der vorliegenden Arbeit.

Ein Asphaltmischgut wird in der Regel anforderungsspezifisch zusammengestellt. Diese Mischgutkomposition beeinflußt die Herstellung, die Lagerung, den Transport, den Einbau, die Verdichtung und die Performance im Gebrauchszustand (fertige Asphaltschicht) stärker, als ihre einzelnen Bestandteile:
- Kornart und -form der Mineralstoffe,
- Größtkorndurchmesser und Korngrößenverteilung,
- Verhältnis der Fließkoeffizienten ($\geq E_{CS}35$) / ($\leq E_{CS}30$) nach [230],
- Bindemittelsorte und -gehalt,
- Füllerart und -gehalt sowie
- Faserstoffart und -gehalt und
- weitere Zusätze (z.B. organische und anorganische Additive).

Wie bereits in *Gl. (22)* dargestellt, wird der Verformungswiderstand des Asphaltes als Folge der inneren Reibung, der Kohäsion und der Viskosität aufgefaßt.

Der Winkel der inneren Reibung wird durch den Reibungsbeiwert zwischen den Einzelkörnern bestimmt. Je abgerundeter die Mineralstoffe und je niedriger der Ungleichförmigkeitsgrad sind, desto geringer ist der Verformungswiderstand. Kubisches Korn mit rauher Oberfläche, Brechsand, großes Maximalkorn und ein hoher Anteil an Grobkorn sowie eine hohe Viskosität des Bindemittels wirken sich nach HUSCHEK [105] erhöhend auf den Verformungswiderstand einer Asphaltmischung aus.

Die Viskosität des Mörtels nimmt mit Zunahme der Mischguttemperatur ab, weil die Kohäsionskräfte der Flüssigkeitsmoleküle mit steigender kinetischer Energie überwunden werden. Gleichzeitig nimmt auch die Klebewirkung und damit die scheinbare Kohäsion ab.

Der Verformungswiderstand von Asphalt wird bei Verwendung eines starken Füllers (große spezifische Oberfläche) gesteigert. Vergleichbares darf auf die versteifende Wirkung des Füllers im Asphalthaufwerk angenommen werden. Im Fall von Splittmastixasphalt bedarf es einer verstärkten Füllerung, da der Mörtel zusätzliche Füll- und Festigkeitsfunktionen übernimmt.

Der viskose Widerstand hängt neben der Bindemittelsorte und dem Bindemittelgehalt von der Temperatur im Mischguthaufwerk ab. Höhere Temperaturen reduzieren bei gleicher Belastung den viskosen Widerstand des Bindemittels, was sicher auch für den bituminösen Mörtel gilt. Viskose Verformungen sind spannungs- und zeitabhängig. Die Verformungen des Haufwerkes nehmen sowohl bei einer höheren Temperatur durch die Abnahme der Viskosität des Mörtels als auch durch eine länger andauernde konstante Belastung zu. In der Regel überlagern sich die Wirkungen im praktischen Einbau.

Im hier zu betrachtenden Temperaturbereich (150 … 190 °C) darf Bitumen als NEWTONsche Flüssigkeit betrachtet werden. Ob das für den bituminösen Mörtel angenommen werden kann, bedarf entsprechender Untersuchungen.

Ebenfalls ungeklärt ist der Einfluß der Schergeschwindigkeit bei einer gegebenen Temperatur im Haufwerk.
Es ist denkbar, daß bei einer konstanten Mischguttemperatur innerhalb des vorgenannten Bereiches bei einer größeren Schergeschwindigkeit $\dot{\gamma}$ aufgrund der interpartikularen Wechselwirkungen im Feststoffbereich (Füller) die Viskosität des Mörtels η_m überproportional steigt und somit von $\dot{\gamma}$ abhängt. Um eine bestimmte Schergeschwindigkeit zu erreichen, müßte im Gegensatz zum NEWTONschen Verhalten eine überproportional höhere Schubspannung aufgebracht werden. Vielleicht ist dieser zu vermutende Effekt bei einer hohen Mischguttemperatur aufgrund der anfänglich besseren Beweglichkeit der Füllerpartikel im Bindemittel ausgeprägter und baut sich in Richtung niedrigere Temperaturen ab.

Asphalt ist keine idealviskose Flüssigkeit. Da für das Asphalthaufwerk aufgrund seiner komplexen Eigenschaften noch kein Stoffgesetz vorliegt, soll der Versuch unternommen werden, an Stelle des tatsächlich vorhandenen Zustandes die im Inneren vorherrschenden Reib-, Kohäsions- und Viskositätswiderstände heranzuziehen, um zur Interpretation der Untersuchungsergebnisse ein Modell des Verformungswiderstandes erarbeiten zu können.

Bedingt durch die innere Reibung, die Kohäsion sowie die Viskosität wird von außen aufgebrachten Belastungen ein Widerstand entgegengesetzt, in dessen Folge in jeder Schnittebene Druck- und Schubspannungen wirken, die bei Überschreitung einer kritischen Größe zum Fließen führen. Im Gegensatz zum kohäsionslosen Kornhaufwerk, das schon aufgrund der Beanspruchung durch sein Eigengewicht fließt, ist beim Asphalthaufwerk eine zusätzliche, temperaturabhängige Belastung erforderlich, um das Mehrkörpersystem zum Fließen zu bringen.
Während bei Walzasphalt *„die innere Reibung der festen Phase (...) durch Temperaturänderungen kaum angesprochen wird, sind Kohäsion und Viskosität der flüssigen Phase stark temperaturabhängige Größen“* [7], weshalb davon auszugehen ist, daß jedes

Asphaltmischgut eine spezifische, temperaturabhängige Fließ- und Zeitfließfunktion besitzt und somit auch die Verformung eines jeden Asphalthaufwerkes temperatur- und zeitabhängig ist.

Im allgemeinen werden Spannungen in einem Gut anhand MOHRscher Spannungskreise in einem Scherspannungs-Normalspannungs-Diagramm dargestellt. Die Einhüllende aller zum Fließen einer Haufwerksprobe führenden Spannungskreise ist die von der vorangegangenen Verfestigung abhängige Fließgrenze, die in der Schüttguttechnik als Fließort mit dem inneren Reibungswinkel φ_i (örtlicher Steigungswinkel) bezeichnet wird. Aufgrund des leicht gekrümmten Verlaufes des Fließortes variiert φ_i entlang desselben. Der Vereinfachung halber wird für die zu betrachtenden Fälle Reibungsfreiheit an den Grenzen des Haufwerkes zu anderen Körpern[25] angenommen. Des Weiteren werden in der *Abb. 16* die Fließorte linearisiert dargestellt und die sich daraus ergebenden Steigungswinkel φ_{lin} mit φ bezeichnet.

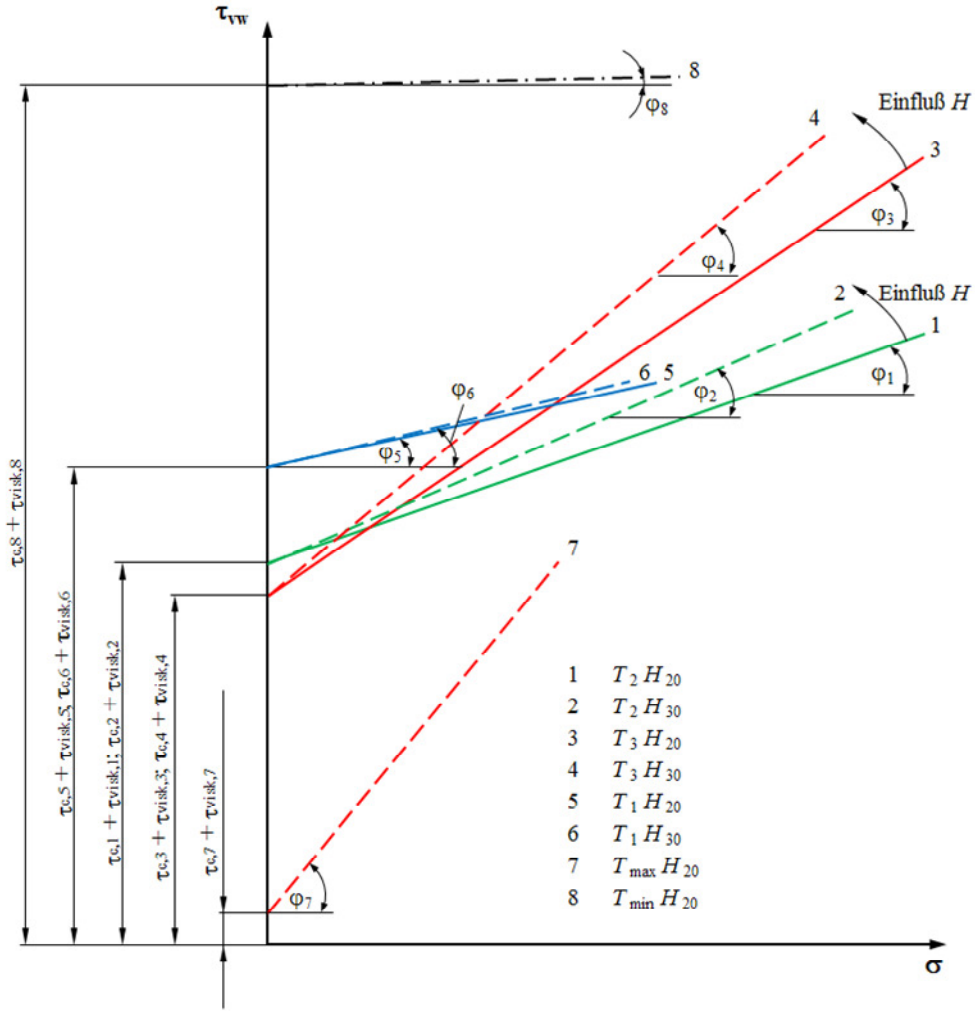


Abb. 16: Hypothetisches Modell des Verformungswiderstandes τ_{vw} eines Asphalthaufwerkes in qualitativer Darstellung der Zustände $i = 1 \ldots 8$

[25] z.B Fertigerrückwand, Schneckenelemente, Bohlenvorderwand

Eine Erhöhung der Verfestigungsspannung führt über die damit verbundene Zunahme der Raumdichte und der Haufwerksfestigkeit zur Verschiebung des Fließortes in Richtung steigender Schub- und Normalspannungen.

Ausgangspunkt der folgenden Betrachtungen bildet der *Zustand 1* des Asphalthaufwerkes vor der Bohle unter der Bedingung $\boldsymbol{T_2\ H_{20}}$ (mittlere Mischguttemperatur, normale Höhe des Haufwerkes). *Tab. 4* sind die Modellparameter zu entnehmen:

Tab. 4: Parameter zum Modell des Verformungswiderstandes τ_{vw} eines Asphalthaufwerkes

Mischguttemperatur	T_1	150 °C
	T_2	170 °C
	T_3	190 °C
Höhe der Mischgutvorlage	H_{20}	360 mm
	H_{30}	520 mm
Einbaugeschwindigkeit	v_e	5,0 m/min

Die Fußnoten bei n, ρ, σ_n, τ_c, τ_{visk}, τ_{vw}, η_m und φ beziehen sich auf die gezeigten *Zustände 1 … 8* in *Abb. 16*.

Der *Fließort 1* (grüne Linie) schneidet die Ordinate am Punkt $\tau_{c,1} + \tau_{visk,1}$, der sich aus den temperaturbedingten kohäsiven und viskosen Anteilen ergibt. Die Viskosität $\eta_{m,1}$ des Mörtels läßt eine Konsolidierung des Mineralstoffgerüstes auf das Niveau ρ_1 zu. Gleichzeitig kann eine bestimmte Anzahl n_1 an Körnern die Bindemittelhülle durchbrechen und in direkten Korn-zu-Korn-Kontakt mit anderen Mineralstoffen treten. Der sich einstellende und auf der inneren Reibung der Körner basierende Reibungswinkel φ_1 gibt den linearisierten Anstieg des *Fließortes 1* an. Berührt der sich aus den Hauptspannungen σ_1 und σ_2 ergebende (hier nicht gezeigte) MOHRsche Kreis den *Fließort 1*, setzt Fließen und unter der anteiligen Zugkraft[26] $Z'_1 = F_{S,1} + F_{W,ver,1}$ die plastische Deformation des Asphalthaufwerkes im Bereich der Scherebene[27] ein.

Unter sonst gleichen Bedingungen führt die Steigerung der Haufwerkshöhe $\boldsymbol{H_{20} \nearrow H_{30}}$ (*Zustand 2*: $\boldsymbol{T_2\ H_{30}}$) zum Anstieg der Normalspannung: $\sigma_{n,2} > \sigma_{n,1}$. Bei gleicher Kohäsion c_1 und Viskosität des Mörtels $\eta_{m,1}$ schneidet der *Fließort 2* (gestrichelte grüne Linie) die Achse des Verformungswiderstandes τ_{vw} an derselben Stelle wie *Fließort 1*. Aufgrund des Normalspannungszuwachses wird das Asphalthaufwerk etwas stärker konsolidieren und sowohl die Raumdichte von ρ_1 auf ρ_2 als auch die Anzahl der direkten Kornkontakte von n_1 auf n_2 steigern. Der daraus resultierende größere Reibungswinkel $\varphi_2 > \varphi_1$ führt zu einem höheren Verformungswiderstand $\tau_{vw,2} > \tau_{vw,1}$ und fordert zum Fließen eine größere Scherspannung und insbesondere aus der – dem Druck des abrutschenden Materialkeiles entgegenstehenden – Kraftkomponente $F_{W,ver,2}$ eine höhere Zugkraft $Z'_2 > Z'_1$ an der Bohle.

[26] ohne Reibung unter dem Glättblech

[27] Vereinfachende Annahme einer Scherebene. Tatsächlich wird es sich im Temperaturbereich von 150 … 190 °C um eine Vielzahl von einzelnen Brüchen handeln, die eine Scherzone bilden.

Bei Konstanz aller übrigen Parameter führt eine Steigerung der Mischguttemperatur $\boldsymbol{T_2 \nearrow T_3}$ (*Zustand 3*: $\boldsymbol{T_3\, H_{20}}$) zur Verminderung der Kohäsion $c_3 < c_1$ sowie der Mörtelviskosität $\eta_{m,3} < \eta_{m,1}$. Da somit $\tau_{c,3} < \tau_{c,1}$ und $\tau_{visk,3} < \tau_{visk,1}$ gilt, schneidet der *Fließort 3* (rote Linie) die Achse des Verformungswiderstandes τ_{vw} unterhalb des Schnittpunktes zwischen Ordinate und *Fließort 1*. Die niedrigere Viskosität fördert das Durchstoßen des Bindemittelfilms durch die Mineralpartikel ($n_3 > n_1$) und steigert zusätzlich über die begünstigte Konsolidierung des Korngerüstes auf das Niveau $\rho_3 > \rho_1$ den Reibungswinkel von φ_1 auf φ_3 und damit den Widerstand des Haufwerkes gegen Verformung. Um das Asphalthaufwerk des Zustandes $T_3\, H_{20}$ zum Fließen zu bringen, bedarf es bei einer höheren Normalspannung (größeres Eigengewicht bei H_{20} = const.) und zusätzlich aufgrund eines kornreibungsbedingt gestiegenen Verformungswiderstandes $\tau_{vw,3} > \tau_{vw,1}$ einer erhöhten Scherspannung und größeren Zugkraft $Z'_3 > Z'_1$.
In derselben Temperaturstufe führt die Steigerung der Haufwerkshöhe $\boldsymbol{H_{20} \nearrow H_{30}}$ (*Zustand 4*: $\boldsymbol{T_3\, H_{30}}$) ebenso wie im *Zustand 2* zum Anstieg der Normalspannung: $\sigma_{n,4} > \sigma_{n,3}$. Bei gleicher Kohäsion c_3 und Mörtelviskosität $\eta_{m,3}$ schneidet der *Fließort 4* (gestrichelte rote Linie) die Achse des Verformungswiderstandes τ_{vw} an derselben Stelle wie *Fließort 3*. Auch hier wird das Asphalthaufwerk aufgrund des Normalspannungszuwachses etwas stärker konsolidieren, wodurch Raumdichte und Anzahl der direkten Kornkontakte zunehmen: $\rho_4 > \rho_3$, $n_4 > n_3$. Der daraus resultierende (noch größere Reibungswinkel) $\varphi_4 > \varphi_3 > \varphi_1$ führt zum weiteren Anstieg des Verformungswiderstandes $\tau_{vw,4} > \tau_{vw,3} > \tau_{vw,1}$ und fordert zum Fließen noch größere Scherspannungen und insbesondere aus der weiter gestiegenen Komponente $F_{W,ver,4}$ eine noch höhere Zugkraft $Z'_4 > Z'_3 > Z'_1$ an der Bohle.

Wird – ausgehend vom *Zustand 1* – die Mischguttemperatur reduziert $\boldsymbol{T_2 \searrow T_1}$ (*Zustand 5*: $\boldsymbol{T_1\, H_{20}}$), so steigen Kohäsion $c_5 > c_1$ und Mörtelviskosität $\eta_{m,5} > \eta_{m,1}$ an. Mit $\tau_{c,5} > \tau_{c,1}$ und $\tau_{visk,5} > \tau_{visk,1}$ schneidet der *Fließort 5* (blaue Linie) die Ordinate oberhalb des Schnittpunktes mit *Fließort 1*. Aufgrund der höheren Mörtelviskosität wird das Vorbeigleiten der Körner aneinander erschwert, das Asphalthaufwerk konsolidiert schwächer ($\rho_5 < \rho_1$) und mit dem gestiegenen Widerstand des Bindemittelfilms gegen das Durchstoßen der Körner fällt zusätzlich mit der Abnahme der direkten Korn-zu-Korn-Kontakte ($n_5 < n_1$) der Widerstand aus der inneren Reibung niedriger aus ($\varphi_5 < \varphi_1$). Obwohl mit der Abnahme der Raumdichte bei konstanter Materialvorlagehöhe H_{20} das Eigengewicht des Haufwerkes reduziert wird, bedarf es – bedingt durch den kohäsiv-viskos erhöhten Verformungswiderstand $\tau_{vw,5} > \tau_{vw,1}$ – trotz einer geringeren Normalspannung $\sigma_{n,5} < \sigma_{n,1}$ dennoch einer größeren Scherspannung. Um das Asphalthaufwerk des Zustandes $T_1\, H_{20}$ zum Fließen zu bringen, wird auch hier eine größere anteilige Zugkraft $Z'_5 > Z'_1$ an der Bohle notwendig sein.
Eine Steigerung der Haufwerkshöhe $\boldsymbol{H_{20} \nearrow H_{30}}$ führt bei niedrigeren Mischguttemperaturen (*Zustand 6*: $\boldsymbol{T_1\, H_{30}}$) ebenfalls zum Anstieg der Normalspannung: $\sigma_{n,6} > \sigma_{n,5}$. Bei gleicher Kohäsion c_5 und Mörtelviskosität $\eta_{m,5}$ schneidet der *Fließort 6* (gestrichelte blaue Linie) die τ_{vw}-Achse an derselben Stelle wie *Fließort 5*. Das Asphalthaufwerk wird aufgrund eines eher geringen Normalspannungszuwachses unter vielleicht vernachlässigbarer Zunah-

me der Raumdichte $\rho_6 \approx \rho_5$ und der Anzahl der direkten Kornkontakte $n_6 > n_5$ geringfügig stärker konsolidieren. Der daraus resultierende, geringfügig größere Reibungswinkel $\varphi_6 > \varphi_5 < \varphi_1$ kann keinen bedeutenden Beitrag zur weiteren Steigerung des Verformungswiderstandes leisten: $\tau_{vw,6} \approx \tau_{vw,5} > \tau_{vw,1}$. Dennoch wurde zur besseren Verdeutlichung in der *Abb. 16* der *Fließort 6* gegenüber dem *Fließort 5* geringfügig ansteigend dargestellt. Mit dem höheren Materialdruck gegen die Bohlenvorderwand wird über $F_{W,ver,6} > F_{W,ver,5}$ der anteilige Zugkraftbedarf weiter zunehmen: $Z'_6 > Z'_5 > Z'_1$.

Würde man die Mischguttemperatur maximieren $\boldsymbol{T_2 \nearrow\nearrow T_{max}}$ (*Zustand 7*: $\boldsymbol{T_{max}\, H_{20}}$), ist davon auszugehen, daß sich das Bindemittel tendenziell wie Wasser verhält und Kohäsion sowie Viskosität deutlich unter den Werten des *Zustandes 1* liegen, aber nicht vollständig verschwinden werden ($\tau_{c,7} << \tau_{c,1}$, $\tau_{visk,7} << \tau_{visk,1}$). Aufgrund der erheblich verbesserten Bewegungsmöglichkeit der Körner wird die starke Konsolidierung mit $\rho_7 >> \rho_1$ und hohe Anzahl direkter Korn-zu-Kontakte $n_7 >> n_1$ zu einem bedeutenden Anstieg des Reibungswinkels $\varphi_7 >> \varphi_1$ mit einem daraus resultierenden steil ansteigenden *Fließort 7* (gestrichelte schwarze Linie) führen und über beide Kraftkomponenten $F_{W,ver,7} >> F_{W,ver,1}$ bzw. $F_{S,7} >> F_{S,1}$ einen erheblichen Zugkraftbedarf $Z'_7 >> Z'_1$ an der Bohle zur Überwindung des Verformungswiderstandes des Asphalthaufwerkes fordern: $\tau_{vw,7} >> \tau_{vw,1}$.

Mit einer für den Einbau nicht mehr annehmbaren Temperatur $\boldsymbol{T_2 \searrow\searrow T_{min}}$ des Asphaltmischgutes (*Zustand 8*: $\boldsymbol{T_{min}\, H_{20}}$) wird der Effekt der Verzahnung der Körner mit $\varphi_8 << \varphi_1$ vernachlässigbar sein und sich in einem sehr flachen Anstieg des *Fließortes 8* (strichpunktierte schwarze Linie) äußern, wohingegen der kohäsive und viskose Widerstand in Richtung kalter Block maximiert: $\tau_{c,8} >> \tau_{c,1}$, $\tau_{visk,8} >> \tau_{visk,1}$. Auch dieser Zustand wird einen erheblichen Zugkraftbedarf an der Bohle zur Überwindung des Verformungswiderstandes zur Folge haben ($\tau_{vw,8} >> \tau_{vw,1}$) und bei einem sehr stark abgekühlten Mischgut (s. *Abb. 5*) über dem Zugkraftniveau des *Zustandes 7* (sehr heißes Mischgut) liegen.

Tab. 5: Relation der Merkmale kohäsiver Widerstand $\tau_{c,i}$, viskoser Widerstand $\tau_{visk,i}$ und innerer Reibungswinkel φ_i des Korngerüstes sowie des gesamten Verformungswiderstandes $\tau_{vw,i}$ der Zustände $i = 2 \ldots 8$ eines Asphalthaufwerkes vor der Einbaubohle gegenüber dem Referenzzustand $i = 1$

Parameteränderung				
T_2H_{20}	$\tau_{c,1}$	$\tau_{visk,1}$	φ_1	$\tau_{vw,1}$
T_2: $H_{20} \nearrow H_{30}$	$\tau_{c,2} = \tau_{c,1}$	$\tau_{visk,2} = \tau_{visk,1}$	$\varphi_2 > \varphi_1$	$\tau_{vw,2} > \tau_{vw,1}$
$T_2 \nearrow T_3$	$\tau_{c,3} < \tau_{c,1}$	$\tau_{visk,3} < \tau_{visk,1}$	$\varphi_3 > \varphi_1$	$\tau_{vw,3} > \tau_{vw,1}$
T_3: $H_{20} \nearrow H_{30}$	$\tau_{c,4} = \tau_{c,3} < \tau_{c,1}$	$\tau_{visk,4} = \tau_{visk,3} < \tau_{visk,1}$	$\varphi_4 > \varphi_3 > \varphi_1$	$\tau_{vw,4} > \tau_{vw,3} > \tau_{vw,1}$
$T_2 \searrow T_1$	$\tau_{c,5} > \tau_{c,1}$	$\tau_{visk,5} > \tau_{visk,1}$	$\varphi_5 < \varphi_1$	$\tau_{vw,5} > \tau_{vw,1}$
T_1: $H_{20} \nearrow H_{30}$	$\tau_{c,6} = \tau_{c,5} > \tau_{c,1}$	$\tau_{visk,6} = \tau_{visk,5} > \tau_{visk,1}$	$\varphi_6 > \varphi_5 < \varphi_1$	$\tau_{vw,6} \approx \tau_{vw,5} > \tau_{vw,1}$
H_{20}: $T_2 \nearrow\nearrow T_{max}$	$\tau_{c,7} << \tau_{c,1}$	$\tau_{visk,7} << \tau_{visk,1}$	$\varphi_7 >> \varphi_1$	$\tau_{vw,7} >> \tau_{vw,1}$
H_{20}: $T_2 \searrow\searrow T_{min}$	$\tau_{c,8} >> \tau_{c,1}$	$\tau_{visk,8} >> \tau_{visk,1}$	$\varphi_8 << \varphi_1$	$\tau_{vw,8} >> \tau_{vw,1}$

Die qualitativen Unterschiede der Widerstandsmerkmale der *Zustände i = 2 ... 8* gegenüber dem *Referenzzustand 1* eines Asphalthaufwerkes vor der Bohle sind in vorstehender Tabelle zusammengefaßt.

> Aus den hypothetischen Betrachtungen ist zu schließen, daß der sich aus den Einzelwiderständen zusammensetzende Verformungswiderstand eines Asphalthaufwerkes vor der Einbaubohle $\tau_{vw} = \tau_c + \tau_{visk} + \sigma \cdot \tan \varphi$ ein temperaturbedingtes Minimum aufweist und sowohl in Richtung höhere als auch niedrigere Mischguttemperaturen wieder ansteigt,

was anhand der folgenden *Abb. 17* erläutert wird.

Mit steigender Mischguttemperatur nehmen die kohäsiven und viskosen Widerstände τ_c bzw. τ_{visk} ab. Diese verminderten Widerstände begünstigen die Bewegungsmöglichkeiten der Körner im Asphalthaufwerk, das somit stärker konsolidieren kann und über die damit verbundene Zunahme der Raumdichte und die – durch die verbesserte Möglichkeit des Durchstoßens der dünneren Bindemittelhüllen – gestiegene intensivere Verzahnung der Körner den Reibungswiderstand $\tau_\phi = \sigma \cdot \tan \varphi$ ansteigen läßt. Die Kurven τ_c und τ_{visk} verlaufen gegenläufig zu τ_ϕ.

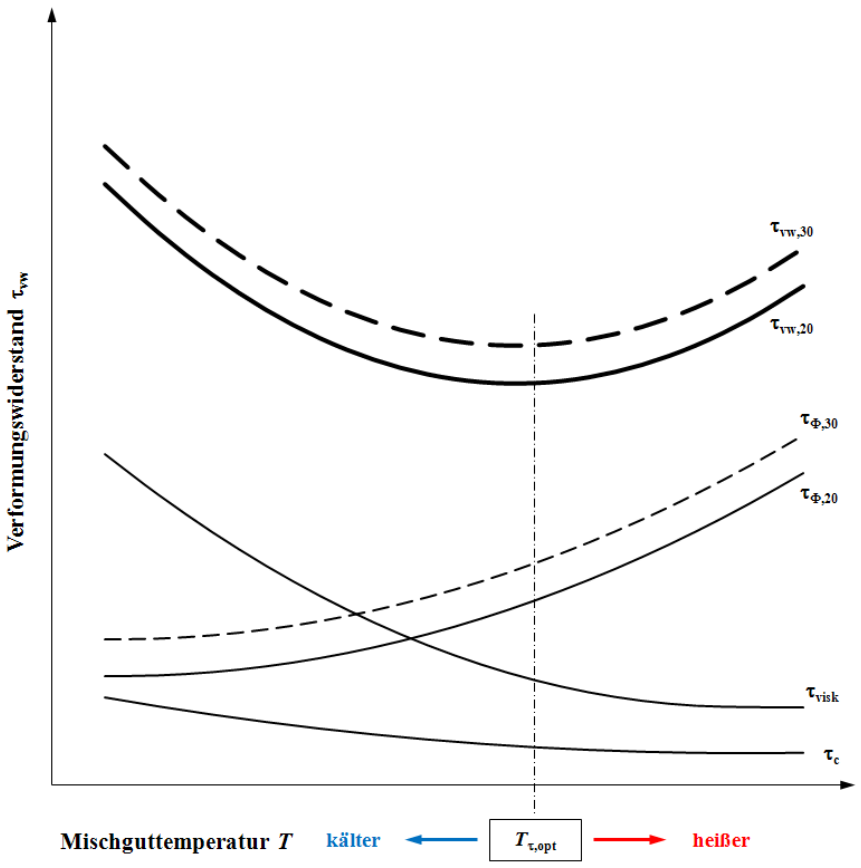


Abb. 17: Darstellung zum hypothetischen Zusammenwirken von kohäsivem (τ_c), viskosem (τ_{visk}) und dem Widerstand aus der inneren Reibung (τ_Φ) auf den Verformungswiderstand τ_{vw} eines Asphalthaufwerkes vor der Einbaubohle in Abhängigkeit von der Mischguttemperatur *T* und der Haufwerkshöhe *H*

Aus den Einzelkurven $\tau_c(T)$, $\tau_{visk}(T)$ und $\tau_\phi(T, H)$ läßt sich die Summenkurve $\tau_{vw}(T, H)$ für den Verformungswiderstand bilden, die einen parabolischen Verlauf und ein Minimum bei einer bestimmten Mischguttemperatur anzeigt. Abweichungen von dieser scherspannungsoptimalen Temperatur $T_{\tau,opt}$ sind unabhängig von der Richtung (Temperaturerhöhung bzw. -reduzierung) mit einer Zunahme des Verformungswiderstandes des Asphalthaufwerkes verbunden.
Größere Materialvorlagen vor der Bohle (H_{30}) führen aufgrund des gestiegenen Eigengewichtes des Haufwerkes zu raumdichtebedingt mehr oder weniger größeren Normalspannungen und unter Berücksichtigung des viskosen Einflusses auf die mögliche Ausbildung direkter Korn-zu-Korn-Kontakte durch das Durchstoßen der Bindemittelfilme zu einer mehr oder minder ausgeprägteren inneren Reibung τ_ϕ der Mineralpartikel. Unter Konstanz von τ_c und τ_{visk} ergibt sich bei Zunahme von τ_ϕ eine zu höheren Scherspannungen bzw. Verformungswiderständen verschobene, parallel verlaufende parabolische Summenkurve τ_{vw} (gestrichelt dargestellt).

4.3 Der Einfluß der Schnecke

Der Förderprozeß im Schneckenkanal eines Fertigers wird vom Materialverbrauch in Richtung der sich auf der Unterlage ausbildenden Sohle überlagert, deren Raumdichte sich mit dem Einbaufortschritt aufgrund der Interaktionen mit der Schnecke und der Einbaubohle und den daraus resultierenden Spannungen ändert (s. *Abschn. 4.5*). Die (in Grenzen zulässige) Unebenheit der zu überbauenden Unterlage muß außerdem dazu führen, daß mal mehr, mal weniger Material in einem diskreten Förderabschnitt verbraucht wird.
Folglich ist das Bewegungsverhalten des Asphaltmischgutes im Schneckenkanal eines Fertigers mit dem in einer Trogschnecke nicht vergleichbar und bietet aufgrund vielerlei analytisch schwer oder nicht beschreibbarer Sekundäreffekte Raum für separate wissenschaftliche Untersuchungen.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit soll eine Abschätzung des Einflusses der Verteilerschnecke auf die sich ausbildenden Spannungsverhältnisse genügen und dazu dienen, die Notwendigkeit annähernd konstanter Drehzahlen zu begründen und zur Einengung der Drehzahlbereiche die Einbaugeschwindigkeit für die geplanten Versuche festzulegen. Die mechanischen Grundlagen zur Schnecke können der *Anl. A.1.3* entnommen werden.
Wohl wissend, daß weitere Kräfte aus den sich ebenfalls im Schneckengang befindenden übrigen Partikeln wirken, soll lediglich zur Verdeutlichung der Problematik unter vereinfachenden Annahmen mit Hilfe eines starren Einzelkörperansatzes in einem sich mitdrehenden kartesischen Koordinatensystem der Einfluß eines Kräftekollektivs aus Gewichts-, Quer-, Reib- und Zentrifugalkräften auf eine Partikel am Schneckenumfang betrachtet werden.

Im zu untersuchenden *Abschnitt B* gem. *Abbn. A.2*, *12*, *14* läuft die Schnecke in einem Trog, dessen seitliche Begrenzung durch den Materialschacht (12) und die Bohlenvorderwand (22) bzw. das Materialleitblech (23) gegeben ist. Bei der Abschätzung der Kräfte

wird vereinfachend angenommen, daß das Mischgut im Förderquerschnitt auf die Partikel im Bereich des fiktiven Mantels keinen Einfluß hat. Die Wandzone unterliegt darüber hinaus durch mehr oder weniger abströmendes Material vor allem in Richtung der sich ausbildenden Verdichtungssohle einer dauernden Veränderung.
Aufgrund der erheblichen Bandbreite der aus unterschiedlichen Korngrößen, Kornformen, Bindemittelgehalten, Mischguttemperaturen, Schüttgewichten sowie Füllungsgraden resultierenden Anforderungen an die Schneckenleistung wird diese auf Maximum ausgelegt, um der Reibung des Fördergutes an der Schnecke sowie am fiktiven Mantel als auch der inneren Reibung beim Mischungsvorgang und den damit zusammenhängenden Hubwiderständen der Einzelteilchen bei der Bewegung auf den sich ausbildenden Gleitflächen entsprechen zu können. Rechnerisch kann man deshalb nicht auf einen speziellen Fall folgern, weshalb die ablaufenden Vorgänge im Rahmen der vorliegenden Arbeit nur unter vereinfachenden Annahmen qualitativ erörtert werden sollen.

4.3.1 Kräftediskussion

Abb. 18 verdeutlicht die an einer Partikel d*m* an der Position r_y auf dem Schneckenblatt angreifenden Kräfte einer rechtsdrehenden, linksgängigen Förderschnecke.
Aus der auf die Partikel wirkenden anteiligen Normalkraft dF_{NS} resultiert eine axiale Komponente dF_A und die zum fiktiven Materialmantel gerichtete Querkraft dF_Q, was sich aus einfachen trigonometrischen Zusammenhängen ergibt (s. *Abb. 19*):

$$dF_A = dF_{NS} \cdot \cos\alpha\,, \qquad dF_Q = dF_{NS} \cdot \sin\alpha\,. \tag{23, 24}$$

In der Bewegungsrichtung ω unterliegt die Partikel d*m* dem Einfluß der Reibkraft $dF_{RS} = \mu_S \cdot dF_{NS}$, wobei der drehende Schneckenflügel bestrebt ist, die Partikel mitzunehmen.

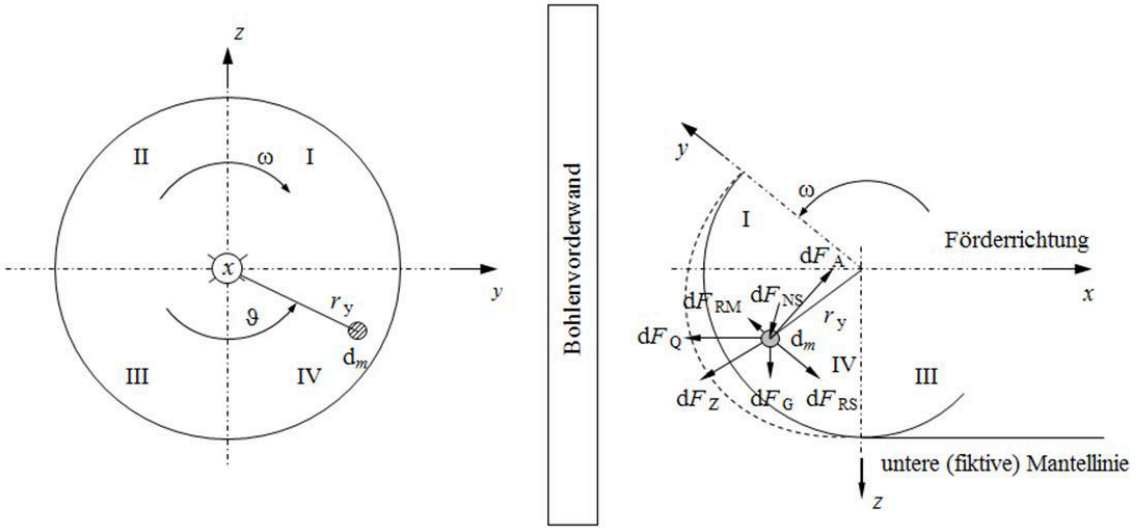


Abb. 18: Darstellung der an einer Partikel d*m* an der Position r_y auf dem Schneckenblatt angreifenden Kräfte einer rechtsdrehenden, linksgängigen Förderschnecke
l.: Ansicht von hinten in Förderrichtung *x*
r.: Ansicht aus der Förderrichtung *x* auf das Schneckenblatt

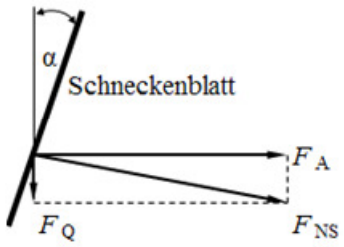


Abb. 19: Zum Zusammenhang zwischen der Normalkraft F_{NS} auf dem Schneckenblatt und ihren Komponenten F_A und F_Q

In *Abb. 18* bezeichnen die römischen Ziffern die Quadranten, ω die Drehrichtung und ϑ den Drehwinkel entlang dem Schneckenumfang. Aufgetragen wurden die an der Partikel d*m* wirkenden infinitesimalen Kräfte: Axialkraft dF_A, Gewichtskraft dF_G, Normalkraft auf dem Schneckenblatt dF_{NS}, Querkraft dF_Q, Reibkraft mit angrenzenden Partikeln dF_{RM}, Reibkraft auf dem Schneckenblatt dF_{RS} sowie die Zentrifugalkraft dF_Z.

Nach EPHREMIDIS bewegt sich ein Schüttgut mit großer Kohäsion unter Einwirkung der Schraubenfläche wie ein geschlossener Körper vorwärts. Da solche Gutarten wegen ihrer Kohäsion Schubspannungen übertragen können, bilden sich in ihrem Inneren keine Gleitkörper bzw. Gleitflächen aus [69]. Durch das in diesem Fall gleichartige Bewegungsverhalten von Einzelkörper und granularem Medium kann nach GABLER [75] das Einzelkörpermodell in einfacher Weise auf einen Schüttgutkörper und somit auf das Asphalthaufwerk vor der Bohle übertragen werden.

In den folgenden vereinfachten Kräfteabschätzungen soll die Reibung F_{RM} zwischen benachbarten Materialpartikeln in Längsförderrichtung ebenso wie die auf Grund der vielfältig möglichen Interaktionen in Querförderrichtung vernachlässigt werden.

Es ist bekannt, daß in einer Rohrschnecke das Mitdrehen des losen Materials aufgrund der Masse der Teilmutter und damit deren Reibung am Rohrmantel unterbunden wird. Im vorliegenden Fall bildet das nach außen geförderte Asphaltmischgut einen fiktiven Mantel, auf den die Gewichtskraft F_G der Partikel wirkt. Im praktischen Einsatz kann man fallweise beobachten, daß die Mantelzone bei Materialmangel und Stillstand der Schnecke auch im Vertikalbereich relativ formstabil ist.

Die Zentrifugalkraft F_Z ist eigentlich nur bei senkrechten Schneckenförderern mit höheren Schneckendrehzahlen von Bedeutung. Im vorliegenden Fall kann sie nicht vernachlässigt werden, weil sie ebenso wie die Querkraftkomponente F_Q die Partikel nach außen drückt (s. *Abb. 18*).

4.3.2 Vereinfachte Kräfteabschätzung am fiktiven Materialmantel

Vereinfachend wird angenommen, daß alle Bewegungswiderstände durch Reibung zwischen Schnecke und Fördergut verursacht werden. Die gesamte Antriebsleistung werde durch Schraubenwirkung zwischen Schneckenblatt und Fördergut übertragen.
Die vollständige Ermittlung der auf eine Materialpartikel d*m* am äußeren Flügelrand der Förderschnecke wirkenden Einheitskräfte kann *Anl. A.1.4* entnommen werden.

Aus der Festlegung $F_{Z,40} = 3{,}2\ \mathrm{m/s^2}\ \mathrm{d}m \triangleq 1{,}0$ E können die Relationen zwischen den Kräften in Form von Einheitskräften [E] verdeutlicht werden:

$F_A = 11{,}5$ E, $F_G = 3{,}1$ E,
$F_{NS} = 11{,}9$ E, $F_Q = 3{,}1$ E,
$F_{RS} = 4{,}8$ E, $F_{Z,120} = 9{,}1$ E,
$F_{Z,80} = 4{,}0$ E, $F_{Z,40} = 1{,}0$ E.

Die in *Anl. A.1.4* benutzten *Gln. (A.10)*, *(A.11)* werden in der Praxis für eine hinreichende Genauigkeit angewendet, wobei der Verschiebewiderstand W_{Sch} geschätzt und der Wellendurchmesser d_i nicht beachtet wird. Für eine Abschätzung der Kräfteeinflüsse soll das an dieser Stelle genügen, genauere Untersuchungen zu den tatsächlich bei der Förderung typischer Mischgutsorten vorhandenen Kräften müssen weiteren Untersuchungen vorbehalten bleiben.

4.3.3 Schneckenfüllungsgrade

Abb. A.6 verdeutlicht die Unterschiede in der Schüttgutgeometrie bei verschiedenen Füllungsgraden Ψ_i, wie sie sich im Förderquerschnitt des Troges einer horizontalen Längsförderschnecke und nach Beobachtungen des Verfassers unter den besonderen Bedingungen im Schneckenkanal eines Fertigers aufgrund der Vorwärtsbewegung des Systems und der Ergänzung des verbrauchten Materials einstellen.
Die sich anschließenden Berechnungen werden mit folgenden Füllungsgraden Ψ_i in den angegebenen Bereichen des Umlaufwinkels ϑ durchgeführt:

Ψ_{65}: $170° \le \vartheta \le 10°$, $\Delta\vartheta = 200°$,
Ψ_{45}: $195° \le \vartheta \le 345°$, $\Delta\vartheta = 150°$,
Ψ_{30}: $220° \le \vartheta \le 320°$, $\Delta\vartheta = 100°$.

$\Delta\vartheta$ gibt die Überdeckung der Schneckenfläche mit dem Fördergut an.

4.3.4 Kräfteansatz am starren Einzelkörper

Unterstellt man, daß sich die Schnecke im Uhrzeigersinn dreht, wandert die zu beobachtende Materialpartikel d*m* bei einem Füllungsgrad Ψ_{65} gem. *Abbn. 18*, *A.6* vom I. über den IV. und III. in den II. Quadranten.
Die an einer, am Umfang der Schnecke mitlaufenden, Materialpartikel angreifenden Kräfte sind in *Abb. A.7* dargestellt. Nach deren Freimachen wurden diese unter Berücksichtigung ihrer *y*-*z*-Komponenten auf das mitlaufende kartesische Koordinatensystem übertragen und die indizierten Normalkräfte F_{NS}, F_N und daraus abgeleiteten Reibkräfte F_{RS}, F_R sowie die jeweilige Resultierende F_{res} bezogen auf die fiktive Mantellinie[28] angetragen. Korrekterweise wären die Axialkraft sowie die Gesamtresultierende ebenfalls einzuzeichnen. Dies

[28] in der Folge wird vereinfachend von Mantellinie gesprochen

wurde der Übersichtlichkeit wegen unterlassen, weil bei der durchzuführenden Betrachtung primär die horizontalen und vertikalen Spannungen im Schneckenraum im Mittelpunkt des Interesses stehen. Die Indizierung des Umlaufwinkels ϑ entlang dem Schnekkenumfang gibt die Position der Partikel dm im entsprechenden Quadranten an: ϑ_Q.

Für alle vier in *Abb. A.7* gezeigten Partikelpositionen am Wendelrand wurden die Kräftegleichgewichtsbedingungen $\Sigma F_y = 0$ und $\Sigma F_z = 0$ zugrunde gelegt. Die aus dem Wirken der Normalkraft F_N resultierende Reibkraft F_R wirkt dem Abgleiten der Partikel dm auf der Mantellinie entgegen. Der gegenüber der Partikel schneller drehende Flügel nimmt diese in Drehrichtung ω als Folge von F_{RS} mit. Somit ergeben sich unter Bezug auf die *Abbn. A.7*, *A.8* für die Kräfte in den einzelnen Quadranten die in *Anl. A.1.6* dargestellten unterschiedlichen Konstellationen.

Die *Gln. (A.17)* bis *(A.38)* der *Anl. A.1.6* wurden in Schritten von $\Delta\vartheta = 1°$ auf die im *Abschn. 4.3.3* genannten Intervalle für die Schneckendrehzahlen $n_{Sch} = (40; 80; 120)\ \text{min}^{-1}$ unter den Annahmen $\mu_{St/A} = 0{,}4$ und $\mu_G = \mu_{A/A} = 0{,}6$ angewendet und im Ergebnis graphisch dargestellt (*Abbn. 20*, *21*).

Im Bereich der Schüttgutmechanik sind Druckspannungen als positive Spannungen definiert [262], weshalb die rechnerisch ermittelten negativen Vertikalkräfte F_v in positiver z-Richtung des kartesischen Koordinatensystems aufgetragen werden, um deren Verdichtungseinfluß verdeutlichen zu können. *Abb. 21* soll schematisch das Zusammenspiel zwischen horizontaler und vertikaler Kraftkomponente der Resultierenden F_{res} aufzeigen. Zu diesem Zweck wurden die rechnerischen Ergebnisse mit einem Faktor ζ verstärkt, um graphisch den Einfluß der Schnecke auf das Asphaltmischgut im Trog besser darstellen zu können. Für den praktischen Einbau wird bis zu einem Größtkorndurchmesser $d_K \leq 16$ mm ein Mindestabstand von 5,0 cm zwischen Glättblechunterkante und Schneckenflügel empfohlen, um ein Wegziehen des Materials vor der Bohle zu verhindern; ist $d_K > 16$ mm, sollten mindestens 8,0 cm eingestellt werden. Für $\zeta = 4{,}0$ wird der Einflußbereich der Förderschnecke unter Berücksichtigung praktischer Erfahrungen annähernd maßstäblich wiedergegeben.

In Drehrichtung der Schnecke gesehen, steigt die horizontale Kraftkomponente $F_{h,40}$ (strichpunktierte blaue Kurve in *Abb. 20*) bei einem Füllungsgrad Ψ_{65} von 2,4 E allmählich bis zum Wendepunkt bei $\vartheta = 335°$ auf 6,0 E an und schwächt sich ebenso wieder ab, um nach dem Nulldurchgang bei $\vartheta = 278°$ eine Umkehrung in der Wirkungsrichtung auf vergleichsweise deutlich niedrigerem Niveau zu erfahren. Das Minimum stellt sich bei $\vartheta = 248°$ ein und beträgt mit[29] – 1,9 E nur rd. 31,7 % des Maximalwertes (Betrachtung der Absolutwerte). Bemerkenswert ist, daß sich die Wirkungsrichtung mit dann gleichbleibender Charakteristik erneut umkehrt ($\vartheta = 215°$) und das Mischgut unter der Bedingung $\Psi > 30$ % in den Förderstrom der Schnecke zurückgedrückt wird.

[29] das Minuszeichen gibt die Kraftrichtung an: Schub in Richtung Fertiger

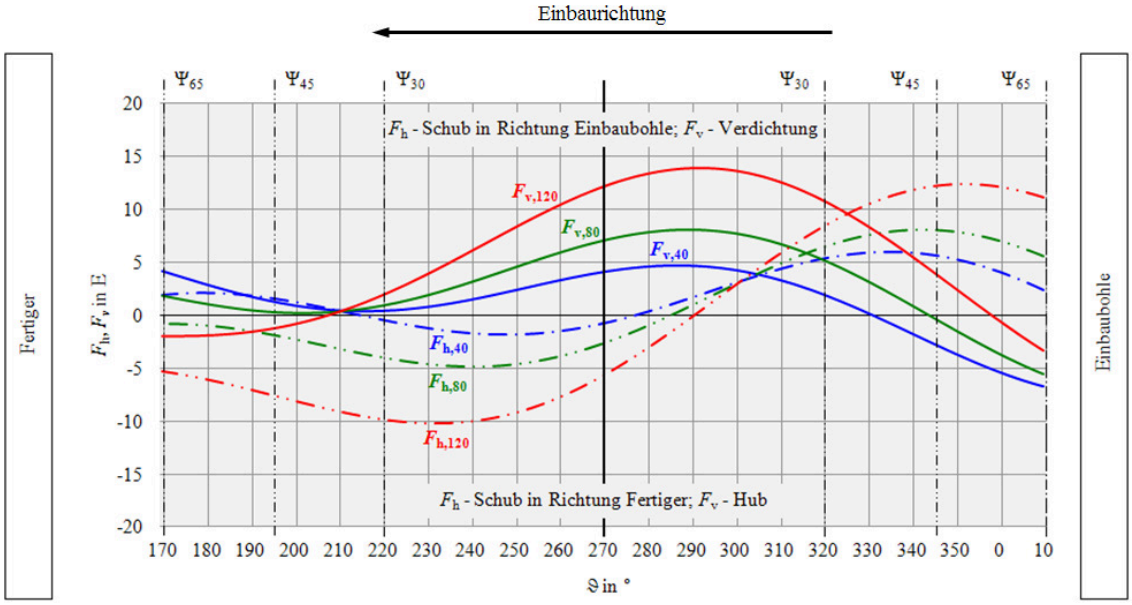


Abb. 20: Verlauf der horizontalen und vertikalen Komponente $F_{h,n}$ bzw. $F_{v,n}$ der Resultierenden F_{res} als Funktion des Winkels ϑ und der Schneckendrehzahl n_{Sch} = (40; 80; 120) min^{-1}; Schneckenfüllungsgrade Ψ_i = (65; 45; 30) %; Reibungsbeiwerte $\mu_{St/A}$ = 0,4 und $\mu_{A/A}$ = 0,6

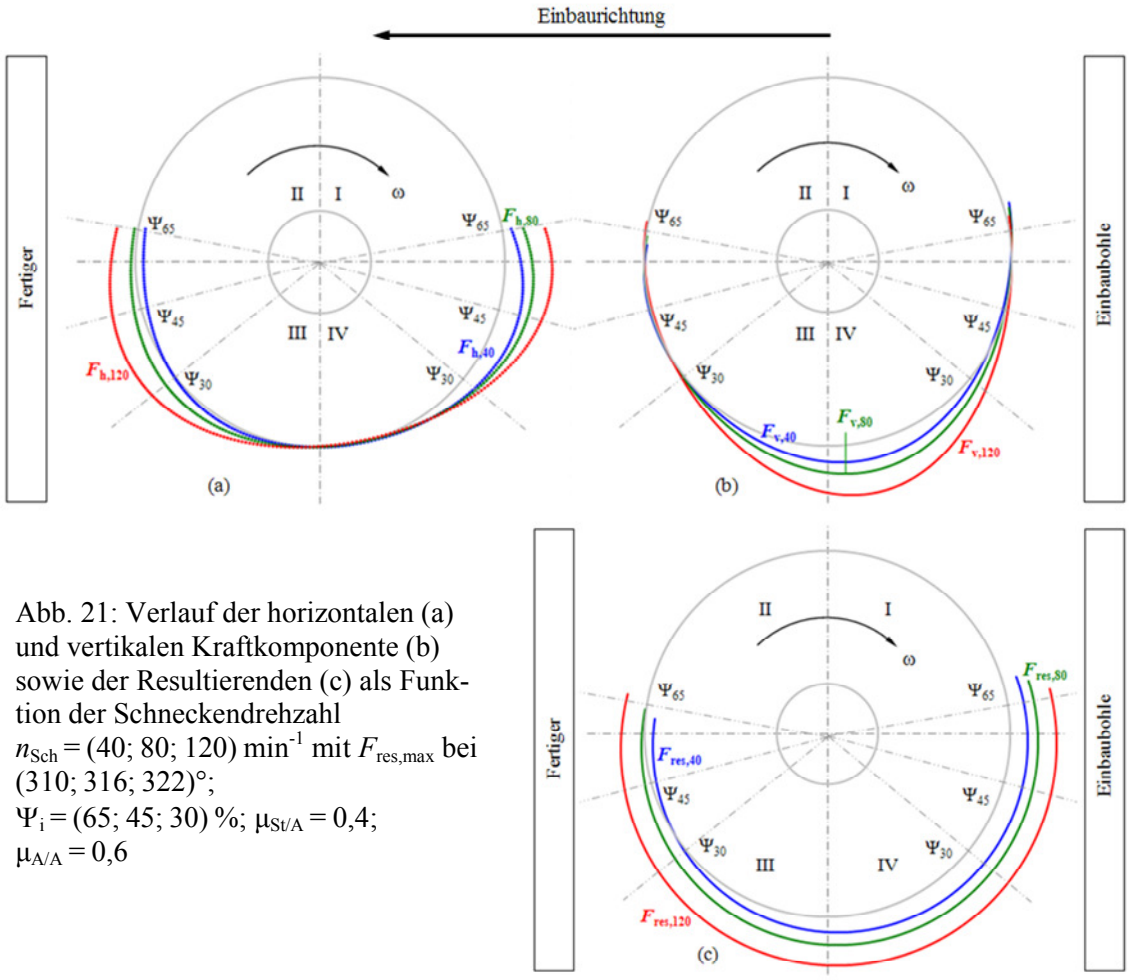


Abb. 21: Verlauf der horizontalen (a) und vertikalen Kraftkomponente (b) sowie der Resultierenden (c) als Funktion der Schneckendrehzahl n_{Sch} = (40; 80; 120) min^{-1} mit $F_{res,max}$ bei (310; 316; 322)°; Ψ_i = (65; 45; 30) %; $\mu_{St/A}$ = 0,4; $\mu_{A/A}$ = 0,6

Die vertikale Kraftkomponente $F_{v,40}$ (durchgehende blaue Kurve in *Abb. 20*) nimmt von[30] $-6{,}8$ E kontinuierlich bis zum Maximum 4,7 E bei $\vartheta = 287°$ zu, flacht in der Folge bis $\vartheta = 216°$ auf 0,4 E ab, um dann wieder stetig bis in die Nähe des Maximums anzusteigen. Lediglich im Bereich des Drehwinkels $10° \leq \vartheta \leq 332°$ wirkt die Vertikalkraft nicht in Richtung Trogsohle.

> Aus den *Abbn. 20, 21* wird (in Drehrichtung der Schnecke gesehen) deutlich, daß sich der Schub des Materials gegen die Einbaubohle unter gleichzeitig stetiger Zunahme der Verdichtungswirkung in Richtung Trogsohle zunächst bis in das letzte Drittel des IV. Quadranten hinein verstärkt und dann rapide abfällt. Die Resultierenden zeigen das Maximum im ersten Drittel des IV. Quadranten an.
> Noch vor Erreichen der 270°-Position beginnt der Materialschub in Richtung Fertiger (also in Einbaurichtung) unter gleichzeitiger Abnahme der vertikalen Kraftkomponente.
> Im ersten Drittel des III. Quadranten kehrt der Schub wieder in Richtung Bohle unter zunehmender Hubwirkung um. Ein Teil des Materials wird im weiteren Verlauf der Schneckendrehung wieder in das Förderorgan zurückgedrückt.

Praktische Erfahrungen aus dem Einbau von Walzasphalt belegen, daß die maximale Schneckendrehzahl selten abgerufen wird. Zur Verdeutlichung der möglichen Einflüsse soll im Rahmen der theoretischen Abhandlung dennoch $n_{Sch,max}$ angesprochen werden.

4.3.5 Einfluß höherer Schneckendrehzahlen

Unter dem zunehmenden Einfluß der Fliehkraft $F_Z = \mathrm{d}m \cdot \omega^2 \cdot r \cdot \cos\alpha$ mit $\omega = 2 \cdot \pi \cdot n_{Sch}$ steigt nicht nur die Normalkraft F_N an, sondern aufgrund der Verknüpfung mit der Reibkraft F_R ändert sich auch die Hangabtriebskraft F_H. Die aus der veränderten Konstellation F_H/F_N resultierenden Winkel β und γ gem. *Abbn. A.7, A.8* führen zu stärkeren Ausprägungen der horizontalen und vertikalen Komponente von F_{res}.

Abb. 20 ist zu entnehmen, daß bei ähnlichen Verläufen von F_h im Vergleich zu $n_{Sch} = 40\ \mathrm{min}^{-1}$ die mit rd. 136 und 208 % ($F_{h,80}$ und $F_{h,120}$) deutlich ausgeprägteren Maxima frühzeitiger erreicht werden ($\Delta\vartheta = 8°$ bzw. 17°). Äußerst bemerkenswert ist, daß der Einfluß steigender Schneckendrehzahlen fertigerseitig erheblich zunimmt, wenngleich trotz eines Absinkens der Minima auf rd. 258 bzw. 548 % das absolute bohlenseitige Niveau nicht erreicht werden kann. Die Nulldurchgänge und damit die Richtungswechsel zeigen mit $\Delta\vartheta = 8°$ bzw. 13° ergänzend an, daß das Asphaltmischgut auch zeitiger in Richtung Fertiger geschoben wird.

Ähnliches gilt für die vertikale Komponente F_v: Bei der mit zunehmender Schneckendrehzahl immer geringer ausgeprägten Hubwirkung (Auflockerung) im Übergangsbereich zwischen I. und IV. Quadranten stellen sich die mit rd. 172 und 296 % ($F_{v,80}$ bzw. $F_{v,120}$) deut-

[30] do.: Hub

lich höher liegenden Maxima auch hier etwas zeitiger ein ($\Delta\vartheta = 2°$ bzw. 5°), während die absoluten Minima geringfügig tiefer liegen und mit $\Delta\vartheta = -14°$ bzw. $-54°$ wesentlich später erreicht werden. Die Auswirkungen der horizontalen und vertikalen Kraftkomponente auf die Spannungszustände im Mischgut werden am Ende des Kapitels diskutiert.

> Bedingt durch den quadratischen Einfluß der Winkelgeschwindigkeit auf die an einer Partikel angreifende Zentrifugalkraft, unterliegt das von den Lattenrosten in den Schneckenkanal geförderte Einbaugut auf seinem Weg von der Rückwand des Fertigers zur Bohle (s. *Abb. 20*) mit zunehmenden Schneckendrehzahlen deutlich größeren horizontalen und vertikalen Kraftkomponenten,

deren resultierende Maxima bei gleichzeitig geringerer Hubwirkung vor der Vorderwand näher an der Bohle liegen, wobei für alle Drehzahlstufen gilt, daß sich die Verdichtungshöchstwerte im Raum zwischen Schnecke und Bohle – also hinter der 270°-Position des sich drehenden Schneckenblattes – einstellen. Der sich anfänglich in Einbaurichtung (vorwärts gewandte) ausbildende starke Schub schwächt sich ebenso rasch wieder ab, um noch vor Erreichen der Verdichtungsmaxima die Richtung zu ändern und das Einbaugut nach Passieren der unteren fiktiven Mantellinie wesentlich stärker in Richtung Vorderwand der Bohle zu drücken.

> Es ist davon auszugehen, daß steigende Schneckendrehzahlen zur Ausbildung stärkerer Schub- und Normalspannungen[31] im Einbaugut vor der Bohle führen.

Die im praktischen Einbau beobachtbaren Materialbewegungen an der Bohlenvorder- und Fertigerrückwand dürfen den sich in diesen Zonen des Schneckenkanals im Asphaltmischgut ausbildenden aktiven und passiven sowie kombinierten Spannungszuständen zugerechnet werden, die sich aufgrund des Zusammenspiels der an den Körnern angreifenden Horizontal- und Vertikalkräfte einstellen.
So zeichnet sich in der unteren Drehzahlstufe – begleitet von einem entgegen der Einbaurichtung wirkenden schwächeren Schub vor die Vorderwand (blau gestrichelte Linie) – ein vergleichsweise größerer Hub ab (durchgehende blaue Linie), während sich im oberen Drehzahlbereich in Kombination mit niedrigeren Hubkräften (durchgehende rote Linie) deutlich stärkere, zur Bohle gerichtete Schubkräfte zeigen (rot gestrichelte Linie).

Im Bereich der Fertigerrückwand sind auf niedrigem Drehzahlniveau Verdichtungswirkungen bei gleichzeitigem, ebenfalls der Vorwärtsbewegung entgegenwirkendem Schub in Richtung Bohle erkennbar, wohingegen in der hohen Drehzahlstufe ein stärkerer Materialschub in Einbaurichtung mit einem schwachen Hubeffekt zu erkennen ist.

4.4 Der Einfluß der Einbaubohle

Der auf die Einbaubohle wirkenden und vom Traktor aufzubringenden Zugkraft stehen Einzelkräfte entgegen, die im wesentlichen von einem Verschieben des Asphaltmischgutes

[31] aufgrund geringerer Hubwirkung

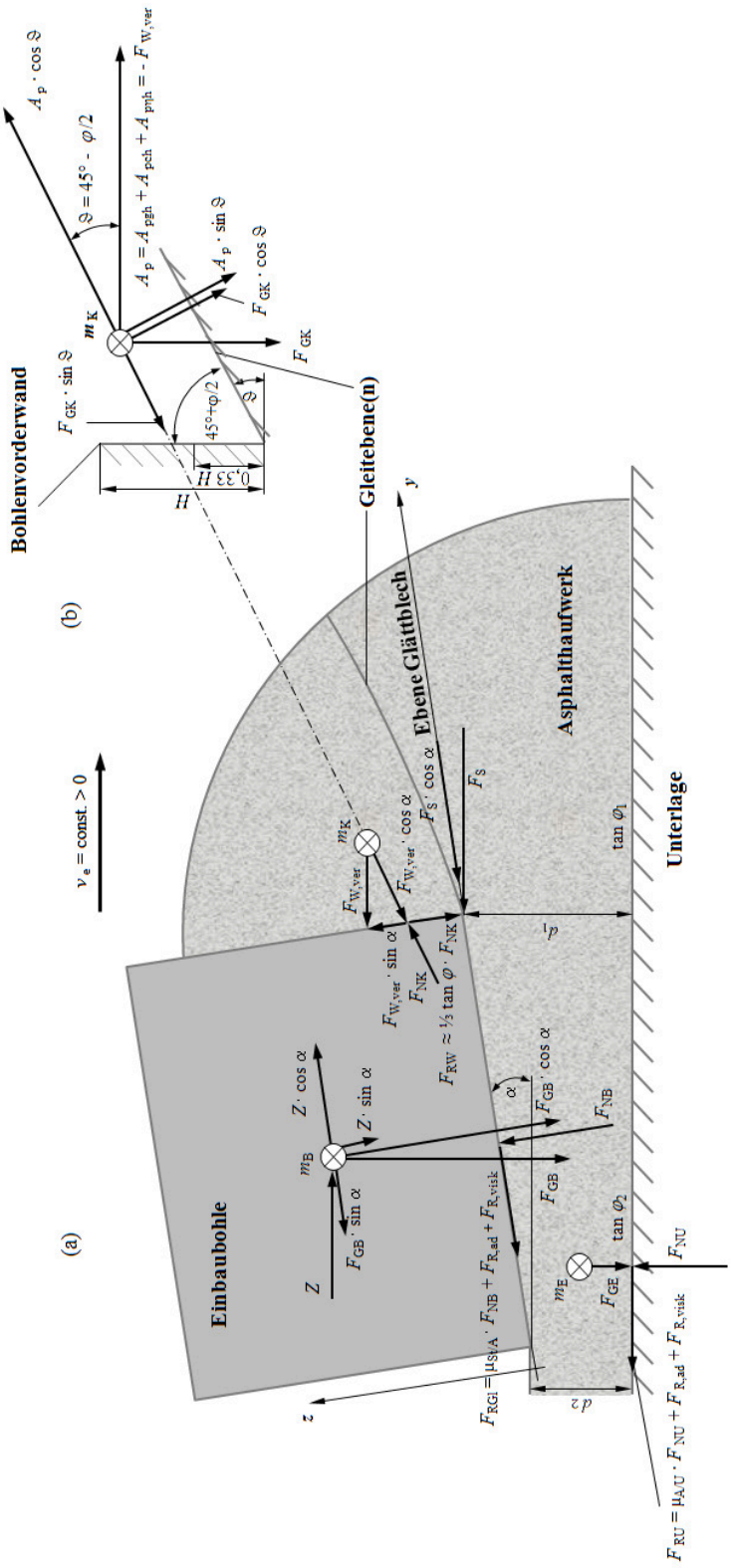


Abb. 22: Lageskizze der beim Einbau eines Asphaltmischgutes im Bereich des Glättbleches und der Vorderwand der Einbaubohle angreifenden Kräfte (a) und Darstellung des auf die Vorderwand wirkenden Widerstandes aus dem Abgleiten eines Mischgutkeiles unter dem Gleitflächenwinkel ϑ (b). Hypothetischer Antrag der Kräfte $F_{W,ver}$ und F_S (Nomenklatur, s. *Begriffe, Definitionen, Formelzeichen und Symbole*).

gegen dessen inneren Widerstand und der aus dem Kontakt der Bohle mit dem Mischgut resultierenden Reibung geprägt werden und sowohl direkte als auch indirekte – auf das Bewegungsverhalten der Bohle zurückführbare – Auswirkungen auf das Haufwerk haben. Die am Stampfer wirkende Reibung wird als vernachlässigbar eingeschätzt und bei der Kräftediskussion nicht berücksichtigt.

Ergänzend zu dem im *Abschn. 2.2* wiedergegebenen Stand des Wissens zum Bewegungsverhalten der Bohle wird im Rahmen der hier geführten Untersuchung angenommen, daß sich der Widerstand W resp. der Versetzungswiderstand F_4 gem. den *Abbn. 7* und *9* aus dem Materialdruck auf die Bohlenvorderwand und einer Schneidkraft im Bereich des Bohlenfußpunktes zusammensetzt. Diesem Gedanken folgend, wurden die Kräfte in der Lageskizze der *Abb. 22* am Einbauwerkzeug angetragen. Zur besseren Veranschaulichung wurde der Bohlenanstellwinkel α stark überhöht dargestellt.

In der Folge werden Erläuterungen zum Materialdruck auf die Bohlenvorderwand, zur Schneidkraft im Bereich des Bohlenfußpunktes und zur Reibung an der Glättblechunterseite gegeben.

4.4.1 Materialdruck auf die Bohlenvorderwand

Die Vorderseite der Bohle kann als Wand aufgefaßt werden, die gegen das vor ihr liegende Einbaugut bewegt wird (s. *Abb. 22b*) und bei weiterer Zunahme der Zugkraft Z Widerstände aktiviert, die längs einer Gleitebene zum Bruch führen. COULOMB ging davon aus, daß ein hinter einer stützenden Wand liegender Gleitkörper abrutscht und dabei einen Druck auf die Wand ausübt und führte für diesen Fall eine ebene Gleitfläche vom Fuß der Wand bis zur Geländeoberfläche ein [40], deren Lage sich aus der Forderung ableitete, daß die zum Verschieben des sich ausbildenden Materialkeils erforderliche Kraft ein Minimum darstellt.
Auch die kontinuierlich gezogene und vereinfacht als senkrechte Platte großer Breite anzusehende Einbaubohle schert unter Überwindung der inneren Reibung das sich vor ihr befindende Asphalthaufwerk in einer bestimmten Höhe ab. Der von ihr ausgehende Bruch dürfte dem aus der Erddrucktheorie ähnlich sein und unter der Bedingung $n_{Sch} = 0\ min^{-1}$ vom Fuß der Bohle bis zur Gutoberfläche reichen, *Abb. 22a*.

Bei stillstehender oder nicht vorhandener Schnecke im Bereich des Bohlenbegrenzungsbleches (21) und hinter dem(n) Materialleitblech(en) (23) (s. *Abb. A.2*) kann man beobachten, daß sich nach einer Anlaufstrecke ein *„Staukörper“*[32] ausbildet, der im Extremfall in Einbaurichtung wie ein starrer Block kontinuierlich mitgeführt wird und bei dem Materialbewegungen häufig nur noch im ersten Drittel stattfinden. Über die Ausbildung von Gleitebenen kann nur gemutmaßt werden, da für das Verschieben des Asphalthaufwerkes mit einer Einbaubohle bisher keine theoretischen und praktischen Untersuchungsergebnisse vorliegen: dem Problem wurde bislang keine Bedeutung beigemessen. So ist nicht bekannt,

[32] Formulierung nach KRAUSE [121] zu einer anderen Problemstellung

ob und wie sich Gleitflächen ausbilden, auch die Lage der Resultierenden des Materialwiderstandes entzieht sich der Kenntnis: nur bei waagerechter Oberfläche des Haufwerkes liegt sie nach [51, 116] im untersten Drittelspunkt der Wandhöhe, bei fallender Oberfläche dürfte sie tiefer liegen.

Insofern ist die Anwendung der Erdwiderstandstheorie auf das vorliegende Problem als kritisch zu werten, da die Randbedingungen

- Ausbildung einer ebenen Gleitfläche, auf der der entstehende Gleitkeil durch seine Eigenlast abrutscht,
- Unabhängigkeit der Gleitfugen-Scherfestigkeit von der Gleitbewegung sowie das
- gleichzeitige Erreichen des Gleitzustandes in allen Gleitflächenteilen

bei einem kontinuierlichen Vorschub nicht mehr zutreffen und infolge der hier zusätzlich zu berücksichtigenden Mörtelviskosität alle Bewegungsvorgänge darüber hinaus auch noch zeit- und geschwindigkeitsabhängig sind.

Die COULOMBsche Erddrucktheorie ist nur dann widerspruchsfrei, wenn alle drei Gleichgewichtsbedingungen $\Sigma F_y = \Sigma F_z = \Sigma M = 0$ erfüllt sind, was nur im RANKINE-Fall ($\delta_p = \alpha = \beta = 0$) oder für $\delta_p = \beta$ zutrifft, da sich dann die Gleitkeilkräfte in einem Punkt schneiden (Nomenklatur und Vorzeichendefinition der Winkel s. *Abb. A.9*).

Im Fall des Einbaus von Baustoffen mit einem Fertiger ist die (Vorder)wand aufgrund des einen Freiheitsgrades der Bohle nach oben beweglich und im Normalfall entgegen der Einbaurichtung geneigt. Die Oberfläche des Haufwerkes fällt ab (vgl. *Abb. A.6*) und der sich ausbildende Materialkeil unterliegt einer ständigen Veränderung, weil das sich unter der Gleitebene befindende Material verbraucht wird und sich in der Folge vermutlich auch wiederholt neue, zur ursprünglichen Gleitebene nicht parallele Gleitebenen ausbilden, weshalb davon ausgegangen werden darf, daß sich unter diesen Bedingungen – und verstärkt durch den geringen Verdichtungsgrad des Asphalthaufwerkes – eine Vielzahl von Bruchzonen einstellt.

Für die abzuschätzenden Zusammenhänge zwischen Zugkraft, Vorlagehöhe des Asphaltmischgutes vor der Bohle und dem Bohlenanstellwinkel sowie den mehr oder weniger unbekannten Größen $\mu_{St/A}$, γ und φ und der sich dynamisch ändernden Zustände im Trennungsbereich der (beiden) Haufwerksteile soll zur Verdeutlichung des Problems der auf Kohäsion und Reibung beruhende und in der *Anl. A.1.7* gezeigte COULOMBsche Ansatz genügen, der um einen viskosen Widerstand erweitert wurde.

Durch die Parallelverschiebung der Wand in Einbaurichtung erfährt das Haufwerk eine permanente Stauchung. Nimmt man vereinfacht eine waagerechte Oberfläche an, bildet bei einer horizontalen Verschiebekraft die Gleitfläche mit der senkrechten Wand einen Winkel von $(45° + \varphi/2)$. Die erforderliche Kraft, um einen Materialkeil aus Asphaltmischgut von der Tiefe H und dem Gewicht F_{GK} auf der Gleitfläche mit dem Winkel $\vartheta = 45° - \varphi/2$ hochzudrücken, ergibt sich aus den Darstellungen der *Anl. A.1.7* und dem rechten oberen Teil der *Abb. 22* zu:

$$A_{\mathrm{p}} = A_{\mathrm{pgh}} + A_{\mathrm{pch}} + A_{\mathrm{p\eta h}} = \frac{H^2}{2} \cdot \rho \cdot g \cdot \tan^2\left(45° + \frac{\varphi}{2}\right) + \left(c + \tau_{\mathrm{visk}}\right) \cdot 2\,H \cdot \tan\left(45° + \frac{\varphi}{2}\right). \qquad (25)$$

Im praktischen Einbau läßt sich füllstandabhängig fallweise mehr oder weniger deutlich beobachten, daß von der stillstehenden Schnecke ein nicht unerheblicher Teil des vor der Bohle ruhenden Materials mitgeschleppt wird.

Auf der schiefen Ebene, die die Bohlenvorderwand mit der Senkrechten bildet, wirkt die Gewichtskraft des Materialkeils F_{GK} als hemmende Kraft beim Aufgleiten des Keils an der Vorderwand. Die das Gut nach oben treibende Kraftkomponente $F_{\mathrm{W,ver}} \cdot \sin \alpha$ nimmt mit größer werdendem Anstellwinkel α zu.
Der Versetzungswiderstand $F_{\mathrm{W,ver}}$ steigt an, wenn die Masse des Keils m_{K} und damit seine Gewichtskraft F_{GK} größer werden, ebenso bei größer werdendem inneren Reibungswinkel φ des Asphaltmischgutes sowie kleiner werdendem Bohlenanstellwinkel α, weil dann die horizontalen Kraftkomponenten zunehmen. Die Einflüsse der sich in Abhängigkeit von der Mischguttemperatur ändernden Verformungswiderstände aus Kohäsion und Viskosität werden vom Verfasser aufgrund der zu erwartenden stärkeren Verzahnung des Mineralstoffskelettes bei höheren und der intensiveren Verklebung der Körner bei niedrigeren Temperaturen als bedeutsam eingeschätzt.

Aus *Gl. (25)* wird deutlich, daß unter der Bedingung einer konstanten Mischguttemperatur T und daraus folgend $c = f(T) = \text{const.}$ sowie $\tau_{\mathrm{visk}} = f(T) = \text{const.}$ der passive Druck des Einbaugutes quadratisch mit der Vorlagehöhe H und asymptotisch mit dem Winkel der inneren Reibung φ wächst.

In Abhängigkeit von der Vorlagehöhe, den Schneckenparametern (s. *Abschn. 4.3.4*, *4.3.5*), der Einbaugeschwindigkeit und den Mischguteigenschaften stellt sich eine, die Aufwärtsbewegung des Asphaltmischgutes unmittelbar vor der Bohlenvorderwand hemmende, zur Unterlage gerichtete Reibkraft F_{RW} ein. Bei Stillstand des Fertigers wirkt die aus dem Druck des Haufwerkes gegen die Bohlenvorderwand resultierende Reibkraft ebenfalls in Richtung Unterlage, zusätzlich unterliegt dann das Asphalthaufwerk dem Effekt der Zeitverfestigung.

Es sei darauf hingewiesen, daß sich die Spannungsverhältnisse im Haufwerk und dessen Dichte ändern, wenn im kontinuierlichen Einbau die Schnecke stehen bleibt. Zusätzlich wird sich durch den stetigen Materialverbrauch die Höhe der Mischgutsäule vor der Bohle fortlaufend abbauen und die erforderliche Zugkraft permanent reduzieren. Es kommt folglich darauf an, beim (möglichst) unterbrechungsfreien Einbau auch der Abstimmung der Schneckenförderung die gebührende Aufmerksamkeit zuteil werden zu lassen.

4.4.2 Die Einbaubohle als Schneidwerkzeug

Es ist bekannt [161], daß die beim Durchgang stumpfer, schneiden- und keilförmiger Werkzeuge durch lockere Massen auftretenden Fließ- und Bruchfiguren weitgehend mit denen bei der Zerspanung von Metallen übereinstimmen. Insofern kann in Anlehnung an

das mechanische Fertigungsverfahren *Stoßen* die Einbaubohle als Werkzeug mit geometrisch bestimmter Schneide mit ihrer Vorderwand als Spanfläche und einer zusätzlich ausgebildeten Phase im Bereich vor dem Stampfermesser angesehen werden (vgl. *Abb. A.3*). In *Abb. 23* wird die Geometrie der Bohlenvorderwand vereinfacht dargestellt. Demgemäß beträgt der Keilwinkel β zwischen der Spanfläche (Vorderwand) und der Freifläche (Glättblechunterseite) aufgrund der Bohlengeometrie 90°. Im Gegensatz zum Spanen kann sich aufgrund des, in der Regel positiven, Anstellwinkels α und somit des Fehlens einer Freifläche auch kein Freiwinkel zur Schneidenebene einstellen. Der Spanwinkel γ zwischen Spanfläche und Werkzeugebene ist genauso groß wie der eingetragene Bohlenanstellwinkel, weshalb unter normalen Einbaubedingungen $\gamma = \alpha > 0°$ gilt.
Bei der spanenden Bearbeitung stellt sich bei einem (großen) positiven Spanwinkel γ und negativen Phasenspanwinkel γ_f ein guter Spanablauf mit geringer Reibung auf der Spanfläche ein. Insofern dürfen von dem, vereinfacht als negativen Phasenspanwinkel γ_f zu betrachtenden, abgewinkelten Teil der Bohlenvorderwand mehr oder weniger ausgeprägte positive Auswirkungen auf die Kinematik des verdrängten Asphaltmischgutes erwartet werden[33].

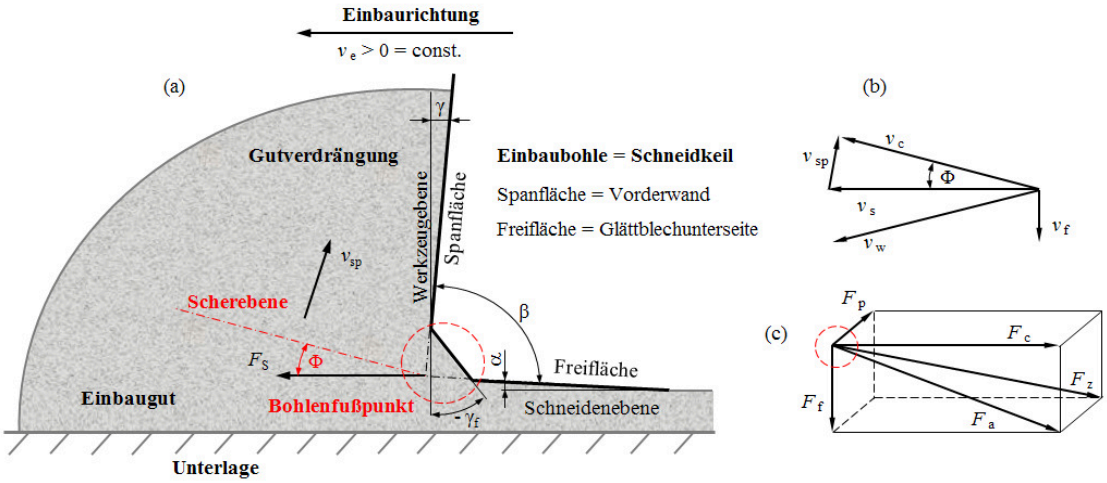


Abb. 23: Die Einbaubohle als Schneidwerkzeug (Nomenklatur s. *Begriffe, Formelzeichen und Symbole*)

Die Stauchkraft der Schneide führt bei deren keilförmigen Eingleiten in das durch die Scherung am größten Ort der Beanspruchung zusätzlich verfestigte Asphaltmischgut zu dessen Verdrängung, wodurch Druck- und Schubspannungen entstehen (s. *Abschn. 4.5.1*) und sich unmittelbar vor der Schneide unter dem Einfluß des Verformungswiderstandes τ_{vw} gem. *Gl. (22)* eine Scherebene unter dem Scherwinkel Φ ausbildet (*Abb. 23a*), von der sich das verdrängte Material abhebt und vom Einbauwerkzeug bei vorlagehöhenbedingter

[33] Bohlenvorderwände werden üblicherweise so ausgeführt, daß diese im unteren Bereich herstellerspezifisch in deutlich unterschiedlich langen Abschnitten mit mehr oder weniger ausgeprägten Übergangsschrägen parallel zum oberen Bereich in Richtung Bohlenkörper zurückgesetzt werden und sich entweder direkt oder auch mit einer weiteren, kürzer ausgeführten Schräge unter einem erheblich steileren Winkel an das Stampfermesser anschmiegen.

Auflast nach oben ausgeschoben wird, sofern der Hubwiderstand kleiner ist als der Verdrängungswiderstand.

Um den Widerstand des Asphalthaufwerkes gegen die Vorwärtsbewegung der Bohle zu überwinden, muß die sich aus den Komponenten Schnittkraft F_c, Vorschubkraft F_f und Passivkraft F_p zusammensetzende Zerspankraft F_z aufgebracht werden (*Abb. 23c*). F_S und F_f addieren sich vektoriell zur Aktivkraft F_a, die mit der senkrecht auf ihr stehenden Passivkraft F_p die über den gesamten Kontaktbereich der Bohle mit dem Asphaltmischgut wirkende Resultierende F_z bildet.

Im zu betrachtenden Fall erfolgt die „Spanabnahme“ kontinuierlich ($v_e > 0 = \text{const.}$). Bei gleichbleibenden Einbaubedingungen wird sich der Bohlenanstellwinkel α nicht ändern und demzufolge keine Vorschubbewegung verursachen: $\alpha = \text{const.} \rightarrow v_f = 0 \rightarrow F_f = 0$. Nach einer Störung des Momentengleichgewichtes an der Bohle kann beispielsweise eine Aufwärtsbewegung des Einbauwerkzeuges hervorgerufen werden, aus der ein negativer Vorschub mit größer werdender Einbaudicke resultiert.

Bei dem sich beim Einbau einer Deckschicht einstellenden geringen Anstellwinkel α darf angenommen werden, daß sich Schneid- und Wirkgeschwindigkeit unter der Bedingung $v_f = 0$ vernachlässigbar unterscheiden, so daß $v_S \approx v_w \approx v_e$ gilt.

Der Einstellwinkel der Bohle zur Einbaurichtung und damit zum Asphalthaufwerk beträgt 90°, wodurch keine zusätzliche Passivkraft F_p auftritt. Mit $F_f = F_p = 0$ fallen Schnittkraft F_c und Zerspanungskraft F_z unter Vernachlässigung der im folgenden Abschnitt als eigenständig betrachteten Normal- und Reibungskräfte an der Glättblechunterseite (vgl. *Abb. 22*) sowie der unter dem Einfluß des Phasenwinkels γ_f stehenden Kräfte zusammen. In den *Abbn. 22* und *23a* wird dem mit dem Eintrag der Schneidkraft F_S Rechnung getragen.

Der Geschwindigkeitsplan gem. *Abb. 23b* zeigt die vom Scherwinkel Φ abhängige Geschwindigkeitskomponente v_{sp} vor der Bohlenvorderwand. Mit größer werdendem Scherwinkel Φ erhöht sich über die Beziehung $v_{sp} = v_c \cdot \sin \Phi$ auch der Materialfluß vor der Bohle. Im Fall von Asphaltmischgut unterliegt der Scherwinkel Φ außer der inneren Reibung und der Kohäsion zusätzlich dem bereits angesprochenen Einfluß der Mörtelviskosität.

Der gesamte Vorgang wird von der sich drehenden Schnecke unterstützt und kann bei Stillstand derselben zum Erliegen kommen. Infolge der Wirkung der Einbaubohle als Schneidwerkzeug mit konstanter Schnittgeschwindigkeit ist in Anlehnung an KRAUSE [121] auch hier von periodisch auftretenden und sich gleichzeitig überschneidenden Gestalt- und Volumenänderungen sowie Hub- und Beschleunigungsvorgängen im granularen Medium auszugehen. Schwankende Schneckendrehzahlen beeinflussen die innere Reibung des Korngerüstes und führen notwendigerweise zur Störung der vorstehend beschriebenen Zustände im Bereich der Scherebene(n) des Asphalthaufwerkes.

GORJATSCHKIN stellte 1898 im Rahmen seiner Untersuchungen an Streichblechen [83] den Einfluß der Arbeitsgeschwindigkeit auf den horizontalen, spezifischen Bodenwiderstand

P_H eines Pfluges dar, den VORNKAHL [259] in der nachfolgenden Form wiedergibt (Ergänzung der physikalischen Einheiten durch den Verfasser):

$$P_H = Z_H + \varepsilon \cdot v^2 \quad \left[\frac{N}{m^2}\right]. \tag{26}$$

P_H setzt sich folglich aus einem geschwindigkeitsunabhängigen und auf den Verdrängungswiderstand des Materials zurückführbaren, statischen Anteil Z_H sowie einem dynamischen Anteil $\varepsilon \cdot v^2$ zusammen, der über den Werkzeugbeiwert ε und im weiteren über die Wichte γ und einen, die Arbeitsfläche des Werkzeuges und die Gutverhältnisse repräsentierenden, dimensionslosen Faktor χ [20] von den bewegten Materialmassen abhängt:

$$\varepsilon = \frac{\gamma}{g} \cdot \chi \quad \left[\frac{N \cdot s^2}{m^4}\right]. \tag{27}$$

DRANSFELD U.A. konnten bei Versuchen in losen Böden und Arbeitsgeschwindigkeiten zwischen 0,45 … 2,22 m/s keinen nennenswerten Anstieg der Zugkraft registrieren [57]. VORNKAHL ermittelte rechnerisch im Rahmen seiner Untersuchungen zur Dynamik gezogener Bodenwerkzeuge, daß der dynamische Anteil bei Geschwindigkeiten bis 1,8 m/s nur 20 % des gesamten Widerstandes beträgt [259]. Obwohl sich die Verhältnisse vor der Bohle deutlich von den Verdrängungsvorgängen im Boden beim Pflügen unterscheiden, sollte dennoch davon ausgegangen werden, daß bei den üblichen Einbaugeschwindigkeiten[34] mit einem Fertiger insbesondere aufgrund der viskosen Eigenschaften des Asphalthaufwerkes durchaus ein Einfluß der dynamischen Komponente in Erwägung zu ziehen ist (vgl. *Abschn. 4.2.3*). Nach Kenntnis des Verfassers wurde dieser Fragestellung bislang keine Aufmerksamkeit zuteil.

Die vermuteten Spannungszustände im Asphalthaufwerk werden im *Abschn. 4.5* behandelt.

4.4.3 Reibung an der Glättblechunterseite der Bohle

Die Einbaubohle wird auf der sich durch den Verdichtungsfortschritt entgegen der Einbaurichtung unter dem Glättblech ausbildenden schiefen Ebene gedanklich permanent nach oben verschoben. Tatsächlich ist es ein Verharren auf der sich ständig in Einbaurichtung mit fortbewegenden, schiefen Ebene; die *y*-Achse des rechtwinkligen Achsenkreuzes liegt in Richtung derselben, *Abb. 22*.

Unter Berücksichtigung der sich mit dem Ebenen- resp. Anstellwinkel α ergebenden Komponenten des Zugkraftanteiles Z und der Gewichtskraft F_{GB} der Einbaubohle sowie der, die Bohle gegenüber der Vorwärtsbewegung bremsenden, Reibungskraft an der Glättblechunterseite F_{RGl} lassen sich die Gleichgewichtsbedingungen formulieren:

$$\sum F_y = 0 = -F_{RGl} - F_{GB} \cdot \sin\alpha + Z \cdot \cos\alpha\,, \tag{28}$$

[34] 0,05 … 0,12 m/s in Europa, bis 0,5 m/s in den USA

$$\sum F_z = 0 = F_{NB} - F_{GB} \cdot \cos\alpha - Z \cdot \sin\alpha \,. \tag{29}$$

PAYNE [153] und JONES [110] konnten lt. KÉZDI nachweisen, daß das COULOMBsche Reibungsgesetz unter Berücksichtigung einer von der Normallast unabhängigen Adhäsionskomponente auch auf die Reibung zwischen Boden und Metall anwendbar ist [116].
Weiterhin ist bekannt [159], daß sich der Reibwert μ bei der äußeren Reibung (Gleitreibung fester Körper) aus einer Adhäsions- und Deformationskomponente (μ_{ad}, μ_{Def}) zusammensetzt. Im Fall von Asphaltmischgut ist darüber hinaus ein temperatur- und einbaugeschwindigkeitsabhängiger, viskoser Widerstand zu berücksichtigen.
Die zwischen dem Bohlenglättblech und dem Asphaltmischgut bestehende Festkörperreibung wird aus zwei Komponenten gebildet:

Festkörperreibung = direkte Gestein-Metall-Kontakte (I) + viskoser Widerstand (II),

wobei der Reibungsanteil (II) auch als Schubwiderstand bezeichnet wird.

So läßt sich in allgemeiner Form schreiben:

$$F_R = \mu \cdot F_N + F_{ad} + F_{visk} \,, \tag{30}$$

mit
- F_{ad} Adhäsionskomponente der Reibkraft,
- F_N Normalkraft auf der Reibungsfläche,
- F_R Reibkraft,
- F_{visk} viskose Komponente der Reibkraft,
- μ Reibungskoeffizient.

Für den hier zu betrachtenden Fall gilt (vgl. *Abb. 22*):

$$F_{RGl} = \mu_{St/A} \cdot F_{NB} + F_{R,ad} + F_{R,visk} \,. \tag{31}$$

Die normalspannungsabhängige Reibkraftkomponente $F_{R,n} = \mu_{St/A} \cdot F_{NB}$ beruht auf dem direkten Kontakt zwischen Gestein und Metall und ist abhängig von der Nettoberührungsfläche, deren Betrag vom Verhältnis Adhäsion/Kohäsion und der Viskosität des Bindemittels beeinflußt wird. Je beweglicher die Moleküle im Bitumen sind, desto besser ist die Benetzung der Gesteinsoberfläche, weshalb mit abnehmender Viskosität einerseits die Kohäsionskräfte kleiner werden, sich aber andererseits der Ausbreitungsdurchmesser einer Bitumenkugel vergrößert. Folglich resultieren aus einer Temperaturerhöhung des Mischgutes niedrigere viskose und adhäsive Reibkraftanteile ($F_{R,visk}$, $F_{R,ad}$).

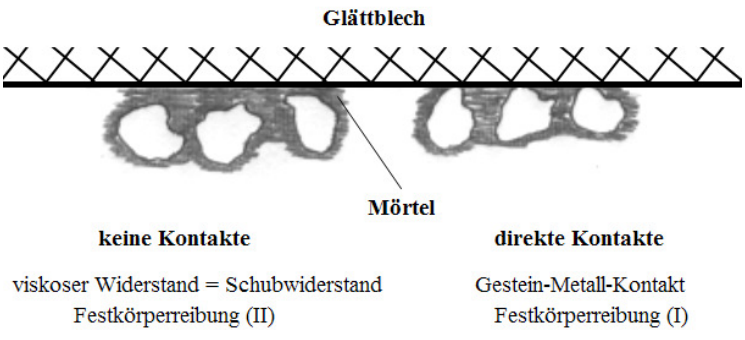


Abb. 24: Festkörperreibung zwischen Bohlenglättblech und Asphaltmischgut. Kontakt einzelner Körnerspitzen mit dem Glättblech nach Durchbrechen des Mörtels.

Eine geringere Viskosität des Mörtels reduziert den Eindringwiderstand gegenüber der Bohle und erhöht sowohl die Möglichkeit des Durchbrechens des Bindemittelfilms bzw. Mörtels an der Gesteinsoberfläche (*Abb. 24*) als auch die Kornumlagerung im Kontaktbereich Glättblech/Asphaltmischgut. Es wird angenommen, daß beide Effekte zur Vergrößerung der Nettoberührungsfläche und somit zum Anstieg der normalspannungsabhängigen Reibkraftkomponente $F_{R,n}$ führen.

Aus den *Gln. (28)*, *(29)*, *(30)* und *(31)* erhält man den Zusammenhang für die anteilige, gleitreibungsbedingte Zugkraft Z_1 für den Fall, daß diese parallel zur Unterlage wirkt:

$$Z_1 = F_{GB} \cdot \frac{\sin\alpha + \mu_{St/A} \cdot \cos\alpha}{\cos\alpha - \mu_{St/A} \cdot \sin\alpha} + \frac{F_{ad,Gl} + F_{R,visk}}{\cos\alpha - \mu_{St/A} \cdot \sin\alpha}. \tag{32}$$

Vorstehende Gleichung verdeutlicht, daß mit zunehmender Gewichtskraft F_{GB}, zunehmendem Anstellwinkel α, wachsendem Reibungskoeffizienten $\mu_{St/A}$ und größer werdenden Adhäsions- und Viskositätskomponenten unter dem Glättblech die Reibkraftkomponente Z_1 der Gesamtzugkraft Z größer wird.

Wird aufgrund einer höheren Mischguttemperatur die Viskosität vermindert und die Adhäsion verbessert, so wird über die Zunahme der Nettoberührungsfläche zwischen Glättblech und Gestein der Reibbeiwert $\mu_{St/A}$ gesteigert und in Verbindung mit der Gewichtskraft der Bohle F_{GB} eine höhere Zugkraft Z_1 gefordert.
Bei kälterem Mischgut wird die Nettoberührungsfläche wegen des höheren Eindringwiderstandes der Bohle und der dickeren Bindemittelfilme reduziert und der Reibbeiwert $\mu_{St/A}$ gemindert. Gleichzeitig steigen aufgrund der niedrigeren Mischguttemperatur die Viskosität des Mörtels und damit der viskose Reibkraftanteil (Schubwiderstand) an. Im Ergebnis der geplanten Reibversuche wird eine Aussage erwartet, welche Reibungsanteile (I oder II) letztlich beim Einbau eines SMA 8 S mit einem Bindemittel 25/55-55 A dominieren.

Beim Gleiten der Bohle auf dem Einbaugut wirkt eine zur Einbaurichtung mitnehmende Reibungskraft F_{RGl} gem. *Gl. (31)*. Dem Mitnahmebestreben der Bohle steht darüber hinaus die Reibungskraft des eingebauten Materials auf der Unterlage entgegen:

$$F_{RU} = \mu_{A/U} \cdot F_{NU} + F_{R,ad} + F_{R,visk}, \tag{33}$$

$$\text{mit} \quad F_{NU} = F_{GB} + F_{GE} = (m_B + m_E) \cdot g. \tag{34}$$

Beide Bremskräfte verhindern, daß die Bohle das auf der Unterlage abgelegte und weiter zu verdichtende Einbaugut wegzieht, weshalb für den Einbau $\mu_{St/A} < \tan\varphi_1$ und $F_{RGl} < F_{RU}$ gelten muß. Auf dem Weg des Einbaugutes von der Vorder- zur Hinterkante des Glättbleches nimmt dessen innere Reibung aufgrund der größer werdenden Verdichtung zu und es bildet sich eine immer wirksamer werdende Verzahnung der Einzelkörner aus; somit gilt: $\tan\varphi_1 < \tan\varphi_2$. Es ist davon auszugehen, daß, abhängig von den Materialeigenschaften des Einbaugutes sowie der Struktur und den Eigenschaften der Oberfläche der zu überbauenden Unterlage, die sich in dieser Zone einstellende Konstellation der Reibkräfte das Bewegungsverhalten der Bohle beeinflußt.

Nach KÉZDI [116] ist der Reibungsbeiwert (eines Bodens) auch abhängig von der Geschwindigkeit der Bewegung. Im Zustand der Ruhe ist der auf der Berührungsoberfläche adsorbierte Flüssigkeitsfilm stark zusammengedrückt, woraus auf Grund der höheren Dichte eine höhere Schubfestigkeit resultiert. Da während der Bewegung der Film aus Zeitgründen nicht mehr voll zusammengedrückt werden kann, sinkt mit seiner geringeren Dichte die Scherfestigkeit.

Unter Berücksichtigung der geschwindigkeits- und konstruktionsbedingten[35] Verweildauer des Glättbleches über einem Flächenelement des Einbaugutes darf angenommen werden, daß beim Einbau von Walzasphalt dieser geschwindigkeitsabhängige Effekt vernachlässigbar ist und vielleicht ausreichend Zeit zur Verfügung steht, um den Mörtel (Bindemittelfilm) aus der Kontaktfläche auszuquetschen. Dieser Vorgang wird bei höherer Mischguttemperatur erleichtert und bei niedrigerer Temperatur erschwert. Wenn sich also überhaupt ein Effekt einstellen sollte, so bleibt dieser niedrigviskosen Zuständen des Mörtels vorbehalten.

4.5 Hypothetische Spannungszustände im Asphalthaufwerk vor der Bohle

In Abhängigkeit von der Scherfestigkeit des Mischgutes und den kinematischen Verhältnissen im Schneckenkanal werden sich unter geeigneten Spannungszuständen Bruchvorgänge im Asphalthaufwerk einstellen.

Im Folgenden wird die Ausbildung möglicher Spannungszustände im Asphaltmischgut im Schneckenraum und hinter dem Materialleitblech unter Bezugnahme auf die *Abbn. A.2*, *12* bis *14* auf dessen Weg zur Einbaubohle diskutiert, wobei im Rahmen dieser Abhandlung Betrachtungen des ebenen Spannungszustandes genügen sollen.

Da die Volumenkonstanz als 1. Axiom der Rheologie [162] nicht erfüllt ist, scheiden rheologische Betrachtungen der Vorgänge im Haufwerk aus.

4.5.1 Der Schneckenraum als Rahmenschergerät

Aus *Abb. 13* sind die geometrischen Verhältnisse zwischen Materialleitblech und Bohlenvorderwand erkennbar. Vereinfacht dargestellt, wird auf einer Unterlage Material abgelegt und das sich oberhalb dieser Sohle befindende Mischgut in Einbaurichtung mitgeführt, was prinzipiell an die Vorgänge in einem Rahmenschergerät erinnert (*Abb. 25*).

Der untere Rahmen existiert nicht wie beim Laborgerät, sondern wird aus der steifen, zu überbauenden Unterlage gebildet. Das von der Bohle in der Materialeinlaufzone bereits vorverdichtete Material übernimmt aufgrund seiner behinderten Längsausdehnung die Funktion der Rückwand, während die Vorderwand dieses fiktiven Kastenunterteils ebenfalls vom Asphaltmischgut gebildet wird, das in seiner Längsausdehnung allerdings

[35] Einfluß der Glättblechtiefe

unbehindert ist. Wegen seiner behinderten Seitenausdehnung übernimmt das Mischgut auch die Funktion der Seitenwände.
Den oberen verschiebbaren Rahmen bilden der Materialschacht und die Bohlenvorderwand. Auch hier übernimmt das Einbaumaterial die Funktion der Seitenwände.
Dieser „obere Rahmen“ wird nun in Einbaurichtung mit der Einbaugeschwindigkeit v_e verschoben, während der „untere Rahmen“ quasi fest bleibt. Damit entstünde eine berechenbare Scherspannung im Asphalthaufwerk, wenn die Normalspannung während des Abscherens konstant bliebe.
Die Gegebenheiten stellen sich allerdings wesentlich komplizierter dar:
Zwischen den beiden Platten des „oberen Rahmens“ befindet sich die Schnecke, die nicht nur die räumliche Trennung des oberen Bereiches in eine fertiger- und bohlenseitige Kammer K_F bzw. K_B verursacht, sondern darüber hinaus mit den aus dem Förderprozeß resultierenden Horizontal- und Vertikalkräften die sich ausbildenden Spannungsverhältnisse in den unterschiedlichen Zonen des Schneckenraumes zusätzlich beeinflußt.

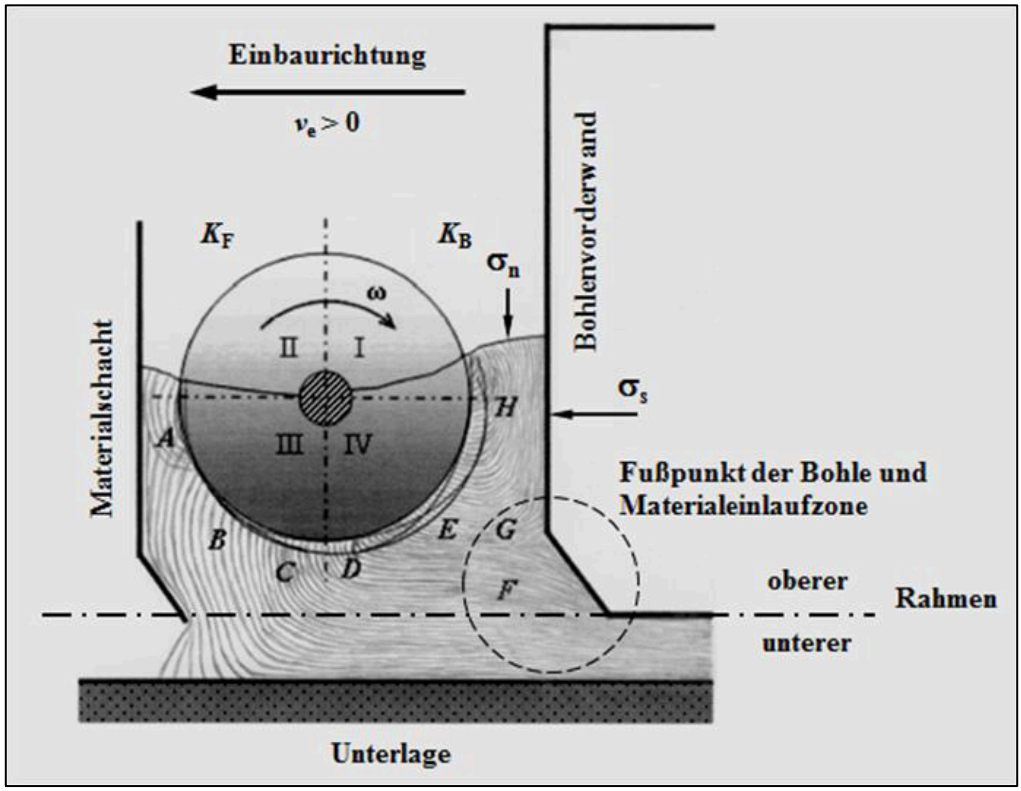


Abb. 25: Der Schneckenraum als Rahmenschergerät. Darstellung hypothetischer Materialströmungen im Bereich charakteristischer Orte *A* – *H* unter dem Einfluß einer sich im Uhrzeigersinn drehenden Förderschnecke; Schneckenfüllungsgrad $\Psi = 0{,}65$

K_B bohlenseitige Kammer, K_F fertigerseitige Kammer, σ_n Normalspannung, σ_s Schubspannung

Zur weiteren Verdeutlichung der vermuteten Vorgänge im Schneckenraum werden die *Abbn. 26* und *27* gezeigt, aus denen die Verläufe der horizontalen und vertikalen Kraftkomponente als Funktion des Winkels ϑ und der Schneckendrehzahl $n_{Sch} = 40\ \text{min}^{-1}$ bei einem Schneckenfüllungsgrad $\Psi = 65\ \%$ und den Reibungsbeiwerten $\mu_{St/A} = 0{,}4$ und

$\mu_{A/A} = 0{,}6$ an den für die Bewegung einer Partikel am Schneckenumfang charakteristischen Orten *A* – *E* und *H* hervorgehen.

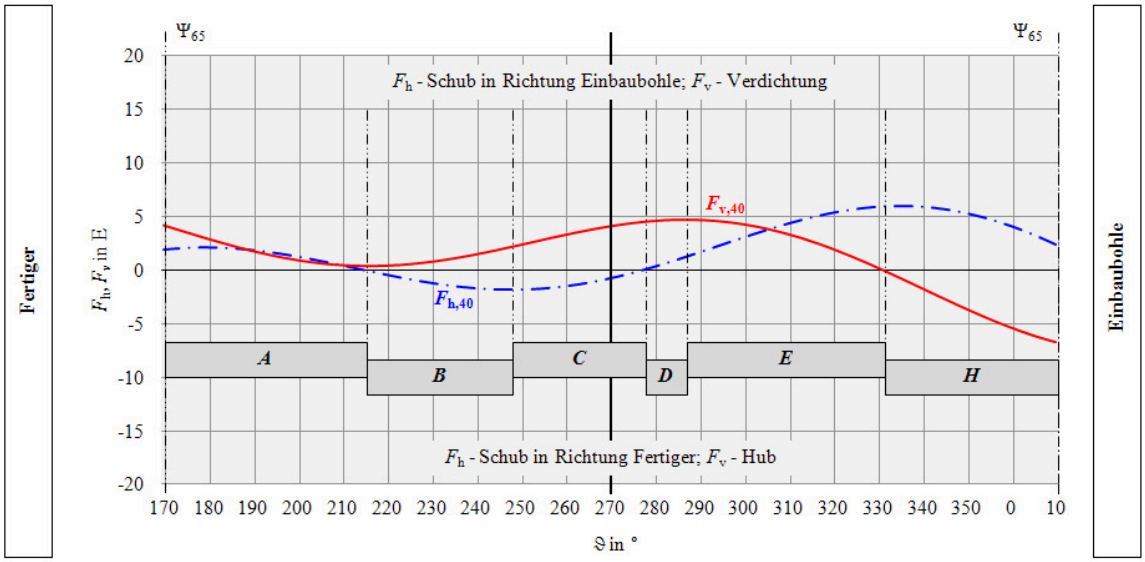


Abb. 26: Verlauf der horizontalen und vertikalen Komponente $F_{h,40}$ bzw. $F_{v,40}$ der Resultierenden $F_{res,40}$ als Funktion des Winkels ϑ in den *Zonen A – E* und *H* gem. *Abb. 25*; $n_{Sch} = 40\ min^{-1}$, $\Psi = 0{,}65$

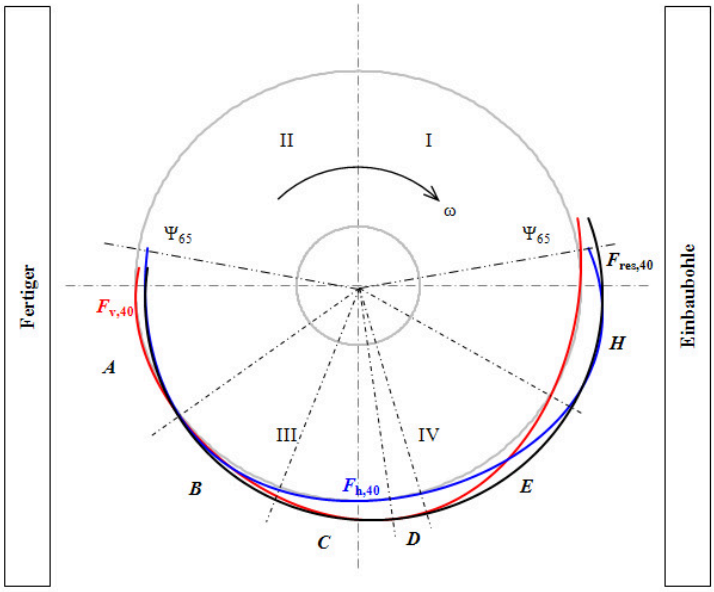


Abb. 27: Verlauf der Resultierenden $F_{res,40}$ sowie ihrer horizontalen und vertikalen Komponente $F_{h,40}$ bzw. $F_{v,40}$ am Umfang eines Schneckenblattes als Funktion des Winkels ϑ in den *Zonen A – E* und *H* gem. *Abb. 25*; $n_{Sch} = 40\ min^{-1}$, $\Psi = 0{,}65$

Die Annahme scheint berechtigt, daß die permanente, monotone Scherung des Asphalthaufwerkes durch die Bohle mit wiederkehrenden Bruchvorgängen verbunden ist.

Bei zunehmenden lotrechten Spannungen ($n_{Sch} > 0\ min^{-1}$) steigt die horizontale Hauptspannung unter dem Druck des Einbauwerkzeuges so weit an, bis der wachsende MOHRsche Kreis den Fließort des elastisch und plastisch verformten Mischgutes tangiert und sich das Abscheren von Haufwerkspartikeln in der Ebene der größten Scherspannung einstellt; anschließend beginnt dieser Vorgang erneut.

Der Abstand von Bruch zu Bruch hängt von der Verdichtbarkeit des Asphaltmischgutes, der Bruchgrenze sowie der Richtung und Verteilung der angreifenden Kräfte ab [121]. Aus der spanenden Bearbeitung ist bekannt, daß sich in einem permanenten Vorgang durch die aus dem Anstauchen des Materials resultierende Erhöhung des Spannungszustandes mit dem Fließen und der Ausbildung von Gleitflächen die Rißbildung einstellt und die Vorschubbewegung des Werkzeuges durch das Abscheren den Span entstehen läßt.

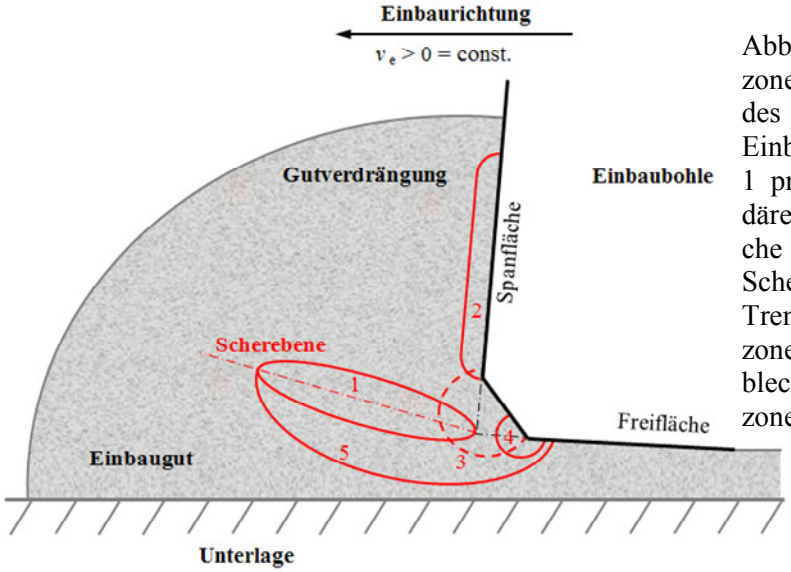


Abb. 28: Hypothetische Wirkzonen plastischer Verformung des Asphaltmischgutes vor der Einbaubohle
1 primäre Scherzone, 2 sekundäre Scherzone an der Spanfläche (Vorderwand), 3 sekundäre Scherzone an der Stau- und Trennzone, 4 sekundäre Scherzone an der Freifläche (Glättblech), 5 Verformungsvorlaufzone, v_e Einbaugeschwindigkeit

Bei Anwendung der Vorgänge aus der spanenden Bearbeitung [18] auf die hier zu erörternden Zustände beim Eindringen der Bohle in das Asphaltmischgut ergeben sich die in *Abb. 28* gezeigten hypothetisch ausbildenden Zonen plastischer Verformung (Linien gleicher Spannungen). Für das vorliegende Problem können folgende Zonen als relevant angesehen werden:

- Die primäre Zone (1) umfaßt das eigentliche Gebiet der Mischgutverdrängung durch Scherung.
- In den sekundären Scherzonen (2) vor der Bohlenvorderwand und im Bereich des vorderen Teiles des Glättbleches (4) wirken Reibkräfte zwischen Einbauwerkzeug und Einbaumaterial, die diese Mischgutschichten plastisch verformen.
- Durch die Verdrängung des Asphaltmischgutes werden in der Verformungsvorlaufzone (5) Spannungen wirksam, die zu plastischen und elastischen Verformungen in diesem Bereich führen.
- Unter hohen Druckspannungen wird das Mischgut in der Stau- und Trennzone (3) im Bereich des Bohlenfußpunktes verformt und „getrennt“.

4.5.2 Spannungszustände im Abschnitt B des Schneckenraumes

Für die Diskussion der Spannungszustände im *Abschnitt B* des in den *Abbn. A.2* und *12* dargestellten Schneckenraumes werden folgende Annahmen getroffen:

- Die Betrachtung wird im Bereich der rechten Grundbohle (17) in Richtung Bohlenbegrenzungsblech (21) geführt.
- Die Schnecke (11) ist gleichmäßig gefüllt und dreht konstant im Uhrzeigersinn.
- Der Einbau ist kontinuierlich (Fördermenge > Einbaumenge), die Unterlage entspricht den Ebenheitsanforderungen gem. [273].
- Der unter den oben genannten Bedingungen zu jedem beliebigen Zeitpunkt vorhandene Materialbedarf wird durch die Schnecke an jeder Stelle unverzüglich befriedigt.
- Die Spannungsverhältnisse innerhalb der Schnecke sind vernachlässigbar.
- Zur einfacheren Darstellung wird hier nur der ebene, zweidimensionale Beanspruchungszustand betrachtet.

Das von den Lattenrosten (6) in den Schneckenraum abgeworfene Material der Dichte $\rho_{b,0}$ wird bei ausreichender Sättigung der *Abwurfzone*[36] von der Schnecke (11) erfaßt, unter Ergänzung des bereits verbrauchten Materials nach außen transportiert und in den *Zonen Schnecke/Materialschacht* (*A*) sowie *Schnecke/Bohlenvorderwand bzw. Materialleitblech* (*B*) gem. *Abb. 25* abgelegt. Es kann aber nur so viel Material verbraucht werden, wie es Einbaugeschwindigkeit, Einbaudicke, Einbaubreite und der Zustand der Unterlage zulassen. Bedingt durch das Materialüberangebot baut sich im Bereich vorhandener Widerstände eine – permanenten Änderungen unterworfene – mantelförmige Zone aus. Die Pumpwirkung der rotierenden Schnecke fördert das Schüttgut an diese Mantelzone und bewirkt bei konvergentem Verlauf der Resultierenden F_{res} eine Zunahme der Spannungen auf ein betrachtetes Volumenelement auf dessen Weg in Richtung Einbaubohle (*Abbn. 26*, *27*).

Im *Abschn. 4.3.4* wurden die Ergebnisse der Kräfteabschätzung unter Annahme einer Schneckendrehzahl $n_{Sch} = 40$ min^{-1} und einem Füllungsgrad $\Psi = 0{,}65$ diskutiert. Es bleibt festzuhalten, daß eine Partikel am Außenrand des Schneckenflügels mit ihrem Eintrag in die mantelförmige Materialzone zunächst steigenden Normal- und Schubspannungen unterworfen wird, die dann mit größer werdender Entfernung von der Schnecke mit der Partikelwanderung in Richtung Einbauzone oder Trogwand vektoriellen Änderungen unterliegt.

Die sich aufgrund der unterschiedlichen Kräftekonstellationen im Schneckenraum ausbildenden hypothetischen Fließ- und Verfestigungsorte eines Haufwerkelementes auf dessen Weg vom Materialschacht zur Bohlenvorderwand sowie die daraus resultierenden Spannungspfade werden unter Annahme einer konstanten Mischguttemperatur innerhalb des Bereiches von 150 bis 190 °C in *Abb. 29* dargestellt.

[36] ca. 5 % Überangebot an Material erforderlich

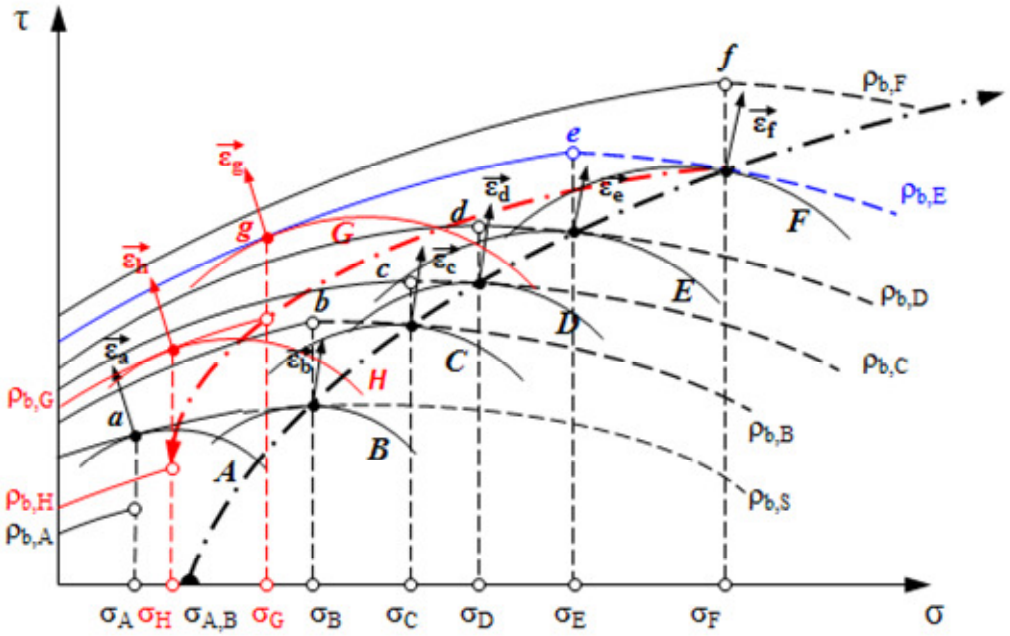


Abb. 29: Darstellung hypothetischer Fließ- und Verfestigungsorte eines Mischgutelementes auf dessen Weg vom Materialschacht zur Bohlenvorderwand (*Zonen A – F*) sowie der Spannungspfade bei zunehmender (schwarz strichpunktierte Linie) und abnehmender Spannung (rot strichpunktierte Linie)

<u>*Zone A*</u> ($170° \leq \vartheta \leq 215°$)

Wird der Materialschacht vom Asphalthaufwerk fortbewegt ($v_e > 0$), entzieht er sich dessen Belastung. Zusätzlich wird das von der Schnecke geförderte Material in Richtung Bohle zurückgedrängt und abgeführt. Die *Abbn. 26*, *27* verdeutlichen, daß auf das in die *Zone A* geförderte Material im II. und abnehmend bis in das erste Drittel des III. Quadranten hinein ($\vartheta = 215°$) die Schubkraft $F_{h,40}$ entgegen der Einbaurichtung wirkt, während die Normalkraft $F_{v,40}$ Verdichtung anzeigt, was in diesem Bereich das Zurückdrängen des Materials in Richtung Schnecke bedeutet. Das mit dem Einbaufortschritt verbundene kontinuierliche Ausweichen des Materialschachtes führt zu einer zusätzlichen Reduzierung der ersten Hauptspannung. Der Vektor der Dehnungsgeschwindigkeit $\vec{\varepsilon}$ steht im Punkt *a* senkrecht auf dem Fließort der Mischgutdichte $\rho_{b,S}$ und zeigt aufgrund seiner negativen Komponente Volumenzunahme an (*Abb. 29*): die Raumdichte des Asphaltmischgutes und damit auch die zum Scheren notwendige Schubspannung τ nehmen ab. Der geringeren Raumdichte $\rho_{b,A}$ entspricht eine tiefer liegende Grenzspannungsfunktion.
Ein gewisser Materialanteil gelangt wieder in den Förderstrom der Schnecke, wie dies der Verlauf der Resultierenden $F_{res,40}$ in *Abb. 27* verdeutlicht. Die sich drehende Schnecke kann diesen Materialanteil mitreißen und damit die Ausbildung eines zusätzlichen aktiven Spannungszustandes begünstigen, *Abb. 30*.



Abb. 30: Bei mittleren Drehzahlen und Füllungsgraden der Schnecke in Drehrichtung mitgerissene Mischgutpartikel [111]

Höhere Schneckendrehzahlen sind diesem Prozeß aufgrund ausgeprägterer negativer Normalkräfte sicherlich förderlich (s. *Abb. 20*). Ein im praktischen Einbau fallweise beobachtbares intensives Heben des Mischgutes am Materialschacht kann bei den gewählten Parametern nicht erwartet werden und bleibt höheren Schneckendrehzahlen und niedrigere Gleitreibungsbeiwerte begünstigenden Bedingungen vorbehalten. Die Spannungen im Mischgut werden gemindert, und in der Folge stellen sich in diesem Bereich aktive Spannungszustände mit abnehmenden Reibkräften im Asphalthaufwerk ein. Es darf davon ausgegangen werden, daß $\rho_{b,A} < \rho_{b,S}$ gilt. Bei kohäsivem, viskosem Material, wie das bei Asphaltmischgut der Fall ist, kann zusätzlich mit temperaturbedingt mehr oder weniger ausgeprägten Zugspannungen gerechnet werden. Nicht gehobenes Material kann am Materialschacht nach unten in Richtung Unterlage abgleiten.

Mit zunehmendem Drehwinkel ϑ verliert die vertikale Komponente $F_{v,40}$ deutlich an Wirkung (4,2 E → 0,4 E), auch der horizontale Krafteinfluß entgegen der Vorschubrichtung läßt im III. Quadranten kontinuierlich nach (1,9 E → 0,0 E), um ab $\vartheta = 216°$ in Einbaurichtung zu wirken. Der aktive Spannungszustand baut sich infolgedessen mehr und mehr ab und geht vielleicht im Bereich der Schubumkehr in einen hydrostatischen Zustand über ($\sigma_{A,B}$): der MOHRsche Kreis entartet zum Punkt (*Abb. 29*).

Die sich hypothetisch im Schneckenkanal einer sich im Uhrzeigersinn drehenden Förderschnecke einstellenden Spannungszustände sind anhand von – sich unter dem Einfluß der Vorwärtsbewegung krümmenden – Strömungslinien in *Abb. 25* dargestellt. Zur Verdeutlichung der wirksam werdenden Kräfte wurde der Verlauf der horizontalen und vertikalen Komponenten der Resultierenden aus *Abb. 27* in die Skizze übertragen.

Zone B ($215° < \vartheta \leq 248°$)

Das Asphaltmischgut der Dichte $\rho_{b,S}$ wird von der Schnecke in den Bereich des Materialmantels der *Zone B* gefördert, zusätzlich kann Material aus *Zone A* nachrutschen und in der Nähe des Materialschachtes direkt bis auf die Unterlage gelangen.

Am Ende des ersten Drittels des III. Quadranten sind geringe Normal- und Schubkräfte wirksam (0,5 E bzw. – 0,4 E), die auch durch den in diesem Abschnitt des Förderkanals noch wirksamen aktiven Spannungszustand keine nennenswerte Dichtezunahme erwarten lassen.
Die horizontale Komponente $F_{h,40}$ nimmt von 0,0 bis |– 1,9| E zu und wirkt in Richtung Materialschacht. Gleichzeitig steigt die Normalspannung durch den Zuwachs von $F_{v,40}$ von 0,4 auf 2,2 E an, wodurch das abgelegte Asphaltmischgut zunehmend verdichtet wird und sich unterhalb der Bahnkurve eine Verdichtungssohle ausbilden kann.
Das in die *Zone B* geförderte Material wird zunehmend in Richtung Sohle bewegt und unterliegt dabei steigenden Vertikal- und Horizontalkräften: beides führt zur weiteren Verdichtung. Unter der Normalspannung σ_B wird das mit der Dichte $\rho_{b,S}$ von der Schnecke zugeführte Asphaltmischgut geschert, die MOHRschen Kreise wachsen kontinuierlich. Der das höchste Niveau erreichende Kreis liegt aber weder unter dem Fließort mit der Raumdichte $\rho_{b,S}$ noch tangiert er ihn. Unter σ_B wird mit der Vorwärtsbewegung des Systems die Schubspannung τ_B weiter ansteigen, bis im Punkt *b* der Endpunkt eines Fließortes der Dichte $\rho_{b,B} > \rho_{b,S}$ erreicht ist: dann setzt wieder stationäres Fließen ein. Aus *Abb. 29* ist ersichtlich, daß der auf dem Verfestigungsort der Mischgutdichte $\rho_{b,S}$ senkrecht stehende Vektor $\vec{\varepsilon}$ eine positive Komponente hat und somit Volumenabnahme anzeigt: das Asphaltmischgut kontraktiert.

Zone C ($248° < \vartheta \leq 278°$)

Das in die *Zone C* geförderte Asphaltmischgut unterliegt in Richtung der 270°-Position zunehmenden Normalspannungen, die dort bereits rd. 87 % ihres Maximums erreichen. Die aus der Drehbewegung der Schnecke resultierenden Schubkräfte liegen im Vergleich zur Bohlenseite auf einem deutlich geringeren Niveau und gehen nach Erreichen des fertigerseitigen absoluten Maximums |– 1,9| E bei $\vartheta = 248°$ wieder gegen Null.
Für das nun als unterverfestigt zu bewertende Material der *Zone B* gelten die gleichen Gesetzmäßigkeiten für die weitere Erhöhung des Spannungszustandes: Spannungskreis *C* liegt weder unter dem erreichten Fließort noch tangiert er ihn (*Abb. 29*). Die Dichte des Asphaltmischgutes wird weiter ansteigen, bis in Punkt *c* wieder ein Endpunkt auf einem höher liegenden Fließort $\rho_{b,C} > \rho_{b,B}$ erreicht ist und sich somit das Mischgut weiter verfestigt. In *Abb. 25* wird die Darstellung des Vorganges durch enger liegende Kraftlinien gekennzeichnet.
Zu Beginn der Förderung sind daher große Kornumlagerungen in Form von Gleit- und Druckbewegungen zu erwarten, die mit zunehmendem Verdichtungsfortschritt eingeschränkt werden. Die Kornbewegungen erfolgen gegen den Reibungswiderstand, der sich mit steigender Dichte vergrößert. Die Volumenverminderung resultiert aus dem aufgebrachten hydrostatischen Druck, während die Scherspannung die Verzerrung verursacht.
Bei richtig eingestellter Schneckenhöhe wird die weiterverdichtete Sohle von der rotierenden Schnecke nicht erfaßt.

Zone D ($278° < \vartheta \leq 287°$)

Mit dem Einbaufortschritt gelangt das betrachtete Volumenelement nach Passieren der 270°-Position der rotierenden Schnecke in die Kammer K_B (*Abb. 25*) und unterliegt nun dem zunehmenden Einfluß der gegen die Vorwärtsbewegung gerichteten Horizontalkraft. Die rotierende Schnecke baut quasi eine Materialwand auf, die zur Bohle hin bewegt wird und somit auf Grund der Stauchung die Belastung im Inneren des Haufwerkes steigert. An der 287°-Position erreicht die vertikale Kraftkomponente mit 4,7 E das Maximum. Gleichzeitig nimmt innerhalb eines Drehwinkels ϑ von nur 9° die Horizontalkraft von 0,0 auf 1,2 E zu. Das Mischgut der Dichte $\rho_{b,C}$ wird nun dem durch den Spannungskreis *D* dargestellten Zustand unterworfen (*Abb. 29*), die Normalitätsbedingung liefert einen Dehnungsvektor $\vec{\varepsilon}$ mit positiver Komponente: das Asphaltmischgut wird nach Erreichen des Fließortes $\rho_{b,D} > \rho_{b,C}$ weiterverdichtet.

Zone E ($287° < \vartheta \leq 331°$)

Bei dem sich nun deutlich abschwächenden Einfluß der Vertikalkraft $F_{v,40}$ von 4,7 auf 0,0 E kommt es durch das außerordentlich starke Anwachsen der Horizontalkraft $F_{h,40}$ (1,2 E → 6,0 E) zur Ausbildung eines Staukörpers mit weiter wachsenden Fließ- und Verfestigungsorten. Gleichzeitig ändert sich die Verdichtungsrichtung von schräg zur Unterkante der Bohle bis horizontal zur selben, zunehmend kommt im letzten Drittel der *Zone E* die Scherwirkung des Einbauwerkzeuges zur Geltung. Bis in diesen Abschnitt des Förderquerschnittes hat die Raumdichte des Mischgutelementes kontinuierlich bis auf das Niveau $\rho_{b,E}$ (blau markiert) zugenommen, wie das am Verlauf des in *Abb. 29* eingezeichneten Spannungspfades (schwarz strichpunktierte Linie) deutlich wird.
Wie im *Abschn. 4.5.1* zu den Bruchvorgängen bereits dargestellt, steigt die waagerechte Hauptspannung bei abnehmenden lotrechten Spannungen unter dem Druck der Bohle so weit an, bis der wachsende MOHRsche Kreis den Fließort tangiert und sich das Abscheren von Haufwerkspartikeln in der Ebene der größten Scherspannung einstellt. Die Annahme scheint berechtigt, daß die damit verbundene Gestalt- und Volumenänderung sowie Hub und Beschleunigung der Haufwerkspartikel in den unterschiedlichen *Wirkzonen 1 ... 5* der *Abb. 28* periodisch sowie gleichzeitig, sich gegenseitig überschneidend, ablaufen.
Erläuternd zu *Abb. 23* wurde im *Abschn. 4.4.2* bereits angemerkt, daß sich in Wirkrichtung der Schneidkraft unmittelbar vor der Schneide eine primäre Scherzone unter dem Scherwinkel Φ ausbildet (s. *Abb. 28*), von der sich das verdrängte Material abhebt. Aus Laborversuchen ist bekannt, daß sich bei unter Dichtezunahme gescherten unterverfestigten Proben eine schmale Scherzone größerer Dichte mit einem daraus resultierenden höheren Scherwiderstand ausbildet. Das Prinzip des geringsten Widerstandes angewandt, wird der Schervorgang nun außerhalb der sich anfangs bildenden Scherzone fortgesetzt, die sich so lange ausdehnen wird, wie es Gebiete geringerer Dichte mit geringerem Scherwiderstand gibt. In einer Kombination zwischen Scheren und Verdrängen wird das Gut in der Scherebene kontraktierend nach unten und dilatierend nach oben verdrängt: die in *Abb. 25* dargestellten Strömungslinien sollen dies verdeutlichen.

Zone F (Kontraktion unterhalb Φ)

Der in *Zone E* weiterverdichtete und sich nun unter der Scherebene Φ befindende Anteil des Asphalthaufwerkes wird bei der Vorwärtsbewegung des Fertigers unter fortschreitender Verdichtung eingebaut. Dabei werden mit der Materialverdrängung in der Verformungsvorlaufzone (s. *Abb. 28*) Spannungen wirksam, die zu plastischen und elastischen Verformungen führen. Unter dem Anstieg der Druckspannungen wird das Asphaltmischgut in der sekundären Scherzone an der Stau- und Trennzone weiter volumenabnehmend verformt und gelangt mit dem Einbaufortschritt schließlich unter die Bohle. Das Material erreicht an der sekundären Scherzone vor dem Glättblech und an dessen vorderem Teil seine maximale Raumdichte $\rho_{b,F}$ im Schneckenkanal (*Abb. 29*). Der weiter ansteigende Spannungspfad (schwarz strichpunktierte Linie) zeigt die Fortsetzung der Verdichtung unter dem Glättblech der Bohle an.

Zone G (Dilatation oberhalb Φ)

Ein Teil des aus der *Zone E* stammenden Asphaltmischgutes befindet sich nun über der Scherebene Φ. Die primäre Scherzone (s. *Abb. 28*) wird sich so lange ausdehnen, wie es Gebiete geringerer Dichte mit geringerem Scherwiderstand gibt. Der Spannungskreis *G* (rot) tangiert den Fließort der Dichte $\rho_{b,E}$ im Punkt *g*. Entsprechend dem Prinzip der Normalität steht der Vektor der Dehnungsgeschwindigkeit $\vec{\varepsilon}$ senkrecht auf dem Fließort und zeigt aufgrund seiner negativen Komponente Volumenzunahme an (*Abb. 29*): die Raumdichte und damit auch die zum Scheren notwendige Schubspannung τ nehmen ab. Der geringeren Dichte $\rho_{b,G}$ entspricht ein qualitativ tiefer liegender Fließort, dessen Betrag im Rahmen der vorliegenden Arbeit nicht ermittelt werden kann. Der rot strichpunktierte Pfad deutet die Abnahme der Spannungen im betrachteten Mischgutelement mit einer Änderung der Raumdichten von $\rho_{b,E}$ über $\rho_{b,G}$ auf das Niveau $\rho_{b,H}$ (rot) im aktiven Spannungszustand an.
Wenn bei entsprechender Materialvorlage der Hubwiderstand kleiner ist als der Verdrängungswiderstand, kann das von der Einbaubohle verdrängte Asphaltmischgut nach oben ausgeschoben werden und stetig abfließen.

Zone H ($331° < \vartheta \leq 10°$)

Auf das Mischgut niedrigerer Dichte $\rho_{b,G}$ wirken nun unter deutlichem Abfall der Horizontalkräfte $F_{h,40}$ von 6,0 auf 2,4 E verstärkt Hubkräfte ($F_{v,40}$: 0,0 E → – 6,8 E) der sich gleichmäßig drehenden Schnecke (*Abbn. 26*, *27*), was zur Ausbildung eines aktiven Spannungszustandes unmittelbar vor der Bohle führt und dem Hochgleiten des Asphaltmischgutes an deren Vorderwand förderlich ist. Die sich aufgrund des Zustrebens der entgegengesetzt gerichteten Horizontalkräfte der Schnecke und der Bohle einstellende waagerechte Spannung wird über dem Niveau der *Zone A* liegen, was in *Abb. 29* Berücksichtigung findet. In Richtung Haufwerksoberfläche am Ende der *Zone H* nimmt der Einfluß der Horizontalspannung mehr und mehr ab und der aktive Spannungszustand wird sich deutlicher

ausprägen: die auseinanderstrebenden Strömungslinien sollen dies in *Abb. 25* verdeutlichen.

4.5.3 Parametereinflüsse auf das Bewegungsverhalten des Asphaltmischgutes im Abschnitt B des Schneckenraumes

Insgesamt kommt es am Umfang der Schnecke zur Ausbildung einer gekrümmten Mantelzone mit einer im Sinne der Drehrichtung abnehmenden Dichte, deren Verlauf den Resultierenden in *Abb. 21c* entsprechen dürfte. Strenggenommen ist die Deformationsgeschwindigkeit somit auch nicht konstant.

Den *Abbn. 20*, *21* ist zu entnehmen, daß ein bohlenseitiger Auflockerungseffekt aus der vertikalen Kraftkomponente in höheren Drehzahlstufen der Förderschnecke nur bei mittleren und oberen Schneckenfüllungsgraden Ψ_i erwartet werden darf, was sich mit Erfahrungen aus der Praxis deckt. Oberhalb des Bereiches $\Psi = 45$ % ist der Schub in Richtung Bohle stark ausgeprägt, fertigerseitig kann sich dieser Effekt bereits bei $\Psi > 30$ % einstellen.

Das Asphaltmischgut läuft, bedingt durch die Schneckenförderung und die Vorschubbewegung des Fertigers, von der Oberkante des vor der Bohle liegenden Haufwerkes ab. Rotiert die Schnecke weiter, ohne Material zu transportieren, schwächt sich dieser Effekt erfahrungsgemäß deutlich ab: offensichtlich begünstigen die bei der Materialförderung auftretenden Kräfte dessen Umwälzung vor der Bohle. Wie oben ausgeführt, befindet sich im Bereich der *Zone E* Mischgut mit einer gegenüber dem Förderzustand deutlich höheren Raumdichte, das von der Bohle geschert sowie z.T. unter Volumenzunahme verdrängt wird und an der Vorderwand nach oben gleiten kann. Fördert die rotierende Schnecke kein Asphaltmischgut, ist im praktischen Einbau beobachtbar, daß dieser Prozeß bei weitgehendem Erhalt der Mantelkontur fast zum Erliegen kommt. Ist hingegen die stillstehende Schnecke mit Asphaltmischgut gefüllt, kann davon ausgegangen werden, daß sich im Asphalthaufwerk vor der Bohle eine einzige Gleitfläche oder eine Gleitflächenschar ausbildet. Unter Berücksichtigung der üblichen Raumdichten und der aufgrund ausreichender Temperaturen niedrigviskosen Mörtelphase ist die Ausprägung von mehreren Gleitflächen wahrscheinlich. Es ist bekannt, daß in einem lockeren Boden eine Volumenverminderung erfolgt, wenn die Scherfestigkeit zunimmt: der Boden wird dichter und bei größerer Dichte ist auch die Scherfestigkeit größer, weshalb die Bewegung an der Stelle aufhört. Da in der Nähe jedoch eine neue Gleitfläche auftritt, können sich im lockeren Boden keine ausgeprägten Gleitflächen ausbilden. Insofern kann unter den zuvor genannten Bedingungen von keinem allgemeinen Bruch, sondern nur von lokalen Scherbrüchen ausgegangen werden.
In beiden Fällen wird der Auftrieb vor der Bohle deutlich reduziert bzw. unterbunden und kann insbesondere bei einem gut gefüllten Schneckenraum und Stillstand der Fördereinrichtung zu einem unerwünschten Bewegungsverhalten (Setzung) des Einbauwerkzeuges führen. Die Kraft des abrutschenden Mischgutkeiles greift im untersten Drittelspunkt an, der Abstand der Wirkungslinie des Versetzungswiderstandes $F_{W,ver}$ zum Zugpunkt ist gering. Unterstellt man die Wirksamkeit von Wandreibung, so führt das Moment aus ver-

gleichsweise geringer Reibkraft F_{RW} (s. *Abb. 22*) und dem deutlich größeren Abstand dieser Wirkungslinie zum Zugpunkt zu einer zusätzlichen Belastung der Bohle.

4.5.4 Spannungszustände im Abschnitt C des Schneckenraumes

Wie im *Abschn. 4.1.2* dargelegt, werden fallweise die an die Grundbohle montierbaren Materialleitbleche nicht installiert, wodurch sich der Querschnitt des Schneckenkanals im Übergangsbereich Grundbohle/Ausschiebeteil schlagartig und erheblich ändert (vgl. *Abb. 13*). Dies führt dazu, daß sich nun zwischen Schnecke und Vorderwand des Ausschiebeteils eine bedeutende Materialvorlage einstellt, in dessen Folge von vergleichbaren Effekten wie denen im *Abschnitt B* bei einer gut gefüllten, aber nicht rotierenden Schnecke ausgegangen werden kann. Auch hier ist mit der Ausbildung einer Gleitflächenschar und entsprechenden Auswirkungen auf das Bewegungsverhalten der Bohle zu rechnen. Erfährt das häufig unbewegliche Asphaltmischgut aufgrund einer längeren Verweildauer in diesem Bereich eine deutliche Abkühlung, ist die Annahme sicherlich berechtigt, daß sich aufgrund des Verharrungszustandes des Materials nach und nach eine einzige Gleitfläche ausbilden kann.

4.5.5 Spannungszustände im Abschnitt D des Schneckenraumes

Sind die an die Grundbohle montierbaren Materialleitbleche (23) installiert (vgl. *Abb. 14*) und wurde die Höhe der Unterkante dieser Dosiereinrichtung über der Glättblechunterseite (24) der Grundbohle (17) so gewählt, daß das Einbaugut vor der Vorderwand (22) des dahinter laufenden Ausschiebeteils (18) einen Kegel bildet, der noch eine Materialumwälzung gestattet, ist der Einfluß dieser zusätzlichen Materialvorlage auf das Bewegungsverhalten des Einbauwerkzeuges praktisch vernachlässigbar.
Wie bereits im *Abschn. 4.1.2* erwähnt, stellt sich bei zu hoch positionierten Materialleitblechen in kurzer Zeit ein erhebliches Materialvolumen vor dem Ausschiebeteil mit den bereits mehrfach angesprochenen negativen Auswirkungen ein. Häufig erfährt das unbewegliche Asphaltmischgut aufgrund einer längeren Verweildauer in diesem Bereich ebenfalls eine drastische Abkühlung und auch hier ist die Annahme berechtigt, daß sich nach und nach eine einzige Gleitfläche ausbilden kann. Im praktischen Einbau kann man beobachten, daß u.U. lediglich im vorderen Drittel des Haufwerkes Partikelbewegungen stattfinden. Der gesamte hintere Bereich bis zur Vorderwand der Einbaubohle befindet sich scheinbar in Ruhe und wird blockartig in Einbaurichtung mitgeführt. Hat sich beim Erreichen von τ_{max} irgendwo eine Gleitfläche ausgebildet, so wird die Verschiebung dann vielleicht auch weiterhin auf dieser Fläche erfolgen, wenn die Scherfestigkeit abnimmt.

4.6 Schlußfolgerungen für die Versuchsplanung

Die vorangegangenen Untersuchungen zum Asphalthaufwerk vor der Bohle belegen, daß das Einbaumaterial nicht die von ZIEGLER bezeichnete *„lose Mischgutansammlung (bildet), auf dem die Einbaubohle schwimmt“* [270], sondern sich vielmehr auf dessen Weg vom Abwurfbereich der Lattenroste zur Vorderwand der Bohle unter den Einflüssen der Querförderschnecken und des Einbauwerkzeuges unterschiedliche Spannungszustände ausbilden.

Die theoretischen Untersuchungen zeigen, daß höhere Drehzahlen der Förderschnecke mit einem deutlichen Anstieg der – die Verdichtung beeinflussenden – horizontalen und vertikalen Kraftkomponenten verbunden sind, weshalb im Versuch eine möglichst langsame und gleichmäßige Drehzahl der Schnecken anzustreben ist, weil verhältnisgleiche Abweichungen von einem niedrigeren gegenüber einem höheren Drehzahlniveau mit geringeren oder gar keinen Verdichtungsunterschieden verbunden sein dürften (vgl. *Abbn. 20*, *21*) und durch einen geringeren Nebenstrom im Schneckenkanal günstige Förderbedingungen zu erzielen sind.

Im Rahmen der Einbauversuche ist daher das Förderverhalten der Schnecken aufzuzeichnen, um Rückschlüsse auf die Untersuchungsergebnisse ziehen zu können.

Zur Gewährleistung eines gleichmäßigen Abströmens des Mischgutes in Richtung der zu überbauenden Unterlage ist den üblichen Ebenheitsanforderungen an dieselbe Rechnung zu tragen und durch Planographenmessungen in allen geplanten Fertigerspuren nachzuweisen.

5 EXPERIMENTELLE VORUNTERSUCHUNGEN

Nachdem der Einfluß der Querförderschnecken auf den Verformungswiderstand eines Kornhaufwerkes theoretisch hergeleitet wurde, soll im Rahmen einer experimentellen Voruntersuchung ein ungebundenes Kornmaterial eingebaut werden, um einbaugeschwindigkeitsabhängige Schwankungen des Fördermittels untersuchen und die geplante Einbaugeschwindigkeit für den Hauptversuch festlegen zu können.
Weiterhin sind Erkenntnisse zur Länge der stationären Abschnitte und Regelstrecken, der Einbaubreite und den Materialvorlagehöhen zu gewinnen.
Im Ergebnis der Voruntersuchung sollen auch die einzelnen Arbeitsschritte trainiert, die Meßtechnik getestet und letztlich die geplante Vorgehensweisen zur Datenerfassung bestätigt oder ggf. angepaßt werden.

5.1 Lage der Versuchsgeländes

Für die Feldversuche bot sich das Versuchsgelände mit den Abmessungen 20,5 m mal 81,5 m (*Abb. 31*) und dem in *Abb. 32* wiedergegebenen strukturellen Aufbau der *Fa. Dynapac* in Wardenburg an.



Abb. 31: Versuchsgelände der *Fa. Dynapac* in Wardenburg. Blick in Einbaurichtung des späteren Hauptversuches; Längsgefälle in Richtung Grundstücksgrenze, Quergefälle nach rechts

5.2 Aufbau des Versuchsgeländes und verwendetes Versuchsmaterial

Auf das Planum ($E_{V2} \geq 45$ MN/m^2) des 37 cm tief abgetragenen, anstehenden Bodens wurde Füllsand 0/2 eingebracht und bis 20 cm unterhalb des Ausgangsniveaus eine Zementverfestigung im Baumischverfahren (20 kg/m^2, Druckfestigkeit $fc \geq 7$ N/mm^2) gem. *Merkblatt über Bodenverfestigungen und Bodenverbesserungen mit Bindemitteln, Ausgabe 2004* [290] durchgeführt. Auf dieser Unterlage erfolgte der Einbau einer 8,0 cm dicken Asphalttragschicht ATS 0/32 CS, 50/70[37] nach *ZTV Asphalt-StB 01* [272], wobei die an Tragschichten gestellten Ebenheitsanforderungen mit 10 mm/4 m gem. [273] unter Anwendung der *mm-GPS-Technologie* der *Fa. Topcon* deutlich überboten werden konnten. Vor dem Einbau einer weiteren Tragschicht ATS 0/16 CS, 50/70 in einer Stärke von 5,0 cm wurde die untere Schicht mit einer kationischen Bitumenemulsion U 60 K gem. *TL BE-StB 07* [226] angespritzt, die obere Schicht wurde versiegelt, um den Zutritt von Wasser vor der weiteren Überbauung zu unterbinden.

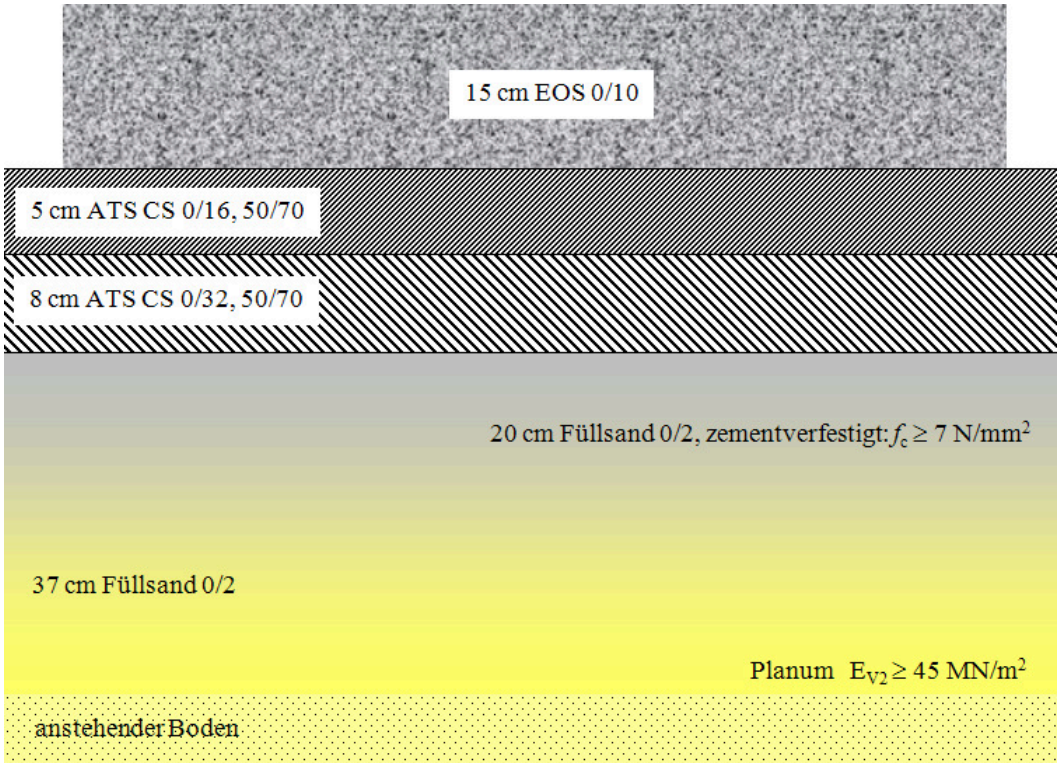


Abb. 32: Struktureller Aufbau des Versuchsgeländes mit Prüfschicht aus Elektroofenschlacke EOS 0/10

Für den geplanten Vorversuch bot sich die Verwendung der am Standort vorhandenen und aufgrund ihres hohen Versetzungswiderstandes für allgemeine Einbauversuche genutzte Elektroofenschlacke EOS 0/10 mit einem Schüttgewicht von rd. 2,6 g/cm^3 an, deren Kornzusammensetzung nach *DIN 52 098* [54] durch die *Ems-Jade Mischwerke, Cappeln* untersucht wurde (s. *Anl. A.2.1*).

[37] zur Bezeichnung: Übergangsphase zwischen *ZTV Asphalt-StB 01* [272] und *ZTV Asphalt-StB 07* [273]

Mit diesem Material wurden im Vorversuch drei nebeneinanderliegende 15 cm dicke Schichten auf den in *Abb. 32* wiedergegebenen Aufbau verlegt.

5.3 Versuchsaufbau

Auf dem Versuchsgelände wurden drei Meßfelder MF1 bis MF3 (s. *Abb. 33*) mit jeweils 3,50 m Einbaubreite und einer Einbaudicke an der jeweiligen Startposition von 15,0 cm angelegt.

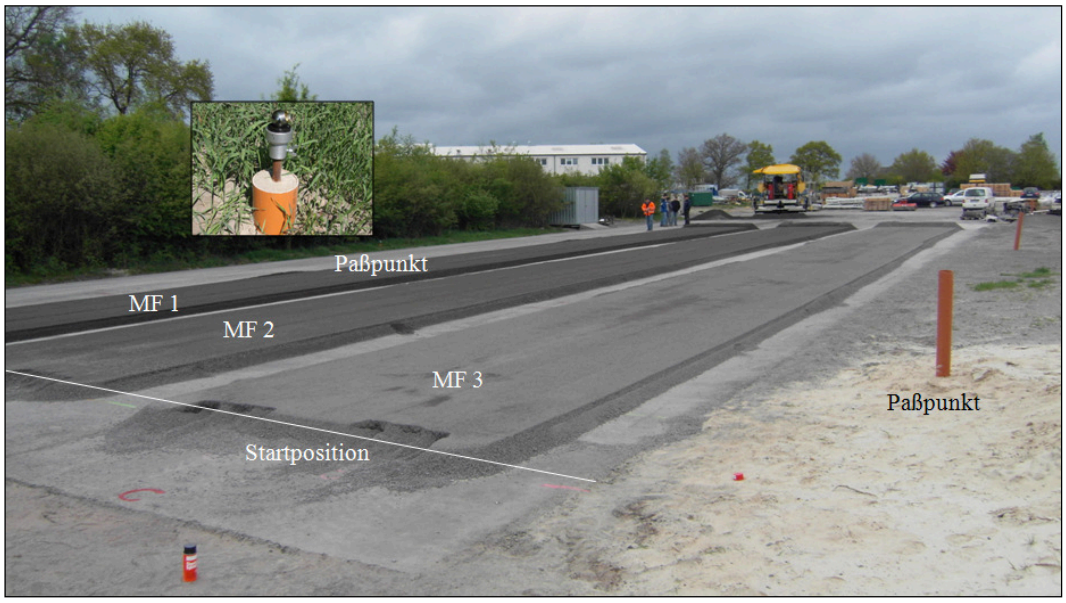
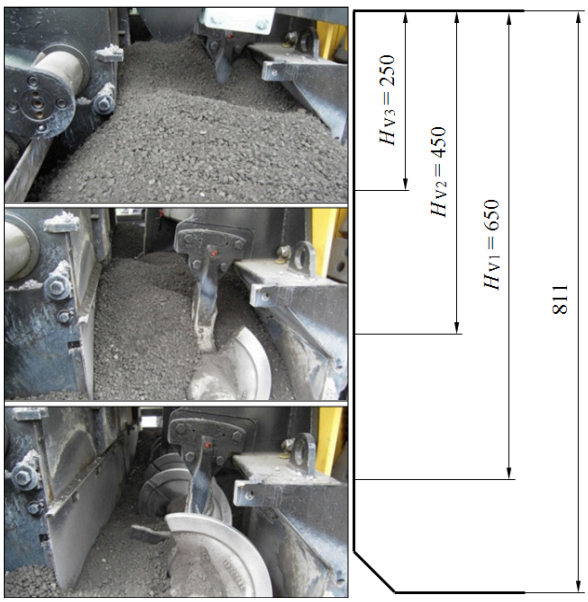


Abb. 33: Auf dem Versuchsgelände eingebaute Prüfschichten aus Elektroofenschlacke EOS 0/10



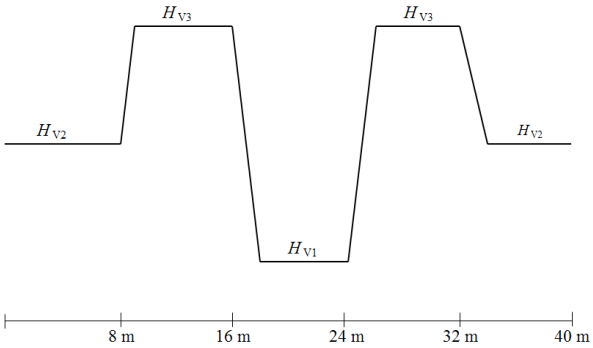


Abb. 34: Systematische Variation der Füllstände H_{Vi} im Vorversuch innerhalb eines Meßfeldes mit konstanter Einbaugeschwindigkeit

Abb. 35: Für den Vorversuch gewählte Füllstände H_{Vi} im Schneckenraum

Eingebaut wurde entgegen der Gefällerichtung, das Quergefälle des Versuchsgeländes wies demzufolge nach links. Für die 40,0 m langen Bahnen wurden drei unterschiedliche Einbaugeschwindigkeiten v_e vorgegeben (*s. Tab. 6*). Unter dem Aspekt einer möglichst hohen Spreizung der Meßwerte lagen die Füllstände H_{Vi} im Schneckenraum ab Oberkante der Bohle bei 250, 450 und 650 mm (*Abb. 35*), die in jeder Bahn mit konstanter Einbaugeschwindigkeit systematisch variiert wurden (*Abb. 34*). Als Höhe der Flügelunterkante der Querförderschnecke über Grund wurden 210 mm gewählt. In einem separaten Versuchsabschnitt wurde das Einbaugut vollständig verbraucht, um die Größe der Zugkraft ohne den Einfluß des Versetzungswiderstandes ermitteln zu können.

Tab. 6: Geplante meßfeldbezogene Soll-Einbauparameter des Vorversuches (v_e Einbaugeschwindigkeit, n_{St} Stampferdrehzahl, n_{Vib} Vibrationsdrehzahl)

Feld	v_e	n_{St}		n_{Vib}
	m/min	min^{-1}	$(lfd.\ m)^{-1}$	min^{-1}
MF1	7,5	1200	1,6	2800
MF2	5,0	900	1,8	2800
MF3	2,5	600	2,4	2800

Bei den Stampfer- und Vibrationsdrehzahlen wurde auf Erfahrungswerte zurückgegriffen, die einen gleichmäßigen, ruhigen Einbau erwarten ließen. Die spezifische Feinabstimmung basierte auf der gewählten und konstant gehaltenen Vibrationsdrehzahl n_{Vib}, indem die Drehzahl des Stampfers n_{St} bis zur Unruhe der Bohle gesteigert und anschließend geringfügig zurückgenommen wurde.

5.4 Eingesetzte Technik und Meßverfahren

Aus Gründen der Übersichtlichkeit werden in diesem Abschnitt sowohl die im Vor- als auch im Hauptversuch (*Kap. 6*) eingesetzten Baumaschinen für den Einbau und die Verdichtung der Baustoffe sowie die erforderliche Meßtechnik zusammenhängend vorgestellt.

5.4.1 Einbau- und Verdichtungstechnik

Ausgewählte technische Daten des Fertigers DF 145C mit einer variablen Einbaubohle EB 50 TV und der ausschließlich für den Hauptversuch eingesetzten Tandem-Vibrationswalze CC 142 finden sich in *Anl. A.3.1*.

Der Fertiger verfügt beidseitig über unabhängige, proportionale Drehzahlsteuerungen für die Lattenroste und Schnecken. Das generalüberholte Gerät wurde für den Vorversuch mit einem separaten Materialkübel (Fassungsvermögen 11,0 m^3) ausgerüstet, um einen unterbrechungsfreien Einbau gewährleisten zu können.

Die Walze wurde ausnahmslos ohne Vibration betrieben.

5.4.2 Meßdatenerfassungssysteme und Sensoren am Fertiger

An den Einbauversuchen beteiligten sich die *PAST*-Projektpartner *KLB* (Kölner Labor für Baumaschinen) und *MOBA*. Hier soll lediglich der im Rahmen der vorgelegten Abhandlung relevante Meßaufbau erläutert werden, auf die begleitenden Eigenuntersuchungen der *Fa. MOBA* wird nur fallweise eingegangen.

Meßdatenerfassungssystem des *KLB*

Mit der fortlaufenden Erfassung spezifischer Meßdaten konnte auf die

- Einbaugeschwindigkeit,
- Kraft an der Schubrollenschwinge,
- Kräfte an den beiden Bohlenzugpunkten,
- Schneckendrehzahl und -leistung sowie den
- Anstellwinkel der Einbaubohle

geschlossen werden.
Nachfolgend werden kurz die physikalisch-mathematischen Zusammenhänge zur Ermittlung der Parameter dargestellt. Die für die Versuche verwendeten Sensoren mit den Meßgrößen, der Bezeichnung, dem Meßbereich und dem physikalischen Meßprinzip können *Tab. 7* am Ende des Abschnittes entnommen werden, Auszüge aus den Datenblättern finden sich in *Anl. A.3*.

Einbaugeschwindigkeit

Die Gesamtübersetzung des Laufwerkgetriebes des DF 145C beträgt $i_{ges} = 124{,}2$ bei einem Durchmesser des Turas von $d_{Tur} = 527{,}9$ mm. Zur berührungslosen Drehzahlerfassung an Zahnrädern mit kleinem Modul wurde am Verstellmotor des linken Fahrantriebes ein Drehzahlsensor aus der 1 Kanal Hall M18 Familie (s. Datenblatt, *Anl. A.3.2*) installiert. Aus der Antriebsdrehzahl n_{Antr} und der Anzahl der Zähne ($z = 54$) des Verstellmotors A6VE mit Drehzahlerfassung ergibt sich die Meßfrequenz zu:

$$f_{Meß} = z \cdot n_{Antr} \,. \tag{35}$$

Die Einbaugeschwindigkeit läßt sich wie folgt bestimmen:

$$v_e = \frac{d_{Tur} \cdot \pi \cdot f_{Meß}}{i_{ges} \cdot z} \,. \tag{36}$$

Für eine Einbaugeschwindigkeit $v_e = 2{,}0$ m/min wurde vorab rechnerisch eine Frequenz $f = 0{,}13$ kHz ermittelt, die sich nach einer Überprüfung im Feld von der tatsächlichen Frequenz geringfügig um den Faktor $k = 1{,}022$ unterschied (Schlupf, Veränderung des Krafteingriffsdurchmessers durch Verschleiß)[38]. Alle auf dem empirischen Wert basierenden Urdaten der Wegstrecke waren demzufolge vor der Auswertung mit dem Faktor k zu multiplizieren.

[38] M.Eng. D. PITZLER, *KLB*

Kräfte an der Schubrollenschwinge und den beiden Bohlenzugpunkten

In Kooperation zwischen dem *KLB* und der *ME-Meßsysteme* wurden Kraftmeßbolzen (s. Datenblatt, *Anl. A.3.3*) entwickelt, mit denen die Kraftverläufe an der Schubrollenschwinge und den beiden Bohlenzugpunkten erfaßt werden konnten (*Abb. 36*).

Zur Ermittlung der Scherkraft an der Schubrollenschwinge wurde der vorhandene Bolzen durch einen einschnittigen Kraftmeßbolzen $d = 61{,}5$ mm ersetzt. Die beiden zweischnittigen Bolzen an den Zugholmen wurden jeweils in einer Lasche mit einer vergrößerten Bohrung $d = 50$ mm plaziert, Achshalter verhinderten deren Verdrehen, damit die Krafteinleitung anforderungsgerecht in der Meßebene der Bolzen lag. Als Meßschaltung für die mit Dehnungsmeßstreifen (*DMS*) versehenen Lagerbolzen diente eine *Wheatstone-Vollbrücke*.

Der Temperaturkoeffizient des Nullsignals ist für die Meßgenauigkeit von erheblicher Bedeutung, weshalb die Oberflächentemperaturen der Scherkraftbolzen zu erfassen waren, die im Bereich des Bolzenkopfes der Schubrollenschwinge nach einem halbstündigen Einbau von Asphalt rd. 105 °C betrug, während die Oberflächentemperatur der Schwinge selbst nur bei ca. 45 °C lag. Der tatsächliche Temperaturverlauf im Bolzen konnte nicht ermittelt werden, weshalb sich Prognosen hinsichtlich der Änderung des Nullsignals verbieten. Gemessen wurde mittels Thermographiekamera testo 880-3 (s. Datenblatt, *Anl. A.3.8*).



Abb. 36: Versuchseinrichtung zur Ermittlung der Schubkraft an der Schubrollenschwinge (links) und der Zugkraft der Einbaubohle an den Anlenkpunkten mit Scherkraft-Meßbolzen (rechts)

Da die Erfassung des Schubkraftverlaufes im Rahmen dieses Projektes nur dazu dienen sollte, evtl. auftretende Längsunebenheiten durch unsachgemäße Andockvorgänge der Lkw an den Fertiger erklären zu können, kann dieser Fehler vernachlässigt werden.

Untersuchungen aus vorangegangen Einbauversuchen zeigten, daß sich dagegen die Oberflächentemperaturen der Scherkraftbolzen an den Bohlenzugpunkten nur geringfügig änderten, was sich auch im Verlauf des Hauptversuches bestätigte. Die ermittelten Werte lagen maximal 10 °C über der Umgebungstemperatur, der daraus resultierende Fehler von 0,2 % wird als vernachlässigbar eingeschätzt.

Antriebsleistung der Förderschnecken

Die Leistung P_{Sch} ergibt sich aus dem Produkt von Volumenstrom Q und Druckdifferenz Δp:

$$P_{Sch} = Q \cdot \Delta p \cdot \eta_{mech} \cdot \eta_{vol}, \quad (37)$$

mit $\eta_{mech} = 0{,}9$ und $\eta_{vol} = 0{,}96$.

Mit je einem linearisierten Durchfluß-Sensor RE4-300 und je zwei Absolutdruckaufnehmern P8AP (s. Datenblätter, *Anl. A.3.4, A.3.5*) wurden die schneckenhälftigen Volumenströme induktiv und die Druckdifferenzen aus Vorlauf und Rücklauf piezoelektrisch ermittelt.

Drehzahl der Förderschnecken

Die Drehzahl n_{Sch} der Förderschnecken läßt sich aus den Größen Volumenstrom Q, Übersetzung i und Schluckvolumen V_S ermitteln:

$$n_{Sch} = \frac{Q}{i \cdot V_S}. \quad (38)$$

Der Orbitalmotor OMTS 200 [178] des Schneckenantriebes hat ein Schluckvolumen V_S = 201,4 cm^3, die Gesamtübersetzung des Antriebes beträgt $i_{ges} = 5{,}4$.
Die Wiederholbarkeit der Messungen mit den Absolutdruckaufnehmern wird mit ± 0,1 % angegeben (s. Datenblatt, *Anl. A.3.5*). Das Augenmerk liegt u.a. auf einer möglichst gleichmäßigen Funktion der beiden Schneckenhälften, weshalb hier nur von Interesse ist, ob aus einem disharmonischen Förderverhalten Rückschlüsse auf Längsunebenheiten gezogen werden können und vor diesem Hintergrund die Fehler der Durchfluß-Sensoren und Druckaufnehmer als vernachlässigbar angesehen werden dürfen.

Tab. 7: Übersicht der verwendeten Sensoren (VV: Vor-, HV: Hauptversuch)

Bezeichnung	Typ	Meßbereich	Meßgenauigkeit	Hersteller	physikal. Prizip	Versuch
Drehzahlsensor	1 Kanal Hall M18	0 … 15.000 Hz		Rhein Tacho	Hall	VV, HV
Durchfluß-Sensor	RE4-300	9,16 … 307,0 l/min	± 0,5 %	Hydrotechnik	induktiv	HV
Durchfluß-Sensor	RE4-300	9,16 … 307,0 l/min	± 0,5 %	Hydrotechnik	induktiv	VV, HV
Druckaufnehmer	P8AP	0 … 500 bar	± 0,1 %	HBM	piezoelektrisch	HV
Druckaufnehmer	P8AP	0 … 500 bar	± 0,1 %	HBM	piezoelektrisch	VV, HV
Druckaufnehmer	P8AP	0 … 200 bar	± 0,1 %	HBM	piezoelektrisch	HV
Druckaufnehmer	P8AP	0 … 200 bar	± 0,1 %	HBM	piezoelektrisch	VV, HV
Scherkraftbolzen	MB 61,5	0 … 190 kN	≤ 0,02 % F_N/K	ME-Meßsyst.	DMS Vollbrücke	HV
Scherkraftbolzen	MB 50	0 … 190 kN	≤ 0,02 % F_N/K	ME-Meßsyst.	DMS Vollbrücke	VV, HV

Über zwei gekoppelte *Spider 8* der *Fa. HBM*, deren Stromversorgung zur Vermeidung von Spannungsschwankungen über eine 12-V-Batterie erfolgte, wurde die Datenerfassung realisiert. Die Datenerfassungssysteme waren über den *USB-Anschluß* mit einem *Notebook* verbunden, auf dem die Steuerungs- und Auswertesoftware *Catman® Professional* mit aufgeblendetem *Catman Online-Dokument* zur Versuchsüberwachung hinterlegt war.

Meßdatenerfassungssystem der *MOBA*

Mit Hilfe der in der Patentschrift [95] beschriebenen technischen Lösung führte *Fa. MOBA* versuchsbegleitende Untersuchungen zur kontinuierlichen Erfassung des Bewegungsverhaltens der Einbaubohle über Abstandsmessungen gegen die Unterlage mit Hilfe unterschiedlicher Ultraschall-Sensoren (u.a. Dual-Sonic-Sensoren gem. Datenblatt der *Anl. A.3.7*) sowie mit – an den Zugarmen der Bohle montierten – einachsigen und digitalen Neigungssensoren (interne Auflösungen und Nullpunktstabilitäten: s. Datenblätter, *Anl. A.3.6*) zur Bestimmung des Anstellwinkels der Bohle durch. Mit freundlicher Genehmigung des Projektpartners konnten ausgewählte Meßwerte genutzt werden; die firmeninternen Ergebnisse zur Entwicklung eines Steuermoduls sind nicht Gegenstand der vorliegenden Arbeit.

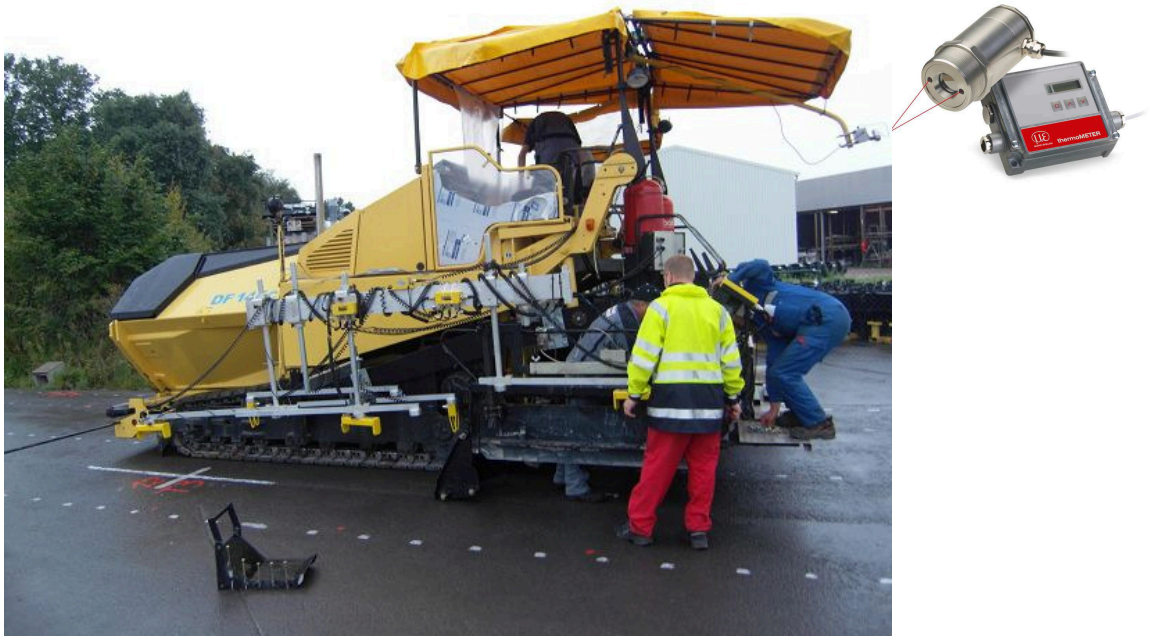


Abb. 37: Mit Meßtechnik der *Fa. MOBA* ausgerüsteter Fertiger DF 145C

5.4.3 Meßtechnik und -verfahren zur Durchführung von Untersuchungen an der Unterlage und den Versuchsmaterialien

Im Rahmen der Versuche wurden während des Einbaus sowie an den verlegten Schichten folgende generelle Untersuchungen durchgeführt:

- Bestimmung der Längsebenheit der Unterlage sowie
- Bestimmung der Dicke und Längsebenheit der eingebauten Schichten.

Im Vorversuch wurde zusätzlich der dynamische Verformungsmodul E_{vd} nach dem Einbau der Elektroofenschlacke bestimmt.

Bestimmung der Längsebenheit der Unterlage mit dem Planograph

Die *ZTV Asphalt-StB 07* [273] schreibt vor, daß bei maschinellem Einbau von Deckschichtmaterial die Unebenheiten der Oberfläche einer Asphaltbinderschicht innerhalb einer 4 m langen Meßstrecke in Längsrichtung höchstens 6 mm betragen dürfen. Üblicherweise werden die Nachweise mit der nach der *TP Eben – Berührende Messungen* [228] geregelten Planographen-Messung erbracht, die auch hier zur Anwendung kam.

Gemessen wurde in der geplanten Einbaurichtung des Hauptversuches mit Schrittgeschwindigkeit im Wegstreckenmaßstab 1/400 sowie im Höhenmaßstab 1/1 mit mechanischer Aufzeichnung.
Die mittigen Spurbreiten von Lkw-Sattelzugmaschinen betragen 2,00 m (gemessen auf Baustelle) und sind mit der Spurbreite des für den Versuch eingesetzten Fertigers DF 145C nahezu identisch (2,02 m). Pro Versuchsbahn erfolgten deshalb Planographenmessungen in allen Bereichen der Laufwerksspuren.

3D-Oberflächenerfassung der Unterlage und der eingebauten Versuchsbahnen

Gem. *ZTV Asphalt-StB 07* [273] dürfen die innerhalb der Grenzwerte liegenden Unebenheiten nur mit allmählichem Übergang und nicht in kurzen, regelmäßigen Abständen auftreten, weshalb ein weiteres Meßverfahren eingesetzt wurde, um Längsunebenheiten aufzuspüren, die den Planographen-Meßbereich überschreiten.

In beiden Meßkampagnen[39] kam ein Lasertracker *T3-40* der *API, Inc.* (s. *Abb. 38*) zur Anwendung, bei dem es sich um eine kombinierte Streckenmessung aus interferometrischer und Absolutdistanzmessung handelt[40]. Im gewählten dynamischen Meßbetrieb (ununterbrochene Meßpunktfolge) wird unter idealen Bedingungen eine Lage- und Höhengenauigkeit von ± 0,05 mm gewährleistet.

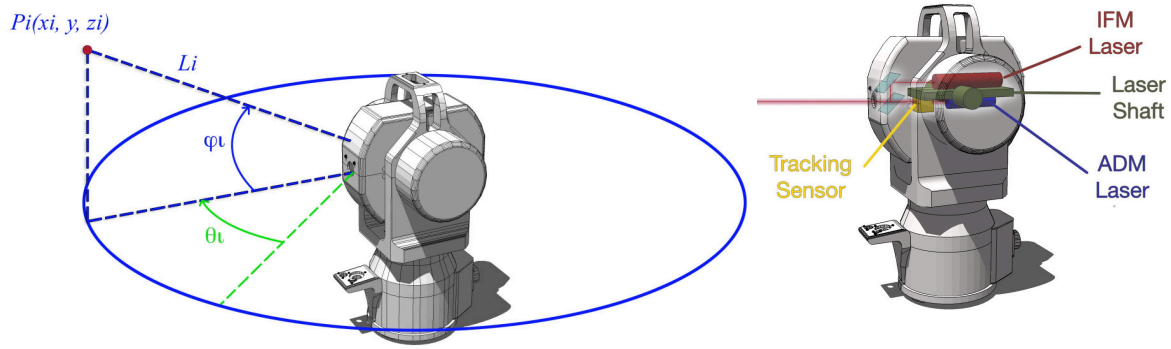
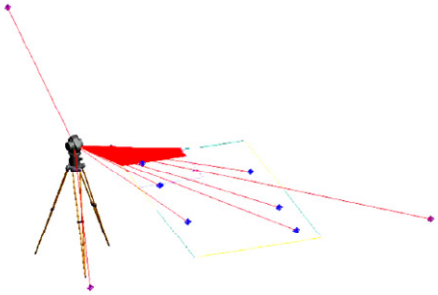


Abb. 38: Lasertracker *T3-40*
links: Funktionsprinzip der Polaraufnahme: L_i Leitstrahl, φ_l Richtungswinkel, θ_l Winkel zwischen Leitstrahl L_i und positiver z-Achse
rechts: die beiden Lasersysteme (*ADM*, *IFM*) eines Lasertrackers [38]

[39] K1E1, K1E2, K2E1, K2E2 – Kampagnen: K1 Vorversuch und K2 Hauptversuch; Epochen: E1 Unterlage und E2 Prüfschicht aus EOS 0/10 in K1 bzw. SMA 8 S, 25/55-55 A in K2

[40] nähere Erläuterungen zum Meßprinzip s. [38]; Besonderheit: Meßstrahl darf nicht unterbrochen werden



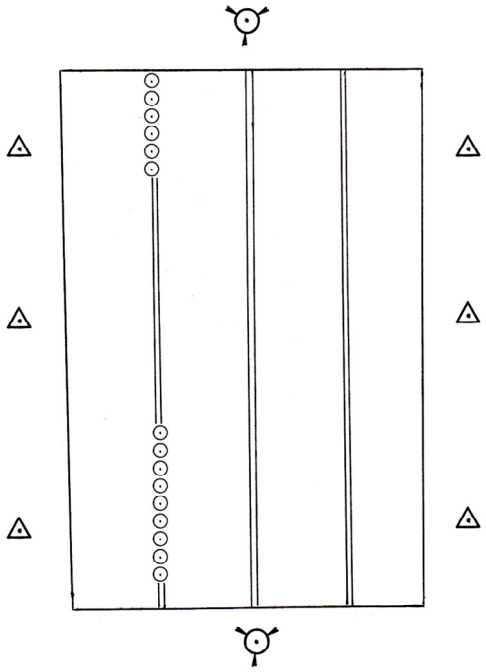


Abb. 39: Meßanordnung und Aufnahmestrategie (*Abb.* aus [186])

Vor der dynamischen Vermessung entlang der einzelnen Meßlinien im Mindestabstand von 10 cm mit zwei an den Bahnenden geplanten stationären Meßpunkten wurde ein stationäres Referenzkoordinatensystem errichtet (s. *Abb. 39*), das sich auf 2 mal 3 Objektfestpunkte (Paßpunkte) über – auf Betonpfeilern montierten – Nestern (*Abb. 40, links*) beidseitig der Versuchsfläche abstützte.

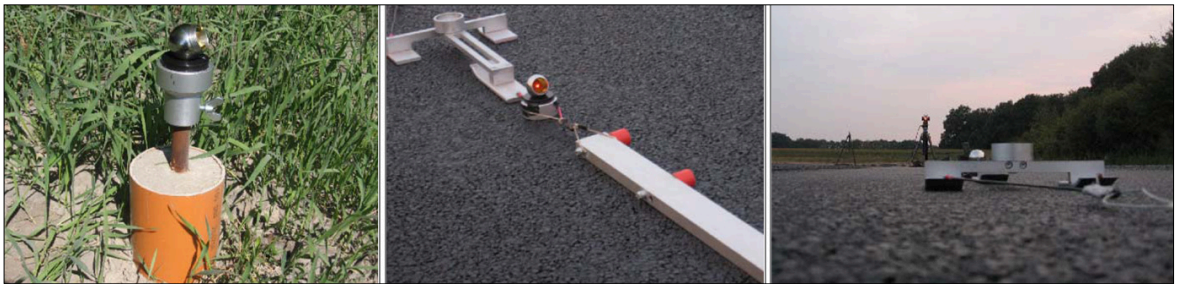


Abb. 40: Lasertracker *T3-40* (rechts im Hintergrund) mit Meßkugel auf einem der beiden Nester des Meßschlittens (Mitte und rechts) und einem von sechs Objektfestpunkten entlang des Versuchsfeldes (links)

Für den dynamischen Meßmodus war ein Schlitten zu entwickeln, der über die zu vermessende Fläche gezogen werden konnte und über zwei Nester zur Aufnahme der Meßkugel verfügte, um sowohl direkte als auch ausgleichende Messungen auf den jeweiligen Schichten (Unterlage, Prüfschichten) vornehmen zu können.

Konstruktion eines Meßschlittens

Die Oberfläche der zu überbauenden Unterlage war teilweise sehr offen, weshalb vom Verfasser zur Aufnahme des Prismas ein Träger mit einer etwas ausgleichenden Funktion konstruiert wurde (s. *Anl. A.3.11*). Gleiches galt für die Oberflächenstabilität der im Rah-

men des Vorversuches eingebauten ungebundenen Prüfschicht aus Elektroofenschlacke EOS 0/10.

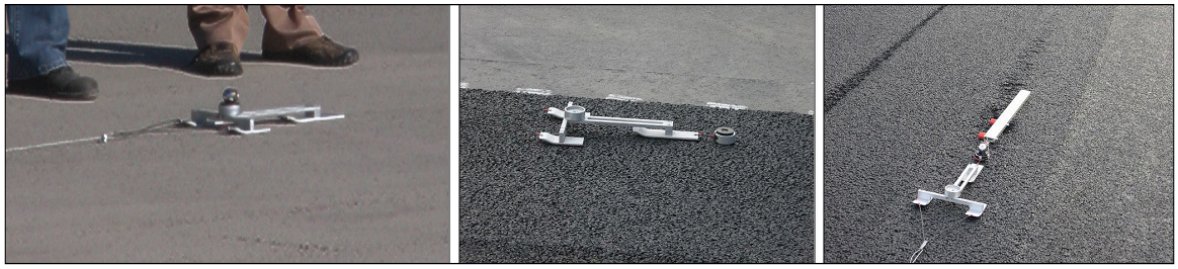


Abb. 41: Meßschlitten mit Meßkugel
links: in ausgleichender Position auf der Unterlage
Mitte: nachgeführtes Nest auf gleichmäßig strukturierter Oberfläche
rechts: mit nachgeführtem, stabilisiertem Nest

Für die ausgleichenden Meßmodi (Unterlage und EOS-Schicht) wurde das Nest auf dem Schlitten als Träger für die Reflektorkugel genutzt (*Abb. 41, links*), für die direkte Auflage wurde ein weiteres Nest nachgeschleppt (*Abb. 41, Mitte*). Gemessen wurde entgegen der Richtung des Längsgefälles der Versuchsfläche, d.h. im Hauptversuch entgegen der Einbaurichtung. Während der Meßvorgänge mit direkter Auflage zeigte sich, daß das nachgeführte Nest um die Richtungsachse schwankte, weshalb in situ zusätzlich ein Aluminiumhohlprofil mitgeführt werden mußte, um das Nest in der Richtung stabilisieren zu können, *Abb. 41, rechts*.

Sonstige Meßtechnik

Das aus einem großen, seitlich des Versuchsgeländes abgesetzten Haufwerk aus Elektroofenschlacke EOS 0/10 (s. *Abb. 47*) entnommene Einbaugut war im Haufwerksinnern sichtbar gleichmäßig durchfeuchtet. Der optimale Wassergehalt wurde mit 9,3 % ermittelt. Leider zeigte sich bereits rd. 60 min nach dem Einbau des Materials eine deutliche Flüchtigkeit des Wassers (Austrocknung) in allen Prüfschichten (Wassergehalte zwischen 4,54 und 5,82 %), weshalb auf keine verwertbaren Ergebnisse aus dem Einsatz des *Leichten Fallgewichtsgerätes* (*LFG*) zur Bestimmung des dynamischen Verformungsmoduls E_{vd} zurückgegriffen werden kann. Aus diesem Grund darf auf Erläuterungen zum *LFG* verzichtet werden.

5.5 Interpretation der Meßergebnisse

Zur Auswertung der Meßwerte aus dem Vorversuch kamen lediglich einfache statistische Maßzahlen wie arithmetisches Mittel und Standardabweichung sowie Median und Interquartilsabstand zur Anwendung.

Die Einbaugeschwindigkeiten in den drei Meßfeldern betrugen $\bar{v}_e$ = (2,5; 4,8; 7,2) m/min.

5.5.1 Zugkraft

Abb. 42 gibt beispielhaft den Verlauf der Zugkraft am linken und rechten Zugpunkt(Z_{li}, Z_{re}) der Bohle beim Einbau der ungebundenen Elektroofenschlacke EOS 0/10 im Meßfeld MF2 in Abhängigkeit vom Füllstand H_{Vi} des Schneckenraumes wieder.

Wie im MF2, so war auch in den beiden anderen Meßfeldern festzustellen, daß $Z_{re} > Z_{li}$ gilt. Der Einbau verlief in allen Bahnen vollkommen symmetrisch, die Höhe der Anlenkpunkte der Bohlenzugarme an den Kolbenstangen der Nivellierzylinder wurden bewußt ausgemessen und nicht abgelesen. Eine plausible Erklärung für die Zugkraftunterschiede konnte zu diesem Zeitpunkt nicht gegeben werden. Für den Hauptversuch wurde festgelegt, die Einbaurichtung um 180° zu ändern.

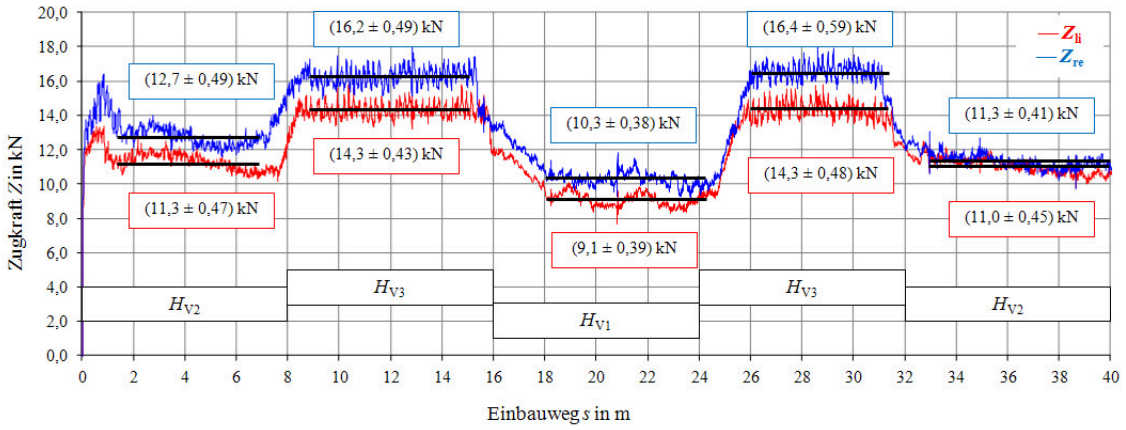


Abb. 42: Verlauf der Bohlenzugkräfte Z_{li} und Z_{re} im Meßfeld MF2 in Abhängigkeit vom Füllstand H_{Vi} des Schneckenraumes; v_e = 4,8 m/min

Tab. 8: Arithmetische Mittelwerte und Standardabweichungen der Gesamtzugkraft Z an den Zugpunkten der Bohle in Abhängigkeit von der Einbaugeschwindigkeit v_e und dem Füllstand H_{Vi} im Schneckenraum

v_e [m/min]	MF1 7,2 kN	MF2 4,8 kN	MF3 2,5 kN
H_{V2}	20,8 ± 0,42	24,0 ± 0,86	23,3 ± 0,92
H_{V3}	27,6 ± 1,82	30,5 ± 0,66	30,7 ± 1,33
H_{V1}	19,1 ± 0,79	19,3 ± 0,61	19,7 ± 0,75
H_{V3}	26,8 ± 2,43	30,9 ± 0,65	30,7 ± 0,92
H_{V2}	21,6 ± 0,68	22,3 ± 0,71	23,6 ± 0,83

Überraschenderweise zeigte sich, daß in der oberen Geschwindigkeitsstufe (7,2 m/min: MF1) bei mittlerem und hohem Füllstand des Schneckenraumes (H_{V2}, H_{V3}) die Gesamtzugkraft Z gegenüber den Werten der Meßfelder MF2 und MF3 mit niedrigeren Einbaugeschwindigkeiten (4,8 bzw. 2,5 m/min) geringer war.
Bleiben die in *Tab. 8* wiedergegebenen Meßwerte des unteren Füllstandes des Schneckenraumes (H_{V1}) unberücksichtigt, so besteht zwischen den arithmetischen Mittelwerten

$\bar{x}_2$ = 26,9 kN und $\bar{x}_3$ = 27,1 kN kein signifikanter Unterschied. Die Mittelwerte $\bar{x}_1$ aus der hohen Geschwindigkeitsstufe liegen mit 19,2 kN allerdings signifikant niedriger.

Wie am Ende des *Abschn. 5.4.3* bereits dargestellt, war der Wassergehalt der Elektroofenschlacke EOS 0/10 bei deren Entnahme aus dem Haufwerk (mit Ausnahme der Bereiche der Haufwerksgrenzen) nahezu konstant. Die Kondition des ungebundenen Materials dürfte sich bis zum eigentlichen Einbau durch die Bohle nicht wesentlich verschlechtert haben, weil mit einem Einstellkübel großen Fassungsvermögens (11 m^3) gearbeitet wurde.

Möglicherweise kann der festgestellte Effekt mit einer Abnahme des Versetzungswiderstandes des Materials vor der Bohle erklärt werden.

Unter Berücksichtigung der weitverbreiteten Annahme, daß höhere Einbaugeschwindigkeiten zwangsläufig mit positiven Einflüssen auf die Längsebenheit verbunden wären, sollte der Einfluß des beobachteten Effektes auf das Bewegungsverhalten der Einbaubohle in nachfolgenden Untersuchungen abgeklärt werden.

5.5.2 Drehzahl der Schnecke

Ein Vergleich der Drehzahlverläufe der linken und rechten Querförderschnecke zeigt die gute Abstimmung zwischen den Bedienern der Einbaubohle: systematische Änderungen der Füllstandregelung differierten im Einbauweg um maximal 0,5 m – und auch das nur im Ausnahmefall.

In *Abb. 43* sind die Drehzahlverläufe der linken Querförderschnecke in den drei Meßfeldern dokumentiert, *Tab. 9* zeigt die ermittelten Mediane und Streuungsmaße (*IQR*) der Meßreihen in Abhängigkeit von Einbaugeschwindigkeit und Füllstand im Schneckenraum.

Die der systematischen Änderung der Füllstände unterliegenden Abschnitte (Regelstrekken) wurden in die Analyse nicht einbezogen. Unter Berücksichtigung der gewählten Einbaubedingungen und des Versuchsmaterials läßt sich unter Bezug auf *Abb. 43* und *Tab. 9* feststellen:

In der oberen Stufe der Einbaugeschwindigkeit $\boldsymbol{v_e}$ **= 7,2 m/min** liegt der Median der Schneckendrehzahl auf dem Füllstandniveau H_{V2} bei 45,3 min^{-1}. Die Übergänge von H_{V2} und H_{V1} zu H_{V3} sind mit einem jeweils starken, plötzlichen Anstieg auf n_{Sch} = 108 min^{-1} verbunden, die erreichten Niveaus werden über einen Einbauweg $s > 2{,}0$ m weitgehend gehalten, um nach der vollständigen Füllung des Schneckenraumes ebenso plötzlich wieder abzufallen und deutlich um Mediane von 29,1 bzw. 34,4 m/min zu schwanken. Der Abfall von H_{V3} wird nach Erreichen des Füllstandes H_{V1} ebenfalls von einem starken Ausschlag der Schneckendrehzahl auf 106 min^{-1} geprägt, um auf kurzer Distanz stufenweise

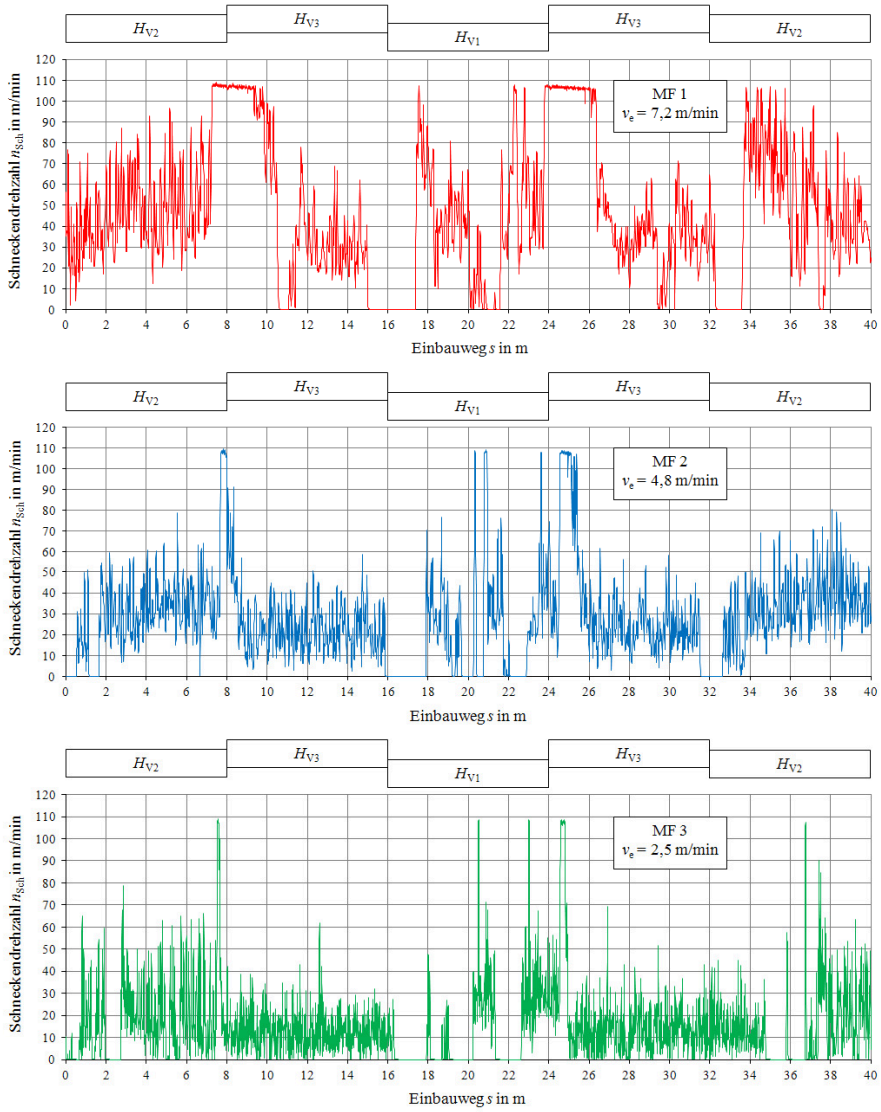


Abb. 43: Verlauf der Drehzahl n_{Sch} an der linken Querförderschnecke in Abhängigkeit von der Einbaugeschwindigkeit v_e und dem Füllstand H_{Vi} im Schneckenraum

Tab. 9: Mediane und Interquartilsabstände der Drehzahl an der linken Querförderschnecke ($n_{Sch,med}$; $n_{Sch,IQR}$) in Abhängigkeit von der Einbaugeschwindigkeit v_e und dem Füllstand H_{Vi} im Schneckenraum

v_e [m/min]	MF1 7,2 min^{-1}	MF2 4,8 min^{-1}	MF3 2,5 min^{-1}
H_{V2}	45,3; 24,0	29,8; 18,6	14,6; 25,1
H_{V3}	29,1; 22,3	21,3; 13,9	11,5; 10,6
H_{V1}	37,8; 38,1	19,8; 34,4	5,2; 28,1
H_{V3}	34,4; 17,1	22,8; 13,2	12,3; 11,5
H_{V2}	44,6; 28,8	34,5; 16,5	23,0; 24,6

auf $n_{Sch,med} = 37{,}8\ min^{-1}$ mit ausgeprägten Streuungen um den Median ($IQR = 38{,}1\ min^{-1}$) zurückzugehen. Der untere Füllstand scheint nicht beherrschbar zu sein (vgl. auch MF2, MF3).

Die mittlere Stufe der Einbaugeschwindigkeit $\boldsymbol{v_e = 4{,}8\ m/min}$ zeigt im ersten Abschnitt des Füllstandes H_{V2} eine Drehzahl der Schnecke $n_{Sch,med} = 29{,}8\ min^{-1}$ an. Es sind dieselben plötzlichen Drehzahlanstiege auf dem Weg von H_{V2} und H_{V1} nach H_{V3} wie in der oberen Drehzahlstufe zu verzeichnen, die allerdings wegstreckenbezogen deutlich kürzer (0,1 … 0,4 m) und im Fall $H_{V2} \nearrow H_{V3}$ vielleicht auch der Trägheit des Systems anzulasten sind. Bei den Füllständen H_{V3} werden in der Folge mediane Drehzahlniveaus um rd. $22\ min^{-1}$ bei vergleichbaren Streuungen erreicht. Die H_{V2} und H_{V3} zuzuordnenden Interquartilsabstände sind im Verhältnis zu ihren Medianen mit denen des Meßfeldes MF1 ($v_e = 7{,}2$ m/min) vergleichbar.

Im ersten Abschnitt des Meßfeldes MF3 liegt bei H_{V2} der Drehzahlmedian der Schnecke bei $14{,}6\ min^{-1}$. Auch hier sind die bereits angesprochenen plötzlichen Anstiege ($n_{Sch} = 109\ min^{-1}$) beim Übergang auf H_{V3} erkennbar, allerdings auf ausgesprochen kurzer Distanz, was nicht ausschließlich der geringen Einbaugeschwindigkeit $\boldsymbol{v_e = 2{,}5\ m/min}$ geschuldet, sondern auch der Trägheit des Systems zuzurechnen sein dürfte. Nach ebenso steilen und plötzlichen Rückgängen in der Schneckendrehzahl stellen sich in den H_{V3}-Abschnitten Mediane um die $12\ min^{-1}$ ein. Auffällig sind die erheblichen Streuungen in ausnahmslos allen Abschnitten des MF1.

> Im durchgeführten Versuch nimmt die Ungleichmäßigkeit der Förderung mit steigender Einbaugeschwindigkeit tendenziell zu.

Für alle Meßfelder gilt, daß die oberen Füllstände förderseitig offenbar besser beherrschbar sind.

5.5.3 Schichtdicke

Aus *Abb. 44* und *Tab. 10* wird der unmittelbare Einfluß von Einbaugeschwindigkeit v_e und Füllstandhöhe H_{Vi} des Einbaugutes auf die Dicke d der verlegten Schichten deutlich: die sehr ähnlichen Kurvenverläufe lassen trotz einer Abweichung von d_2 auf dem Füllstandniveau H_{V2} die Schlußfolgerung zu, daß eine Steigerung von v_e ebenso wie ein höheres H_{Vi} zu einer Zunahme von d führt.

Abgesehen vom H_{V2}-Niveau bei $v_e = 4{,}8$ m/min,

> ist im vorliegenden Fall eine Erhöhung der v_e-Stufe mit der Zunahme der Schichtdicke d verbunden, was unter der Bedingung eines annähernd vergleichbaren Energieeintrages über die Stampfer- und Vibrationsdrehzahl bei Konstanz aller übrigen Parameter den praktischen Erfahrungen entspricht.

Wird unter der Bedingung $n_{St}, n_{Vib} \approx$ const. die Einbaugeschwindigkeit v_e in Grenzen erhöht, die noch eine annähernd gleichbleibende Förder- und Verdichtungsleistung des

Stampfers gestatten, ist die Verweildauer des Glättbleches mit dem prägenden Einfluß des Bohlengewichtes über einem Volumenelement des Einbaumaterials geringer und die Schichtdicke nimmt zu. Ein vergleichbarer Effekt stellt sich ein, wenn – wie im vorliegenden Fall – unter Konstanz der Vibrationsdrehzahl die Stampferdrehzahl der Einbaugeschwindigkeit anhand der Schlagüberdeckung angepaßt wird (vgl. *Tab. 6*)[41].

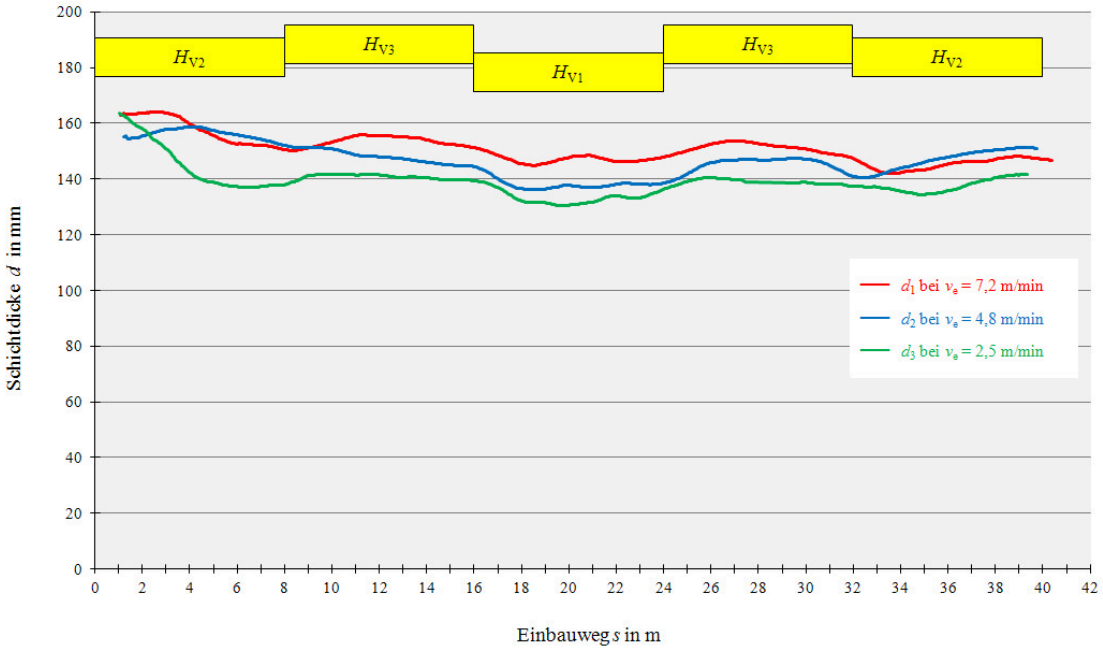


Abb. 44: Einfluß von Einbaugeschwindigkeit v_e und Füllstandhöhe H_{Vi} auf die Schichtdicke d beim Einbau von Prüfschichten aus EOS 0/10 (gleitende Mittelwerte, 21 Perioden)

Tab. 10: Arithmetische Mittelwerte und Standardabweichungen der Schichtdicke d in Abhängigkeit von der Einbaugeschwindigkeit v_e und dem Füllstand H_{Vi} im Schneckenraum

v_e [m/min]	MF1 7,2 mm	MF2 4,8 mm	MF3 2,5 mm
H_{V2}	151,8 ± 1,12	*154,1 ± 1,70*	137,4 ± 0,52
H_{V3}	154,0 ± 1,53	147,4 ± 2,13	140,7 ± 0,98
H_{V1}	147,1 ± 0,98	137,6 ± 0,88	132,2 ± 1,41
H_{V3}	151,2 ± 1,57	146,8 ± 0,67	138,8 ± 0,95
H_{V2}	145,9 ± 1,83	*147,6 ± 2,93*	138,5 ± 2,25

Die Steigerung der Einbaugeschwindigkeit führt bei nicht mehr angemessener Verdichtungsleistung des Stampfers zur Reduzierung der Raumdichte des unter das Glättblech gelangenden Materials und die Bohle wird aufgrund des geringeren Eindringwiderstandes mit einer Höhenänderung unter Abnahme der Schichtdicke reagieren.

[41] in MF3 war eine weitere Reduzierung der Stampferdrehzahl verfahrenstechnisch nicht möglich

> Innerhalb einer Geschwindigkeitsstufe führen Erhöhungen der Füllstände im Schnekkenraum überwiegend zu Zunahmen der Schichtdicke.

Für die stationären Bereiche gilt folglich ebenso wie für die Regelstrecken:

$$\uparrow(v_e, H_{Vi}) \rightarrow \uparrow d.$$

Die Schwankungen der Meßwerte sind auf ein partielles Einsinkverhalten des Meßschlittens nach Feuchtigkeits- und damit Kornbindungsverlusten an der Oberfläche der Prüfschichten zurückzuführen. Insbesondere die Werte von H_{V2} im Meßfeld MF2 sind als kritisch anzusehen (kursiv gekennzeichnet) und wurden in die Betrachtung nicht mit einbezogen.

Nach rd. 5 m Einbauweg wurde in allen Meßfeldern ein annähernd stationärer Einbauzustand erreicht. Die ermittelten Schichtdicken in der Füllstandstufe H_{V3} zeigen eine gute Wiederholbarkeit der Änderung des Parameters Füllstand an.

5.5.4 Dynamische Verformungsmodule

Die rd. 60 min nach dem Einbau an der Oberfläche sichtbar gewordenen Feuchtigkeitsverluste in allen drei Meßfeldern lassen eine Interpretation der E_{vd}-Meßwerte nicht zu.

5.5.5 Reibung unter dem Glättblech

Bereits beim Bau des Versuchsgeländes (s. *Abbn. 31, 32*) konnte im Bereich der oberen Asphalttragschicht aus ATS 0/16 CS, 50/70 eine Voruntersuchungen zur Reibkraft zwischen Glättblech der Bohle und dem Asphaltmischgut durchgeführt werden, (*Abb. 45*).

Zu diesem Zweck wurde am Ende einer zu verlegenden Einbaubahn das sich vor der Bohle im Schneckenkanal befindende Material restlos verbraucht und die Zugkraftverläufe Z_{li}, Z_{re} am linken und rechten Anlenkpunkt des Einbauwerkzeuges registriert. Es zeigte sich, daß die Zugkraft beidseitig annähernd linear mit dem Verbrauch des Einbaugutes bis auf jeweils einen gleichen, unteren Wert abnimmt (Markierung in *Abb. 45*). In dem Augenblick, an dem der Schneckenkanal leer ist und folglich kein Versetzungswiderstand des Materials mehr zu überwinden ist, repräsentiert dieser aus dem linken und rechten Kraftanteil bestehende untere Wert der Gesamtzugkraft überwiegend den aus dem Gleiten des Glättbleches auf dem sich darunter befindenden Einbaugut resultierenden Reibwiderstand gegen die Bewegung. Der anschließende plötzliche Zugkraftabfall ist auf die Unterbrechung des weiteren Einbaus zurückzuführen.

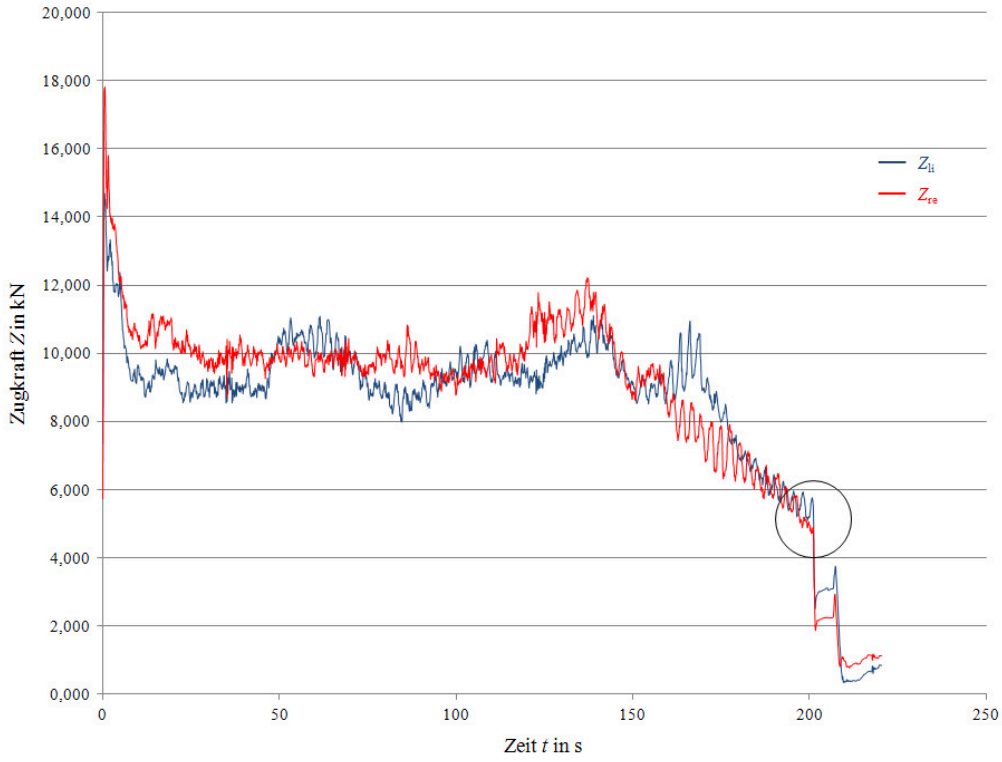


Abb. 45: Verlauf der Zugkraft Z am linken und rechten Anlenkpunkt der Bohle beim Einbau einer Asphalttragschicht ATS 0/16 CS, 50/70 und beim Leerfahren des Schneckenraumes

Im Rahmen der Voruntersuchung konnte aufgrund der gemessenen, reibungsbedingten Zugkräfte $Z_1 = Z_{1,li} + Z_{1,re} = (5{,}420 + 4{,}869)$ kN = 10,289 kN und unter Berücksichtigung des wirksamen Bohlengewichtes von 3936 kg (vgl. *Tab. A.5*) ein Gleitreibungsbeiwert $\mu_{1(E)} = 0{,}2665$ ermittelt werden.

Strenggenommen wäre zu berücksichtigen, daß die Bohle noch immer einen Strömungswiderstand unter dem Glättblech zu überwinden hat, was allerdings aufgrund des geringen Anstellwinkels vor dem Hintergrund weiterer, nicht auszuschließender Einflüsse (Annahme der idealen Auflage auf homogenem Gut über die gesamte Arbeitsbreite) als vernachlässigbar angenommen werden darf.

Der Versuch hat gezeigt, daß diese Vorgehensweise für die Ermittlung der Gleitreibungsbeiwerte zwischen Asphaltmischgut und dem Glättblech im Hauptversuch als geeignet angesehen werden kann.

5.6 Schlußfolgerungen für den Hauptversuch

Obwohl die Materialeigenschaften der ungebundenen Elektroofenschlacke EOS 0/10 nicht mit denen des im Hauptversuch verwendeten viskos gebundenen Splittmastixasphaltes SMA 8 S, 25/55-55 A übereinstimmen und sich darüber hinaus die Soll-Schichtdicken von 15,0 bzw. 5,0 cm deutlich unterscheiden, können dennoch aus den Ergebnissen des Vor-

versuches folgende Festlegungen für die Planung und Durchführung des Hauptversuches abgeleitet werden:

- Um die Ursachen für die festgestellten Zugkraftunterschiede zwischen linkem und rechtem Bohlenanlenkpunkt bei Konstanz aller Parameter ermitteln zu können, wird die Einbaurichtung – und somit auch die Richtung der Querneigung – um 180° geändert.
- Im Bereich der Laufwerke einer jeden geplanten Versuchsbahn sind Planographenmessungen durchzuführen, um feststellen zu können, ob es während des Einbaus zu Kippzuständen des Fertigers in Längsrichtung und somit zur abrupten Änderung der Position des Zugpunktes gegenüber der zu überbauenden Unterlage kommen kann.
- Die beim Einbau von Deckschichtmaterial in der Praxis häufig anzutreffende Einbaugeschwindigkeit von rd. 5,0 m/min wird auch für den Hauptversuch festgelegt, zumal die Ergebnisse des Vorversuches ein mäßiges Drehzahlniveau der Schnecken bei vergleichsweise geringerer Schwankung gegenüber der untersten Drehzahlstufe ausweisen (vgl. *Tab. 9*). Da im Vergleich zum Vorversuch die Soll-Einbaudicke im Hauptversuch bei einem Drittel liegen wird, darf bei der gewählten Geschwindigkeit von niedrigen und einigermaßen konstanten Schneckendrehzahlen ausgegangen werden, die keine gravierende Beeinflussung der Längsebenheit erwarten lassen.
- In der oberen Geschwindigkeitsstufe ($v_e = 7{,}2$ m/min) haben sich systematische Änderungen des Füllstandes über Einbauwege $s \leq 3{,}2$ m hingezogen, in der mittleren Stufe ($v_e = 4{,}8$ m/min) wurden 2,2 m nicht überschritten, weshalb unter Berücksichtigung geplanter Versuchsbahnlängen von 76,0 m und maximal vier Variationen eines Parameters pro Bahn unter Würdigung des Einlaufverhaltens der Bohle von der Startposition bis zum Erreichen des stationären Zustandes Versuchsabschnittslängen von 12,0 m festgelegt werden.
- Bei einer Einbaubreite von 3,50 m zeigten sich im Vorversuch deutliche Reaktionen der Einbaubohle auf die systematischen Änderungen des Parameters Füllstand (vgl. *Abb. 44*, *Tab. 10*), weshalb berechtigterweise davon ausgegangen werden kann, daß eine gewählte Einbaubreite von 3,75 m für den Einbau von SMA genügen wird, um auch im Hauptversuch den Einfluß der Vorlagehöhe auf das Bewegungsverhalten der Bohle abbilden zu können. Damit ist der Einbau aller fünf Versuchsbahnen auf dem 20,5 m breiten Versuchsgelände an einem Tag unter vergleichbaren Witterungsbedingungen möglich.
- Da sich die untere Stufe des Füllstandes (H_{V1}) als nicht beherrschbar erwies, wird für den Hauptversuch nur die empfohlene (Sichtbarkeit des oberen Drittels der Schneckenflügel) sowie eine stark überhöhte Materialvorlage mit jeweils 2stufiger, gleichmäßiger Reduzierung des Vorlageniveaus festgelegt.
- Um die Beeinflussung der Längsneigung des Fertigers und dadurch gegebenenfalls des Anstellwinkels der Einbaubohle durch Andockvorgänge der Lkw sowie die

Übergabe des Mischgutes und dessen Verbrauch fortlaufend feststellen zu können, sind Fertiger und Bohle mit Neigungssensoren auszurüsten.

- Zur Ermittlung der auf der Reibung zwischen Glättblechunterseite und dem sich darunter befindenden Mischgut beruhenden Gesamtzugkraft wird vereinbart, die Bohle jeweils am Ende der drei Versuchsbahnen mit konstanter Mischguttemperatur auszufahren, also das Einbaugut vor der Bohle vollständig zu verbrauchen.
- In der Achse einer jeden Versuchsbahn ist eine 1,30 m breite Walzbahn anzulegen, auf der im statischen Verdichtungsmodus möglichst die Sollverdichtung von 97,0 % nach MARSHALL gem. [273] zu erzielen ist, um den Einfluß einer ungleichmäßigen Vorverdichtung auf die nach dem Walzen erreichte Längsebenheit darstellen zu können.
- Es wird festgelegt, in Einbaurichtung im Abstand von 0,5 m die erzielten Raumdichten in den Prüfschichten anhand von Feldmessungen im vor- und weiterverdichteten Bereich zu ermitteln.

6 HAUPTVERSUCH MIT SYSTEMATISCHER VARIATION DER MISCHGUTTEMPERATUR UND DER HÖHE DER MATERIALVORLAGE VOR DER EINBAUBOHLE

Im Ergebnis des am 25.08.2009 durchgeführten Hauptversuches werden folgende Aussagen erwartet:

- Einfluß von Mischguttemperatur und Vorlagehöhe auf
    - die Kraft an den Bohlenzugpunkten sowie
    - die Schichtdicke,
    - die Raumdichte und
    - die Längsebenheit der Deckschicht unmittelbar nach dem Einbau und dem Walzen,
- Klärung funktionaler Zusammenhänge zwischen Bohlenzugkraft und Einbaudicke,
- Einfluß der Einbaurichtung auf die Längsebenheit,
- Einfluß der Mischguttemperatur auf die Reibung zwischen Glättblech und Einbaugut,
- Bestätigung des üblichen Antrages der Kräfte an der Bohle und Erweiterung auf die Momente,
- Empfehlungen zur Einengung der lt. Regelwerk zulässigen Temperaturspannen für Splittmastixasphalte,
- Empfehlungen zur Höhe der Materialvorlage vor der Bohle sowie
- Aufzeigen weiteren Forschungsbedarfes.

6.1 Verwendetes Versuchsmaterial

Für den Hauptversuch wurde ein Splittmastixasphalt SMA 8 S, 25/55-55 A nach [225, 227] mit einem Bindemittelgehalt $B = 7{,}40$ M.-% und einer Raumdichte am MARSHALL-Probekörper $\rho'_A = 2{,}273$ g/cm^3 gem. *Anl. A.2.2* eingesetzt (*Asphalt Mischwerk Kampe, Frisoythe*).
Das gewählte, moderne Asphaltmischgut wird in der Bundesrepublik Deutschland aufgrund des guten Kompromisses zwischen Griffigkeit und Lärm am häufigsten für Deckschichten verwendet und ist damit ein repräsentatives Versuchsmaterial.

Auf den im *Abschn. 5.2* detailliert beschriebenen Aufbau des Versuchsgeländes wurden 5,0 cm dicke Deckschichten eingebaut, *Abb. 46*.

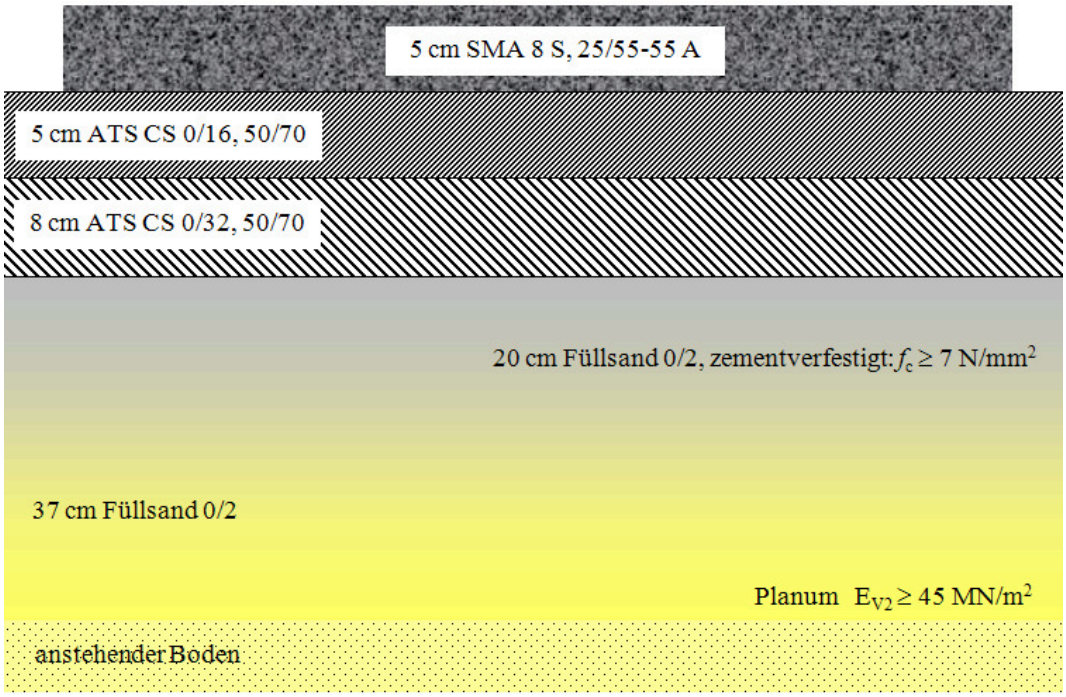


Abb. 46: Struktureller Aufbau des Versuchsgeländes mit Prüfschicht aus Splittmastixasphalt SMA 8 S, 25/55-55 A

6.2 Versuchsaufbau

6.2.1 Einbauparameter

Mit einer Einbaugeschwindigkeit $v_e = 5{,}0$ m/min wurden auf dem Versuchsgelände fünf 76,0 m lange Versuchsbahnen mit jeweils 3,75 m Einbaubreite und einer Soll-Einbaudicke von 5,0 cm in Richtung des Längsgefälles verlegt (s. *Abb. 47*). Die zu Versuchsbeginn justierte und ausgemessene Höhe der beiden Bohlenzugpunkte blieb für den Gesamtversuch konstant.



Abb. 47: Eingebaute und mittig gewalzte Prüfschichten aus Splittmastixasphalt;
Einrichten eines stationären Meßpunktes zur Vermessung der Oberfläche mit dem Lasertracker;
Blick in Gefälle- und Einbaurichtung

Der Abstand der Flügelunterkante der Querförderschnecke zur Unterlage betrug 100 mm (s. *Abb. 48*), die konstant gehaltenen Stampfer- und Vibrationsdrehzahlen lagen bei n_{St} = 760 min^{-1} bzw. n_{Vib} = 1500 min^{-1}.

6.2.2 Mischguttemperaturen

Eine Spreizung der 3stufig variierten Mischguttemperatur mit einer unteren Grenze < 150 °C war nach Auskunft des beliefernden Mischwerkes nicht möglich, weil Homogenitätsprobleme in der Bindemittelverteilung während des Mischvorganges befürchtet wurden, so daß die Temperaturstufen an die obere und untere Grenze sowie deren arithmetisches Mittel der durch das Regelwerk vorgegebenen Spanne gelegt wurden: T_1 = 150 °C, T_2 = 170 °C und T_3 = 190 °C. Unter Berücksichtigung möglicher Störungen während des Materialtransportes vom Mischwerk zum rd. 20 km entfernten Versuchsgelände wurde vorbeugend entschieden, das Mischgut in jeder Temperaturstufe 10 °C heißer zu mischen. Da innerhalb der Versuchsbahnen VB1 und VB2 bei Konstanz der jeweiligen Vorlagehöhe H_{i0} Mischgut aller drei Temperaturstufen einzubauen war (s. *Abb. 52*), erfolgte die Anlieferung mit vier 3-Achs-Lkw (zweimal 14,5 t mit 170 °C sowie jeweils einmal 13,0 t mit 190 °C und 150 °C). Die Zuführung von jeweils 27,5 t Einbaugut zu den Versuchsbahnen VB3 bis VB5 wurde mit drei Lkw-Sattelaufliegern realisiert.
Der Einbau wurde durch ständiges Messen der Mischguttemperatur im Fertigerkübel und im linken Schneckenkanal begleitet.

6.2.3 Vorlagehöhen des Mischgutes vor der Bohle

Im praktischen Einbau zeigen sich Abweichungen vom gewählten Niveau der Materialvorlage vorwiegend nach unten, wobei kein Verharren auf diesem Level erfolgt, sondern vielmehr ein sofortiges Ausgleichen nach oben registriert werden kann. Infolgedessen wurde für die Versuchsdurchführung vereinbart, daß es aufgrund bewußt herbeigeführter Störungen des Materialflusses im Schneckenraum zu einem Abfall der Vorlagehöhe bis auf ein versuchsbedingt festgelegtes, niedrigeres Niveau kommt und nach dem Erreichen dieser tieferen Stufe unverzüglich Mischgut so lange gefördert wird, bis das Ausgangsniveau wieder erreicht ist.

Dem Rechnung tragend, wurden von zwei unterschiedlichen Sollhöhen H_{i0} (H_{20} und H_{30}) jeweils zwei Stufen einer Abweichung H_{i1} bzw. H_{i2} gem. den *Abbn. 48* und *50* angefahren. Zur besseren Zuordenbarkeit der Meßdaten war zu gewährleisten, daß sich die Querförderschnecken beim Abfall des Materialstandes nicht drehten.

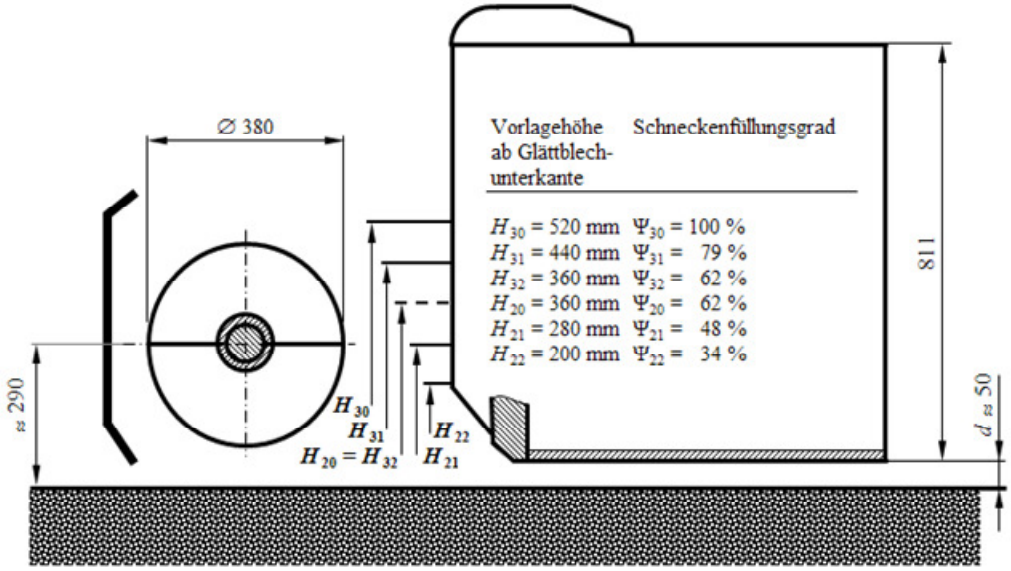


Abb. 48: Geplante Vorlagehöhen H_{ij} des Asphaltmischgutes vor der Bohle und daraus resultierende Schneckenfüllungsgrade Ψ_{ij} beim Einbau einer 50 mm dicken Deckschicht aus SMA 8 S, 25/55-55 A

6.2.4 Länge der Abschnitte stationärer Einbauzustände

Aus den Achseigenfrequenzen von (12 ± 1) Hz [151] und einer Richtgeschwindigkeit für Lkw von 80 km/h resultieren kritische Wellenlängen von 1,71 … 2,02 m. Bei einer statistisch abgesicherten 8fachen Unebenheitswellenlänge[42] wären somit 16,20 m Einbauweg zur Untersuchung der stationären Zustände erforderlich gewesen.

Für den hohen Materialstand vor der Bohle wurden 6 … 7 m Einbauweg kalkuliert, bis sich das Mischgut der folgenden Temperaturstufe vollständig vor der Bohle verteilt haben würde. Dieser erforderliche Weg wurde im Versuchsplan berücksichtigt, so daß in den Versuchsbahnen VB1 und VB2 für jede Temperaturstufe mindestens einmal 12,0 m zusammenhängender Einbaustrecke für den stationären Zustand zur Verfügung standen (s. *Abbn. 49* und *50*).

Auch aus Gründen der nicht bekannten maximal möglichen Meßentfernung des Lasertrackers beim Vermessen im Freien (s. *Abb. 47*) waren die Längen der Untersuchungsabschnitte zu begrenzen. In geschlossenen Räumen liegt das Maximum bei ca. 40 m, für Messungen im Freien lagen zum Zeitpunkt der Versuchsplanung keinerlei Erfahrungen vor[43]. Insbesondere Staubbelastungen, Sonneneinstrahlung und mögliche Erschütterungen durch den Straßenverkehr vor dem Betriebsgelände ließen eine deutliche Verkürzung der maximalen Meßentfernung mit der Folge zeitaufwendigen Mehrfach-Umsetzens der Totalstation und der möglicherweise erforderlichen Fortsetzung der Meßkampagne am darauffolgenden Tag unter gegebenenfalls veränderten Witterungsbedingungen befürchten.

[42] gem. mündlicher Information von Herrn Univ.-Prof. a.D. Dr. sc. techn. ETH S. HUSCHEK, TU Berlin

[43] gem. mündlicher Information von Herrn Dipl.-Ing. K. SCHMIDT, FH Oldenburg

6.2.5 Systematische Variation der Parameter Temperatur und Vorlagehöhe des Asphaltmischgutes vor der Bohle

Die systematische Variation der Parameter Mischguttemperatur T_i und Vorlagehöhe H_{ij} bei Konstanz der jeweils anderen Einflußgröße geben die *Abbn. 49* und *50* wieder. Die gewählten Abschnittslängen von 12,0 m entsprechen dem rd. 6,5fachen der kritischen mittleren Unebenheitswellenlänge.

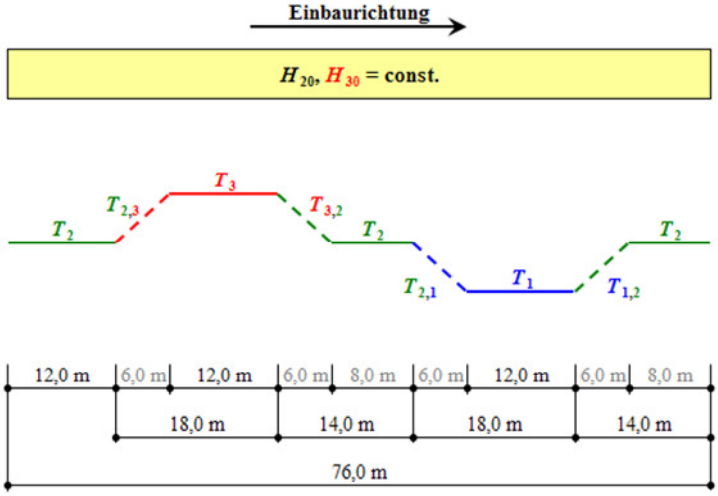


Abb. 49: Systematische Variation der Mischguttemperatur T_i bei konstanter Vorlagehöhe H_{i0} in den Versuchsbahnen VB1 und VB2

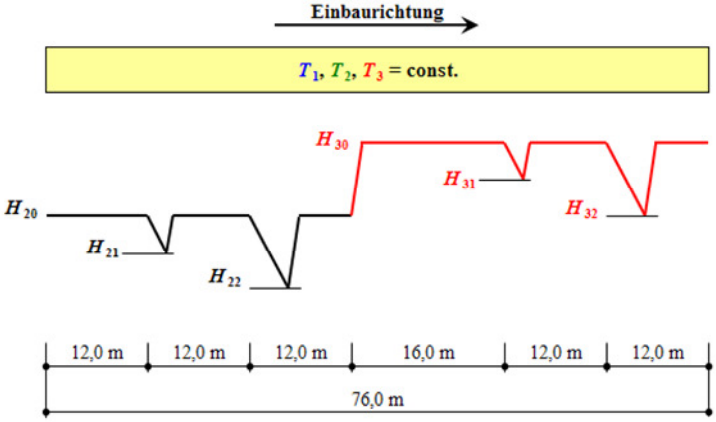


Abb. 50: Systematische Variation der Materialvorlagehöhe H_{ij} bei konstanter Mischguttemperatur T_i in den Versuchsbahnen VB3 bis VB5

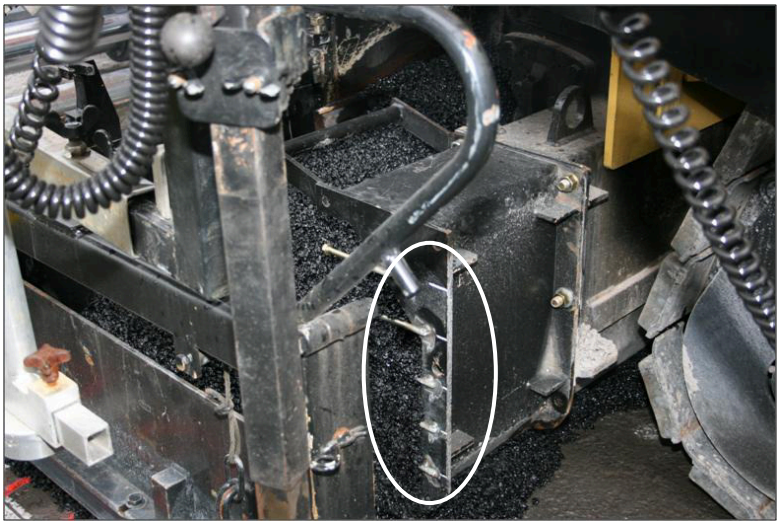


Abb. 51: Am Materialschacht angeschweißte Markierungsschrauben

Aus *Abb. 48* sind die geplanten Vorlagehöhen H_{ij} in Relation zur Unterlage sowie die Füllungsgrade Ψ_{ij} des Schneckenraumes ersichtlich. *Abb. 51* zeigt die praktische Umsetzung mit Hilfe von am Materialschacht angeschweißten Markierungsschrauben, die die Vorlagehöhe des Mischgutes vor der Bohle gem. *Abb. 50* anzeigen (s. auch den einzelnen Materialschacht im Vordergrund der *Abb. 37*).

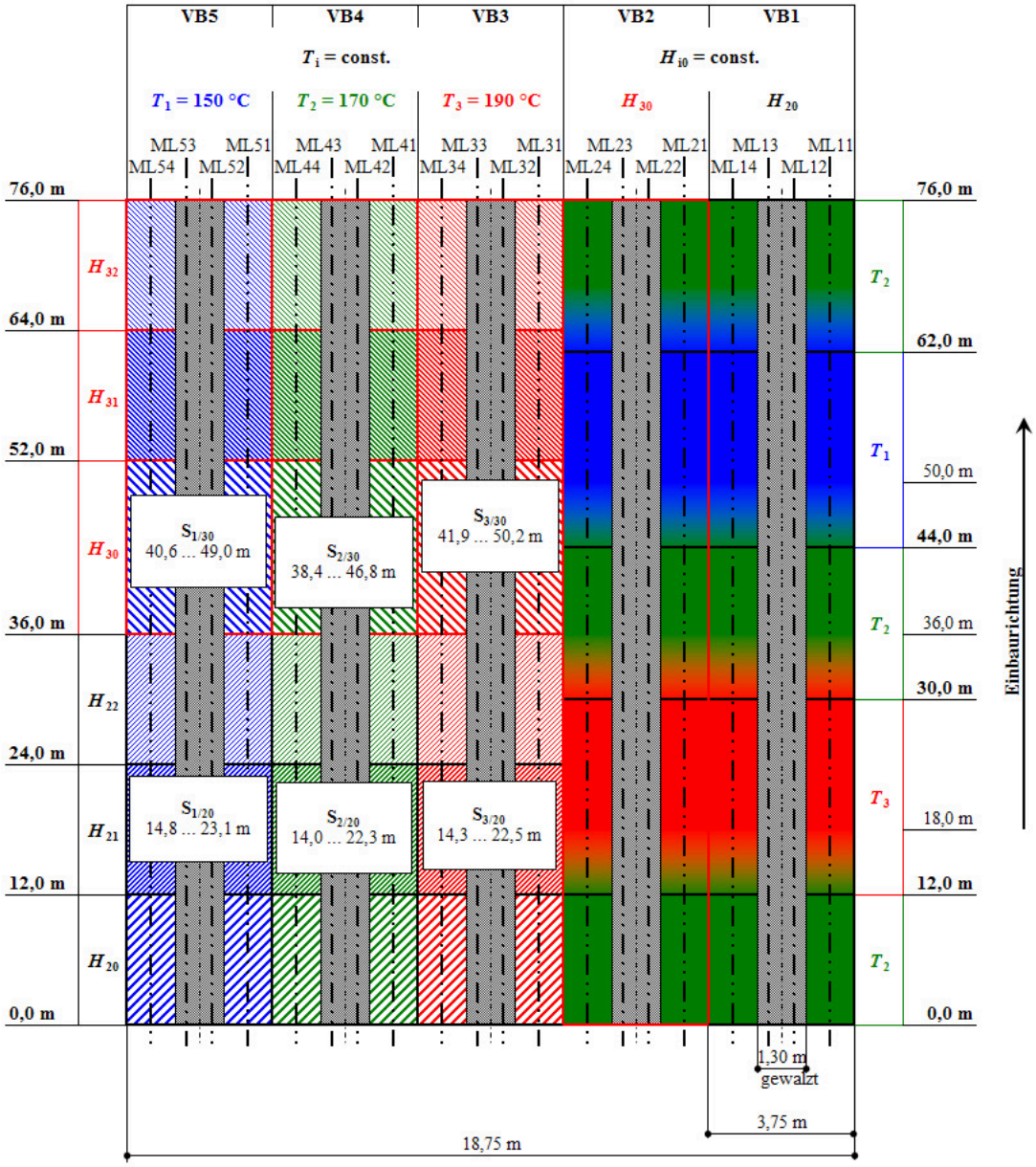


Abb. 52: Schematische Anordnung der Versuchsabschnitte auf dem Versuchsgelände mit systematischer Variation der Mischguttemperatur T_i in den Versuchsbahnen VB1 und VB2 sowie der Vorlagehöhe H_{ij} in den Versuchsbahnen VB3 bis VB5 und Position der selektierten Versuchsabschnitte $S_{Ti/Hij}$ für die statistischen Untersuchungen

Der gesamte Versuchsaufbau mit der schematischen Darstellung der Versuchsabschnitte jeweils gleicher Einbautemperaturen T_i und unterschiedlicher Vorlagehöhen H_{ij} des Mischgutes vor der Bohle in den Versuchsbahnen VB1 bis VB5 ist *Abb. 52* zu entnehmen. Die

strichpunktierten Linien deuten die Meßlinien ML(ij) an, auf denen die 3D-Vermessungen durchzuführen waren. Jede Versuchsbahn wurde in Einbaurichtung mittig mit einer Walzbahn belegt, in der eine Tandem-Vibrationswalze vom Typ CC 142 ausschließlich im statischen Anwendungsmodus endverdichtete.

An vorher festgelegten Positionen wurde die Temperatur des Einbaugutes im Schneckenkanal bestimmt, um bereits während des Einbaus Informationen zur Änderung der Temperaturzustände vor der Bohle gewinnen und zumindest noch im Bereich der ersten Versuchsbahn (VB1) begrenzte Änderungen im Ablauf vornehmen zu können, sofern sich die oben gen. 6 … 7 m kalkulierten Einbauweges für die vollständige Verteilung des Mischgutes der folgenden Temperaturstufe nicht bestätigen würden.

Zur Ermittlung der Reibungsbeiwerte zwischen Stahl und Asphalt wurden gezielte Einbauunterbrechungen sowie Ausfahr- und Aufsetzversuche durchgeführt, die im Rahmen der Auswertung detailliert erläutert werden.

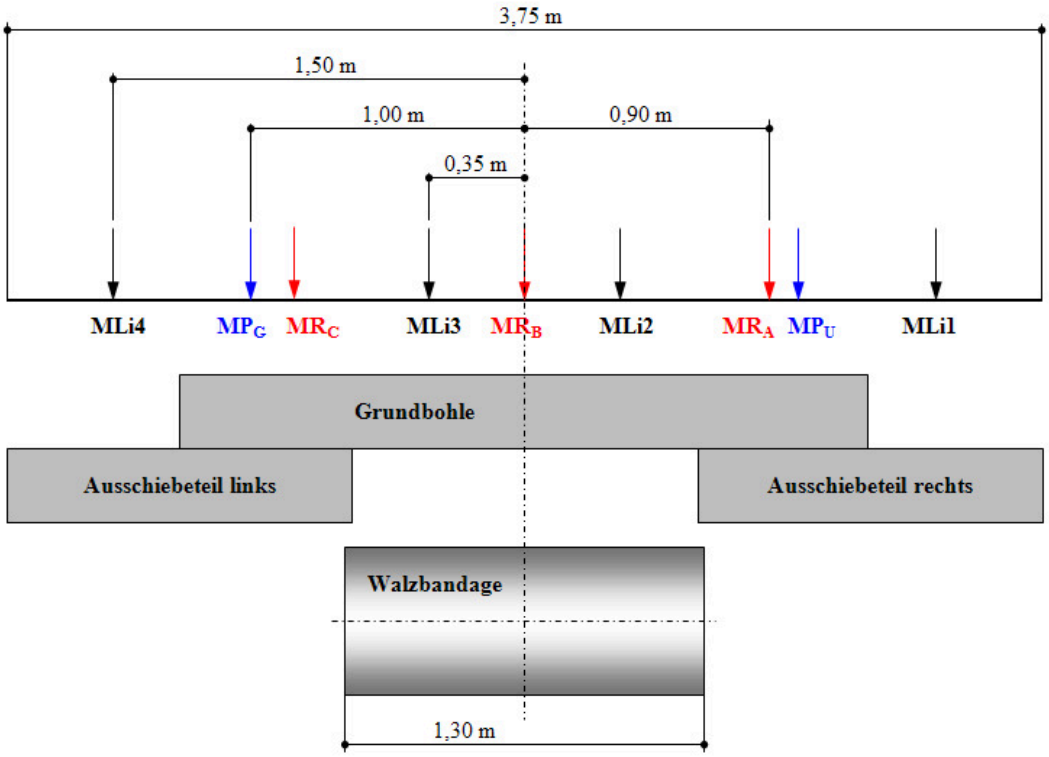


Abb. 53: Positionen der Ausschiebeteile der Einbaubohle und der Walzbandage(n) sowie der Meßlinien für die Planographenmessungen $MP_{G/U}$, 3D-Vermessungen ML(ij) und radiometrischen Messungen $MR_{A…C}$

Abb. 53 verdeutlicht die Positionen der Ausschiebeteile der Einbaubohle und der Walzbandage(n) sowie der unterschiedlichen Meßlinien für die Planographen-, 3D- und zerstörungsfreien Messungen zur Bestimmung der Raumdichte der Deckschicht. Wie bereits erwähnt, mußten die Dichtebestimmungen mit einer radiometrisch messenden Dünnschicht-Sonde 4640-B der *Fa. Troxler* durchgeführt werden, weshalb dieser Hinweis (MR) auch in der Abbildung gebracht wird. Die exakte Meßposition war abhängig von der

Oberflächenstruktur der zu prüfenden Stelle und kann deshalb nur näherungsweise angegeben werden. Die Fußnoten der Planographenmessungen stehen für die fortlaufend ungerade (U) und gerade Numerierung (G) über alle fünf Versuchsbahnen, während die Fußnoten A … C der radiometrischen Messungen die annähernd gleiche Position in jeder Versuchsbahn anzeigen.

6.3 Spezielle Technik und Meßverfahren für den Hauptversuch

Die in den *Abschn. 5.4.2* und *5.4.3* aufgeführten Untersuchungen waren um

- die Erfassung der Temperatur des Asphaltmischgutes im Fertigerkübel und im Schneckenkanal,
- die Erfassung der Oberflächentemperatur der Deckschichten unmittelbar nach deren Einbau sowie
- die Bestimmung der Raumdichten der eingebauten und weiterverdichteten Deckschichten

zu erweitern, was den Einsatz weiterer Meßtechnik erforderlich machte.

6.3.1 Erfassung der Oberflächentemperatur unmittelbar nach dem Einbau

Zur kontinuierlichen, flächendeckenden Erfassung der Oberflächentemperatur unmittelbar hinter der Einbaubohle rüstete *Fa. MOBA* den Fertiger mit einem Bauelement mit thermoelektrischem Effekt aus, dessen Grenzwellenlänge 20 µm betrug; die Zeitkonstante lag bei 10 … 100 ms. *Abb. 37* zeigt die Anordnung des verwendeten Infrarotsensors mit Laservisier vom Typ thermoMeter CTL am rückseitigen Fertigerdach (Datenblatt, s. *Anl. A.3.9*).

6.3.2 Bestimmung der Raumdichte im Feld

Es war geplant, unmittelbar nach dem Einbau und der Verdichtung der Prüfschichten aus SMA 0/8 S, 25/55-55 A im Bereich der Versuchsfeldachsen (s. *Abb. 53*) die Raumdichten mit elektrokapazitiv messenden Sonden vom Typ PDM 301 der *Fa. TransTech* zu bestimmen. Einsetzender Regen führte zu einer gravierenden Verfälschung der Meßwerte, so daß entschieden werden mußte, die Untersuchungen zu einem späteren Zeitpunkt mit Hilfe einer radiometrisch messenden Sonde vom Typ 4640-B der *Fa. Troxler* erneut durchzuführen (Datenblatt s. *Anl. A.3.10*).
Prinzip und physikalische Grundlagen der radiometrischen Dichtebestimmungen können [278] entnommen werden.

6.4 Versuchsdurchführung

Mit Ausnahme der Kraftfahrer und des Bedieners eines Radladers vom Typ Komatsu WA320PZ-6, der für unvorhersehbare Ereignisse beigestellt und mit Abschlepptechnik

ausgerüstet war, wurden alle am Hauptversuch Beteiligten (20 Personen) tags zuvor gründlich in die Zielstellung und den detaillierten Ablauf des Versuches eingewiesen. Die Verantwortlichkeiten für

- die Versuchsleitung (Ablaufkoordination, Mischgutannahme, Fahrzeugeinweisung),
- das Fahren des Fertigers,
- das Bedienen der Einbaubohle (Stampfer- und Vibrationsdrehzahl einstellen und kontrollieren, Einstellung der Zugpunkthöhe, Variation des Parameters Vorlagehöhe),
- die Photodokumentation (bildhaftes Festhalten besonderer Ereignisse sowie der Materialstände im Fertigerkübel und im Schneckenraum, Verlegen und Mitführen eines 50-m-Maßbandes),
- Filmaufnahmen,
- das Überwachen und Führen des Meßprotokolls für die Meßdatenerfassung am Fertiger,
- die Sauberkeit vor den Laufwerken,
- das Markieren von besonderen Ereignissen,
- manuell durchzuführende Temperaturmessungen im Fertigerkübel und im linken Schneckenkanal,
- die manuelle Erfassung der Oberflächentemperatur des eingebauten Belages im Bereich der mittleren Position des linken Bohlenausschiebeteiles,
- das statische Walzen der Deckschicht,
- die am Einbautag durchzuführenden Dichtemessungen am Belag sowie
- den fallweise erforderlichen Einsatz eines Radladers mit 0,9 m^3 Schaufelinhalt

wurden festgelegt und das Ausfüllen der vorbereiteten Protokoll-Formulare besprochen.

Zur Ermittlung der Zusammensetzung des verwendeten Splittmastixasphaltes wurden unmittelbar während des Einbaus aus dem Material aller drei Chargen Mischgutproben entnommen. Nach dem Abschluß der Vermessungsarbeiten und radiometrischen Prüfung aller Versuchsbahnen wurden Bohrkerne (d = 150 mm) gezogen, an denen im Laboratorium die Verdichtungsgrade festgestellt und nach [278, *Anh. 4*] anhand einer Regressionsanalyse der lineare Zusammenhang zwischen den radiometrisch und gravimetrisch gemessenen Bohrkerndichten bestimmt und in der Folge die radiometrisch gemessenen Dichten in gravimetrische Bohrkerndichten umgerechnet werden konnten.

Der Bau der Versuchsstrecken unterlag dem Einfluß der nachfolgend aufgeführten Störungen mit mehr oder weniger relevanten Auswirkungen auf die Untersuchungsergebnisse:

- Entgegen der Wetterprognose setzte kurz vor Beginn des Einbaus ein leichter Nieselregen ein, der nach der Fertigstellung der ersten Versuchsbahn wieder aufhörte und glücklicherweise nicht zur Ausbildung stehender Nässe führte. Trotz Unterstützung des bis zur Fertigstellung der Versuchsbahn VB3 herrschenden mäßigen Windes reichte

mit Ausnahme der Versuchsbahn VB5 die Zeit zum Abtrocknen der feuchten Unterlage vor der Überbauung nicht aus.

- Obwohl alle am Versuch Beteiligten intensiv in den Versuchsablauf eingewiesen worden waren, korrigierte der Bediener der linken Bohlenseite – offensichtlich aus dem Bestreben heraus, sein Bestes zu geben – fallweise die Einbaustärke der Versuchsbahn VB1. Im Rahmen der planmäßig vorgenommenen Kurzbesprechung am Ende einer jeden Versuchsbahn fiel der Fehler auf und wurde abgestellt.
- Eineinhalb Stunden nach dem Einbauende und dem Beginn der Dichtemessungen an den verlegten Versuchsbahnen mit Hilfe elektrokapazitiv messender Sonden vom Typ PDM 301 setzte wiederum leichter Nieselregen ein. Die bis dahin registrierten Wassergehalte lagen konstant zwischen 4 … 5 % und stiegen sprunghaft auf ≥ 10 % bei gleichzeitig deutlich höheren Meßwerten an, wobei bemerkenswerterweise diese Erscheinung nicht auf die vorverdichteten Bereiche beschränkt blieb, sondern sich gleichermaßen in allen endverdichteten Abschnitten zeigte. Durchgeführte Wiederholungsmessungen am Folgetag an vorab markierten Meßpunkten in Bereichen ursprünglich mäßiger Wassergehalte zeigten gravierende Unterschiede in den Meßwerten an, weshalb alle – auf der Messung der dielektrischen Eigenschaften des Asphaltes basierenden – Meßwerte zur weiteren Auswertung verworfen und die Raumdichten mit einer radiometrisch messenden Dünnschicht-Sonde vom Typ 4640-B erneut bestimmt wurden.
- Im Zuge der Einbaumaßnahmen wurde der Paßpunkt 2[44] von einem Radlader beschädigt und stand somit für die Vermessungsarbeiten nicht mehr zur Verfügung.
- Beim Ziehen des Meßschlittens über die eingebauten Deckschichten fiel dessen Abdriftverhalten in Richtung der Querneigung auf, weshalb in der Folge alle 5,0 m eine farbliche Markierung gesetzt wurde, um das Zugseil am Markierungspunkt führen und somit den Meßlinienversatz minimieren zu können.
- In der Epoche E1 der Meßkampagne K2 (Prüfung der Unterlage vor dem Einbau von Splittmastixasphalt) kam es aufgrund ungünstiger Witterungsbedingungen (Sonneneinstrahlung, Staubentwicklung durch aufkommenden starken Wind) zu häufigen Abbrüchen und damit fehlenden Daten, vor allem die Bereiche in der zu erwartenden maximalen Meßentfernung von 40,0 m konnten nicht mehr vollständig erfaßt werden, weshalb die Messungen um 13:00 Uhr abgebrochen und am selben Tag ab 19:00 Uhr fortgesetzt werden mußten. Wegen der hohen Genauigkeitsanforderungen an die Epoche E2 (Deckschicht aus SMA 8 S) wurde entschieden, die Erfassung nachts durchzuführen.
- Bei den Vermessungsarbeiten mit dem Lasertracker T3-40 wurde bedauerlicherweise versäumt, die automatische Definition des Koordinatensystems durch Knopfdruck[45] zu aktivieren.

[44] oberer, geschützter Paßpunkt am rechten Rand der *Abb. 33* bzw. rechter, mittlerer Paßpunkt in *Abb. 39*

[45] spezifische Besonderheit dieses Gerätetyps

Aus den oben gen. Störungen waren folgende Konsequenzen für die Auswertung zu erwarten:

Im Zuge der Datenauswertung zeigte sich, daß die Ergebnisse der Epoche E1 der Kampagne K2 (Vermessung der Unterlage im Hauptversuch) aufgrund der nicht erfolgten Aktivierung des Lasertrackers zur automatischen Definition des Koordinatensystems für die Bestimmung der Einbaudicke nicht nutzbar und die fehlenden Daten infolge ungünstiger Witterungsbedingungen zum Zeitpunkt der Vermessung auch nicht von Relevanz waren.

Die Abstützung des Referenzkoordinatensystems auf fünf (anstatt sechs) Paßpunkte stellte für die Vermessung der Deckschicht aus SMA 8 S insofern kein Problem dar, weil die Arbeiten nachts unter günstigen Witterungsbedingungen durchgeführt werden konnten.

Beim Einbau der Deckschichten auf einer feuchten Unterlage kam es zu keinen Schiebungen des Einbaugutes: weder beim Einbau selbst noch beim Walzen. Der Abtrag der Wärme im Kontaktbereich Asphaltmischgut/Unterlage darf mit Ausnahme der Versuchsbahn VB5 (abgetrocknet) für alle anderen Bahnen als annähernd vergleichbar und ohne gravierenden Einfluß auf die Relation der Untersuchungsergebnisse angesehen werden.

Die protokollarisch festgehaltenen Korrekturen der Einbaustärke auf der linken Seite der Versuchsbahn VB1 wurden bei der Auswertung der Daten und Interpretation der Versuchsergebnisse berücksichtigt.

Insgesamt bleibt dennoch festzuhalten, daß die Einbauversuche weitgehend reibungslos vonstatten gingen.

6.5 Analyse und Aufbereitung der Meßdaten

6.5.1 Allgemeine Vorgehensweise

Alle maschinentechnischen Meßwerte wurden, ebenso wie die Daten der Einbaudicken- und der Planographenmessung, geometrisch zur Hinterkante des Glättbleches des linken Ausschiebeteiles normiert.

Das gewonnene, bereinigte und ergänzte Datenmaterial wurde hinsichtlich der sich aus der systematischen Variation der Parameter Mischguttemperatur und Materialvorlagehöhe ergebenden stationären Bereiche und Regelstrecken unter zusätzlicher Prüfung auf Plausibilität abgegrenzt sowie anschließend auf zu selektierende, homogene Abschnitte in Anlehnung an die *RPE-Stra 01* [172] eingeengt.

Für das hier zu untersuchende Datenmaterial war eine mathematische Auswertung mittels des Verfahrens der kumulierten Summe gem. [285] nicht erforderlich, weil in aller Regel die Abschnittsgrenzen deutlich anhand der graphischen Darstellung der Daten erkannt werden konnten.

6.5.2 Festlegen der Abschnitte und Nomenklatur

Aufgrund der Parametervariation (s. *Abbn. 49, 50*) und der fallweise eingeengten Auswertemöglichkeit entsprechend den zur *Tab. A.10* gegebenen Hinweisen zerfallen die Versuchsbahnen in unterschiedliche Teilbereiche.



Abb. 54: Schematische Darstellung der Versuchsabschnitte mit stationären Zuständen $S_{Ti/Hij}$ hinsichtlich der Mischguttemperatur T_i sowie der Höhe des Materials vor der Bohle H_{ij} und der sich aus den Parameteränderungen ergebenden vorlagehöhen- und temperaturbeeinflußten Regelstrecken R_H und R_T

Tab. 11: Nomenklatur der Versuchsabschnitte

Vers.-bahn	Konstante	Variable	stationäre Abschnitte		Regelstrecken	
VB1	H_{20}	$T_{1\ldots3}$	T_2H_{20}	$S_{2/20/I}$	$T_{2/3}H_{20}$	$R_{T2/3/20}$
			T_3H_{20}	$S_{3/20/I}$	$T_{3/2}H_{20}$	$R_{T3/2/20}$
			T_2H_{20}	$S_{2/20/II}$	$T_{2/1}H_{20}$	$R_{T2/1/20}$
			T_1H_{20}	$S_{1/20/I}$	$T_{1/2}H_{20}$	$R_{T1/2/20}$
			T_2H_{20}	$S_{2/20/III}$		
VB2	H_{30}	$T_{1\ldots3}$	T_2H_{30}	$S_{2/30/I}$	$T_{2/3}H_{30}$	$R_{T2/3/30}$
			T_3H_{30}	$S_{3/30/I}$	$T_{3/2}H_{30}$	$R_{T3/2/30}$
			T_2H_{30}	$S_{2/30/II}$	$T_{2/1}H_{30}$	$R_{T2/1/30}$
			T_1H_{30}	$S_{1/30/I}$	$T_{1/2}H_{30}$	$R_{T1/2/30}$
			T_2H_{30}	$S_{2/30/III}$		
VB3	T_3	$H_{20\ldots22}$	T_3H_{20}	$S_{3/20/II}$	$T_3H_{20/21}$	$R_{H20/21/3}$
					$T_3H_{21/20}$	$R_{H21/20/3}$
			T_3H_{20}	$S_{3/20/III}$	$T_3H_{20/22}$	$R_{H20/22/3}$
					$T_3H_{22/20}$	$R_{H22/20/3}$
			T_3H_{20}	$S_{3/20/IV}$		
		$H_{30\ldots32}$	T_3H_{30}	$S_{3/30/II}$	$T_3H_{30/31}$	$R_{H30/31/3}$
					$T_3H_{31/30}$	$R_{H31/30/3}$
			T_3H_{30}	$S_{3/30/III}$	$T_3H_{30/32}$	$R_{H30/32/3}$
					$T_3H_{32/30}$	$R_{H32/30/3}$
			T_3H_{30}	$S_{3/30/IV}$		
VB4	T_2	$H_{20\ldots22}$	T_2H_{20}	$S_{2/20/IV}$	$T_2H_{20/21}$	$R_{H20/21/2}$
					$T_2H_{21/20}$	$R_{H21/20/2}$
			T_2H_{20}	$S_{2/20/V}$	$T_2H_{20/22}$	$R_{H20/22/2}$
					$T_2H_{22/20}$	$R_{H22/20/2}$
			T_2H_{20}	$S_{2/20/VI}$		
		$H_{30\ldots32}$	T_2H_{30}	$S_{2/30/IV}$	$T_2H_{30/31}$	$R_{H30/31/2}$
					$T_2H_{31/30}$	$R_{H31/30/2}$
			T_2H_{30}	$S_{2/30/V}$	$T_2H_{30/32}$	$R_{H30/32/2}$
					$T_2H_{32/30}$	$R_{H32/30/2}$
			T_2H_{30}	$S_{2/30/VI}$		
VB5	T_1	$H_{20\ldots22}$	T_1H_{20}	$S_{1/20/II}$	$T_1H_{20/21}$	$R_{H20/21/1}$
					$T_1H_{21/20}$	$R_{H21/20/1}$
			T_1H_{20}	$S_{1/20/III}$	$T_1H_{20/22}$	$R_{H20/22/1}$
					$T_1H_{22/20}$	$R_{H22/20/1}$
			T_1H_{20}	$S_{1/20/IV}$		
		$H_{30\ldots32}$	T_1H_{30}	$S_{1/30/II}$	$T_1H_{30/31}$	$R_{H30/31/1}$
					$T_1H_{31/30}$	$R_{H31/30/1}$
			T_1H_{30}	$S_{1/30/III}$	$T_1H_{30/32}$	$R_{H30/32/1}$
					$T_1H_{32/30}$	$R_{H32/30/1}$
			T_1H_{30}	$S_{1/30/IV}$		

Abb. 54 verdeutlicht die Ableitung der Bereiche stationärer Zustände $S_{Ti/Hij}$ sowie der Regelstrecken R_H und R_T aus dem Versuchsaufbau nach *Abb. 52*, *Tab. 11* gibt die für die Auswertung verwendete Nomenklatur der Abschnitte wieder:

S stationärer Zustand mit
Temperaturstufe T_i/Vorlagehöhe H_{ij}/fortlaufender Numerierung,

R_T temperaturbeeinflußte Regelstrecke mit
Ausgangs-Temperaturstufe T_i/Ziel-Temperaturstufe T_i/Vorlagehöhe H_{i0},

R_H vorlagehöhenbeeinflußte Regelstrecke mit
Ausgangs-Vorlagehöhe H_{ij}/Ziel-Vorlagehöhe H_{ij}/Temperaturstufe T_i.

Unter stationären Zuständen werden hier konstante Einbaubedingungen verstanden, die zu keiner Reaktion der Bohle führen: ein Idealzustand, der im praktischen Einbau allerdings nur näherungsweise zu erreichen ist.
Regelstrecken liegen zwischen Abschnitten stationärer Zustände und ergeben sich nach Abweichungen von gleichbleibenden Einbaubedingungen, die im Rahmen dieser Versuchsanordnung gezielt über die Änderung der Parameter Mischguttemperatur und Vorlagehöhe des Materials eingeleitet wurden.

6.5.3 Meßwerte der Unterlage

Planographen-Meßwerte

Die unter einer rollenden 4-m-Latte fortlaufend registrierten Abweichungen von einer Sollinie dokumentieren bis auf wenige Ausnahmen eine anforderungsgerechte [273] Beschaffenheit der Unterlage.

Da im Bereich der Startlinien der Versuchsbahnen nicht genügend Platz für das Aufsetzen des Planographen vorhanden war, wurden alle Meßpunkte – in Einbaurichtung gesehen – um 2,000 m verschoben.

In einigen Bereichen der Versuchsbahnen VB1, VB3 und VB5 zeigen die Meßschriebe größere Abweichungen von der Bezugslinie an, deren Maximalwerte über eine, die Hälfte der rollenden 4-m-Latte überschreitende Wegstrecke erreicht werden. *Abb. 55* soll das Problem verdeutlichen:

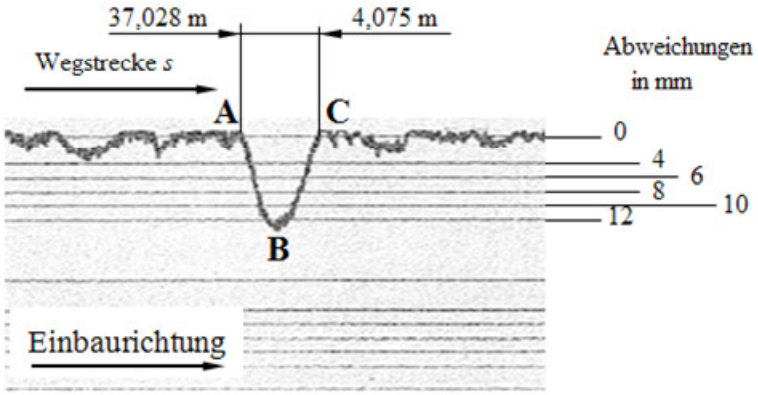


Abb. 55: Auszug aus der Planographenmessung auf der Meßlinie MP6 (VB3); Meßlänge: 77,100 m

Der Planograph wurde kontinuierlich über die Unterlage in Einbaurichtung gezogen und erreichte mit seiner vorderen Laufrolle den Punkt A. Nach weiteren 2,000 m befand sich das mittig angeordnete Meßrad über dieser Position. Gleichzeitig kontaktierte das Meßgerät nun mit der vorderen Laufrolle die Schichtoberfläche vor dem Punkt B: das Meßrad wurde an der Pos. 37,028 m bis zur Bezugslinie nach oben gedrückt (Abweichung = 0 mm). In der Folge wurde die offensichtlich vorhandene Mulde durchfahren, bevor am Punkt C nach weiteren 4,075 m das Ende der Mulde erreicht und das Meßrad beim Passieren der Pos. 41,103 m wiederum bis zum Anschlag nach oben bewegt wurde.
Der Planograph sinkt folglich bei einer Mulde, die seine Längsabmessung überschreitet, stückweise in das Tal ein und zeigt auf einer längeren Wegstrecke Abweichungen von der Nullinie an. Dabei handelt es sich immer nur um Abweichungen von der momentanen Bezugslinie. Bezogen auf die Positionen A und C wird die an der Pos. B gemessene Amplitude nicht in der vollen Höhe dargestellt.

Das Laufwerk des Fertigers verhält sich beim Überfahren der Unterlage ähnlich wie ein Planograph, weshalb langgestreckte Unebenheiten, die eine bestimmte Abmessung des Kettenlaufwerkes überschreiten, für die Bewertung der im Versuch erreichten Ebenheit bedeutsam sein können.
Die Laufwerkslänge des eingesetzten Fertigers beträgt 3060 mm. Der Abstand zwischen vorderer Umlenkrolle und Zugpunkt, der in der Nähe des sich aus der Gewichtsverteilung der Traktorbaugruppen und des gefüllten Materialkübels ergebenden Schwerpunktes angebracht ist, liegt bei 1190 mm.
Es darf deshalb unterstellt werden, daß muldenförmige Längsunebenheiten der Unterlage innerhalb einer Strecke $s \leq 1{,}190$ m zu keiner Veränderung der Höhe des Bohlenzugpunktes führen, während in einem Bereich $1{,}190 \text{ m} < s < 3{,}060$ m von einer Änderung im Abstand des Zugpunktes zur Bezugslinie auszugehen ist. Diese wird im Vergleich zur laufwerksüberschreitenden Unebenheit $s \geq 3{,}060$ m geringer ausfallen, weil im letztgenannten Fall beispielsweise eine Mulde ausgefahren und somit der sich ändernde Abstand zur Bezugslinie voll auf die Bohle übertragen werden kann. Im Bereich $1{,}190 \text{ m} < s < \infty$ m darf der Übergang als fließend angenommen werden.

Tab. 12: Durch Planographenmessungen festgestellte muldenförmige Abweichungen von der Bezugslinie innerhalb einer Wegstrecke $s > 1{,}190$ m

Vers.-bahn	Laufwerk	Meßlinie	max. Abw. mm	Bereich m	für die Auswertung aufbereiteter Bereich m
VB1	rechts	MP1	7	3,738 … 6,588	0,270 … 3,120
	links	MP2	17	3,348 … 6,257	0,000 … 2,789
VB3	rechts	MP5	20	3,758 … 10,702	0,290 … 7,234
			6	32,150 … 37,863	28,682 … 34,395
	links	MP6	13	40,496 … 44,571	37,028 … 41,103
VB5	links	MP10	7	69,765 … 72,302	66,297 … 68,834

Tab. 12 faßt die für die weitere Auswertung zu berücksichtigenden Abschnitte zusammen, in denen – ähnlich wie in *Abb. 55* – die von der Bezugslinie des Planographen ermittelten Abweichungen allmählich angefahren wurden und deren Anfangs- und Endpunkte in jedem Fall eine Wegstrecke von 1,190 m überschreiten.
Der Abstand zwischen Zugpunkt und Bohlenhinterkante der Grundbohle stellt sich auf 3468 mm. Insofern wurden die erfaßten Bereiche für die weitere Auswertung (Bezug der Meßdaten auf die Hinterkante des linken Ausschiebeteils) um 3,468 m entgegen der Einbaurichtung korrigiert (*für die Auswertung aufbereiteter Bereich*).

Die angegebenen Bereiche sind für die weiteren Untersuchungen relevant, weil zunächst einmal von der Annahme auszugehen ist, daß Auswirkungen von Unebenheiten, die die Laufwerkslänge erreichen oder überschreiten, zu erwarten sind.

3D-Koordinaten der Unterlage

Es war geplant, beide Epochen E1 und E2 (Unterlage bzw. Deckschicht) der Meßkampagne K2 (Hauptversuch) mit dem Höhenniveau der Direktauflage des Einzel-Nestes zu erstellen, allerdings mußte abweichend davon aufgrund der Instabilität des Nestes in E1 ab der Meßlinie ML21 die ausgleichende Position gewählt werden. Das Höhenoffset zwischen ausgleichender und direkter Auflage beträgt 37,43 mm (s. *Anl. A.3.11, Bl. 2*), die gesamte Kampagne K2 wurde auf das Niveau der direkten Auflage ausgewertet.

Alle in K2 erfaßten und aufgrund von Rissen und Störpartikeln in und auf der geprüften Oberfläche verrauschten Meßwerte wurden wegen der Begrenzung der Meßdistanz auf maximal 40 m und dem damit verbundenen wiederholten Ansetzen des Schlittens innerhalb einer jeden Meßlinie auf Mehrfachmessungen sowie sprunghafte Abweichungen im Verlauf der *z*-Koordinate[46] auf technische Ausreißer geprüft: Meßwerte auslaufender Meßlinien in Überschneidungsbereichen (Parallelerfassung) wurden eliminiert, s. *Tab. A.7*.

Aufgrund technischer Ausreißer, Aufzeichnungsunterbrechungen oder erforderlicher Äquidistierung fehlende Meßwerte wurden unter den nachfolgenden Bedingungen bei farblicher Kenntlichmachung in den zur weiteren Bearbeitung aufbereiteten Urdaten ergänzt:

- Eine Fehlstelle x_{i+1} der abhängigen Größe Höhenkoordinate *z* ist mit dem arithmetischen Mittelwert aus dem letzten Wert vor (x_i) und dem ersten Wert nach der Fehlstelle (x_{i+2}) zu schließen.
- Zwei Fehlstellen sind aufzufüllen, indem von dem Wert vor einer Fehlstelle (letzter reeller Wert x_i oder bereits aufgefüllte erste Fehlstelle x_{i+1}) der Wert des Quotienten subtrahiert wird, der sich aus der Differenz des letzten Wertes vor (x_i) und des ersten Wertes (x_{i+n+1}) nach den Fehlstellen *n* und der um Eins erhöhten Anzahl der Fehlstellen ($n + 1$) ergibt:

$$x_{i+1} = x_i - (x_i - x_{i+n+1}) / (n+1) \quad \text{und} \tag{39}$$

$$x_{i+2} = x_{i+1} - (x_i - x_{i+n+1}) / (n+1). \tag{40}$$

[46] Unterlage ≥ ± 2,0 mm

- Drei Fehlstellen werden bei vergleichbarer Vorgehensweise ergänzt, wenn ein eindeutiger Trend aus den Meßdaten vor und hinter den Fehlstellen erkennbar ist.

Nach der Bereinigung der Daten erfolgte in Anlehnung an die *TP Eben – Berührungslose Messungen, Ausg. 2009* [229] deren Äquidistierung.

6.5.4 Meßwerte aus dem Einbauprozeß

Temperatur des Mischgutes

Der Einbau wurde durch ständiges Messen der Mischguttemperaturen im Fertigerkübel mit einem Einstechthermometer technoterm 9300[47] unter zusätzlicher Angabe des Füllungsgrades (0 … 2 = leer, halbvoll, voll) und im – in Einbaurichtung gesehen – linken Schnekkenkanal mit einem Infrarot-Thermometer IR-350 Voltcraft[48] begleitet.

Wie bereits dargestellt, erfolgte unmittelbar hinter der Bohle im Abstand von rd. 1,5 m zu deren Hinterkante die Erfassung der Oberflächentemperaturen der eingebauten Schichten aus SMA 8 S mit einem am Fertiger installierten Laserscanner.

Die gespeicherten Daten wurden selektiert, die im Vor- und Rücklauf des Scanners registrierten Werte detektiert und ausgerichtet sowie an beiden Rändern im Übergangsbereich zwischen heißem Mischgut und kalter Unterlage auf Plausibilität geprüft.

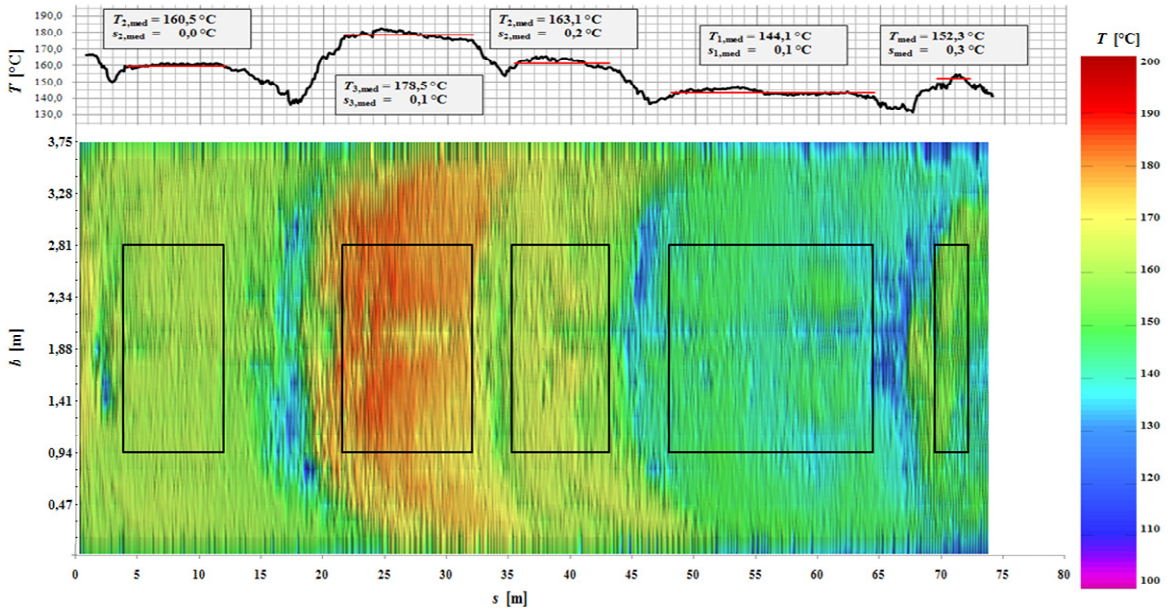


Abb. 56: Temperaturverlauf in der Versuchsbahn VB1
b Einbaubreite, *s* Einbauweg, *T* Mischguttemperatur

Strenggenommen ist die Benutzung des arithmetischen Mittelwertes als charakterisierende Maßzahl nur für symmetrische Verteilungen sinnvoll, da dieser von Extremwerten beein-

[47] *Fa. Testoterm, Lenzkirch*: Meßbereich ≤ 200 °C, Genauigkeit ± 0,3 °C ± 1 digit

[48] Emissionsgrad ε = 0,98 fest eingestellt, Genauigkeit ± 2 °C bzw. ± 2 % vom Meßwert

flußt wird. Bei der Aufbereitung der Meßwerte zeigte sich, daß die überwiegend unimodalen, rechtsseitig asymmetrischen und teilweise langschwänzigen Verteilungen von der Standardnormalverteilung N(0;1) abweichen und darüber hinaus in einigen Fällen bi- und multimodal vorliegen, weshalb der gegen etwaige Ausreißer resistente Median angegeben wird; zusätzlich wurde der Standardfehler des Medians nach [122] ermittelt. In Einbaurichtung markieren die in den *Abbn. 56* sowie *A.10* bis *A.14* eingezeichneten Rechtecke den Beginn und das Ende annähernd homogener Abschnitte der hinter der Bohle in den Versuchsbahnen registrierten Oberflächentemperaturen. Zur weiteren Verdeutlichung wird der mittlere Temperaturverlauf innerhalb einer Teil-Einbaubreite von 0,94 m bis 2,81 m angegeben. Median und dessen Standardfehler wurden aus allen Meßwerten gebildet, die vom jeweiligen Rechteck eingeschlossen werden.

Nicht in jedem Fall konnten die Soll-Temperaturen erreicht werden (s. *Tab. 13*). Die ungünstigen Witterungsverhältnisse, das frühzeitige Mischen aufgrund der an diesem Tag in der Region geplanten regulären Einbaumaßnahmen mit den daraus resultierenden, längeren Wartezeiten der Lkw auf die Mischgut-Abgabe sowie die aufwendige Zuordnung der Fahrzeug-Wechsel in die einzelnen Versuchsabschnitte der Versuchsbahnen VB1 und VB2, aber auch das Abkühlen der Materialförderstrecke im Fertiger während des Umsetzens erschwerten die Einhaltung der Soll-Vorgaben für die Mischguttemperatur zu Beginn einer jeden Versuchsbahn.

Tab. 13: Mediane und Standardfehler ($T_{i,med}/s_{i,med}$) der temperaturhomogenen Abschnitte in den Versuchsbahnen VB1 bis VB5

Versuchsbahn	T_1 °C	T_2 °C	T_3 °C
VB1	144,1 / 0,1	160,5 / 0,0	178,5 / 0,1
		163,1 / 0,2	
VB2	140,5 / 0,1	165,3 / 0,1	176,6 / 0,3
		166,3 / 0,3	
VB3			181,3 / 0,1
VB4		163,4 / 0,1	
VB5	134,6 / 0,1		

Dennoch kann festgehalten werden, daß mit Ausnahme der Temperaturstufe T_1 in der Versuchsbahn VB5 eine bahnübergreifende, anforderungsgerechte Versorgung der einzelnen Abschnitte gelungen ist. In *Tab. A.8* sind die detektierten temperaturstabilen Versuchsabschnitte und temperaturbedingten Regelstrecken aller Versuchsbahnen unter Berücksichtigung einer Phasenverschiebung von 1,5 m in Einbaurichtung (Abstand Sensor-Meßpunkt zur Bohlenhinterkante) hinterlegt.

Meßfrequenz des Drehzahlsensors am Fahrantrieb

Die am linken Fahrantrieb registrierten Meßfrequenzen des Drehzahlsensors wurden mit *Gl. (36)* in Einbaugeschwindigkeiten v_e umgerechnet und mit dem Faktor $k = 1{,}022$ multipliziert. Bezogen auf die Standardabweichungen lagen die Geschwindigkeiten in den einzelnen Versuchsbahnen bei einer mittleren Genauigkeit von rd. ± 2,29 %.

Es darf davon ausgegangen werden, daß die tatsächlichen Einbaugeschwindigkeiten wesentlich genauer waren, weil Schlupf enthalten ist und Störsignalüberlagerungen der Sensorwerte festgestellt wurden, über deren Ursachen nur gemutmaßt werden kann. Aufgrund der Massenträgheit der Einbaueinheit (ca. 27 t Gesamtgewicht) sind sprunghafte Änderungen der Einbaugeschwindigkeit auf einer Meßdistanz von im Mittel 0,007 m nicht möglich und offensichtlich Störsignalen geschuldet. Zur Identifizierung derartiger Abweichungen wurde die daraus resultierende theoretische Momentanbeschleunigung bestimmt. Ausgewiesene Geschwindigkeitsänderungen, die zu Beschleunigungswerten $a_e > 0{,}002$ m/s^2 führten, wurden auf logischen Sachverhalt geprüft und – insbesondere unter Berücksichtigung der Trends der vorherigen und nachfolgenden Werte – ersatzlos gestrichen.
Da die Geschwindigkeit des Fertigers permanent vom Fahrer auf dem Bedienpult auf Konstanz überwacht wurde, bestehen an der Exaktheit der in *Tab. 14* wiedergegebenen, gemittelten Einbaugeschwindigkeiten keine Zweifel.

Tab. 14: In den Versuchsbahnen VB1 bis VB5 erzielte mittlere Einbaugeschwindigkeiten $\bar{v}_{e,i}$ in m/min

$\bar{v}_{e,1}$	$\bar{v}_{e,2}$	$\bar{v}_{e,3}$	$\bar{v}_{e,4}$	$\bar{v}_{e,5}$
4,64 ± 0,103	4,99 ± 0,117	4,90 ± 0,116	4,99 ± 0,112	4,99 ± 0,114

Wie *Tab. 14* entnommen werden kann, beträgt zwischen den Versuchsbahnen VB1 und VB2 der mittlere Unterschied der Einbaugeschwindigkeit 0,35 m/min. Damit ergeben sich in der etwas niedrigeren Geschwindigkeitsstufe unwesentlich höhere stampfer- und vibrationsseitige Überdeckungen um 0,1 bzw. 0,2 (lfd. cm)$^{-1}$. Unter Bezugnahme auf die Ergebnisse aus [138] wird der durch die Abweichung der Einbaugeschwindigkeit verursachte mittlere Fehler in der Einbaudicke auf weniger als + 1 mm geschätzt und liegt somit im Toleranzbereich der Dual-Sonic-Sensoren (vgl. *Anl. A.3.7*). Insofern ist die zu erwartende Änderung der Belagsdicke in VB1 für die Auswertung der Daten vernachlässigbar.

Gemessen an den sonst üblichen Baustellenbedingungen wurden im Einbauversuch sehr konstante Einbaugeschwindigkeiten erzielt. Die Auswertung der Meßdaten erfolgte in Abhängigkeit der aus der Geschwindigkeit ermittelten Strecke:

$$s = \int v_e \cdot \mathrm{d}t \,. \tag{41}$$

Volumenstrom und Druckdifferenz an den Schneckenantrieben

Aus den gemessenen und mit Sensoren beidseitig im Bereich der Auslaufzone der Querförderung (s. *Abb. A.2, Förderabschnitt E*) gesteuerten Volumenströmen lassen sich mit

Gl. (38) die Schneckendrehzahlen ermitteln, die als Indikator zur Wiedererkennung der Regelbereiche und Eingrenzung der Abschnitte mit stationärem Einbauverhalten der Bohle in den Versuchsbahnen VB3 bis VB5 dienen. Zusätzlich wurden die auf Basis des Volumenstromes und der Druckdifferenz mit *Gl. (37)* ermittelten Leistungen der Verteilerschnecken nach einer Polynomglättung gem. SAVITZKY UND GOLAY begutachtet, weil sich das Förderelement auch leer drehen kann.

Die *Abbn. A.15* bis *A.19* geben die unbereinigten Drehzahlverläufe beider Schneckenhälften aller fünf Versuchsbahnen wieder. Bis auf wenige Abweichungen im Bereich der rechten Querförderschnecke (punktierte Linie) in der Nähe der Positionen 12 m, 16 m, 23 m und 51 m haben sich in der Versuchsbahn VB1 nach einem als normal zu bewertenden Anlaufverhalten nach einem Einbaustart relativ gleichmäßige, niedrige Schneckendrehzahlen eingestellt, was sich erfreulicherweise in VB2 fortsetzte: die Gleichmäßigkeit ist noch stärker ausgeprägt. Die eingefügten Fenster zeigen den örtlichen Wechsel der systematisch geänderten Mischguttemperatur an.

In den Versuchsbahnen VB3 bis VB5 werden die Abschnitte angegeben, an denen die Höhen H_{ij} der Materialvorlage vor der Bohle variiert wurden, für VB3 wird dies an den sich erwartungsgemäß eingestellten Drehzahlspitzen zum (Wieder)erreichen der Niveaus H_{20} und H_{30} deutlich. Die Drehzahlverläufe beider Querförderschnecken verhalten sich in den stationären Abschnitten ähnlich und liegen auf einem niedrigen Niveau.

Insbesondere im Bereich der rechten Querförderschnecke treten in VB4 deutliche Regelabweichungen in den stationären Abschnitten auf, wogegen das Regelverhalten im Bereich der linken Einbauseite als annähernd gleichmäßig einzuschätzen ist.

In VB5 nehmen die Regelabweichungen der rechten Querförderschnecke weiter zu und müssen bis auf einen Abschnitt zwischen 40 und 50 m als statistisch nicht auswertefähig angesehen werden; das Regelverhalten der linken Querförderschnecke ist deutlich besser und darf als auswertbar gelten.

Leider kann im nachhinein über die Ursache der ab dem Einbau der Versuchsbahn VB4 zunehmenden Regelabweichungen der rechten Querförderschnecke nur vermutet werden: Es ist wahrscheinlich, daß nach dem Neuansetzen des Fertigers auf den beiden letzten Einbaubahnen aus Platzgründen auf der rechten Einbauseite geringfügig korrigiert werden mußte, wodurch sich zwangsläufig der Abstand des Ultraschall-Sensors zum äußeren Schüttgutkegel änderte und nach Überschreiten des Totbandes Regelvorgänge eingeleitet wurden. Aus *Abb. A.19* ist zu erkennen, daß sich der Prozeß mit zunehmender Vorlagehöhe (H_{30}) stabilisierte.

Vorsorglich wurden die Meßwerte der rechten Querförderschnecke in die Auswertung nicht einbezogen, allerdings wurde bei der Interpretation der Versuchsergebnisse dem Umstand Rechnung getragen, daß Schwankungen in der Gleichmäßigkeit der Antriebsdrehzahl und der Schneckenleistung auf einer Seite der Querförderschnecke auch das Bewegungsverhalten der Bohle insgesamt beeinflussen können, wenngleich der Einfluß auf der betreffenden Seite in einem ungleich stärkeren Maße zu erwarten ist.

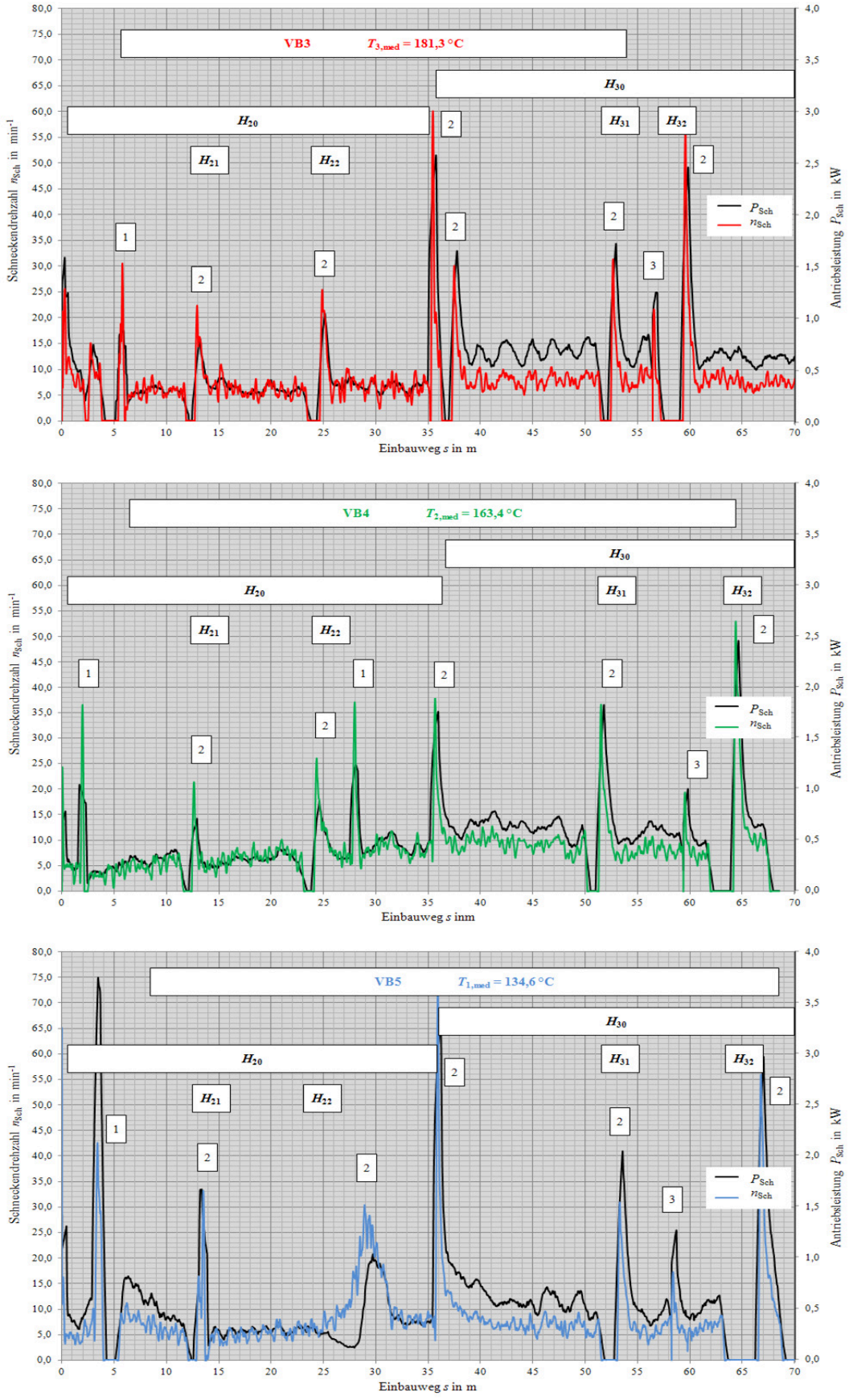


Abb. 57: Antriebsleistungen P_{Sch} und Drehzahlen n_{Sch} der linken Querförderschnecke in den Versuchsbahnen VB3 bis VB5

Abb. 57 gibt die Antriebsleistungen und Drehzahlen der linken Querförderschnecke in den Bereichen mit annähernd konstanten Mischguttemperaturen T_i und Höhen H_{ij} der Materialvorlage vor der Einbaubohle sowie deren systematischer Variation von H_{i0} auf H_{ij} in den Versuchsbahnen VB3 bis VB5 wieder. Die im Bereich der Drehzahlspitzen angegebenen Ziffern bedeuten:

1 Regelabweichung, die auf keine systematische Änderung der Einbaubedingungen zurückzuführen ist,
2 Regelabweichung, die auf die systematische Änderung der Vorlagehöhe und der damit verbundenen Störung des Materialflusses zurückgeführt werden kann sowie
3 Regelabweichung, die auf das Wiederanfahren nach einer Einbauunterbrechung im Zusammenhang mit einem durchgeführten Reibversuch zurückführbar ist.

Bedeutsame Regelabweichungen der Schneckendrehzahl wurden hinsichtlich der zu untersuchenden abhängigen Parameter Zugkraft Z, Einbaudicke d und Verdichtungsgrad ρ als technische Ausreißer gewertet: die entsprechenden Daten wurden aus den jeweiligen Stichproben eliminiert. Wegen der mathematischen Verknüpfung zwischen Leistung und Volumenstrom wurden die identifizierten technischen Ausreißer der Schneckendrehzahl in die Berechnung der Leistung der linken Querförderschnecke nicht einbezogen. Diese Vorgehensweise ist berechtigt, wenn man die Kurvenpaare Schneckenleistung und Schneckendrehzahl in den einzelnen Abschnitten der Versuchsbahnen VB3 … VB5 vergleicht: die Schwankungen in den Drehzahlen spiegeln sich in der Leistung wider. Weiterhin ist deutlich zu erkennen, daß mit der Zunahme der Mischgutvorlagehöhe von H_{20} auf H_{30} auch die Anforderungen an die Schneckenleistung nicht rein drehzahlbedingt steigen.

Anhand der *Abbn. A.12* bis *A.14* konnten die Versuchsabschnitte mit konstanter Temperatur und Höhe der Materialvorlage vor der Bohle sowie die Regelstreckenbereiche identifiziert und in *Tab. A.10* unter Berücksichtigung der Ergebnisse aus den Planographenmessungen (*Tab. 12*), der Erfassung der Mischguttemperaturen (*Tab. A.8*) sowie der Drehzahlen der Querförderschnecken (*Tab. A.9*) und deren Leistungen (*Abb. 57*) zusammengefaßt werden. In den Versuchsbahnen VB1 und VB2 war die Zuführung von Mischgut einer anderen Temperaturstufe nicht zwangsläufig mit einem Anstieg der Schneckendrehzahlen verbunden, weshalb es zu Überschneidungen mit den in *Tab. A.8* ausgewiesenen stabilen Temperaturabschnitten sowie Regelstrecken kam.

Das nachstehende Beispiel soll die Einengung des parameterspezifischen Erfassungsbereiches verdeutlichen, der sich aus dem aufgerundeten maximalen unteren und dem abgerundeten minimalen oberen Grenzbereich des linken und rechten Abschnittes ergibt:
Aus *Tab. A.9* ist ersichtlich, daß im Bereich der Parameterkombination $H_{20}T_3$ in VB3 zwischen 6,056 m und 11,832 m auf der linken sowie 3,164 m und 11,364 m auf der rechten Einbauseite die Förderschnecken gleichmäßig arbeiteten und demzufolge eine gemeinsame Einengung auf einen Bereich zwischen 6,056 m und 11,364 m vorzunehmen war, vgl. auch *Abb. 57* oben.

Tab. A.8 weist für die Temperaturstufe T_3 in VB3 ($T_{3/3}$) stabile Bedingungen zwischen 5,470 m und 53,820 m aus, weshalb keine zusätzliche temperaturbedingte Einengung erforderlich war.
Aufgrund der in *Tab. A.10* vermerkten Randnotiz [4)] wurde wegen eines ungenügenden Planographen-Meßergebnisses MP5 zwischen 0,290 m und 7,234 m (vgl. *Tab. 12*) vorsorglich eine weitere, endgültige Einengung des Datenkollektivs $S_{3/20/II}$ auf 7,3 m bis 11,3 m vorgenommen.

Tab. 15: Arithmetische Mittelwerte und Standardabweichungen der Schnekkendrehzahl n_{Sch} und -leistung P_{Sch} in den gem. *Tab. 16* balancierten Abschnitten der Versuchsbahnen VB3 bis VB5

Versuchs-abschnitt	Temp.-stufe	Vorlage-höhe	$\bar{n}_{Sch} \pm s_{n,Sch}$ min^{-1}	$\bar{P}_{Sch} \pm n_{P,Sch}$ kW
linke Querförderschnecke				
$S_{1/20}$	T_1	H_{20}	5,2 ± 1,14	0,290 ± 0,0306
$S_{1/30}$		H_{30}	6,8 ± 1,05	0,565 ± 0,0598
$S_{2/20}$	T_2	H_{20}	6,7 ± 1,42	0,307 ± 0,0459
$S_{2/30}$		H_{30}	9,5 ± 1,21	0,643 ± 0,0605
$S_{3/20}$	T_3	H_{20}	6,1 ± 1,39	0,312 ± 0,0447
$S_{3/30}$		H_{30}	8,0 ± 1,11	0,684 ± 0,0713
rechte Querförderschnecke				
$S_{1/20}$	T_1	H_{20}	6,9 ± 7,11	0,685 ± 0,4815
$S_{1/30}$		H_{30}	6,1 ± 1,79	0,576 ± 0,0858
$S_{2/20}$	T_2	H_{20}	6,0 ± 0,90	0,316 ± 0,0254
$S_{2/30}$		H_{30}	7,1 ± 1,31	0,601 ± 0,0698
$S_{3/20}$	T_3	H_{20}	7,1 ± 1,80	0,362 ± 0,0558
$S_{3/30}$		H_{30}	8,1 ± 1,37	0,727 ± 0,0643

Tab. 15 können die ermittelten Drehzahl- und Leistungswerte der Querförderschnecken in den – nach der Aufbereitung der Zugkraftdaten – festgelegten homogenen Bereichen gleichen Datenumfangs entnommen werden. Es darf festgestellt werden, daß die aus dem Vorversuch abgeleitete Zielstellung nach langsamen und gleichmäßigen Förderprozessen überwiegend erreicht werden konnte, deutliche Schwankungen zeigen sich lediglich im rechten Abschnitt $S_{1/20}$ der Versuchsbahn VB5 (vgl. *Abb. A.19*).

Zugkraft

Die an den Zugbolzen gemessenen Kräfte wurden einer SAVITZKY-GOLAY-Filterung unterzogen.

Auch hier zeigte sich das gleiche Phänomen wie im Vorversuch: die Zugkräfte ein und derselben Seite lagen in allen Versuchsbahnen stets über denen der anderen Seite, wobei im Gegensatz zum Vorversuch gilt: $Z_{li} > Z_{re}$ (s. *Tab. 20*). Die Begründung wird im *Abschn. 7.3.3* gegeben.

Da die Reaktion der Bohle auf eine Änderung der Mischguttemperatur als verzögert erwartet werden darf, wurde die wegstreckenbezogene Phasenverschiebung zur Zugkraft bestimmt.
Unterstellt man, daß bei der gewählten Einbaubreite von 3,75 m die Änderung der Zugkraft überwiegend von den Eigenschaften des sich vor und unmittelbar unter dem Glättblech der Grundbohle befindenden Einbaugutes beeinflußt wird, liegt bei einem Abstand der Hinterkante des Glättbleches des Ausschiebeteils zur Vorderwand der Grundbohle von (im vorliegenden Fall) 742 mm der Stellpunkt wahrscheinlich im Bereich des letzten Drittels des Glättbleches der Grundbohle, also rd. 270 mm hinter der Bohlenvorderwand. Insofern war zu vermuten, daß das Temperatur-Streckenband zur wegstreckenbezogenen Synchronisation der Zugkraft- und Temperatur-Meßwerte um 2,170 m bis 1,770 m in Richtung Koordinatenursprung zu korrigieren war.

Eine anhand der Daten der Versuchsbahn VB1 vorgenommene Kreuzkorrelation ergab bei einer Phasenverschiebung um 1,500 m einen maximalen Wert $c_{TS}(s) = 0{,}5962$, der zwar keinen sehr stark ausgeprägten Zusammenhang zwischen den untersuchten Größen dokumentiert, aber als Position für die beste Übereinstimmung der Datenverläufe folglich die Glättblech-Hinterkante des Bohlenausschiebeteils angibt.

Um graphisch die Phasenverschiebung bestimmen zu können, wurden in einem Diagramm deutliche Ausprägungen von Temperatur- und Zugkraftänderungen gesucht und verglichen, wofür sich – stellvertretend für alle Versuchsbahnen – in VB1 die Bereiche zwischen 16,872 m und 18,910 m ($Z = 9{,}503$ kN, $T = 137{,}3$ °C) sowie zwischen 33,932 m und 36,018 m ($Z = 8{,}555$ kN, $T = 153{,}8$ °C) anboten, vgl. *Abb. 58*. Es ist zu erkennen, daß der Laserscanner beispielsweise erst an der Position 36,018 m das Ereignis (Temperaturabfall auf $T = 153{,}8$ °C) registrierte, das zur Antwort der Zugkraft (Abfall auf $Z = 8{,}555$ kN) bei 33,932 m geführt hat.

Aufgrund des geringen Versatzes von 1,500 m ($\Delta t \approx 19$ s bei $v_e = 4{,}64$ m/min) zwischen der Glättblech-Hinterkante des Ausschiebeteils und der Meßposition des Laserscanners kann davon ausgegangen werden, daß die registrierten Oberflächentemperaturen nahezu identisch mit den Temperaturen des Mischgutes sind, als es sich noch unter dem Glättblech befand.

Aus der – die graphische Bestimmung der Phasenverschiebung zwischen Oberflächentemperatur T und Kraft am linken Zugpunkt Z_{li} anhand der Meßwerte aus der Versuchsbahn VB1 verdeutlichenden – *Abb. 58* ist zu erkennen, daß nach einer Wegkorrektur um die oben gen. 1,500 m (blaue zu schwarzer Kurve) und einer weiteren Korrektur um 538 mm bzw. 586 mm (rote Kurve) Überdeckungen markanter Temperatur- und Zugkraft-Werte erreicht werden können. Für die vorzunehmende Auswertung wurde für alle Versuchsbahnen zunächst eine mittlere Verschiebung des Temperatur-Streckenbandes um 2,050 m in Richtung Koordinatenursprung gewählt. Weil davon auszugehen ist, daß unter dem Einfluß der Mischgutzuführung (Masse des Lkw sowie Masse des Fertigers ≠ const.) und der Variation der Materialvorlagehöhe die Traktion des Fertigers Schwankungen

unterlag, konnte die Phasenverschiebungen zwischen den Meßgrößen graphisch nur im Mittel abgeschätzt werden, weshalb der mittlere Verschiebungswert in den spezifischen Versuchsabschnitten unter Anwendung der Kreuzkorrelation abgesichert und gegebenenfalls unter geringfügiger Änderung angepaßt wurde.

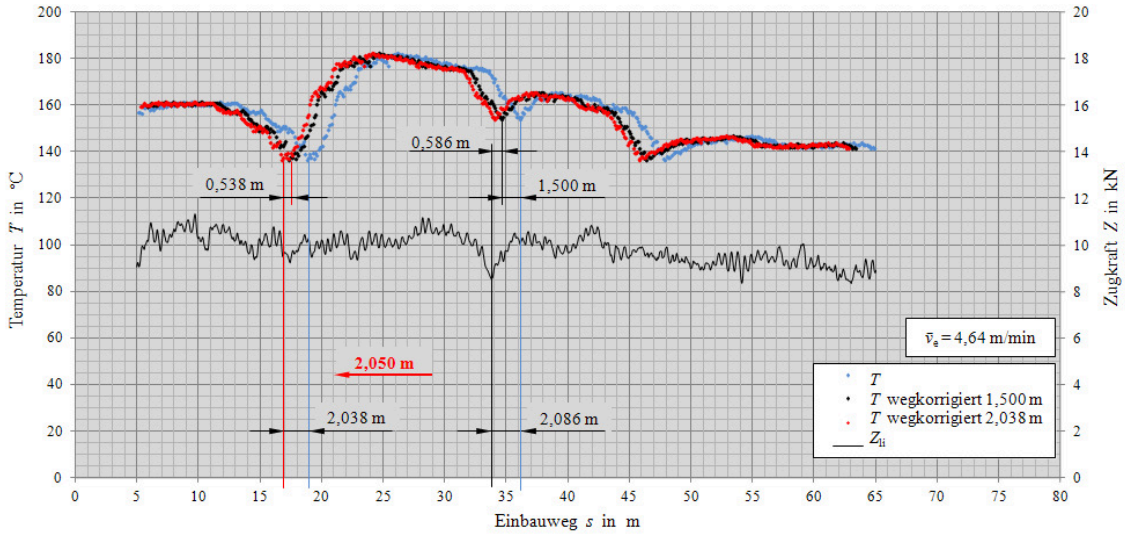


Abb. 58: Graphische Bestimmung der Phasenverschiebung zwischen der Oberflächentemperatur T des Mischgutes unmittelbar hinter der Bohle und der Kraft am linken Zugpunkt Z_{li} anhand der Meßwerte der Versuchsbahn VB1

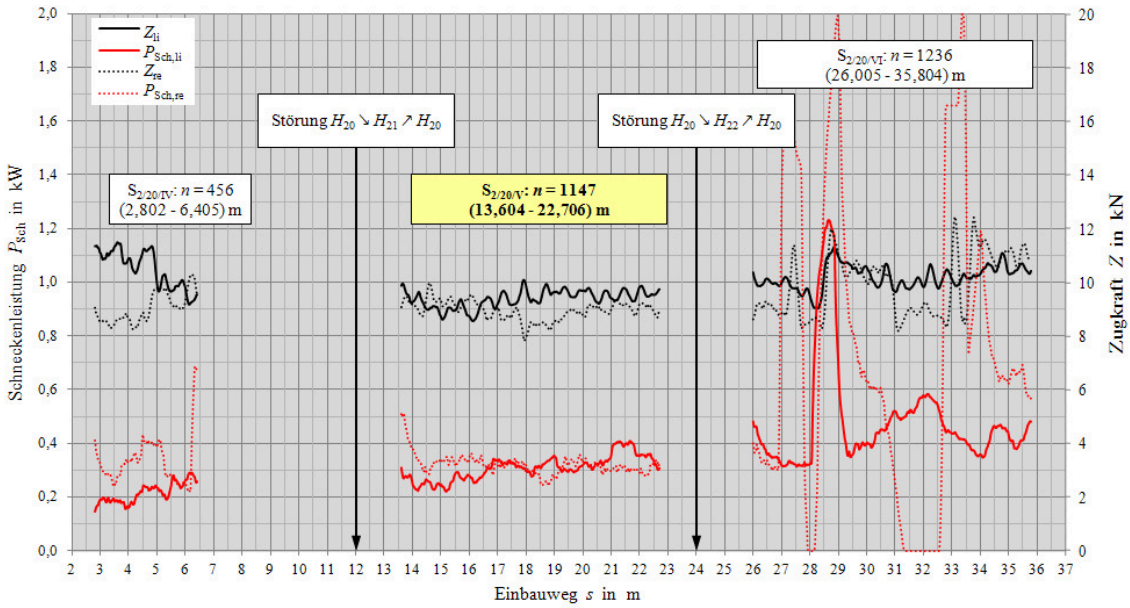


Abb. 59: Antriebsleistungen P_{Sch} der Querförderschnecken und Bohlenzugkräfte Z in den zu selektierenden Bereichen mit annähernd konstanter Mischguttemperatur T_2 und Höhe H_{20} der Materialvorlage vor der Einbaubohle in der Versuchsbahn VB4

Zur Aufbereitung der Datenkollektive für die statistischen Untersuchungen war es in einem weiteren Schritt erforderlich, die im Zuge der Sichtung der Schnecken-Daten bereits abge-

grenzten Bereiche zusätzlich hinsichtlich des Verlaufes der Zugkräfte zu untersuchen, um größere, zusammenhängende Abschnitte mit möglichst gleichmäßigen Einbaubedingungen (T, n_{Sch}, P_{Sch}) identifizieren zu können. *Abb. 59* zeigt exemplarisch für alle Teilbereiche der Versuchsbahnen VB3 bis VB5 das Ergebnis der Einengung im Bereich eines stationären Abschnittes der Versuchsbahn VB4:
Im Abschnitt $S_{2/20/VI}$ sind nach einer bewußt herbeigeführten Störung der Materialvorlagehöhe ($H_{20} \searrow H_{22} \nearrow H_{20}$) an der Pos. 24,0 m beidseitig markante, nicht abklingende Schwankungen der Antriebsleistung zu erkennen, die offensichtlich auch zu einer Beeinflussung der Zugkraft führen, während sich nach der vorangegangenen systematischen Änderung des Füllstandes im Schneckenraum ($H_{20} \searrow H_{21} \nearrow H_{20}$) bei 12,0 m im Abschnitt $S_{2/20/V}$ sehr gleichmäßige Leistungs- und Kraftverläufe zeigen, weshalb für die weiteren Untersuchungen dieser Abschnitt bevorzugt wurde.

In einem Vorgriff auf die im *Abschn. 6.6* näher erläuterten statistischen Untersuchungsmethoden sei erwähnt, daß die bevorzugten Bereiche auf technische und statistische Ausreißer geprüft wurden und, obwohl die angewendeten Prüfverfahren fallweise verdächtige Extremwerte erkannten, die nachgeschalteten t-Tests in keinem einzigen Fall Signifikanz bei Weglassen der(s) Werte(s) anzeigten, so daß alle statistisch ausreißerverdächtigen Werte in den betreffenden Stichproben belassen wurden. Technisch bedingte Ausreißer konnten identifiziert werden und wurden aus den betreffenden Datenkollektiven eliminiert.

Für statistische Untersuchungen sind gleiche Stichprobenumfänge vorteilhaft, fallweise sogar unabdingbar, weshalb aus den insgesamt 30 Teilbereichen der Versuchsbahnen VB3 bis VB5 balancierte Bereiche abgeleitet wurden, s. *Tab. 16*.

Unter der Bedingung konstanter Einbauparameter hätten rein formell alle verbleibenden Werte der mehr oder minder umfangreichen Teilmengen zu einer gesamten Stichprobe zusammengefaßt werden können. Allerdings macht es wenig Sinn, beispielsweise den vergleichsweise geringen Datenumfang des Abschnittes $S_{3/30/III}$ ($n = 333$) zur Auswertung des Untersuchungsbereiches $S_{3/30}$ mit heranzuziehen, wenn bereits ein zusammenhängender Abschnitt mit dem annähernd 4fachen Datenumfang vorliegt ($S_{3/30/II}$: $n = 1245$), weshalb Abschnitte mit umfangreichen Datenmengen detektiert und dann unter dem Gesichtspunkt T, P_{Sch}, n_{Sch}, $Z \approx$ const. auf den maximal möglichen Stichprobenumfang reduziert wurden. Die Vorgehensweise ist anhand der *Tab. 16* leicht nachvollziehbar:
Auswahl eines repräsentativen Teilbereiches aus dem betreffenden Versuchsabschnitt, Prüfung auf technische und statistische Ausreißer und gegebenenfalls deren Eliminierung sowie weitere symmetrische Einengung der Daten bzw. der abgeleiteten Größen entsprechend ihrer fortlaufenden Erfassung auf den größtmöglichen balancierten Datenumfang, der sich aus $S_{2/30/IV}$ mit $n_{bal} = 1058$ ergab.

Tab. 16: Ableitung balancierter Abschnitte in den Versuchsbahnen VB3 bis VB5

Versuchs-bahn	Mischgut-temperatur	Vorlagehöhe	Teilbereiche: Versuchs-abschnitt	gesamt m	n_{ges}		repräsentativ m	n	technische Ausreißer	balancierte Bereiche: n_{bal}	Abschnitt m	Bezeichnung
VB 5	T_1	H_{20}	$S_{1/20,li}$	8,502 - 35,304	2081	S1/20/II,li	8,502 - 11,906	429	keine	1058	14,758 - 23,146	$S_{1/20}$
						S1/20/III,li	**14,304 - 23,607**	**1173**				
						S1/20/IV,li	31,506 - 35,304	479				
			$S_{1/20,re}$			S1/20/II,re	8,502 - 11,906	429				
						S1/20/III,re	**14,304 - 23,607**	**1173**	25			
						S1/20/IV,re	31,506 - 35,304	479				
		H_{30}	$S_{1/30,li}$	38,302 - 60,607	2787	**$S_{1/30/II,li}$**	**38,302 - 51,407**	**1648**	keine	1058	40,647 - 49,046	$S_{1/30}$
						$S_{1/30/III,li}$	54,303 - 60,607	1139				
			$S_{1/30,re}$			**$S_{1/30/II,re}$**	**38,302 - 51,407**	**1648**	131			
						$S_{1/30/III,re}$	54,303 - 60,607	1139				
VB 4	T_2	H_{20}	$S_{2/20,li}$	2,802 - 35,804	2839	$S_{2/20/IV,li}$	2,802 - 6,405	456	keine	1058	13,954 - 22,349	$S_{2/20}$
						$S_{2/20/V,li}$	**13,604 - 22,706**	**1147**				
						$S_{2/20/VI,li}$	26,005 - 35,804	1236				
			$S_{2/20,re}$			$S_{2/20/IV,re}$	2,802 - 6,405	456				
						$S_{2/20/V,re}$	**13,604 - 22,706**	**1147**	keine			
						$S_{2/20/VI,re}$	26,005 - 35,804	1236				
		H_{30}	$S_{2/30,li}$	38,402 - 60,593	1912	**$S_{2/30/IV,li}$**	**38,402 - 46,805**	**1058**	keine	1058	38,402 - 46,805	$S_{2/30}$
						$S_{2/30/V,li}$	53,700 - 60,503	854				
			$S_{2/30,re}$			**$S_{2/30/IV,re}$**	**38,402 - 46,805**	**1058**	326			
						$S_{2/30/V,re}$	53,700 - 60,503	854				
VB 3	T_3	H_{20}	$S_{3/20,li}$	7,304 - 34,507	2811	$S_{3/20/II,li}$	7,304 - 11,303	515	keine	1058	14,269 - 22,529	$S_{3/20}$
						$S_{3/20/III,li}$	**13,900 - 22,902**	**1153**				
						$S_{3/20/IV,li}$	25,604 - 34,507	1143				
			$S_{3/20,re}$			$S_{3/20/II,re}$	7,304 - 11,303	515				
						$S_{3/20/III,re}$	**13,900 - 22,902**	**1153**	18			
						$S_{3/20/IV,re}$	25,604 - 34,507	1143				
		H_{30}	$S_{3/30,li}$	41,202 - 56,002	1578	**$S_{3/30/II,li}$**	**41,202 - 50,906**	**1245**	keine	1058	41,928 - 50,167	$S_{3/30}$
						$S_{3/30/III,li}$	53,406 - 53,805	333				
			$S_{3/30,re}$			**$S_{3/30/II,re}$**	**41,202 - 50,906**	**1245**	keine			
						$S_{3/30/III,re}$	53,406 - 53,805	333				

Innerhalb der Versuchsbahnen wurde besonderes Augenmerk auf die Ebenheit der Unterlage gelegt, weshalb aufgrund der in *Tab. 12* auszugsweise wiedergegebenen Planographen-Meßergebnisse beispielsweise in der Versuchsbahn VB3 der Abschnitt $S_{3/20/III}$ den Vorzug vor $S_{3/20/IV}$ erhielt.

Die ausgewählten Teilstichproben wurden in *Tab. 16* durch eine Textmarkierung in „Fett“ kenntlich gemacht und in die *Abb. 52* eingefügt.

6.5.5 Meßwerte der Deckschicht

3D-Koordinaten der Deckschicht

Die Epoche E2 wurde komplett mit dem Höhenniveau der Direktauflage des Einzel-Nestes des Meßschlittens erstellt.

Wie bei der Prüfung der Meßdaten der Unterlage, wurden alle Meßwerte einer jeden Meßlinie ebenfalls auf Mehrfachmessungen sowie sprunghafte Abweichungen im Verlauf der *z*-Koordinate[49] auf technische Ausreißer geprüft: Meßwerte auslaufender Meßlinien in Überschneidungsbereichen (Parallelerfassung) wurden wiederum eliminiert, s. *Tab. A.7*.

[49] Deckschicht ≥ ± 1,0 mm

Während der Erfassung der Höhenkoordinaten entlang der Meßlinie ML21.2.2 kam es im Bereich 5,42020 m $\leq y_{21.2.2} \leq$ 40,49361 m zu einem Datenausfall, der auch nach Sichtung der noch im Meßgerät gespeicherten Urdaten nicht mehr behoben werden konnte.

Aufgrund technischer Ausreißer, Aufzeichnungsunterbrechungen oder erforderlicher Äquidistierung fehlende Meßwerte wurden – wie unter *Abschn. 6.5.3* bereits dargestellt – ergänzt. Nach der Bereinigung der Daten erfolgte ebenfalls deren Äquidistierung.

Berechnung der Dicke der Deckschicht

Es war geplant, anhand der mit einem Schlittensystem pro Versuchsbahn befahrenen vier Meßlinien ML(ij) der Epochen E1 und E2 (Unterlage bzw. Deckschicht) die erzielten Einbaudicken und Längsebeneinheiten zu ermitteln.

Da eine identische Kontrollmessung durch den unterschiedlichen Verlauf des Schlittensystems nicht exakt reproduziert werden konnte, war die direkte Ableitung der erreichten Genauigkeit der Meßlinienerfassung allerdings nicht möglich.

Bereits im Zuge der Datenanalyse der Versuchsbahn VB1 wurde festgestellt, daß die aus den Vermessungsdaten errechneten Einbaudicken nicht mit den während des Einbaus beidseitig außen mit Gliedermaßstäben gemessenen Werten übereinstimmten. Die lokalen Abweichungen der äquidistierten Meßwerte sind nicht auf gravierende Unebenheiten der Unterlage zurückzuführen, da die Planographenmessungen sehr geringe Abweichungen unter der rollenden 4-m-Latte dokumentieren. Es ist offensichtlich, daß die sich aus den Vermessungsdaten ergebenden Querneigungen von Unterlage und Prüfschichten nicht zuein-ander passen und in Richtung eines größer werdenden Abstandes der Meßlinien vom Koordinatenursprung (ML51) einer zunehmenden Spreizung unterliegen, wohingegen die örtliche Überprüfung mit einer Neigungswasserwaage einen nahezu parallelen Verlauf der Querneigungen der Versuchsbahnen zur Unterlage an den Start- und Endpunkten ergab.

Trotz aufwendiger Korrekturversuche an den Vermessungsdaten konnte das Problem in Zusammenarbeit mit dem Vermesser nicht befriedigend gelöst werden. Allerdings sind die Auswirkungen nur relevant hinsichtlich der Bestimmung der Einbaudicke, weshalb zur weiteren Auswertung des Einflusses der systematisch variierten Parameter auf dieselbe die Dual-Sonic-Werte genutzt wurden, deren Entfernungsgenauigkeit lt. *Fa. MOBA* GPS-bedingt bei rd. ± 1 m liegt und somit die ermittelten, geringfügigen Phasenverschiebungen zwischen den Meßwerten aufgrund des Schlupfes des Fertigerlaufwerkes auf der Unterlage überdeckt.

Die Höhenverläufe werden korrekt wiedergegeben, insofern sind erfreulicherweise keine Einflüsse auf die Ermittlung der Längsebenheit zu erwarten.

Aus den Vermessungsunterlagen [187] geht eine sehr hohe, den Genauigkeitsanforderungen von 0,1 mm an die Höhenkoordinate entsprechende Verknüpfungsgenauigkeit hervor: die Kontrollen der Paßpunktaufnahmen innerhalb eines Standpunktes liegen zwischen 0,010 mm und 0,168 mm in E1 sowie 0,000 mm und 0,036 mm in E2. Insofern durfte da-

von ausgegangen werden, daß die Ausrichtung des Lasertrackers innerhalb einer Epoche nahezu identisch war und infolgedessen jeweils eine Epoche zusammenhängend und nicht abschnittsweise entsprechend des Meßzyklus betrachtet werden konnte.

Obwohl der Meßschlitten im 5-m-Abstand geführt wurde, konnte dessen querneigungsbedingtes, seitliches Gleiten nicht völlig unterbunden werden, weshalb während der Vermessungsarbeiten verfahrensbedingte Abweichungen von idealen Meßlinien in Kauf zu nehmen waren. Die weiteren Berechnungen wurden aus diesem Grund auf idealisierte Meßlinien gestützt, um die sich aus den Lagefehlern ergebenden Einflüsse auf die *z*-Werte ausgleichen zu können. Zu diesem Zweck wurde in den betreffenden Meßlinien der Deckschicht (E2) mit gestutzten Mittelwerten $\bar{x}_{\mathrm{MEK};0,1}$ gearbeitet.

Zunächst wurden die Abweichungen $z'_{1\mathrm{EK}} - z'_{\mathrm{i4EK}}$ (z.B. $z'_{21.2.2} - z'_{24.2.2}$) berechnet, um die Querneigung *q* der Deckschicht einer jeden Versuchsbahn iterativ nach dem Prinzip *Summe der Abstandsquadrate* $\stackrel{!}{=}$ *Minimum* ermitteln zu können:

z'_{i1EK} tatsächlicher Höhenwert eines Meßpunktes innerhalb der Meßlinie ML(i1) in der Epoche E und Kampagne K,

z'_{i4EK} tatsächlicher Höhenwert eines Meßpunktes innerhalb der Meßlinie ML(i4) in der Epoche E und Kampagne K.

Anschließend erfolgte die Verknüpfung der *z*-Koordinaten aller vier Meßlinien ML(ij) einer jeden Versuchsbahn mit dem bahnspezifischen Tangens der Querneigung. Unter Bezug auf den Abstand *x* des Meßpunktes vom Koordinatenursprung ergibt sich der Korrekturwert $\Delta z'_{\mathrm{MEK}}$ der *z*-Koordinate, dessen Addition mit dem Ausgangswert z_{MEK} zum tatsächlichen Höhenwert z'_{MEK} führt:

$$\Delta z'_{\mathrm{MEK}} = x_{\mathrm{MEK}} \cdot \tan\theta_{\mathrm{VEK}}, \tag{42}$$

$$z'_{\mathrm{MEK}} = z_{\mathrm{MEK}} + \Delta z'_{\mathrm{MEK}}, \tag{43}$$

mit

x_{MEK} Abstand des Meßpunktes vom Koordinatenursprung,

$\bar{x}_{\mathrm{MEK};0,1}$ gestutzter Mittelwert des Abstandes einer Meßlinie vom Koordinatenursprung,

z_{MEK} Meßwert der *z*-Koordinate,

z'_{MEK} tatsächlicher Höhenwert eines Meßpunktes,

$\tan\theta_{\mathrm{VEK}}$ Tangens der Querneigung einer Versuchsbahn,

$\Delta z'_{\mathrm{MEK}}$ Korrekturwert der *z*-Koordinate,

MEK Meßlinie, Epoche, Kampagne (im konkreten Fall Trennungen durch Punkt),

VEK Versuchsbahn, Epoche, Kampagne (im konkreten Fall Trennungen durch Punkt).

Die aus der Abweichung $\bar{x}_{\mathrm{MEK};0,1} - x_{\mathrm{MEK}}$ resultierende erforderliche Änderung der *z*-Koordinate bei Rückführung der tatsächlichen Meßposition auf eine idealisierte Meßlinie ergibt sich aus:

$$\Delta z''_{MEK} = \left(\bar{x}_{MEK;0,1} - x_{MEK}\right) \cdot \tan \theta_{VEK}\,, \tag{44}$$

$$z''_{MEK} = z_{MEK} + \Delta z'_{MEK} + \Delta z''_{MEK}\,, \tag{45}$$

mit z''_{MEK} berechneter z-Wert auf der idealisierten Meßlinie,
$\Delta z''_{MEK}$ aus der Abweichung zur idealisierten Meßlinie resultierende Höhenänderung.

Die Bestimmung der arithmetischen Mittelwerte der z-Koordinaten an äquidistanten Punkten im Abstandsraster von 0,1 m erfolgte unter der Bedingung:

$$y_{äqu,n-0,1} \le y_{äqu,n} < y_{äqu,n+1}\,. \tag{46}$$

Alle weiteren Berechnungen zur Längsebenheit wurden mit den äquidistierten Daten durchgeführt.

Da die Untersuchungen zum Einfluß der systematisch variierten Parameter T und H auf die Längsebenheit der Deckschichten keiner statistischen Bewertung unterzogen und die vorhandenen Datensätze auf einen Umfang von 1024 Werten symmetrisch ergänzt wurden, konnte in Anlehnung an *Tab. A.10* auf die tatsächlichen Abschnittslängen zurückgegriffen werden. Allerdings wird zum besseren Verständnis vereinbart, dennoch die Bezeichnungen der balancierten Abschnitte gem. *Tab. 16* zu verwenden. Unter Bezugnahme auf die *Tab. A.8* bis *A.10* sind die zur Untersuchung der Längsebenheit ermittelten stationären und Regelstreckenbereiche in *Tab. 17* und *Tab. 18* aufgeführt.

Tab. 17: Stationäre Bereiche zur Untersuchung der Längsebenheit

Versuchsbahn	Versuchsabschnitt		Auswertebereich m	Bezeichnung
VB3	T_3H_{20}	$S_{3/20/III}$	13,9 … 22,9	$S_{3/20}$
	T_3H_{30}	$S_{3/30/II}$	41,2 … 50,9	$S_{3/30}$
VB4	T_2H_{20}	$S_{2/20/V}$	13,6 … 22,7	$S_{2/20}$
	T_2H_{30}	$S_{2/30/IV}$	38,4 … 46,8	$S_{2/30}$
VB5	T_1H_{20}	$S_{1/20/III}$	14,3 … 23,6	$S_{1/20}$
	T_1H_{30}	$S_{1/30/II}$	38,3 … 51,4	$S_{1/30}$

Tab. 18: Regelstreckenbereiche zur Untersuchung der Längsebenheit (Auszug aus *Tab. A.11*)

Versuchsbahn	Versuchsabschnitt				Auswertebereich m	Anm.	Bez.
VB1	$T_{2/3}H_{20}$	$S_{2/20/I}$	$-R_{T2/3/20}$	$-S_{3/20/I}$	5,0 … 32,1	1)	$R_{T2/3/20}$
	$T_{3/2}H_{20}$	$S_{3/20/I}$	$-R_{T3/2/20}$	$-S_{2/20/II}$	23,0 … 42,9	2)	$R_{T3/2/20}$
	$T_{2/1}H_{20}$	$S_{2/20/II}$	$-R_{T2/1/20}$	$-S_{1/20/I}$	37,0 … 64,5	3)	$R_{T2/1/20}$
	$T_{1/2}H_{20}$	*Wechsel unvollständig erfaßt*					

Fortsetzung *Tab. 18*:

Versuchsbahn		Versuchsabschnitt			Auswertebereich m	Anm.	Bez.
VB2	$T_{2/3}H_{30}$	$S_{2/30/I}$	$R_{T2/3/30}$	$S_{3/30/I}$	6,5 … 34,8	4)	$R_{T2/3/30}$
	$T_{3/2}H_{30}$	$S_{3/30/I}$	$R_{T3/2/30}$	$S_{2/30/II}$	28,0 … 52,0	5)	$R_{T3/2/30}$
	$T_{2/1}H_{30}$	$S_{2/30/II}$	$R_{T2/1/30}$	$S_{1/30/I}$	43,0 … 66,6	6)	$R_{T2/1/30}$
	$T_{1/2}H_{30}$	*Wechsel unvollständig erfaßt*					
VB3	$T_3H_{20/21}$	$S_{3/20/II}$	$R_{H20/21/3}$	$S_{3/20/III}$	7,3 … 22,9	7)	$R_{H20/21/3}$
	$T_3H_{20/22}$	$S_{3/20/III}$	$R_{H20/22/3}$	$S_{3/20/IV}$	13,9 … 34,5		$R_{H20/22/3}$
	$T_3H_{30/31}$	$S_{3/30/II}$	$R_{H30/31/3}$	$S_{3/30/III}$	41,2 … 53,8	8)	$R_{H30/31/3}$
	$T_3H_{30/32}$	$S_{3/30/III}$	$R_{H30/32/3}$	$S_{3/30/IV}$	53,4 … 70,0	9)	$R_{H30/32/3}$
VB4	$T_2H_{20/21}$	$S_{2/20/IV}$	$R_{H20/21/2}$	$S_{2/20/V}$	6,4 … 22,7	10)	$R_{H20/21/2}$
	$T_2H_{20/22}$	$S_{2/20/V}$	$R_{H20/22/2}$	$S_{2/20/VI}$	13,6 … 35,8		$R_{H20/22/2}$
	$T_2H_{30/31}$	$S_{2/30/IV}$	$R_{H30/31/2}$	$S_{2/30/V}$	38,4 … 60,5		$R_{H30/31/2}$
	$T_2H_{30/32}$	$S_{2/30/V}$	$R_{H30/32/2}$	$S_{2/30/VI}$	53,7 … 67,1	11)	$R_{H30/32/2}$
VB5	$T_1H_{20/21}$	$S_{1/20/II}$	$R_{H20/21/1}$	$S_{1/20/III}$	8,5 … 23,7	12)	$R_{H20/21/1}$
	$T_1H_{20/22}$	$S_{1/20/III}$	$R_{H20/22/1}$	$S_{1/20/IV}$	14,3 … 35,3		$R_{H20/22/1}$
	$T_1H_{30/31}$	$S_{1/30/II}$	$R_{H30/31/1}$	$S_{1/30/III}$	38,3 … 60,6		$R_{H30/31/1}$
	$T_1H_{30/32}$	$S_{1/30/III}$	$R_{H30/32/1}$	$S_{1/30/IV}$	54,3 … 68,6	13)	$R_{H30/32/1}$

Raumdichte

Die rd. 2100 erforderlichen Messungen wurden mit einer Dünnschichtsonde 4640-B der *Fa. Troxler* mit der für die fortlaufende Bestimmung der Raumdichte auf Baustellen üblichen Meßzeit von 30 s durchgeführt. Um für alle Versuchsbahnen die Vergleichbarkeit gewährleisten zu können, wurde eine Meßtiefe von 3,5 cm gewählt. Bei den Messungen befand sich kein Wasser auf der Asphaltoberfläche.

Für die Kalibrierung der Sonde an den aus den Versuchsbahnen VB3 bis VB5 entnommenen 3 · 7 Bohrkernen mit ausreichender Spreizung der radiometrisch bestimmten Raumdichten wurde für die – zum Ausgleich struktureller Unebenheiten – kreuzweise[50] ausgeführten Messungen eine Meßzeit von 4 · 60 s gewählt.

Da die Standardabweichung der Meßgenauigkeit der Sonde sowohl der echten Dichteänderung als auch dem Einfluß der unterschiedlichen Oberflächenrauhigkeit eines Meßpunktes unterliegt, standen bei der Auswahl der einzelnen Messungen um einen Bohrkern notwendigerweise praktische Bedingungen im Vordergrund: augenscheinlich nicht repräsentative Stellen mit vergleichsweise offener Struktur wurden nicht berücksichtigt.

Die Prüfung auf Verträglichkeit mehrerer – als Mehrfachbestimmung in gleicher Meßposition mit derselben Meßzeit vorgenommener – Einzelmessungen erfolgte gem. *DIN EN 12697-10* [55] sowie der *Arbeitsanleitung für den Einsatz radiometrischer Geräte für zerstörungsfreie Dichtemessungen auf Asphaltschichten, Ausg. 2001* [278], nach der bei einer

[50] Drehung der Sonde in jeder Achse um 2 · 180°

Standardabweichung für Mehrfachbestimmung bei 1minütiger Meßzeit von σ_a = 0,0105 g/cm^3 die zulässige Spannweite bei vier Einzelmessungen $a_{zul} = 3{,}63 \cdot \sigma_a$ = 0,038 g/cm^3 beträgt.

Da das Meßverfahren nicht geändert werden konnte (Kreuzmessung), wurde bei Unverträglichkeit eine andere Stelle mit vergleichbarer radiometrischer Dichte gewählt: das war an drei Meßpunkten der Versuchsbahn VB3 sowie jeweils einem Meßpunkt der Versuchsbahnen VB4 und VB5 erforderlich. Aus den verträglichen Einzelmeßwerten ρ_{rad} wurden die arithmetischen Mittelwerte $\bar{\rho}_{i,rad}$ gebildet. Zur weiteren Vorgehensweise der Transformation der Sondenmeßwerte in gravimetrische Bohrkerndichten, siehe *Anl. A.4.6*.

In den Versuchsbahnen VB3 und VB4 lagen die aus dem Bohrkernmaterial bestimmten durchschnittlichen Raumdichten am MARSHALL-Probekörper ρ_{MPK} bei 2,299 g/cm^3, in VB5 bei 2,296 g/cm^3, womit es gerechtfertigt erschien, für die weiteren Untersuchungen einen einheitlichen Wert der Raumdichte ρ_{MPK} = 2,299 g/cm^3 verwenden zu können.

Im Ergebnis der Regressionsrechnung ergab sich die Transformation der Sondenmeßwerte ρ_{rad} in gravimetrische Bohrkerndichten gem. *Gl. (A.49)* zu

$$\rho_{BK} = 1{,}055 \cdot (\rho_{rad} - 2{,}167) + 2{,}251 \quad [\text{g/cm}^3].$$

Die weitere Auswertung erfolgt mit den transformierten Werten.

6.6 Statistische Auswerteverfahren

Die in den 28 Untersuchungsabschnitten experimentell ermittelten und auf sechs repräsentative Abschnitte stationärer Einbauzustände eingeengten Kenngrößen wurden mit Hilfe der nachfolgend aufgeführten und in den *Anl. A.5.1* bis *A.5.9* näher beschriebenen Methoden unter Verwendung der für Untersuchungen im Straßenbau üblichen Irrtumswahrscheinlichkeit α = 0,05 einer statistischen Beurteilung unterzogen. Auf methodenspezifisch bedingte Abweichungen von der gewählten statistischen Sicherheit wird hingewiesen.

Viele Verfahren der Statistik arbeiten dann gut, wenn eine Normalverteilung vorliegt, die es strenggenommen in der Empirie gar nicht gibt. Allerdings lassen sich viele mehr oder weniger symmetrisch-eingipfelig verteilte Beobachtungen approximativ normalverteilt auffassen, da gem. [176] *„die Erfahrung mit großen Stichproben von Meßdaten hoher Qualität (...) häufig deutliche Abweichungen von der Normalverteilung in dem Sinne (zeigt), daß beide Verteilungsenden stärker besetzt sind.“* Da aber die meisten statistischen Kenngrößen durch Summierungen aus den Daten gewonnen werden, ist es folglich möglich, im Schutze großer Stichprobenumfänge statistische Testverfahren und Verfahren der Intervallschätzung auf der Grundlage einer Normalverteilung einzusetzen, weshalb in der induktiven Statistik häufig vom Zentralen Grenzwertsatz Gebrauch gemacht wird. Weitere Verallgemeinerungen erfordern noch nicht einmal identisch verteilte Zufallsvariablen (Grenzwertsatz von LJAPUNOFF) und nach [158] *„muß nur gelten, daß die Merkmalsachse der Wahrscheinlichkeitsdichte der Variablen (...) außerhalb beliebiger endlicher Grenzen*

zu Null wird – eine Annahme, die ohne Bedenken für alle physikalisch sinnvollen Variablen, mit denen der Bauingenieur zu tun hat, als zutreffend vorausgesetzt werden kann", s. auch [9, 44, 176, 213]. Unter der Bedingung, daß keine Zufallsvariable einen derart hohen Beitrag zur Gesamtvarianz leistet, daß sie die anderen Zufallsvariablen dominiert, gilt:

$$Z_n \overset{a}{\sim} N(0,1) \tag{47}$$

mit Z_n standardisierte Summe,
$\overset{a}{\sim}$ approximativ,
$N(0,1)$ Standardnormalverteilung.

Strukturgleichheit vorausgesetzt, sollen nach Möglichkeit Mittelwerte gleich großer Stichprobenumfänge verglichen werden, weil dann Abweichungen von der Varianzgleichheit und von der Normalverteilung weniger schwerwiegend sind [175], weshalb diese im Rahmen der vorgestellten Untersuchung unter symmetrischer Balancierung der kleinsten eingegrenzten Datenmenge angepaßt wurden.

Für die zu entwickelnden Modelle wurde für große Stichprobenumfänge $n \geq 100$ apriorisch die Normalverteilung unterstellt, während für $n < 100$ die Güte der Anpassung an dieselbe mit Hilfe der Methoden gem. *Anl. A.5.1* geschätzt wurde. Bei wenigen Datenpunkten kann das Vorhandensein einer Normalverteilung nie bewiesen, sondern lediglich die Aussage getroffen werden, daß die Daten nicht ganz extrem von einer solchen abweichen.

Nach Prüfung der von technischen Ausreißern bereinigten Daten auf das Vorliegen einer Normalverteilung wurde bei negativem Ergebnis mit Hilfe geeigneter Transformationsverfahren versucht, eine Annäherung an diese Verteilungsform zu erzielen, wofür sich u.a. die Anwendung von Logarithmus-, Potenz- oder BOX-COX-Transformationen anbot (s. *Anl. A.5.2*).
Im Fall des Vorliegens nichtnormalverteilter Werte (z.B. für die Einbaudicke in $S_{1.20}$ sowie für die Raumdichte in $S_{2.20}$) konnte auch durch eine Datentransformation keine Verbesserung der Annäherung an eine Normalverteilung erreicht werden.
Bei einer einigermaßen symmetrischen, aber langschwänzigen Verteilung im Normal-Quantil-Plot führt eine Transformation nicht zum Erfolg: robuste Methoden sind dann die bessere Wahl.

Vor der weiteren statistischen Bearbeitung wurden an den Rohdatensätzen so lange verteilungsrelevante Ausreißertestverfahren durchgeführt (s. *Anl. A.5.3*), bis in den jeweiligen Stichproben keine statistischen Ausreißer mehr nachzuweisen waren.

Ob es sich tatsächlich um statistische Ausreißer handelte, wurde mit einem t-Test geprüft, der beim Weglassen dieser Werte Signifikanz zeigt, da durch Extremwerte Varianzen aufgebläht werden (s. *Anl. A.5.3*). Zeigte der t-Test keine Signifikanz an, wurde der Meßwert nicht entfernt.

Nach Identifizierung etwaiger Ausreißer und deren ersatzloser Eliminierung wurden aus den verträglichen Meßwerten eines repräsentativen, homogenen Abschnittes gleichen Umfangs das arithmetische Mittel und die zugehörige Standardabweichung gebildet. Konnten

keine Ausreißer mit signifikantem Einfluß auf die beiden Maßzahlen gefunden werden, wurden sämtliche Beobachtungen zur Mittelwertbildung herangezogen.

Unter Anwendung des F-Testes wurde der Frage nachgegangen, ob sich die Varianzen zweier Grundgesamtheiten unterscheiden oder ob die Annahme berechtigt war, daß alle Meßwerte aus einer Grundgesamtheit stammen (s. *Anl. A.5.4*).
In Verallgemeinerung des Testes nach FISHER kann zur Überprüfung der Annahme über die Gleichheit der Streuungen mehrerer Stichproben der BARTLETT-Test verwendet werden, der bei normalverteilten Daten im Zusammenhang mit der Varianzanalyse dem COCHRAN-Test vorgezogen wurde (s. *Anl. A.5.4*).

Nach der Prüfung auf Homogenität mehrerer Varianzen erfolgte bei Annahme der Nullhypothese anhand einer einfachen Varianzanalyse ein Vergleich der Mittelwerte ausreißerbereinigter, normalverteilter Meßwerte einer Merkmalsgröße (s. *Anl. A.5.5*).
Zum Vergleich der Mittelwerte zweier Stichproben gleicher Varianz kam der t-Test (s. *Anl. A.5.5*) zur Anwendung, der als zweiseitiger Test nach [175] unter der Bedingung $n_{1,2} > 10$ und $0{,}25 \leq (n_1/n_2) \leq 4$ als sehr robust gegenüber Abweichungen von der Normalverteilung eingestuft wird.
Im Falle unterschiedlicher Varianzen wurde diese Teststatistik ebenfalls angewendet, allerdings die, nach WELCH zur Prüfung der Hypothese über die Gleichheit von k Mittelwerten benannte, modifizierte Form der Varianzanalyse (s. *Anl. A.5.5*), der in [176] *„eine hervorragende Approximation“* bescheinigt wird.
Die Gleichheit mehrerer unabhängiger Stichprobengruppen wurde wiederum anhand der einfachen Varianzanalyse geprüft.

Zur Bewertung des Einflusses variierter Parameter werden üblicherweise multiple Varianzanalysen mit Kreuzklassifikation und festen Effekten der mehrfachen Klassifikation genutzt, um die Wechselwirkungen zwischen den Faktoren erkennen und quantifizieren zu können. Die im Rahmen dieses Projektes durchgeführten Versuche wurden so angelegt, daß stets eine Varianzanalyse mit Kreuzklassifikation und zwei Effekten (Vorlagehöhe und Mischguttemperatur) auf das gewonnene Datenmaterial angewendet werden konnte (s. *Anl. A.5.5*).

Wurden Meßreihen mit unterschiedlichen Mittelwerten erkannt, konnte unter Anwendung des modifizierten LSD-Testes detektiert werden, welche Mittelwerte oder Gruppen von Mittelwerten sich unterscheiden (s. *Anl. A.5.5*).

Waren die Voraussetzungen für den F-Test auf Signifikanzprüfung nicht erfüllt, mußte zum Vergleich der lagespezifischen Mittelwerte auf einen parameterfreien Test zurückgegriffen werden, womit sich unter der Bedingung einer gleichen Verteilungsform der auch bei ungleich besetzten Stichproben anwendbare H-Test nach KRUSKAL UND WALLIS empfahl, der im Vergleich mit der Varianzanalyse bei Vorliegen einer Normalverteilung eine Effizienz von 95 % aufweist. Lagen unterschiedliche Verteilungsformen vor, wurde der H-Test durch den erweiterten Median-Test ersetzt, dessen asymptodische Effizienz allerdings nur 64 % beträgt [122], s. *Anl. A.5.6*.

Da ein Vergleich mehrerer unabhängiger Stichproben anhand des H-Testes bei einem signifikanten Befund keine Auskunft darüber gibt, zwischen welchen Stichproben ein bezeichnender Unterschied vorliegt, wurden mit dem multiplen Test nach NEMENYI die einzelnen Mittelwerte miteinander verglichen (s. *Anl. A.5.6*).

Zur Detektierung einseitiger stochastischer Zusammenhänge fand die Regressionsanalyse (s. *Anl. A.5.7*) Anwendung, die in ihrer Verallgemeinerung auch die Abhängigkeit einer Zielgröße von mehrdimensional normalverteilten Einflußgrößen untersucht.

Zur Beurteilung stochastischer Zusammenhänge zwischen meßbaren Merkmalen wurde die Korrelationsanalyse genutzt, mit der die Abhängigkeit des Grades des Zusammenhanges zwischen zwei Variablen von mehreren anderen Variablen aufgedeckt werden kann (s. *Anl. A.5.8*).

Unter Anwendung der Kreuzkorrelation wurde beurteilt, ob zwei Funktionen gegeneinander phasenverschoben sind (s. *Anl. A.5.9*).

7 VERSUCHSERGEBNISSE UND INTERPRETATION

Wenn nicht ausdrücklich darauf hingewiesen wird, beziehen sich alle im *Kap. 7* vorgestellten Versuchsergebnisse zur Schneckendrehzahl und -leistung, zur Zugkraft, zur Einbaudicke sowie zur Raumdichte und der Längsebenheit nach dem Einbau aufgrund der im *Abschn. 6.5.4* (*Volumenstrom und Druckdifferenz an den Schneckenantrieben*) gemachten Ausführungen grundsätzlich auf die linke Einbauseite. Der Einfachheit halber wird auf die Indizierung „li“ verzichtet.

7.1 Temperaturverhältnisse beim Einbau

Zunächst überrascht, daß sich in der Einbauachse einer jeden Versuchsbahn der Einfluß des (ohnehin schmalen) Schneckenkastens deutlich abzeichnet (s. *Abbn. A.10* bis *A.14*). Aufgrund der geringeren Materialüberdeckung der Unterlage in diesem Bereich vor der Bohle hat sich offensichtlich ein etwas stärkerer Temperaturverlust des abgelegten Mischgutes von – im vorliegenden Fall – rd. 5 °C eingestellt,

> woraus sich konstruktionsseitig die Forderung nach einem möglichst schmalen Schneckenantrieb und einem großen, sich unter den Lattenrost ausdehnenden Abwurfbereich des Materials am Ende der Längsförderstrecke ableitet,

damit bereits vor der Passage der Unterseite des Schneckenkastens ein stärkerer Wärmefluß zur Unterlage erfolgen kann, der dann im Bereich der geringeren Überdeckung den Wärmeabtrag zu mindern vermag.

Weiterhin sind aus den *Abbn. A.10* und *A.11* parabelförmige Verläufe der Temperaturgrenzen ersichtlich, da es eines gewissen Einbaufortschrittes bedarf, bis das Mischgut einer anderen Temperaturstufe an den Außenbereich des Schneckenkanals gelangt. Die graphische Abschätzung führt auf ca. 4 … 4,5 m in der Versuchsbahn VB1 (normale Vorlagehöhe) und rd. 7 … 9 m in VB2 (große Mischgutvorlage), wobei ein Einfluß der Temperatur nicht zu erkennen ist.

> Bei sonst gleichen Einbauparametern erfordern höhere Materialvorlagen erwartungsgemäß längere Einbaustrecken, bis sich eine Änderung der Mischguttemperatur durchgesetzt hat.

Jede neue Belieferung des Fertigers mit Mischgut war generell mit der Ausbildung kälterer Einbauabschnitte verbunden, die z.T. auf das stärker abgekühlte Restmaterial im Kübel des Fertigers zurückzuführen sind. Die vorliegenden Ergebnisse gestatten keine statistisch absicherbare Aussage zum Einfluß der Vorlagehöhe auf die Länge der daraus resultierenden Regelstrecke: hierfür bedarf es eines anderen Versuchsaufbaus[51].

[51] z.B. mehrfache Wiederholung der Mischgutanlieferung unter Konstanz aller übrigen Parameter

Erfahrungen von Mischmeistern und Laboranten belegen, daß die Hauptmasse des auf einem Lkw transportierten Asphaltmischgutes bei sorgfältiger Abdeckung über einen Zeitraum von 90 min so gut wie keine Temperaturverluste erfährt.

Es wurde der Versuch unternommen, die jeweiligen Messungen der Mischguttemperatur im Fertigerkübel zur Plausibilitätsprüfung mit heranzuziehen, jedoch zeigten sich erhebliche Unstimmigkeiten:
In der Versuchsbahn VB1 lagen die im Kübel gemessenen Temperaturen an der 8-m-Einbauposition mit 164,0 °C im Bereich der Belagstemperatur $T_{2,\mathrm{med}} = 160{,}5$ °C, im vergleichbaren Abschnitt bei 39 m mit 122,0 °C allerdings deutlich unter dem Median von $T_{2,\mathrm{med}} = 163{,}1$ °C (s. *Abb. A.10*).

Vergleichbares zeigte sich auch in der Versuchsbahn VB2 in der oberen Temperaturstufe, wo punktuell an der 24-m-Markierung im vollen Kübel 149,0 °C gemessen werden konnten, während an der Oberfläche der verlegten Bahn Temperaturen von $T_{3,\mathrm{med}} = 176{,}6$ °C registriert wurden.

> Im Ergebnis der Datenanalyse wird deutlich, daß auch die Förderelemente im Fertiger (Lattenrost und Querförderschnecke) sowie die angrenzenden Bauteile dem Mischgut nach einer längeren Einbauunterbrechung und vollständigem Mischgutverbrauch (hier bei einem Bahnwechsel) dem neu zugeführten Einbaumaterial verstärkt Wärme entziehen.

Im Zuge des Ansetzens des Fertigers an den Startpositionen der Versuchsbahnen VB3 bis VB5 wurden mittig im Übergabestrom des Materials vom Lkw in den Fertigerkübel mit Hilfe eines an einer Lanze befestigten und im Strom mitgeführten Einstechthermometers die Mischguttemperaturen gemessen. Etwa 2 m nach dem Einbaustart erfolgte mit demselben Meßinstrument die Erfassung der Temperaturen im Schneckenraum, die um 11,0 °C in der Temperaturstufe T_1, 7,5 … 10,0 °C in T_2 sowie 13,5 … 15,5 °C in T_3 tiefer lagen.
So sind die anfänglich höheren Temperaturverluste in der mittleren Temperaturstufe der Versuchsbahnen VB1 und VB2 sowie in allen Temperaturstufen der restlichen Versuchsbahnen erklärbar, weshalb für den praktischen Einbau die Forderung abzuleiten ist,

> bei einer Einbauunterbrechung möglichst viel Asphaltmischgut im Fertigerkübel zu belassen, um einen Kamineffekt durch einen mäßig belegten Lattenrost zu vermeiden, und die Kübelklappen zu schließen.
>
> Konstruktionsseitig ergibt sich die Notwendigkeit, über geeignete Maßnahmen den Wärmeabfluß sowohl über die Kübelwände als auch über die seitlichen Begrenzungen des Lattenrostes zu minimieren.

Ein Vergleich der in *Tab. A.47* ausgewiesenen Temperaturen im Schneckenkanal T_{Sch} mit den in derselben Einbaulinie an der Belagsoberfläche im Abstand von 1,5 m hinter der Bohlenkante mit Hilfe eines Infrarotsensors mit Laservisier T_{CTL} (s. *Anl. A.3.9*) erfaßten und auf einer Einbaustrecke von rd. 2,0 m gemittelten Temperaturen zeigt erhebliche Abweichungen.

Die punktuelle Erfassung der Mischguttemperatur im Fertigerkübel als auch im oberen Bereich des Schneckenkanals läßt keine Rückschlüsse auf die Temperaturverteilung hinter der Einbaubohle zu.

7.2 Schneckendrehzahl und -leistung

Die nachfolgend aufgelisteten Meßwerte der linken Querförderschnecke dokumentieren erfreulicherweise ein insgesamt niedriges Drehzahlniveau, wobei dieselbe Reihung der Werte n_{Sch} nach T und H und damit der Versuchsabschnitte $S_{Ti/Hij}$ innerhalb einer jeden Stufe der Vorlagehöhe H_{i0} überrascht: $S_{2/i0} > S_{3/i0} > S_{1/i0}$, mit $S_{i/30} > S_{i/20}$.

Tab. 19: In den selektierten Versuchsabschnitten ermittelte Drehzahlen und Leistungen der linken Querförderschnecke

Versuchs-abschnitt	Temp.-Stufe	Vorlage-höhe	$n_{prüf}$	$\bar{n}_{Sch}$ min^{-1}	±	$s_{n,Sch}$ min^{-1}	$\bar{P}_{Sch}$ kW	±	$s_{P,Sch}$ kW
$S_{1/20}$	T_1	H_{20}	1058	5,2	±	1,14	0,290	±	0,0306
$S_{1/30}$	150 °C	H_{30}		6,8	±	1,05	0,565	±	0,0598
$S_{2/20}$	T_2	H_{20}	1058	6,7	±	1,42	0,307	±	0,0459
$S_{2/30}$	170 °C	H_{30}		9,5	±	1,21	0,643	±	0,0605
$S_{3/20}$	T_3	H_{20}	1058	6,1	±	1,39	0,312	±	0,0447
$S_{3/30}$	190 °C	H_{30}		8,0	±	1,11	0,684	±	0,0713

In *Tab. A.20* sind die Ergebnisse der Ausreißerprüfung zu den aus der Drehzahl und dem Druck abgeleiteten Werten der Schneckenleistung P_{Sch} hinterlegt: In keinem einzigen Fall zeigten t-Tests signifikante Abweichungen nach dem Entfernen einer verdächtigen Größe aus der betreffenden Stichprobe an, weshalb alle Werte in den Datenkollektiven der *Tab. 19* belassen werden konnten.

Da im Ergebnis des Homogenitätstestes $852{,}883 = \chi^{2*} >> \chi^2_{(5/0{,}05)} = 11{,}07$ ist (*Tab. A.28*), können die Varianzen der Stichproben nicht als gleich betrachtet werden: mindestens eine weicht gegenüber den übrigen Varianzen ab, womit sich parametrische Tests zum Vergleich der Mittelwerte verbieten und auf den H-Test zurückzugreifen ist.

Bei einem Anteil an Bindungen von 6,52 % zeigt der H-Test mit $H^* = 5090{,}504 >> 11{,}07 = \chi^2_{(5/0{,}05)}$ (s. *Tab. A.36*) ebenfalls die signifikante Abweichung mindestens einer Stichprobe von allen anderen Stichproben an: auch hier ist die Nullhypothese zu verwerfen.

Anhand des multiplen Vergleiches der Rangsummen ist festzustellen, daß sich mit Ausnahme des Stichprobenpaares $S_{2/20}/S_{3/20}$ die Schneckenleistungen aller anderen Stichproben auf dem Niveau $\alpha = 0{,}05$ bei einer kritischen Differenz $D_K = 265{,}1$ sowohl in den Haupt- als auch in den Wechselwirkungen signifikant voneinander unterscheiden (s. *Tab. A.36*), wobei die Effekte aus den Wechselwirkungen erwartungsgemäß mit am stärksten sind.

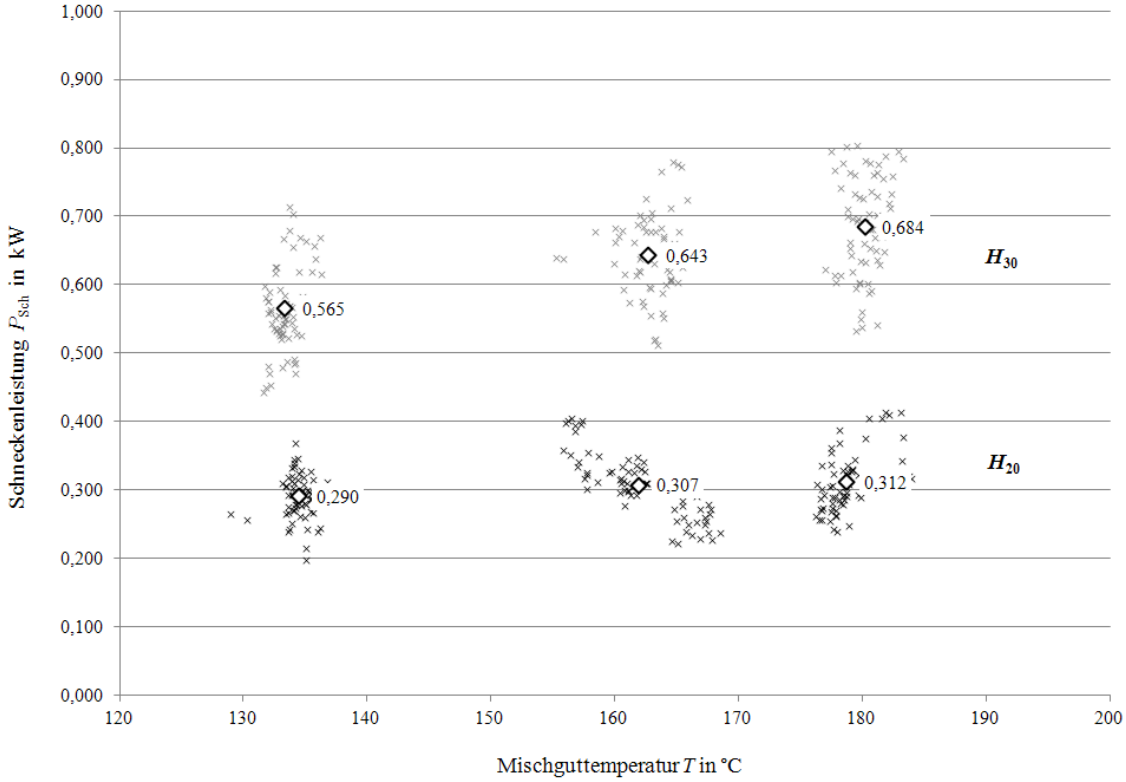


Abb. 60: Streudiagramm und arithmetische Mittelwerte der Leistung an der linken Förderschnecke P_{Sch} in Abhängigkeit von der Mischguttemperatur T und der Höhe H der Materialvorlage

Im Streudiagramm der *Abb. 60* spiegelt sich die – auch anhand der *Tab. 19* erkennbare – Reihung der abgeleiteten Meßwerte P_{Sch} nach T und H wider, wobei abweichend zur Schneckendrehzahl gilt: $S_{3/i0} > S_{2/i0} > S_{1/i0}$, mit $S_{i/30} > S_{i/20}$.
Auf niedrigem Vorlageniveau zeigt die Graphik einen kaum merkbaren Einfluß der Mischguttemperatur an, während sich bei hohem Materialfüllstand (H_{30}) deutliche Unterschiede in der Schneckenleistung insbesondere zwischen mittlerer und unterer Temperaturstufe abzeichnen. Der Anstieg der Schneckenleistung von 0,307 auf 0,643 kW (209,4 %) durch die Veränderung der Vorlagehöhe von H_{20} auf H_{30} bei gleichbleibendem Temperaturniveau T_2 verdeutlicht den dominanten Einfluß des Haufwerkvolumens vor der Bohle. Im oberen Temperatur-Segment ($T_{2,3}$) führt der Einfluß aus der Wechselwirkung von H und T zu einem weiteren Anstieg der Schneckenleistung um 13,4 % auf 222,8 % (0,307 → 0,684 kW), während im unteren Segment ($T_{1,2}$) der Einfluß temperaturbedingt bei 184,0 % (0,307 → 0,565 kW) liegt.

Ohne den Einfluß der Mischguttemperatur T wäre eine annähernde Parallelverschiebung der mittleren Schneckenleistungen in den drei Temperaturstufen zu erwarten. Wie zuvor dargelegt, gilt aber:

$$\Delta(P_{Sch,3/30} - P_{Sch,3/20}) > \Delta(P_{Sch,2/30} - P_{Sch,2/20}) > \Delta(P_{Sch,1/30} - P_{Sch,1/20}) = (0{,}372 > 0{,}336 > 0{,}275)\ \text{kW}.$$

Zum einen führen größere Schneckenfüllungsgrade durch die Zunahme der Normalspannung zu einer stärkeren Verzahnung des Korngerüstes. EPHREMIDIS [69] konnte bei seinen

Versuchen an Filterkies die Ausbildung dichterer und steilerer *„Bewegungsfäden“* beobachten, die eine höhere Schneckenleistung erforderten.
Zusätzlich wurde im vorliegenden Fall die Ausbildung der Korn-zu-Korn-Kontakte durch steigende Mischguttemperaturen intensiviert und damit der Versetzungswiderstand des Materials in den Kammern der Querförderschnecke weiter gesteigert.

Wenn die Schneckendrehzahl auf dem Niveau H_{30} der Materialvorlage in der Temperaturstufe T_2 größer ist als in der Stufe T_3 (s. *Tab. 19:* 9,5 bzw. 8,0 min^{-1}), sich aber die Schnekkenleistung kaum ändert (0,643 bzw. 0,684 kW), kann daraus geschlossen werden, daß aufgrund der offensichtlich niedrigeren Druckdifferenz Δp in *Gl. (37)* in der mittleren Temperaturstufe der Bohle mehr Material mit einer etwas geringeren Dichte zugeführt wurde.
Damit erfahren die im *Abschn. 4.2.3* aufgestellten Hypothesen zu den *Zuständen 2, 3* und *4* eine indirekte Bestätigung: Unter sonst gleichen Bedingungen fordert die Steigerung der Haufwerkshöhe $H_{20} \nearrow H_{30}$ (*Zustände 2* und *4*) aufgrund der Zunahme der Raumdichte und des Winkels der inneren Reibung zum Fließen eine größere Scherspannung und demzufolge hier eine größere Antriebsleistung an der Schnecke. Die Steigerung der Mischguttemperatur $T_2 \nearrow T_3$) (*Zustand 3*) führt bei Konstanz aller übrigen Einflußgrößen zur Verringerung der Mörtelviskosität und damit sowohl zur Steigerung der Raumdichte als auch über die Förderung der Verzahnung des Korngerüstes zur Zunahme der inneren Reibung und damit insgesamt zu einem weiteren Zuwachs des Widerstandes gegen Verformung (s. *Abb. 16* und *Tab. 5*).

> Anhand der gewonnenen Meßergebnisse ist festzustellen, daß Schwankungen der Mischguttemperatur um ein mittleres Niveau von 170 °C (T_2) bei einer Mischgutvorlage von 360 mm über der Glättblechunterkante (H_{20}) und einem Schneckenfüllungsgrad von rd. 62 % (Ψ_{20}, s. *Abb. 48*) die erforderliche Schneckendrehzahl und -leistung kaum beeinflussen, weshalb ohne Würdigung aller anderen Untersuchungsergebnisse für den Einbau eines SMA 8 S, 25/55-55 A die Konstellation T_2H_{20} als günstig anzusehen ist.

7.3 Zugkraft

7.3.1 Stationäre Zustände

Die in der *Tab. 20* aufgeführten Zugkräfte der selektierten Versuchsabschnitte weisen – ebenso wie im Vorversuch – erhebliche Unterschiede zwischen der linken und rechten Einbauseite auf, diesmal allerdings mit den höheren Werten auf der linken Seite: $Z_{li} > Z_{re}$.

Tab. A.21 gibt die Ergebnisse der Ausreißerprüfung wieder: Auch hier zeigten die fallweise durchgeführten t-Tests keine signifikanten Abweichungen nach dem Entfernen einer verdächtigen Größe aus der betreffenden Stichprobe an, weshalb alle Daten für die weitere Auswertung genutzt werden konnten.

Tab. 20: Arithmetische Mittelwerte und Standardabweichungen der Zugkraft am linken und rechten Zugpunkt (Z_{li}, Z_{re}) in den selektierten Versuchsabschnitten

Versuchs-abschnitt	Temp.-Stufe	Vorlage-höhe	$n_{prüf}$	$\bar{Z}_{li}$ kN	±	$s_{Z,li}$ kN	$\bar{Z}_{re}$ kN	±	$s_{Z,re}$ kN
$S_{1/20}$	T_1	H_{20}	1058	9,896	±	0,4275	8,416	±	0,7217
$S_{1/30}$	150 °C	H_{30}		11,666	±	0,4191	10,151	±	0,5378
$S_{2/20}$	T_2	H_{20}	1058	9,362	±	0,3201	8,925	±	0,3586
$S_{2/30}$	170 °C	H_{30}		11,447	±	0,3458	10,972	±	0,3650
$S_{3/20}$	T_3	H_{20}	1058	10,200	±	0,3378	9,252	±	0,2935
$S_{3/30}$	190 °C	H_{30}		12,820	±	0,4416	12,138	±	0,3761

Der Test auf Gleichheit der Varianzen der Zugkraft zeigt signifikante Unterschiede in den sechs Streuungen an (*Tab. A.32*). Mindestens eine Stichprobe unterscheidet sich in ihrer Varianz von allen anderen, wodurch die Voraussetzungen für den t-Test nicht erfüllt waren und zum Vergleich der lagespezifischen Mittelwerte auf einen parameterfreien Test zurückgegriffen werden mußte, der mit $5656{,}606 = H^* >> \chi^2_{(5/0{,}05)} = 11{,}07$ gem. *Tab. A.37* bei einem Anteil an Bindungen von 15,58 % ebenfalls die signifikante Abweichung mindestens einer Stichprobe von allen anderen signalisierte: damit war die Nullhypothese zu verwerfen.

Der sich anschließende multiple Vergleich der Rangsummen zeigt auf dem Niveau $\alpha = 0{,}05$ wiederum bei einer kritischen Differenz $D_K = 265{,}1$ signifikante Unterschiede in allen Variationsstufen an und zwar sowohl in den Hauptwirkungen (H oder T) als auch in den Wechselwirkungen (H und T).

Um den Einfluß der Faktoren Vorlagehöhe H und Mischguttemperatur T auf die Zugkraft Z abschätzen zu können, bietet sich ein Profildiagramm an, das einen Einblick in mögliche Wechselwirkungen gestattet, indem die Mittelwerte der Zielgröße Z getrennt für die einzelnen Kombinationen der Einflußgrößen H und T graphisch dargestellt werden. Ein paralleler Verlauf der Kurven wäre als Hinweis zu werten, daß keine Wechselwirkungen vorliegen, anderenfalls ist das lineare Modell durch einen zusätzlichen Interaktionsterm zu erweitern.
Der zur Verdeutlichung der Streuung der Einzelwerte um ihren Mittelwert mit Fehlerbalken gezeigte Zugkraftverlauf stellt sich als Scheitelkurve mit einer optimalen Mischguttemperatur dar und bestätigt die in *Abb. 17* gezeigte hypothetische Darstellung zum Verformungswiderstand eines Asphalthaufwerkes. Setzt man die erste Ableitung der angegebenen vorlagehöhenspezifischen Ausgleichsparabeln gleich Null, können die Temperaturen bestimmt werden, bei der die Zugkraft das Minimum erreicht: $T_{min,20} \approx 154$ °C und $T_{min,30} \approx 150$ °C. Aus den unterschiedlichen Brennweiten der Ausgleichsparabeln mit $e_{20} = 158{,}7$ E und $e_{30} = 136{,}2$ E läßt sich ein etwas stärkerer Einfluß schwankender Mischguttemperaturen auf die Zugkraft beim Einbau von SMA 8 S mit einem Bindemittel 25/55-55 A im hier zu untersuchenden Bereich zwischen 150 °C und 190 °C deuten.

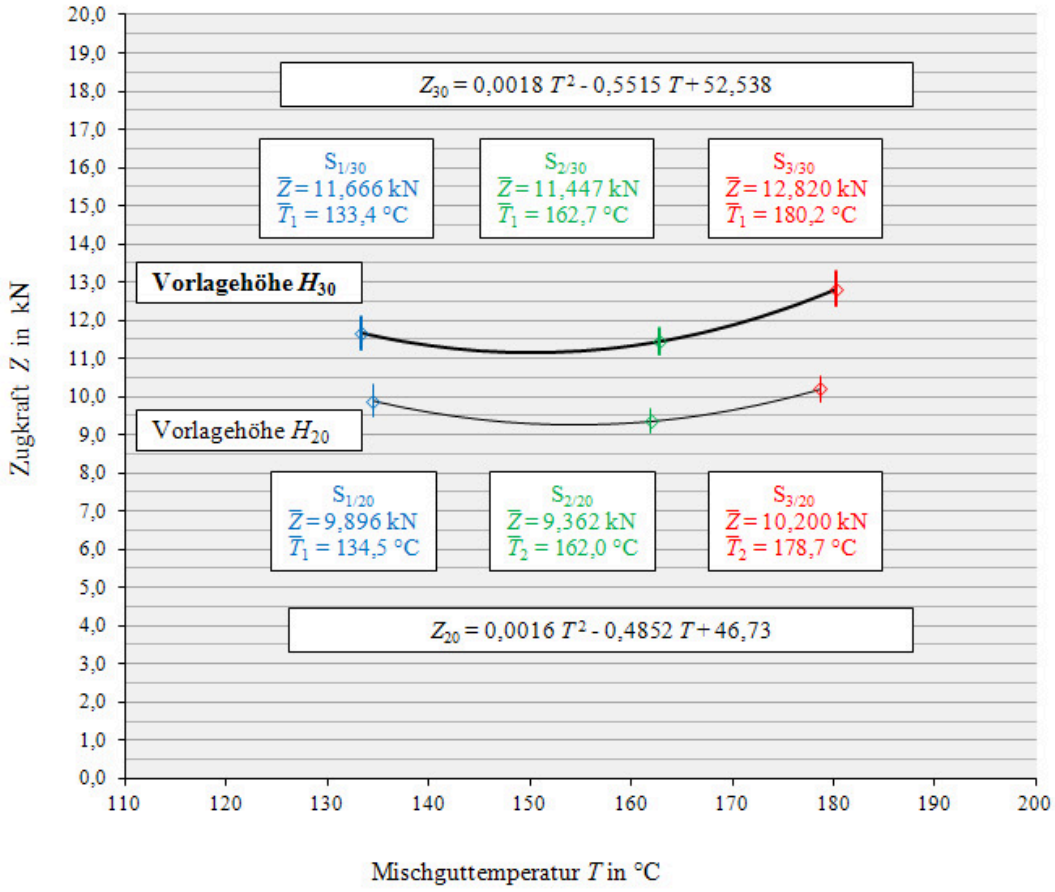


Abb. 61: Profildiagramm zur Zugkraft Z für die Faktoren H und T

Der Einfluß der Vorlagehöhe H kann durch Subtraktion der Funktionen $Z_{30}(T)$ und $Z_{20}(T)$ abgeschätzt werden und führt auf die Gleichung:

$$\Delta Z = Z_{30} - Z_{20} = 2{,}61 \cdot 10^{-4} \cdot T^2 - 6{,}47 \cdot 10^{-2} \cdot T + 5{,}6853\,. \tag{48}$$

Wie im *Abschn. 4.2.3* bereits ausgeführt wurde, nehmen mit steigender Mischguttemperatur die kohäsiven und viskosen Widerstände ab und begünstigen die Bewegungsmöglichkeiten der Körner im Asphalthaufwerk. Die damit verbundene Zunahme der Raumdichte und intensivere Verzahnung der Mineralpartikel (größere Anzahl direkter Korn-zu-Korn-Kontakte) erhöhen den Reibungswiderstand im Haufwerk und fordern höhere Zugkräfte zur Überwindung des Versetzungswiderstandes.

Der erhöhte Zugkraftbedarf bei niedrigeren Temperaturen ist bei geringerer innerer Reibung des schwächer verzahnten Korngerüstes insbesondere dem Zuwachs an Viskosität des Bindemittels bzw. der Mörtelviskosität geschuldet.

Ob der aus der Steigerung der Vorlagehöhe $H_{20} \nearrow H_{30}$ resultierende Zuwachs an Zugkraft allein der gestiegenen Normalspannung im Haufwerk zuzurechnen ist, muß die Auswertung des Einflusses der systematischen Änderung der Parameter T und H auf die Änderung der Schichtdicke und der Raumdichte zeigen.

Obwohl aus den *Abbn. 25* und *28* deutlich wird, daß unter der Annahme sich ausbildender Scherzonen im Fußbereich der Materialsäule (*Übergangszone F/G*) strenggenommen nicht von einem rechteckigen Querschnitt des Mischgutes unmittelbar vor der Bohle ausgegangen werden kann und nach vorstehender *Gl. (48)* der Abstand der Ordinatenwerte Z mit steigenden Abszissenwerten T geringfügig überlinear zunimmt, soll dennoch vereinfachend angenommen werden, daß sich der – zusätzlich von einer Vielzahl vermutlich z.T. interaktiver Faktoren[52] beeinflußte – Querschnitt linear mit der Vorlagehöhe H ändert und somit den Erwartungswert der anteiligen Zugkraft Z' additiv beeinflußt.

Wechselwirkungen zwischen den Faktoren H und T werden zunächst ausgeschlossen, insofern muß das quasilineare Modell nicht durch einen zusätzlichen Interaktionsterm erweitert werden, womit die Erwartungswerte in dem Modell gem. *Gl. (A.95)* durch die Parameter b_0, b_1 und b_2 vollständig erklärt werden. Für die Funktion zweiten Grades wird die transformierte Variable $T_j^2 = T_{j+1}$ nach *Gl. (A.104)* verwendet. Nach Entnahme der Regressionsparameter aus der $\boldsymbol{b}$-Matrix (*Gl. (A.101)*) ergibt sich folgende Regression:

$$Z = 3{,}721 + 1{,}3675 \cdot 10^{-2} \cdot H + 4{,}6 \cdot 10^{-5} \cdot T^2. \tag{49}$$

Anhand eines F-Testes und durch Schätzung des Bestimmtheitsmaßes kann der Frage nachgegangen werden, ob zwischen der Zugkraft und mindestens einem der beiden Faktoren eine abgesicherte Korrelation besteht.

Für $m_1 = 2$ und $m_2 = 399$ liest man in *Tab. 3* in [122] $F_{(2/399/0{,}05)} = 3{,}0$ ab: Der mit Hilfe der *Gl. (A.78)* berechnete Wert $F = 788{,}49$ ist wesentlich größer (s. *Tab. A.39*), womit bei einer Irrtumswahrscheinlichkeit von 5 % eine abgesicherte Abhängigkeit zwischen der Zugkraft Z und den Faktoren H und T vorliegt, d.h. zumindest ein b-Wert im Modell unterscheidet sich signifikant von Null. Das Bestimmtheitsmaß B verdeutlicht, daß rd. 80 % der Variabilität durch die beiden Parameter erklärt werden. Der Korrelationskoeffizient $r = 0{,}8933$ zeigt nach [182] eine hohe Wechselbeziehung an ($0{,}7 \le r \le 0{,}9$).

Der Grad des Zusammenhanges zwischen den Merkmalen wird mit Hilfe der partiellen Korrelation untersucht, deren Ergebnisse in *Tab. A.40* dargestellt sind.

Mit $r_{xz.y} = 0{,}8873 > 0{,}098 = r_{(399/0{,}05)}$ liegt nach Ausschalten des Einflusses der Mischguttemperatur T^2 eine abgesicherte Korrelation zwischen Vorlagehöhe H und Zugkraft Z vor. Hält man rechnerisch den Einfluß von H konstant, so gibt $r_{yz.x}$ die Korrelation zwischen T^2 und Z an: $r_{yz.x} = 0{,}4306 > 0{,}098 = r_{(399/0{,}05)}$. Auch hier ergibt sich eine abgesicherte Korrelation, wenngleich auf einem deutlich niedrigeren Niveau.

> Die Ergebnisse zeigen, daß im stationären Einbauzustand die Zugkraft sowohl dem Einfluß der Vorlagehöhe des Mischgutes als auch dessen Temperatur unterliegt, aber in wesentlich stärkerem Maße vom Füllstand im Schneckenraum abhängig ist. Unter dem Gesichtspunkt der Gleichmäßigkeit wären die Parameterkombinationen T_1H_{20} und T_2H_{20} zu empfehlen.

[52] z.B. Vorderwandgeometrie, Vorlagehöhe, Raumdichte, Mischguttemperatur, Fließverhalten des Mischgutes u.a.

7.3.2 Zustände in den Regelstrecken

Unter Einbeziehung logischer Überlegungen bez. des vermuteten Einflusses von H und T auf Z ist – ausgehend von den ermittelten Durchschnittswerten aller drei Größen – die Wegstrecke s zu bestimmen, die zwischen dem Ort der verursachten Änderung der Zugkraft bis zum Wiedererreichen deren annähernd konstanter Ausgangswerte liegt.
Zur vergleichenden Bewertung des jeweiligen Einflusses wird die wegstreckenbezogene Änderung der Zugkraft $r_Z(s)$ eingeführt:

$$r_Z(s) = \frac{\Delta Z}{\Delta s} \quad \left[\frac{\mathrm{N}}{\mathrm{m}}\right]. \tag{50}$$

Der Beginn einer Regelstrecke ist nach dem Verlassen des stationären Bereiches (gekennzeichnet durch die Durchschnittstemperatur in den Versuchsbahnen VB1 und VB2 bzw. dem ununterbrochenen Abfall der Schneckendrehzahl gegen Null in VB3 … VB5) im Umfeld annähernd konstanter Werte $\bar{Z} \pm s_Z$ anhand der lokalen maximalen Differenz zwischen zwei aufeinanderfolgenden, wegstreckenbezogenen Änderungen der Zugkraft zu identifizieren:

$$\Delta Z_{\max} \text{ an } s_\mathrm{i}: \quad \Delta r_Z(s_\mathrm{i}) = \left| r_Z(s_\mathrm{i}) - r_Z(s_{\mathrm{i}+1}) \right| = \left| \frac{Z_{\mathrm{i}-1} - Z_\mathrm{i}}{s_{\mathrm{i}-1} - s_\mathrm{i}} \right| - \left| \frac{Z_\mathrm{i} - Z_{\mathrm{i}+1}}{s_\mathrm{i} - s_{\mathrm{i}+1}} \right| \to \mathrm{Max.} \tag{51}$$

Das Ende der Regelstrecke wird spätestens mit dem Wiedererreichen stationärer Zustände in der Nähe des sich einstellenden ersten Zugkraft-Maximums durch einen minimalen Unterschied zwischen zwei aufeinanderfolgenden Änderungen der Zugkraft gekennzeichnet:

$$\Delta Z_{\min} \text{ an } s_\mathrm{i}: \quad \Delta r_Z(s_\mathrm{i}) = \left| r_Z(s_\mathrm{i}) - r_Z(s_{\mathrm{i}+1}) \right| = \left| \frac{Z_{\mathrm{i}-1} - Z_\mathrm{i}}{s_{\mathrm{i}-1} - s_\mathrm{i}} \right| - \left| \frac{Z_\mathrm{i} - Z_{\mathrm{i}+1}}{s_\mathrm{i} - s_{\mathrm{i}+1}} \right| \to \mathrm{Min.} \tag{52}$$

Einfluß der Mischguttemperatur auf die Zugkraft in den Regelstrecken (RT)

Die planmäßigen Temperaturwechsel zwischen zwei Lkw-Ladungen zeigen in den beiden höheren Temperaturstufen am Ende der jeweiligen Liefermenge immer einen – die Größe der Zugkraft mehr oder weniger beeinflussenden – Abfall, bevor das Mischgut planmäßig anderer Temperatur dem Fertiger zugeführt wurde, da zunächst das etwas kältere Restmaterial der vorherigen Liefermenge aus dem Fertigerbunker zu verbrauchen war, ehe das neue Material in den Einbauprozeß gelangte (vgl. *Abbn. A.10* und *A.11*). Aufgrund der Wartezeit von der Erstabgabe in der Versuchsbahn VB1 bis zum vollständigen Verbrauch in VB2 kühlten die auf den Lkw verbliebenen Teilmengen der Temperaturstufen T_1 und T_3 an den, der Witterung zugänglichen, Haufwerksgrenzflächen etwas ab, was anhand eines Vergleiches der jeweiligen Temperaturverläufe nachvollzogen werden kann. So variieren auch die jeweiligen temperaturstabilen Abschnitte beider Versuchsbahnen in ihrer Einbaulänge, weil das Mischgut der unterschiedlichen Temperaturstufen mit 3-Achs-Lkw angeliefert und die Liefermenge nach Augenschein des Einweisers und Geschick des Fahrers auf die jeweils vergleichbaren Abschnitte aufgeteilt wurde.

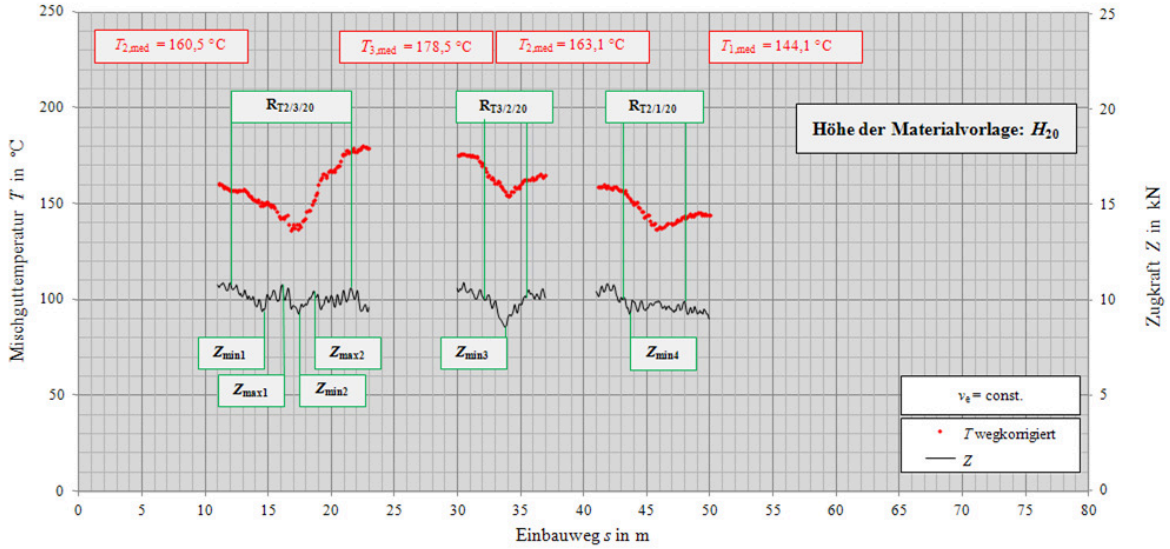


Abb. 62: Detektierte Regelstrecken in der Versuchsbahn VB1

Abb. 62 gibt beispielhaft die graphische Unterstützung zur Detektierung der Regelstrecken gem. den *Gln. (51)* und *(52)* wieder: Darstellung der systematischen Wechsel der Mischguttemperatur und der örtlichen Zugkraftverläufe mit erkennbaren Minima und Maxima sowie die Eingrenzung der Regelstrecken (s. auch *Abb. A.27*).

Die aus der Analyse der Daten abgeleiteten, untersuchungsrelevanten Parameter zum Einfluß der Mischguttemperatur auf die Zugkraft in den Regelstrecken sind in *Tab. A.48* aufgelistet.

Ordnungshalber sei nochmals darauf hingewiesen, daß in VB1 die Höhe des linken Zugpunktes fallweise korrigiert wurde: hier relevant sind die Positionen 20 und 45 m.

> Erwartungsgemäß sind die Regelstreckenabschnitte bei hoher Materialvorlage länger (vgl. *Zn. 8; Spn. 14, 17, 20*).

Mit Ausnahme der Abschnitte $R_{T2/3/20}$ und $R_{T2/3/30}$, in denen Änderungen der Zugkraft beim Wechsel $T_2 \nearrow T_3$ von mehreren Extrema begleitet werden, zeigen sich auf beiden Niveaus der Vorlagehöhe $H_{20,30}$ mehr oder weniger ausgeprägte Zugkraft-Minima (*Zn. 3; Spn. 3a, 4, 7, 10*), während die auf die Anfangs- und Endpunkte der Regelstrecken bezogenen Zugkraftänderungen relativ moderat ausfallen (*Zn. 7; Spn. 14, 17, 20*). Vielmehr wird die Zugkraft von gravierenden Schwankungen der Mischguttemperatur mit Maximalwerten zwischen 10 °C und 18 °C (*Zn. 5*, fett) in der Phase des Übergangs zwischen den Lkw-Ladungen dominiert, im Abschnitt $R_{T2/3/20}$ werden sogar rd. 21 °C Temperaturunterschied ermittelt (VB1, *Z. 2; Spn. 3, 4*). Gemessen an dem sorgfältig geplanten Einbauversuch ist das Ausmaß der Temperaturschwankungen bemerkenswert.
In einem Bereich zwischen 787 N und 2311 N fallen die Zugkräfte auf rd. 94,0 % bzw. 82,6 % der Ausgangswerte ab (*Zn. 6, 7; Spn. 12, 12b, 15, 18*), um in der Folge wieder auf annäherndes Ausgangsniveau anzusteigen, was mit Zuwächsen zwischen 667 N und 2977 N verbunden ist (*Zn. 6, 7; Spn. 12a, 13, 16, 19*).

> In zwei der drei paarweise durchgeführten Vergleiche zeigt sich, daß die wegstreckenbezogenen Änderungen bei einem Abfall der Zugkraft auf dem Niveau der Vorlagehöhe H_{20} größer sind (*Zn. 9; Spn. 12, 12b, 15, 18*),

weil mit einem größeren Haufwerk vor der Bohle die Unterschiede in der Mischguttemperatur offensichtlich weiter ausgezogen werden können (vgl. *Abbn. A.10* und *A.11*: die Parabeln sind bei H_{30} steiler).

Unter Verweis auf die graphische Darstellung in *Abb. 64*

> scheint die Annahme berechtigt zu sein, daß Änderungen der Mischguttemperatur von der hohen zur mittleren Stufe ($T_3 \searrow T_2$) mit geringeren wegstreckenbezogenen Änderungen der Zugkraft verbunden sind, was sich ausgeprägter bei einem höheren Niveau der Materialvorlage zeigt.

Einfluß der Höhe der Materialvorlage auf die Zugkraft in den Regelstrecken (RH)

Aus der beispielhaften, repräsentativen Darstellung des Zugkraftverlaufes in den Regelstrecken der Versuchsbahn VB4 (*Abb. 63*)

> ist ersichtlich, daß die Reaktion der Zugkraft auf eine Störung des Förderprozesses im Schneckenkanal offensichtlich nach einem einheitlichen Muster abläuft: Zuerst stellt sich ein deutlicher Abfall der Zugkraft auf kurzer Distanz ein, danach erfolgt der allmähliche Abbau der Materialvorlage und nach der Wiederaufnahme des Förderprozesses steigt die Zugkraft sprunghaft an (s. auch *Abb. A.28*).

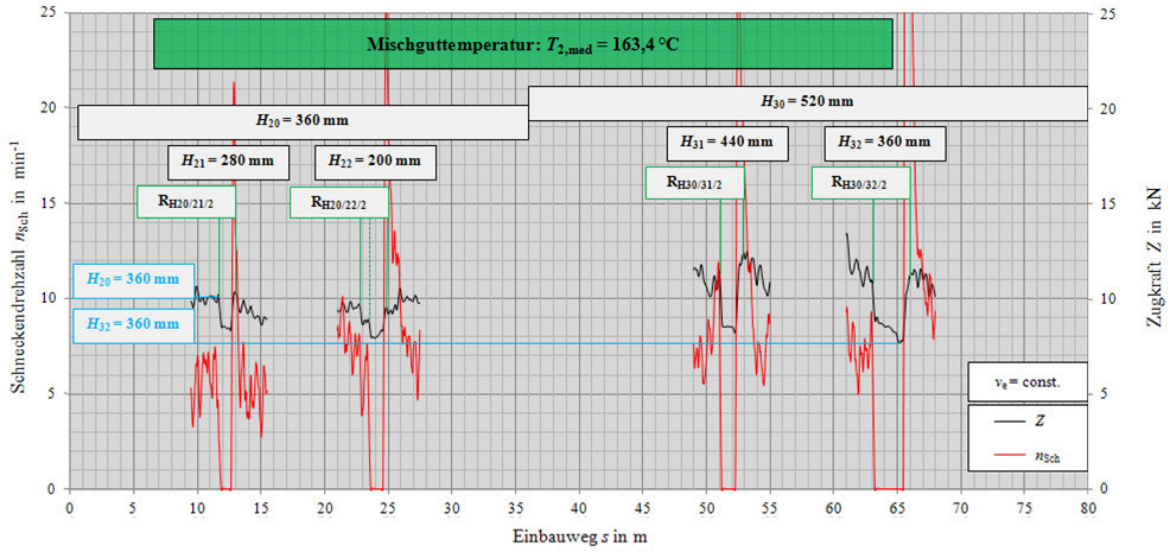


Abb. 63: Detektierte Regelstrecken in der Versuchsbahn VB4

Tab. A.49 (*Zn. 5 ... 7; Spn. 19, 22, 25, 28*) ist überraschenderweise zu entnehmen, daß sich vorlagehöhenbedingt (H_{20}, H_{30}) auf ausgesprochen kurzen Distanzen von 0,13 … 0,52 m bzw. 0,20 … 0,41 m (*Zn. 8*) drastische Zugkraftverminderungen zwischen 656 … 1780 N bzw. 1858 … 3025 N einstellten, was einer Reduzierung des Ausgangswertes um rd. 7 … 17 % bzw. 17 … 26 % entspricht.

Dieser starke Effekt des Steilabfalls ist bei allen Variationen der Materialvorlagehöhe nachweisbar, wenn eine kritische Schneckendrehzahl zwischen rd. 4 … 5 min^{-1} (H_{20}) bzw. 5 … 8 min^{-1} (H_{30}) unterschritten wurde (vgl. *Zn. 3; Spn. 3, 7, 11, 15*), was anhand der Darlegungen des *Abschn. 4.5.2* erklärbar ist:
Die Schnecke verdichtet das Mischgut auf dessen Weg zur Vorderwand der Einbaubohle, das Maximum der Verdichtung wird im Bereich um den Fußpunkt der Bohle erzielt (s. *Abbn. 21, 23*, *25*, *27*, *28*, *29*). Kommt die Schnecke (annähernd) zum Stillstand, befindet sich vor der Bohle gut vorverdichtetes Material, das der Zugkraft einen entsprechenden Widerstand entgegenzusetzen vermag, der mit dem Verbrauch des Einbaugutes der *Zone F* gem. *Abb. 25* und damit mit dem Einbaufortschritt schwindet, weil nun die permanente Erneuerung des Widerlagers ausbleibt. Auch der zusätzlich aus den *Zonen E* und *G* resultierende Versetzungswiderstand wird in Abhängigkeit von der Vorlagehöhe mehr oder weniger schnell bis auf ein Niveau abgebaut, das den Verdichtungsgrad des Haufwerkes vor der Bohle ohne den Einfluß der Schnecke repräsentiert.
In *Abb. 63* wird das anhand des Vergleiches der Zugkraftverläufe in den stationären Bereichen <u>vor</u> den Regelstrecken $R_{H20/21/2}$ und $R_{H20/22/2}$ mit der Änderung der Zugkraft <u>in</u> der Regelstrecke $R_{H30/32/2}$ deutlich:
Die gleichmäßig fördernde Schnecke mobilisierte in den beiden stationären Bereichen auf dem Vorlageniveau H_{20} = 360 mm Versetzungswiderstände, die mittlere Zugkräfte[53] von 10,337 kN bzw. 9,876 kN erforderten, während in der letzten Regelstrecke der Versuchsbahn VB4 die Zugkraft auf dem gleichen Niveau der Materialvorlage $H_{32} = H_{20}$ = 360 mm um rd. 23,3 % auf 7,750 kN abfiel (s. *Tab. A.49*: *Z. 4; Sp. 17*).
Damit erfahren die im *Abschn. 4.3.4* geführten theoretischen Untersuchungen zum Zusammenspiel der an einem Schneckenblatt angreifenden Kräfte eine praktische Bestätigung.

Auch die sich nach dem Verbrauch des durch den Einfluß der Schnecke höher verdichteten Materials durch die Wirkung des passiven Gutdruckes *A*p auf die Bohlenvorderwand einstellende Zugkraft *Z* (s. *Abb. 22*) liegt trotz der an der Position 63,299 m rechnerisch ermittelten Vorlagehöhe von 504 mm mit 8789 kN (*Zn. 1, 2, 4; Sp. 16*) wesentlich niedriger als die oben gen. mittleren Zugkräfte in den stationären Bereichen bei 360 mm,

> woraus abzuleiten ist, daß entgegen der gängigen Annahme das Bewegungsverhalten der Einbaubohle nicht allein vom Druck des Haufwerkes auf die Vorderwand, sondern in erheblichem Maße von den Spannungsverhältnissen im Bereich des Bohlenfußpunktes beeinflußt wird (s. auch *Abb. A.28*).

Oberhalb einer sich im Bereich von *F* und *G* einstellenden Bruchzone wird die Materialsäule *H* vor der Bohle mitgeführt (s. *Abb. 25*) und bei länger anhaltender Störung der Materialförderung auch abgebaut.

[53] Mittelwerte, in *Tab. A.49* nicht aufgeführt

Vergleich der Zugkraftänderung in den RT- und RH-Regelstrecken

Die in der *Abb. 64* gezeigten und aus den Daten der *Tab. A.49* resultierenden wegstreckenbezogenen Änderungen der Zugkraft spiegeln die Ergebnisse aus der partiellen Korrelationsanalyse wider.



Abb. 64: Maximale wegstreckenbezogene Änderungen $r_Z(s)$ der Zugkraft[54]

[54] unter Störung ist hier die unplanmäßige Abweichung von homogenen Versuchsvoraussetzungen zu verstehen

Als Ausdruck des Versetzungswiderstandes des Haufwerkes vor der Bohle nimmt die Zugkraft mit steigender Vorlagehöhe in der Regel zu (*Zn. 4; Spn. 4, 8, 12, 16*). Bei uneinheitlichen, wegstreckenbezogenen Änderungen des Steilabfalls der Zugkraft innerhalb eines Vorlageniveaus $H_{20,30}$ ist dennoch zu erkennen, daß hohe Materialvorlagen tendenziell zu größeren wegstreckenbezogenen Änderungen der Zugkraft führen: mit geringeren Werten in der Temperaturstufe T_2.

Obwohl innerhalb der Regelstrecke $R_{H20/22/1}$ der Versuchsbahn VB5 die Schnecke bei abgeschaltetem Lattenrost weiterlief, sind trotz hohem $\Delta Z = 1533$ N die wegstreckenbezogenen Änderungen der Zugkraft aus dem Abbau der Materialvorlage deutlich geringer $r_Z(s) = 355$ N/m (*Zn. 6, 9; Sp. 23*) und liegen unterhalb der aus den Temperaturschwankungen resultierenden $r_Z(s)$-Werte.

In der Regelstrecke $R_{H20/22/2}$ der Versuchsbahn VB4 (*Abb. 63*) lief die Schnecke bereits vor Erreichen der lokalen maximalen, wegstreckenbezogenen Änderung der Zugkraft im Grenzbereich, weshalb zwischen den beiden Zugkraft-Tiefpunkten eine Wegkorrektur vorzunehmen war, um den sich einstellenden effektiven Steilabfall abschätzen zu können. Dazu wurde die Wegstrecke zwischen den beiden Tiefpunkten[55] auf Null gesetzt, womit sich eine kursiv dargestellte, rechnerisch wirksame Wegstrecke von $\Delta s = 0{,}364$ m ergibt (*Z. 8; Sp. 22*).

Unter der Annahme eines gleichmäßigen wegabhängigen Verlaufes des Abbaus der Materialvorlage erfolgte die Berechnung der Vorlagehöhen am Ende des Steilabfalls der Zugkraft durch lineare Interpolation (*Zn. 2; Spn. 4, 8, 12, 16*).

Überraschenderweise stellt sich der Einfluß des – dem Einbaufortschritt geschuldeten – weiteren Abbaus der Haufwerkshöhe auf den Versetzungswiderstand in $R_{H20/2j/T}$ sowie $R_{H30/31/T}$ als nicht gravierend dar (vgl. *Zn. 6; Spn. 20, 23, 26, 29* mit *Spn. 19/21, 22/24, 25/27, 28/30*), etwas ausgeprägter ist in allen Temperaturstufen der Einfluß der Reduzierung der Vorlagehöhe auf das Niveau H_{32} ($R_{H30/32/T}$).

Nach Erreichen der planmäßig angesteuerten Minima der Füllstände im Schneckenkanal führte die wiedereinsetzende Materialförderung mit dem Aufbau eines raumdichtereduzierten Widerlagers in den *Zonen E* bis *G* (*Abb. 25*) zu einem vorlagehöhenbedingten, sprunghaften Steilanstieg der Zugkraft um 1581 … 2466 N (H_{20}) bzw. 2828 … 4877 N (H_{30}) auf Einbaulängen zwischen 0,290 … 0,860 m bzw. 0,310 … 0,550 m (*Zn. 6, 8; Spn. 21, 24, 27, 30*). Am Ende der Regelstrecken werden die wegstreckenbezogenen Änderungen der Zugkraft deutlich von der Vorlagehöhe dominiert. Die überwiegend geringeren Werte der Störung H_{i2} sind darauf zurückzuführen, daß das Förderorgan etwas mehr Zeit gegenüber H_{i1} benötigte, um den Schneckenkanal wieder zu füllen, was unter der Bedingung $v_e =$ const. zu längeren Regelstrecken und damit zu geringeren $r_Z(s)$ führte.

Auch in den Regelstrecken wird das Ergebnis der partiellen Korrelationsanalyse bestätigt: So wirken sich i. allg. und insbesondere auf hohem Niveau der Materialvorlage geringere

[55] Abstand zwischen der vollen und gestrichelten Linie in *Abb. 63*

Abweichungen vom Füllstandsoll deutlicher auf den Anstieg der Zugkraft aus, deren wegstreckenbezogenen Änderungen noch über denen der Zugkraftabfälle zu Beginn der Regelstrecke liegen, wobei auch hier geringere Werte in der Temperaturstufe T_2 zu erkennen sind (vgl. *Abb. 64*, unterer Teil).

Die Ergebnisse der Regelabschnitte $R_{H30/32/3}$ und $R_{H20/21/1}$ wurden in *Tab. A.49* kursiv dargestellt und verschließen sich einer vergleichenden Beurteilung, weil im ersten Fall innerhalb der Regelstrecke erheblich niedrigere Mischguttemperaturen registriert wurden und im zweiten Fall die Schnecke nicht stillstand (s. *Tab. A.10*, *Anm. 7, 10*).

> In Auswertung der Versuchsergebnisse der Regelstrecken wurde der dominierende Einfluß sowohl der Schnecke als auch ihres Füllstandes auf die Zugkraft erkannt, wobei insbesondere kurzzeitige Schwankungen in der Höhe der Materialvorlage höhere wegstreckenbezogene Änderungen der Zugkraft induzieren. Da in den Regelstrecken der Einfluß der Vorlagehöhe dominiert, wird die Kombination $T_{2+}H_{20}$ als günstig angesehen.

7.3.3 Schiefe Reibung

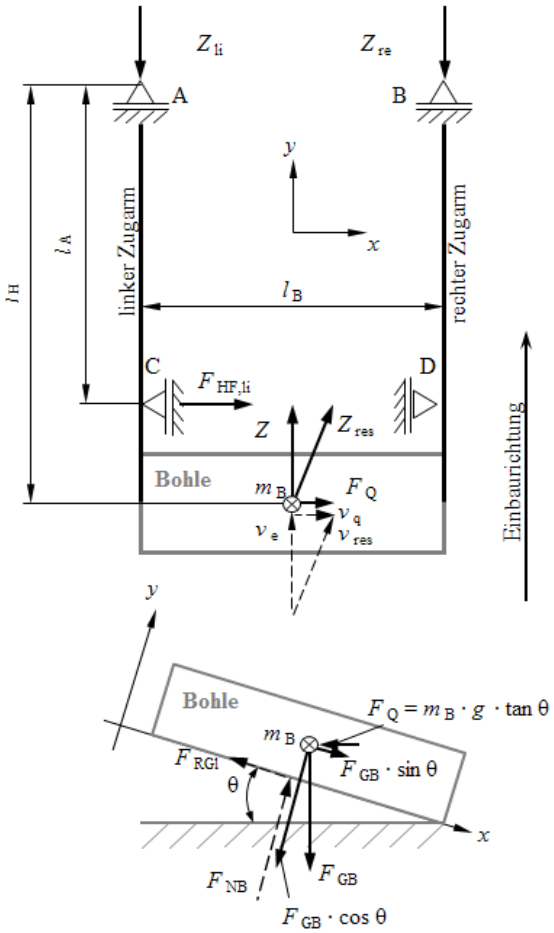
Ausnahmslos alle paarweisen Vergleiche der Zugkräfte am linken und rechten Bohlenanlenkpunkt (s. *Tab. 20*) zeigen signifikante Unterschiede der Varianzen an (s. *Tab. A.29*), weshalb die Nullhypothese in allen Fällen abzulehnen ist: die paarweise lagebezogenen Meßdaten sind miteinander nicht verträglich und entstammen unterschiedlichen Grundgesamtheiten. Die Mittelwertvergleiche auf Basis des WELCH-Testes bestärken das Ergebnis (s. *Tab. A.31*).

> Die Unterschiede in der Zugkraft am linken und rechten Anlenkpunkt der Bohle sind nicht auf Zufallseinflüsse zurückzuführen.

Die deutlichen Zugkraftdifferenzen zwischen linkem und rechtem Bohlenanlenkpunkt führten zu der Annahme, daß ein Einfluß der Querneigung des Versuchsfeldes vorliegt, die in Einbaurichtung gesehen im Mittel um rd. 1 % nach rechts abfiel. Diese Hypothese war der Anlaß dafür, im Rahmen einbaubegleitender Maßnahmen bei diversen Unternehmen dem Phänomen verstärkt Beachtung zuteil werden zu lassen, wobei ausnahmslos festgestellt[56] werden konnte, daß beim Einbau mit Quergefälle immer der höher liegende Zugarm am Führungspunkt anlag. Da während des Vorversuches in der entgegengesetzten Richtung eingebaut wurde und, wie bereits berichtet, die Zugkraft in diesem Fall auf der rechten Seite größer war als auf der linken, erfährt die empirische Annahme bezüglich des Einflusses des Quergefälles ihre Bestätigung. Anhand der *Abb. 65* sollen die physikalischen Zusammenhänge erläutert werden:

[56] Beobachtungen durch Hr. JUNOLD (Werksmonteur der *Fa. Dynapac*) und den Verfasser an Fertigern verschiedener Hersteller

Der obere Teil der Skizze zeigt die schematisch dargestellte Einbaubohle mit den beiden Zugarmen sowie deren Anlenkpunkten A, B und Führungen C, D (D im vorliegenden Fall belastungsfrei am Traktor), während im unteren Teil die quergeneigte Bohle mit Blick in Einbaurichtung zu erkennen ist. Die im System angreifenden Kräfte wurden freigemacht.
Wirkt eine kleine Querkraft F_Q auf die unter dem Querneigungswinkel θ auf dem Einbaugut aufliegende Bohle, bleibt diese in Ruhe, solange $F_Q \leq F_{RGl} = F_{NB} \cdot \mu_{St/A,0}$ gilt. Wenn eine angreifende Zugkraft $Z > F_{NB} \cdot \mu_{St/A,0}$ die Haftreibung $\mu_{St/A,0}$ überwindet, tritt die Bewegung nicht ausschließlich in der Zugkraftrichtung v_e ein, sondern Z und F_Q vereinigen sich zur Resultierenden Z_{res} und die Vorwärtsbewegung erfolgt in Richtung v_{res}.
Mit der schiefen Reibung kann allgemein erklärt werden, daß in Anwesenheit auch einer sehr geringen Querkraft eine Bewegungskomponente in Richtung des Quergefälles durch die gleichzeitige Vorwärtsbewegung auftritt.



A, B	Zugarmanlenkpunkt,
C, D	Zugarmführungspunkt,
F_{GB}	Gewichtskraft der Bohle,
F_{NB}	Normalkraft auf das Glättblech,
F_Q	Querkraft an der Bohle,
F_{RGl}	Reibungskraft an der Glättblechunterseite,
g	Erdbeschleunigung,
l_A	Abstand zwischen Zugarmführungs- und -anlenkpunkt,
l_B	Einbaubreite,
l_H	Zugarmlänge,
m_B	Masse der Bohle,
v_e	Einbaugeschwindigkeit,
v_q	Geschwindigkeit quer zur Einbaurichtung,
v_{res}	resultierende Geschwindigkeit,
Z	Zugkraft,
Z_{li}	Kraft am linken Zugpunkt,
Z_{re}	Kraft am rechten Zugpunkt,
Z_{res}	resultierende Zugkraft,
θ	Querneigungswinkel.

Abb. 65: Lageskizze der beim Einbau auf einer in Einbaurichtung quergeneigten Unterlage an der Bohle angreifenden Kräfte und Momente

Diese Kraftwirkung ist während des Einbaus mit einem Quergefälle beobachtbar und kann mit dem Ansatz der aus der *Abb. 65* ableitbaren Gleichgewichtsbedingungen abgeschätzt werden:

$$\sum F_x = 0 = F_C - F_Q \,, \tag{53}$$

$$\sum F_y = 0 = Z - F_A - F_B, \tag{54}$$

$$\sum M_{(A)} = 0 = F_C \cdot l_A + Z \cdot \frac{l_B}{2} - F_Q \cdot l_H - F_B \cdot l_B. \tag{55}$$

Mit $F_A = Z_{li}$, $F_B = Z_{re}$, $F_C = F_{HF,li}$ und $F_Q = F_{GB} \cdot \tan\theta = m_B \cdot g \cdot \tan\theta$ erhält man die Beziehungen für die an den beiden Anlenkpunkten wirksamen Zugkräfte:

$$Z_{li} = \frac{Z}{2} + m_B \cdot g \cdot \tan\theta \cdot \frac{l_H - l_A}{l_B}, \tag{56}$$

$$Z_{re} = \frac{Z}{2} - m_B \cdot g \cdot \tan\theta \cdot \frac{l_H - l_A}{l_B}, \tag{57}$$

$$\Delta Z = Z_{max} - Z_{min} = 2 \cdot m_B \cdot g \cdot \tan\theta \cdot \frac{l_H - l_A}{l_B}. \tag{58}$$

Mit zunehmender Gesamtzugkraft Z (insbesondere resultierend aus Vorlagehöhe und Anstellwinkel) schwächt sich der Einfluß der Querkraft $F_Q = m_B \cdot g \cdot \tan\theta$ an beiden Zugpunkten ab, s. *Gln. (56)*, *(57)*. Die Relation l_H zu l_A ist bei einem gegebenen Fertiger konstant: was sich ändert, ist die Einbaubreite l_B, mit deren Zunahme der Einfluß von F_Q auf die am jeweiligen Zugpunkt angreifende Gesamtkraft geringer wird.

> Daraus ist abzuleiten, daß sich der Effekt aus einem Einfluß der Querkraft vor allem beim Einbau dünnerer Schichten in geringer Einbaubreite deutlicher bemerkbar macht,

wobei neben der Querneigung auch die aus der Mischgutförderung resultierenden und an der Bohlenvorderwand angreifenden Querkräfte (s. *Abschn. 4.4.1*) nicht zu vernachlässigen sind, womit auch hier die wiederholt formulierte Forderung nach sich langsam und gleichmäßig drehenden Schnecken bestätigt wird.

> Um ruckartige Vertikalbewegungsmöglichkeiten der Bohle aufgrund des plötzlichen Spannungsabbaus aus der Querkraft an der seitlichen Führung eines Zugarmes bei Überwindung der Haftreibung vermeiden zu können, sind konstruktive Lösungen zur Gestaltung eines reibungsarmen Anschlages geboten.

Wie eingangs des Abschnittes bereits erwähnt, gilt für den Hauptversuch $Z_{li} > Z_{re}$, wenn auch parameterbedingt auf unterschiedlichem Niveau.
Berechnet man anhand der in *Tab. 20* ausgewiesenen Mittelwerte und Standardabweichungen die absoluten Differenzen zwischen paarweisen linken und rechten Zugkräften, ist festzustellen, daß die Maxima bei folgenden Parameterkombinationen zu verzeichnen sind: T_1H_{20}, T_2H_{30} sowie T_3H_{20}. Liegt mehr Mischgut vor der Bohle (H_{30}), sind die Spannweiten der paarweisen Vergleiche in den beiden oberen Temperaturstufen größer.

> Unter dem Aspekt möglichst geringer Unterschiede in den Zugkräften am linken und rechten Bohlenanlenkpunkt ist ein mittleres Temperaturniveau T_2 und ein etwas höheres Niveau der Vorlagehöhe zu empfehlen: T_2H_{20+}.

7.3.4 Empfehlung für die Minimierung der Zugkraft

Aus dem Datenmaterial kann abgeleitet werden, daß im untersuchten Fall die Zugkraft zwar im Bereich zwischen 150 °C und 154 °C unter konstanten Einbaubedingungen in Abhängigkeit vom Füllstand im Schneckenraum minimiert, aber bei temperatur- und vorlagehöhenbedingten Störungen sich die Konstellation $T_{2+}H_{20}$ günstig auf die anzustrebenden, geringen wegstreckenbezogenen Änderungen der Zugkraft auswirkt.

> Unter zusätzlicher Würdigung der Untersuchungen zu den Zugkraftunterschieden an den beiden Anlenkpunkten der Bohle sind ein Temperaturniveau etwas oberhalb von T_2 und ein etwas höheres Niveau der Vorlagehöhe zu empfehlen: $T_{2+}H_{20+}$.

7.4 Einbaudicke

7.4.1 Stationäre Zustände

Zunächst waren die auf einem Stichprobenumfang $n_{bal} = 80$ symmetrisch balancierten, selektierten Datensätze der Dual-Sonic-Meßwerte d_{DS}[57] auf technische Ausreißer zu prüfen, von denen in den stationären Abschnitten $S_{2/20}$ und $S_{2/30}$ anhand graphischer Analysen 20 bzw. 18 zusammenhängende verdächtige Werte erkannt wurden (s. *Tab. A.22*). Da ein eindeutiger Zusammenhang mit den Änderungen der Höhenlinie der Unterlage im hier interessierenden Bereich zwischen 20,2 … 22,1 m und 39,7 … 41,4 m offensichtlich ist (s. *Abb. A.29*), konnte aufgrund des annähernd kontinuierlichen Höhenverlaufes der Deckschicht in beiden Bereichen entlang der Meßlinie ML44.2.2 deren wechselseitiger Austausch mit den betreffenden ausreißerbereinigten Mittelwerten und Standardabweichungen vorgenommen werden: $d_i = \bar{d} + s_d$, $d_{i+1} = \bar{d} - s_d$, $d_{i+2} = \bar{d} + s_d$, $d_{i+3} = \bar{d} - s_d$ usf.

Aus derselben Tabelle gehen die Ergebnisse der statistischen Ausreißertests hervor, wobei auch hier die fallweise durchzuführenden t-Tests keine signifikanten Abweichungen nach dem Entfernen einer verdächtigen Größe aus der betreffenden Stichprobe anzeigten, weshalb alle Werte in den Datenkollektiven der *Tab. 21* belassen werden konnten.

Tab. 21: Arithmetische Mittelwerte und Standardabweichungen der mit dem Dual-Sonic-Meßsystem ermittelten Einbaudicke d in den selektierten Abschnitten

Versuchs-abschnitt	Temp.-Stufe	Vorlage-höhe	$n_{prüf}$	$\bar{d}$ mm	±	s_d mm
$S_{1/20}$	T_1	H_{20}	80	34,5	±	3,44
$S_{1/30}$	150 °C	H_{30}		38,6	±	1,36
$S_{2/20}$	T_2	H_{20}	80	46,2	±	0,74
$S_{2/30}$	170 °C	H_{30}		49,4	±	1,11
$S_{3/20}$	T_3	H_{20}	80	47,7	±	2,12
$S_{3/30}$	190 °C	H_{30}		50,2	±	1,37

[57] in der Folge vereinfachend mit d bezeichnet

Da in keinem einzigen Fall normalverteilte Grundgesamtheiten nachzuweisen waren (s. *Tab. A.25*), wurden Datentransformationen gem. den in der *Anl. A.5.2* vorgestellten Methoden vorgenommen, die allerdings nicht die gewünschte Annäherung an eine Normalverteilung brachten, weshalb mit den Ausgangs-Meßwerten weitergearbeitet und zur Prüfung der Gleichheit der Varianzen auf den COCHRAN-Test (s. *Anl. A.5.4*) ausgewichen wurde, der signifikante Unterschiede der sechs Streuungen anzeigt (*Tab. A.30*).

Zusätzlich veranlaßt durch die sehr unterschiedlichen Verteilungsformen der Stichproben (vgl. *Tab. A.25*), war im Fall der Untersuchungen zur Einbaudicke die Anwendung des in der *Anl. A.5.6* beschriebenen erweiterten Median-Testes geboten, der mit $\chi^2 = 342{,}500 >> 11{,}07 = \chi^2_{(5/0{,}05)}$ die Ablehnung der Nullhypothese nach Gleichheit der Mittelwerte rechtfertigt (*Tab. A.38*).

Basierend auf einer kritischen Differenz $D_K = 73{,}0$ bei $m = 5$ Freiheitsgraden und einer statistischen Sicherheit von 95 % sind mit Hilfe des sich anschließenden Vergleiches der Rangsummen nach NEMENYI überwiegend signifikante Unterschiede zwischen den sechs Grundgesamtheiten nachweisbar (*Tab. A.38*). Ausnahmen zeigen sich unabhängig vom Niveau der Vorlagehöhe bei der Temperatur zwischen T_2 und T_3 ($S_{2/20}/S_{3/20}$, $S_{2/30}/S_{3/30}$) sowie der Materialvorlage auf dem Temperaturniveau T_1 ($S_{1/20}/S_{1/30}$) als auch in den Wechselwirkungen der beiden Parameter bei Reduzierung der Vorlagehöhe und gleichzeitiger Steigerung der Temperatur auf das obere Niveau ($S_{2/30}/S_{3/20}$).
Aus *Tab. 21* wird deutlich, daß mit steigenden Mischguttemperaturen die Einbaudicke zunimmt.

Anhand des Profildiagrammes der *Abb. 66* läßt sich der Einfluß der Mischguttemperatur und der Vorlagehöhe auf die Einbaudicke abschätzten, indem man wiederum die arithmetischen Mittelwerte $\bar{d}$ innerhalb einer Stufe H_{i0} verbindet und auch hier einfach gekrümmte Kurven erhält, die sich jeweils durch ein Polynom zweiten Grades approximieren lassen.

Der Verlauf der Einbaudicke über der Einbautemperatur überrascht außerordentlich und steht in diametralem Gegensatz zur bisherigen Auffassung, daß sich die Bohle bei höheren Mischguttemperaturen aufgrund der besseren Verdichtbarkeit senkt und bei kälterem Mischgut dicker einbaut.
Es ist zu vermuten, daß sich diese Annahmen auf die Erkenntnisse aus dem Laboratorium oder die aus der Schmiermittelreibung bekannte *Theorie der schleichenden Bewegung eines zähen Mediums* [154][58] stützen.

[58] Hinweis durch Herrn Prof. Dr.-Ing. H. SCHIRRMACHER, FH Wilhelmshaven [183]

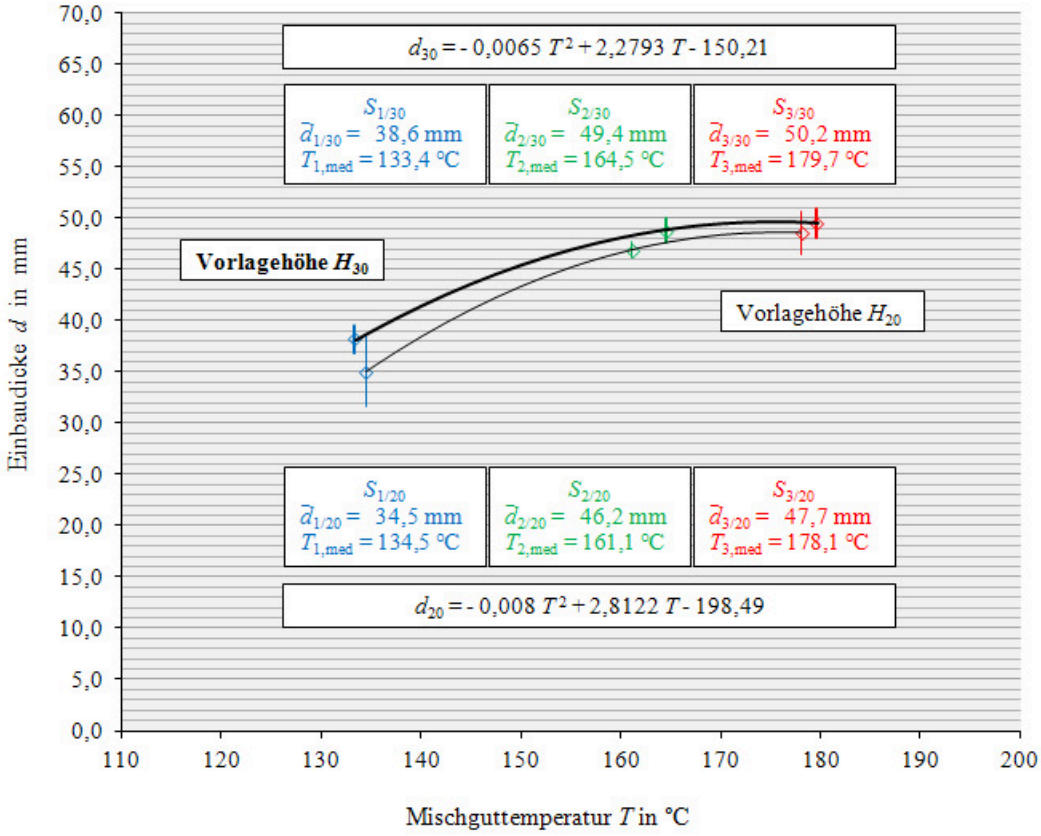


Abb. 66: Profildiagramm zur Einbaudicke d für die Faktoren H und T

Beim Experimentieren mit dem MARSHALL-Gerät stellt sich nach dem Einbringen konstanter Verdichtungsenergien in das Versuchsmaterial durch die Begünstigung der Verdichtung bei höheren Temperaturen regelmäßig eine geringere Probekörperhöhe ein: so ist es naheliegend, diese Erkenntnis auf den praktischen Einbau zu postulieren. Selbstverständlich würde bei einer Einbauunterbrechung die Bohle material- und temperaturbedingt mehr oder weniger einsinken, würde sie nicht durch die Bohlenhubzylinder hydraulisch entlastet. Auch im kontinuierlichen Einbauprozeß wirkt diese Gesetzmäßigkeit, wird aber offensichtlich von anderen Phänomenen deutlich überlagert.

Für alle von REYNOLDS, SOMMERFELD und MICHELL in [154] diskutierten Fälle gilt:

$$\uparrow T \rightarrow \downarrow \eta \rightarrow \downarrow p \rightarrow \downarrow h,$$

mit T Temperatur,
η dynamische Viskosität,
p hydrodynamischer Druck und
h Abstand zwischen zusammenhängenden Flächen (Spalthöhe).

Das Ergebnis des Einphasenmodells für langsam angeströmte Platten steht somit ebenfalls in diametralem Widerspruch zu den Untersuchungsergebnissen und ist nicht geeignet, die Zunahme der Einbaudicke bei steigenden Mischguttemperaturen zu erklären.

Beim Einbau von heißem Asphaltmischgut ändern sich temperaturbedingt nicht nur dessen Fließeigenschaften, sondern auch die Verdichtbarkeit: Im Gegensatz zu einem Schmieröl unterliegt das Medium Asphalt also zusätzlich einer Änderung der Raumdichte (s. *Abb. 72*) und damit seines Widerstandes gegenüber einwirkenden Lasten.

Zum parabolischen Verlauf der Einbaudicke über der Mischguttemperatur und deren vorlagehöhenbedingten Niveau bleibt zuerst einmal festzustellen, daß ein meßtechnisches Problem ausgeschlossen werden kann.
Ein Vergleich der Dual-Sonic-Werte mit den mit einem Gliedermaßstab im Zuge des Einbaus fallweise bestimmten Einbaudicken zeigt eine gute Übereinstimmung, auch die aus den 3D-Daten der Deckschicht und der Unterlage ermittelten Differenzen passen dazu.

Mit dem bei der Verdichtung von Walzasphalt grundsätzlich immer vorhandenen Phänomen der Entspannung nach Wegnahme der Belastung können die aus der *Abb. 66* ersichtlichen Schichtdickenunterschiede nicht erklärt werden. Letztlich waren am Ende der Versuchsbahn VB5 (Temperaturstufe T_1) bei gleicher Anlieferungsmenge noch ca. 20 % Asphaltmischgut übrig, was auf einen deutlichen Mindereinbau schließen läßt.

Mit dem im *Abschn. 4.2.3* vorgestellten hypothetischen Modell zum Verformungswiderstand eines Asphalthaufwerkes und in der *Abb. 74* gezeigten Profildiagramm zur Raumdichte sowie den im *Abschn. 4.4* eingeführten Kräften $F_{W,ver}$ und F_S (s. *Abb. 22*) als auch der, dem *Merkblatt für das Verdichten von Asphalt – M VA* [142] entnommenen und nachfolgend auf die Einbauverhältnisse angepaßten, Gleichung *Gl. (59)* allein kann ebenfalls nicht auf den Verlauf der Schichtdicke geschlossen werden.

$$n(k) = \mathrm{a} \cdot T_0^{\mathrm{b}} \cdot E_2(k, T = 135)^{\mathrm{c}} \cdot m_{\mathrm{w}}^{\mathrm{d}} \cdot k^{\mathrm{e}}, \tag{59}$$

mit
- $n(k)$ erforderliche Anzahl von Walzübergängen zum Erreichen eines bestimmten Verdichtungsgrades k [–],
- a … e Koeffizienten bzw. Exponenten gem. *Tab. 7* in [142],
- T_0 Anfangs-Verdichtungstemperatur [°C],
- $E_2(k, T = 135)$ erforderliche Verdichtungsarbeit zum Erreichen eines bestimmten Verdichtungsgrades k bei einer Verdichtungstemperatur von T = 135 °C [21 Nm],
- m_{w} Masse der Walze [t],
- k Verdichtungsgrad [–].

Setzt man für die Betrachtung der Einbauverhältnisse die Anzahl der Übergänge mit der Bohle $n(k) = 1$ und substituiert m_{w} durch die Masse der Bohle m_{B}, so läßt sich der Verdichtungsgrad unmittelbar nach dem Einbau mit dem Fertiger abschätzen:

$$k = \sqrt[\mathrm{e}]{\left(\mathrm{a} \cdot T_0^{\mathrm{b}} \cdot E_2(k, T = 135)^{\mathrm{c}} \cdot m_{\mathrm{B}}^{\mathrm{d}}\right)^{-1}}. \tag{60}$$

Mit a = 900, b = – 0,6047, c = 0,4903, d = – 1,7196 und e = 14,89 für die dynamische Verdichtung eines SMA 0/11 S sowie m_{B} = 3936 kg (s. *Tab. 25*) und $E_2(k = 0{,}99;\ T = 135)$ = 80 [21 Nm] ergeben sich für die drei Temperaturstufen (150, 170, 190) °C minimale Ver-

dichtungsunterschiede und – bezogen auf den zu erreichenden Mindest-Verdichtungsgrad von $k = 0{,}97$ – sich lediglich im Bereich von Nachkommastellen unterscheidende rechnerische Einbaudicken.

Unter der berechtigten Annahme, daß es sich vor allem um ein Fließproblem des Asphaltmischgutes im Bereich unmittelbar vor der Bohle handelt, wurde mit freundlicher Unterstützung der *Ems-Jade Mischwerke, Cappeln* in einem Laborversuch die temperaturbedingte Fließfähigkeit des SMA 8 S, 25/55-55 A untersucht. Der Versuchsaufbau und die Aufbereitung der Daten können der *Anl. A.6* entnommen werden, nachstehende Tabelle gibt die Ergebnisse des Laborversuches wieder:

Tab. 22: Ergebnisse des Laborversuches zur Bestimmung der temperaturabhängigen Durchflußmenge Q eines unkonsolidierten SMA 8 S mit einem Bindemittel 25/55-55 A

Temperaturstufe		Mischgut-kondition	n	Durchflußmenge			
				$\bar{k}$	$\bar{Q}$ ± s_Q		ΔQ
				%	kg/min		%
T_1	150 °C	locker	7	68,8	2,109	± 0,379	57,9
T_2	170 °C	locker	3	68,0	3,641	± 0,439	100,0
T_3	190 °C	locker	3	68,9	5,238	± 0,731	143,9

Anhand eines LSD-Testes konnten hochsignifikante Unterschiede zwischen den Durchflußmengen aufgedeckt werden (*Abb. A.24*).

Die statistische Auswertung bestätigt ebenso eindrucksvoll wie die graphische Darstellung in *Abb. 67* die Vermutung, daß die Mischguttemperatur das Materialfließverhalten deutlich beeinflußt.

> Damit darf unterstellt werden, daß das Bewegungsverhalten der Bohle unter der Voraussetzung einer anforderungsgerechten, ebenen Unterlage nicht vordergründig den Zuständen unter dem Glättblech, sondern der Kondition des Mischgutes vor dem Einbauwerkzeug unterliegt.

Es war bei dem gewählten Versuchsaufbau nicht möglich, Asphaltmischgut mit einer höheren – als der unmittelbar nach dem Befüllen der Hülsen vorhandenen – Raumdichte bei einer Temperatur von 195 °C zum Fließen zu bringen, weil offensichtlich die innere Reibung in erheblichem Maße zugenommen hatte und über der Düse ($d = 110$ mm) zu einer Brückenbildung des Materials führte. Eine Einschätzung des kornreibungsbedingten Einflusses auf das Fließverhalten des Mischgutes in der mittleren und unteren Temperaturstufe kann nicht gegeben werden, weil die Versuchsreihen mit konsolidiertem Material abgebrochen werden mußten.

Trotz der Annahme $\rho \approx$ const. – aufgrund annähernd gleicher Einfüllhöhen bei gleicher Mischgutmasse in allen drei Temperaturstufen (vgl. *Tab. A.17*) – ist davon auszugehen,

daß die innere Reibung zum Zeitpunkt des beginnendes Fließens durch die Düse unterschiedlich war: $\varphi_{150} \neq \varphi_{170} \neq \varphi_{190}$.
Steigende Mischguttemperaturen begünstigen – wie im *Abschn. 4.2.3* ausführlich angesprochen – das Durchstoßen der Bindemittelhüllen durch das Gestein und führen somit bei (zu Versuchsbeginn) gleicher Raumdichte zum Anstieg der inneren Reibung. Dennoch ist anhand der *Abb. 67* klar zu erkennen, daß bei locker gelagertem Asphaltmischgut trotz größerer innerer Reibung der Einfluß der Viskosität überwiegt.
Die temperaturbedingten Änderungen der Widerstände τ_c und τ_{visk} führen im Fall einer Temperaturreduzierung von $T_2 = 170$ °C auf $T_1 = 150$ °C auf eine signifikante, 40 %ige Abnahme der Durchflußmenge, während eine Temperaturzunahme um 20 °C auf $T_3 = 190$ °C den Massenfluß signifikant auf über 140 % steigert (s. *Tab. 22*). Kälteres Asphaltmischgut ist aufgrund der höheren kohäsiven und viskosen Widerstände bei annähernd gleicher Raumdichte und geringerer innerer Reibung deutlich unbeweglicher, während betragsgleiche Temperaturabweichungen nach oben die Beweglichkeit des Mischgutes etwa im gleichen Maße steigern.

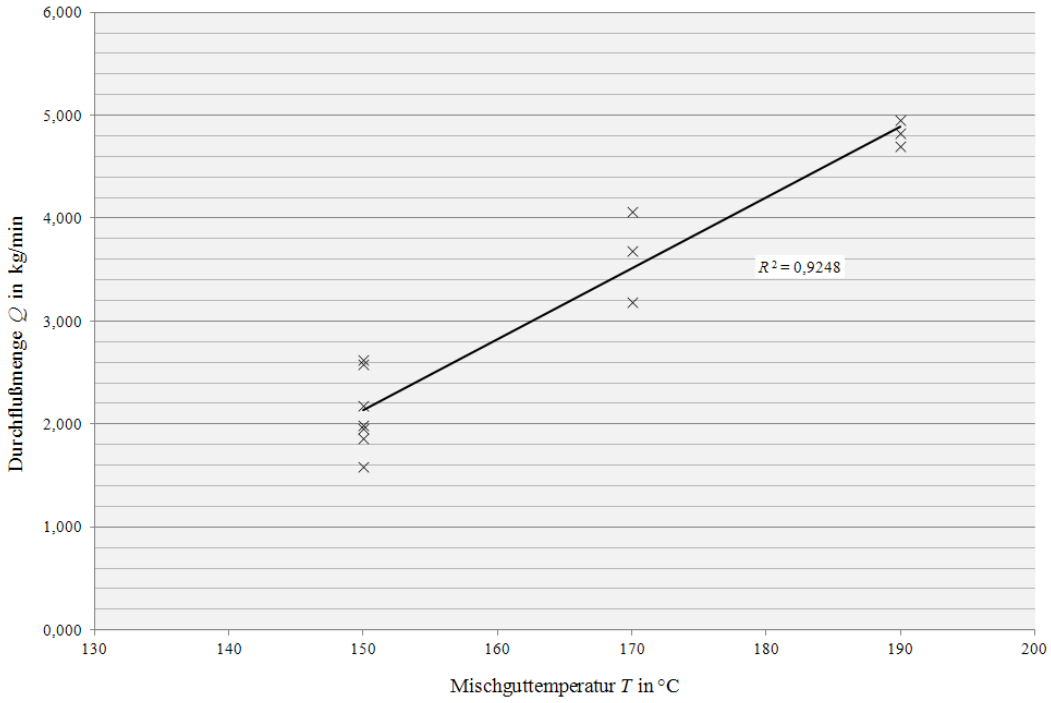


Abb. 67: Auf den Einzelwerten abgestützter linearer Trend der temperaturabhängigen Durchflußmenge Q des unkonsolidierten Versuchsmaterials aus SMA 8 S, 25/55-55 A

Würde man die Fließversuche auf dem höheren Niveau der sich unter dem Einfluß der Schnecke einstellenden Verdichtungsgrade mit einer geeigneten Düse $d > 110$ mm wiederholen, wäre aufgrund des stärkeren Einflusses der inneren Reibung mit einem verringerten Anstieg der Funktion und vielleicht einer Abweichung von der Geraden zu rechnen.
Es muß weiteren Untersuchungen vorbehalten bleiben, ob unter dem Gesichtspunkt der Verarbeitbarkeit von Walzasphaltmischgut – beispielweise in Abhängigkeit von Mischgut-

homogenität und Bindemittelalterung hinsichtlich der Lagerung im Silo, des Transportes und des Einbaus auf der Baustelle – die in der Auswertung des Hauptversuches vorzuschlagenden Vorzugstemperaturen für einen SMA 8 S, 25/55-55 A noch weiter einzuengen sind.

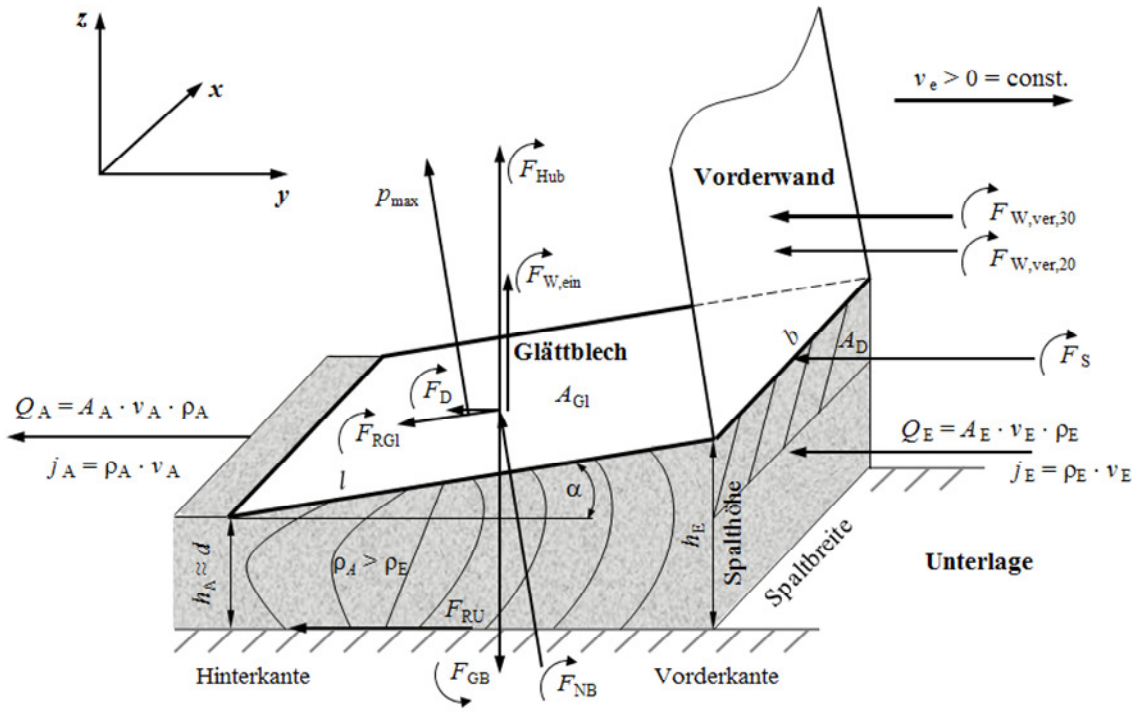


Abb. 68: Kompressible Strömung des Asphaltmischgutes unter dem Glättblech der Bohle

A Strömungsquerschnitt, A_D stirnseitig projizierte Fläche des Glättbleches, A_{Gl} Fläche des Glättbleches, F_D Druckwiderstandskraft, F_{GB} Gewichtskraft der Bohle, F_{Hub} hydrodynamische Hubkraft, F_{NB} Normalkraft an der Glättblechunterseite, F_{RGl} Reibkraft an der Glättblechunterseite, F_{RU} Reibkraft an der Unterlage, F_S Schneidkraft, $F_{W,ein}$ Widerstandskraft gegen das Eindringen der Bohle in das Mischgut, $F_{W,ver}$ Kraft gegen den Versetzungswiderstand, *Q* Massenfluß, *b* Breite des Glättbleches, *d* Einbaudicke, *h* Abstand des Glättbleches zur Unterlage, *l* Glättblechlänge, *j* Strömungsdichte, *p* Druck, *v* Strömungsgeschwindigkeit, v_e Einbaugeschwindigkeit, α Anstellwinkel, ρ Raumdichte
Indizes: A Ausströmen, E Einströmen

Abb. 68 soll den Strömungsvorgang des Asphaltmischgutes vom Einlaufbereich des Materials an der Vorderkante des Glättbleches (Spalt) bis zu dessen Hinterkante verdeutlichen: Durch das unter das Glättblech strömende Mischgut Q_E erfährt die sich mit der Einbaugeschwindigkeit $v_e > 0 = \text{const.}$ bewegende Bohle einen Druckwiderstand an der Glättblechfläche A_{Gl}. Die der Vorwärtsbewegung entgegengesetzt gerichtete Druckwiderstandskraft

$$F_D = \frac{1}{2} \cdot c_D \cdot \rho \cdot v^2 \cdot A_D, \tag{61}$$

mit c_D Druckwiderstandsbeiwert [-],

ist dem aus der kinetischen Energie der Strömung resultierenden dynamischen Druck (Staudruck)

$$e_{\text{kin}} = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v^2 \tag{62}$$

und der projizierten Fläche in Richtung der Anströmung

$$A_{\text{D}} = b \cdot l \cdot \sin \alpha \tag{63}$$

$$\text{mit} \quad l \cdot \sin \alpha = h_{\text{E}} - h_{\text{A}} \tag{64}$$

direkt proportional.

Über die Größe des Druckwiderstandsbeiwertes c_{D} lassen sich keine Angaben machen. Seine Bestimmung muß, ebenso wie die des Auftriebsbeiwertes c_{A}, weiteren Untersuchungen vorbehalten bleiben.

Strenggenommen werden aufgrund des Anstellwinkels α die Mischgutpartikel nicht nur entlang der Glättblechunterseite, sondern auch infolge des Zusammenwirkens der Reibkräfte F_{RGl} und F_{RU} (vgl. *Abschn. 4.4.3*) sowie der Einbaugeschwindigkeit v_{e} beschleunigt. Die in Anlehnung an REYNOLDS [154] eingezeichneten Kurven der *„Bewegung und Reibungskraft“* sollen das veranschaulichen. Unter Berücksichtigung des geringen Anstellwinkels ($\alpha \approx 0{,}7°$) sollte die Trägheit der Mischgutpartikel vernachlässigbar sein.

Auf das schräg angeströmte Glättblech wirkt senkrecht zur Strömungsrichtung ein hydrodynamischer Hub

$$F_{\text{Hub}} = \frac{1}{2} \cdot c_{\text{A}} \cdot \rho \cdot v^2 \cdot A_{\text{Hub}}, \tag{65}$$

mit c_{A} Auftriebsbeiwert [-],
A_{Hub} projizierte Fläche des Glättbleches in vertikaler Richtung.

Der Druck p des Mischgutes erzeugt eine Kraft, die die Unterlage und das Glättblech auseinanderhält. Nach SOMMERFELD [154] sollte sich die Stelle des maximalen Druckes ungefähr im Abstand ein Drittel von der Hinterkante in Richtung der Vorwärtsbewegung befinden, während die Lage des Angriffspunktes von F_{Hub} mit rd. $0{,}4 \cdot l$ anzugeben ist.

Da sich infolge des einen Freiheitsgrades der schwimmenden Bohle das Glättblech der Unterlage beliebig annähern kann, werden sich Druck p und Belastung F_{GB} anpassen, bis Gleichgewicht herrscht und die Normalkraft F_{NB} an der Glättblechunterseite die Reibung F_{RGL} aktiviert.

In diesem Zusammenhang ist der von der inneren Reibung, der Viskosität, der Kohäsion und der Einbaugeschwindigkeit abhängige Verformungswiderstand des Asphaltmischgutes unter dem Glättblech von Bedeutung. Dieser Widerstand soll in der Folge als Eindringwiderstand bezeichnet werden und ist als Maß für die Kraft $F_{\text{W,ein}}$ zu verstehen, die der in das Mischgut eindringenden bzw. das Mischgut zusammendrückenden Kraft der Bohle

entgegenwirkt. Durch $F_{W,ein}$ wird der hydrodynamische Hub F_{Hub} mehr oder weniger abgeschwächt.

Im hier zu betrachtenden Fall weitgehend gering verdichteten Asphaltmischgutes im Spalt unter der Bohle ist vordergründig von plastischen und viskosen Verformungsanteilen bei den stattfindenden Kompressions- und Scherungsvorgängen auszugehen; die elastischen Anteile dürfen als vernachlässigbar gelten. In der Rheologie werden irreversible plastische Verformungen mit Hilfe eines ST.-VENAN-Elementes dargestellt: die Deformation ε setzt erst ein, wenn eine Fließspannung (Schwellspannung) σ_V erreicht wurde (HEAVISIDE-Funktion):

$$\varepsilon = \begin{cases} 0: & \sigma < \sigma_V \\ \varepsilon(t): & \sigma \geq \sigma_V \end{cases}. \tag{66}$$

Der NEWTONsche Körper beschreibt das zeitabhängige, viskose Verformungsverhalten eines Stoffes, wobei häufig vereinfachend die Annahme getroffen wird, daß die Deformationsgeschwindigkeiten zu den sie verursachenden Lasten proportional sind:

$$\sigma = \eta \cdot \dot{\varepsilon}\,. \tag{67}$$

Für die nachfolgenden Betrachtungen soll vereinfachend reine Kompression und ein linearer Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnungsrate unterstellt werden (homogenes Fließverhalten). In einer ersten Näherung eignet sich zur Beschreibung der viskoplastischen Eigenschaften des Asphaltmischgutes im Spalt unter der Bohle ein BINGHAM-Körper, der aufgrund der parallelen Kopplung eines ST.-VENAN- und eines NEWTONschen Modellkörpers Rückschlüsse auf die Ausprägung des Eindring- resp. Verformungswiderstandes gestattet.

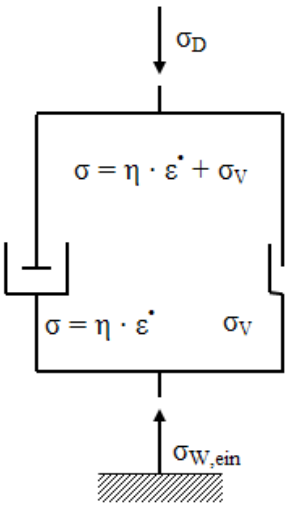


Abb. 69: BINGHAM-Körper mit rheologischer Zustandsgleichung zur Beschreibung des viskoplastischen Verhaltens von Asphaltmischgut im Spalt unter der Bohle
ε viskoplastische Deformation, η plastische Zähigkeit, σ Spannung, σ_V Fließspannung, σ_D Druckspannung, $\sigma_{W,ein}$ Eindringwiderstand

Der kombinierte Modellkörper läßt erst dann Deformationen bzw. das Eindringen der Bohle in das sich unter dem Glättblech befindende Asphaltmischgut zu, wenn die Fließspannung erreicht wurde. Unterhalb der Fließgrenze verhält sich das Mischgut wie ein Feststoff. Das Verhältnis der beiden Deformationsanteile ist abhängig von der Mischgutkomposition und der Vorgeschichte des Materials.

Die Kraft $F_{W,ein}$ gegen das Eindringen der Bohle in das Asphaltmischgut ergibt sich aus

$$F_{W,ein} = \sigma_{W,ein} \cdot A_{proj} = \left(\eta \cdot \dot{\varepsilon} + \sigma_V\right) \cdot A_{Gl} \cdot \cos\alpha\,, \tag{68}$$

mit A_{proj} projizierte Fläche und
A_{Gl} Fläche des Glättbleches.

In der Zeit dt fließt ein Mischgutvolumen $V = A \cdot v \cdot \mathrm{d}t$ mit der Masse $m = A \cdot v \cdot \rho \cdot \mathrm{d}t$ durch den sich von der Vorder- zur Hinterkante des Glättbleches von h_E auf h_A verjüngenden Strömungsquerschnitt $A(y) = b \cdot h(y)$, mit b = const. Damit stellt sich unter der vereinfachenden Annahme, daß sich die Strömungsgeschwindigkeit v auf der Querschnittsfläche $A(y)$ nicht ändert, der Massenfluß

$$Q(y) = \rho(y) \cdot A(y) \cdot v \tag{69}$$

ein. Die Strömungsdichte ergibt sich aus

$$j(y) = \rho(y) \cdot v\,. \tag{70}$$

Der Massenfluß soll im betrachteten Fall beim Einströmen Q_E genau so groß sein wie beim Ausströmen Q_A: was sich ändert, sind Raumdichte $\rho(y)$ und Strömungsquerschnitt $A(y)$. Mit zunehmender Raumdichte $\rho(y)$ wird der Abstand $h(y)$ des Glättbleches zur Unterlage und damit die Einbaudicke kleiner. Da es sich um eine kompressible Strömung handelt, darf unter Vernachlässigung der aus der Reibung unter dem Glättblech F_{RGl} und auf der Unterlage F_{RU} resultierenden Bewegung entgegen der Anströmrichtung $v_A = v_E$ und somit

$$h_A \cdot \rho_A = h_E \cdot \rho_E\,. \tag{71}$$

gelten.

Größere Abstände h_E der Glättblechvorderkante zur Unterlage führen, ebenso wie größere Raumdichten ρ_E des unter das Glättblech strömenden Materials, zu größeren Einbaudicken $d = h_A$[59]. Andererseits sind – beispielsweise temperaturbedingte – Steigerungen der Raumdichte ρ_A des ausströmenden Mischgutes mit geringeren Einbaudicken verbunden.

$$Q_E = Q_A = b \cdot h_A \cdot v_A \cdot \rho_A \tag{72}$$

führt mit $v_A = v_E$ zu

$$h_A \sim \frac{Q_E}{\rho_A} \tag{73}$$

und in Anlehnung an *Gl. (82)* unter der Bedingung $E_1 = E_B$ = const. mit

$$\rho_A = \rho_\infty - \left(\rho_\infty - \rho_E\right) \cdot e^{-\frac{E_B}{C}} \tag{74}$$

[59] unter Vernachlässigung der elastischen Rückstellung

$$\text{auf} \quad h_A \sim \frac{Q_E}{\rho_\infty - (\rho_\infty - \rho_E) \cdot e^{-\frac{E_B}{C}}} . \tag{75}$$

Ergänzend zur *Abb. 66* werden in *Abb. 70* die vom Zustand des Asphalthaufwerkes abhängigen Steigerungen der, um die Reibung unter dem Glättblech bereinigten, anteiligen Zugkräfte Z' wiedergegeben.

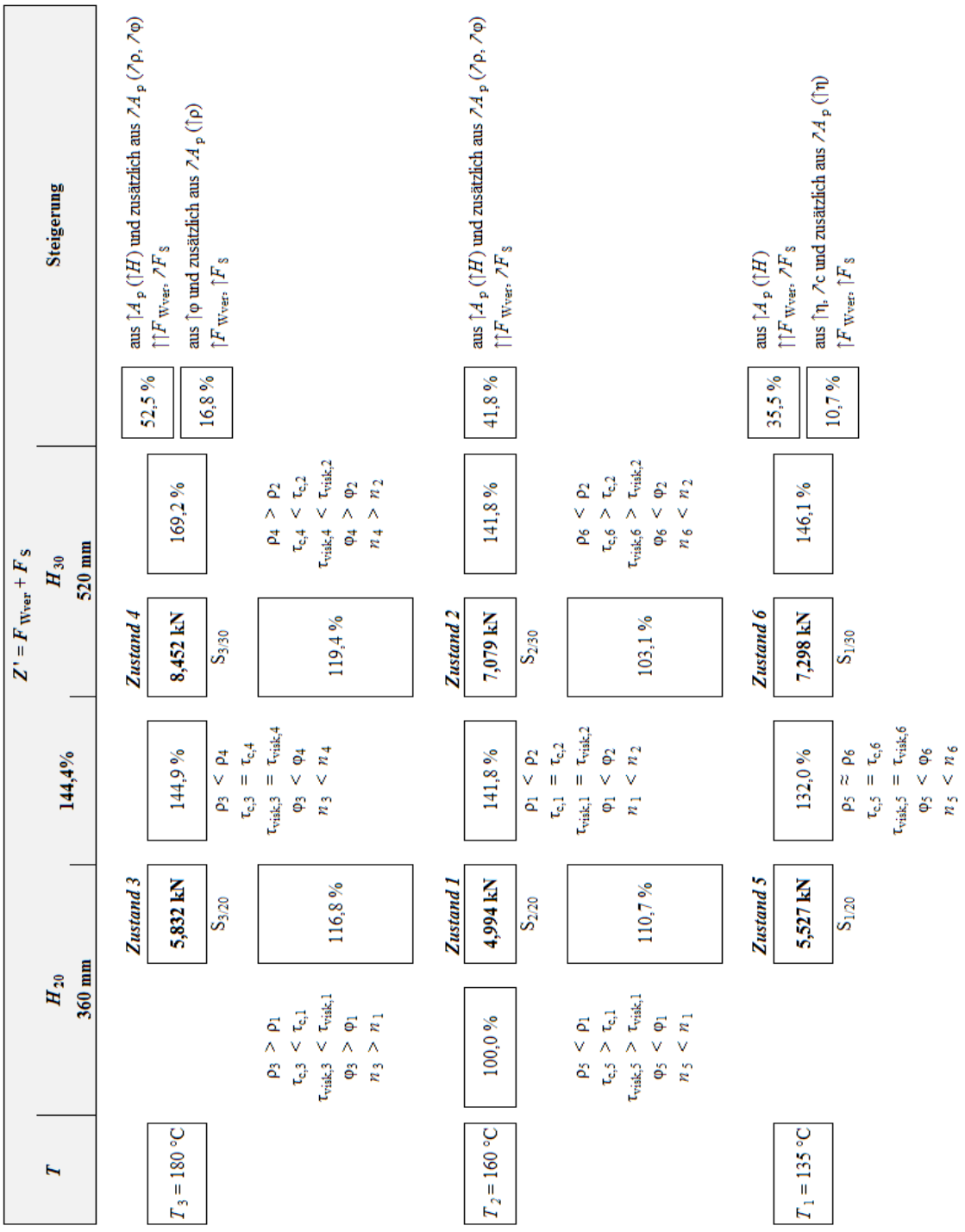


Abb. 70: Einfluß des Zustandes eines Asphalthaufwerkes aus SMA 8 S mit einem Bindemittel 25/55-55 A auf die an der Bohle aufzubringende anteilige Zugkraft Z'

Der in *Abb. 66* gezeigte Verlauf der Einbaudicke d über der Einbautemperatur T läßt sich unter Rückgriff auf die im *Abschn. 4.2.3* getroffenen Annahmen sowie die *Abbn. 17*, *61*, *68*, *70*, *A.35* bis *A.37* und *Tab. 5* wie folgt begründen:

Das im Versuchsabschnitt $S_{2/20}$ mit einer Temperatur T_2 von rd. 160 °C auf dem normalen Niveau H_{20} der Materialvorlage eingebaute Asphaltmischgut ließ unter einem Massenfluß $Q_{E,2/20}$ und einem mischgut- und einbauspezifischen Anstellwinkel $\alpha_{2/20}$[60] (s. *Abb. A.36*) die Hinterkante der Bohle $h_A = d$ auf $\bar{d}_{2/20} = 46{,}2$ mm über die Unterlage ansteigen. Das den *Zustand 1* repräsentierende Mischgut setzte der Vorwärtsbewegung einen Verformungswiderstand $\tau_{vw,2/20}$ entgegen und forderte eine Zugkraft $Z_{2/20}$ (*Abb. 61*).

Die Steigerung der Materialvorlage in der gleichen Temperaturstufe auf das Niveau H_{30} ($S_{2/30}$) führte primär zum Anstieg der Kraftkomponente $F_{W,ver,2/30} > F_{W,ver,2/20}$ mit einem um rd. 50 mm höher liegenden Angriffspunkt (unterster Drittelspunkt der Vorlagehöhe). Die aus der erhöhten Eigenlast des größeren Haufwerkes angestiegene Raumdichte und innere Reibung begünstigten den Druck des abrutschenden Asphaltkeiles gegen die Bohlenvorderwand und führten im weiteren auch zu einem etwas höheren Widerstand des Haufwerkes gegen die Vorwärtsbewegung im Bereich des Bohlenfußpunktes: $F_{S,2/30} > F_{S,2/20}$.
Insgesamt nahmen die anteiligen Zugkräfte um 41,8 % zu, wirkten über ihre Abstände zum Zugpunkt auf das Einbauwerkzeug mit einem deutlich stärkeren, unterstützenden Moment und ließen die Bohle ansteigen (s. *Abb. 68*). Durch den größeren Spalt gelangte mehr Material $Q_{E,2/30} > Q_{E,2/20}$ (*Zustand 2*) mit einer geringfügig größeren Strömungsdichte $j_{E,2/30} > j_{E,2/20}$ ($\rho_{E,2/30} > \rho_{E,2/20}$) unter das Glättblech. Die in Richtung der Anströmung projizierte Fläche A_D wurde kleiner und somit auch die Druckwiderstandskraft: $F_{D,2/30} < F_{D,2/20}$. Gleichzeitig nahm der Anteil der Reibung F_{RGl} zu. Mit einer Steigerung des hydrodynamischen Hubes war nicht zu rechnen, weil die begünstigende Wirkung der etwas größeren Raumdichte durch den schichtdickenbedingten, geringeren Eindringwiderstand vielleicht kompensiert wurde. Die Bohle setzte ihre Aufwärtsbewegung so lange bis auf das Niveau $h_{E,2/30} > h_{E,2/20}$ fort, bis sich unter dem Anstellwinkel $\alpha_{2/30} < \alpha_{2/20}$ das Gleichgewicht der Kräfte eingestellt hatte.
Aus dem Verlauf des Anstellwinkels $\alpha_{2/30}$ ist zu erkennen, daß dieser im Bereich vor dem Abschnitt $S_{2/30}$ durch die Änderung $H_{20} \nearrow H_{30}$ tatsächlich abfiel (d.h. die Bohle lag flacher und baute demzufolge dicker ein), aber im stationären Abschnitt wieder anstieg, was auf die Längsebenheit der Unterlage (*Kurve 1* in *Abb. A.36*) zurückzuführen ist.
Da bei gleicher Verdichtungsleistung der Bohle das Materialmehrangebot zur Abnahme der Raumdichte führte ($\rho_{A,2/30} < \rho_{A,2/20}$), resultierte aus der Relation der *Gl. (75)* eine signifikant größere Einbaudicke $\bar{d}_{2/30} = 49{,}4$ mm > 46,2 mm = $\bar{d}_{2/20}$.

Wurde, ausgehend vom *Zustand 1* ($S_{2/20}$), bei gleicher Vorlagehöhe H_{20} die Mischguttemperatur auf rd. 180 °C (T_3) gesteigert ($S_{3/20}$), so stellte sich eine Reduzierung der kohäsiven

[60] In den Erläuterungen werden die einzelnen Anstellwinkel mit der Bezeichnung des untersuchten Abschnittes versehen. In den *Abbn. A.33* bis *A.37* wurde diese Indizierung nicht vorgenommen. Wenn hier beispielsweise von $\alpha_{2/20}$ gesprochen wird, so ist damit der Verlauf der *Linie 7* im rot markierten Abschnitt $S_{2/20}$ der *Abb. A.36* gemeint.

und viskosen Widerstandskomponenten ein (*Zustand 3*), die ihrerseits über eine verbesserte Kornmobilität die Raumdichte und die innere Reibung und damit den gesamten Verformungswiderstand ansteigen ließen: $\tau_{vw,3/20} > \tau_{vw,2/20}$. Das Kräftegleichgewicht bedingte infolge der erhöhten Spannung im Material eine größere Schneidkraft $F_{S,3/20} > F_{S,2/20}$ und gem. den in *Gl. (25)* dargestellten Zusammenhängen auch eine größere Kraft $F_{W,ver,3/20} > F_{W,ver,2/20}$. Zusammen mit der Druckwiderstandskraft F_D ergaben beide Kraftkomponenten einen Mehrbedarf der anteiligen Zugkraft $Z'_{3/20}$ in Höhe von 16,8 % (*Abb. 70*).
Mit dem Anstieg der Bohle von $h_{E,2/20}$ auf $h_{E,3/20}$ konnte durch den vergrößerten Spalt und – zusätzlich begünstigt durch die bessere Fließfähigkeit des heißeren Mischgutes – mehr Material unter das Glättblech fließen ($Q_{E,3/20} > Q_{E,2/20}$; $j_{E,3/20} > j_{E,2/20}$). Infolge $\rho_{E,3/20} > \rho_{E,2/20}$ schwächte sich der hydrodynamische Hub weniger ab ($F_{Hub,3/20} > F_{Hub,2/20}$) und gleichzeitig konnte die Bohle das heißere und dichtere Asphaltmischgut auf eine, im Vergleich zum Abschnitt $S_{2/20}$, größere Raumdichte an der Glättblechhinterkante bringen ($\rho_{A,3/20} > \rho_{A,2/20}$). Unter dem Anstellwinkel $\alpha_{3/20} < \alpha_{2/20}$ (s. *Abb. A.35*) stellte sich gegenüber dem Referenzabschnitt $S_{2/20}$ eine um 1,5 mm größere Schichtdicke von $\bar{d}_{3/20}$ = 47,7 mm ein. Wie bereits dargestellt, unterscheiden sich die Schichtdicken $\bar{d}_{2/20}$ und $\bar{d}_{3/20}$ nicht signifikant. Die Unterschiede liegen knapp über dem Toleranzbereich der Dual-Sonic-Sensoren (vgl. *Anl. A.3.7*).
Im Bereich vor der ersten Regelstrecke unterlag $\alpha_{3/20}$ offensichtlich Schwankungen in der Längsneigung des Traktors. Ab der Pos. 12,0 m kann von einer stabilen Lage ausgegangen werden.

Eine höhere Materialvorlage H_{30} führte in $S_{3/30}$ in der oberen Temperaturstufe zu einem weiteren, deutlichen Anstieg der Zugkraft Z' um 44,9 % gegenüber $S_{3/20}$ (*Zustand 3*) und auf insgesamt 169,2 % (8,452 kN) gegenüber dem *Referenzzustand*. Bezogen auf den *Zustand 1* beträgt der Anteil aus der Steigerung der Mischgutvorlage 52,5 % und findet seine Begründung insbesondere in dem größeren und massereicheren Volumen des gegen die Vorderwand der Bohle drückenden Haufwerkes sowie der Intensivierung der direkten Korn-zu-Korn-Kontakte. Die mit dem *Zustand 4* gekennzeichneten Eigenschaften des Asphalthaufwerkes forderten von der Einbaubohle die Überwindung maximaler Verformungswiderstände. Die nun auf das Einbauwerkzeug wirkenden, deutlich stärkeren, unterstützenden Momente führten zu einer noch ausgeprägteren Hubbewegung der Bohle.
Durch den noch größeren Spalt gelangte noch mehr Material $Q_{E,3/30} > Q_{E,3/20}$ mit einer ebenfalls größeren Strömungsdichte $j_{E,3/30} > j_{E,3/20}$ unter das Glättblech und die Bohle konnte ihre Aufwärtsbewegung so lange bis auf das Niveau $h_{E,3/30} > h_{E,3/20}$ fortsetzen, bis alle anderen angreifenden Momente dem Eindringwiderstand das Gleichgewicht hielten: diesmal unter dem Anstellwinkel $\alpha_{3/30} \approx \alpha_{2/30}$ (*Abb. A.35*). Aufgrund der sich in Einbaurichtung stärker neigenden Unterlage (*Linie 1*), lag bei einem stetig abfallenden Zugpunkt die Bohle flacher auf dem Einbaugut, weshalb sich ein (scheinbar) geringerer Anstellwinkel $\alpha_{3/30}$ einstellte (*Linie 7*).
Infolge der gestiegenen Materialhöhe unter dem Glättblech fiel die Raumdichte an dessen Hinterkante geringer aus ($\rho_{A,3/30} < \rho_{A,3/20}$) und ließ die Einbaudicke auf $\bar{d}_{3/30}$ = 50,2 mm

> 47,7 mm = $\bar{d}_{3/20}$ ansteigen. Innerhalb der Temperaturstufe T_3 sind die Unterschiede in der Einbaudicke signifikant, im Vergleich zum *Zustand 2* ($\bar{d}_{2/30}$ = 49,4 mm) gilt das nicht.

Bei einem Abfall der Mischguttemperatur auf rd. 135 °C (T_1) nahmen die kohäsiven und viskosen Widerstände entsprechend dem *Zustand 5* zu ($\tau_{c,1/20} > \tau_{c,2/20}$, $\tau_{visk,1/20} > \tau_{visk,2/20}$) und erschwerten sowohl die Verdichtung als auch das Durchstoßen der jetzt dickeren Bindemittelhüllen mit dem Ergebnis, daß sich die Kornverspannung und die direkten Korn-zu-Korn-Kontakte wesentlich geringer ausprägen konnten.
Aufgrund des Viskositätsanstieges nahm der Gesamtwiderstand des Haufwerkes gegen Verformungen dennoch zu ($\tau_{vw,1/20} > \tau_{vw,2/20}$) und forderte auf dem Niveau H_{20} der Materialvorlage 10,7 % höhere anteilige Zugkräfte. Die aus den beiden Kraftkomponenten $F_{W,ver,1/20}$ und $F_{S,1/20}$ sowie aus der Druckwiderstandskraft $F_{D,1/20}$ resultierenden, größeren, unterstützenden Momente konnten sich nicht entfalten, weil wegen der schlechteren Fließfähigkeit des Asphaltmischgutes (vgl. *Abb. 67*) wesentlich weniger Material unter das Glättblech gelangte: $Q_{E,1/20} << Q_{E,2/20}$ und somit $h_{E,1/20} << h_{E,2/20}$. Der Anstellwinkel der Bohle nahm zu ($\alpha_{1/20} > \alpha_{2/20}$) und damit – trotz der geringeren Raumdichte $\rho_{E,1/20} < \rho_{E,2/20}$ – vielleicht auch $F_{D,1/30}$. Anhand des Einbauergebnisses ist es denkbar, daß der Auftriebsbeiwert c_A die raumdichtebedingte Abnahme des hydrodynamischen Hubes nicht ausgleichen konnte. Trotz der deutlichen Temperaturminderung fällt der Unterschied der Raumdichte hinter der Bohle $\rho_{BK,1}$ im Vergleich zum Abschnitt $S_{2/20}$ gering aus (vgl. *Abb. 72*).
Nach *Gl. (71)* war aufgrund einer niedrigen Höhe $h_{E,1/20}$ des Spaltes und geringen Raumdichten $\rho_{E,1/20}$ und $\rho_{A,1/20}$ auch nur eine geringe Einbaudicke $d_{1/20} \approx h_{A,1/20}$ zu erwarten. Die verminderte Fließfähigkeit des Asphaltmischgutes reduzierte, trotz rd. 11 % größerer anteiliger Zugkräfte, die Einbaudicke signifikant auf $\bar{d}_{1/20}$ = 34,5 mm << $\bar{d}_{2/20}$ = 46,2 mm.

Aus der Steigerung der Materialvorlage auf H_{30} in der unteren Temperaturstufe T_1 (Abschnitt $S_{1/30}$) war im Gegensatz zu den vergleichbaren Fällen nur ein sehr unbedeutender Einfluß auf die Intensivierung der Kornverspannung zu erwarten. Die Zunahme der Zugkraft Z' von 32,0 % gegenüber dem Abschnitt $S_{1/20}$ auf 7,298 kN resultiert überwiegend aus dem stärkeren Druck des Materialkeiles gegen die Bohlenvorderwand, der die Aufwärtsbewegung der Bohle begünstigte. Durch den vergrößerten Spalt ($h_{E,1/30} > h_{E,1/20}$) konnte etwas mehr zähes Mischgut unter das Glättblech fließen ($Q_{E,1/30} > Q_{E,1/20}$, $j_{E,1/30} \approx j_{E,1/20}$), wobei auch hier, infolge des größeren Materialvolumens unter dem Glättblech, die Raumdichte an dessen Hinterkante wiederum geringer ausfiel ($\rho_{A,1/30} < \rho_{A,1/20}$) und die Einbaudicke gegenüber $\bar{d}_{1/20}$ um 4,1 mm auf $\bar{d}_{1/30}$ = 38,6 mm ansteigen ließ (kein signifikanter Unterschied). Der in *Abb. A.37* wiedergegebene Verlauf des Anstellwinkels läßt im hier interessierenden Abschnitt $S_{1/30}$ keine Interpretation des Einflusses der höheren Materialvorlage auf $\alpha_{1/30}$ zu, weil sich graphisch ein außerordentlich starker Zusammenhang mit der Längsebenheit der Unterlage andeutet.
Trotz der Steigerung der Haufwerkshöhe auf 144,4 % erreichte die mittlere Schichtdicke $\bar{d}_{1/30}$ nur 83,5 % der Referenzschichtdicke $\bar{d}_{2/20}$ = 46,2 mm.

Aus den beiden in der *Abb. 61* gezeigten Funktionen ist eine Spreizung der Zugkraftwerte zu erkennen, aus der abgeleitet werden kann, daß der Einfluß größerer Haufwerksvorlagen mit steigenden Mischguttemperaturen zunimmt (s. auch *Abb. 70*: anteilige 35,5 % in T_1 und 52,5 % in T_3). Mit der volumetrischen Zunahme der Materialvorlage allein läßt sich das nicht begründen: vielmehr zeigen sich hier die oben bereits angesprochenen, verstärkend wirkenden Einflüsse aus der Raumdichte, der Viskosität und der inneren Reibung, die gem. *Gl. (25)* den Druck der Materialvorlage gegen die Bohlenvorderwand erhöhen. Die Annahme ist berechtigt, daß diese Einflüsse auch die Größe der Kraft F_S im Bereich des Bohlenfußpunktes beeinflussen und somit beide Kraftkomponenten einen Anteil an der Spreizung haben.

Wie der Anstellwinkel bei schwankenden Mischguttemperaturen und annähernder Konstanz aller übrigen Parameter reagierte, kann dem Abschnitt zwischen 15 … 41 m der *Abb. A.33* entnommen werden. Bei stabiler Längsneigung des Traktors (*Linie 5*) führte eine Zunahme der Mischguttemperatur $T_2 \nearrow T_3$ (*Linie 4*) zur Abnahme des Anstellwinkels (*Linie 6*). Der deutliche Temperaturabfall an der Pos. 34,6 m spiegelt sich auch im Verlauf des Anstellwinkels wider: Er stieg an, um dann bei Temperaturzunahme am Ende der Regelstrecke $R_{T3/2/20}$ wieder abzufallen und bei annähernd konstanter Mischguttemperatur auf demselben Niveau zu verharren. Dieses und die anderen angeführten Beispiele unterstreichen, daß die Bohle auf Zustandsänderungen hinsichtlich Mischguttemperatur und Materialvorlagehöhe reagiert. Da α folglich nicht konstant ist und bei einer gleichbleibenden Einbaugeschwindigkeit jeder Anstellwinkel einer bestimmten Schichtdicke entspricht, können andere Möglichkeiten zur Beeinflussung der Schichtdicke ausgeschlossen werden.

Zurückkommend auf das in *Abb. 66* gezeigte Profildiagramm, kann der Einfluß der Vorlagehöhe H durch Subtraktion der Funktionen $d_{30}(T)$ und $d_{20}(T)$ abgeschätzt werden, was auf die folgende Gleichung führt:

$$\Delta d = d_{30} - d_{20} = 1{,}5 \cdot 10^{-3} \cdot T^2 - 5{,}329 \cdot 10^{-1} \cdot T + 48{,}28 \,. \tag{76}$$

Danach verändert sich der Abstand der Ordinatenwerte d mit steigenden Abszissenwerten T leicht parabolisch. Unter Berücksichtigung der gerätespezifischen Meßtoleranzen der Dual-Sonic-Sensoren gem. *Anl. A.3.7* wird auf die Erweiterung des linearen Modells durch einen zusätzlichen Interaktionsterm verzichtet.
Setzt man die ersten Ableitungen der in der vorstehenden Abbildung wiedergegebenen empirisch ermittelten Gleichungen für die Ausgleichsparabeln gleich Null, ergeben sich die Mischguttemperaturen, bei der die Einbaudicke beim Einbau des Versuchsmaterials SMA 8 S mit einem Bindemittel 25/55-55 A maximiert: auf beiden Niveaus der Vorlagehöhe bei ca. 175 °C.
Die Brennweiten der Ausgleichsparabeln betragen $e_{20} = 33{,}3$ E und $e_{30} = 38{,}5$ E. Damit kann angenommen werden, daß sich Temperatur-Schwankungen des Asphaltmischgutes auf die Einbaudicke im zu untersuchenden Bereich zwischen 150 °C und 190 °C bei einer bisher empfohlenen Vorlagehöhe H_{20} vermutlich geringfügig stärker auswirken.

Die Erwartungswerte verhalten sich ohne Berücksichtigung einer Interaktion additiv und sind durch die Parameter b_0, b_1 und b_2 in dem Modell vollständig erklärbar.

Nach einer Variablentransformation für T ergibt sich die Regression zu:

$$d\,(H, T) = 13{,}972 + 1{,}6913 \cdot 10^{-2} \cdot H + 9{,}01 \cdot 10^{-4} \cdot T^{2}. \qquad (77)$$

Ob zwischen der abhängigen und mindestens einer unabhängigen Variablen eine abgesicherte Korrelation besteht, wird wiederum mit Hilfe des F-Testes und durch Schätzung des Bestimmtheitsmaßes untersucht (s. *Tab. A.41*). Für $m_1 = 2$ und $m_2 = 390$ liest man in *Tab. 3* in [122] $F_{(2/390/0{,}05)} = 3{,}0$ ab, der mit Hilfe der *Gl. (A.78)* berechnete Wert $F = 797{,}69$ ist wesentlich größer, womit bei einer Irrtumswahrscheinlichkeit von 5 % für das Versuchsmaterial SMA 8 S unter den im vorliegenden Test gewählten Randbedingungen eine abgesicherte Abhängigkeit zwischen der Einbaudicke d und den unabhängigen Variablen H und T vorliegt, d.h. zumindest ein b-Wert im Modell unterscheidet sich signifikant von Null. Das Bestimmtheitsmaß B verdeutlicht, daß 80,4 % der Variabilität durch die beiden Variablen erklärt wird. Der aus r^2 resultierende Koeffizient $r = 0{,}8967$ zeigt nach [182] eine hohe Korrelation an.

Die Ergebnisse der partiellen Korrelation sind in *Tab. A.42* dargestellt. Mit $r_{xz.y} = 0{,}4434 > 0{,}099 = r_{(390/0{,}05)}$ liegt nach Ausschalten des Einflusses der Mischguttemperatur T^2 eine abgesicherte Korrelation zwischen Vorlagehöhe H und Einbaudicke d vor. Hält man rechnerisch den Einfluß von H konstant, so gibt $r_{yz.x}$ die Korrelation zwischen T^2 und d an: $r_{yz.x} = 0{,}8879 > 0{,}099 = r_{(390/0{,}05)}$. Auch hier besteht eine abgesicherte Korrelation, wenn auch auf einem im Vergleich zu H deutlich höheren Niveau.

> Es zeigt sich, daß die Einbaudicke d in deutlich stärkerem Maße von der Temperatur T^2 als von der Höhe H der Materialvorlage abhängig ist und wegen der geringeren Streuung der Daten die Kombination T_2H_{20+} als günstig anzusehen ist.

Das Ergebnis der statistischen Untersuchung steht nicht im Widerspruch zu den oben gegebenen Erläuterungen hinsichtlich der Mischgutzustände in den untersuchten Abschnitten. Es unterstreicht vielmehr, daß bezüglich der Auswirkungen von Zugkraftänderungen auf die Einbaudicke die Kräfte immer im Zusammenhang mit den Materialeigenschaften zu sehen sind:

> Größere Zugkräfte an der Bohle führen folglich nicht automatisch zu größeren Einbaudicken.

7.4.2 Zustände in den Regelstrecken

Einfluß der Mischguttemperatur auf die Einbaudicke in den Regelstrecken

Der Verlauf der Einbaudicke in den Regelbereichen der Versuchsbahnen VB1 und VB2 ist nicht exakt abgrenzbar und die Position der Regelpunkte kann nur vermutet werden, weshalb eine Auswertung nicht möglich ist (s. *Abb. A.30*).

Einfluß der Höhe der Materialvorlage auf die Einbaudicke in den Regelstrecken

In den Versuchsbahnen VB3 bis VB5 zeigen die Positionsabgleiche der Regelpunkte der Einbaudicken- mit denen der Zugkraftänderungen geringfüge Abweichungen an (vgl. *Zn. 1*, *Tab. A.49*, *A.50*). Die Gründe hierfür sind in der Positionsbestimmung mittels GPS im dm-Bereich und im nicht vermeidbaren, örtlich unterschiedlich ausgeprägten, Schlupf des Fertigerlaufwerkes sowie in der Überlagerung der beiden Einflüsse zu suchen. Unter Zuhilfenahme der Verläufe der Schneckendrehzahl und der Zugkraft wurden die ermittelten Einbaudicken den Ereignissen zugeordnet.

Die Analyse der tabellarisch aufbereiteten Einbaudicken-Meßwerte wurde durch deren graphischen Verläufe im Umfeld der detektierten Regelstrecken der Versuchsbahnen VB3 bis VB5 unterstützt (s. *Abb. A.31*). Aufgrund des bereits angesprochenen Temperaturabfalls von rd. 14,5 °C am Ende der Versuchsbahn VB3 wurde auf die Auswertung des Regelabschnittes $R_{H30/32/3}$ völlig verzichtet, der Abschnitt $R_{H30/32/2}$ der Versuchsbahn VB4 ist wegen Temperaturinhomogenitäten nur bedingt auswertbar.
In VB3 konnte in der Nähe der 25-m-Marke aufgrund einer außerhalb der Planographen-Meßlinie MP6 (s. *Tab. 12*) beginnenden, gravierenden Störung in der Unterlage das zugehörige d_{max} nur anhand des Verlaufes der äquidistierten z-Koordinaten der Meßlinien ML34.1.2 und ML34.2.2 auf der idealisierten Position $\bar{x}_{34.2.2;0,1}$ geschätzt werden (s. *Abb. A.32*). Der besseren Anschaulichkeit wegen wurde die Darstellung der Höhen im mm-Maßstab, aber in Relativposition gewählt; die Graphik gibt nicht die tatsächlichen Abstände wieder.
Die Annahme ist berechtigt, daß die am Ende des Regelabschnittes $R_{H30/32/1}$ der Versuchsbahn VB5 auftretende starke Abweichung beim Wiederanstieg der Einbaudicke auf Überlagerungsphänomene zwischen der eigentlichen Bohlenreaktion aufgrund des starken Anstieges der Materialvorlage und der sich im Bereich zwischen 66,297 und 68,834 m über die gesamte Breite der Versuchsbahn VB5 erstreckenden und mit Hilfe der Planographenmessung auf der Meßlinie MP10 ebenfalls erfaßten Längsunebenheit der Unterlage von 7 mm zurückzuführen ist.

Tab. A.50 können die ermittelten Einbaudicken an den Positionen der Regelpunkte sowie die vorlagehöhenbedingten Änderungen entnommen werden, wobei sich insgesamt zeigt, daß sich die Unterschiede in der Einbaudicke Δd in den interessierenden Abschnitten häufig in der Nähe der Meßtoleranzen der Dual-Sonic-Sensoren von ± 1 mm bewegen (s. *Zn. 5; Spn. 15 ... 21* und *Anl. A.3.7*).

Vergleich der Einbaudickenänderung in den RT- und RH-Regelstrecken

Die Abtastung der Unterlage mit Hilfe der Dual-Sonic-Sensoren erfolgte zwischen den Meßlinien MLi4 und MP_G sowie MP_U und MLi1 (s. *Abb. 53*). Da die Meßlinien der Dual-Sonic-Sensoren die Meßlinien der 3D-Vermessung nicht überdeckten, sind im Rahmen dieser Auswertung lediglich Tendenzen aufzeigbar.

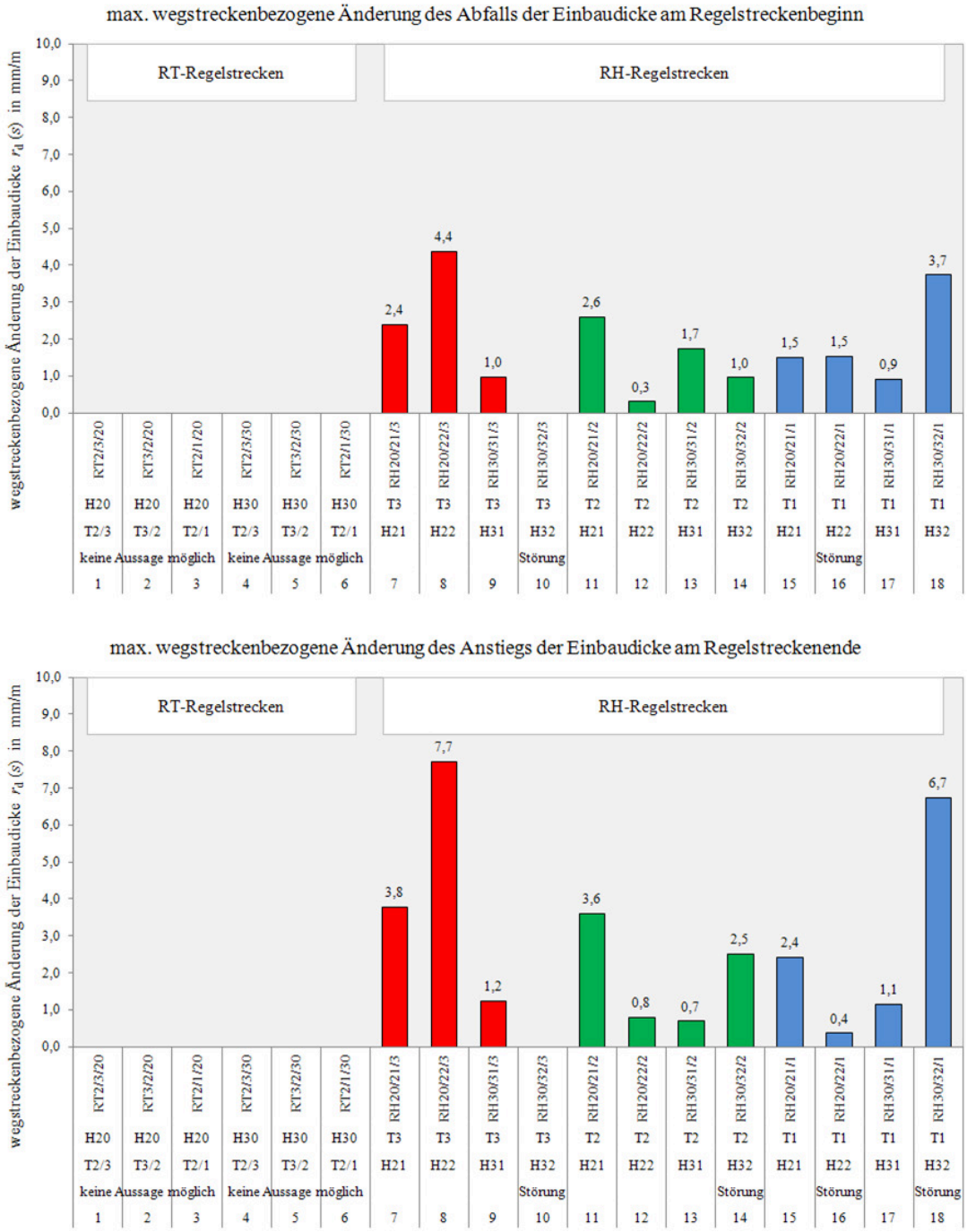


Abb. 71: Maximale wegstreckenbezogene Änderungen $r_d(s)$ der Einbaudicke

Aus *Abb. 71* wird deutlich, daß systematische Störungen der Vorlagehöhe die wegstreckenbezogene Änderung der Einbaudicke $r_d(s)$ unabhängig vom Niveau der Vorlagehöhe in der Temperaturstufe T_3 am stärksten beeinflußten.

Bei niedriger Temperatur wirkt sich ein rascher Niveauverlust der Vorlagehöhe auf $r_d(s)$ offensichtlich in demselben Maße aus, wie eine allmähliche Reduzierung des Füllstandes im Schneckenraum (s. *Tab. A.50*, *Z. 8; Spn. 15, 17* und *Abb. 71*: $R_{H20/2j/1}$), wo aufgrund eines Fehlers bei der Versuchsdurchführung die Schnecke nicht zum Stillstand kam (s. *Abb. A.31*: VB5, $R_{H20/22/1}$).

Da auch im Fall des Wiederanfahrens der Förderschnecke nicht alle Felder in *Abb. 71* besetzt werden konnten, ist zu vermuten, daß bei vergleichbaren Störungen im Vorlage-Niveau das bessere Fließverhalten des Mischgutes der beiden oberen Temperaturstufen zu einem steileren Anstieg der Bohle führte (*Zn. 5; Spn. 16, 18* zu *20, 22*), was sich in kürzeren Regelstreckenabschnitten (*Zn. 7*) und letztlich in zunehmenden wegstreckenbezogenen Änderungen der Einbaudicke äußert (*Zn. 8*). Die Ausprägung ist beim Füllstand H_{20} stärker, weil hier der vor der Bohle verursachte Materialmangel weit mehr ins Gewicht fällt. Bei Mischgut der unteren Temperaturstufe wurden vergleichbare Einbaudickenänderungen überwiegend über längere Wegstrecken kompensiert (vgl. *Zn. 7; Spn. 16, 18, 20, 22*), weil das Material offenbar schlechter in den Einzugsbereich der Bohle gelangte und der Auftrieb des Einbauwerkzeuges verzögert wurde.

Die wegstreckenbezogenen Änderungen der Einbaudicke am Regelstreckenende liegen deutlich über denen am Beginn der Regelstrecken.
Weiterhin sind in den Regelstrecken Abweichungen vom Ergebnis der partiellen Korrelationsanalyse feststellbar:

> Obwohl für die Bereiche stationärer Zustände der dominante Einfluß der Mischguttemperatur auf die Einbaudicke statistisch nachzuweisen war, zeigt sich in Auswertung der Verhältnisse in den Regelstrecken, daß Schwankungen der Materialvorlagehöhe über kürzere Distanzen wirksam werden und so die wegstreckenbezogene Änderung der Einbaudicke $r_d(s)$ mehr oder weniger deutlich beeinflussen.

7.4.3 Empfehlungen für eine konstante Einbaudicke

Die Ergebnisse aus den stationären Zustandsbereichen zeigen, daß die Einbaudicke in deutlich stärkerem Maße von der Temperatur als von der Höhe der Materialvorlage abhängig ist und sich Schwankungen unterhalb der mittleren Temperaturstufe auf dem Niveau H_{20} besonders stark auswirken.
Aus den Untersuchungen der Regelstrecken kann ein stärkerer Einfluß der oberen Temperaturstufe bei systematischen Störungen der Vorlagehöhe auf die wegstreckenbezogene Änderung der Einbaudicke abgeleitet werden,

> weshalb vor dem Anliegen möglichst gleichmäßiger Schichtdicken insgesamt ein Temperaturniveau T_2 sowie ein etwas höheres Niveau der Vorlagehöhe zu empfehlen sind: T_2H_{20+}.

7.5 Raumdichte

7.5.1 Stationäre Zustände

Die Auswertung wurde mit den gravimetrischen Bohrkerndichten mit balancierten Stichprobenumfängen $n_{bal} = 18$ durchgeführt.

Raumdichte nach dem Fertiger $\rho_{BK,1}$

Die Stichproben sind frei von technischen Ausreißern (s. *Tab. A.23*). Aus derselben Tabelle gehen ebenfalls die Ergebnisse der statistischen Ausreißer-Tests hervor. Auch hier zeigten die fallweise durchzuführenden t-Tests keine signifikanten Abweichungen nach dem Entfernen einer verdächtigen Größe aus der betreffenden Stichprobe an, weshalb alle Werte in den Datenkollektiven der *Tab. 23* zur Auswertung zur Verfügung stehen.

Tab. 23: In den selektierten Versuchsabschnitten gemessene Raumdichten $\rho_{BK,1}$ (vor der Walzverdichtung) und $\rho_{BK,2}$ (nach der Walzverdichtung)

Versuchs-abschnitt	Temp.-Stufe	Vorlage-höhe	$n_{prüf}$	Raumdichte nach dem Fertiger $\bar{\rho}_{BK,1}$ kg/m³	±	s_ρ kg/m³	Raumdichte nach dem Walzen $\bar{\rho}_{BK,2}$ kg/m³	±	s_ρ kg/m³
$S_{1/20}$	T_1	H_{20}	18	1819,9	±	66,13	2202,5	±	44,96
$S_{1/30}$		H_{30}		1794,4	±	52,73	2226,0	±	43,23
$S_{2/20}$	T_2	H_{20}	18	1867,2	±	40,75	2262,3	±	26,97
$S_{2/30}$		H_{30}		1834,3	±	73,59	2296,2	±	26,45
$S_{3/20}$	T_3	H_{20}	18	1858,1	±	52,56	2273,5	±	34,52
$S_{3/30}$		H_{30}		1842,4	±	53,92	2310,5	±	40,75

Die in der *Tab. A.26* wiedergegebenen Ergebnisse der Untersuchung der Stichproben auf Normalverteilung sind teilweise widersprüchlich: So weisen sowohl der KS- als auch der AD-Test überwiegend normalverteilte Daten aus, während die graphische Analyse (unter dem notwendigen Einfluß der Klassenbildung) zu einer gegenteiligen Vermutung Anlaß gibt. Im Fall des Datenkollektivs $S_{2/20}$ stellt sich der Sachverhalt genau andersherum dar. Für die weiteren Untersuchungen wird daher angenommen, daß die Meßergebnisse dieses Abschnittes auf Grund der Verteilung einer anderen Grundgesamtheit entstammen, weshalb sich die durchzuführenden Varianz- und Mittelwertvergleiche auf die übrigen fünf Stichproben konzentrieren.

Der BARTLETT-Test zeigt mit $\chi^2 = 3{,}321 < 9{,}49 = \chi^2_{(4/0{,}05)}$ keine Unterschiede in den Varianzen an (s. *Tab. A.33*).

Nach Annahme der Nullhypothese wurde – basierend auf *Gl. (A.78)* – anhand einer einfachen Varianzanalyse (s. *Anl. A.5.5*) ein Vergleich der Mittelwerte der (annähernd) normalverteilten Meßwerte durchgeführt, der mit $F = 2{,}71 < 5{,}7 = F_{89/4/0{,}05}$ (s. *Tab. 3* in [122]) anzeigt, daß die Variabilität zwischen den Stichproben nicht größer ist, als diejenige innerhalb der Stichproben und durch Zufallseinflüsse erklärt werden kann.

Mit Hilfe des LSD-Testes (s. *Anl. A.5.5*) konnte abgeklärt werden, daß signifikante Unterschiede in den Mittelwerten lediglich zwischen den Datenkollektiven der Temperaturstufe T_1 bestehen, die bei einem Schwellenwert $t_{85/0,01} = 2{,}64$ für eine Irrtumswahrscheinlichkeit von 1 % mit $LSD = 24{,}458$ sogar hochsignifikant sind (s. *Abb. A.25*).

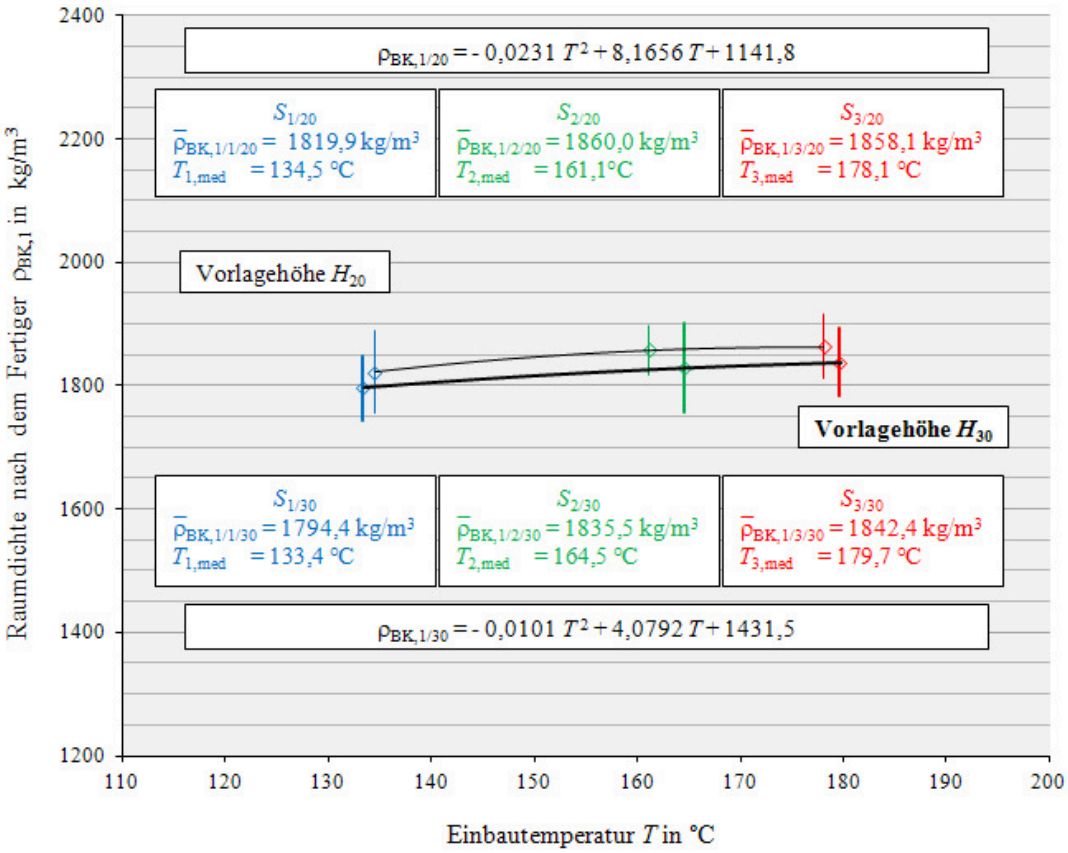


Abb. 72: Profildiagramm zur Raumdichte nach der Verdichtung mit dem Fertiger $\rho_{BK,1}$ für die Faktoren H und T

Aus dem Profildiagramm der *Abb. 72* läßt sich der Einfluß der Mischguttemperatur und der Vorlagehöhe auf die Raumdichte $\rho_{BK,1}$ aller sechs Abschnitte abschätzten. Die Subtraktion der quadratischen Funktionen $\rho_{BK,1/30}(T)$ und $\rho_{BK,1/20}(T)$ führt auf die Gleichung

$$\Delta\rho_{BK,1} = \rho_{BK,1/20} - \rho_{BK,1/30} = -1{,}3 \cdot 10^{-2} \cdot T^2 + 4{,}0864 \cdot T - 289{,}7\,, \qquad (78)$$

wonach sich der Abstand der Ordinatenwerte $\rho_{BK,1}$ mit steigenden Abszissenwerten T leicht konkav verändert. Unter Berücksichtigung der Streuung der Daten wird auf die Erweiterung des linearen Modells durch einen zusätzlichen Interaktionsterm verzichtet. Es sei darauf hingewiesen, daß anhand der hier nicht gezeigten Streudiagramme außerordentlich schwache Bestimmtheitsmaße festzustellen waren ($R^2_{nl,Ti/20} = 0{,}0955$ und $R^2_{nl,Ti/30} = 0{,}0830$), die anhand durchgeführter t-Tests keine signifikanten Unterschiede zu linearen Bestimmtheitsmaßen ($R^2_{lin,Ti/20} = 0{,}0887$ und $R^2_{lin,Ti/30} = 0{,}0818$) zeigen. Dennoch sollen aufgrund logischer Erwägungen (Verläufe von Z und d) die Regressionsfunktionen zweiten

Grades beibehalten werden, zumal abgesichert ist, daß die Temperatur die Verdichtung keinesfalls linear beeinflußt.

Die Erwartungswerte verhalten sich ohne Berücksichtigung einer Interaktion wiederum additiv und sind durch die Parameter b_0, b_1 und b_2 in dem Modell vollständig erklärbar.

Nach einer Variablentransformation für T ergibt sich die Regression zu:

$$\rho_{BK,1}(H, T) = 1830{,}269 - 1{,}66697 \cdot 10^{-1} \cdot H + 3{,}047 \cdot 10^{-3} \cdot T^2. \quad (79)$$

Auch hier wurde mit Hilfe des F-Testes und durch Schätzung des Bestimmtheitsmaßes untersucht, ob zwischen der abhängigen und mindestens einer unabhängigen Variablen eine abgesicherte Korrelation besteht (s. *Tab. A.43*). Für $m_1 = 2$ und $m_2 = 98$ liest man in *Tab. 3* in [122] $F_{(2/98/0,05)} = 3{,}1$ ab, der mit Hilfe der *Gl. (A.78)* berechnete Wert $F = 6{,}69$ ist größer, womit bei einer Irrtumswahrscheinlichkeit von 5 % eine abgesicherte Abhängigkeit zwischen der Raumdichte nach dem Fertiger $\rho_{BK,1}$ und den unabhängigen Variablen H und T vorliegt, d.h. zumindest ein b-Wert im Modell unterscheidet sich signifikant von Null. Das Bestimmtheitsmaß B verdeutlicht allerdings, daß entgegen den Erwartungen nur ein sehr geringer Anteil der Variabilität (12 %) durch die beiden Variablen erklärt wird.

Dennoch wurde der Grad des Zusammenhanges zwischen den Merkmalen mit Hilfe der partiellen Korrelation untersucht (s. *Tab. A.44*). Mit $r_{xz.y} = |-0{,}2210| > 0{,}196 = r_{(98/0,05)}$ liegt nach Ausschalten des Einflusses der Mischguttemperatur T^2 eine abgesicherte indirekte Korrelation zwischen der Vorlagehöhe H und der Raumdichte $\rho_{BK,1}$ vor. Hält man rechnerisch den Einfluß von H konstant, so gibt $r_{yz.x}$ die Korrelation zwischen T^2 und $\rho_{BK,1}$ an: $r_{yz.x} = 0{,}2891 > 0{,}196 = r_{(98/0,05)}$. Auch hier liegt eine annähernd niveaugleiche, abgesicherte Korrelation vor, bei der die Variablen in direktem Zusammenhang stehen.

Die Ergebnisse der partiellen Korrelation zeigen, daß unter den Bedingungen einer konstanten Position der Zugpunkte der Bohle und der Ausnutzung der Eigennivellierung des Einbauwerkzeuges die Raumdichte nach dem Fertiger $\rho_{BK,1}$ in etwa dem gleichen betragsmäßigen Einfluß der Temperatur T^2 und der Höhe der Materialvorlage H unterliegt. Höhere Mischguttemperaturen begünstigen die Zunahme der Raumdichte, während sich höhere Füllstände im Schneckenkanal dichtereduzierend auswirken.

Raumdichte nach dem Walzen ($\rho_{BK,2}$)

Technische Ausreißer konnten in den Stichproben nicht entdeckt werden (s. *Tab. A.24*), auch die an vereinzelten, statistisch identifizierten, Extremwerten durchgeführten t-Tests zeigten keine signifikanten Abweichungen nach dem Entfernen einer verdächtigen Größe aus der betreffenden Stichprobe an, weshalb alle Werte in den Datenkollektiven der *Tab. 23* belassen werden konnten.

Zwei der in *Tab. A.27* wiedergegebenen Ergebnisse der Untersuchung der Stichproben auf Normalverteilung weisen Abweichungen von derselben auf. Da auch Transformationen der Datenkollektive keine Verbesserung der Annäherung an diese Verteilungsform brachten, war die Auswertestrategie zu ändern:

Zunächst wurde untersucht, ob sich die beiden nichtnormalverteilten Stichproben $S_{2/20}$ und $S_{3/30}$ in ihren Varianzen und Mittelwerten voneinander unterscheiden, vergleichende Untersuchungen an den restlichen vier Datenkollektiven schlossen sich an, bevor dann wiederum alle Stichproben in die Regressions- und Korrelationsberechnungen einbezogen wurden. Der H-Test (s. *Tab. A.34*) zeigt an, daß sich die beiden nichtnormalverteilten Datenkollektive voneinander unterscheiden und keiner gemeinsamen Grundgesamtheit entstammen.

Auf der Grundlage des an den normalverteilten Meßwerten durchgeführten BARTLETT-Testes wurde die Nullhypothese beibehalten: es liegen keine Unterschiede in den Varianzen vor (s. *Tab. A.35*). Der sich anschließende Vergleich der Mittelwerte anhand der einfachen Varianzanalyse führte unter Anwendung der *Gl. (A.78)* zu dem Ergebnis $F = 21{,}65 > 8{,}6 = F_{71/3/0{,}05}$ (s. *Tab. 3* in [122]), womit H_0 abzulehnen war: die Variabilität zwischen den Stichproben ist wesentlich größer, als diejenige innerhalb der Stichproben und kann daher nicht durch Zufallseinflüsse erklärt werden.

Der durchgeführte LSD-Test zeigt bei einem Schwellenwert $LSD = 21{,}65$ gem. *Gl. (A.82)* mit $t_{68/0{,}05} = 1{,}99$ (s. *Tab. 2* in [122]) für die vier Stichproben in allen Fällen signifikante Unterschiede in den Mittelwerten an (s. *Abb. A.26*). Der Unterschied zwischen $S_{1/30}$ und $S_{3/20}$ ist mit $t_{68/0{,}01} = 2{,}65$ und somit $LSD = 28{,}830$ hochsignifikant.

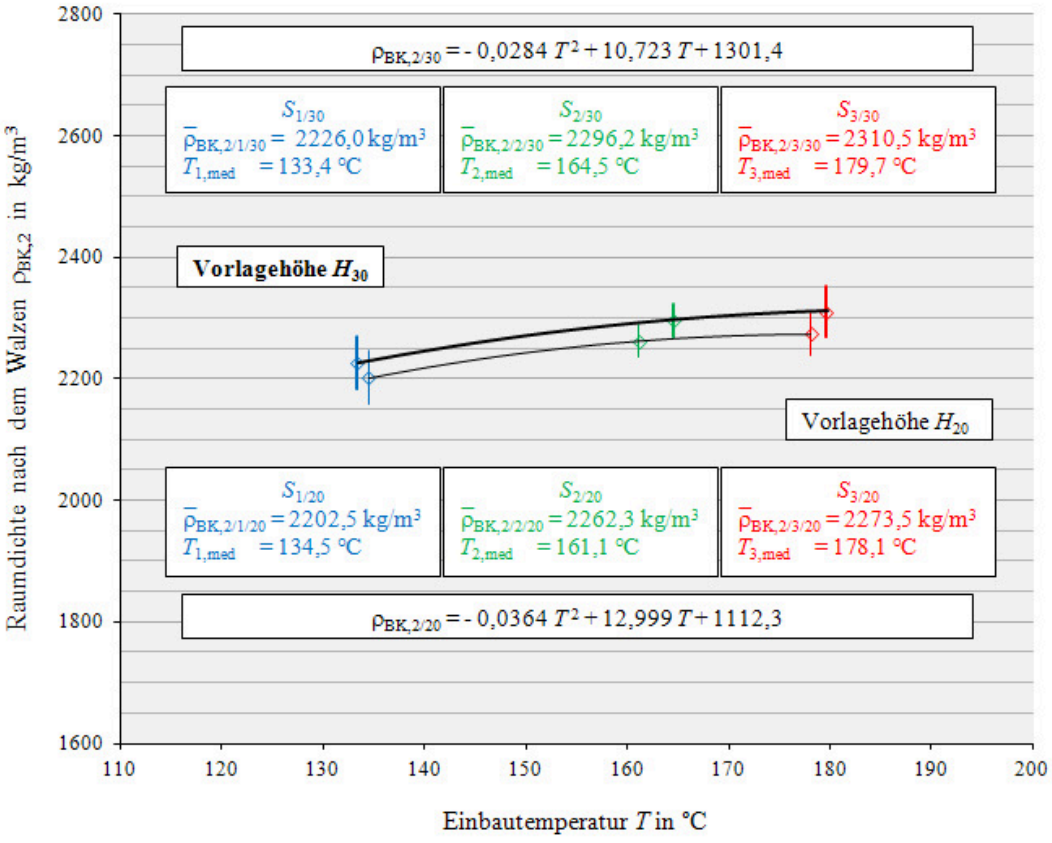


Abb. 73: Profildiagramm zur Raumdichte nach dem Walzen $\rho_{BK,2}$ für die Faktoren H und T

Im Profildiagramm der *Abb. 73* zeigt sich der Einfluß der Mischguttemperatur und der Vorlagehöhe auf die Raumdichte $\rho_{BK,2}$. Im Vergleich zur *Abb. 72* wirkt sich der Einfluß der Vorlagehöhe *H* umgekehrt aus: Bei der Walzverdichtung führen höhere Materialvorlagen vor der Bohle zu einer besseren Endverdichtung (s. Erläuterungen zur zusammenfassenden *Abb. 74*).
Die Subtraktion der Funktionen $\rho_{BK,2/30}(T)$ und $\rho_{BK,2/20}(T)$ führt auf die Gleichung

$$\Delta\rho_{BK,2} = \rho_{BK,2/30} - \rho_{BK,2/20} = 8 \cdot 10^{-3} \cdot T^2 - 2{,}276 \cdot T + 189{,}1\,, \tag{80}$$

wonach sich der Abstand der Ordinatenwerte $\rho_{BK,2}$ mit steigenden Abszissenwerten *T* leicht parabolisch verändert. Auch im Fall der Walzverdichtung wird unter Berücksichtigung der Streuung der Daten auf die Erweiterung des linearen Modells durch einen zusätzlichen Interaktionsterm verzichtet. Anhand der hier nicht gezeigten Streudiagramme wurden Bestimmtheitsmaße von $R^2_{2/20} = 0{,}4206$ und $R^2_{2/30} = 0{,}4767$ ermittelt.

Nach einer Variablentransformation für *T* konnte die Regressionsgleichung bestimmt werden:

$$\rho_{BK,2}(H, T) = 2033{,}718 - 1{,}91903 \cdot 10^{-1} \cdot H + 5{,}685 \cdot 10^{-3} \cdot T^2. \tag{81}$$

Wie zuvor, wurden für $m_1 = 2$ und $m_2 = 98$ der *Tab. 3* in [122] die Signifikanzschranken entnommen. Mit $F = 44{,}75 > 3{,}1 = F_{(2/98/0{,}05)}$ liegt bei einer Irrtumswahrscheinlichkeit von 5 % eine abgesicherte (*Tab. A.45*) und auf dem 1-%-Niveau mit $F_{(2/98/0{,}01)} = 4{,}9$ eine hochsignifikante Abhängigkeit zwischen der Raumdichte nach dem Walzen $\rho_{BK,2}$ und den unabhängigen Variablen *H* und *T* vor. Allerdings unterstreicht das Bestimmtheitsmaß $B = 0{,}477$ aber auch, daß mehr als die Hälfte der Variabilität anderen Einflüssen unterliegt.

Die Ergebnisse der partiellen Korrelation werden in *Tab. A.46* wiedergegeben. Mit $r_{xz.y} = 0{,}3667 > 0{,}196 = r_{(98/0{,}05)}$ liegt nach Ausschalten des Einflusses der Mischguttemperatur T^2 eine abgesicherte Korrelation zwischen der Vorlagehöhe *H* und der Raumdichte $\rho_{BK,2}$ vor. Hält man rechnerisch den Einfluß von *H* konstant, so gibt $r_{yz.x}$ die Korrelation zwischen T^2 und $\rho_{BK,2}$ an: $r_{yz.x} = 0{,}6482 > 0{,}196 = r_{(98/0{,}05)}$. Auch hier liegt eine abgesicherte Korrelation vor, bei der die Variablen in direktem Zusammenhang stehen. Beide Korrelationskoeffizienten zeigen auf dem Niveau einer 1 %igen Irrtumswahrscheinlichkeit mit $r_{(98;0{,}01)} = 0{,}257$ hochsignifikante Zusammenhänge an, wobei das Ergebnis der Walzverdichtung in bedeutendem Maße den Auswirkungen des Einflusses der Verdichtungstemperatur unterliegt. Überraschend ist auch der mit annähernd 37 % doch recht deutliche Einfluß der Vorlagehöhe auf die Walzverdichtung.

Zusammenfassende Darstellung der Teilergebnisse

In Zusammenfassung der *Abbn. 72* und *73* verdeutlicht *Abb. 74* die unterschiedlichen Einflüsse der beiden systematisch variierten Faktoren *H* und *T* auf die Verdichtung nach dem Fertiger und dem Walzen beim Einbau einer Deckschicht aus SMA 8 S, 25/55-55 A unter Ausnutzung der Eigennivellierung der Bohle.

Auf den ersten Blick verwundert, daß sich der Einfluß der Materialvorlagehöhe von der Fertiger- zur Walzverdichtung umkehrt, aber es zeigt sich auch bereits Bekanntes: der bedeutende – von DAINES festgestellte [41] – Einfluß der (Einbau)temperatur auf die Verdichtung. Mit zunehmenden Mischguttemperaturen werden größere Raumdichten nach dem Fertiger $\rho_{BK,1}$ erzielt (s. auch [139, 166]).

Eine Erklärung für den Einfluß der beiden Parameter auf die Raumdichte nach dem Fertiger wurde teilweise bereits mit den Erläuterungen zur *Abb. 66* im *Abschn. 7.4.1* gegeben.

Mit Hilfe der Exponentialfunktion [142, 163]

$$\rho(E_1) = \rho_\infty - (\rho_\infty - \rho_0) \cdot e^{-\frac{E_1}{C}} \tag{82}$$

läßt sich der Verdichtungswiderstand von Walzasphalt von der Anfangs- bis zur theoretischen Endraumdichte im Laboratorium vollständig beschreiben. Diese Gesetzmäßigkeit gilt prinzipiell auch für den Dichtezuwachs im Feld unter dem Einfluß der Verdichtungswirkung der Bohle [26, 244] und der Walzen [126].

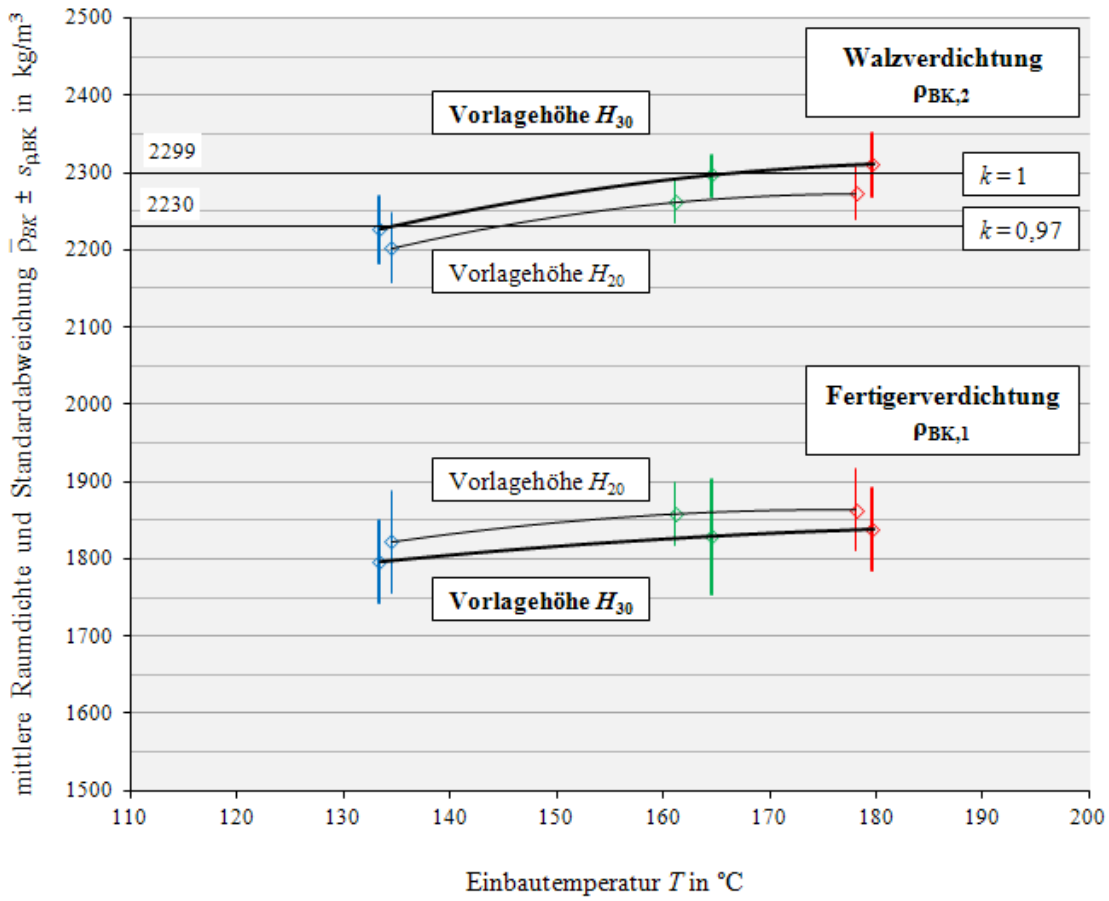


Abb. 74: Zusammengefaßtes Profildiagramm zu den Raumdichten nach dem Fertiger $\rho_{BK,1}$ und dem Walzen $\rho_{BK,2}$ für die Faktoren *H* und *T*

Höhere Anfangsraumdichten ρ_E – wie das in der mittleren und oberen Temperaturstufe unterstellt werden darf – führen bei annähernd konstanter Verdichtungsarbeit der Bohle auf dem Niveau H_{20} zu höheren Dichten $\rho_{BK,1}$ nach dem Fertiger.

Mit der Steigerung der Vorlagehöhe $H_{20} \nearrow H_{30}$ gelangt aufgrund des temperaturbedingten Fließverhaltens mehr Asphaltmischgut unter die Bohle.

Gem. dem *Merkblatt für das Verdichten von Asphalt – M VA* [142] kann für den Fall der Laborverdichtung der Verdichtungsverlauf auch über die Änderung der Probekörperdicke t beschrieben werden:

$$\frac{1}{t(E_2)} = \frac{1}{t_\infty} - \left(\frac{1}{t_\infty} - \frac{1}{t_0}\right) \cdot e^{-\frac{E_2}{T}} . \tag{83}$$

Da unter der Voraussetzung konstanter Einbauparameter $1/t \sim \rho$ gilt, wird bei einer größeren Einbaudicke die sich einstellende Raumdichte $\rho_{BK,1}$ geringer sein, weshalb diese – trotz überwiegend statistisch nicht signifikanter Unterschiede – nach dem Fertiger auf dem Niveau H_{30} auch tendenziell niedriger ausfällt (fette Linie).

Der Walzenfahrer hatte die Aufgabe, mit der Endverdichtung bei einer Temperatur an der Oberfläche der verlegten Schicht von rd. 140 °C zu beginnen und mit der Tandem-Vibrationswalze CC 142 im statischen Modus in der – in der Fertigerachse angelegten – Walzbahn einen Verdichtungsgrad von $k \geq 0{,}97$ zu erzielen, was auch mit Ausnahme des Abschnittes $S_{1/20}$ gelang. Die Parallelität der beiden Trendlinien in *Abb. 74* belegt, daß sehr konzentriert gearbeitet wurde.

Auch hier gelten die Gesetzmäßigkeiten der *Gl. (82)*: höhere Raumdichten nach dem Fertiger $\rho_{BK,1}$ führen bei einem gleichmäßigen Verdichtungsprozeß zu höheren Raumdichten nach dem Walzen $\rho_{BK,2}$.

Die Wirkung der statischen Walzverdichtung ist hauptsächlich von der Linienlast und der Walzgeschwindigkeit abhängig. In der zu verdichtenden Schicht werden durch die von den Walzenbandagen erzeugten Schubspannungen Bewegungen im Mineralgerüst erzeugt, die bei ausreichender Größe die Partikel zur Umlagerung und somit in dichtere Positionen zwingen, wobei sich die Verdichtungswilligkeit mit zunehmender Schichtdicke verbessert, weil die Bewegungsmöglichkeiten der Mineralpartikel weniger gehemmt werden.

MILBRADT [126] konnte den Hohlraumgehalt von Asphaltschichten als Potenzfunktion des von NIJBOER in [145] eingeführten gerätebedingten und mischgutabhängigen Walzfaktors R_f erfassen:

$$H_A = H_{A0} - (H_{A0} - H_{A\infty}) \cdot 0{,}56^{R_f \cdot 10^5} . \tag{84}$$

Da der Walzfaktor der Schichtdicke mit der Potenz 0,4 direkt proportional ist ($R_f \sim d^{0,4}$), begünstigen größere Einbaudicken die weitere Verdichtung mit Walzen, weshalb im vorliegenden Versuch bei Verwendung eines SMA 8 S größere Materialvorlagen H_{30} zu grö-

ßeren Einbaudicken und in der Folge zu höheren Raumdichten nach dem Walzen $\rho_{BK,2}$ führten.

Sicherlich darf davon ausgegangen werden, daß auch im zu referierenden Versuch größere Schichtdicken den Umordnungsprozeß der Mineralpartikel begünstigten, jedoch läßt sich auf Grund der festgestellten maximalen Unterschiede im endverdichteten Zustand der beobachtete Effekt nicht allein darauf zurückführen.
Beim Vergleich der in der *Abb. 74* gezeigten Ausgleichsparabeln der Fertiger- und Walzverdichtung fällt auf, daß die Anstiege der Walzverdichtung insbesondere im unteren Abschnitt der Kurven steiler sind.

Für das Erreichen der anforderungsgerechten Endverdichtung ist bekanntermaßen das Wärmepotential der zu verdichtenden Schicht von enormer Bedeutung. Unabhängig vom Verdichtungsgrad hinter dem Fertiger gelingt es erfahrungsgemäß regelmäßig, bei ausreichender Zeit für die Walzverdichtung, die Endverdichtung zielsicher zu erreichen, wobei dem Grad der Fertigerverdichtung unter diesen Bedingungen allerdings ein Einfluß auf die Längsebenheit zuzubilligen ist.
Nach DAINES [41] beeinflußt die Schichtdicke mit der Potenz 1,8 die für die Endverdichtung verfügbare Zeit zum Walzen: $t_w \sim d^{1,8}$.

Bestimmt man aus den in *Tab. 21* angegebenen mittleren Einbaudicken die resultierenden verfügbaren Walzzeiten und setzt diese ins Verhältnis, so ergibt sich nachstehende Tabelle:

Tab. 24: Relative Veränderung der für die Walzverdichtung verfügbaren Zeit t_w

Versuchs-abschnitt	Temp.-Stufe	Vorlage-höhe	Einbau-dicke	verfügbare Zeit für die Walzverdichtung im Vergleich zu T_2	
				H_{20} $\Delta t_{w,T2}$ %	H_{30} $\Delta t_{w,T2}$ %
$S_{3/20}$	T_3	H_{20}	47,7	106,0	
$S_{3/30}$		H_{30}	50,2		102,8
$S_{2/20}$	T_2	H_{20}	46,2	100,0	
$S_{2/30}$		H_{30}	49,4		100,0
$S_{1/20}$	T_1	H_{20}	34,5	59,1	
$S_{1/30}$		H_{30}	38,6		63,9

Setzt man die in T_2 jeweils verfügbare Zeit t_w gleich 100 %, so werden die Unterschiede zu den beiden anderen Stufen auf den Niveaus H_{20} und H_{30} deutlich: Für die untere Temperaturstufe (T_1) sind rd. 40 % des Zeitpotentials für die Endverdichtung nicht mehr vorhanden, womit sich der steile Anstieg im unteren Abschnitt der beiden Ausgleichsparabeln erklären läßt (s. *Abb. 74*, Walzverdichtung $\rho_{BK,2}$).

Insgesamt ist davon auszugehen, daß beide Effekte – bessere Kornumlagerung und Verlängerung der verfügbaren Verdichtungszeit – für die erzielten Raumdichten wirksam waren. Unterstellt man, daß der Walzenfahrer für jede Temperaturstufe sein gewähltes Walz-

schema (Walzbahnlänge, Walzgeschwindigkeit, Anzahl der Übergänge) eingehalten hat, so muß bei einer größeren Einbaudicke und demzufolge länger verfügbaren Verdichtungszeit die Temperatur zu den Zeitpunkten vergleichbarer Passagen etwas höher gelegen und somit aufgrund des etwas geringeren viskosen Widerstandes die Verdichtung begünstigt haben.

Es ist bekannt, daß Asphaltdeckschichten auch bei anforderungsgerechter Verdichtung eine Nachverdichtung durch die Belastungen aus dem Straßenverkehr erfahren. Da dieser Vorgang nicht gleichmäßig auf der gesamten Fahrbahn erfolgt, resultieren daraus Unebenheiten. Insofern ist es wichtig, einer Asphaltschicht eine ausreichend hohe Raumdichte zu geben, um potentielle Unebenheiten mindern zu können. Es sei darauf hingewiesen, daß der Verdichtungsgrad $k = 97$ % leider häufig falsch interpretiert wird: es handelt sich hierbei um einen Mindestverdichtungsgrad.
Aus *Abb. 74* ist das aus der Änderung der Parameter H und T resultierende, dichtebedingte Unebenheitspotential ersichtlich.
Ausgehend von der mittleren Temperaturstufe wirken sich Abweichungen in Richtung niedrigerer Mischguttemperaturen sowohl in der Fertiger- als auch in der Walzverdichtung auf die aus der Nachverdichtung durch den Verkehr zu erwartenden Unebenheiten der Fahrbahn deutlich stärker aus; Unterschiede in Richtung der hohen Temperaturstufe sind darüber hinaus mit normalen Füllständen im Schneckenkanal teilweise minderbar.

> Unter Berücksichtigung der erzielten Raumdichten nach dem Fertiger und dem Walzen sowie der Streuung der Meßwerte deutet sich die Parameterkombination T_2H_{20+} als günstig an.

7.5.2 Zustände in den Regelstrecken

Auf Grund der Kürze der Regelstrecken in den Versuchsbahnen VB3 bis VB5 liegt nur eine geringe Anzahl an Meßwerten vor, die keine haltbaren Aussagen zu parameterbedingten Änderungen der Raumdichten nach dem Fertiger und dem Walzen zuläßt. Stellvertretend für die Abschnitte aller Versuchsbahnen sei *Abb. 75* gezeigt, die verdeutlicht, daß sich die Dichteschwankungen innerhalb der Regelstrecken im üblichen Rahmen der gesamten Versuchsbahn VB4 bewegen. Gemessen wurde mit einer Troxler-Dünnschichtsonde 4640-B (s. *Anl. A.3.10*) im Abstand von 0,50 m entlang der Meßlinien $MR_{A...C}$ gem. *Abb. 53*.

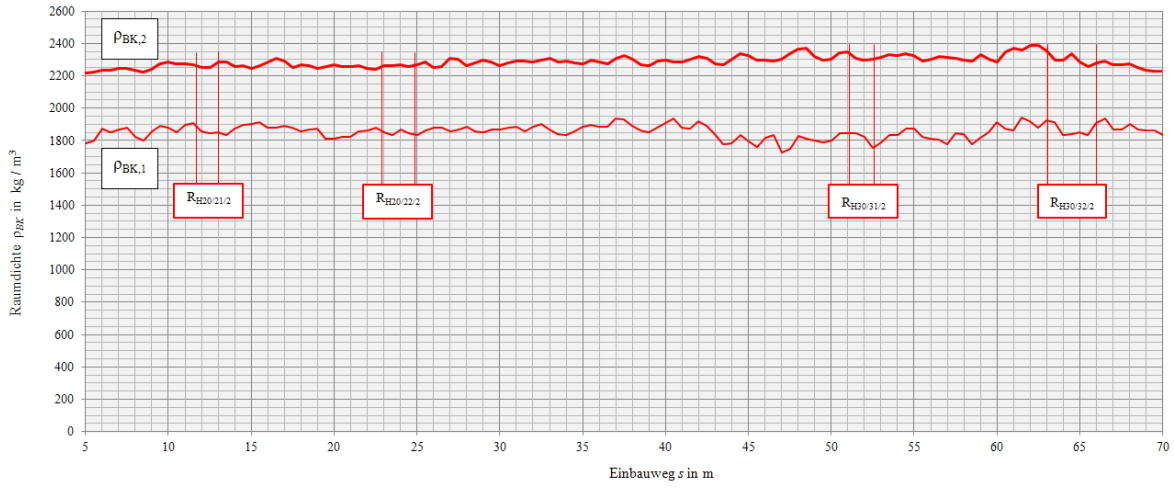


Abb. 75: Raumdichten nach dem Fertiger $\rho_{BK,1}$ und dem Walzen $\rho_{BK,2}$ sowie Kenntlichmachung der Regelstreckenabschnitte in der Versuchsbahn VB4

7.5.3 Empfehlung zur Erzielung einer hohen Raumdichte

Da eine Untersuchung der Raumdichte in den Regelstrecken als nicht sinnvoll erachtet wurde, ist auf die aus den Abschnitten stationärer Zustände getroffene Schlußfolgerung zu verweisen: T_2H_{20+}.

7.6 Reibung unter dem Glättblech

Ergänzend zum Hauptversuch bot es sich an, jeweils am Ende der Versuchsbahnen VB3 … VB5[61] einfache Untersuchungen in Form von Ausfahr- und Aufsetzversuchen zur Abschätzung der Größenordnung der sich beim Einbau von Asphaltmischgut an der Glättblechunterseite einstellenden Gleitreibungsbeiwerte durchzuführen. Aufgrund des geringen Datenumfangs sind die Ergebnisse statistisch nicht abgesichert.

Unter der Voraussetzung $v_e = \text{const.}$, $n_{Sch} = 0$ wurden die Verläufe der Zugkräfte beim Leerfahren der Bohle (Ausfahrversuch) registriert und zur jeweiligen versuchsbahnspezifischen Gesamtzugkraft Z zusammengefaßt, die durch den Abbau der Mischgutvorlage von $H_{30} \rightarrow 0$ an der Position $s_{1(E),min}$ ein Minimum aufweist: $Z_{1(E),min}$ (beispielhaft s. *Abb. 76*). Der permanente Kontakt zwischen dem Beobachter der fortlaufend graphisch dargestellten Zugkraftverläufe am Laptop und den Bedienern der Bohle gestattete die Abschätzung der restlichen Höhe der Materialvorlage, die am Zugkraftminimum rd. 100 mm betrug.

Die nach $s_{1(E),min}$ in allen Versuchsbahnen erkennbaren und mehr oder weniger ausgeprägten Anstiege der Kräfte am linken und rechten Zugpunkt Z_{li}, Z_{re} dürften darauf zurückzuführen sein, daß aus der deutlichen Unterschreitung der Mindesteinbaudicke (zweieinhalb-

[61] siehe *Abschn. 5.5.5*

facher Größtkorndurchmesser) am Ende der Absackbewegung des Einbauwerkzeuges vorübergehend höhere Bewegungswiderstände resultierten.

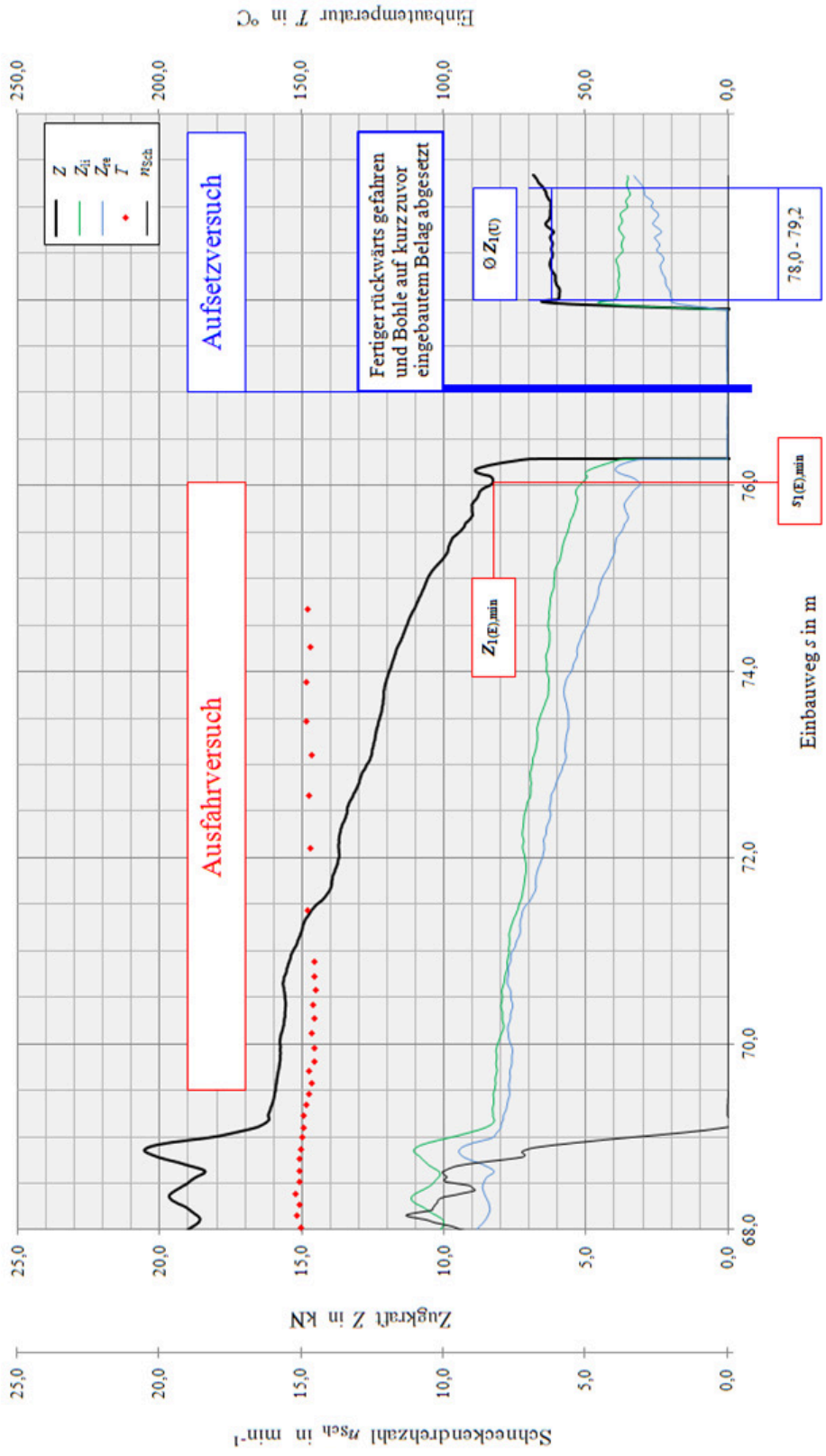


Abb. 76: Verlauf der Bohlenzugkräfte *Z* während der Versuche zur Ermittlung der Reibungskoeffizienten zwischen Glättblech und Asphaltmischgut in der Versuchsbahn VB4

Der Gleitreibungsbeiwert zwischen Glättblech und Asphaltmischgut während des Einbaus (E) ergibt sich gem. nachstehender Gleichung:

$$\mu_{1(E)} = \frac{Z_{1(E),min}}{m_B \cdot g}, \tag{85}$$

mit $$Z_{1(E)} = Z_{1(E),min,li} + Z_{1(E),min,re} \tag{86}$$

und
- g Erdbeschleunigung,
- m_B Masse der Bohle,
- $Z_{1(E),min}$ gleitreibungsbedingtes Minimum der Gesamtzugkraft beim Einbau,
- $Z_{1(E),min,li}$ gleitreibungsbedingtes Zugkraftminimum am linken Bohlenzugpunkt beim Einbau,
- $Z_{1(E),min,re}$ gleitreibungsbedingtes Zugkraftminimum am rechten Bohlenzugpunkt beim Einbau,
- $\mu_{1(E)}$ Gleitreibungsbeiwert zwischen Glättblech (Stahl) und Asphaltmischgut.

Tab. 25: Ermittelte Gleitreibungskoeffizienten

Größe	ME	VB3	VB4	VB5
m_B	kg	3936		
Ausfahrversuche				
T	°C	148	148	130
v_e	m/min	4,9	4,7	5,1
$s_{1(E),min}$	m	77,4	76,0	76,4
$Z_{1(E),min}$	kN	8,695	8,257	9,257
$\mu_{1(E)}$		0,225	0,214	0,240
Aufsetzversuche				
T	°C	145	145	125
v_e	m/min	2,0	2,0	2,0
$s_{1(U)}(v_e = 2{,}0$ m/min)	m	82,7 - 83,4	78,0 - 79,2	78,4 - 79,2
$Z_{1(U)}(v_e = 2{,}0$ m/min)	kN	6,321	6,191	6,859
$\mu_{1(U)}(v_e = 2{,}0$ m/min)		0,164	0,160	0,178
v_e	m/min	5,0	5,0	5,0
$s_{1(U)}(v_e = 5{,}0$ m/min)	m	84,0 - 84,7	79,6 - 80,1	79,6 - 80,2
$Z_{1(U)}(v_e = 5{,}0$ m/min)	kN	6,584	*7,700*	6,954
$\mu_{1(U)}(v_e = 5{,}0$ m/min)		0,171	*0,199*	0,180

Nach dem Ausfahren des Fertigers und dem vorlagefreien Wiederansetzen der Bohle auf dem bereits eingebauten Asphaltmischgut konnten nach dem Abklingen der trägheits- und haftreibungsbedingt höheren Zugkraftwerte und nach Erreichen gleichmäßiger Geschwindigkeiten (v_e = 2,0 bzw. 5,0 m/min) die in *Tab. 25* gezeigten reibungsbedingten Gesamtzugkräfte $Z_{1(U)}$ ermittelt sowie auf die Gleitreibung $\mu_{1(U)}$ zwischen Glättblech und Unterlage (U) geschlossen werden:

$$\mu_{1(U)} = \frac{Z_{1(U)}}{m_B \cdot g}, \tag{87}$$

mit $\mu_{1(U)}$ Gleitreibungsbeiwert zwischen Glättblech (Stahl) und eingebautem, heißem Asphaltmischgut,

$Z_{1(U)}$ gleitreibungsbedingte Gesamtzugkraft beim Ziehen der Bohle über die frisch verlegte, heiße Asphaltschicht.

Bedauerlicherweise ergaben sich durch die Temperaturabfälle am Ende der Einbaubahnen keine ausreichenden Spreizungen, weshalb die ermittelten Gleitreibungsbeiwerte lediglich dazu dienen können, einen Hinweis auf die zu erwartenden Größenordnungen zu geben.

Der in der *Tab. 25* kursiv gekennzeichnete Wert in der Zeile $Z_{1(U)}(v_e = 5{,}0$ m/min) wurde als technischer Ausreißer gewertet, weil sich über den gesamten Abschnitt $s_{1(U)}(v_e = 5{,}0$ m/min) = (79,6 … 80,1) m kein stabiler Zugkraftverlauf eingestellt hatte.

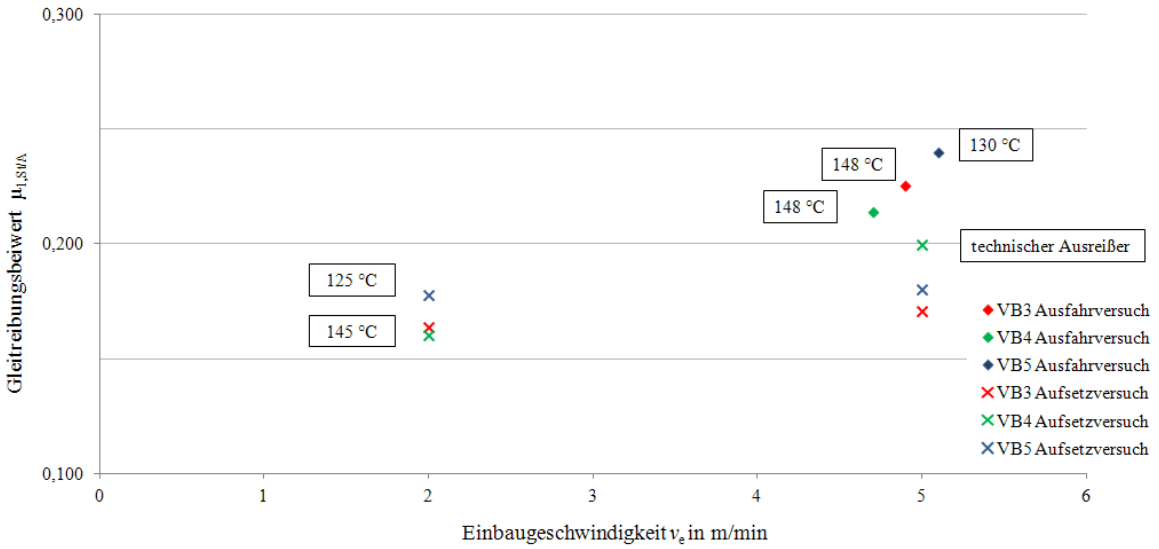


Abb. 77: Abhängigkeit der Gleitreibungsbeiwerte $\mu_{St/A}$ von der Einbaugeschwindigkeit v_e

Die *Abbn. 77* und *78* deuten die Abhängigkeit des Gleitreibungsbeiwertes $\mu_{1,St/A}$ zwischen Glättblech und Asphalt sowohl von der Einbaugeschwindigkeit als auch von der Mischguttemperatur an, was wegen des möglichen Einflusses der Reibung auf das Bewegungsverhalten der Bohle weiterer Untersuchungen bedarf.

Ausfahr- und Aufsetzversuche unterscheiden sich dadurch, daß im erstgenannten Fall die Bohle noch Material einbaut und die Druckwiderstandskraft F_D des Asphaltmischgutes unter dem – in Einbaurichtung gesehen – schräg ansteigenden Glättblech zu überwinden hat. Insofern repräsentieren die in *Tab. 25* wiedergegebenen Werte $\mu_{1(E)}$ nicht den eigentlichen Gleitreibungsbeiwert. Dieser ergibt sich aus den Aufsetzversuchen, weil hier das Glättblech eben auf der Oberfläche der frisch verlegten Asphaltdeckschicht aus einem

SMA 8 S auflag[62] und die erfaßten Zugkräfte somit ausschließlich aus den Reibungskräften an der Glättblechunterseite resultieren und demzufolge zu niedrigeren Gleitreibungsbeiwerten führen.
Da es sich bei den Ausfahrversuchen lediglich um die Erfassung eines Einzelwertes innerhalb einer Temperaturstufe handelt, kann die in *Abb. 77* gezeigte Reihung der Daten zufällig sein und sich auf der Grundlage einer statistisch ausreichenden Datenmenge ändern, weshalb an dieser Stelle auf eine Interpretation verzichtet wird.
Auf Basis des gewählten Versuchsaufbaus – in dessen Mittelpunkt nicht die Untersuchungen zu den Haft- und Gleitreibungsbeiwerten stehen – kann lediglich festgestellt werden, daß sich bei einer Einbaugeschwindigkeit von rd. 5 m/min und Einbautemperaturen von 148 °C und 130 °C beim Ausfahren der Bohle Zugkräfte eingestellt haben, die unter Dominanz der Reibungskräfte an der Glättblechunterseite auf Gleitreibungsbeiwerte $\mu_{1(E)}$ = 0,214 … 0,240 schließen lassen.
Im Fall der Aufsetzversuche konnten unter versuchsbahnkonstanten Bedingungen jeweils zwei Werte pro Bahn gewonnen werden, die sich lediglich in der Einbau- bzw. Zuggeschwindigkeit unterscheiden. *Abb. 77* ist zu entnehmen, daß sich bei Oberflächentemperaturen der verlegten Asphaltschicht von 125 °C bzw. 145 °C bei einer Einbaugeschwindigkeit von 2,0 m/min Gleitreibungsbeiwerte $\mu_{1(U)} = \mu_{1,St/A} = 0{,}160 \ldots 0{,}178$ an der Glättblechunterseite einstellen, die mit höherer Einbaugeschwindigkeit (v_e = 5,0 m/min) geringfügig auf 0,171 bzw. 0,180 ansteigen, womit die von *Fa. Vögele* in [256] sowie RENNER UND SCHAETZ in [167] genannten Werte für die Gleitreibung von Stahl auf Asphalt von 0,4 bzw. 0,45 (Modellgemisch) anhand des hier gewonnenen Datenmaterials nicht bestätigt werden können.
Unter den gewählten Versuchsbedingungen läßt sich kein abgesicherter Einfluß der Einbaugeschwindigkeit v_e auf den Gleitreibungsbeiwert $\mu_{St/A}$ nachweisen.

Ein stärkerer Einfluß deutet sich bei der Mischguttemperatur[63] an (*Abb. 78*).

> Weitgehend geschwindigkeitsunabhängig, führen höhere Temperaturen zu niedrigeren Gleitreibungsbeiwerten,

was sich auch bei den Ausfahrversuchen zeigt.

Wie bereits im *Abschn. 4.4.3* dargelegt, handelt es sich beim Einbau von Asphaltmischgut um eine Festkörperreibung mit Effekten der Flüssigkeitsreibung (s. *Abb. 24*). KÉZDI weist in [116] darauf hin, daß sich zwei feste Körper in Anwesenheit eines adsorbierenden Films nicht unmittelbar berühren können und eigentlich nur dessen Schubwiderstand gemessen wird.

[62] die Höhe der Zugpunkte wurde für diese Teilversuche verstellt

[63] korrekterweise handelt es sich um die Temperatur an der Oberfläche der verlegten Asphaltdeckschicht aus einem SMA 8 S

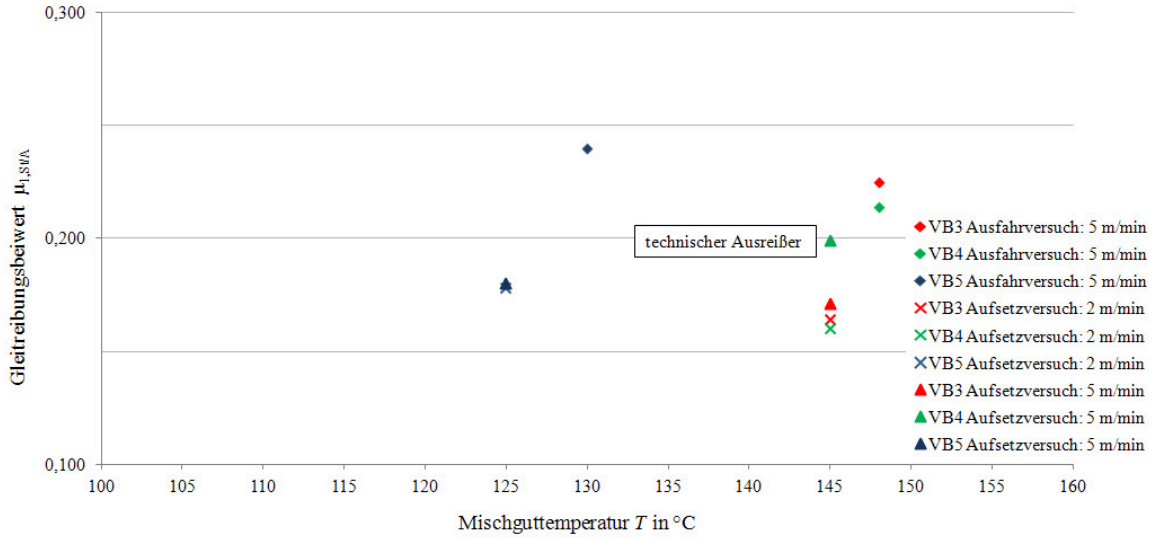


Abb. 78: Abhängigkeit der Gleitreibungsbeiwerte $\mu_{St/A}$ von der Mischguttemperatur T

Gem. den im *Abschn. 4.4.3* getroffenen Aussagen wäre mit steigenden Mischguttemperaturen eine Intensivierung der Gestein-Metall-Kontakte durch das Durchstoßen der dünneren Bindemittelfilme im Kontaktbereich Glättblech/Asphaltmischgut zu erwarten gewesen. Im Gegensatz zu den beschriebenen Zuständen im Asphalthaufwerk bei hohen Temperaturen stellt sich die Situation hier anders dar:
Die Annahme scheint berechtigt zu sein, daß das ausgequetschte, niedrigviskose Bindemittel das Glättblech ununterbrochen schmiert und so die Reibung aus dem Gestein-Metall-Kontakt vermindert. Im praktischen Einbau ist regelmäßig feststellbar, daß die sich an der Oberfläche einer frisch verlegten Asphaltschicht befindenden Mineralpartikel bei fachgerechter Einstellung der Verdichtungsparameter der Bohle ausnahmslos vom Bindemittel umhüllt sind. Zusätzlich setzt der sich an den Gesteinsoberflächen befindende Bindemittelfilm der Zugkraft viskositätsbedingt einen geringeren Schubwiderstand entgegen, wodurch die niedrigeren Gleitreibungsbeiwerte erklärbar sind (vgl. *Abschn. 4.4.3*).

> In Auswertung der Versuchsergebnisse wurde festgestellt, daß beim Einbau einer Deckschicht aus einem SMA 8 S, 25/55-55 A der Schubwiderstand des polymermodifizierten Bindemittels dominiert, bei höheren Mischguttemperaturen das gleitreibungsbedingte, unterstützende Moment an der Einbaubohle niedriger ausfällt und somit den im *Abschn. 7.4.1* begründeten strömungsbedingten Mehreinbau des Asphaltmischgutes geringfügig abschwächt.

7.7 Längsebenheit

Zur Bewertung der aus der systematischen Änderung der Parameter Mischguttemperatur und Materialvorlagehöhe resultierenden Einflüsse auf die Längsebenheit einzelner Ver-

suchsabschnitte werden die – versuchsbedingt – auf 10 m Auswertelänge bezogene Schwingantwort auf die Unebenheit (LWI_{10}) sowie die Spannweite DBL_{10} und Standardabweichung SBL_{10} des Bewerteten Längsprofils anhand der beiderseitig symmetrisch auf 1024 aufgestockten Meßwerte der betreffenden Datensätze als Zustandsgrößen herangezogen (s. *Abschn. 1.2.2* und [229]).

Unter Bezugnahme auf die von UECKERMANN in [238] beschriebene Anwendung des Bewerteten Längsprofils auf kürzere Wellenlängen wurden die 10-m-Zielwerte bestimmt (s. *Anl. A.7.5*):

$$LWI_{10} = 0{,}6 \qquad SBL_{10} = 4{,}5 \text{ mm} \qquad DBL_{10} = 21 \text{ mm}.$$

Zum Aufdecken etwaiger Zusammenhänge zwischen der Unterlage und der eingebauten Prüfschicht sowie in der Folge zwischen den eingebauten und gewalzten Prüfschichten als auch hinsichtlich der Vergleichbarkeit der Meßlinien MLi4.1.2/MLi1.1.2[64] und MLi2.2.2/MLi3.2.2[65] (vgl. *Abbn. 52* und *53* sowie *Abschn. 6.5.5*) wurde das Verfahren der Kreuzkorrelation angewendet.

Die anhand der *Abb. 58* zwischen den Mischguttemperaturen und den Höhenlängsprofilen MLi4.2.2 im *Abschn. 6.5.4* (*Zugkraft*) detektierte mittlere Verschiebung des Temperatur-Streckenbandes um 2,050 m in Richtung Koordinatenursprung wurde beibehalten, obwohl darauf hinzuweisen ist, daß aufgrund auftretenden Schlupfes zwischen Laufwerksplatten und Unterlage die Bereiche nur näherungsweise angegeben werden können und die wegstreckenbezogene Genauigkeit bei rd. 20 cm liegt[66].

Die Einbaubohle hat sowohl ausgeglichen als auch kopiert. Da es sich als schwierig erwies, einen eindeutigen Zusammenhang zwischen den Zustandsgrößen der Längsebenheit und den Parametern *T* und *H* herzustellen, wenn sich gerade innerhalb des Regelbereiches Unebenheiten in der Unterlage zeigten, die annähernd konform zu den Unebenheiten der Prüfschicht waren, war eine spezielle Auswertestrategie zu entwickeln:
Nach vergleichenden Voruntersuchungen mit 21, 31 und 41 Perioden wurden unter Beachtung der realistischen Wiedergabe der Profilcharakteristik und der Wahrung der Verhältnismäßigkeit gleitende Mittelwerte der Höhenlängsprofile MLi4.1.2 und MLi4.2.2 mit 31 Perioden unter symmetrischer Anordnung gebildet, die neben den Ergebnissen aus den Korrelationsanalysen ebenso wie die wegstreckenbezogenen graphischen Darstellungen der Verläufe der Mischguttemperatur, der Schneckendrehzahl (schematisch), der Längsneigung des Traktors und des Anstellwinkels der Einbaubohle in die Auswertung eingebunden wurden.
Die graphischen Darstellungen zu den Versuchsbahnen VB1 bis VB5 (*Abbn. A.33* bis *A.37*) sowie eine nähere Erläuterung finden sich in der *Anl. A.7.6*. Zum besseren Verständnis wurde hier eine besondere Darstellung gewählt: Alle Kurven wurden unter Beibehaltung ihrer charakteristischen Verläufe in geeigneter Weise in geringen Abständen zuein-

[64] Unterlage: äußere Meßlinien einer Versuchsbahn; Epoche 1, Kampagne 2

[65] walzverdichtete Prüfschicht: innere Meßlinien einer Versuchsbahn; Epoche 2, Kampagne 2

[66] Wegstrecken-Zeit-Abgleich zwischen den MOBA-Daten und den Meßwerten der FH Köln

ander angeordnet, wobei die Kurven zur Längsebenheit stark vergrößert eingetragen wurden. Damit liegt eine rein qualitative Darstellung mit einer dimensionslosen Ordinate vor.

Aus den bereits angesprochenen Gründen der Gleichmäßigkeit der Versuchsbedingungen läßt die Anzahl der verfügbaren Auswerteabschnitte keine statistische Untersuchung zu, weshalb die nachfolgend getroffenen Aussagen lediglich als Trend gewertet werden können.

7.7.1 Stationäre Zustände

Es wurde festgestellt, daß in den stationären Bereichen $S_{3/20}$ … $S_{1/30}$ (vgl. *Abb. 52*) der Versuchsbahnen VB3 bis VB5 starke Ähnlichkeiten in den Verläufen der Meßlinien MLi1.1.2 und MLi4.1.2 bestehen und somit die Annahme berechtigt erscheint, MLi4.1.2 als repräsentative Meßlinie der Unterlage festzulegen. Mit Ausnahme des Abschnittes $S_{2/30}$ liegen die Korrelationskoeffizienten $(c(s)_{U/U}$ zwischen 0,7775 und 0,9679.

Die berechneten Zustandsgrößen für die 10-m-Längsebenheit gibt *Tab. 26* wieder.

Tab. 26: Ergebnisse der Untersuchungen zur Längsebenheit in den stationären Bereichen

Parameter		Versuchsabschnitt		Unterlage/ Einbau/ Walzen	Zustandsgröße					Ergebnis aus Kreuzkorrelation	
T	H		s		$n_{Meß}$	LWI_{10} vorwärts	LWI_{10} rückwärts	DBL_{10}	SBL_{10}	$c(s)_{U/E}$	$c(s)_{E/W}$
			m					mm	mm		
T_3	H_{20}	$S_{3/20}$	13,9 - 22,9	U	90	0,14		9,33	0,76	0,7181	
				E		0,01	0,02	3,38	0,26		0,7566
				W		0,06	0,06	5,98	0,55		
	H_{30}	$S_{3/30}$	41,2 - 50,9	U	97	0,08		6,48	0,54	0,0529	
				E		0,05	0,06	5,34	0,49		0,1597
				W		0,15	0,12	8,22	0,73		
T_2	H_{20}	$S_{2/20}$	13,6 - 22,7	U	91	0,12		10,22	0,60	0,8492	
				E		0,04	0,05	5,31	0,44		0,9155
				W		0,06	0,04	8,01	0,53		
	H_{30}	$S_{2/30}$	38,4 - 46,8	U	84	0,32		13,88	0,80	0,7419	
				E		0,05	0,02	5,31	0,35		0,8272
				W		0,09	0,08	12,30	0,49		
T_1	H_{20}	$S_{1/20}$	14,3 - 23,6	U	93	0,17		8,55	1,00	0,9624	
				E		0,07	0,08	5,76	0,70		0,9379
				W		0,25	0,30	11,01	0,88		
	H_{30}	$S_{1/30}$	38,3 - 51,4	U	131	0,27		11,43	0,95	0,7178	
				E		0,09	0,09	6,98	0,62		0,3883
				W		0,11	0,12	9,71	0,63		

In vorstehender Tabelle bedeutet vorwärts die Bewertung des LWI_{10} in und rückwärts entgegen der Einbaurichtung.

Bezüglich der Qualität der Längsebenheit der Unterlage wird deutlich, daß sich die Zustandsgrößen LWI_{10}, DBL_{10} und SBL_{10} zwischen 13 … 53 % und 31 … 66 % bzw. 12 … 22 % vom jeweiligen Zielwert bewegen.

Die in Reihe der Versuchsbahnen mit den *Abbn. A.38* bis *A.43* gezeigten graphischen Darstellungen der abschnittsweisen Profile der Meßlinien MLi4.1.2, MLi4.2.2 und MLi3.2.2 ermöglichen das Erkennen von Einzelhindernissen in der Unterlage sowie gegebenenfalls vorhandener Periodizitäten in allen zu untersuchenden Profilen (beispielhaft s. *Abb. 79*). Entgegen den tatsächlichen Verhältnissen wurden die Profil-Ausschnitte zur besseren Vergleichbarkeit in beliebiger Höhenordnung der Linien in der aufsteigenden Reihenfolge Unterlage/Einbau/Walzen[67] unter zusätzlicher Angabe der ermittelten Koeffizienten der Kreuzkorrelation ($c(s)_{U/E}$ und $c(s)_{E/W}$) im mm-Maßstab dargestellt. Aufgrund des vorhandenen Längsgefälles des Versuchsfeldes wurden zur besseren Interpretierbarkeit der Kurvenverläufe die Anfangs- und Endpunkte der stationären Abschnitte mit einer Geraden verbunden.

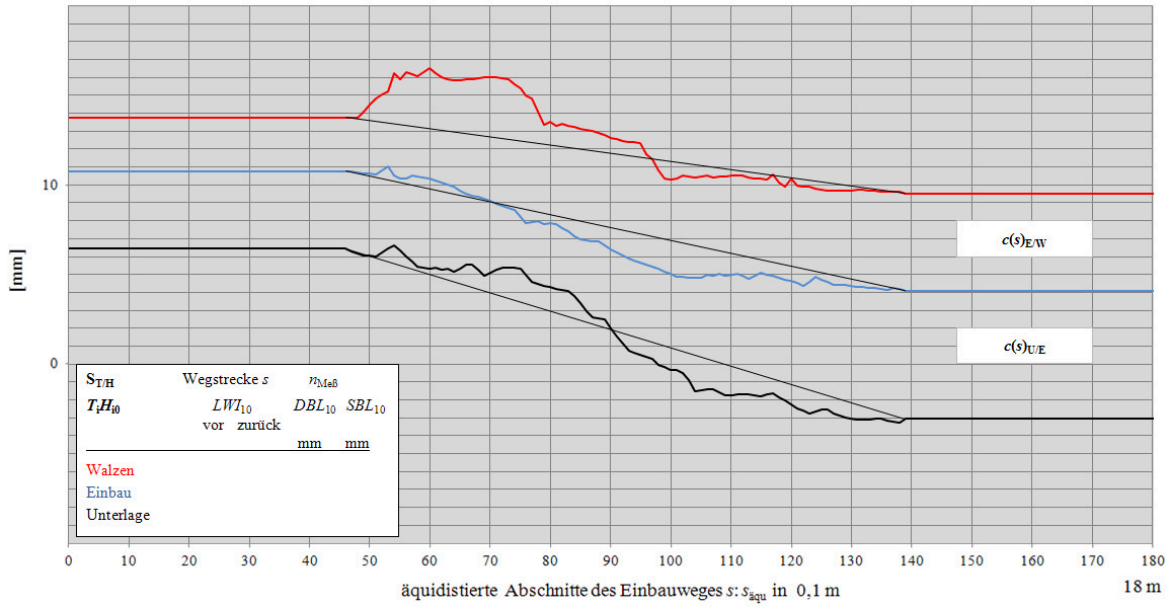


Abb. 79: Profile der Meßlinien MLi4.1.2, MLi4.2.2 und MLi3.2.2 im stationären Bereich $S_{Ti/Hij}$ einer Versuchsbahn in beliebiger Höhenordnung

Den *Abbn. A.35* bis *A.37* kann entnommen werden, daß mit Ausnahme des Abschnittes $S_{1/30}$ die Fertigerlängsneigung zwar mehr oder weniger unruhig verläuft, aber in $S_{3/20}$, $S_{3/30}$ und $S_{1/20}$ keinen Einfluß auf den Anstellwinkel der Einbaubohle zu haben scheint. Dagegen folgt in $S_{2/30}$ sowie $S_{1/30}$ der Anstellwinkel offensichtlich der Unterlage. Die Frage nach dem tatsächlichen Einfluß dieser beiden Größen auf die Längsebenheit nach dem Einbau muß hier unbeantwortet bleiben, weil dafür ein anderer Versuchsaufbau erforderlich ist: Konstanz aller Einbauparameter und systematische Variation der Längsebenheit der Unterlage mit unterschiedlichen wegabhängigen, vertikalen Abweichungen von einer Bezugslinie.

Bei Kreuzkorrelationskoeffizienten $c(s)_{U/E} = 0{,}7178 \ldots 0{,}9624$ für die Abschnitte $S_{2/30}$, $S_{1/20}$ und $S_{1/30}$ spiegeln auch die entsprechenden graphischen Darstellungen (s. *Abbn. A.38* bis *A.43*) einen Zusammenhang zwischen Unterlage und eingebauter Prüfschicht wider,

[67] unter Einbau wird hier der Zustand der Deckschicht nach dem Fertiger verstanden

wohingegen trotz $c(s)_{U/E}$-Werten von 0,7181 und 0,8492 in $S_{3/20}$ bzw. $S_{2/20}$ kein Einfluß der Unterlage erkennbar ist.
In den Abschnitten $S_{3/20}$, $S_{2/20}$ und $S_{2/30}$ kann anhand der ermittelten Koeffizienten $c(s)_{E/W}$ = 0,7566 … 0,9155 und der Meßlinienverläufe davon ausgegangen werden, daß die Walzarbeit das Höhenlängsprofil mehr oder weniger deutlich beeinflußt hat. Die in $S_{2/20}$ an den Positionen 90 und 109 erkennbaren Spitzen sind aufgrund ihres Abstandes auf das Reversieren der Walze zurückzuführen (vgl. Bandagenabstand gem. *Tab. A.6*).
Ein deutlicher Einfluß der Walzarbeit auf die Ausprägung des Höhenlängsprofils der Meßlinien MLi3.2.2 darf in den Abschnitten $S_{3/30}$ mit $c(s)_{E/W}$ = 0,1597 (starke Verformung der eingebauten Prüfschicht nach dem Walzen) und $S_{1/30}$ mit $c(s)_{E/W}$ = 0,3883 unterstellt werden.
Obwohl für den Abschnitt $S_{1/20}$ mit $c(s)_{E/W}$ = 0,9379 rechnerisch ein deutlicher Zusammenhang zwischen eingebauter und weiterverdichteter Prüfschicht ausgewiesen wird, zeigt die *Abb. A.42* im Bereich der Positionen 48 … 78 eine gravierende Verschlechterung zwischen den Meßlinien ML54.2.2 und ML53.2.2 an.

Anhand der *Tab. 26* läßt sich insgesamt eine deutliche Unterbietung der Zielwerte der einzelnen Zustandsgrößen erkennen:

Einbau: LWI_{10} = 2 … 15 %, DBL_{10} = 16 … 33 %, SBL_{10} = 6 … 16 %,

Walzen: LWI_{10} = 7 … 50 %, DBL_{10} = 28 … 59 %, SBL_{10} = 11 … 20 %.

> Sowohl die Tabellenwerte als auch die graphischen Darstellungen dokumentieren einen hervorragenden Ausgleich der Unterlage unmittelbar nach dem Einbau, während sich die Längsebenheit durch die statische Walzarbeit generell verschlechtert.

Längsunebenheiten der Unterlage, die 1,190 m der Laufwerkslänge des für den Versuch eingesetzten Fertigers DF 145C (s. *Tab. A.4*) nicht überschreiten (s. Ausführungen im *Abschn. 6.5.3*: Planographen-Meßwerte) werden beim Einbau von der Bohle überdeckt, ohne daß diese ihre Höhenlage wesentlich ändert (abhängig von der Amplitude der Unebenheit). Allerdings stellt sich beispielsweise in den kurzen Abschnitten unebenheitsbedingt größerer Schichtdicken eine Minderverdichtung nach dem Fertiger ein. Fährt die Walze über diese zunächst noch ebenen Abschnitte, so wird sich infolge der geringeren Raumdichte eine größere Zusammendrückung als in den übrigen Abschnitten und damit eine Längsunebenheit (Mulde) einstellen. Bei einem Hochpunkt auf der Unterlage passiert genau das Gegenteil.
Abgesehen von individuellen Walzfehlern, reflektiert eine nach dem Walzen unebene Oberfläche auch die mangelhafte Unebenheit der Unterlage. Eine weitere Einflußgröße ist die Mischguttemperatur: schwankt diese, so fällt trotz ebener Unterlage die Verdichtung unterschiedlich aus, was sich ebenfalls in Längs- und Querunebenheiten äußert.
So zeigen sich im Abschnitt $S_{3/20}$ Unebenheiten der Unterlage nach dem Walzen in abgeschwächter Form wieder, obwohl die Längsebenheit der Prüfschicht unmittelbar nach dem Einbau deutlich besser war. In $S_{3/30}$ und $S_{1/20}$ spiegelt sich der Verlauf der Unterlage ebenfalls (teilweise) wider. Periodizitäten sind in den kurzen Abschnitten nicht erkennbar.

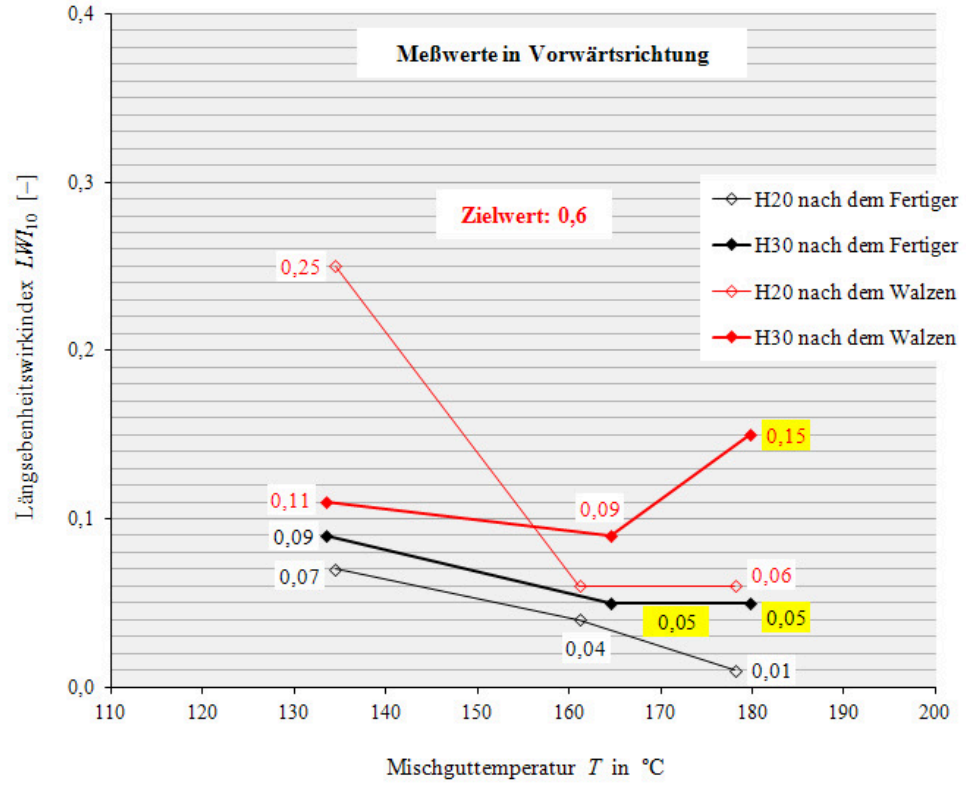


Abb. 80: Darstellung der LWI_{10}-Werte (Wirkindex) in den stationären Abschnitten

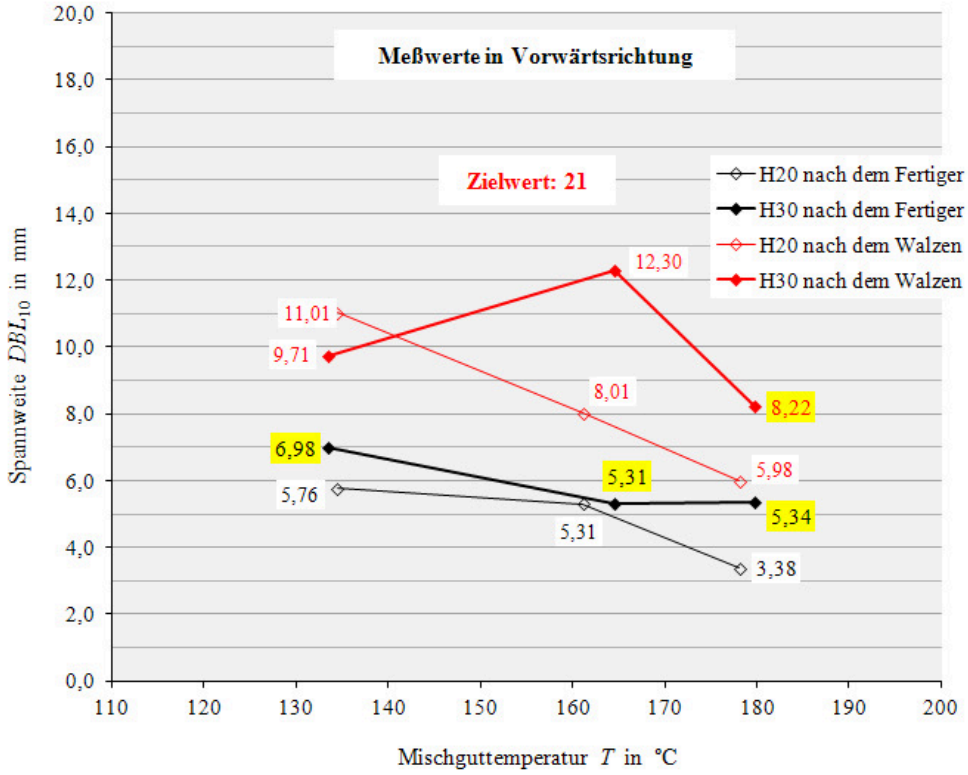


Abb. 81: Darstellung der DBL_{10}-Werte (Spannweite) in den stationären Abschnitten

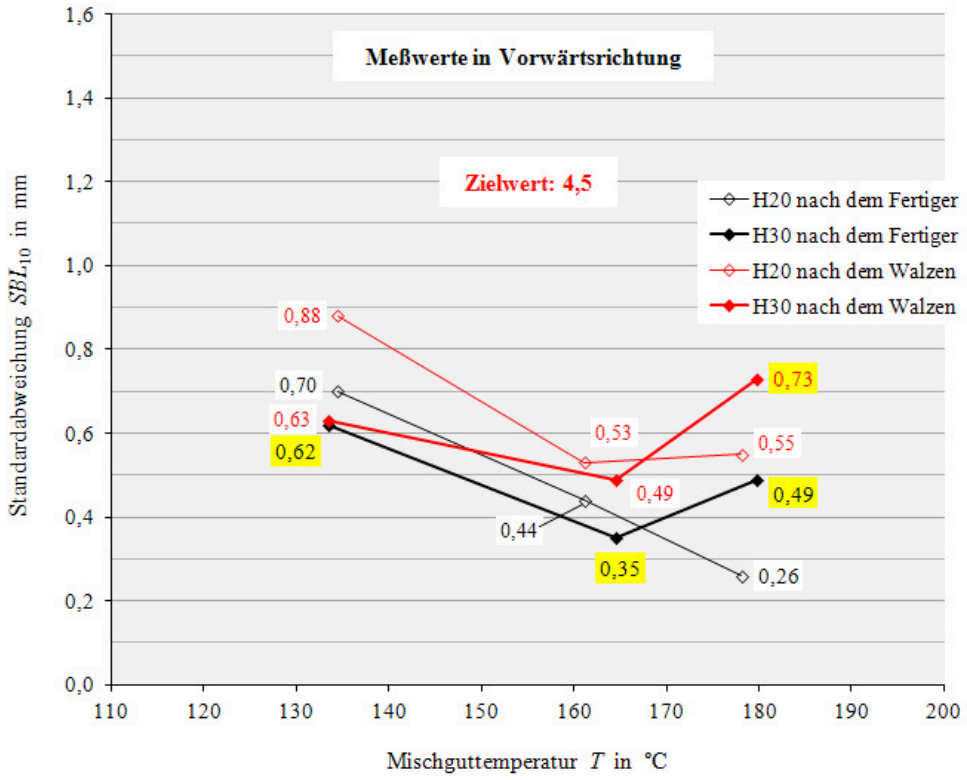


Abb. 82: Darstellung der SBL_{10}-Werte (Standardabweichung) in den stationären Abschnitten

Aus den *Abbn. 80* bis *82* wird der Einfluß der Parameter T und H auf die Längsebenheit anhand der Merkmalsgrößen LWI_{10}, DBL_{10} und SBL_{10} deutlich. Bei den gelb unterlegten Feldern wird ein mehr oder weniger starker Zusammenhang mit der Unterlage vermutet.

> Unabhängig vom Niveau der Vorlagehöhe H_{i0} wirken sich höhere Einbautemperaturen verbessernd auf die Längsebenheit unmittelbar nach dem Einbau aus.

Wie bereits im *Abschn. 7.4.1* ausgeführt, begünstigen mittlere und hohe Mischguttemperaturen T_2, T_3 das Strömungsverhalten des Asphaltmischgutes, so daß im Gegensatz zu kälterem, zäherem und damit weniger fließfähigem Mischgut die Bewegungen der Bohle sowohl in der Amplitude als auch in der Häufigkeit geringer ausfallen.

Die Reduzierung aller Zustandsgrößen zeigt sich auf dem Niveau H_{20} ausgeprägt in der Temperaturstufe T_3 und läßt insgesamt deutlich in Richtung T_1 nach. Auf dem Vorlageniveau H_{30} verwischt der Unterschied zwischen mittlerer und hoher Temperaturstufe.

> Höhere Einbautemperaturen mindern auf dem Niveau H_{20} die Verschlechterung der nach dem Einbau erzielten Längsebenheit durch das Walzen ab.

Mit Ausnahme der Zustandsgröße SBL_{10} zeigt sich auf dem Niveau H_{30} nach dem Walzen eine andere Abhängigkeit der Längsebenheit von der Einbautemperatur: tendenziell führen Temperaturen der oberen Stufe zu schlechteren Ebenheitswerten, was damit erklärt werden kann, daß im Ergebnis der vorgestellten Untersuchung höhere Einbautemperaturen und

höhere Mischgutvorlagen die Einbaudicke zunehmen lassen. Weil größere Einbaudicken beim Walzen bekanntermaßen leichter verdichtbar sind, wirken sich sowohl die Unebenheiten der Unterlage als auch eine ungleichmäßige Walzarbeit stärker aus.

> Unter konstanten Einbaubedingungen wird als Ergebnis der Untersuchungen des Einflusses der Parameter Einbautemperatur und Materialvorlagehöhe auf die Längsebenheit nach dem Einbau und dem Walzen die Kombination $T_{2+}H_{20}$ als vorteilhaft eingeschätzt.

7.7.2 Zustände in den Regelstrecken

Die in *Tab. A.11* aufgeführten RT- und RH-Regelstrecken wurden – eingebunden in die unmittelbar vor- und/oder nachgelagerten Abschnitte mit stationären Zuständen – dahingehend untersucht, wie sich systematische Variationen der Einbautemperatur ($R_{T...}$) und der Materialvorlagehöhe ($R_{H...}$) als Abweichungen von den Zustandsgrößen der betreffenden Grundunebenheit(en) ($S_{...}$) darstellen.

Einfluß der Mischguttemperatur auf die Längsebenheit in den Regelstrecken

Zunächst war die Frage zu klären, ob die in den stationären Abschnitten der Versuchsbahnen VB1 und VB2 ermittelten Zustandsgrößen mit denen der Versuchsbahnen VB3 bis VB5 vergleichbar sind und den RT-Bereichen vor- und nachgeschaltet werden können. *Tab. 27* gestattet einen zusammenfassenden Überblick der betreffenden Zustandsgrößen.

Tab. 27: Vergleich der Abschnitte stationärer Einbauzustände der Versuchsbahnen VB1 und VB2 mit den selektierten stationären Abschnitten der Versuchsbahnen VB3 bis VB5

Versuchsabschnitt VB1 und VB2	s	Unterlage/ Einbau/ Walzen	Zustandsgröße LWT_{10}		DBL_{10}	SBL_{10}	Versuchsabschnitt VB3 bis VB5	s	Unterlage/ Einbau/ Walzen	Zustandsgröße LWT_{10}		DBL_{10}	SBL_{10}
			vorwärts	rückwärts						vorwärts	rückwärts		
	m				mm	mm		m				mm	mm
$S_{2/20/I}$	5,0 - 12,0	U	0,33		11,70	0,99	$S_{2/20}$	13,6 - 22,7	U	0,12		10,22	0,60
		E	0,13	0,11	7,15	0,68			E	0,04	0,05	5,31	0,44
		W	0,15	0,18	8,75	0,66			W	0,06	0,04	8,01	0,53
$S_{3/20/I}$	23,0 - 32,0	U	0,21		9,90	1,22	$S_{3/20}$	13,9 - 22,9	U	0,14		9,33	0,76
		E	0,14	0,13	7,03	0,94			E	0,01	0,02	3,38	0,26
		W	0,17	0,14	10,15	0,91			W	0,06	0,06	5,98	0,55
$S_{1/20/I}$	48,1 - 64,0	U	0,45		15,34	1,17	$S_{1/20}$	14,3 - 23,6	U	0,17		8,55	1,00
		E	0,03	0,03	5,50	0,47			E	0,07	0,08	5,76	0,70
		W	0,15	0,09	10,79	0,63			W	0,25	0,30	11,01	0,88
$S_{2/30/I}$	6,5 - 17,0	U	0,30		11,95	1,04	$S_{2/30}$	38,4 - 46,8	U	0,32		13,88	0,80
		E	0,06	0,07	6,84	0,46			E	0,05	0,02	5,31	0,35
		W	0,16	0,10	8,53	0,69			W	0,09	0,08	12,30	0,49
$S_{3/30/I}$	28,0 - 34,9	U	0,11		9,45	0,67	$S_{3/30}$	41,2 - 50,9	U	0,08		6,48	0,54
		E	0,04	0,02	3,95	0,26			E	0,05	0,06	5,34	0,49
		W	0,10	0,08	11,24	0,54			W	0,15	0,12	8,22	0,73
$S_{1/30/I}$	56,7 - 66,5	U	0,36		13,42	1,28	$S_{1/30}$	38,3 - 51,4	U	0,27		11,43	0,95
		E	0,19	0,21	8,53	1,03			E	0,09	0,09	6,98	0,62
		W	0,09	0,06	8,40	0,69			W	0,11	0,12	9,71	0,63

Vorstehender Tabelle ist zu entnehmen, daß – trotz deutlicher Unterschreitung der Zielwerte – bei nur unwesentlich höheren BLP_{10}-Werten die LWI_{10}-Werte der VB1 überwiegend deutlich schlechter gegenüber den vergleichbaren Daten der VB3 bis VB5 sind.
Im Rückgriff auf *Abschn. 1.2.2* sei daran erinnert, daß der *LWI* auf den maximalen Einzelwert fokussiert, während das *BLP* regellose Unebenheiten differenziert anspricht und Periodizitäten gegenüber Einzelhindernissen höher bewertet, weshalb unter dem Gesichtspunkt der abschnittsweisen Betrachtung von einer annähernden Vergleichbarkeit der Zustandsgrößen auszugehen sein dürfte.
Die Werte der stationären Abschnitte der Versuchsbahn VB2 sind mit denen der Bahnen VB3 bis VB5 annähernd vergleichbar.

In Anlehnung an *Tab. A.10*, *Tab. 11* sowie *Abb. 54* gibt die nachstehende *Tab. 28* die Ergebnisse der Untersuchungen zur Längsebenheit in den Regelstrecken der Versuchsbahnen VB1 und VB2 wieder.

Bezüglich der Qualität der Längsebenheit der Unterlage wird deutlich, daß sich die Zustandsgrößen LWI_{10}, DBL_{10} und SBL_{10} zwischen 57 … 153 %, 56 … 109 % bzw. 29 … 42 % vom jeweiligen Zielwert bewegen.

Tab. 28: Ergebnisse der Untersuchungen zur Längsebenheit in den Regelstrecken der Versuchsbahnen VB1 und VB2

Parameter H	Parameter T	Versuchsabschnitt	s in m	Unterlage/ Einbau/ Walzen	$n_{Meß}$	Zustandsgröße LWI_{10} vorwärts	LWI_{10} rückwärts	DBL_{10} mm	SBL_{10} mm	Ergebnis aus Kreuzkorrelation $c(s)_{U/E}$	$c(s)_{E/W}$
H_{20}	$T_{2/3}$	$S_{2/20/I} + R_{T2/3/20} + S_{3/20/I}$	5,0 - 32,0	U	270	0,34		11,91	1,91	0,8029	
				E		0,16	0,18	9,56	1,64		0,8286
				W		0,22	0,32	14,36	1,40		
	$T_{3/2}$	$S_{3/20/I} + R_{T3/2/20} + S_{2/20/II}$	23,0 - 43,0	U	200	0,39		11,83	1,29	0,9806	
				E		0,14	0,12	7,73	1,21		0,9932
				W		0,17	0,16	9,82	1,22		
	$T_{2/1}$	$S_{2/20/II} + R_{T2/1/20} + S_{1/20/I}$	37,0 - 64,5	U	275	0,55		16,33	1,30	0,9268	
				E		0,07	0,05	6,14	0,88		0,7162
				W		0,28	0,18	11,70	1,06		
H_{30}	$T_{2/3}$	$S_{2/30/I} + R_{T2/3/30} + S_{3/30/I}$	6,5 - 34,5	U	280	0,55		13,29	1,80	0,9850	
				E		0,15	0,22	10,40	1,06		0,9907
				W		0,36	0,36	12,86	1,23		
	$T_{3/2}$	$S_{3/30/I} + R_{T3/2/30} + S_{2/30/II}$	28,0 - 52,0	U	240	0,92		22,83	1,91	0,8686	
				E		0,24	0,24	8,49	1,05		0,9605
				W		0,10	0,13	14,80	1,02		
	$T_{2/1}$	$S_{2/30/II} + R_{T2/1/30} + S_{1/30/I}$	43,0 - 66,5	U	235	0,82		21,69	1,83	0,9140	
				E		0,25	0,21	8,60	1,09		0,9821
				W		0,09	0,08	13,23	0,96		

Versuchsabschnitt	s in m	Unterlage/ Einbau/ Walzen	Zustandsgröße LWI_{10} vorwärts	LWI_{10} rückwärts	DBL_{10} mm	SBL_{10} mm
$S_{2/20/I}$	5,0 - 12,0	U	0,33		11,70	0,99
		E	0,13	0,11	7,15	0,68
		W	0,15	0,18	8,75	0,66
$S_{3/20/I}$	23,0 - 32,0	U	0,21		9,90	1,22
		E	0,14	0,13	7,03	0,94
		W	0,17	0,14	10,15	0,91
$S_{2/20/II}$	37,0 - 42,9	U	0,28		15,46	0,84
		E	0,07	0,07	5,61	0,64
		W	0,09	0,09	6,80	0,73
$S_{1/20/I}$	48,1 - 64,0	U	0,45		15,34	1,17
		E	0,03	0,03	5,50	0,47
		W	0,15	0,09	10,79	0,63
$S_{2/30/I}$	6,5 - 17,0	U	0,30		11,95	1,04
		E	0,06	0,07	6,84	0,46
		W	0,16	0,10	8,53	0,69
$S_{3/30/I}$	28,0 - 34,9	U	0,11		9,45	0,67
		E	0,04	0,02	3,95	0,26
		W	0,10	0,08	11,24	0,54
$S_{2/30/II}$	43,0 - 52,0	U	0,82		25,09	1,86
		E	0,04	0,04	5,34	0,37
		W	0,09	0,09	17,32	0,84
$S_{1/30/I}$	56,7 - 66,5	U	0,36		13,42	1,28
		E	0,19	0,21	8,53	1,03
		W	0,09	0,06	8,40	0,69

Tab. 28 gestattet eine vorsichtige Abschätzung, wie sich die Längsebenheitswerte durch eine bewußt herbeigeführte Temperaturänderung und dem dadurch bedingten Auftreten einer Regelstrecke verändert haben. Dazu ist es erforderlich, die auf der rechten Seite getrennt und höhenversetzt aufgeführten Zustandsgrößen der dem Störbereich vor- und nachgeordneten Abschnitte mit den Zustandsgrößen des auf der linken Seite dargestellten Gesamtabschnittes zu vergleichen. Abweichungen von den Einzelwerten können als Maß des Einflusses der Temperaturschwankungen auf die Veränderung der Längsebenheit gedeutet

werden. Dem besseren Verständnis halber wird in der Folge auf die vollständige Nennung der untersuchten Abschnitte gem. *Tab. 28* sowie den *Abbn. A.44* bis *A.49* verzichtet und lediglich die Regelstreckenbezeichnung angegeben.

Den *Abbn. A.33* und *A.34* ist zu entnehmen, daß mit Ausnahme des Abschnittes $R_{T2/1/20}$ ein mehr oder weniger starker Einfluß der Unterlage auf die Fertigerlängsneigung unterstellt werden kann, aber der Anstellwinkel der Bohle beispielsweise im Abschnitt $R_{T3/2/30}$ davon dennoch unbeeindruckt bleibt. Insgesamt ist zu erkennen, daß – reflektierend auf die bisherigen Untersuchungsergebnisse – mit steigenden Mischguttemperaturen der Anstellwinkel durch das Aufschwimmen der Bohle und dem damit verbundenen dickeren Einbau nunmehr erwartungsgemäß geringer wird und sich mit fallenden Temperaturen durch einen Mindereinbau vergrößert. Es sei darauf hingewiesen, daß am Ende der Regelstrecke $R_{T3/2/20}$ eine händische Korrektur der Einbauhöhe durchgeführt wurde.

Die Kreuzkorrelationskoeffizienten spiegeln mit $c(s)_{U/E} = 0{,}7178 \ldots 0{,}9850$ ebenso wie die entsprechenden graphischen Darstellungen für alle RT-Abschnitte einen deutlichen Zusammenhang zwischen Unterlage und eingebauter Prüfschicht wider, was sich mit Ausnahme des Abschnittes $R_{T2/1/30}$ ($c(s)_{E/W} = 0{,}3883$) bis in den Bereich der Walzverdichtung mit $c(s)_{E/W} = 0{,}8286 \ldots 0{,}9932$ fortsetzt.

Die abschnittsweisen Profile der Meßlinien MLi4.1.2, MLi4.2.2 und MLi3.2.2 in den RT-Regelstrecken der Versuchsbahnen VB1 und VB2 können den *Abbn. A.44* bis *A.49* entnommen werden.

Unter dem Einfluß steigender Mischguttemperaturen ($T_2 \nearrow T_3$) im Abschnitt $R_{T2/3/20}$ baute die Bohle unebenheitsausgleichend dicker ein, was anhand der Zustandsgrößen und am Anstieg der Einbaugeraden im Vergleich zur Unterlagegeraden innerhalb der in *Abb. A.44* rot markierten Grenzen erkennbar ist. Aufgrund der größeren Einbaudicke verbesserte sich die Effizienz der Walzverdichtung, die Walzgerade flacht ab und die deutliche Verschlechterung der Längsebenheit zeigt zusätzlich zum Korrelationskoeffizienten $c(s)_{E/W} = 0{,}8286$ das abgeminderte Durchschlagen der Unebenheiten der Unterlage an.
Auch im vergleichbaren Abschnitt $R_{T2/3/30}$ der Versuchsbahn VB2 (*Abb. A.47*) nimmt bei größerem Niveau der Materialvorlage die Einbaudicke unter mäßigem Ausgleich der wesentlich schlechteren Längsebenheit der Unterlage zu. Bei unbedeutendem Einfluß der Walzarbeit auf das Höhenlängsprofil ($c(s)_{E/W} = 0{,}9907$) und die Längsebenheit spiegelt sich der Verlauf der Meßlinie ML24.1.2 (Unterlage) in ML23.2.2 (Walzen) wider.

Von der oberen Temperaturstufe kommend, stellt sich der Abfall der Mischguttemperatur ($T_3 \searrow T_2$) auf dem Niveau H_{20} in $R_{T3/2/20}$ annähernd ohne Einfluß auf die Längsebenheit dar, was anhand beider Koeffizienten der Kreuzkorrelation und der ausgewiesenen Zustandsgrößen deutlich wird, wenn man letztere vereinfachend auf die Mittelwerte der vor- und nachgeordneten Abschnitte stationärer Zustände abstellt. Es sei darauf hingewiesen, daß sich die Korrelationskoeffizienten nur auf den in der Graphik angegebenen Datenbereich beschränken, während die Zustandsgrößen der Längsebenheit die vor- und nach-

geordneten Abschnitte mit bewerten. Auch graphisch sind keine gravierenden Einflüsse erkennbar (*Abb. A.45*).
Gemessen an den Zustandsgrößen kann die schlechtere Qualität der Unterlage in VB2 mit dem Einbau des Mischgutes auf dem Vorlageniveau H_{30} im Abschnitt $R_{T3/2/30}$ gut ausgeglichen werden ($c(s)_{U/E} = 0{,}8686$; u.a. Reduzierung des LWI_{10}-Wertes von 0,92 auf 0,24). Bemerkenswert ist, daß sich trotz hoher Korrelation $c(s)_{E/W} = 0{,}9605$ nach dem Walzen eine weitere, erhebliche Verbesserung der Längsebenheit zeigt (*Abb. A.48*).

Die trotz des Ausfahrens der Unterlage nach dem Einbau ($c(s)_{U/E} = 0{,}9268$) in $R_{T2/1/20}$ deutlich verbesserte Längsebenheit wurde nach dem Walzen des weiter temperaturreduzierten Mischgutes ($T_2 \searrow T_1$) erheblich abgeschwächt (vgl. Zustandsgrößen gem. *Abb. A.46* bzw. *Tab. 28*). Der Korrelationskoeffizient $c(s)_{E/W} = 0{,}7162$ besagt, daß rd. 28 % des Einflusses auf die Veränderung des Höhenlängsprofils auf die Weiterverdichtung zurückzuführen sind, die auch anhand der graphischen Darstellung innerhalb der eingezeichneten Grenzen eine Abbildung des Profils der Unterlage erkennen läßt.

In $R_{T2/1/30}$ zeigt sich ebenfalls das Durchschlagen der Unterlage bis zur Endverdichtung (*Abb. A.49*). Unter Ausgleich extremer lokaler Abweichungen gelingt mit dem Einbau die Herstellung eines stark geglätteten Höhenprofils ML24.2.2, was die ausgewiesenen Zustandsgrößen anschaulich belegen. Auch hier ist – wie in der zuvor betrachteten Regelstrecke der VB2 – festzustellen, daß sich trotz hoher Korrelation $c(s)_{E/W} = 0{,}9821$ nach dem Walzen wiederum eine weitere, erhebliche Verbesserung der Längsebenheit eingestellt hat.

Trotz der etwas schlechteren Längsebenheit der Unterlage zeigen die in der *Tab. 28* aufgeführten Größen insgesamt eine deutliche Unterbietung der Zielwerte der einzelnen Zustandsgrößen an:

Einbau: $LWI_{10} = 8 \ldots 42\ \%$, $DBL_{10} = 29 \ldots 50\ \%$, $SBL_{10} = 20 \ldots 36\ \%$,

Walzen: $LWI_{10} = 13 \ldots 60\ \%$, $DBL_{10} = 47 \ldots 70\ \%$, $SBL_{10} = 21 \ldots 31\ \%$.

> Zusammenfassend kann unter Würdigung der etwas schlechteren Längsebenheitswerte der Unterlage für die temperaturbedingten Regelstrecken festgehalten werden, daß Abweichungen von T_3 nach T_2 die Längsebenheit am geringsten beeinflussen und in diesem Temperatursegment höhere Materialvorlagen das Erzielen niedrigerer Zustandsgrößen begünstigen.

Die *Abbn. 83* bis *85* am Ende des Abschnittes gestatten den Vergleich der Längsebenheiten zwischen den RT- und RH-Regelstrecken.

Einfluß der Höhe der Materialvorlage auf die Längsebenheit in den Regelstrecken

Berechnungen mit Hilfe der Kreuzkorrelation ergaben mit Ausnahme der Regelstrecken $R_{H30/31/2}$ ($c(s) = -0{,}6795$) und $R_{H30/31/1}$ ($c(s) = 0{,}3872$) im Bereich der Unterlage keine nennenswerten Unterschiede im Verlauf der Höhenlängsprofile der Meßlinien MLi4.1.2 und

MLi1.1.2. Für den Abschnitt $R_{H20/21/2}$ kann wegen Datenmangels der ML43.1.2 keine vergleichende Aussage getroffen werden.

In *Tab. 29* sind die Untersuchungsergebnisse zur Längsebenheit in den vorlagehöhenbedingten Regelstrecken der Versuchsbahnen VB3 bis VB5 zusammengefaßt. Aufgrund der bereits mehrfach erwähnten Störungen (vgl. *Tab. A.11*) blieben die Abschnitte mit der Reduzierung des Vorlageniveaus $H_{30} \searrow H_{32}$ ohne Befund (o.B.).
Es wird deutlich, daß sich in VB3 und VB4 die Längsebenheit der Unterlage bei Erweiterung der stationären Bereiche um die Regelstrecken nicht nennenswert und in VB5 erfreulicherweise nur minimal verändert hat, womit vergleichbare Voraussetzungen hinsichtlich der Qualität der überbauten Schicht vorliegen.

Tab. 29: Ergebnisse der Untersuchungen zur Längsebenheit in den Regelstrecken der Versuchsbahnen VB3 bis VB5

Parameter		Versuchsabschnitt		Unterlage/ Einbau/ Walzen	Zustandsgröße					Ergebnis aus Kreuzkorrelation		Versuchsabschnitt		Unterlage/ Einbau/ Walzen	Zustandsgröße			
T	H		s		$n_{Meß}$	LWI_{10} vorwärts	LWI_{10} rückwärts	DBL_{10}	SBL_{10}	$c(s)_{U/E}$	$c(s)_{E/W}$		s		LWI_{10} vorwärts	LWI_{10} rückwärts	DBL_{10}	SBL_{10}
			m					mm	mm				m				mm	mm
T_3	H_{21}	$R_{H20/21/3} + S_{3/20}$	10,4 - 22,9	U	125	0,12		9,18	0,78	-0,6270	0,4647	$S_{3/20}$	13,9 - 22,9	U	0,14		9,33	0,76
				E		0,04	0,06	6,18	0,43					E	0,01	0,02	3,38	0,26
				W		0,13	0,17	8,41	0,72					W	0,06	0,06	5,98	0,55
	H_{22}	$S_{3/20} + R_{H20/22/3}$	13,9 - 26,4	U	125	0,18		11,83	1,09	0,9528	0,9862							
				E		0,14	0,16	6,26	0,72									
				W		0,08	0,13	7,89	0,80									
	H_{31}	$S_{3/30} + R_{H30/31/3}$	41,2 - 53,7	U	125	0,08		6,85	0,62	0,2516	0,7282							
				E		0,09	0,14	11,04	0,72			$S_{3/30}$	41,2 - 50,9	U	0,08		6,48	0,54
				W		0,14	0,16	9,41	0,79					E	0,05	0,06	5,34	0,49
														W	0,15	0,12	8,22	0,73
	H_{32}	$R_{H30/32/3}$	o. B.															
T_2	H_{21}	$R_{H20/21/2} + S_{2/20}$	10,8 - 22,7	U	119	0,13		10,38	0,65	-0,5048	0,6755							
				E		0,05	0,07	6,02	0,52			$S_{2/20}$	13.6 - 22.7	U	0,12		10,22	0,60
				W		0,05	0,05	7,92	0,57					E	0,04	0,05	5,31	0,44
	H_{22}	$S_{2/20} + R_{H20/22/2}$	13,6 - 26,4	U	128	0,16		11,80	0,71	0,5537	0,9130			W	0,06	0,04	8,01	0,53
				E		0,06	0,08	6,57	0,52									
				W		0,06	0,05	8,32	0,61									
	H_{31}	$S_{2/30} + R_{H30/31/2}$	38,4 - 54,7	U	163	0,32		16,30	1,02	-0,5617	0,5235							
				E		0,11	0,09	6,72	0,59			$S_{2/30}$	38,4 - 46,8	U	0,32		13,88	0,80
				W		0,11	0,16	11,93	0,80					E	0,05	0,02	5,31	0,35
														W	0,09	0,08	12,30	0,49
	H_{32}	$R_{H30/32/2}$	o. B.															
T_1	H_{21}	$R_{H20/21/1} + S_{1/20}$	11,0 - 23,6	U	126	0,26		10,19	1,15	0,8972	0,8247							
				E		0,17	0,29	8,30	0,91			$S_{1/20}$	14,3 - 23,6	U	0,17		8,55	1,00
				W		0,27	0,30	11,46	0,95					E	0,07	0,08	5,76	0,70
	H_{22}	$S_{1/20} + R_{H20/22/1}$	14,3 - 32,4	U	181	0,28		12,18	1,46	0,7637	0,8022			W	0,25	0,30	11,01	0,88
				E		0,28	0,25	8,36	1,19									
				W		0,30	0,32	12,70	1,31									
	H_{31}	$S_{1/30} + R_{H30/31/1}$	38,3 - 55,3	U	170	0,27		14,36	1,14	0,1620	0,7734							
				E		0,14	0,13	7,94	0,77			$S_{1/30}$	38,3 - 51,4	U	0,27		11,43	0,95
				W		0,20	0,18	10,01	0,86					E	0,09	0,09	6,98	0,62
														W	0,11	0,12	9,71	0,63
	H_{32}	$R_{H30/32/1}$	o. B.															

Aufgrund der Kürze der Regelstrecken sind die aus den *Abbn. A.35* bis *A.37* ersichtlichen Verläufe der Fertigerlängsneigung und des Anstellwinkels kaum interpretierbar.

Der Anstellwinkel der Bohle zeigt sich in den Abschnitten $R_{H20/21/3}$ und $R_{H30/31/3}$ unbeeindruckt von der Unterlage bzw. der Fertigerlängsneigung, während er in $R_{H20/22/3}$ letzterer zu folgen scheint und in $R_{H20/22/2}$ entgegengesetzt zu derselben verläuft.
Wird die Querförderschnecke nach dem planmäßigen Stillstand wieder aktiviert, sinkt jeweils am Ende der Regelstrecken $R_{H20/22/3}$, $R_{H20/21/2}$[68], $R_{H20/22/2}$, $R_{H20/21/1}$ und $R_{H30/31/1}$ der

[68] hier entgegengesetzter Verlauf zur Fertigerlängsneigung

Anstellwinkel, während er in $R_{H30/31/2}$ anzusteigen scheint. Eine Reduzierung des Anstellwinkels resultiert üblicherweise aus dem Aufsteigen der Bohle, so daß in den genannten Fällen davon ausgegangen werden darf, daß mit dem Wiedereinsetzen der Querförderung und dem damit verbundenen Anstieg der Spannungszustände im Haufwerk vor der Bohle sowohl der Versetzungs- als auch der Eindringwiderstand des einzubauenden Materials zugenommen haben.

Abgesehen von einer gravierenden Störung der Unterlage im Abschnitt $R_{H20/22/3}$ belegen die Korrelationskoeffizienten $c(s)_{U/E} = 0{,}8972$ und $c(s)_{U/E} = 0{,}7637$ lediglich in $R_{H20/21/1}$ bzw. $R_{H20/22/1}$ einen Einfluß der Basis auf die eingebaute Prüfschicht, der sich allerdings bis in den Bereich der Walzverdichtung fortsetzt: $c(s)_{E/W} = 0{,}8247$ bzw. $c(s)_{E/W} = 0{,}8022$ (vgl. *Abbn. A.56* und *A.57*), während in allen übrigen Regelstrecken keine oder nur schwache Zusammenhänge erkennbar sind: $c(s)_{U/E} = -0{,}6270 \ldots 0{,}5537$.

Deutliche Abhängigkeiten zwischen den aus dem Einbau und der Weiterverdichtung resultierenden Höhenlängsprofilen werden in $R_{H20/22/3}$, $R_{H30/31/3}$, $R_{H20/22/2}$ und $R_{H30/31/1}$ sichtbar: $c(s)_{E/W} = 0{,}7282 \ldots 0{,}9862$ (s. auch *Abbn. A.51*, *A.52*, *A.54*, *A.58*).

Anhand der in *Tab. 29* dargestellten Untersuchungsergebnisse und den *Abbn. A.50* bis *A.58* sind folgende trendhafte Aussagen möglich:

Vergleicht man die Anstiege der Ausgleichsgeraden der Meßlinien, so ist grundsätzlich zu erkennen, daß höhere Mischguttemperaturen zu größeren Einbaudicken führen und die Walzverdichtung verbessern ($R_{H20/21/3}$, $R_{H30/31/3}$), während deutliche Mindertemperaturen das Gegenteil bewirken ($R_{H20/21/1}$, $R_{H20/22/1}$, $R_{H30/31/1}$): so laufen die Ausgleichsgeraden in $R_{H30/31/1}$ für den Einbau und das Walzen auseinander, was als Indiz für eine geringe Verdichtung gewertet werden darf. Die Effekte sind in der mittleren Temperaturstufe in abgeschwächter Form lediglich in $R_{H20/21/2}$ beobachtbar.

Im allgemeinen sind – bedingt durch Stillstand und Wiederanlauf der Förderschnecke – die Veränderungen der Einbau- und Walzprofile jeweils am Beginn und zum Ende der Regelstrecken mehr oder weniger ausgeprägt sichtbar. Es bedarf an dieser Stelle des nochmaligen Hinweises, daß die Einzelereignisse aufgrund festgestellten Schlupfes des Laufwerkes beim Einbau nicht punktgenau angesprochen werden können; vielmehr interessiert hier der Verlauf der Höhenlängsprofile und die daraus abgeleiteten Zustandsgrößen der Längsebenheit.
In $R_{H20/21/3}$ (*Abb. A.50*) zeigt sich mit dem Einsetzen des Förderprozesses eine starke Überhöhung im Einbau, die sich auf konstantem Niveau fortsetzt.
Gemessen am Verlauf des Höhenlängsprofils im stationären Zustand stellt sich der Einfluß der systematischen Störung H_{31} auf das Walzen in der Regelstrecke $R_{H30/31/3}$ als unbedeutend dar (*Abb. A.52*).
Aufgrund der verlangsamten, aber unterbrechungsfreien Querförderung in $R_{H20/22/1}$ sind sowohl im Einbau als auch in der Walzverdichtung so gut wie keine Niveauänderungen zu erkennen. Die sprunghaften Anstiege am Ende der Regelstrecke dürfen dem Einfluß der

Unterlage zugerechnet werden und sind nicht dem Hochlaufen der Schnecke geschuldet (*Abb. A.57*).
Nach der Wiederaufnahme der Querförderung setzt in $R_{H30/31/1}$ zunächst eine Erholung im Meßlinienverlauf des Einbaus ein, um nach Erreichen des stabilen Förderzustandes der Unterlage zu folgen (*Abb. A.58*).
Aufgrund gravierender Störungen in der Unterlage sind – trotz Einschränkung des Auswertebereiches auf 51,4 … 52,7 m (vgl. dazu *Tab. A.10*[69]) – die Meßergebnisse der Regelstrecke $R_{H20/22/3}$ nur unter ausdrücklichem Vorbehalt bewertbar, weil eine Veränderung der Zugpunktposition der Bohle nicht ausgeschlossen werden kann. Daß sich das Einbauprofil nach Wiederanspringen der Schneckenförderung nicht erholen konnte, dürfte an dem aus *Abb. A.51* ersichtlichen, weiteren Verlauf des gestrichelt dargestellten Höhenlängsprofils der Unterlage mit der angesprochenen Störung liegen.

In den Versuchsbahnen VB3 und VB4 läßt der in den stationären Bereichen $S_{3/20}$ und $S_{3/30}$ bzw. $S_{2/20}$ und $S_{2/30}$ zu verzeichnende gute Ausgleich der Unterlage beim Einbau regelstreckenbedingt nach und führt zu vergleichsweise höheren LWI_{10}- und BLP_{10}-Werten[70]: minimal bei $R_{H20/21/3}$ bzw. $R_{H20/21/2}$. In VB5 ist eine deutliche Verschlechterung zu verzeichnen, wobei – abweichend von VB3 und VB4 – im Abschnitt $R_{H30/31/1}$ die bahnspezifisch geringsten Unterschiede registriert wurden.

Wie bereits im *Abschn. 7.7.1* festgestellt, verschlechtert sich in der Regel die nach dem Einbau erzielte Längsebenheit durch das Walzen. Bemerkenswert ist, daß im Vergleich zu den stationären Abschnitten insbesondere im Bereich $R_{H20/21/3}$ (hohe Temperatur, hohe Materialvorlage) das bereits erzielte Niveau deutlich nachläßt, obwohl die Längsebenheit nach dem Einbau hier am besten war. Die Werte in $R_{H30/31/3}$ liegen trotz der Regelabweichungen auf dem Niveau des stationären Zustandes. Im Gegensatz zu den Versuchsbahnen VB3 und VB5 tritt in VB4 keine nennenswerte Veränderung der nach dem Einbau erzielten Längsebenheit durch das Walzen ein; in den Regelstrecken $R_{H20/21/2}$ und $R_{H20/22/2}$ sind so gut wie keine Verschlechterungen der Zustandsgrößen zu verzeichnen.

Es überrascht außerordentlich, daß trotz massiver Variation der Höhe der Materialvorlage die Zielwerte der Zustandsgrößen deutlich unterboten wurden:

Einbau: $LWI_{10} = 7 \ldots 48\ \%$, $DBL_{10} = 29 \ldots 53\ \%$, $SBL_{10} = 10 \ldots 26\ \%$,

Walzen: $LWI_{10} = 8 \ldots 53\ \%$, $DBL_{10} = 38 \ldots 60\ \%$, $SBL_{10} = 13 \ldots 29\ \%$.

Zusammenfassend kann für die vorlagehöhenbedingten Regelstrecken festgehalten werden, daß sich Abweichungen von H_{20} in der Temperaturstufe T_2 nur geringfügig auf die Längsebenheit auswirken.

[69] 51,4 … 53,2 m

[70] wenn hier zusammenfassend von BLP_{10}-Werten gesprochen wird, sind damit die Zustandsgrößen DBL_{10} und SBL_{10} gemeint

Vergleich der Längsebenheiten in den RT- und RH-Regelstrecken

Die nachstehenden *Abbn. 83* bis *85* geben die in Einbaurichtung ermittelten Längsebenheiten in den temperatur- und vorlagehöhenbedingten Regelstrecken wieder.

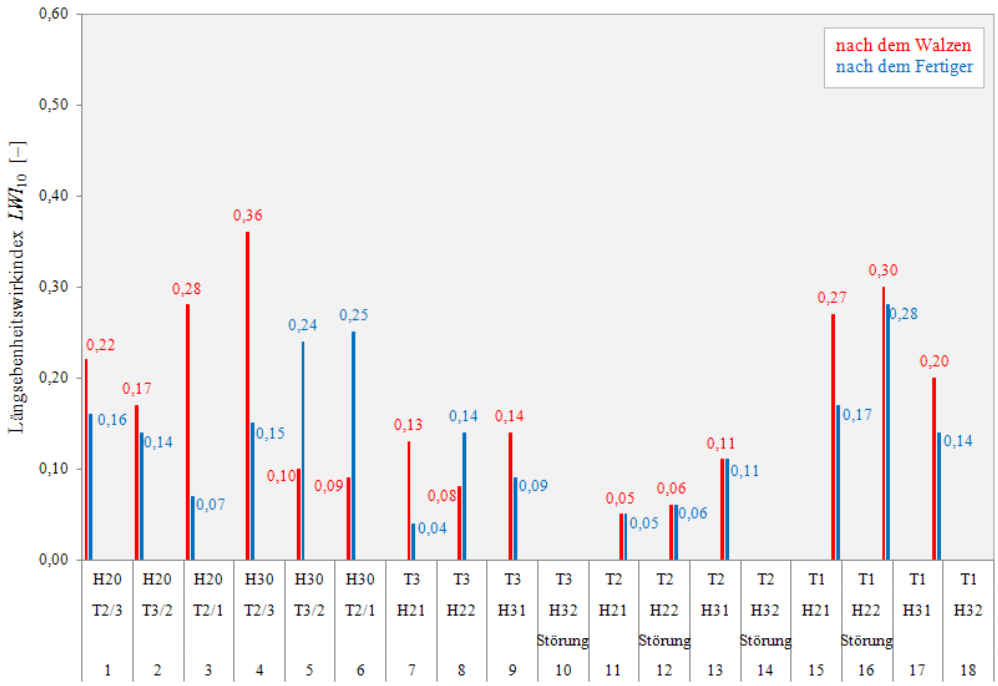


Abb. 83: In Einbaurichtung ermittelte LWI_{10}-Werte (Wirkindex) der Regelstrecken in Verbindung mit den vor- und nachgeordneten stationären Abschnitten

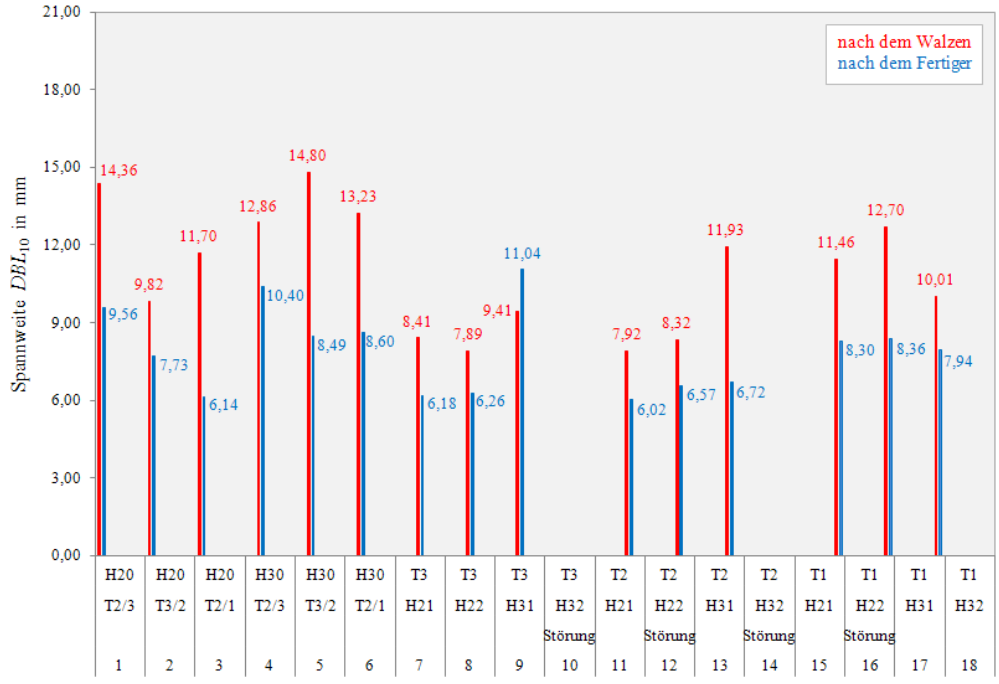


Abb. 84: In Einbaurichtung ermittelte DBL_{10}-Werte (Spannweite) der Regelstrecken in Verbindung mit den vor- und nachgeordneten stationären Abschnitten

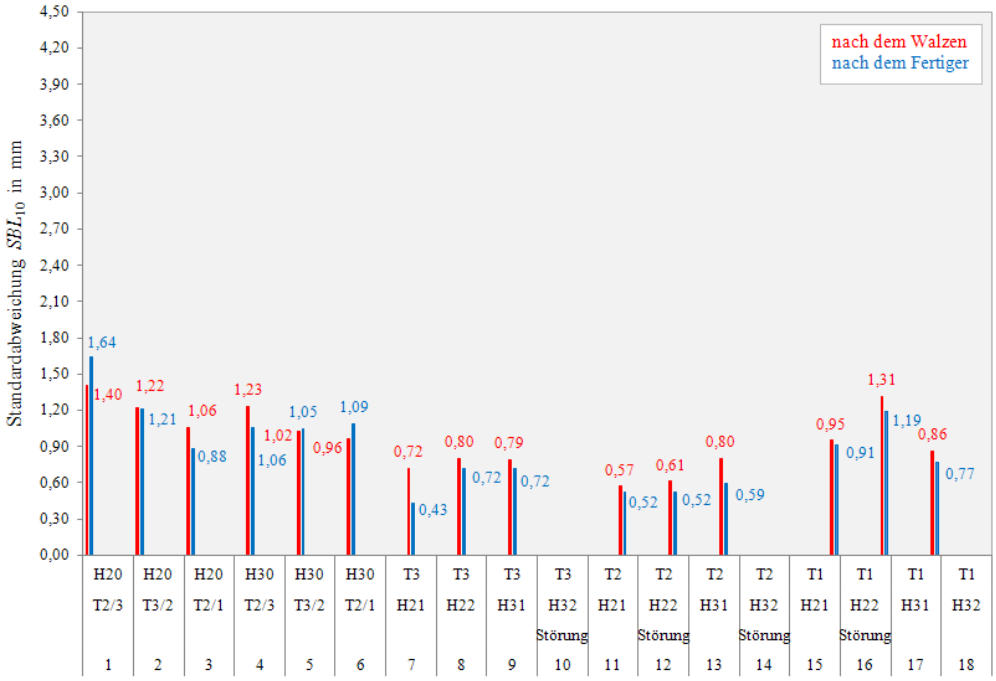


Abb. 85: In Einbaurichtung ermittelte SBL_{10}-Werte (Standardabweichung) der Regelstrecken in Verbindung mit den vor- und nachgeordneten stationären Abschnitten

Abb. 83 ist deutlich zu entnehmen, daß die 10-m-Werte des Längsebenheitswirkindexes LWI_{10} sowohl im Einbau als auch nach dem Walzen in der Temperaturstufe T_2 nach Abweichungen von dem Niveau der Materialvorlagehöhe H_{20} annähernd gleich groß und gegenüber allen anderen Parametervariationen am geringsten sind (*Spn. 11, 12*).

Systematische Veränderungen der Einbautemperatur wirken sich auf Basis der gewonnenen Daten stärker aus, als die hier untersuchten Abweichungen von der Vorlagehöhe im mittleren und oberen Temperaturbereich (vgl. *Spn. 1, 2, 4, 5* mit *Spn. 7 - 14*).

Mit Ausnahme von $R_{T2/3/30}$ (*Sp. 4*) zeigen sich innerhalb der RT-Regelstrecken im Einbau auf dem Niveau H_{20} und nach dem Walzen auf H_{30} die besseren Werte.

Vergleichbares wird ebenfalls anhand der Ergebnisse der Spannweiten und der Standardabweichung des Bewerteten Längsprofils deutlich, wobei die DBL_{10}-Werte sowohl im Einbau als auch nach der Weiterverdichtung im mittleren und oberen Temperaturbereich bei Abweichungen vom Vorlageniveau H_{20} minimieren und sich kaum unterscheiden (s. *Abb. 84*, *Spn. 7, 8, 11, 12*). Auch der Einfluß des Walzens auf die Längsebenheit steht bei den Werten der Spannweite in Kontrast zu den beiden anderen Zustandsgrößen: die besseren Resultate werden auf dem Niveau H_{20} erzielt (*Spn. 1 - 3*).

Unter Verallgemeinerung der Untersuchungsergebnisse aus allen Regelstrecken und Beachtung der Tatsache, daß Unregelmäßigkeiten in der Materialvorlage derzeit noch besser beherrschbar sind, als Lkw-übergreifende Schwankungen der Mischguttemperatur, ist ein Einbau mit etwas über dem mittleren Niveau liegenden Temperaturen und normalem Füllstand des Schneckenkanals zu favorisieren: $T_{2+}H_{20}$.

7.7.3 Parameterempfehlung zur Längsebenheit

Am Ende des Kapitels steht die Frage im Mittelpunkt, wie die unterschiedlichen Einbaubedingungen die Längsebenheit beeinflussen.

Aus den Untersuchungsergebnissen wird zunächst deutlich, daß die Einbaubohle Unebenheitsausprägungen der Unterlage unterhalb der Laufwerkslänge hervorragend ausgeglichen hat.

In der Regel verschlechtert das Walzen die mit dem Einbau erzielte Längsebenheit, indem einerseits die Unebenheiten der Unterlage in abgeschwächter Form widergespiegelt werden und andererseits sowohl Inhomogenitäten der Fertigerverdichtung als auch Walzfehler den Eintrag weiterer Unebenheiten in die Deckschicht begünstigen.
Als Walzfehler sind hier Prägungen durch das Reversieren zu nennen, die bei dem gewählten Versuchsaufbau mit einer mittig angelegten Walzbahn in Bandagenbreite nicht zu vermeiden waren (s. *Abb. A.40*, *Pos. 90* und *109*; *Abb. A.44*, *Pos. 316* und *335*; *Abb. A.45*, *Pos. 171* und *190*). Üblicherweise wird während der Verdichtung im Feld vor dem Umsteuern der Walze in der Nähe der Einbaubohle ein Kreisbogen gefahren, um in der weiteren Folge der Verdichtung verursachte Reversierunebenheiten sicher wieder beseitigen zu können.
Aufgrund allgemein bekannter, praktischer Erfahrungen darf davon ausgegangen werden, daß eine wiederholte Passage bereits endverdichteter Abschnitte im statischen Walzmodus unschädlich ist und zu keiner Verzerrung der Verdichtungsergebnisse führte.

> Trotz deutlicher Variation der Parameter Mischguttemperatur und Vorlagehöhe wurden alle Zielwerte der Zustandsgrößen unterboten, was darauf hindeutet, daß die bewußt herbeigeführten Einbaufehler in der Praxis zu keinen Konsequenzen führen würden oder mit anderen Worten, sich die Einbaupraxis an schlechteren Einbauqualitäten orientiert.

In diesem Zusammenhang interessiert, ob sich in Abhängigkeit von der künftigen Verkehrsrichtung eine Einbaurichtung präferieren läßt. Als Beispiel sei auf *Abb. 86* verwiesen, die einen Auszug aus der *Abb. A.46* wiedergibt.
Es ist zu erkennen, daß sich nach einer Änderung der Mischguttemperatur von $T_2 \searrow T_1$ im Abschnitt $S_{2/20/II} - R_{T2/1/20} - S_{1/20/I}$ der Versuchsbahn VB1 nach dem Walzen ein Höhenprofil eingestellt hat, daß zu einer fahrtrichtungsabhängig unterschiedlichen Bewertung der Längsebenheit führt. Für den betrachteten Fall gilt:

$$0{,}28 = LWI_{10,\text{links/rechts}} \neq LWI_{10,\text{rechts/links}} = 0{,}18,$$

womit ein und dieselben Unebenheiten beim Befahren der Straße in Einbaurichtung größere Wirkungen auf den Straßennutzer, das Ladegut und die Radlast verursachen.

Die Untersuchungsergebnisse zeigen allerdings auch, daß bei kleineren Verformungen die Lösungen ineinander übergehen, was auf Nichtlinearität schließen läßt. Als Beispiel seien die Abschnitte $S_{3/20}$ und $S_{1/30}$ genannt, in denen sich die Amplituden in den Höhenprofilen der Meßlinien ML33.2.2 bzw. ML53.2.2 zwar deutlich voneinander unterscheiden, aber

die LWI_{10}-Werte der beiden Fahrtrichtungen (vorwärts, rückwärts) abschnittsspezifisch gleich (0,06/0,06) bzw. annähernd gleich (0,11/0,12) sind (vgl. *Abbn. A.38* und *A.43*, rote Linien).
Dynamische nichtlineare Systeme erinnern sich an die Vorgeschichte: im diskutierten Fall an die Stärke der vorangegangenen Erregung. Somit basiert die Schwingungsantwort nicht nur auf der augenblicklichen Anregung.

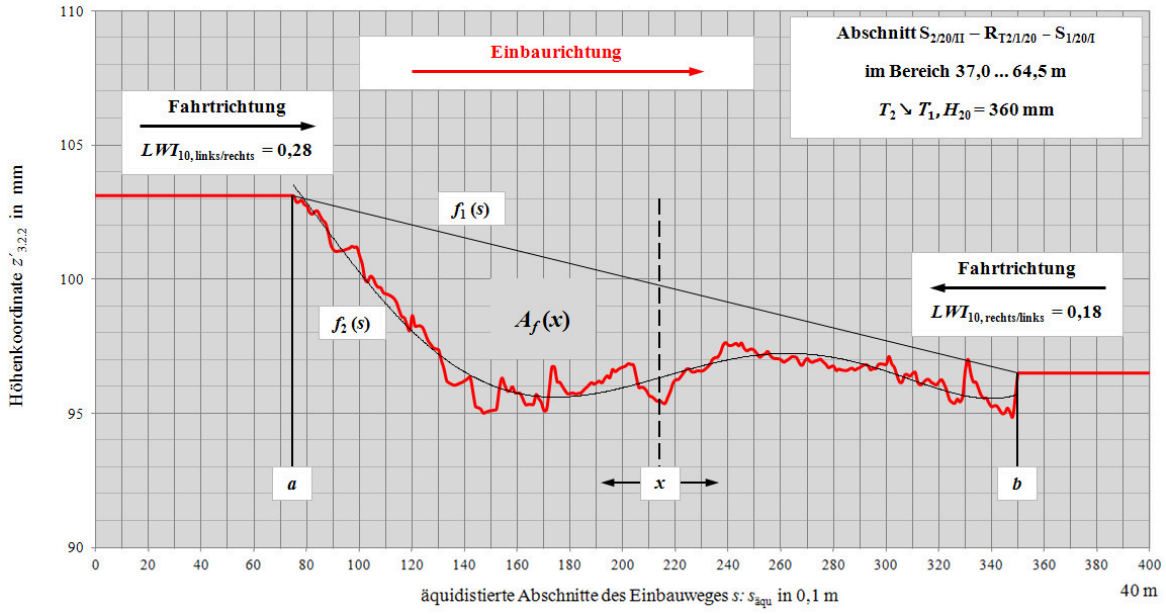


Abb. 86: Höhenprofil der Meßlinie ML13.2.2 im Abschnitt $S_{2/20/II} – R_{T2/1/20} – S_{1/20/I}$ der Versuchsbahn VB1

Die in der *Abb. 86* von der Geraden $f_1(s)$ und der – dem Höhenprofil angenäherten – polynomischen Kurve $f_2(s)$ eingeschlossene Fläche $A_f(x)$ ist eine Funktion von x, der Position der sich im Intervall $[a; b]$ bewegenden gestrichelten Linie:

$$A_f(x) = \int_{a,b}^{x} (f_1(s) - f_2(s))\, ds\,. \tag{88}$$

Die sich somit beim Befahren der Meßlinie ML13.2.2 von s_1 nach s_2 bzw. von s_2 nach s_1 fortlaufend verändernden Flächeninhalte können als Maß für den Anregungszustand des Schwingsystems Kraftfahrzeug gedeutet werden.
Von a kommend, wird sich ein Massenersatzsystem in der Mitte der Wegstrecke $(a + b)/2$ (hier Position der Linie x) in einem stärkeren Schwingungszustand befinden (großer Flächenanteil), als wenn die „Befahrung“ bei b beginnt. Evolutionsdynamisch wird sich das auf die restliche Wegstrecke auswirken, indem die nun bereits vorhandenen Schwingungen durch die weiteren Unebenheiten in Richtung b im Abklingen verzögert werden.
Von b kommend, sind die Anregungen bis zur Mitte der Wegstrecke deutlich geringer (kleiner Flächenanteil). Auch hier wird eine Beeinflussung des Schwingverhaltens des Systems auf dessen weiterem Weg nach a stattfinden, allerdings auf einem niedrigeren Ausgangsniveau.

Die Frage ist also, mit welcher Anfangsschwingung bzw. Schwingungsvorgeschichte das System an eine Unstetigkeit gelangt: und diese Vorgeschichte ist fahrtrichtungsabhängig.
Als Ausdruck der Achsbeschleunigung setzt der Längsebenheitswirkindex *LWI* dabei voraus, daß der Reifen nicht von der Fahrbahn abhebt, d.h. die Gravitation bleibt im Modell unter der Bedingung statische Radlast ≥ dynamische Radlast unberücksichtigt.

Auch wenn die beobachteten Differenzen – absolut gesehen – recht klein sind und vielleicht deshalb zum gegenwärtigen Zeitpunkt noch keine weiteren Schlüsse gezogen werden können, scheint dennoch die Annahme berechtigt zu sein, daß eine gerichtete Topographie die Fahrdynamik beeinflußt.
Die nachfolgend gezeigte *Tab. 30* dokumentiert alle LWI_{10}-Einbau- und -Walzwerte sowohl in Einbau- als auch in entgegengesetzter Richtung. Eine vertiefte statistische Wertung ist aufgrund des vorliegenden Datenmaterials geringen Umfangs leider nicht möglich, so daß zur Vergleichbarkeit lediglich die arithmetischen Mittelwerte und Standardabweichungen herangezogen wurden. Die in der Tabelle mit vorwärts bzw. rückwärts gewählten Angaben zur Fahrtrichtung sind gleichbedeutend mit den weiter oben verwendeten Begriffen links/rechts bzw. rechts/links.

Tab. 30: Darstellung der LWI_{10}-Werte aller geprüften Versuchsabschnitte nach dem Einbau mit dem Fertiger und dem Walzen

LWI_{10}-Einbauwerte

	S					RT					RH					
T	H_{20}		H_{30}		ΔT	H_{20}		H_{30}		ΔH	T_1		T_2		T_3	
	vorw.	rückw.	vorw.	rückw.		vorw.	rückw.	vorw.	rückw.		vorw.	rückw.	vorw.	rückw.	vorw.	rückw.
T_3	0,01	0,02	0,05	0,06	$T_{2/3}$	0,16	0,18	0,15	0,22	H_{21}	0,17	0,29	0,05	0,07	0,04	0,06
T_2	0,04	0,05	0,05	0,02	$T_{3/2}$	0,14	0,12	0,24	0,24	H_{22}	0,28	0,25	0,06	0,08	0,14	0,16
T_1	0,07	0,08	0,09	0,09	$T_{2/1}$	0,07	0,05	0,25	0,21	H_{31}	0,14	0,13	0,11	0,09	0,09	0,14
MW	**0,04**	0,05	0,06	0,06		**0,12**	0,12	0,21	0,22		0,20	0,22	**0,07**	0,08	0,09	0,12
Stabw.	**0,03**	0,03	0,02	0,04		**0,05**	0,07	0,06	0,02		0,07	0,08	**0,03**	0,01	0,05	0,05

LWI_{10}-Walzwerte

	S					RT					RH					
T	H_{20}		H_{30}		ΔT	H_{20}		H_{30}		ΔH	T_1		T_2		T_3	
	vorw.	rückw.	vorw.	rückw.		vorw.	rückw.	vorw.	rückw.		vorw.	rückw.	vorw.	rückw.	vorw.	rückw.
T_3	0,06	0,06	0,15	0,12	$T_{2/3}$	0,22	0,32	0,36	0,36	H_{21}	0,27	0,30	0,05	0,05	0,13	0,17
T_2	0,06	0,04	0,09	0,08	$T_{3/2}$	0,17	0,16	0,10	0,13	H_{22}	0,30	0,32	0,06	0,05	0,08	0,13
T_1	0,25	0,30	0,11	0,12	$T_{2/1}$	0,28	0,18	0,09	0,08	H_{31}	0,20	0,18	0,11	0,16	0,14	0,16
MW	0,12	0,13	0,12	**0,11**		**0,22**	0,22	0,18	0,19		0,26	0,27	**0,07**	0,09	0,12	0,15
Stabw.	0,11	0,14	0,03	**0,02**		**0,06**	0,09	0,15	0,15		0,05	0,08	**0,03**	0,06	0,03	0,02

Obwohl nur tendenziell abschätzbar, ist es bemerkenswert, daß die unmittelbar nach der Bohle erzielten Ebenheitswerte überwiegend in Einbaurichtung (vorwärts) besser sind, was sich auch nach dem statischen Walzen zeigt (jeweils rd. 71 % der Werte).

> Auch wenn die aus der Prüfrichtung (vorwärts, rückwärts) resultierenden Unterschiede relativ gering sind, so sollte unter dem Gesichtspunkt möglichst ebener Fahrbahnbeläge jede sich bietende Möglichkeit genutzt werden: insofern wäre aus

Sicht des in diesem Projekt gewonnenen Datenmaterials ein Einbau der Deckschicht in der geplanten Verkehrsrichtung zu empfehlen.

Unter Berücksichtigung aller Ergebnisse aus den Bereichen der stationären Einbauzustände und der Regelstrecken zum Einfluß der Parameter Mischguttemperatur und Materialvorlagehöhe auf die Längsebenheit nach dem Einbau und dem Walzen ist die Kombination $T_{2+}H_{20}$ zu favorisieren.

8 ZUSAMMENFASSENDE INTERPRETATION, ERGEBNISSE UND AUSBLICK

Im Rahmen der hier vorgestellten Untersuchung wurden hauptsächlich folgende Ziele verfolgt:

- Untersuchung des Einflusses der variierten Parameter Mischguttemperatur und Höhe der Materialvorlage auf die Einbaudicke und die Raumdichte, um neben einem möglichst hohen Maß an Anfangsebenheit auch den Einfluß dynamischer Lasteinträge reduzieren zu können,
- Ableitung mechanischer Modelle zur Erklärung der Parametereinflüsse aus den Meßdaten der Bohlenzugkraft, der Einbaudicke und der Raumdichte,
- Klärung der Frage, ob zwischen der Einbaudicke und der Zugkraft ein funktionaler Zusammenhang besteht, der zur Steuerung der Bohle genutzt werden könnte,
- Untersuchung der Auswirkungen der systematischen Änderung von Mischguttemperatur und Vorlagehöhe auf die sich einstellende Längsebenheit nach dem Einbau und dem Walzen,
- Überprüfung der Abhängigkeit der Längsebenheit von der Einbaurichtung,
- Empfehlung einer günstigen Kombination von Mischguttemperatur und Höhe der Materialvorlage für den Einbau von Splittmastixasphalt sowie
- Prüfung und Erweiterung der an der Bohle angreifenden Kräfte und Momente.

Basierend auf den zusammengefaßten Erkenntnissen aus den Bereichen der stationären Einbauzustände und der Regelstrecken werden nach dem Ableiten einer allgemeinen Empfehlung für die günstigste Parameterkombination beim Einbau von Splittmastixasphalt bohlenphysikalische Erweiterungen vorgetragen sowie geräte- und verfahrenstechnische Schlußfolgerungen gezogen.

Dazu war es erforderlich, ein qualitatives Stoffmodell für ein Asphalthaufwerk im unverdichteten Zustand zu entwickeln, um unter Auffassung der Bohle als Schneidwerkzeug sowie der Betrachtung des Schneckenraumes als Rahmenschergerät hypothetische Zustände der Materialströmung und der Spannung im Asphaltmischgut ableiten zu können.
Unterstützend dazu waren theoretische Untersuchungen zum Einfluß der Schnecke auf die Kondition des Mischgutes notwendig.

Als Merkmalsgrößen der Fertigungsqualität der unter systematischer Variation der Parameter Materialvorlagehöhe und Einbautemperatur des Mischgutes eingebauten und partiell weiterverdichteten Deckschicht aus einem Splittmastixasphalt SMA 8 S, 25/55-55 A wurden die

- Zugkraft Z,
- die Einbaudicke d,
- die Raumdichte unmittelbar nach dem Fertiger $\rho_{BK,1}$ sowie nach dem Walzen $\rho_{BK,2}$ und
- die Zustandsgrößen der Längsebenheit für 10-m-Abschnittslängen (BLP_{10}, LWI_{10}, DBL_{10}, SBL_{10})

sowohl in den Bereichen stationärer Einbauzustände als auch in den Regelstrecken untersucht.
Mit Hilfe umfangreicher statistischer Verfahren konnten auf der Grundlage einer Irrtumswahrscheinlichkeit von 5 % sowohl in den Haupt- als auch in den Nebenwirkungen signifikante Unterschiede anhand der aus den Abschnitten annähernd konstanter Einbaubedingungen gewonnenen Stichproben festgestellt sowie vermutete und unvermutete Zusammenhänge zwischen den Merkmalsgrößen und den variierten Einflußgrößen ermittelt und quantitativ formuliert werden, *Gln. (49), (77), (79), (81)*.

8.1 Zusammenfassende Interpretation zur Zugkraft und den Funktionseigenschaften

Aus der *Abb. 80* sowie den Profildiagrammen der *Abbn. 61, 66* und *74* wurde die zusammenfassende Darstellung gem. *Abb. 87* erarbeitet, wobei auffällt, daß

- die Positionen der Extremstellen der Parabeln *Z* und *d* voneinander abweichen,
- die Raumdichtekurven $\rho_{BK,i}$ annähernd linear verlaufen mit geringfügig positivem Anstieg in Richtung höherer Einbautemperaturen und
- niedrigen und hohen Einbaudicken *d* höhere Zugkräfte *Z* gegenüberstehen.

Vor der zusammenfassenden Interpretation sei auf die detaillierten Ausführungen in den *Kapiteln 4* und *7* verwiesen.

Den Ausgangspunkt der komplexen Betrachtung bilden

- die Annahmen zu den Materialströmungen im Querprofil des Schneckenkanals (*Abb. 25*) mit
- den damit verbundenen Fließ- und Verfestigungsorten eines Mischgutelementes (*Abb. 29*),
- die vermuteten Wirkzonen der Gutverdrängung vor der Einbaubohle (*Abb. 28*) sowie
- die Erläuterungen zu den *Abbn. 22* und *68*.

Vereinfachend wird angenommen, daß die zwischen dem Mischgut und den Förder- und Verdichtungsorganen vielfältig stattfindenden und die Material-Einlaufhöhe h_E mehr oder weniger verändernden Interaktionen vernachlässigbar seien: so auch die Reibung an der Bohlenvorderwand.

Die sich ergebenden Veränderungen werden in Relation zu den Zuständen des Mischgutes in der Temperaturstufe T_2 (Mischguttemperatur an der Glättblechhinterkante) auf dem Vorlagehöhenniveau H_{20} betrachtet.

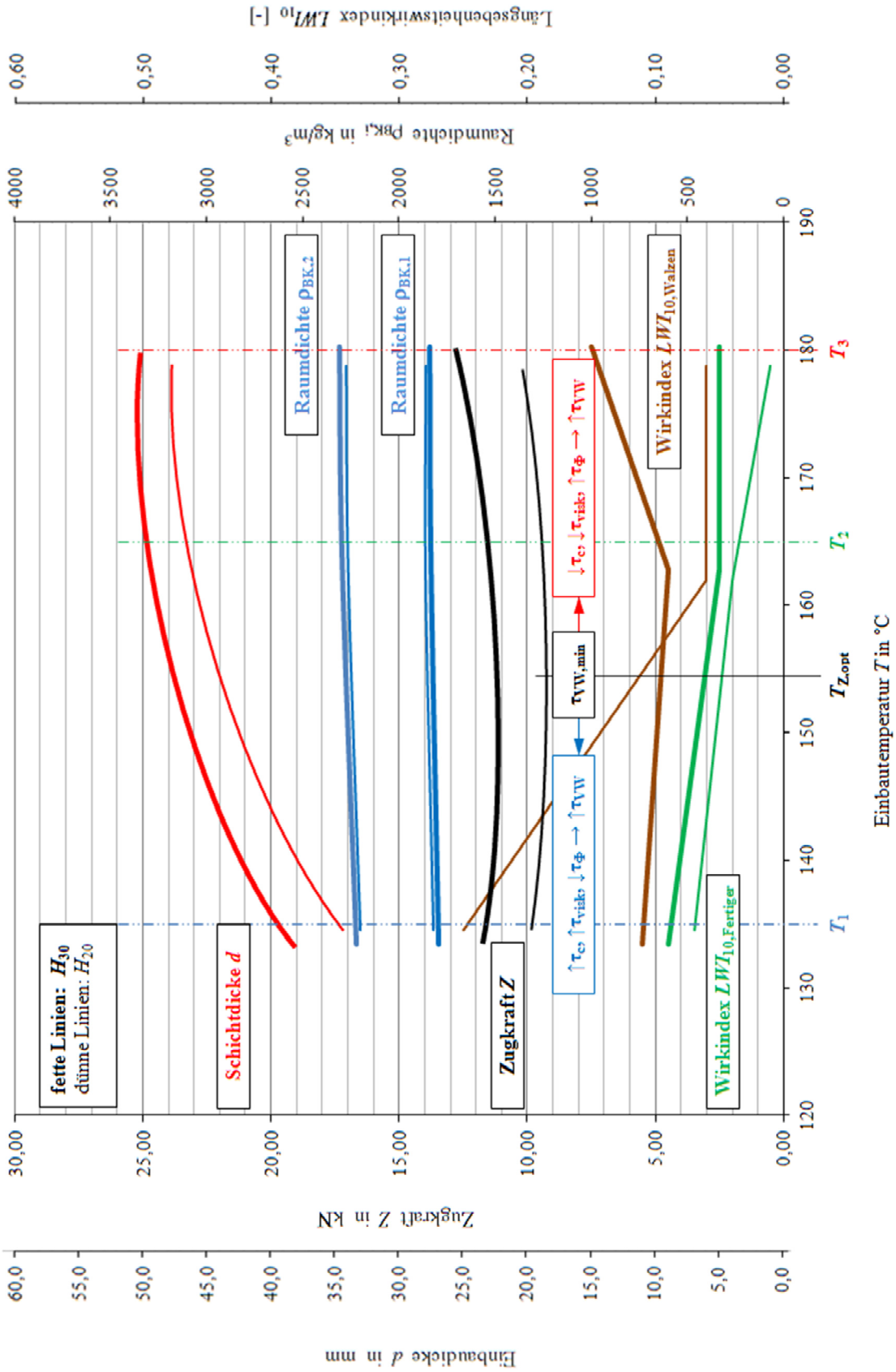


Abb. 87: Zusammenfassendes Profildiagramm zur Zugkraft Z, Raumdichte $\rho_{BK,i}$ und Einbaudicke d sowie zum Längsebenheitswirkindex LWI_{10}

Das rd. 165 °C (T_2) heiße und auf der Unterlage abgelegte Mischgut wurde durch die unter der Bedingung $\omega = \text{const.}$ gleichbleibende Verdichtungsenergie der Schnecke ($E_{Sch} = \text{const.} << E_B$) weiterverdichtet und erreichte am *Ort E* im Schneckenraum den Verdichtungszustand $\rho_{b,E}$. Nach der Scherung am *Ort F* strömte das Material mit der Dichte ρ_E den Spalt $b \cdot h_E$ an der Bohlenvorderkante an.
Unter dem Massenfluß $Q_{E,2/20}$ und dem mischgut- und einbauspezifischen Anstellwinkel $\alpha_{2/20}$ ließ das auf dem normalen Niveau H_{20} der Materialvorlage eingebaute Asphaltmischgut die Hinterkante der Bohle h_A auf $d_{2/20}$ ansteigen. Das den *Zustand 1* repräsentierende Mischgut (vgl. *Abschn. 4.2.3*), das der Vorwärtsbewegung einen Verformungswiderstand $\tau_{vw,2/20}$ entgegensetzte und eine Zugkraft $Z_{2/20}$ forderte, wurde nun der wesentlich größeren Verdichtungsenergie der Bohle ($E_B = \text{const.} >> E_{Sch}$) unterworfen und erfuhr unter diesem Einfluß auf dem Weg von der Vorder- bis zur Hinterkante des Glättbleches bei der sich einstellenden Einbaudicke $d_{2/20}$ eine Zunahme der Raumdichte auf $\rho_{BK,1;2/20}$.

Bei einem Abfall der Mischguttemperatur auf rd. 135 °C (T_1) nahmen die kohäsiven und viskosen Widerstände entsprechend dem *Zustand 5* zu ($\tau_{c,1/20} > \tau_{c,2/20}$, $\tau_{visk,1/20} > \tau_{visk,2/20}$) und erschwerten sowohl die Verdichtung als auch das Durchstoßen der jetzt zäheren Bindemittelhüllen mit dem Ergebnis, daß sich die Kornverspannung und die direkten Korn-zu-Korn-Kontakte im Haufwerk vor der Bohle wesentlich geringer ausprägen konnten.
Der Zuwachs an Viskosität muß als entscheidender Beitrag gewertet werden, daß sich die Haufwerksfestigkeit σ_F am *Fließort F* erhöhte und das Aufbringen einer größeren Scherspannung und demzufolge einer höheren Zugkraft $Z_{1/20} > Z_{2/20}$ forderte, obwohl die Raumdichte aufgrund der stark erhöhten Viskosität und infolge der konstanten Verdichtungswirkung der Schnecke geringer ausfiel.

Die aus den beiden Kraftkomponenten $F_{W,ver,1/20}$ und $F_{S,1/20}$ sowie aus der Druckwiderstandskraft $F_{D,1/20}$ resultierenden größeren, unterstützenden Momente konnten sich nicht entfalten, weil wegen der schlechteren Fließfähigkeit des Asphaltmischgutes wesentlich weniger Material unter das Glättblech gelangte: $Q_{E,1/20} << Q_{E,2/20}$. Der Anstellwinkel der Bohle nahm zu ($\alpha_{1/20} > \alpha_{2/20}$) und damit – trotz der geringeren Raumdichte $\rho_{E,1/20} < \rho_{E,2/20}$ – vielleicht auch $F_{D,1/30}$. Obwohl die Temperatur deutlich gemindert wurde, fiel der Unterschied der Raumdichte hinter der Bohle $\rho_{BK,1;1/20}$ im Vergleich zum Referenzzustand $\rho_{BK,1;2/20}$ gering aus.
Aufgrund einer niedrigen Höhe $h_{E,1/20}$ des Spaltes und geringen Raumdichte $\rho_{E,1/20}$ war auch nur eine geringe Einbaudicke $d_{1/20}$ zu erwarten. Obwohl die Zugkraft anstieg, reduzierte die verminderte Fließfähigkeit die Einbaudicke deutlich.

> Es zeigt sich also, daß ansteigende Zugkräfte nicht automatisch zur Abnahme des Bohlenanstellwinkels und damit zu einem dickeren Einbau führen.

Die unmittelbar nach dem Einbau mit dem Fertiger erzielte Längsebenheit hat sich durch das Walzen verschlechtert (s. Erläuterungen im *Abschn. 7.7.1*): erheblich auf dem Niveau der Materialvorlage H_{20} in der unteren Temperaturstufe T_1.

Nachdem bei gleicher Vorlagehöhe H_{20} die Mischguttemperatur auf rd. 180 °C (T_3) gesteigert wurde, stellte sich eine Reduzierung der kohäsiven und viskosen Widerstandskomponenten ein (*Zustand 3*), die infolge der verbesserten Kornmobilität die Raumdichte und die innere Reibung und damit den gesamten Verformungswiderstand ansteigen ließen: $\tau_{vw,3/20} > \tau_{vw,2/20}$. Das Kräftegleichgewicht bedingte aufgrund der erhöhten Spannung im Material eine größere Schneidkraft $F_{S,3/20} > F_{S,2/20}$ und zur Überwindung des Versetzungswiderstandes auch eine größere Kraft $F_{W,ver,3/20} > F_{W,ver,2/20}$. Zusammen mit der Druckwiderstandskraft $F_{D,3/20}$ forderten die Einzelkräfte eine größere Zugkraft $Z_{3/20}$.
Mit dem Anstieg der Bohle konnte durch den vergrößerten Spalt und – zusätzlich begünstigt durch die bessere Fließfähigkeit des heißeren Mischgutes – mehr Material unter das Glättblech fließen ($Q_{E,3/20} > Q_{E,2/20}$; $j_{E,3/20} > j_{E,2/20}$). Infolge $\rho_{E,3/20} > \rho_{E,2/20}$ schwächte sich der hydrodynamische Hub weniger ab ($F_{Hub,3/20} > F_{Hub,2/20}$) und gleichzeitig konnte die Bohle das heißere und dichtere Asphaltmischgut auf eine größere Raumdichte an der Glättblechhinterkante bringen ($\rho_{BK,1;3/20} > \rho_{BK,1;2/20}$). Unter dem Anstellwinkel $\alpha_{3/20} < \alpha_{2/20}$ stellte sich gegenüber dem Referenzabschnitt eine größere Schichtdicke $d_{3/20}$ ein.
Die nach dem Fertiger erzielte Längsebenheit verbesserte sich trotz des hohen Ausgangsniveaus weiter.

Aus der *Abb. 87* wird ebenfalls der Einfluß der Vorlagehöhe deutlich. Mit steigenden Materialvorlagen H_{30} (fett markierte Linien) war ein Anwachsen der horizontalen und vertikalen Kraftkomponenten am Umfang der Schneckenflügel verbunden (s. *Abbn. 20* und *21*), was eine vergleichsweise Erhöhung der Spannungszustände im Haufwerk vor der Bohle bewirkte.
Weiterhin ist davon auszugehen, daß durch die höhere Materialsäule der Hubwiderstand am *Ort F* weiter anstieg und damit über ein weiteres Anwachsen der Dichte ($\rho_{b,F,30} > \rho_{b,F,20}$) auch die Fluidität beeinflußt wurde. Die Zunahme der Raumdichte führte zu einer höheren Haufwerksfestigkeit und in der Folge zu einer höheren Scherspannung, woraus letztlich eine höhere Zugkraft resultierte: $Z_{Ti/30} > Z_{Ti/20}$.
Die Steigerung der Materialvorlage in der mittleren und oberen Temperaturstufe auf das Niveau H_{30} führte primär zum Anstieg der Kraftkomponente $F_{W,ver,Ti/30} > F_{W,ver,Ti/20}$, mit einem um rd. 50 mm höher liegenden Angriffspunkt (unterster Drittelspunkt der Vorlagehöhe). Die aus der erhöhten Eigenlast des größeren Haufwerkes angestiegene Raumdichte und innere Reibung begünstigten den Druck des abrutschenden Asphaltkeiles gegen die Bohlenvorderwand und führten im weiteren auch zu einem etwas höheren Widerstand des Haufwerkes gegen die Vorwärtsbewegung im Bereich des Bohlenfußpunktes: $F_{S,Ti/30} > F_{S,Ti/20}$.
Unterstützt durch das aus der größer gewordenen Scherkraft resultierende, ansteigende Moment, veränderte sich mit der Aufwärtsbewegung der Bohle die Materialeinlauf-Geometrie vor dem Glättblech, unter dessen Vorderkante sich jetzt Asphaltmischgut befand, dessen Kondition sich gegenüber dem Füllstand H_{20} ebenfalls verändert hatte.
Durch den größeren Spalt gelangte mehr Material $Q_{E,Ti/30} > Q_{E,Ti/20}$ mit $\rho_{E,Ti/30} > \rho_{E,Ti/20}$ (*Zustand 2*) unter das Glättblech. Die in Richtung der Anströmung projizierte Fläche A_D

wurde kleiner und somit auch die Druckwiderstandskraft: $F_{D,Ti/30} < F_{D,Ti/20}$. Gleichzeitig nahm der Anteil der Reibung F_{RGl} am Glättblech zu. Mit einer zusätzlichen Steigerung des hydrodynamischen Hubes war nicht zu rechnen, weil die begünstigende Wirkung der etwas größeren Raumdichte durch den schichtdickenbedingten, geringeren Eindringwiderstand vielleicht kompensiert wurde. Die Bohle setzte ihre Aufwärtsbewegung so lange bis auf das Niveau $h_{E,Ti/30} > h_{E,Ti/20}$ fort, bis sich unter dem Anstellwinkel $\alpha_{Ti/30} < \alpha_{Ti/20}$ das Gleichgewicht der Kräfte eingestellt hatte.
Da sich die Verdichtungsenergie der Bohle nicht änderte (E_B = const.), fiel auf Grund des größeren Materialvolumens unter der Bohle trotz einer etwas höheren Raumdichte $\rho_{E,Ti/30}$ die Verdichtung niedriger aus ($\rho_{BK,1;Ti/30} < \rho_{BK,1;Ti/20}$), was das Erreichen einer größeren Einbaudicke begünstigte: $d_{Ti/30} > d_{Ti/20}$.
Im Gegensatz zu den Raumdichten nach dem Fertiger $\rho_{BK,1}$ waren die Raumdichten nach dem Walzen $\rho_{BK,2}$ bei großer Mischgutvorlage generell besser, da die größeren Schichtdicken die Walzarbeit positiv beeinflußten.
Die Längsebenheit nach dem Fertiger verschlechterte sich auf dem Niveau H_{30} gegenüber den Werten des Niveaus H_{20} (unbedeutend in T_1 und T_2), bewegte sich aber noch immer weit unter dem Zielwert $LWI_{10,Ziel}$ = 0,6. Das Walzen führte zu einer weiteren Reduzierung der Qualität der Längsebenheit mit einer deutlichen Ausprägung in der Temperaturstufe T_3.
Aus der Steigerung der Materialvorlage auf H_{30} war in der unteren Temperaturstufe T_1 nur ein sehr unbedeutender Einfluß auf die Intensivierung der Kornverspannung zu erwarten. Die Zunahme der Zugkraft gegenüber $Z_{1/20}$ resultiert überwiegend aus dem stärkeren Druck des Materialkeiles gegen die Bohlenvorderwand, der die Aufwärtsbewegung der Bohle begünstigte. Durch den vergrößerten Spalt ($h_{E,1/30} > h_{E,1/20}$) konnte etwas mehr zähes Mischgut unter das Glättblech fließen ($Q_{E,1/30} > Q_{E,1/20}$, $j_{E,1/30} \approx j_{E,1/20}$), wobei auch hier – infolge des größeren Materialvolumens unter dem Glättblech – die Raumdichte an dessen Hinterkante wiederum geringer ausfiel ($\rho_{A,1/30} < \rho_{A,1/20}$) und die Einbaudicke gegenüber $d_{1/20}$ ansteigen ließ.

Der Zugkraftverlauf bestätigt die in *Abb. 17* gezeigte hypothetische Darstellung zum Verformungswiderstand eines Asphalthaufwerkes und läßt sich in Anlehnung an den Proctorversuch als temperaturabhängige Scheitelkurve der optimalen kinematischen Viskosität des Asphaltmischgutes am Minimum des Verformungswiderstandes $\tau_{VW,min}$ auffassen, mit

- einer kalten Seite, auf der mit Abnahme der Mischguttemperatur der Einfluß des kohäsiven Anteiles auf die Scherspannung zunimmt und die dynamische Viskosität des Bindemittels ansteigt ($\downarrow\tau_\phi$, $\uparrow\tau_i$, $\uparrow\tau_{visk} \rightarrow \uparrow\tau_{VW} \rightarrow$ tendenziell in Richtung kalter Block) und
- einer heißen Seite, auf der mit der Zunahme der Volumenkonzentration des Minerals der Scherwiderstand ansteigt ($\downarrow\tau_i$, $\downarrow\tau_{visk}$, $\uparrow\tau_\phi \rightarrow \uparrow\tau_{VW} \rightarrow$ tendenziell in Richtung Wasser: Abnahme der Bindemittelviskosität).

8.2 Ergebnisse

8.2.1 Einfluß der Mischguttemperatur und der Materialvorlagehöhe auf die Zugkraft und ausgewählte Funktionseigenschaften

Im Rahmen der Untersuchung konnten die nachfolgend aufgeführten Zusammenhänge zwischen den abhängigen Größen Zugkraft, Einbaudicke, Raumdichte nach dem Fertiger und dem Walzen sowie Längsebenheit und den Variablen Mischguttemperatur und Höhe der Materialvorlage vor der Einbaubohle festgestellt werden:

Zugkraft

- Zwischen allen Variationsstufen wurden signifikante Unterschiede ermittelt.
- Als Ausdruck des Versetzungswiderstandes des Haufwerkes vor der Bohle nimmt die Zugkraft mit steigender Vorlagehöhe zu.
- Der ermittelte Korrelationskoeffizient $r_Z = 0{,}8933$ zeigt eine hohe Wechselbeziehung zwischen der Zugkraft und den Parametern *T* und *H* an (*Tab. A.39*).
- Mit Hilfe der partiellen Korrelation untersuchte Zusammenhänge zwischen den Merkmalen zeigen, daß die Zugkraft sowohl dem Einfluß der Vorlagehöhe des Mischgutes als auch dessen Temperatur unterliegt, aber in wesentlich stärkerem Maße vom Füllstand im Schneckenraum abhängig ist (*Tab. A.40*).
- Änderungen der Mischguttemperatur von der hohen zur mittleren Stufe ($T_3 \searrow T_2$) sind mit vergleichsweise geringeren wegstreckenbezogenen Änderungen der Zugkraft verbunden, was sich ausgeprägter bei einem hohen Niveau der Materialvorlage zeigt (*Abb. 64*).
  Erwartungsgemäß sind die Regelstreckenabschnitte bei hoher Materialvorlage länger.
- Die Reaktion der Zugkraft auf eine Störung des Förderprozesses im Schneckenkanal läuft nach einem einheitlichen Muster ab: Zuerst stellt sich ein deutlicher Abfall der Zugkraft auf kurzer Distanz ein (s. *Tab. A.49*: Reduzierung um 7 … 26 % vom Ausgangswert auf Einbauwegstrecken zwischen 0,13 … 0,53 m), danach erfolgt der allmähliche Abbau der Materialvorlage und nach der Wiederaufnahme des Förderprozesses steigt die Zugkraft sprunghaft an (*Abb. A.28*).

Einbaudicke

- Zwischen den untersuchten Grundgesamtheiten waren überwiegend signifikante Unterschiede nachweisbar (*Tab. A.38*).
- Mit steigenden Mischguttemperaturen nimmt die Einbaudicke zu (*Tab. 21*).
  Dieses Ergebnis steht in diametralem Gegensatz zur bisherigen Auffassung, daß sich die Bohle bei höheren Mischguttemperaturen aufgrund der besseren Verdichtbarkeit senkt und bei kälterem Mischgut dicker einbaut (s. *Abschn. 2.3*).
- Aus dem Ergebnis eines Laborversuches zum Fließverhalten des Versuchsmaterials ist ableitbar, daß das Bewegungsverhalten der Bohle von den Fließeigenschaften des Mischgutes vor dem Einbauwerkzeug beeinflußt wird. Anhand eines LSD-Testes konn-

ten hochsignifikante Unterschiede zwischen den Durchflußmengen aufgedeckt werden (*Abb. A.24*).

- Zwischen der Einbaudicke und den Parametern T und H besteht eine hohe Wechselbeziehung: 80,4 % der Variabilität wird durch die beiden Variablen erklärt. Dabei ist im stationären Einbauzustand die Einbaudicke in deutlich stärkerem Maße von der Temperatur, als von der Höhe der Materialvorlage abhängig (*Tab. A.42*). Schwankungen unterhalb der mittleren Temperaturstufe wirken sich auf dem Niveau H_{20} besonders stark aus.
- Im Fall des vorlagehöhenbedingten Einflusses auf die Einbaudicke wurden in den Regelstrecken Abweichungen vom Ergebnis der partiellen Korrelationsanalyse festgestellt: Schwankungen der Materialvorlagehöhe werden über kürzere Distanzen wirksam und beeinflussen die wegstreckenbezogene Änderung der Einbaudicke $r_d(s)$ mehr oder weniger deutlich.
  Unabhängig vom Niveau der Vorlagehöhe zeigt sich bei deren systematischer Störung ein stärkerer Einfluß auf die wegstreckenbezogene Änderung der Einbaudicke in der oberen Temperaturstufe (*Abb. 71*).
  In der unteren Temperaturstufe wurden vergleichbare Einbaudickenänderungen überwiegend über längere Wegstrecken kompensiert, weil infolge des schlechteren Fließverhaltens weniger Material in den Einzugsbereich der Bohle gelangte.
- Das proportionale Verhalten höherer Ordnung zwischen Wegstrecke und Stufenbewegung gem. *Gl. (20)* kann nur für die Veränderung des Winkels zwischen Glättblech und Zugarm oder die Vertikalbewegung des Zugpunktes gelten: letztere beispielsweise bedingt durch das Ausfahren von Unebenheiten der Unterlage, die die Laufwerkslänge des Fertigers erreichen oder überschreiten (s. *Abschn. 6.5.3*).
  Aus den Untersuchungsergebnissen – insbesondere aus den unterschiedlichen wegstreckenbezogenen Änderungen der Zugkraft und der Einbaudicke in den Regelstrecken (s. *Abbn. 64, 71*) – geht deutlich hervor, daß die Störgrößen *Schneckendrehzahl, Mischguttemperatur und Materialvorlagehöhe* der e-Funktion nicht gehorchen.

Raumdichte

- Mit Ausnahme der hochsignifikanten Unterschiede zwischen $\rho_{BK,1;1/20}$ und $\rho_{BK,1;1/30}$ weichen alle anderen Raumdichten nach dem Fertiger nicht signifikant voneinander ab.
  Außer $\rho_{BK,2;2/20}$ und $\rho_{BK,2;3/30}$ unterscheiden sich die Raumdichten nach dem Walzen signifikant.
- Im Gegensatz zur Walzverdichtung resultiert – auf Grund der bisherigen Annahme anders als erwartet – aus einer höheren Mischguttemperatur keine signifikante Zunahme der Raumdichte nach dem Fertiger $\rho_{BK,1}$.
- Das Niveau der Vorlagehöhe des Materials vor der Bohle beeinflußt die Vor- und die Endverdichtung gegensätzlich: Größere Füllstände im Schneckenraum führen zu niedri-

geren Raumdichten nach dem Fertiger $\rho_{BK,1}$ und höheren Raumdichten nach dem Walzen $\rho_{BK,2}$.

- Obwohl eine statistisch abgesicherte Abhängigkeit zwischen der Raumdichte $\rho_{BK,1}$ nach dem Fertiger und den unabhängigen Variablen *H* und *T* vorliegt, ist nur ein geringer Anteil der Variabilität (12 %) durch die beiden Variablen erklärbar (*Tab. A.43*).
  Die Ergebnisse der partiellen Korrelation verdeutlichen, daß unter den Bedingungen einer konstanten Position der Zugpunkte der Bohle (Eigennivellierung) die Raumdichte nach dem Fertiger in etwa dem gleichen betragsmäßigen Einfluß der Temperatur und der Höhe der Materialvorlage unterliegt (*Tab. A.44*).
- Bei einer Irrtumswahrscheinlichkeit von 5 % besteht eine abgesicherte Abhängigkeit zwischen der Raumdichte nach dem Walzen $\rho_{BK,2}$ und den unabhängigen Variablen *H* und *T*. Allerdings unterstreicht das Bestimmtheitsmaß $B = 0{,}477$, daß mehr als die Hälfte der Variabilität anderen Einflüssen unterliegt (*Tab. A.45*).
  Die partielle Korrelation zeigt erwartungsgemäß den direkten Zusammenhang der Variablen an. Bei gleicher Temperatur an der Oberfläche zu Walzbeginn (rd. 140 °C) ist $\rho_{BK,2}$ in bedeutendem Maße von den Einflüssen der Einbautemperatur auf die Einbaudicke abhängig. Der mit annähernd 37 % recht deutliche Einfluß der Vorlagehöhe auf die Walzverdichtung beim Einbau der Deckschicht überrascht (*Tab. A.46*).
- Auf Grund der Kürze der Regelstrecken konnte nur eine geringe Anzahl an Meßwerten gewonnen werden, die keine statistisch abgesicherten Aussagen zu parameterbedingten Änderungen der Raumdichten nach dem Fertiger und dem Walzen unter instationären Einbaubedingungen zulassen.

Längsebenheit

- Die Ergebnisse zur Untersuchung der Längsebenheit entziehen sich einer statistischen Beurteilung.
- Aus den Untersuchungsergebnissen wird deutlich, daß die Einbaubohle Unebenheitsausprägungen der Unterlage unterhalb der Laufwerkslänge hervorragend ausgeglichen hat.
- In der Regel verschlechtert das Walzen die mit dem Einbau erzielte Längsebenheit, indem einerseits die Unebenheiten der Unterlage in abgeschwächter Form widergespiegelt werden und andererseits sowohl Inhomogenitäten der Fertigerverdichtung als auch Walzfehler den Eintrag weiterer Unebenheiten in die Deckschicht begünstigen.
- Unabhängig vom Niveau der Materialvorlage wirken sich unter stationären Einbauzuständen mittlere und höhere Einbautemperaturen T_2, T_3 verbessernd auf die Längsebenheit nach dem Fertiger aus und mindern deren Verschlechterung durch das Walzen in Kombination mit der normalen Vorlagehöhe H_{20} ab.
- Für die temperaturbedingten Störungen im Einbau gilt, daß Abweichungen von der oberen zur mittleren Temperatur des Mischgutes ($T_3 \searrow T_2$) die Längsebenheit nach dem Fertiger und dem Walzen am geringsten beeinflussen und in diesem Temperatur-

segment höhere Materialvorlagen H_{30} das Erzielen niedrigerer Zustandsgrößen begünstigen (*Abb. 83*).

- Bei vorlagehöhenbedingten Störungen im Einbau wirken sich Abweichungen von der normalen Vorlagehöhe H_{20} in der Temperaturstufe T_2 nur geringfügig auf die Längsebenheit nach dem Fertiger und dem Walzen aus (*Abbn. 83*, *84*).
- Trotz erheblicher Variation der Parameter Mischguttemperatur und Vorlagehöhe wurden alle Zielwerte der Zustandsgrößen deutlich unterboten, was darauf hindeutet, daß die bewußt herbeigeführten Einbaufehler in der Praxis zu keinen Konsequenzen führen würden oder mit anderen Worten, sich die Einbaupraxis an schlechteren Einbauqualitäten orientiert.

  In diesem Zusammenhang sei auf die von STÜTZE [217] ermittelten volkswirtschaftlich gerechtfertigten Interventionswerte verwiesen (s. *Abschn. 1.2.2*), wonach *„für die Erhaltung von Bundesautobahnen für die Allgemeinen Unebenheiten in Längsrichtung ein höheres Interventionsniveau (...) gerechtfertigt wäre“* (Größenordnung des IW_{AUN} rd. ⅓ … ⅔ vom Schwellenwert). Gleiches muß selbstverständlich auch für die Anforderungen an die Längsebenheit beim Einbau einer Deckschicht aus Asphalt gelten, um aufgrund geringerer zusätzlicher Fahrbahnbeanspruchungen durch schwankende Achslasten eine längere Nutzungsdauer erzielen zu können.
- Obwohl nur tendenziell abschätzbar, ist es bemerkenswert, daß die nach dem Fertiger und dem Walzen erzielten Ebenheitswerte überwiegend besser sind, wenn der Einbau in der künftigen Verkehrsrichtung erfolgt.

  Auch wenn die beobachteten Differenzen – absolut gesehen – recht klein sind und vielleicht deshalb zum gegenwärtigen Zeitpunkt noch keine weiteren Schlüsse gezogen werden können, scheint dennoch die Annahme berechtigt zu sein, daß eine gerichtete Topographie die Fahrdynamik beeinflußt.

  Unter dem Gesichtspunkt möglichst ebener Fahrbahnbeläge sollte jede sich bietende Möglichkeit genutzt werden, weshalb aus Sicht des in diesem Projekt gewonnenen Datenmaterials ein Einbau der Deckschicht in der geplanten Verkehrsrichtung zu empfehlen ist.

8.2.2 Zusammenhang zwischen Einbaudicke und Raumdichte nach dem Fertiger

Die im Vergleich zur Einbaudicke nur sehr gering ausgeprägten temperatur- und vorlagehöhenbedingten Unterschiede (s. *Abb. 87*) geben Anlaß, dieses unvermutete Ergebnis weiter zu untersuchen.

Ableitend aus der Verdichtung im Laboratorium wird für die Verdichtung im Feld unterstellt, daß mit der Abnahme der Schichtdicke die Raumdichte ansteigt. Für die Walzverdichtung darf dies uneingeschränkt gelten, bei der Verdichtung mit dem Fertiger scheinen – auf Basis des hier gewonnenen Datenmaterials – fallweise andere Zusammenhänge zu bestehen (*Abb. 88*).

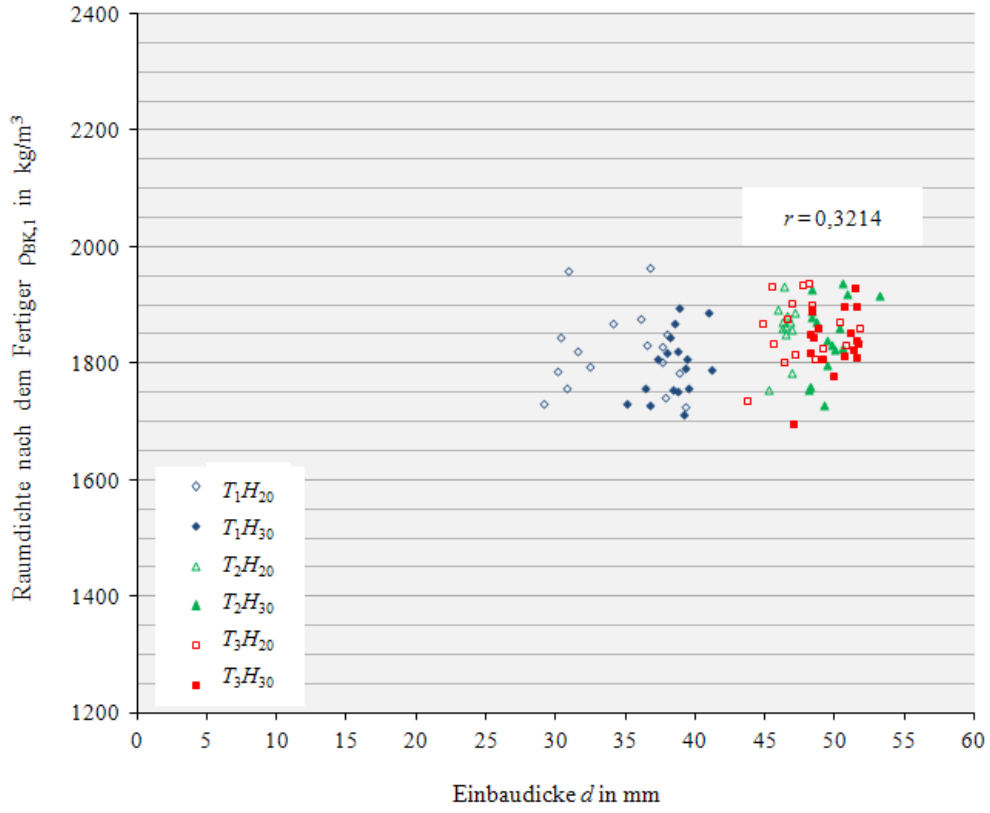


Abb. 88: Streudiagramm zum Zusammenhang zwischen der Raumdichte nach dem Fertiger $\rho_{BK,1}$ und der Einbaudicke d

Mit einem linearen Korrelationskoeffizienten $r = 0{,}3214$ läßt sich keine Abhängigkeit der Raumdichte nach dem Fertiger $\rho_{BK,1}$ von der Einbaudicke d ableiten. Die Veränderung der Raumdichte ist nur in einem sehr geringen Maße der Änderung der Einbaudicke geschuldet und unterliegt überraschenderweise zu rd. 90 % anderen Ursachen.

Aus dem Streudiagramm wird – ebenso wie aus der *Abb. 87* – deutlich, daß höhere Mischguttemperaturen (T_2, T_3) und größere Materialvorlagen (H_{30}) zu dicker eingebauten Deckschichtbelägen geführt haben. Unter der Bohle befand sich folglich, je nach Versuchsabschnitt, weniger Mischgut mit einer niedrigeren Temperatur oder mehr Mischgut mit einer höheren Temperatur. Die Bohlen- und Einbauparameter (n_{St}, n_{Vib} und v_e) wurden im Versuch konstant gehalten.

Im Laboratorium wird mit dem MARSHALL-Gerät bei einem niedrigeren Materialfüllstand nach der gleichen Anzahl der Verdichtungsschläge und konstanter Mischguttemperatur eine geringere Probekörperhöhe erreicht, als bei einer größeren Füllung der Hülse.
Bei gleichem Materialfüllstand und gleicher Verdichtungsarbeit ist die Verdichtung bei einer höheren Mischguttemperatur intensiver, was sich in einer geringeren Probekörperhöhe und größeren Raumdichte äußert.

> Im betrachteten Fall überlagern sich beide Effekte unter dem Glättblech und führen offensichtlich dazu, daß sich eine Art Gleichgewicht der beiden Einflüsse Materialmenge und Materialtemperatur einstellt. Die Relation zwischen Mischguttemperatur

> und Mischgutmenge wird durch dessen Fließeigenschaft gewahrt, die als Steuermechanismus fungiert.

Diese – strenggenommen nur für den Einbau einer Deckschicht mit einem SMA 8 S und einem Bindemittel 25/55-55 A gewonnene Erkenntnis – sollte immer dann gelten, wenn Asphaltmischgut ohne automatische Nivellierung eingebaut und somit das Bewegungsverhalten der Bohle nicht eingeschränkt wird.

Wird mit Nivellierautomatik eingebaut, liegt eine Festwertregelung vor. Allerdings kann der Einfluß der Fließeigenschaften lediglich abgeschwächt, aber nicht vollständig unterbunden werden: Unter der Bedingung $d \approx \text{const.}$ führen steigende Mischguttemperaturen zu höheren Raumdichten nach dem Fertiger, während niedrigere Raumdichten aus fallenden Mischguttemperaturen resultieren.

> Insofern ist BLUMERS [22] Ansatz $\rho = f(1/s)$ in *Gl. (16)* für den Einbau von Asphaltmischgut mit dem Fertiger in Frage zu stellen, wonach die Belagsdichte ρ der Belagsdicke s indirekt proportional ist.

Beim Einbau mit dem Fertiger gilt:

$$\text{Einbau ohne automatische Nivellierung} \quad \begin{matrix} \uparrow T & \overset{\rho \approx \text{const.}}{\rightarrow} & \uparrow d \\ \downarrow T & \overset{\rho \approx \text{const.}}{\rightarrow} & \downarrow\downarrow d \end{matrix}, \qquad (89, 90)$$

$$\text{Einbau mit automatischer Nivellierung} \quad \begin{matrix} \uparrow T & \overset{d \approx \text{const.}}{\rightarrow} & \uparrow \rho \\ \downarrow T & \overset{d \approx \text{const.}}{\rightarrow} & \downarrow \rho \end{matrix}, \qquad (91, 92)$$

wobei die Einbaudicke d für die Belagsdicke s steht.

8.2.3 Zusammenhang zwischen Einbaudicke und Anstellwinkel

Aus *Gl. (16)* ist die Relation $s \sim \sin^2 \alpha$ ableitbar. BLUMER [22] geht davon aus, daß größere Anstellwinkel α grundsätzlich zu größeren Einbau- bzw. Belagsdicken s führen.

> Diese Annahme darf nur für den Einbau mit einer Nivellierautomatik gelten.

Wird zu dünn eingebaut, erfolgt eine automatische Verstellung des Zugpunktes der Bohle nach oben. Nachdem die Soll-Dicke erreicht wurde, wird im Vergleich zum Zustand vor der Regelung der Anstellwinkel etwas größer sein, weil sich mit zunehmender Einbaudicke unter sonst gleichen Bedingungen der Eindringwiderstand des Mischgutes reduziert hat.

> Beim Einbau von Deckschichten (also ohne Nivellierautomatik) sind im stationären Zustand Anstellwinkel α und Belagsdicke s bzw. Einbaudicke d indirekt proportional, weil bei einer fest eingestellten Zugpunkthöhe aus einem dickeren Einbau immer ein kleinerer Anstellwinkel resultiert: die Bohle liegt flacher auf.

Die im Rahmen dieser Untersuchung gewonnenen Daten belegen diesen Zusammenhang eindeutig.

8.2.4 Zusammenhang zwischen Einbaudicke und Zugkraft

Mit einem Korrelationskoeffizienten[71] $r = 0{,}3677$ wird zwischen den Merkmalen Einbaudicke d und Zugkraft Z kein funktionaler Zusammenhang aufgezeigt, der genutzt werden könnte, um nach dem Ermitteln einer wegstreckenbezogenen Änderung der Zugkraft infolge einer Störung des Kräftegleichgewichtes während des Einbaus der zu erwartenden Bohlenreaktion prophylaktisch und angemessen gegensteuern und somit kurzwellige Unebenheiten vermeiden, zumindest aber abschwächen zu können.
Einengungen in – um jeweils 10 °C – gestufte Temperaturbereiche zeigten keine Verbesserung des Korrelationskoeffizienten an.

> Insofern ist die Frage nach einem regelungstechnisch nutzbaren Zusammenhang zwischen Längsebenheit und Bohlenzugkraft beim Einbau eines SMA 8 S mit einem Bindemittel 25/55-55 A notwendigerweise zu verneinen.

8.2.5 Einfluß der Querförderschnecke

Aus einer – im Rahmen der Versuche ermittelten – mittleren Beschleunigung des Fertigers $\bar{a} = 0{,}3$ m/s^2, der Masse der Bohle $m_B = 3936$ kg (s. *Tab. A.5*) und rd. 600 kg zu bewegendem Mischgut (Mischgutkeil) ergeben sich rd. 1,4 kN Zugkraft im Moment des Anfahrens, wovon der hälftige Anteil 0,7 kN beträgt (Betrachtung der linken Querförderschnecke).
Ein geschätzter Haftreibungskoeffizient $\mu_{0(E)} \approx 0{,}3$ fordert eine Reibkraft in Höhe von rd. 11,6 kN, von der die Hälfte am linken Zugpunkt wirksam wird (5,8 kN) und nach dem Wiederanfahren mit $\mu_{1(E)} = 0{,}21 \ldots 0{,}24$ (im Mittel 0,23) auf rd. 4,4 kN abklingt.
In Ruhe drückt der Mischgutkeil mit ca. 14 kN gegen die Vorderwand der Bohle, davon entfallen 50 % auf die linke Seite.

Aus der *Abb. 89* ist ersichtlich, daß nach dem Wiederanfahren die Kraft am linken Zugpunkt (Z_{li}) auf einer Distanz von nur 18 cm von 7 kN auf 17,8 kN anstieg, um mit dem Abklingen der Schneckendrehzahl und -leistung auf Null wieder auf rd. 10 kN abzufallen. Der im Zustand der gleichförmigen Vorwärtsbewegung erforderliche Mehraufwand an Zugkraft (Z_{li}) stellt sich nach obiger Kalkulation auf rd. 6,4 kN und ist sowohl auf die Druckwiderstandskraft F_D unter dem Glättblech als auch die – aus dem Versetzungs- und Schneidwiderstand des Mischgutes vor der Bohle resultierenden – Kräfte $F_{W,ver}$ und F_S zurückzuführen.

[71] polynomische Regression zweiten Grades

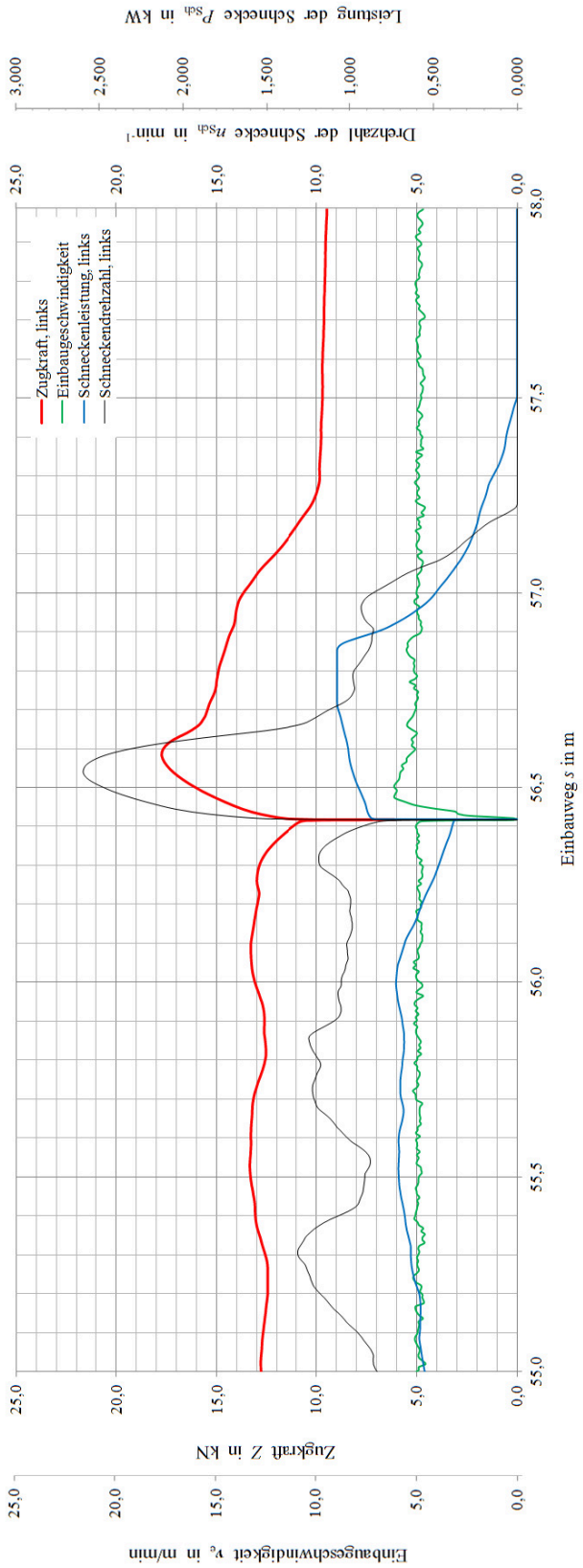


Abb. 89: Verlauf der Schneckenparameter und der Zugkraft beim Wiederanfahren des Fertigers nach einer gezielten Einbauunterbrechung von 280 s an der Pos. 56,417 m in der Versuchsbahn VB3

$n_{Sch,li}$ Drehzahl der linken Querförderschnecke, $P_{Sch,li}$ Leistung der linken Querförderschnecke, v_e Einbaugeschwindigkeit, Z_{li} Zugkraft am linken Holm

Der bedeutsame Zugkraftanstieg läßt sich nicht mit einer zusätzlichen Fördermenge des Mischgutes erklären, weil der Schneckenraum zum Zeitpunkt der Einbauunterbrechung gut gefüllt war – der Drehzahl- und Leistungsverlauf der Schnecke vor dem Stopp darf als Indiz dafür gelten. Vielmehr muß aufgrund des deutlichen Nacheilens der Zugkraft hinter der Schneckendrehzahl davon ausgegangen werden, daß mit einsetzender Schneckenförderung die Spannungen im Haufwerk vor der Bohle erheblich angewachsen sind und eine entsprechende Scherkraft forderten,

> woraus abzuleiten ist, daß – entgegen der gängigen Annahme – das Bewegungsverhalten der Einbaubohle nicht allein vom Druck des Haufwerkes gegen deren Vorderwand, sondern neben den Fließeigenschaften auch von den Spannungsverhältnissen im Bereich des Bohlenfußpunktes beeinflußt wird (s. auch *Abb. A.28*), was zum Antrag der Schneidkraft F_S in *Abb. 90* berechtigt.

Damit erfahren die theoretischen Untersuchungen hinsichtlich des Einflusses der Schnecke auf die Haufwerkskondition (s. *Abschn. 4.3.4*, *4.3.5*) eine Bestätigung.

> Die dominierenden Einflüsse sowohl der Schnecke als auch ihres Füllstandes auf die Zugkraft und damit indirekt auf die Kondition des Mischguthaufwerkes vor der Bohle wurden erkannt, wobei insbesondere kurzzeitige Schwankungen in der Höhe der Materialvorlage höhere wegstreckenbezogene Änderungen der Zugkraft induzieren.

8.2.6 Parameterempfehlung für den Einbau eines SMA 8 S, 25/55-55 A

Vor dem Anliegen, einen Beitrag zur Erhöhung der Nutzungsdauer von Asphaltbelägen durch eine bessere Anfangsebenheit leisten zu können, wurden die Auswirkungen der systematischen Änderung von Mischguttemperatur und Vorlagehöhe auf die Einbaudicke sowie die sich nach dem Einbau und dem Walzen einstellende Raumdichte und Längsebenheit untersucht, um Empfehlungen für den praktischen Einbau eines Splittmastixasphaltes SMA 8 S mit einem polymermodifizierten Bindemittel 25/55-55 A hinsichtlich der beiden Parameter geben zu können.

Tab. 31: Aus der Untersuchung der Abschnitte stationärer Einbaubedingungen und der Regelstrecken ermittelte günstige Parameterkombinationen T_iH_{ij} für die Merkmalsgrößen der Fertigungsqualität

Merkmalsgröße	Parameterkombination	
	stationäre Abschnitte	Regelstrecken
Einbaudicke	T_2H_{20+}	T_2H_{20+}
Raumdichte	T_2H_{20+}	o.B.[72]
Längsebenheit	$T_{2+}H_{20}$	$T_{2+}H_{20}$

[72] o.B.: ohne Befund

Für die Merkmalsgrößen der Fertigungsqualität haben sich die in vorstehender Tabelle aufgeführten Kombinationen der Parameter Mischguttemperatur T_i und Vorlagehöhe H_{ij} als günstig gezeigt.
Den einzelnen Größen wird eine unterschiedliche Bedeutung hinsichtlich ihres Anteiles zum Erreichen einer möglichst langen Nutzungsdauer zuteil:

EISENMANN UND LEMPE [67] weisen im Zusammenhang mit der Auswertung der Versuchsstrecke Hilpoltstein darauf hin, daß Schwankungen der Schichtdicke von 5 % zu einer Änderung der Tragfähigkeit von etwa 50 % führen.
Im Ergebnis der hier durchgeführten Untersuchung zeigte sich, daß die Einbaudicke unabhängig vom Niveau der Vorlagehöhe bei ca. 175 °C maximierte und Abweichungen in Richtung der unteren Temperaturstufe mit einer deutlichen Abnahme der Deckschichtstärke verbunden waren.

Nach HUSCHEK [100] *„(bedingt) eine Steigerung des Verdichtungsgrades von 98 % auf 100 % (...) eine Zunahme des Verformungswiderstandes um den Faktor (...) 1,50."*
Aus den Werten der *Tab. 23* zeichnet sich, ebenso wie in *Abb. 74*, das Potential der Nachverdichtung durch den Verkehr ab: Basierend auf der Raumdichte am MARSHALL-Probekörper $\rho_{MPK} = 2{,}299$ g/cm^3 (s. *Abschn. 6.5.5*) wurden die geforderten Mindest-Verdichtungsgrade $k = 0{,}97$ mit den Parameterkombinationen $T_{2,3}H_{20,30}$ übertroffen; mit T_2H_{30} und T_3H_{30} konnten Werte von 100 % MARSHALL und mehr erzielt werden.

Während BLUMER 1975 zur Erhöhung des Widerstandes gegen plastische Verformungen die Erhöhung der Misch- und Einbautemperaturen bis zur zulässigen oberen Grenze empfiehlt [25], weist HUSCHEK 1994 auf die daraus resultierenden Nachteile hin, die sich neben erhöhtem Energieverbrauch und stärkerer Umweltbelastung durch die Abgabe von Kohlenwasserstoffen vor allem in einer stärkeren Alterung des Bindemittels zeigen [103], s. auch [105]. Auch HARDERS spricht die deutlich stärkeren Verhärtungen des Bitumens infolge thermischer Überlastung als Ursache vieler Rißerscheinungen an und führt aus, daß jede Temperatursteigerung um etwa 10 °C eine Verdoppelung der Reaktionsgeschwindigkeit nach sich zieht [88].

Unter Berücksichtigung aller Ergebnisse aus den Bereichen der stationären Einbauzustände und der Regelstrecken zum Einfluß der Parameter Mischguttemperatur und Materialvorlagehöhe auf die Merkmalsgrößen der Fertigungsqualität (Einbaudicke, Raumdichte und Längsebenheit), ist beim Einbau eines SMA 8 S, 25/55-55 A mit einer Einbaubohle EB 50 TV und ordnungsgemäß eingestellter Höhe einer Schnecke mit einem Durchmesser von 380 mm (s. *Abb. 48*)

die Kombination $\boldsymbol{T_{2+}H_{20+}}$ zu favorisieren,

wobei insbesondere den Erkenntnissen Rechnung getragen wird, daß

- Unregelmäßigkeiten in der Materialvorlage derzeit noch besser beherrschbar sind, als Schwankungen der Mischguttemperatur,

- die Einbaudicke in deutlich stärkerem Maße von der Temperatur, als von der Höhe der Materialvorlage abhängig ist,
- höhere Füllstände im Schneckenraum zu höheren Endraumdichten führen,
- sich bei einer Unterbrechung des Einbauprozesses das Wärmepotential einer größeren Mischgutvorlage günstig auf die Temperaturrate und damit positiv auf die Vorverdichtung nach dem Wiederanfahren auswirkt,
- höhere Mischguttemperaturen in der witterungsungünstigen Jahreszeit das Erreichen anforderungsgerechter Verdichtungswerte nach dem Walzen begünstigen und
- Abweichungen von der oberen zur mittleren Temperaturstufe die Längsebenheit nur gering beeinflussen und in diesem Temperatursegment höhere Materialvorlagen das Erzielen niedrigerer Zustandsgrößen der Längsebenheit (BLP_{10}, LWI_{10}) fördern.

Wie bereits ausgeführt, maximiert die Einbaudicke auf beiden Niveaus der Vorlagehöhe bei ca. 175 °C.
Unter Berücksichtigung der Meßungenauigkeit der Dual-Sonic-Sensoren von ± 1 mm, die im vorliegenden Fall einer Schwankung in der Schichtdicke von 4,2 % entspricht, lassen sich aus der in *Abb. 66* wiedergegebenen Funktionsgleichung $d_{20} = f(T)$ die Temperaturgrenzen für jeweils 1 mm obere und untere Abweichung vom Maximum der Einbaudicke bestimmen: 187,6 °C und 164,0 °C. In diesem Temperaturbereich mit einer Spanne von 23,6 °C werden sich Temperaturschwankungen folglich nur sehr gering auf die Änderung der Schichtdicke auswirken.

Praktische Untersuchungen des Verfassers beim Einbau von Binder- und Deckschichten zeigen [246, 250], daß sich bei einem gleichmäßigen Einbau Temperaturverluste zwischen 5 °C und 10 °C (im Mittel also rd. 8 °C) am Mischgut bei dessen Transport durch den Fertiger einstellen. Bei einem ungleichmäßigen Einbau können die Verluste allerdings auch bei rd. 20 °C liegen.

Untersuchungsergebnisse aus den USA aus dem Jahr 2000 [216] belegen die Auswirkungen von Temperaturschwankungen des Mischgutes auf die Gebrauchseigenschaften des eingebauten Asphaltes (E-Modul, Ermüdung, Substanzverlust, Spurrinnenbildung, Längsrisse u.a.). STROUP-GARDINER UND BROWN geben folgende Zusammenhänge zwischen dem aus der Schwankung der Oberflächentemperatur des Belages unmittelbar nach dem Einbau abgeleiteten Grad der Entmischung und der Auswirkungen durch eine zu erwartende Minderung der Nutzungsdauer in % der Baukosten an:

Tab. 32: Zusammenhang zwischen der Schwankung der Oberflächentemperatur des Belages unmittelbar nach dem Einbau, dem Grad der Entmischung und der Folgekosten aufgrund der zu erwartenden Minderung der Nutzungsdauer (aufbereitete Darstellung anhand der Ergebnisse aus [216])

Schwankung der Oberflächentemperatur	Grad der Entmischung	Folgekosten in % der Baukosten
< 10 °C	keine Entmischung	
10 … 16 °C	geringe Entmischung	8 … 13 %
17 … 21 °C	mittlere Entmischung	22 … 30 %
> 21 °C	starke Entmischung	37 … 46 %

Beaufschlagt man die oben ermittelte untere Temperaturgrenze mit einem durchschnittlichen Temperaturverlust von 8 °C und berücksichtigt weiterhin Schwankungen der Mischguttemperatur von rd. 5 °C bei dessen Anlieferung[73], so ergibt sich als Forderung an die mittlere Temperatur des Mischgutes bei dessen Übergabe vom Lkw an den Fertiger:

$$T_{2+} = 177 \pm 5\ °C.$$

Mischwerkseitig stellt die technische Einhaltung der Temperaturspanne kein Problem dar. Bei gleichzeitiger Belieferung mehrerer Baustellen entstehen aus der Forderung allerdings höhere Kosten, weil nach einer Umstellung der Produktion auf ein anderes Mischgut ein bis zwei Füllungen der Trockentrommel zusätzlich gefahren werden müssen, um wieder die gleiche, annähernd konstante Temperatur zu erreichen.
Transportseitig zeigt sich die größere Herausforderung aufgrund von thermischen und mechanischen[74] Entmischungen. Untersuchungen des Verfassers [249] zeigen jedoch, daß nur rd. 10 % einer Lkw-Ladung von Entmischungen betroffen sind. Zur Gewährleistung der aus volkswirtschaftlicher Sicht zu fordernden Mischguthomogenität bietet sich der Einsatz von Beschickern mit zwischen- oder nachgeschalteten [39] Homogenisierern an.

Die Vorlagehöhe H_{20+} wird von einem Schneckenfüllungsgrad $\Psi \approx 65$ % repräsentiert, bei dem das Mischgut bei einer Einbaudicke von 48 mm rd. 450 mm über der Unterlage vor der Bohle steht:

$$H_{20+} = 450\ mm.$$

Unter Berücksichtigung eines mittleren Temperaturverlustes des Mischgutes von rd. 8 °C auf dessen Weg vom Fertigerkübel bis zur Hinterkante der Bohle und unter der Bedingung eines unterbrechungsfreien Einbaus und damit gleichmäßiger Konvektion der mischgutberührenden Bauteile können für den Einbau eines SMA 8 S, 25/55-

[73] Die während der unterbrechungsfreien Belieferung einer Baustelle ermittelten Temperaturunterschiede von Lkw zu Lkw betrugen durchschnittlich 3,4 °C beim Binder- und 4,3 °C beim Deckschichtmaterial. Gemessen wurde mit einer Temperatur-Meßlanze (Eigenbau) jeweils in der Mitte des Materialstromes bei der Übergabe des Asphaltmischgutes vom Lkw an den Fertiger [250].

[74] nach [216] Entmischungen der Kornzusammensetzung sowie der Mineralstoff-Bitumen-Entmischung bei SMA-Mischgütern

55 A mit einem Fertiger DF 145 C mit einem Schneckendurchmesser von 380 mm und einer Bohle EB 50 TV bei einer Einbaugeschwindigkeit von 5,0 m/min folgende Parameter empfohlen werden:

Höhe des Haufwerkes über Grund: 450 mm,
Anlieferungstemperatur des Mischgutes: 177 ± 5 °C.

8.2.7 Kernaussagen

Die Untersuchungen zum Einfluß der systematisch variierten Parameter Mischguttemperatur und Höhe der Materialvorlage vor der Bohle auf die Zugkraft und ausgewählte Funktionseigenschaften beim Einbau eines Splittmastixasphaltes SMA 8 S mit einem Bindemittel 25/55-55 A lassen auf der Grundlage des gewählten Versuchsaufbaus folgende Kernaussagen zu:

1. Entgegen der gängigen Annahme ist das Bewegungsverhalten der Einbaubohle nicht allein vom Druck des Haufwerkes gegen die Vorderwand abhängig, sondern wird neben den Fließeigenschaften auch von den Spannungsverhältnissen im Bereich des Bohlenfußpunktes beeinflußt.
   Die dominierenden Einflüsse sowohl der Schnecke als auch ihres Füllstandes auf die Zugkraft und damit indirekt auf die Kondition des Mischguthaufwerkes vor der Bohle wurden erkannt, wobei insbesondere kurzzeitige Schwankungen in der Höhe der Materialvorlage höhere wegstreckenbezogene Änderungen der Zugkraft induzieren.
2. Mit steigenden Mischguttemperaturen nimmt die Einbaudicke zu.
   Dieses Ergebnis steht in diametralem Gegensatz zur bisherigen Auffassung, daß sich die Bohle bei höheren Mischguttemperaturen aufgrund der besseren Verdichtbarkeit senkt und bei kälterem Mischgut dicker einbaut.
3. Zwischen den Merkmalen Einbaudicke und Zugkraft besteht kein funktionaler Zusammenhang, der genutzt werden könnte, um einer zu erwartenden Bohlenreaktion prophylaktisch und angemessen gegensteuern und somit kurzwellige Unebenheiten vermeiden zu können.
   Insofern ist die Frage nach einem regelungstechnisch nutzbaren Zusammenhang zwischen Längsebenheit und Bohlenzugkraft notwendigerweise zu verneinen.
4. Zwischen den Merkmalen Einbaudicke und Raumdichte nach dem Fertiger besteht nur ein schwacher Zusammenhang. Die Untersuchungsergebnisse lassen darauf schließen, daß sich beim Einbau ohne Nivellierautomatik zwischen den Einflußgrößen Mischguttemperatur und -menge ein Gleichgewicht eingestellt und die temperaturbedingten Fließeigenschaften des Asphaltmischgutes als Steuermechanismus fungieren.

5. Trotz intensiver Variation der Parameter Mischguttemperatur und Vorlagehöhe wurden alle Zielwerte der Zustandsgrößen der Längsebenheit (BLP_{10}, LWI_{10}, DBL_{10}, SBL_{10}) sowohl nach dem Einbau als auch nach der Endverdichtung deutlich unterboten, was darauf hindeutet, daß die bewußt herbeigeführten Einbaufehler in der Praxis zu keinen Konsequenzen führen würden oder mit anderen Worten, sich die Einbaupraxis an schlechteren Einbauqualitäten orientiert. In diesem Zusammenhang sei auf die von STÜTZE [217] ermittelten volkswirtschaftlich gerechtfertigten Interventionswerte verwiesen (IW_{AUN} rd. ⅓ … ⅔ des Schwellenwertes).

   Wenngleich die Zielwerte auch nach der Endverdichtung noch deutlich unterboten werden, hat sich gezeigt, daß das Walzen in der Regel die mit dem Einbau erzielte Längsebenheit verschlechtert, indem einerseits die Unebenheiten der Unterlage in abgeschwächter Form widergespiegelt werden und andererseits sowohl Inhomogenitäten der Fertigerverdichtung als auch Walzfehler den Eintrag weiterer Unebenheiten in die Deckschicht begünstigen.

6. Unter Berücksichtigung eines mittleren Temperaturverlustes des Mischgutes von rd. 8 °C auf dessen Weg vom Fertigerkübel bis zur Hinterkante der Bohle und unter der Bedingung eines unterbrechungsfreien Einbaus und damit gleichmäßiger Konvektion der mischgutberührenden Bauteile können für den Einbau eines SMA 8 S, 25/55-55 A mit einem Fertiger DF 145 C mit einem Schneckendurchmesser von 380 mm und einer Bohle EB 50 TV bei einer Einbaugeschwindigkeit von 5,0 m/min folgende Parameter empfohlen werden:

   Höhe des Haufwerkes über Grund: 450 mm,

   Anlieferungstemperatur des Mischgutes: 177 ± 5 °C.

8.2.8 Übertragbarkeit der Ergebnisse auf andere Asphaltmischungen

Strenggenommen sind die Untersuchungsergebnisse nur für den gewählten Versuchsaufbau gültig. Dennoch soll eine vorsichtige Einschätzung abgegeben werden, welche Auswirkungen aus den hier vorgenommenen Änderungen der Parameter Mischguttemperatur und Materialvorlagehöhe auf andere Mischgutarten und -sorten zu erwarten sind.

Für die Diskussion sollen folgende Komponenten herangezogen werden, obwohl die Mischgutkomposition die Verdichtung stärker beeinflußt, als ihre einzelnen Bestandteile:

- Kornart und -form der Mineralstoffe,
- Größtkorndurchmesser und Korngrößenverteilung,
- Anteil feiner Gesteinskörnung mit einem Fließkoeffizienten ≥ $E_{CS}35$,
- Bindemittelsorte und -gehalt sowie die
- Zugabe von Faserstoffen.

Der Verformungswiderstand des Asphaltes wird als Folge der inneren Reibung, der Kohäsion und der Viskosität aufgefaßt.

Es wurde an anderer Stelle bereits vorgetragen, daß der Verformungswiderstand desto geringer ist, je abgerundeter die Mineralstoffe und je niedriger der Ungleichförmigkeitsgrad sind. Erhöhend auf den Verformungswiderstand einer Asphaltmischung wirken sich nach HUSCHEK [105] ein kubisches Korn mit rauher Oberfläche, Brechsand, großes Maximalkorn und ein hoher Anteil an Grobkorn sowie eine hohe Viskosität des Bindemittels aus.

Tab. 33: In den Bauklassen SV bis III für Trag-, Binder- und Deckschichten vorgesehene Walzasphalt-Mischgüter [201, 225, 227, 273]

Asphaltschicht	Asphaltsorte	Mineralstoffe		Bindemittel			Mischguttemperatur	Temperatur gleicher Viskositäten	
		Fließkoeff. min. $E_{CS}35$ %	gebroch. Kornoberfl.	Art, Sorte	Gehalt B_{min} M.-%	Träger %	zul. niedrigste/höchste °C	EVT_{1000} °C	EVT_{200} °C
Deckschicht	PA 8	100	$C_{100/0}$	40/100-65	6,5	≥ 0,5	140 - 170	137	175
	PA 11				6,0	≥ 0,4			
	SMA 8 S			25/55-55	7,2	0,3 - 1,5	150 - 190	142	182
	SMA 11 S				6,6				
	AC 11 DS	50	$C_{90/1}$		6,0				
Binderschicht	AC 16 BS	100	$C_{100/0}$	25/55-55	4,4		150 - 190	142	182
	AC 22 BS				4,2				
	AC 16 BS		$C_{95/1}$	30/45	4,4		155 - 195	130	162
	AC 22 BS				4,2				
Tragschicht	AC 22 TS	50	$C_{50/30}$	50/70	3,8		140 - 180	126	160
	AC 32 TS								

Unter Bezug auf die *Tab. 1*, *2* und *5* der *ZTV Asphalt-StB 07* [273], *Tab. 1* und *2* der *TL Bitumen-StB 07* [227] sowie Unterlagen der *Fa. Shell* (*EVT*-Werte) [201] wurde die vorstehende *Tab. 33* erstellt, in der die für die Bauklassen SV bis III verwendbaren Walzasphalte zur Herstellung von Trag-, Binder- und Deckschichten mit den zulässigen Temperaturgrenzen aufgeführt sind. Zusätzlich wurden ausgewählte Angaben zu den Mineralstoffen und Bindemitteln sowie die Äquivalenz-Viskositäts-Temperaturen bei 200 und 1000 mm^2/s eingefügt. In der überwiegenden Anzahl der Fälle werden elastomermodifizierte Bitumen (PmB A) unter Verwendung von Styrol-Butadien-Styrol (SBS) eingesetzt.
Der Ordnung halber sei darauf hingewiesen, daß Bindemittel der gleichen Sorte unterschiedliche physikalische Eigenschaften besitzen können, was sich selbstverständlich auch auf den Einbau des betreffenden Asphaltmischgutes auswirkt.

Mit einem Mindestanteil feiner Gesteinskörnung mit einem Fließkoeffizienten $E_{CS}35$ in Höhe von 50 %, einem Anteil $C_{50/30}$ gebrochener Kornoberflächen, einer stetig abgestuften Korngrößenverteilung sowie einem Mindest-Bindemittelgehalt B_{min} = 3,8 M.-% an einem Straßenbaubitumen 50/70, stellt das Asphalttragschicht-Mischgut AC 32 TS von allen S-Mischgütern an die Verdichtung erfahrungsgemäß die geringsten Anforderungen.
Bei einer um 6 °C geringeren Spanne zwischen EVT_{200} und EVT_{1000} wird die Annahme berechtigt sein, daß sich in Verbindung mit dem geringeren Bindemittelgehalt der viskose Einfluß schwächer ausprägt. Die untere Grenze der zulässigen Mischguttemperatur liegt 14 °C über der Äquivalenz-Viskositäts-Temperatur EVT_{1000} – ein im Vergleich zum Bindemittel 25/55-55 A um 6 °C größerer Abstand. Somit lassen die vergleichsweise dünneren und weniger zähen Bindemittelfilme eine größere Anzahl an Korn-zu-Korn-Kontakten auch im unteren Temperaturbereich erwarten.

Beides sollte dazu führen, daß das Haufwerk über die zulässige Temperaturspanne von 40 °C gleichmäßiger verspannt (innere Reibung) und die temperaturbedingten Unterschiede im Versetzungswiderstand und Strömungsverhalten geringer ausfallen, weshalb eigentlich von einem gleichmäßigeren Bewegungsverhalten der Einbaubohle auszugehen wäre.
Asphalttragschichten werden in der Regel mit Nivellierautomatik eingebaut, so daß ein Vergleich mit dem Einbau des Deckschichtmaterials SMA 8 S, 25/55-55 A hinsichtlich des Bewegungsverhaltens der Bohle zusätzlich erschwert wird. Mit der automatischen Nivellierung können die Hubbewegungen der Bohle zwar abgeschwächt, aber nicht vollständig vermieden werden.
Die im praktischen Einbau von Tragschichten häufig beobachtbaren, deutlichen Abweichungen (Querstufen) zwischen der Einbaudicke hinter der Grundbohle und den Ausschiebeteilen einer Variobohle sind dennoch vordergründig auf Schwankungen der Mischguttemperatur zurückzuführen, weil infolge der gegenüber den Deckschichten größeren Einbaudicke die Bohle mit deutlicheren Vertikalbewegungen reagiert.
In der gleichen Weise verstärkt die große Einbaudicke auch die Bewegungen der Bohle bei Schwankungen in der Höhe der Materialvorlage, weil – beispielsweise bei einem vergleichbaren Abfall der Vorlagehöhe des Haufwerkes, wie beim Einbau einer dünnen Deckschicht – zwar die Einbaudicke reduziert wird, aber infolge des insgesamt größeren Volumens im Spalt unter der Bohle der Eindringwiderstand weniger zunimmt.
Aus den dargestellten Zusammenhängen ist unter dem Gesichtspunkt der Ebenflächigkeit unbedingt der 2lagige Einbau dicker Asphalttragschichten zu empfehlen.
Bei schwer fließenden Asphaltmischgütern[75], die mit großer Arbeitsbreite eingebaut werden, kann der Abstand zwischen Schneckenflügelkante und Bohlenvorderwand um 100 mm vergrößert werden. Dadurch gewinnen gegenüber dem Einbau von Deckschichten mit dem normalen Schneckenraumquerschnitt die Kraft gegen die Vorderwand infolge des größeren Materialkeiles und die Schneidkraft aufgrund der höheren Normalspannung an Bedeutung, wodurch auf die Einbaubohle größere unterstützende Momente wirken. Auch das hydrodynamische Hubmoment wird größer. Der Bohlenanstellwinkel verringert sich und das Einbauwerkzeug liegt flacher auf dem Einbaugut auf.
Innerhalb der Asphalttragschichten dürften die zulässigen Schwankungen in der Herstellung sowie die mögliche Granulatzugabe (resultierendes Bindemittel 30/45) die Einbaueigenschaften überlagern.
Insofern sollten sich die beiden Sorten AC 32 TS und AC 22 TS hinsichtlich des Einflusses der Parameter Mischguttemperatur und Materialvorlagehöhe kaum unterscheiden, wenn die möglichen Entmischungen klein gehalten werden.

Das Binder-Mischgut AC 22 BS stellt mit einem Mindestanteil feiner Gesteinskörnung mit einem Fließkoeffizienten $E_{CS}35$ in Höhe von 100 %, einem Anteil $C_{95/1}$ oder $C_{100/0}$ gebrochener Kornoberflächen, einer unstetig abgestuften Korngrößenverteilung sowie einem Mindest-Bindemittelgehalt $B_{min} = 4{,}2$ M.-% des Straßenbaubitumens 30/45 oder des polymermodifizierten Bindemittels 25/55-55 A aufgrund der hohen inneren Reibung infol-

[75] in der Regel Asphalttrag- und 22er Binderschichten

ge der betonten Endkörnung (über 65 % grobe Gesteinskörnung) außerordentlich hohe Anforderungen an den Einbau und die Verdichtung.
Bei Verwendung des Straßenbaubitumens 30/45 wird der viskose Einfluß geringer sein, weil zum einen die Spanne $EVT_{200} - EVT_{1000}$ um 8 °C kleiner ist und zum anderen die untere Grenze der zulässigen Mischguttemperatur 25 °C über EVT_{1000} liegt. Infolgedessen sollte davon auszugehen sein, daß – zusätzlich begünstigt durch den geringen Bindemittelgehalt – innerhalb der zulässigen Temperaturspanne die Komponente der Kornreibung dominieren und sich der viskose Einfluß aus Temperaturschwankungen – auch im Bereich der unteren zulässigen Grenze – abschwächen wird.
Wird in Abhängigkeit von der zu erwartenden Beanspruchung anstelle eines Bindemittels 30/45 ein 25/55-55 A verwendet, wird der viskose Einfluß zunehmen.
Ebenso wie beim Tragschichtmischgut, ist auch beim Bindermaterial von temperaturbedingt geringeren Unterschieden im Versetzungswiderstand und im Strömungsverhalten unter der Bohle auszugehen.
Innerhalb der Binderschichten ist ein AC 22 BS erfahrungsgemäß etwas verdichtungswilliger, als ein AC 16 BS. Insofern sollte die sperrigere Sorte trotz eines um 0,2 M.-% höheren Bindemittelanteiles noch etwas weniger vom viskosen Haufwerksverhalten des SMA 8 S, 25/55-55 A abweichen.
Auch Asphaltbinderschichten werden überwiegend mit Nivellierautomatik eingebaut. Hier gilt sinngemäß das gleiche, wie im Fall der Asphalttragschichten, allerdings in abgeschwächter Form, weil die Einbaudicken geringer sind.

Mit einem Mindestanteil feiner Gesteinskörnung mit $E_{CS}35$ in Höhe von 50 %, einem Anteil $C_{90/1}$ gebrochener Kornoberflächen sowie einem Mindest-Bindemittelgehalt B_{min} = 6,0 M.-% des polymermodifizierten Bindemittels[76] 25/55-55 A, stellt das Deckschicht-Mischgut AC 11 DS – trotz des geringeren Bindemittelgehaltes – an den Einbau und die Verdichtung niedrigere Anforderungen, als ein SMA 8 S mit dem gleichen Bitumen.
Infolge der geringeren Kornverspannung gewinnt die viskose Komponente an Einfluß und die Empfindlichkeit gegenüber Temperaturschwankungen sollte größer sein, was zu stärkeren temperaturbedingten Unterschieden im Versetzungswiderstand und Strömungsverhalten führen dürfte. Praktische Erfahrungen belegen ein ungleichmäßigeres Bewegungsverhalten der Bohle im Vergleich zum Einbau eines Splittmastixasphaltes, weshalb der Einengung der zulässigen Temperaturspanne noch mehr Bedeutung beigemessen werden sollte, als beim SMA 8 S, 25/55-55 A.

Der extrem hohlraumreich zusammengesetzte Offenporige Asphalt PA 11 mit mindestens 100 % feiner Gesteinskörnung mit einem Fließkoeffizienten $E_{CS}35$, einem Anteil $C_{100/0}$ gebrochener Kornoberflächen, einem Mindest-Bindemittelgehalt B_{min} = 6,0 M.-% des Bitumens 40/100-65 A und einem Anteil ≥ 0,4 M.-% Bindemittelträger wird von einer hohen inneren Reibung geprägt.

[76] Für die normale Beanspruchung in der Bauklasse III kann auch ein Straßenbaubitumen 50/70 verwendet werden.

Die Spanne $EVT_{200} - EVT_{1000}$ sowie der Abstand der unteren Grenze der zulässigen Mischguttemperatur zum EVT_{1000}-Wert unterscheiden sich kaum vom Bindemittel 25/55-55 A, weshalb die Korn-zu-Korn-Kontakte in der mittleren und oberen Temperaturstufe ähnlich ausgeprägt sein dürften und von einem vergleichbaren viskosen Effekt im unteren Temperaturbereich ausgegangen werden kann.
Dennoch sollte sich insbesondere an der unteren Temperaturgrenze eine stärkere Überlagerung zwischen Kornverspannung und erhöhtem viskosen Widerstand einstellen.
Infolge der starken Kornreibung werden Schwankungen in der Materialvorlagehöhe der Vorwärtsbewegung der Bohle stärkere Spannungssteigerungen oder -minderungen entgegensetzen.
Damit sind die im Einbau feststellbaren und im Vergleich zum SMA 8 S, 25/55-55 A empfindlicheren Reaktionen der Bohle auf Schwankungen sowohl der Materialvorlagehöhe als auch der Mischguttemperatur erklärbar.
Praktische Erfahrungen belegen weiterhin, daß sich die Sorte PA 8 – bedingt durch die eine Fraktion an grober Körnung – gegenüber dem PA 11 im Einbau sperriger verhält. Insofern darf davon auszugehen sein, daß bei diesem Asphaltmischgut die Temperatursensibilität im oberen Temperaturbereich vergleichsweise geringer ausfällt.

Der im Versuch verwendete SMA 8 S setzte sich aus mindestens 100 % feiner Gesteinskörnung mit einem Fließkoeffizienten $E_{CS}35$, einem Anteil $C_{100/0}$ gebrochener Kornoberflächen, einem Mindest-Bindemittelgehalt $B_{min} = 7{,}2$ M.-% an 25/55-55 A (7,36 M.-% gem. Erstprüfung, s. *Anl. A.2.2*) und 0,3 bis 1,5 M.-% eines Bindemittelträgers zusammen.
Durch die Mineralstoffkomponenten und die Ausfallkörnung wird das Asphaltmischgut von einer hohen inneren Reibung geprägt.
Obwohl sich der SMA 8 S bei der Verdichtung sperriger verhält, also verdichtungsunwilliger ist, wird die Übertragung der Versuchsergebnisse auf einen SMA 11 S, 25/55-55 A als unkritisch eingeschätzt.
Das Haufwerk vor der Bohle wird sich hinsichtlich des Verformungswiderstandes und des Fließverhaltens ähnlich verhalten. Lediglich im unteren zulässigen Temperaturbereich werden vergleichbare Temperaturschwankungen vielleicht etwas stärkere Bohlenreaktionen verursachen, weil der Anteil an innerer Reibung insgesamt etwas schwächer ausgeprägt ist. Es sei darauf hingewiesen, daß der SMA 11 S eine etwas stärkere Entmischungsneigung zeigt, so daß sich aufgrund der Abweichungen von der Sieblinie gravierendere Einflüsse auf das Bewegungsverhalten der Einbaubohle einstellen können.

Walzasphaltseitig kommen als Deckschichten außerdem noch speziell konzipierte Mischgutarten zum Einsatz: hohlraumreiche Splittmastixasphalte (SMA LA), lärmoptimierte Asphaltbetone (LOA D), Zeer-Stil-Asphalt aus den Niederlanden (ZSA SD), Niedrigtemperaturasphalt (NTA) und dünne Schichten im Heißeinbau auf Versiegelung (DSH-V).
Schwankungen der Parameter Mischguttemperatur und Materialvorlagehöhe werden sich bei diesen Sonderbauweisen in vergleichbarer Art und Weise äußern. Bei der Verwendung eines NTA fallen die Temperaturschwankungen aufgrund der geringeren Temperaturrate erfahrungsgemäß [248] etwas schwächer aus.

Die aus den Versuchen mit dem Deckschichtmaterial SMA 8 S mit einem Bindemittel 25/55-55 A gewonnenen Erkenntnisse sind prinzipiell auf alle Walzasphalt-Mischgüter übertragbar.

Hinsichtlich des Einbaus von Gußasphalten ist dies nicht möglich, weil sich das Wirkprinzip einer Gußasphalt-Einbaubohle von dem der schwimmenden Bohle grundsätzlich unterscheidet.
Allerdings kommen in jüngster Zeit vermehrt Porous-Mastic-Asphalte (PMA) zum Einsatz, die vorteilhafterweise mit einem Fertiger mit schwimmender Bohle eingebaut werden können. Hier sind die Ergebnisse aus der vorliegenden Untersuchung teilweise anwendbar. Unterschiede zeigen sich im Einfluß der Raumdichte, weil der nach dem Gußasphalt-Prinzip aufgebaute 2phasige PMA nicht mehr verdichtet werden kann. Zur Gewährleistung der Ausprägung der lärmmindernden Eigenschaften ist hier die Einhaltung eines sehr engbegrenzten Temperaturbereiches zwischen 180 … 190 °C unbedingt erforderlich [5], was im Einbau auch überwiegend gelingt [252].

8.2.9 Erweiterung des Kräfte- und Momenten-Ansatzes

Eine Erweiterung des Kräfte- und Momenten-Ansatzes der schwimmenden Bohle ist erforderlich, um insbesondere dem Einfluß der Schneidkraft F_S im Bereich des Bohlenfußpunktes und den aus der Strömung resultierenden Kräften F_D und F_{Hub} sowie der Widerstandskraft $F_{W,ein}$ gegen das Eindringen der Bohle in das sich unter dem Glättblech befindende Mischgut Rechnung tragen zu können.

In der *Abb. 90* sind die Lage der – dem abrutschenden Materialkeil gegen die Bohlenvorderwand entgegenwirkenden – Kraft $F_{W,ver}$ ebenso wie die Angriffspunkte der bei ungleichmäßiger Einbaugeschwindigkeit aus der Masse der Bohle und des Materialkeils wirksamen Trägheitskräfte T_B bzw. T_K vermerkt.
Folgende Kräfte werden nicht gezeigt, weil sie entweder vernachlässigbar oder ihre Vertikalkomponenten vereinfachend der Gewichtskraft F_{GB} der Bohle zuordenbar sind (mit *) gekennzeichnet):

- horizontale und vertikale*) Kraftkomponente sowie die Reibkraft an der Einlaufschräge der Bohlenvorderwand,
- horizontale und vertikale*) Kraftkomponente sowie die Reibkraft an der Dosierfläche des Stampfers,
- Vertikalkraft*) und Reibkraft am Stampferfuß und
- umlaufende Kraft des Kreisschwingers (Vibration).

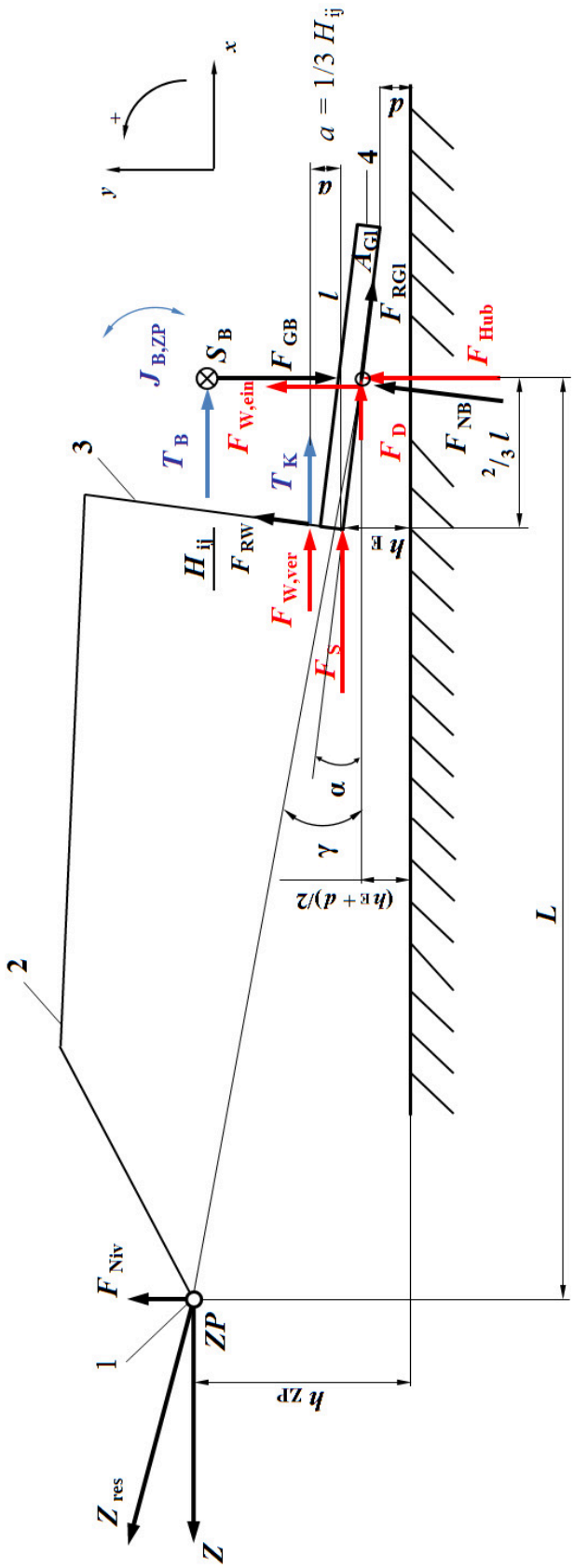


Abb. 90: Prinzipskizze zu den an einer TV-Bohle angreifenden Kräften und Momenten
1 Drehgelenk und Zugpunkt *ZP*, 2 Zugarm, 3 Vorderwand der Bohle, 4 Glättblech, *A* Stellort: weitere Erläuterungen im Text

Ebenso kann vor dem Hintergrund einlaufbedingt[77] unbedeutender Winkelbeschleunigungen auf den Einfluß des Massenträgheitsmomentes $J_{B,ZP}$ der Bohle um den Zugpunkt *ZP* verzichtet werden.
Gleichermaßen bleiben die bei ungleichförmiger Bewegung im Schwerpunkt der Bohle S_B und im untersten Drittelspunkt der Materialvorlage ($a = 1/3 \cdot H_{ij}$) angreifenden, geringen Trägheitskräfte T_B bzw. T_K im weiteren unberücksichtigt, weil hier vordergründig der stationäre Einbauzustand interessiert.

Die an der Vorderwand der Bohle wirkende Reibkraft F_{RW} wird in positiver *y*-Richtung angetragen, weil der stationäre Zustand behandelt wird und von einem nach oben gerichteten Materialstrom auszugehen ist. Wird der Einbau unterbrochen, ist die Reibkraft in Richtung Bohlenfußpunkt wirksam.

Die Bohle läuft in einem stabilen Zustand auf der Einbauschicht, zu der sich in Einbaurichtung ein Arbeitswinkel α ausgebildet hat. Im ⅔-Abstand der Glättblechlänge *l* wirkt am Stellort *A* (Kennzeichnung durch Kreis) das Gesamtgewicht F_{GB} an der Unterseite des Glättbleches (4) auf das Mischgut. Unter den hier zu betrachtenden konstanten Einbauverhältnissen führt jede Änderung des Winkels α auch zur Änderung des zwischen der Geraden $\overline{ZP\,A}$ und der Parallelen zur Unterlage in Fahrtrichtung aufgespannten Winkels γ. Der Abstand *L* zwischen Zugpunkt *ZP* und Stellort *A* darf aufgrund des sehr kleinen Anstellwinkels α als konstant betrachtet werden.

Das Gleichgewicht der Momente ergibt sich aus:

$$\sum M_{ZP} = 0:$$

$$F_{W,ver} \cdot (h_{ZP} - a - h_E) + F_{RW,x} \cdot (h_{ZP} - a - h_E) + F_S \cdot (h_{ZP} - h_E) + F_D \cdot \left(h_{ZP} - \frac{h_E + d}{2}\right) +$$
$$+ F_{RGl,x} \cdot \left(h_{ZP} - \frac{h_E + d}{2}\right) + F_{RW,y} \cdot \left(L - \frac{2}{3} l\right) + F_{W,ein} \cdot L + F_{Hub} \cdot L + F_{RGl,y} \cdot L - F_{GB} \cdot L = 0 \tag{93}$$

Aus *Gl. (93)* folgt:

$$F_{GB} = \frac{\left\{ \frac{\rho}{2} \cdot v_e^2 \cdot \left[c_A \cdot \cos\alpha \cdot L + c_D \cdot \sin\alpha \cdot \left(h_{ZP} - \frac{h_E + d}{2}\right)\right] + (\eta \cdot \dot{\varepsilon} + \sigma_V) \cdot \cos\alpha \cdot L \right\} \cdot A_{Gl}}{L - \mu_{St/A} \cdot \left[\cos^2\alpha \cdot \left(h_{ZP} - \frac{h_E + d}{2}\right) + \frac{\sin 2\alpha}{2} \cdot L \right]} +$$
$$+ \frac{F_S \cdot (h_{ZP} - h_E) + F_{W,ver} \cdot \left[\left(h_{ZP} - \frac{1}{3} H_{ij} - h_E\right) \cdot (1 + \mu_{St/A} \cdot \tan\alpha) + \mu_{St/A} \cdot \left(L - \frac{2}{3} l\right)\right]}{L - \mu_{St/A} \cdot \left[\cos^2\alpha \cdot \left(h_{ZP} - \frac{h_E + d}{2}\right) + \frac{\sin 2\alpha}{2} \cdot L \right]} \tag{94}$$

[77] auf das Bewegungsverhalten der Bohle bezogen

8.2.10 Vereinfachter Kräfte- und Momenten-Ansatz und Diskussion von Störfällen

Gl. (94) läßt keine Interpretation der Zusammenhänge zu, weshalb vereinfachend angenommen wird, daß – aufgrund des geringen Anstellwinkels α – Glättblechvorder- und -hinterkante der Bohle auf derselben Höhe *d* liegen und die Reibkraft F_{RW} an ihrer Vorderwand vernachlässigt werden kann, wenn ein Teil des gescherten Materials nach oben fließt und den Schneckenkammern wieder zugeführt wird. Die horizontal wirkenden Kräfte F_S und F_{RGl} greifen in Höhe des Stellpunktes *A* mit dem Abstand *d* zur Unterlage an. F_{RGl} unterliegt nur geringen Schwankungen und kann deshalb als annähernd konstante Größe in die Betrachtung eingehen. *Abb. 91* gibt den vereinfachten Ansatz wieder:

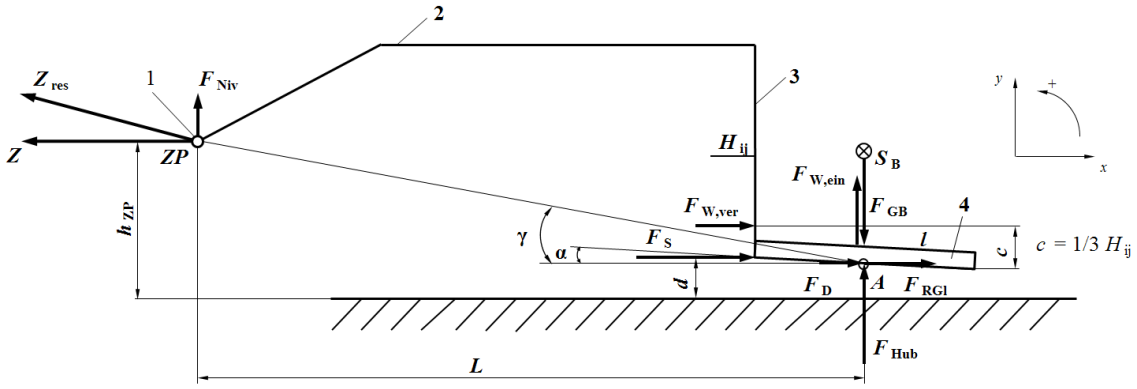


Abb. 91: Vereinfachter Ansatz der an einer TV-Bohle angreifenden Kräfte und Momente
1 Drehgelenk und Zugpunkt *ZP*, 2 Zugarm, 3 Vorderwand der Bohle, 4 Glättblech, *A* Stellort: weitere Erläuterungen im Text

Damit ergeben sich folgende Gleichgewichte:

$$\sum F_x = 0:$$

$$-Z + F_{W,ver} + F_S + F_D + F_{RGl} = -Z_{res} \cdot \cos\gamma + F_{W,ver} + F_S + F_D + F_{RGl} = 0 \qquad (95)$$

$$\sum Fy = 0:$$

$$F_{Niv} + F_{Hub} + F_{W,ein} - F_{GB} = Z_{res} \cdot \sin\gamma + F_{Hub} + F_{W,ein} - F_{GB} = 0 \qquad (96)$$

$$\sum M_{ZP} = 0:$$

$$F_{W,ver} \cdot (h_{ZP} - c - d) + F_S \cdot (h_{ZP} - d) + F_{RGl} \cdot (h_{ZP} - d) + F_D \cdot (h_{ZP} - d) + \\ + F_{Hub} \cdot L + F_{W,ein} \cdot L - F_{GB} \cdot L = 0 \qquad (97)$$

Aus *Gl. (97)* folgt:

$$F_{GB} = F_{Hub} + F_D \cdot \frac{h_{ZP} - d}{L} + F_{W,ein} + F_{W,ver} \cdot \frac{h_{ZP} - d}{L} + F_S \cdot \frac{h_{ZP} - d}{L} + F_{RGl} \cdot \frac{h_{ZP} - d}{L} - \frac{1}{3} F_{W,ver} \cdot \frac{H_{ij}}{L}$$

bzw. $$F_{GB} = F_{Hub} + F_{W,ein} + (F_D + F_{W,ver} + F_S + F_{RGl}) \cdot \frac{h_{ZP} - d}{L} - \frac{1}{3} F_{W,ver} \cdot \frac{H_{ij}}{L}. \qquad (98)$$

Mit den nachfolgend genannten Gleichungen lassen sich alle auftretenden Störfälle interpretieren:

$$-Z + F_{\mathrm{W,ver}} + F_{\mathrm{S}} + F_{\mathrm{D}} + F_{\mathrm{RGl}} = -Z_{\mathrm{res}} \cdot \cos\gamma + F_{\mathrm{W,ver}} + F_{\mathrm{S}} + F_{\mathrm{D}} + F_{\mathrm{RGl}} = 0 \qquad \textit{Gl. (95)}$$

$$F_{\mathrm{Niv}} + F_{\mathrm{Hub}} + F_{\mathrm{W,ein}} - F_{\mathrm{GB}} = Z_{\mathrm{res}} \cdot \sin\gamma + F_{\mathrm{Hub}} + F_{\mathrm{W,ein}} - F_{\mathrm{GB}} = 0 \qquad \textit{Gl. (96)}$$

$$F_{\mathrm{GB}} = F_{\mathrm{Hub}} + F_{\mathrm{D}} \cdot \frac{h_{\mathrm{ZP}} - d}{L} + F_{\mathrm{W,ein}} + F_{\mathrm{W,ver}} \cdot \frac{h_{\mathrm{ZP}} - d}{L} + F_{\mathrm{S}} \cdot \frac{h_{\mathrm{ZP}} - d}{L} + F_{\mathrm{RGl}} \cdot \frac{h_{\mathrm{ZP}} - d}{L} - \frac{1}{3} F_{\mathrm{W,ver}} \cdot \frac{H_{\mathrm{ij}}}{L} \qquad \textit{Gl. (98)}$$

$$F_{\mathrm{W,ver}} = A_{\mathrm{pgh}} + A_{\mathrm{pch}} + A_{\mathrm{p\eta h}} = \frac{H_{\mathrm{ij}}^2}{2} \cdot \rho \cdot g \cdot \tan^2\left(45° + \frac{\varphi}{2}\right) + \left(c + \tau_{\mathrm{visk}}\right) \cdot 2\, H_{\mathrm{ij}} \cdot \tan\left(45° + \frac{\varphi}{2}\right) \qquad \textit{Gl. (25)}$$

$$F_{\mathrm{W,ein}} = \left(\eta \cdot \dot{\varepsilon} + \sigma_{\mathrm{V}}\right) \cdot A_{\mathrm{Gl}} \cdot \cos\alpha \qquad \textit{Gl. (68)}$$

Unter Bezug auf die *Gln. (65, 61)* gilt:

$$F_{\mathrm{Hub}} = c_{\mathrm{A}} \cdot \frac{\rho}{2} \cdot v_{\mathrm{e}}^2 \cdot A_{\mathrm{Gl}} \cdot \cos\alpha = \frac{c_{\mathrm{A}}}{2} \cdot Q \cdot v_{\mathrm{e}} \cdot \cos\alpha \qquad (99)$$

$$F_{\mathrm{D}} = c_{\mathrm{D}} \cdot \frac{\rho}{2} \cdot v_{\mathrm{e}}^2 \cdot A_{\mathrm{Gl}} \cdot \sin\alpha = \frac{c_{\mathrm{D}}}{2} \cdot Q \cdot v_{\mathrm{e}} \cdot \sin\alpha \qquad (100)$$

Da auch bei sorgfältiger Arbeitsvorbereitung Schwankungen der Kräfte $F_{\mathrm{W,ver}}$ und F_{S} nicht vollständig vermeidbar sind, sollten die Störungen ihrer Momente $M_{\mathrm{W,ver}}$ bzw. M_{S} über kleine Kraftarme möglichst niedrig gehalten werden. Aus *Gl. (98)* wird deutlich, daß zu diesem Zweck beim Einbau ein möglichst niedriger Zugpunkt h_{ZP} gewählt werden sollte.

Zur Erläuterung der Zusammenhänge sollen exemplarisch vier Störfälle diskutiert werden, wobei nochmals darauf hingewiesen wird, daß sich die nachfolgenden Betrachtungen auf idealisierte Zustände gründen. Tatsächlich fließen in die Eigennivellierungsvorgänge eine Vielzahl sich überlagernder Größen und deren Interaktionen mit dem Baustoff ein.

Störfall Temperaturanstieg

Mit einem Anstieg der Temperatur von T_2 auf T_3 geht das Asphaltmischgut vom *Zustand 1* in den *Zustand 3* über (vgl. *Abschn. 4.2.3*) und beeinflußt über die Abnahme der viskosen $\downarrow\eta$ und kohäsiven $\downarrow c$ Komponenten des Verformungswiderstandes sowie durch die Steigerung der inneren Reibung $\uparrow\varphi$ und der Raumdichte $\uparrow\rho$ die Widerstandskraft gegen das abrutschende Haufwerk vor der Bohlenvorderwand: $\uparrow F_{\mathrm{W,ver}}$, *Gl. (25)*. Infolge der größeren Reibung und Raumdichte nimmt die Schneidkraft $\uparrow F_{\mathrm{S}}$ am Fußpunkt der Bohle ebenfalls zu.

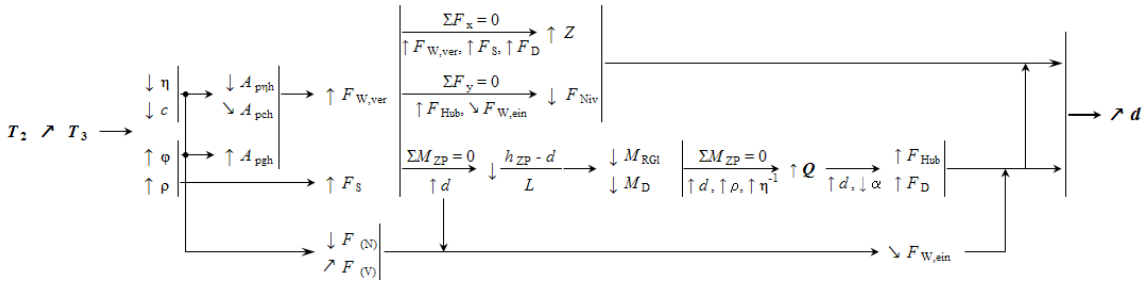


Abb. 92: Kausalkette zum Einfluß des Anstieges der Mischguttemperatur auf die Einbaudicke

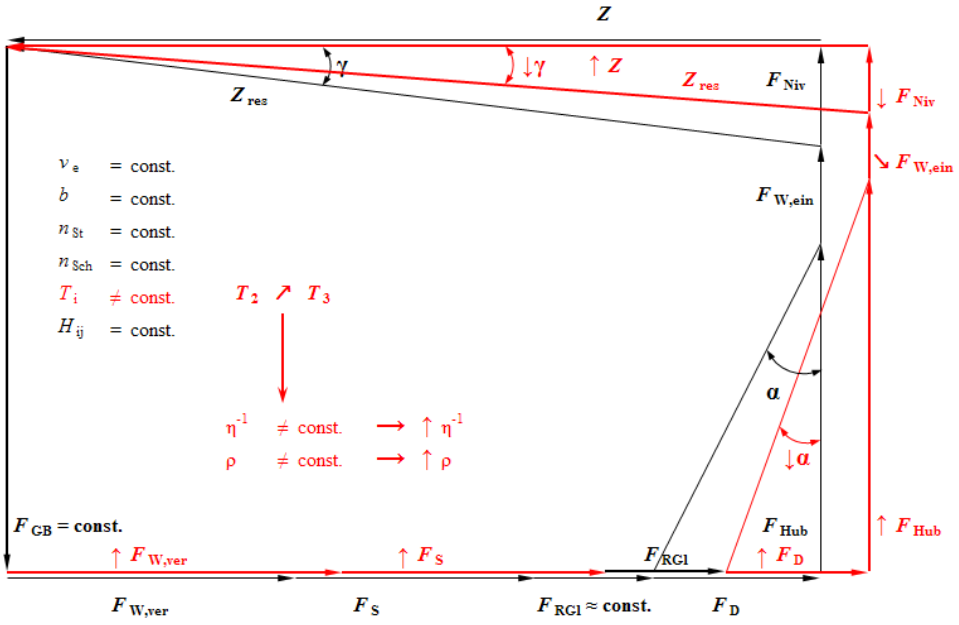


Abb. 93: Kräftepolygon zum *Störfall Temperaturanstieg*

Beide Kraftkomponenten ($\uparrow F_{W,ver}$, $\uparrow F_S$) stören das Momentengleichgewicht in *Gl. (98)* und fordern zum Ausgleich kleinere Kraftarme $\downarrow(h_{ZP} - d)/L$. Die Reduzierung des Quotienten ist unter der Bedingung h_{Zp} = const. und L = const. nur über die Zunahme der Einbaudicke $\uparrow d$ und Abnahme des Bohlenanstellwinkels $\downarrow\alpha$ möglich. Aufgrund der Bindung der Kräfte F_D und $F_{RGl} \approx$ const. an den gleichen Hebelarm bleibt das Gleichgewicht weiterhin gestört, weil nun die Momente $\downarrow M_D$ und $\downarrow M_{RGl}$ abfallen. Zur Wiederherstellung des Gleichgewichtes müssen $\uparrow F_D$ und $\uparrow F_{Hub}$ ansteigen, was gem. den *Gln. (99, 100)* unter der Bedingung einer gleichbleibenden Einbaugeschwindigkeit v_e = const. nur über die Zunahme des Massenflusses $\uparrow Q$ realisiert werden kann. Der geringere Bohlenanstellwinkel $\downarrow\alpha$ begünstigt den hydrodynamischen Hub und reduziert den Einfluß von Q auf F_D.

Höhere Kräfte in horizontaler Richtung fordern eine größere Zugkraft $\uparrow Z$, während die gestiegene Hubkraft $\uparrow F_{Hub}$ eine Reduzierung der Kraft am Nivellierzylinder $\downarrow F_{Niv}$ zur Folge hat, *Gln. (95, 96)*.

In Anlehnung an die Erkenntnisse zur Verdichtung mit dem MARSHALL-Gerät sollte davon auszugehen sein, daß die Widerstandskraft gegen das Eindringen der Bohle in das

Asphaltmischgut $\searrow F_{W,ein}$ temperaturbedingt geringer ausfällt und damit die Aufwärtsbewegung der Bohle $\nearrow d$ etwas abschwächt.

Während eine frei angeströmte Platte bei einer Zunahme des Massenflusses unbegrenzt nach oben ausweichen kann, ist die Aufwärtsbewegung der Bohle durch deren Ankoppelung an den Zugpunkt immer mit einer Veränderung des Anstellwinkels verbunden und damit strömungstechnisch begrenzt. Bei einem fest eingestellten Zugpunkt kann ab einem bestimmten Anstellwinkel das strömungsbedingte Mehrangebot heißeren Mischgutes vor der Bohle nicht mehr genutzt werden, weshalb Abweichungen von der mittleren zur oberen Temperaturstufe zu vergleichsweise geringen Änderungen in der Schichtdicke führen.

Störfall Temperaturabfall

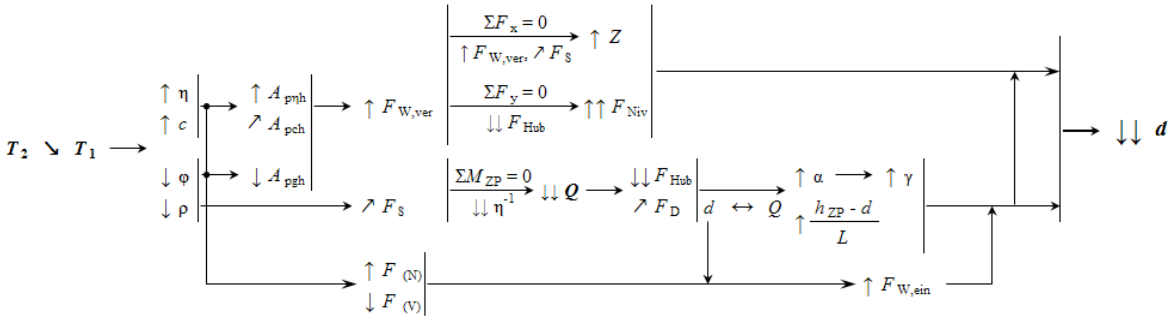


Abb. 94: Kausalkette zum Einfluß der Reduzierung der Mischguttemperatur auf die Einbaudicke

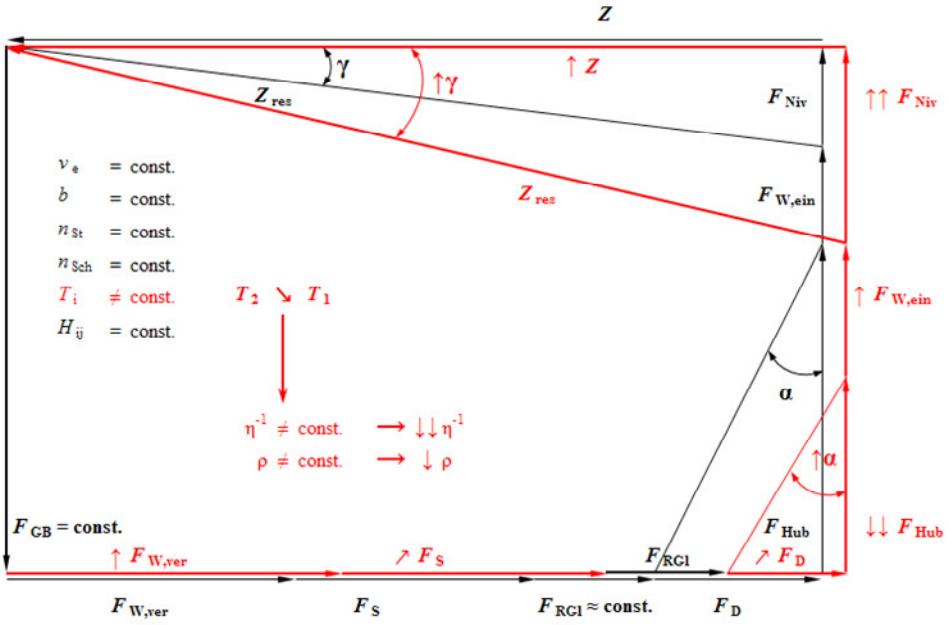


Abb. 95: Kräftepolygon zum *Störfall Temperaturabfall*

Mit einem Abfall der Temperatur von T_2 auf T_1 geht das Asphaltmischgut vom *Zustand 1* in den *Zustand 5* über (vgl. *Abschn. 4.2.3*) und beeinflußt über die Zunahme der viskosen

↑η und kohäsiven ↑c Komponenten des Verformungswiderstandes sowie durch die Reduzierung der inneren Reibung ↓φ und der Raumdichte ↓ρ die Widerstandskraft gegen das abrutschende Haufwerk vor der Bohlenvorderwand: ↑$F_{W,ver}$, *Gl. (25)*. Infolge der höheren Viskosität steigt die Schneidkraft ↗F_S am Fußpunkt der Bohle ebenfalls an.

Auch in diesem Fall stören die beide Kraftkomponenten (↑$F_{W,ver}$, ↗F_S) das Momentengleichgewicht in *Gl. (98)* und fordern zum Ausgleich kleinere Kraftarme ($h_{ZP} - d$)/L. Allerdings ist hier aufgrund der hochsignifikant geminderten Fließfähigkeit ↓↓η^{-1} des Asphaltmischgutes die Reduzierung des Quotienten über die Zunahme der Einbaudicke d nicht möglich.

Zur Wiederherstellung des Gleichgewichtes müssen ↓F_D und ↓F_{Hub} abfallen, was gem. den *Gln. (99, 100)* unter der Bedingung einer gleichbleibenden Einbaugeschwindigkeit v_e = const. nur über die Reduzierung des Massenflusses ↓↓Q realisiert werden kann. Mit der damit verbundenen Abnahme der Schichtdicke ↓d ist eine Zunahme des Bohlenanstellwinkels ↑α verbunden, der den hydrodynamischen Hub weiter reduziert und den Einfluß von Q auf F_D verstärkt.

Mit der strömungsbedingten Reduzierung der Einbaudicke ↓d verstärkt sich der Einfluß der Kraftarme ↑($h_{ZP} - d$)/L in *Gl. (98)*. In der Folge stellt sich zwischen Q und d ein bestimmtes Verhältnis ein, das zu einem stabilen Gleichgewicht der Kräfte und Momente führt.

Unter Dominanz der Kräfte ↑$F_{W,ver}$ und ↗F_S steigt die Zugkraft ↑Z an, während zur Wiederherstellung des vertikalen Kräftegleichgewichtes infolge der deutlich reduzierten Hubkraft ↓↓F_{Hub} eine Erhöhung der Kraft am Nivellierzylinder ↑↑F_{Niv} notwendig ist, *Gln. (95, 96)*.

Der Anstieg der Viskosität ↑η und die deutliche Abnahme der Einbaudicke ↓↓d führen zur Zunahme der Widerstandskraft gegen das Eindringen der Bohle in das Asphaltmischgut ↑$F_{W,ein}$, wodurch die Abwärtsbewegung der Bohle etwas abschwächt wird.

Störfall Reduzierung der Materialvorlagehöhe

Mit einem Abfall der Materialvorlagehöhe von H_{30} auf H_{20} geht das Asphaltmischgut vom *Zustand 1* in Abhängigkeit von der Mischguttemperatur in einen aus den *Zuständen 2, 4* oder *6* ableitbaren *Zustand* über (vgl. *Abschn. 4.2.3*).

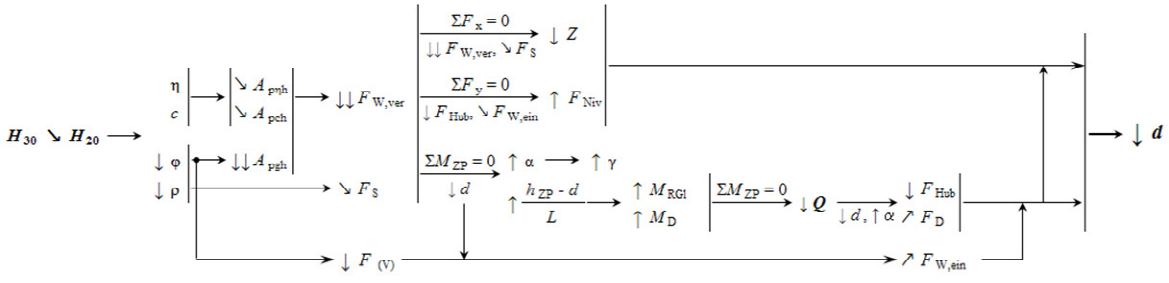


Abb. 96: Kausalkette zum Einfluß der Reduzierung der Materialvorlagehöhe auf die Einbaudicke

Aus dem quadratischen Einfluß der Haufwerkshöhe $\downarrow H_{ij}^2$ in *Gl. (25)* resultiert ein starker Abfall des auf der Gewichtskraft beruhenden Druckes des Asphalthaufwerkes gegen die Bohlenvorderwand $\downarrow\downarrow A_{pgh}$. Die Verknüpfung von H_{ij} mit dem viskosen und kohäsiven Anteil verstärkt die Abnahme von $\downarrow\downarrow F_{W,ver}$.
Der Einfluß auf die Schneidkraft am Bohlenfußpunkt durch die mit der Reduzierung der Materialvorlagehöhe verbundene Minderung der Normalspannung darf als mäßig eingeschätzt werden: $\searrow F_S$.
Beide Kraftkomponenten ($\downarrow\downarrow F_{W,ver}$, $\searrow F_S$) stören das Momentengleichgewicht in *Gl. (98)* und fordern zum Ausgleich größere Kraftarme $\uparrow(h_{ZP} - d)/L$: damit muß die Einbaudicke abnehmen $\downarrow d$.

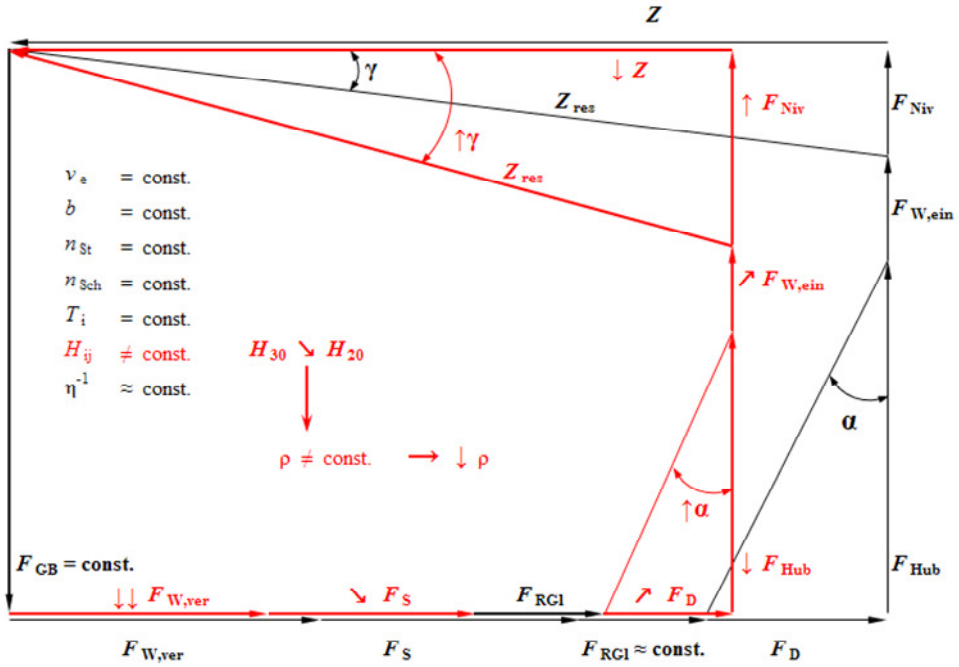


Abb. 97: Kräftepolygon zum *Störfall Reduzierung der Materialvorlagehöhe*

Mit der Bindung der Kräfte F_D und $F_{RGl} \approx$ const. an den gleichen Hebelarm bleibt das Gleichgewicht weiterhin gestört, weil jetzt die Momente $\uparrow M_D$ und $\uparrow M_{RGl}$ ansteigen. Ein Ausgleich zur Wiederherstellung des Gleichgewichtes kann nur über die Verminderung der Kräfte $\downarrow F_D$ und $\downarrow F_{Hub}$ erfolgen, was gem. den *Gln. (99, 100)* unter der Bedingung einer gleichbleibenden Einbaugeschwindigkeit v_e = const. mit der Reduzierung des Massenflusses $\downarrow Q$ erreicht wird. Der infolge $\downarrow d$ gestiegene Bohlenanstellwinkel $\uparrow\alpha$ verstärkt den Abfall des hydrodynamischen Hubes und den Einfluß von Q auf $\nearrow F_D$.
Geringere Kräfte in horizontaler Richtung fordern eine kleinere Zugkraft $\downarrow Z$. Die Hubkraftminderung $\downarrow F_{Hub}$ verursacht eine Zunahme der Kraft am Nivellierzylinder $\uparrow F_{Niv}$, *Gln. (95, 96)*.
Der mit der Abnahme der Einbaudicke $\downarrow d$ unter sonst annähernd vergleichbaren Bedingungen verbundene, vielleicht geringe Anstieg der Widerstandskraft $\nearrow F_{W,ein}$ wirkt der Abwärtsbewegung der Bohle geringfügig entgegen.

Störfall Schneckendrehzahl

Mit dem Abfall der Drehzahl auf Null unterbleibt die Verdichtungsfunktion der Schnecke, in dessen Folge sich sowohl die innere Reibung $\downarrow\varphi$ als auch die Raumdichte $\downarrow\rho$ des Mischgutes vermindern und den Einfluß von $\searrow A_{pgh}$ auf die Widerstandskraft $\searrow F_{W,ver}$ abschwächen. Durch die Reduzierung der Spannungen im Haufwerk vor der Bohle fällt die am Fußpunkt der Bohle angreifende Schneidkraft $\downarrow\downarrow F_S$ deutlich geringer aus.

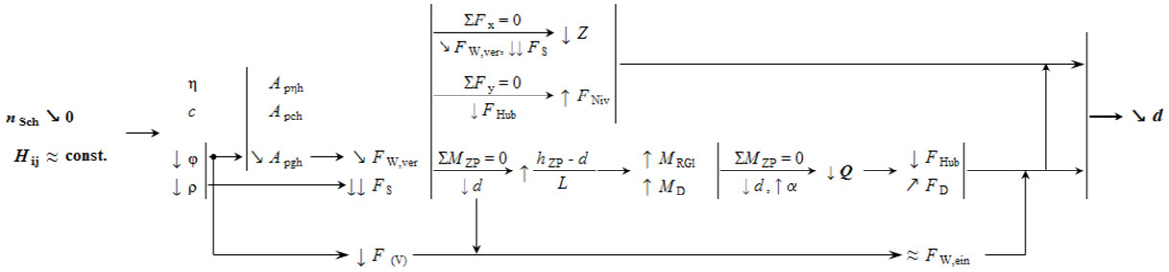


Abb. 98: Kausalkette zum Einfluß des Abfalls der Schneckendrehzahl auf die Einbaudicke

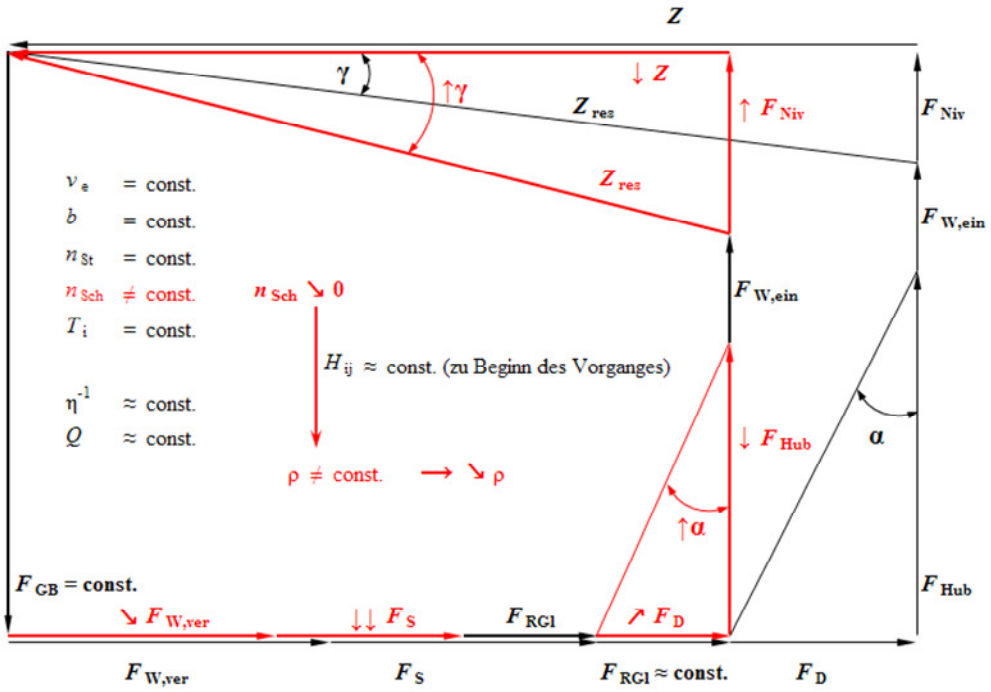


Abb. 99: Kräftepolygon zum *Störfall Schneckendrehzahl*

Die Kraftkomponenten $\searrow F_{W,ver}$ und $\downarrow\downarrow F_S$ stören das Momentengleichgewicht in *Gl. (98)* und fordern zum Ausgleich größere Kraftarme $\uparrow(h_{ZP} - d)/L$, was über die Verminderung der Einbaudicke $\downarrow d$ gelingt. Damit verbunden sind ein größerer Bohlenanstellwinkel $\uparrow\alpha$ und ein ebenfalls größerer Winkel $\uparrow\gamma$.

Die Koppelung der Kräfte F_D und $F_{RGl} \approx$ const. an den gleichen Hebelarm stört das Gleichgewicht weiterhin, weil nun die Momente $\uparrow M_D$ und $\uparrow M_{RGl}$ größer werden. Zur Wiederherstellung des Gleichgewichtes müssen $\downarrow F_D$ und $\downarrow F_{Hub}$ vermindert werden, was

gem. den *Gln. (99, 100)* unter der Bedingung einer gleichbleibenden Einbaugeschwindigkeit v_e = const. durch die Reduzierung des Massenflusses $\downarrow Q$ ermöglicht wird. Der größere Bohlenanstellwinkel $\uparrow\alpha$ steigert den Abfall des hydrodynamischen Hubes $\downarrow F_{Hub}$ und verstärkt den Einfluß von Q auf $\nearrow F_D$.
Die geringeren Kräfte in horizontaler Richtung ($\searrow F_{W,ver}$, $\downarrow\downarrow F_S$) fordern eine kleinere Zugkraft $\downarrow Z$, während aus der verminderten Hubkraft $\downarrow F_{Hub}$ eine größere Kraft am Nivellierzylinder $\uparrow F_{Niv}$ resultiert, *Gln. (95, 96)*.
Durch $\downarrow\varphi$ und $\downarrow\rho$ wird der Reibungsanteil am BINGHAM-Körper reduziert, $\downarrow F_{(V)}$. Tendenziell wird $F_{W,ein}$ abnehmen, aber bis zum Verbrauch des bei laufender Schnecke verdichteten Materials ist ein gewisser Einbauweg zurückzulegen, weshalb hier gelten soll: $\approx F_{W,ein}$.

8.3 Schlußfolgerungen

8.3.1 Gerätetechnische Schlußfolgerungen

In Auswertung der Untersuchungsergebnisse sind hinsichtlich der Gleichmäßigkeit der Mischguttemperatur und der Kräfte vor der Bohle sowie deren reibungsarmer Bewegung gerätetechnische Empfehlungen ableitbar:

- Es zeigte sich, daß nach jedem Wechsel der Versuchsbahn die hinter der Einbaubohle erfaßte Mischguttemperatur anfänglich niedriger lag und sich erst nach einer gewissen Einbaulänge auf das bahn- oder abschnittsbezogene Durchschnittsniveau stabilisierte, weshalb sowohl der Materialkübel als auch die seitlichen Begrenzungen der Materialförderstrecke im Traktor passiv oder aktiv gegen Wärmeabtrag geschützt werden sollten. Darüber hinaus wird das Abdecken des Schneckenkanals ebenfalls als vorteilhaft angesehen.

- Da nur etwa 10 % einer Lkw-Ladung thermische und/oder mechanische Entmischungen aufweisen, wird bei Nutzung eines Beschickers das Homogenisieren des Mischgutes mit Hilfe eines Zweikammersystems als sinnvoll erachtet:
  In der Förderstrecke des Beschickers kann mit Hilfe von hintereinander angeordneten Sensoren beispielsweise der thermische Zustand des angelieferten Mischgutes kontinuierlich erfaßt werden. Bei Unterschreitung vorgebbarer Toleranzen erfolgt die Trennung und Lagerung des detektierten, kälteren Asphaltmischgutes in einer kleineren Kammer eines großvolumigen Fertiger-Einstellkübels, von wo aus mit Hilfe einer Dosiereinrichtung das separierte Einbaugut möglichst nahe am Ende der Förderstrecke in den Materialhauptstrom zurückgeleitet wird.
  Mit dieser Vorgehensweise kann im baustoffspezifischen Bedarfsfall die Mischguttemperatur energieeffizient und ohne Nachteile für die Einbaugeschwindigkeit Lkw-übergreifend homogenisiert werden.

- Beim Einsatz von Variobohlen häufig zu beobachtende, starke Materialansammlungen zwischen Ausschiebeteil und Materialleitblech, die u.U. zu Unebenheiten und unerwünschten Struktureffekten führen können, sind mit Hilfe einer Kaskadenregelung

minderbar, indem die Füllstände sowohl im Zwischenraum als auch davor kontinuierlich erfaßt werden und durch einen Regelalgorithmus die Abstreifhöhe des Materialleitbleches automatisch korrigiert wird, so daß sich vor dem Ausschiebeteil die vorteilhafte Umwälzung des Einbaugutes auf niedrigem Niveau der Vorlagehöhe einstellen kann.

8.3.2 Verfahrenstechnische Schlußfolgerungen

Anhand der vorgestellten Untersuchungsergebnisse können neben der primär interessierenden Angabe der günstigsten Kombination der beiden systematisch variierten Parameter Mischguttemperatur und Höhe der Materialvorlage vor der Bohle beim Einbau eines SMA 8 S weitere verfahrenstechnische Empfehlungen zur Einbaurichtung und Materialzuführung, zum Materialfluß im Fertiger sowie zur Vorgehensweise bei Einbauunterbrechungen gegeben werden:

- Beim Einbau von Splittmastixasphalt sollte vorteilhafterweise eine Anlieferungstemperatur auf die Baustelle von 177 ± 5 °C und ein Schneckenfüllungsgrad von rd. 65 % angestrebt werden, der bei Nutzung einer Einbaubohle EB 50 TV und ordnungsgemäß eingestellter Höhe einer Schnecke mit einem Durchmesser von 380 mm gegeben ist, wenn bei gefülltem Schneckenkanal noch ca. ein Viertel der Schneckenflügel zu sehen sind.

- Auch wenn die aus der Prüfrichtung resultierenden Unterschiede des Längsebenheitswirkindexes LWI_{10} relativ gering sind, so sollte unter dem Gesichtspunkt möglichst ebener Fahrbahnbeläge jede sich bietende Möglichkeit genutzt werden, weshalb ein Einbau der Deckschicht in der geplanten Verkehrsrichtung zu empfehlen ist.

- Die Positionen der Zugpunkte der Bohle sind unter Berücksichtigung aller einbaurelevanten Bedingungen möglichst tief zu wählen, damit unvermeidbare Störungen des Kräfte- und Momenten-Gleichgewichtes nur zu mäßigen Bohlenreaktionen führen.

- Der häufig anzutreffenden Auffassung, daß höhere Einbaugeschwindigkeiten zu ebeneren Belägen führen, stehen die Ergebnisse des Vorversuches widersprüchlich gegenüber: die Ungleichmäßigkeit der Materialförderung nahm mit steigender Einbaugeschwindigkeit tendenziell zu.
  Auch die Förder- und Verdichtungsleistung des Stampfers ist ab einer bestimmten Einbaugeschwindigkeit kritisch zu sehen, weil selbst bei Ausreizen der maximalen Stampferdrehzahl und der damit unweigerlich verbundenen Unruhe der Bohle die verschleißbedingte Mindestüberdeckung im Bereich des Stampferfußes nicht mehr gegeben und der inhomogene Eintrag von Verdichtungsarbeit die Folge ist.
  Die Erkenntnis, daß das Bewegungsverhalten der Bohle nicht vordergründig den Zuständen unter dem Glättblech, sondern der Kondition des Mischgutes vor dem Einbauwerkzeug unterliegt, verstärkt die Forderung nach langsam und gleichmäßig laufenden Schnecken.

- Beim Einbau von Deckschichten sollte möglichst auf Transportfahrzeuge mit großem Ladevolumen zurückgegriffen werden, um die Anzahl der Wechselvorgänge und die Häufigkeit von Niedrigtemperaturen aufgrund des Mischgutkontaktes mit den Grenzflächen minimieren zu können. Der Einsatz isolierter Rundmulden ist zu bevorzugen. Ebenso wirken sich ein Beschicker durch die Trennung von Lkw und Fertiger und die Verwendung eines isolierten Einstellkübels positiv auf die Temperaturhomogenität sowie die Gleichmäßigkeit des Materialflusses aus.
- Im Zuge einer Einbauunterbrechung häufig zu registrierende, fast leergefahrene und offenstehende Materialbunker führen regelmäßig zu drastischen Temperaturverlusten.
  Die Problematik verschärft sich mit größer werdender Einbaubreite, weil – neben nicht anforderungsgerechten Verdichtungsgraden und Hohlraumgehalten – sich durch den Anstieg der wegstreckenbezogenen Änderungen der Zugkraft und der Einbaudicke die Längsebenheit verschlechtert und den zusätzlichen Eintrag dynamischer Verkehrslasten in die verformungsgeschwächte Fahrbahn provoziert. Das gleiche gilt für den Einbau dickerer Schichten bei gegebener Einbaubreite, weshalb bei einer abschätzbaren, zeitlich zu tolerierenden Einbauunterbrechung möglichst viel Asphaltmischgut im geschlossenen Fertigerkübel belassen werden sollte, um gravierende Temperaturverluste vermeiden zu können.
- Während einer Einbauunterbrechung unterliegt das Mischgut der Zeitverfestigung mit der Folge mehr oder wenig stark ausgeprägter Anfahrunebenheiten nach dem Wiederanfahren. Das häufig beobachtbare meterweise *Wiederanfahren – Halten – Wiederanfahren – ...* führt zur unnötigen Vervielfachung der Regelstrecken mit längeren, minderverdichteten Abschnitten und sollte unter dem Gesichtspunkt, die Anzahl der Störstellen auf ein Minimum zu reduzieren, unterlassen werden.

8.4 Ausblick

Auch wenn die im Rahmen der vorgestellten Untersuchung beobachteten, einbaurichtungsabhängigen Differenzen des Längsebenheitswirkindexes gering sind, sollte dieses Phänomen in weiteren Untersuchungen statistisch abgesichert werden, weil jede sich bietende Möglichkeit zur Herstellung ebener Fahrbahnbeläge in der dominierenden Fahrtrichtung genutzt werden muß, um den Eintrag zusätzlicher Lasten in das Bauwerk Straße reduzieren zu können.

Regelmäßig wird im praktischen Einbau mit zu hohen Stampferdrehzahlen gearbeitet, während der Einfluß der Vibration eher unterbewertet wird. 40 Jahre nach BÖHMERS grundlegenden Erkenntnissen zur Wirkungsweise von Stampf- und Vibrationsverdichtung an 12 cm dick eingebauten Asphaltschichten [26, 27] werden noch immer wissenschaftlich abgesicherte Empfehlungen für günstige Parameterkombinationen Stampferfrequenz/ Vibrationsfrequenz/Einbaugeschwindigkeit hinsichtlich ihres Einflusses auf die Funktionseigenschaften der Trag-, Binder- und Deckschichten vermißt. Ähnliches gilt für die Einstellung aller Verdichtungsparameter an höher verdichtenden Bohlen. Derartige Untersu-

chungen sind unabdingbar, um zielsicher lange Nutzungszeiträume mit geringen Instandhaltungskosten zur Entlastung der Haushalte erreichen zu können.

9 LITERATURVERZEICHNIS

[1] ABRACHE, M.: L'influence de l'uni des revêtements routiers sur le confort du véhicule automobile. Thèse présentée a l'université de Paris VI, 1972, zitiert in [97]

[2] ALONSO, M., YANGUAS, S.: Analysis of correlations between longitudinal indices in FILTER experiment: Forum of European National Highway Research Laboratories Investigation on Longitudinal and Transverse Evenness of Roads experiment. Transportation Research Record (TRB) H. 1764, pp. 243 – 253

[3] ALP A-STB: Arbeitsanleitungen zur Prüfung von Asphalt, Teil 11: Herstellung von Asphaltprobeplatten im Labor mit dem Walzsektor-Verdichtungsgerät (WSV). Ausg. 2003, Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen, FGSV Verlag, Köln, FGSV 787/11

[4] Anleitung zum Ausreißertest nach BARNETT [12]: Zuarbeit von Hr. Dr.-Ing. S. Kayser, TU Dresden vom 20.05.2010, 2 S.

[5] AP PMA: Arbeitspapier für die Ausführung von Asphaltschichten aus Gussasphalt mit offenporiger Oberfläche (PMA). Entwurf vom 19.09.2011, FGSV Verlag, Köln, 19 S., unveröffentlicht

[6] ARAND, W.: Verdichtung – mathematisch-analytisch betrachtet. Bitumen-Teere-Asphalte-Peche und verwandte Stoffe 25 (1974) 2, 41 – 48 u. 25 (1974) 11, 427 – 429

[7] ARAND, W.: Zur Verformungsbeständigkeit von Asphalt. Straße und Autobahn 28 (1977) 2, 41 – 48

[8] ARAND, W.: Zur Wirksamkeit von Hochverdichtungsbohlen. Straße und Autobahn 41 (1990) 1, 14 – 22

[9] BACKHAUS, K. U.A.: Multivariate Analysemethoden. Eine anwendungsorientierte Einführung. 11. Aufl., Springer Verlag, Berlin, 2005

[10] BARBER-GREENE: Arbeitsprinzip des Schwarzdeckenfertigers. Manual, Page 6900, Release: 104, Barber-Greene Company, Aurora, ILL, 1972

[11] BARNES, H.: Kurzgefaßter Bericht über den AASHO Road Test. Straße und Autobahn 13 (1962) 8, 275 – 283

[12] BARNETT, V., LEWIS, T.: Outliers in Statistical Data. 3rd ed., Wiley Series in Probability & Mathematical Statistics, John Wiley & Sons, New York 1994, Auszug, Institut für Stadtbauwesen und Straßenbau der TU Dresden

[13] BARTSCH, H.-J.: Mathematische Formeln. 15. Aufl., VEB Fachbuchverlag Leipzig, 1976

[14] BECKEDAHL, H.: Zur Querebenheitsentwicklung von Asphaltstraßen. Dissertation 1987, Mitteilungen aus dem Institut für Verkehrswirtschaft, Straßenwesen und Städtebau, Univ. Hannover, Heft 7

[15] BECKENBAUER, T. U.A.: Einfluß der Fahrbahntextur auf das Reifen-Fahrbahn-Geräusch. Forschung Straßenbau und Straßenverkehrstechnik, Bonn, Heft 847, 2002

[16] BECKER, W.: Die Spektrale Dichte – Ein Maß für die Fahrbahnunebenheit im Längsprofil. Straße und Autobahn (1995) 10, 583 – 592

[17] BEHR, H.: Schnellprüfverfahren zur Qualitätssicherung im Asphaltstraßenbau. Bitumen 51 (1989) 2, 57 – 64

[18] BEITZ, W., KÜTTNER, K.-H.: Taschenbuch für den Maschinenbau/Dubbel. 17., neubearb. Aufl., Springer Verlag, Berlin, 1990

[19] BERGEMANN, D.: Theoretische und praktische Untersuchungen zu den Vorgängen beim Verdichten bituminöser Bindemittel-Gesteins-Gemische. Dissertation 1973, TH Magdeburg

[20] BERNACKI, H.: Ergebnisse der Untersuchung an Schnellpflugkörpern. Deutsche Agrartechn. 13 (1963) 11, 493 – 494, zitiert in [259]

[21] BLEYMÜLLER, J., GEHLERT, G., GÜLICHER, H.: Statistik für Wirtschaftswissenschaftler. 15. überarb. Aufl., Verlag Franz Vahlen, München, 2008

[22] BLUMER, M.: Der maschinelle Einbau bituminöser Beläge. Bitumen 27 (1965) 6, 160 – 168

[23] BLUMER, M.: Einbau und Verdichtung bituminöser Beläge auf Hochleistungsstraßen. Straße und Autobahn 18 (1967) 2, 46 – 53

[24] BLUMER, M.: Die Ebenheit bituminöser Fahrbahndecken. Bitumen 29 (1967) 4, 97 – 102

[25] BLUMER, M.: Zum Verformungsverhalten bituminöser Beläge und Tragschichten. Bitumen 37 (1975) 3, 73 – 87

[26] BÖHMER, P.: Verdichtung bituminösen Mischgutes beim Einbau mit Fertigern. Dissertation 1974, Veröffentlichungen des Instituts für Maschinenwesen im Baubetrieb der TU Karlsruhe, Reihe F/ Heft 9 und Bitumen-Teere-Asphalte-Peche 26 (1975) 7, 30 – 41

[27] BÖHMER, P.: Neue Erkenntnisse über die Verdichtungsauswirkung von Schwarz-Deckenfertigern. Straße und Autobahn 26 (1975) 9, 320 – 326

[28] BOSSEMEYER, H. R.: Temperaturverlauf beim Einbau von bituminösem Mischgut. Dissertation 1966, TH Darmstadt

[29] BÖTTCHER, S.: Eine allgemeine Analyse der Aufwärtsförderung eines Einzelkörpers in Schneckenförderern beliebiger Neigung, Teil 1 – 3. VDI-Zeitschrift 105 (1963) 14, 16, 18, 581 – 593, 663 – 671, 743 – 754, zitiert in [86, 113]

[30] BOULET, M.: LCPC - Technical Director Delegate for Transport Infrastructure and Road Safety; Chairman of European Standardization Commission CEN/TC 227/WG 5 „Surface Characteristics“; Rücksprache unter Bezugnahme auf [76] zum Einsatz eines Mitte der 90er Jahre entwickelten Prototyps zur Optimierung der Längsebenheit beim Einbau von Walzasphalt. Weltstraßenkongreß, Paris, 17. – 21. Sept. 2007

[31] BOX, G., COX, D.: An analysis of transformations. Journal of the Royal Statistical Society, 1964, B (26), pp. 211 – 252

[32] BRANDTNER, F.: Die Förderschnecke in ihrer vielseitigen Anwendung. Aufbereitungstechnik 10 (1969) 8, 424 – 437

[33] BRAUN, H.: Untersuchungen von Fahrbahnunebenheiten und Anwendung der Ergebnisse. Dissertation 1969, Fakultät für Maschinenbau und Elektrotechnik der TU Braunschweig

[34] BRAUN, H., LIESNER, P.: Ermittlung zulässiger Amplituden und Wellenlängen periodischer Fahrbahnunebenheiten (Lösungsansätze). TU Braunschweig, Institut für Fahrzeugtechnik, Bericht Nr. 625 a, 1984

[35] BRAUN, H.: Erfassung und Bewertung von Unebenheiten im Längsprofil. FGSV-Kolloquium am 24./25. Oktober 1985 in Karlsruhe: Wechselwirkung

zwischen Fahrzeug und Fahrbahn. Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen, FGSV Verlag, Köln, 1986, FGSV 002/27, 23 – 30

[36] BRAUN, H., HELLENBROICH, T.: Meßergebnisse von Straßenunebenheiten, VDI-Berichte 877 (1991), 47 – 80, zitiert in [133]

[37] BRAUN, H. U.A.: Sammlung und Auswertung von Straßenunebenheitsdaten. Untersuchung und Vergleich verschiedener Meßgeräte und Auswerteverfahren auf Eignung zur routinemäßigen Erfassung und Bewertung des Ebenheitszustandes. Teil 1 und 2. Forschung Straßenbau und Verkehrstechnik, Köln, Heft 598 (1991)

[38] BRIDGES, B.: How Laser Trackers Work. Quality Digest Magazine, www.qualitydigest.com/inside/metrology-article/how-laser-trackers-work

[39] BUNK, K.-D., UTTERODT, M., UTTERODT, R.: Verfahren zur Herstellung eines Straßenbelags, Beschicker, Straßenfertiger und Einbauzug. Patentschrift DE 10 2010 050 490.4, Deutsches Patent- und Markenamt, 08.11.2010

[40] COULOMB, C.A.: Essai sur une application des règles de maximis et minimis à quelques problèmes de statique, relatifs à l'architecture. Mémoires de Mathématique & de Physique, Académie Royale des Sciences par divers Savans & lûs dans ses Assemblées, vol. 7, 1773, pp. 343 – 82, Paris, 1776. [Repr.] HEYMAN, J.: Coulomb's Memoir on Statics. An Essay in the History of Civil Engineering. Cambridge at the University Press, 1972

[41] DAINES, M.E.: Cooling of bituminous layers and time available for their compaction. Department of Transport, Transport and Road Research Laboratory Report H. 4, 1985, zitiert in [165, 263]

[42] DAMM, K.-W.: Langzeitverhalten von Asphaltdeck- und Binderschichten hochbelasteter Verkehrsflächen in Hamburg. Vortrag bei der FGSV-Asphaltstraßentagung am 5./6. Juni 1997 in Weimar, Straße und Autobahn (1998) 7, 355 – 364

[43] DAMM, K.-W.: Erweiterte Eignungsprüfung für TA-Asphalt. Seminar Asphalttechnologie, asphalt-labor Arno J. Hinrichsen GmbH & Co. KG, Schwerin, 22. – 23.02.2005, ppt-Präsentation, 36 Folien

[44] DAVID, M.: Zur Frage der bleibenden Verformungen von flexiblen Fahrbahnbefestigungen infolge Fließens des Asphaltes. Mitteilungen aus dem Institut für Baustoffkunde und Materialprüfwesen der Technischen Universität Hannover, Heft 33, 1976, Dissertation, 140 S.

[45] DAVIES, L., GATHER, U.: The Identification of Multiple Outliers, Journal of American Statistical Association, 88 (1993), pp. 782 – 792, zitiert in [291]

[46] DESCORNET, G.: Inventory of High-Speed Longitudinal and Transverse Road Evenness Measuring Equipment in Europe. Belgian Road Research Centre, Brussels 1998, zitiert in [238]

[47] DE WIT, L.B. U.A.: Filter Experiment, Organisation and carrying-out a comparison experiment of high speed longitudinal and transverse road evenness measuring equipment used in Europe. Forum of European National Highway Research Laboratories (FEHRL), Brüssel, 1999, zitiert in [217]

[48] DIETRICH, W., VAUPEL, D.: Neue Asphalt-Einbauverfahren aus dem Bereich des Verkehrswegebaus. In Technik und Technologie des Straßenbaus; 3. Internationales Symposium Technik und Technologie des Straßenbaus, München, 3. April 1998 im Rahmen der bauma 98, A.A. Balkema, Rotterdam 1998, 57 – 60

[49] DIETRICH, W.: Qualitätsverbesserung im Asphaltstraßenbau: Maßnahmen zur Verlängerung der Gebrauchsdauer und Reduzierung der Erhaltungskosten. Asphalt (2005) 7, 35 – 37

[50] DIN 4085: Baugrund. Berechnung des Erddrucks. Berechnungsgrundlagen. DIN Deutsches Institut für Normung, Berlin, Beuth Verlag, Berlin, 02/1987

[51] DIN 4085: Baugrund – Berechnung des Erddrucks. DIN Deutsches Institut für Normung, Berlin, Beuth Verlag, Berlin, 19/2007

[52] DIN 15261: Schneckenförderer Teil 1 – Anschlußmaße, Teil 2 – Schneckenblatt. Deutscher Normenausschuß, Beuth Verlag, Berlin, 02/1986

[53] DIN 15262: Schneckenförderer für Schüttgut – Berechnungsgrundsätze. Deutscher Normenausschuß, Beuth Verlag, Berlin, 01/1983

[54] DIN 52098: Prüfung von Gesteinskörnungen, Bestimmung der Korngrößenverteilung durch Siebanalyse, DIN Deutsches Institut für Normung, Berlin, Beuth Verlag, Berlin, 01/1990

[55] DIN EN 12697-10: Asphalt – Prüfverfahren für Heißasphalt – Teil 10: Verdichtbarkeit. DIN Deutsches Institut für Normung, Berlin, Beuth Verlag, Berlin, 03/2002

[56] DON BROCK, J., JAKOB, H.: Temperature Segregation / Temperature Differential Damage. Astec Industrial, Inc., Chattanooga, Technical Paper T-134, 1998

[57] DRANSFIELD, P., WILLATT, S.T., WILLIS, A.H.: Soil-to-Implement Reaction Experienced with Simple Tines at Various Angles of Attack. Journ. of Agric. Eng. Res. 9 (1964) Nr. 3, pp. 220 – 224, zitiert in [259]

[58] DR.-ING. LÖFFLER BAUSTOFFPRÜFUNG: Erstprüfung Nr. 11/062/0113/09 vom 14.05.2009 der Dr.-Ing. Löffler Baustoffprüfung GmbH & Co. KG, Hannover zum Splittmastixasphalt 0/8 S 25/55-55

[59] DULLER, CH.: Einführung in die nichtparametrische Statistik mit SAS und R: Ein anwendungsorientiertes Lehr- und Arbeitsbuch. 2. Aufl., Physika-Verlag, Heidelberg, 2007

[60] DYNAPAC: ausgewählte bildhafte Darstellungen, 2011

[61] DYNAPAC: Einbaugrundlagen für Straßenfertiger. Dynapac GmbH, Wardenburg, 2005

[62] DYNAPAC: Kettenfertiger SVEDALA DEMAG DF145C, Technische Daten, 12.02.2009. Dynapac GmbH, Wardenburg

[63] DYNAPAC: Stampferbohle mit Vibration SVEDALA DEMAG EB50(E), Technische Daten, 27.01.2005. Dynapac GmbH, Wardenburg

[64] DYNAPAC: Tandem-Vibrationswalze CC142, Technische Daten, 20.02.2009. Dynapac GmbH, Karlskrona

[65] EISENMANN, J.: Dynamische Radlastschwankungen – Straßenbeanspruchung. Straße und Autobahn (1975) 4, 127 – 128

[66] EISENMANN, J.: Bewertung der Straßenbeanspruchung. Straße und Autobahn 30 (1979) 3, 107 – 110, zitiert in [101, 281]

[67] EISENMANN, J., LEMPE, U.: Versuchsstrecke Hilpoltstein. Kolloquium der Forschungsgesellschaft für das Straßenwesen am 5. April 1979 in Nürnberg: Theoretische Bemessung. Forschungsarbeiten aus dem Straßenwesen, Heft 95, 1980, 45 – 57

[68] EMS-JADE MISCHWERKE: Untersuchungsbefund vom 19.01.2009 zur Elektroofenschlacke EOS 0/10. Ems-Jade Mischwerke GmbH KG für Straßenbaustoffe, Cappeln

[69] EPHREMIDIS, C.: Untersuchungen zum Fördervorgang beim waagerechten Schneckenförderer. Dissertation 1957, TH Hannover

[70] EWERS, N.: Die Konstruktionsgrundlagen der hochwertigen bituminösen Straßendecken. Dissertation 1935, TH Dresden, Reprint in: Archiv für die Geschichte des Straßenwesens, Heft 9, Nicolai Ewers, Kirschbaum Verlag, Bonn, 1996

[71] EWERS, N.: Über die Verdichtung der Teerbetondecken beim Einbau. Straßenbau-Jahrbuch 1937/1938 der Forschungsgesellschaft für das Straßenbauwesen Berlin, Volk und Reich Verlag, Berlin, 1938, 127 – 145

[72] FAHRMEIR, L. U.A.: Statistik. Der Weg zur Datenanalyse. 4. Ausg. 2003, Springer-Verlag, Berlin, 2003, ISBN 354044003, 608 S.

[73] FICHTE, G.: Dynamische Belastung des Straßenoberbaus. Bericht einer Arbeitsgruppe des Straßenforschungsprogramms der OECD 1992. Straßenforschung des Bundesministeriums für Wirtschaftliche Angelegenheiten, Wien, Heft 471, 1997, zitiert in [235]

[74] FLOSS, R.: Verdichtungstechnik im Erdbau und Verkehrswegebau. Band 1: Grundprinzipien der Vibrationsverdichtung. Verdichtung von Boden und Felsgestein. Verdichtung von Asphaltschichten. 1. Aufl., BOMAG GmbH & Co. OHG, Boppart, 2001

[75] GABLER, H.: Theoretische und experimentelle Untersuchung der Förderung in steilen und senkrechten Schneckenförderern. Dissertation 1981, TU München

[76] GALLENNE, M.-L. ET AL: Caractérisation de l'uni longitudinal au cours de la mise en oeuvre de couches de chaussée. (Charakterisierung der Ebenheit in Längsrichtung beim Verlegen der Fahrbahnschichten); Eurasphalt & Eurobitume Congress, Strasbourg, 1996, E&E.8.197

[77] GEODYNAMIK: ACD-Test auf der E4-Autobahn bei Vista Kulle. Internes Papier der Geodynamik AB, Stockholm 1999, unveröffentlicht

[78] GERZ, U.: Erfassung und Bewertung von Unebenheiten – Grundlagen. FGSV-Kolloquium am 24./25. Oktober 1985 in Karlsruhe: Wechselwirkung zwischen Fahrzeug und Fahrbahn. Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen, FGSV Verlag, Köln 1986, FGSV 002/27, 14 – 16

[79] GERZ, U.: Kurzbericht über die 24. Sitzung des AA 4.3 „Straßenebenheit", Straße und Autobahn (1985) 2, 87, zitiert in [78]

[80] GILLESPIE, T.D.: Everything You Always Wanted to Know about the IRI, But Were Afraid to Ask! The University of Michigan Transportation Research Institute, Road Profile Users Group Meeting, September 22 – 24, 1992, Lincoln, Nebraska

[81] GLET, W.: Auswirkungen von Bitumen auf Gesundheit und Umwelt. Arbeitsgemeinschaft der Bitumen-Industrie, Hamburg, Arbit-Symposium, Würzburg, 3./4. März 1999

[82] GOES, F.: Untersuchungen zur Beurteilung der Wirkung von Schwingungsdämpfern. Dissertation 1963, TH Braunschweig, zitiert in [33]

[83] GORJATSCHKIN, W.: Über Streichbleche. Moskau 1898, zitiert in [259]

[84] GOURDON, J.-L.; CHARONNAT, Y.: Aide à la conduite des engins de repandage. TABOMARE – un tableau de bord de démonstration. Travaux, (1985) 599, 26 – 29

[85] GRÖNEWEG: Teilkopien verschiedener technischer Abhandlungen, überwiegend ohne Nennung des Autors, Gröneweg Maschinenbau GmbH, Edewecht, 2010

[86] GÜNTHNER, W. A., FOTTNER, J., RONG, O.: Empirische Entwicklung von Kenngrößen zur Auslegung von Hochleistungs-Schneckenförderern für Schüttgut. TU München, Lehrstuhl für Fördertechnik, Materialfluß, Logistik (fml), Herbert Utz Verlag, München, 2002

[87] HAMPEL, F.R.: The breakdown points of the mean combined with some rejection rules, Technometrics, 27 (1985), pp. 95 – 107, zitiert in [291]

[88] HARDERS, O.: Funktionen der Bindemittel im Asphalt – Eigenschaften, Ursachen, Wirkung. Bitumen-Symposium am 03. und 04. März 1999, Würzburg

[89] HASSAN, R., MCMANUS, K.: Ermittlung der dynamischen Radlasten in Abhängigkeit von den Fahrbahnlängsunebenheiten (Orig. engl.: Estimating dynamic loading of pavements from surface profile properties). Road & Transport Research 10 (2001) Nr. 3, pp. 3 – 18

[90] HEINEMANN, R.: Mathematische Ansätze zur Berechnung verdichtungsabhängiger Größen. Bitumen-Teere-Asphalte-Peche und verwandte Stoffe 23 (1972) 6, 238 – 243

[91] HENSCHEL, J.: Verkehrswegebau am Scheideweg? Deutscher Straßen- und Verkehrskongreß vom 13. – 15. Oktober 2004, Berlin, FGSV Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen, FGSV Verlag, Köln, 2005, FGSV 001/20, 20 – 30

[92] HERLE, I.: Hypoplastizität und Granulometrie einfacher Korngerüste. Dissertation 1997, Univ. Karlsruhe, Institut für Bodenmechanik und Felsmechanik, Heft 142

[93] HIDE, H. ET AL: The Kenya road transport cost study: research on vehicle operating costs. Transport and Road Research Laboratory, Report 672, Crowthorne Berkshire 1975, zitiert in [217]

[94] HOLL, A.: Der Einfluß bituminöser Bindung auf Bewegung und Beanspruchung des Einzelkorns. Bitumen-Teere-Asphalte-Peche und verwandte Stoffe 17 (1966) 4, 127 – 132

[95] HORN, A.: Schichtdickenbestimmung durch relative Lageerfassung zwischen Traktor und Zugarm eines Straßenfertigers. Patentschrift DE 100 25 474 B4, Deutsches Patent- und Markenamt, 23.05.2000

[96] HOTTINGER BALDWIN MEßTECHNIK: Technisches Datenblatt B0443-3.0 de – Absolutdruckaufnehmer P8AP. Hottinger Baldwin Meßtechnik GmbH, Darmstadt

[97] HUSCHEK, S.: Befahrbarkeitsmessungen auf Strassen nach der Winkelmessmethode – Neue Untersuchungen. Institut für Strassen- und Untertagbau an der Eidg. Technischen Hochschule Zürich, Mitteilung Nr. 28, 1974

[98] HUSCHEK, S., BACHNER, G.: Ebenheitsmessungen auf Straßen. Schlußbericht zum Forschungsauftrag Nr. 15/72 der VSS. Institut für Straßen-, Eisenbahn- und Felsbau an der ETH Zürich, Mitteilung Nr. 38, 1977

[99] HUSCHEK, S., ANGST, CH.: L'influence du compactage sur les proprietés mécanigues des enrobés. Collogue internationale sur le compactage, Edition Anciens ENPC, Paris 1980, zugl.: Mechanische Eigenschaften von Filler-Bitumen-Gemischen. Teil 2: Einfluß der Verdichtungsart auf die mechanischen Eigenschaften von Asphaltprüfkörpern. Institut für Straßen-, Eisenbahn- und Felsbau an der ETH Zürich, Mitteilung Nr. 44, 1980, 30 – 45

[100] HUSCHEK, S.: Zum Verformungsverhalten von Asphaltbeton unter Druck. Dissertation 1983, Institut für Straßen-, Eisenbahn- und Felsbau an der ETH Zürich, Mitteilung Nr. 54

[101] HUSCHEK, S.: Verhalten des Strassenoberbaues unter dynamischer Radlast. Institut für Strassen-, Eisenbahn- und Felsbau an der ETH Zürich, Mitteilung Nr. 58, 1985

[102] HUSCHEK, S.: Der „funktionale Schichtaufbau", Gedanken zu einem neuen Konzept für Fahrbahnbefestigungen aus Asphalt. Bitumen (1988) 2, 50 – 52

[103] HUSCHEK, S.: Möglichkeiten zur Verringerung der Misch- und Einbautemperatur von Asphalt. Asphalt (1994) 6, 46 – 49

[104] HUSCHEK, S.: Anforderungen an die Oberflächeneigenschaften von Fahrbahnen. Bitumen (1997) 4, 152 – 156

[105] HUSCHEK, S.: Straßenoberbau – Asphaltbauweise. Seminarunterlagen 2006 der TU Berlin, Institut für Bauingenieurwesen – FG Straßenwesen

[106] HUSCHEK, S.: Abstreutechnik - Versuchsstrecke auf der BAB A24 am 11./12. Mai 2006

[107] HUTSCHENREUTHER, J., WÖRNER, T.: Asphalt im Straßenbau. Aus der Praxis des Verkehrsbaus. 1. Aufl., Verlag für Bauwesen, Berlin, 1998

[108] HYDROTECHNIK: Technisches Datenblatt Nr. 13573 vom 13.10.2008 – Durchfluß-Sensor RE4. Hydrotechnik GmbH, Limburg

[109] IR ABG: Produkt & Service – Training, Unterrichtsmaterial. Hameln, 2003, zitiert in [117]

[110] JONES, J.F.: Flow of Granular Materials. M.E.Sc.-Thesis 1964, Univ. Dublin, zitiert in [259]

[111] JUNOLD, F.: PAST – Prozeßsicherer automatisierter Straßenbau. Photos aus dem praktischen Einbau. 2011

[112] KASTRISSIANAKIS, E.: Einfluß der Kornzusammensetzung der Mineralmasse auf die Eigenschaften der Asphalt- und Teerbeton-Decken. Dissertation 1940, TH Dresden, Berlin: Volk und Reich Verlag, Berlin, 1940

[113] KATTERFELD, A., KRAUSE, F.: Einsatz der Diskreten Elemente Methode in der Schüttgut-Fördertechnik. Tagungsband zur Fachtagung „Schüttgutfördertechnik 2003", Verlag LOGiSCH, Magdeburg, 2003

[114] KEMPKENS, E.: Längsebenheit von Straßen – Anforderungen und Grenzwerte im Hinblick auf Abnahme, Gewährleistung und Erhaltung. Straße und Autobahn 48 (1997) 2, 57 – 61

[115] KEMPKENS, E.: Untersuchungen zur Ermittlung eines neuen Verfahrens zur Abnahme der Ebenheit auf der Basis von Längsprofilen. Abschlußbericht zum FP 95.312/S1. Bundesanstalt für Straßenwesen, Bergisch Gladbach, 1998, zitiert in [238]

[116] KÉZDI, A.: Handbuch der Bodenmechanik. Band I: Bodenphysik. 2. Aufl., VEB Verlag für Bauwesen, Berlin, 1969

[117] KIRCHESCH, M.: Optimierung der Ebenheit von Asphaltstraßen. Diplomarbeit, 2004, FH Koblenz, Fachbereich Bauingenieurwesen

[118] KNEPPER, S., SULTEN, P.: Auf dem Weg zu einer systematischen Straßenerhaltung. Straße und Autobahn 48 (1997) 11, 605 – 614

[119] KOESSLER, P. U.A.: Messung der dynamischen Radlasten und Entwicklung eines Prüfhindernisses zur Feststellung straßenschonender Fahrzeugbauweise. Dt. Kraftfahrtforsch. u. Straßenverkehrstechn. H. 127, Düsseldorf, VDI-Verlag, 1959, zitiert in [33, 128]

[120] KRAUSE, F., MINKIN, A.: Untersuchungen zur Wendelförderung – Der Wendelförderer und seine Einsatzgebiete. www.wissensportal baumaschine.de, 2 (2005)

[121] KRAUSE, R.: Der Verdrängungsvorgang um Untergrundwerkzeuge in trockenem Sand. Untersuchungen an geometrisch einfachen Modellwerkzeugen. Dissertation 1973, TH Braunschweig, Institut für Landmaschinenforschung der Forschungsanstalt für Landwirtschaft, Sonderheft 20

[122] LOZÁN, J. L., KAUSCH, H.: Angewandte Statistik für Naturwissenschaftler. 4. überarb. und erg. Aufl., Wissenschaftliche Auswertungen, Hamburg, 2007

[123] MEEWES, V., ROTHENGATTER, W.: Neufassung der Zeitkosten- und Betriebskostenansätze für wirtschaftliche Vergleichsrechnungen im Straßenwesen. Straßenverkehrstechnik 20 (1976) 4, 117 – 120, zitiert in [217]

[124] ME-MEßSYSTEME: Technisches Datenblatt – Kraftmeßbolzen FH-Köln. ME-Meßsysteme GmbH, Hennigsdorf

[125] MICRO-EPSILON MEßTECHNIK: Bedienungsanleitung für Infrarotsensoren mit Laservisier vom Typ thermoMeter CTL/CTLF/CTLG/CTLM-1/CTLM-2/CTLM-3 der Micro-Epsilon Meßtechnik GmbH & Co. KG, Ortenburg, www.micro-epsilon.de, 26.11.2003

[126] MILBRADT, H.-R.: Einfluß der Einsatzbedingungen von Vibrationswalzen auf das Gebrauchsverhalten von Asphaltbetonen mit unterschiedlicher Verdichtbarkeit. Dissertation 1988, Schriftenreihe „Straßenwesen“ des Institutes für Straßenwesen der TU Braunschweig, Heft Nr. 8

[127] MITSCHKE, M.: Messung von Straßenunebenheiten und deren Einfluß auf Fahrzeug und Fahrbahn. Dissertation 1957, TH Braunschweig, Wissenschaftliche Abhandlungen der Physikalisch Technischen Bundesanstalt, Heft Nr. 9

[128] MITSCHKE, M.: Beitrag zur Untersuchung der Fahrzeugschwingungen (Theorie und Versuch). Habilitationsschrift 1961, TH Braunschweig, Dt. Kraftfahrtforsch. u. Straßenverkehrstechn., VDI-Verlag, Düsseldorf, Heft 157, 1962

[129] MITSCHKE, M.: Dynamik der Kraftfahrzeuge. Band B: Schwingungen. Springer Verlag, Berlin, 1972, zitiert in [98, 101]

[130] MITSCHKE, M.: Dynamik der Kraftfahrzeuge. Band B: Schwingungen. 2. Aufl., Springer Verlag, Berlin, 1984, zitiert in [35, 37, 238]

[131] MITSCHKE, M.: Vertikale Straßenbeanspruchung, Zusammenhänge zwischen Straße – Fahrzeug – Fahrgeschwindigkeit. Straße und Autobahn 27 (1976) 4, 153 – 156, zitiert in [101, 209, 281]

[132] MITSCHKE, M.: Aufgaben und Ergebnisse des Arbeitsausschusses Straßenbeanspruchung. FGSV-Kolloquium am 24./25. Oktober 1985 in Karlsruhe: Wechselwirkung zwischen Fahrzeug und Fahrbahn. Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen, FGSV Verlag, Köln, 1986, FGSV 002/27

[133] MITSCHKE, M., WALLENTOWITZ, H.: Dynamik der Kraftfahrzeuge. 4., neubearb. Aufl., Springer Verlag, Berlin, 2004

[134] MOBA: Technische Datenblätter – Dual Sonic Sensor 04-21-10100, Edition 11.2006. MOBA Mobile Automation AG, Limburg

[135] MOBA: Technische Datenblätter - einachsiger Neigungsgeber 04-21-20012 vom November 2006 und digitaler Neigungssensor 04-21-21010 vom April 2008. MOBA Mobile Automation AG, Limburg

[136] MONECKE, J. U.A.: Einfluß maschinentechnischer Parameter auf den Einbau von Asphalt. Bericht zum Forschungsvorhaben AiF 368 D „Asphaltverdichtung“. Institut für Förder- und Baumaschinentechnik, Stahlbau, Logistik der TU Magdeburg, 1994, unveröffentlicht

[137] MONECKE, J., PETROV, P., POPPY, W.: Einfluß maschinentechnischer Parameter auf den Einbau von Asphalt. Abschlußbericht zum Forschungsvorhaben AiF/FKM/FVB-Nr. 368 D. Schriftenreihe der Forschungsvereinigung Bau- und Baustoffmaschinen, Frankfurt/M., 1997, Heft 9

[138] MONECKE, J., ORTLEPP, J., POPPY, W.: Analyse des Einbauverhaltens von Straßenfertigern. In Technik und Technologie des Straßenbaus, 3. Internationales Symposium Technik und Technologie des Straßenbaus, München, 3. April 1998 im Rahmen der bauma 98, A.A. Balkema, Rotterdam, 1998, 61 – 68

[139] MONECKE, J., ORTLEPP, J., POPPY, W.: Ermittlung und Optimierung der maschinen- und regeltechnischen Parameter beim Einbau von Asphalt. Abschlußbericht zum Forschungsvorhaben AiF/FKM/FVB-Nr. 10034 B. Schriftenreihe der Forschungsvereinigung Bau- und Baustoffmaschinen, Frankfurt/M., 1999, Heft 13

[140] MONECKE, J., ORTLEPP, J., POPPY, W.: Quantitative Beschreibung des Einbauverhaltens von Asphaltfertigern. Asphalt 34 (1999) 8, 26 – 34

[141] MONECKE, J.: Einfluß der Fertigerelemente auf die Vorverdichtung des Asphaltes. Asphalt-Seminar 2000 vom 15. – 17. März 2000, dav Deutscher Asphaltverband, dai Deutsches Asphaltinstitut, Bonn, 2000, 195 – 207

[142] M VA: Merkblatt für das Verdichten von Asphalt. Ausg. 2005, Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen, FGSV Verlag, Köln, FGSV 730

[143] NAKKEL, E.: Qualitätssicherung im Straßenbau. Straße und Autobahn (1985) 5, 177 – 182

[144] NETER, J., WASSERMANN, W., WHITMORE, G.A.: Applid statistics. Allyn and Bacon, Boston, 1978

[145] NIJBOER, L.W.: Plasticity as a Factor in the Design of Dense Bituminous Carpets. Dissertation, Elsevier Publishing Comp. Inc., New York, 1948

[146] ODOKI, J. B., KERALI, H.G.R.: Analytical Framework and Model Descriptions. The Highway Development and Management Series, The World Road Association 1999, HDM-IV volume 4, zitiert in [217]

[147] OEFNER, G.: Handbuch für die wirtschaftliche Vergleichsrechnung im Management der Straßenerhaltung. Baulastträger- und Nutzerkosten. Bundeswehruniversität München, ISSN-Verkehrsplanung und Straßenwesen, Heft 27, 1988, zitiert in [217]

[148] OHE, H., DIPL.-ING.: Laboruntersuchung zur Schüttdichte verschiedener Asphaltmischgüter. Ems-Jade-Mischwerke GmbH KG für Straßenbaustoffe, Zentrallabor, Cappeln, 30.10.2006

[149] OHE, H., DIPL.-ING.: mündliche Information vom 05.01.2007 zur ungefähren Dichte eines Asphaltmischgutes nach dessen Verladung auf einem Lkw, Ems-Jade-Mischwerke GmbH KG für Straßenbaustoffe, Zentrallabor, Cappeln

[150] OHE, H.: mündliche Information vom 05.04.2011 zur Einengung der Mischguttemperatur beim Bau des Daimler-Benz-Testgeländes in Papenburg, Ems-Jade-Mischwerke GmbH KG für Straßenbaustoffe, Zentrallabor, Cappeln

[151] OLFERS, R.: persönliches Gespräch am 18.03.2011, Carnehl Fahrzeugbau Pattensen GmbH & Co. KG

[152] PAJER, G., KURTH, F.: Fördertechnik. Stetigförderer. VEB Verlag Technik, Berlin, 1967

[153] PAYNE, P.C.J.: A Field Method of Measuring Soil/Metal Friction. Journ. of Soil Science 7 (1956) No. 2, pp. 235 – 241, zitiert in [259]

[154] PETROW, N. U.A.: Theorie der hydrodynamischen Schmierung. 2. Aufl., Ostwalds Klassiker der exakten Wissenschaften, Band 218, Verlag Harri Deutsch, Frankfurt am Main, 2000

[155] PHILLIPS, L., WILLOUGHBY, K., MAHONEY, J.: Infrared Thermography Revolutionizes Hot-Mix Asphalt Paving. Structural Materials Technology VI, NDT Conference, Buffalo, New York, September 14 – 17, 2004, New York State Department of Transportation, Federal Highway Administration, American Society for Nondestructive Testing, pp. 306 – 314

[156] PIPPICH, J.: Einbau und Verdichten. Asphalt (1994) 5, 15 – 17

[157] PITZLER, D.: Entwicklung einer Hochverdichtungsbohle für Straßenfertiger. Diplomarbeit 2008, FH Köln, Fakultät für Anlagen, Energie- und Maschinensysteme

[158] PLATE, E. J.: Statistik und angewandte Wahrscheinlichkeitslehre für Bauingenieure. Verlag Ernst & Sohn, Berlin, 1992

[159] POLZER, G., MEIßNER, F.: Grundlagen zu Reibung und Verschleiß. 1. Aufl., VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1978

[160] RAS-Q: Richtlinien für die Anlage von Straßen. Teil: Querschnitte. Ausg. 1996. Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen FGSV, FGSV Verlag, Köln

[161] RATHJE, J.: Der Schnittvorgang im Sande. VDI-Verlag, Berlin, 1931, VDI-Forschungsheft 350, zitiert in [121, 259]

[162] REINER, M.: Rheologie in elementarer Darstellung. 2. Aufl., Carl Hanser Verlag, München, 1969, zugl. 2. Aufl. VEB Fachbuchverlag Leipzig, 1969

[163] RENKEN, P.: Verdichtbarkeit von Asphaltbetongemischen und ihr Einfluß auf die Standfestigkeit. Schriftenreihe „Straßenwesen“ des Lehrstuhls für Straßenwesen und Erdbau der TU Braunschweig, Heft 3, 1980

[164] RENKEN, P.: Verdichtungswilligkeit von Asphaltgemischen. Schriftenreihe „Forschung Straßenbau und Straßenverkehrstechnik“ des Bundesministers für Verkehr, Abteilung Straßenbau, Heft 296, 1980

[165] RENKEN, P.: Über den Einfluß der Verdichtungstemperatur auf die Verdichtbarkeit von Walzasphaltgemischen. Kumulative Schrift: Verdichtung von Walzasphalt im Laboratorium und im Felde, zugl. Habilitationsschrift 2002, Schriftenreihe „Straßenwesen“ des Instituts für Straßenwesen der TU Braunschweig, Heft 18

[166] RENKEN, P.: Verdichtung von Walzasphalt im Laboratorium und im Felde. Kumulative Schrift: Verdichtung von Walzasphalt im Laboratorium und im Felde, zugl. Habilitationsschrift 2002, Schriftenreihe „Straßenwesen“ des Instituts für Straßenwesen der TU Braunschweig, Heft 18

[167] RENNER, J., SCHAETZ, J.: Untersuchungen an Vibrationseinrichtungen zum Verdichten bituminöser Gemische. Dissertation 1975, TH Magdeburg

[168] RHEINTACHO MEßTECHNIK: Technisches Datenblatt N0001.274 vom 26.07.2006 – Drehzahlsensoren der 1 Kanal M18 Familie. Rheintacho Meßtechnik GmbH, Freiburg

[169] RIBBACK, J.: Analytische Untersuchung an Raupenlaufwerken von Straßenfertigern. Diplomarbeit 1993, TU Dresden, Fakultät für Verkehrswissenschaften, unveröffentlicht

[170] RICHTER, E., DIETRICH, W.: Kompaktasphalt – eine Bauweise der Zukunft. Bitumen (1997) 3, 98 – 101

[171] RICHTER, D., HEINDEL, M.: Prüfungsfragen und Antworten für Straßenbauer. 1. Aufl., Verlag Teubner, Stuttgart, 2002

[172] RPE-STRA 01: Richtlinien für die Planung von Erhaltungsmaßnahmen an Straßenbefestigungen. Ausg. 2001. Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen, FGSV Verlag, Köln, FGSV 988

[173] RUMPF, H.: Mechanische Verfahrenstechnik. Carl Hanser Verlag 1975; zitiert in [262]

[174] RWS: Richtlinien für wirtschaftliche Vergleichsrechnungen im Straßenwesen. Ausg. 1971. Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen FGSV, FGSV Verlag, Köln, zitiert in [217]

[175] SACHS, L.: Statistische Methoden. Ein Soforthelfer für Praktiker in Naturwissenschaft, Medizin, Technik, Wirtschaft, Psychologie und Soziologie. 2., neubearb. Aufl., Springer Verlag, Berlin, 1970

[176] SACHS, L., HEDDERICH, J.: Angewandte Statistik. Methodensammlung mit R. 12. Aufl., Springer Verlag, Berlin, 2006

[177] SAKIA, R.M.: The box-cox transformation technique: a review. The Statistician 41 (1992), pp. 169 – 178

[178] SAUER-DANFOSS: Technische Daten zur Baureihe OMT Orbitalmotor, DKMH. PK.130.B4.03, 09/2004. Sauer-Danfoss GmbH & Co. OHG, Darmstadt

[179] SAYERS, M.W., GILLESPIE, T.D., PATERSON, W.D.: Guidelines for the Conduct and Calibration of Road Roughness Measurements, World Bank Technical Paper No. 46, The World Bank, Washington DC, 1986

[180] SAYERS, M.W., GILLESPIE, T.D., QUEIROZ, C.A.V.: The International Road Roughness Experiment: A Basis for Establishing a Standard Scale for Road Roughness Measurements. The World Bank, Washington DC, 1986, Transportation Research Record N1084, Pavement Roughness and Skid Resistance, pp. 76 – 85, zitiert in [217]

[181] SAYERS, M.W.: On the Calculation of International Road Profile. Transportation Research Record 1501, Transportation Research Board, Washington, DC, 1995, zitiert in [266]

[182] SCHENDERA, CH.: Regressionsanalyse mit SPSS. Oldenbourg, Bern 2008

[183] SCHIRRMACHER, H., PROF. DR.-ING.: persönliche Gespräche und Korrespondenz im Zeitraum Mai und September 2011, FH Wilhelmshaven

[184] SCHMIDT, B.: International Experiment or Compare and Harmonize Methods for the Assessment of Longitudinal and Transverse evenness of Pavements. World Road Association – PIARC, Fourth International Symposium on Pavement Surface Characteristics on Roads and Airfields, Nantes, France, 2000, pp. 19 – 30

[185] SCHMIDT, J.: Vergleichs- und Wiederholstreubereiche für Längs- und Querebenheit. Erfassung von Zustandsindikatoren mittels schnellfahrender Messsysteme. Forschung Straßenbau und Straßenverkehrstechnik, Heft 1031, 2010

[186] SCHMIDT, K.: Vermessungsarbeiten zur 3D-Oberflächenerfassung. 11.03.2009, unveröffentlicht

[187] SCHMIDT, K.: Vermessungsdaten Versuchsfläche. 2. Messkampagne vom 24. u. 26.08.2009. Stand 26.09.2009 mit Ergänzungen vom 10.10.2009, unveröffentlicht

[188] SCHMUCK, A.: Straßenerhaltung mit System, Grundlagen des Managements. Kirschbaum Verlag, Bonn, 1987, zitiert in [217]

[189] SCHNIERING, A.: Ergänzende Messungen der Unebenheit im Längs- und Querprofil für die Erstellung von Bewertungshintergründen. Abschlußbericht zu FP 04.165 G92D des Bundesministers für Verkehr, Essen, 1996, zitiert in [238]

[190] SCHNIERING, A., KEMPKENS, E.: Festlegung von Gebrauchseigenschaften in Bauverträgen – Beurteilung der Längsebenheit auf der Basis von Längsprofilen. Deutscher Straßen- und Verkehrskongreß, München, 2002, zitiert in [238]

[191] SCHNIERING ING.-GESELLSCHAFT: Bewertungsmethoden für ein neues Ebenheitsabnahmeverfahren. Abschlußbericht zu FE 89.033/1997/S1 der Bundesanstalt für Straßenwesen, Bergisch Gladbach. Schniering Ing.-Gesellschaft mbH, Essen, 1998, zitiert in [117, 238]

[192] SCHÖNIAN, E. U.A.: Asphaltmischgut im Straßenbau: Mischen, Einbauen, Verdichten. Shell Taschenbuch für den Straßenbauer, VDI-Verlag, Düsseldorf 1970

[193] SCHULZE, K.: Einflußfaktoren auf die Ebenheit bituminöser Fahrbahnbeläge. Straße und Autobahn (1965) 6, 193 – 200

[194] SCHULZE, K.: Die Rationalisierung der Verdichtungsarbeit beim Einbau bituminösen Mischgutes. Straße und Autobahn 18 (1967) 4, 118 – 125

[195] SCHULZE, K.: Die Verdichtung von bituminösem Mischgut in Deutschland. Bitumen (1970) 1, 15 – 21, zitiert in [26]

[196] SCHWADERER, W.: Der Straßenbau in physikalisch-meßtechnischer Betrachtung. Habilitationsschrift 1969, Straßenbau und Straßenverkehrstechnik, Heft 84, 1969

[197] SCHWADERER, W.: Langzeitbeobachtungen an ausgewählten Straßenabschnitten, 6. Teil, 1985/86. Zwischenbericht zu F.A. 04.126 R85B des Bundesministers für Verkehr, 1980, zitiert in [214]

[198] SCHWADERER, W.: Zum Langzeitverhalten von Straßen flexiblen Aufbaus. Straße und Autobahn (1986) 3, 99 – 106

[199] SCHWADERER, W.: Zur Entstehung der Längsunebenheiten von Straßen. Straße und Autobahn (1987) 6, 218 – 222

[200] SEBESTA, S., SCULLION, T.: Anwendung von Infrarot- und Radartechnik zur Auffindung von Entmischungen in Asphaltdeckschichten (Orig. engl.: Application of Infrared Imaging and Ground-Penetrating Radar to Detect Segregation

in Hot-Mix Asphalt Overlays). Transportation Research Board (TRB), Washington, DC, 2003, Transportation Research Record 1861, Paper No. 03-3406, pp. 37 – 43

[201] SHELL: Shell Bitumen. Tabellen und Übersichten 2006. Taschenbuch, Shell Deutschland Oil GmbH, Hamburg

[202] SHESTOPALOV, A.A.: Paver-installed oscillating-type tamper: results of operation analysis. Saint Petersburg State Technical University, 2004, unveröffentlicht

[203] SMITH, K.D., HOERNER, T.E., DARTER, M.I.: Effect of Initial Pavement Smoothness on Future Smoothness and Pavement Life. Transportation Research Record (TRB), H. 1570, 1997, pp. 60 – 69

[204] SOCINA, M.: Umsetzung des Längsebenheitswirkindex (LWI) im Rahmen der systematischen Straßenerhaltung. Forschung Straßenbau und Straßenverkehr, Heft 1016, 2009

[205] STEFFEN, H.: Die Verdichtung bituminöser Trag- und Deckschichten im Straßen- und Wasserbau. Bitumen (1966) 4, 102 – 109, zitiert in [26]

[206] STEINAUER, B.: Stochastische und periodische Unebenheiten auf Fahrbahnen. Dissertation 1991, Heft 32 der Univ. der Bundeswehr München, Verkehrsplanung und Straßenwesen, s. auch: Vergleich stochastischer und periodischer Fahrbahnunebenheiten in bezug auf Fahrkomfort. Bitumen (1992) 1, 2 – 13

[207] STEINAUER, B.: Zusätzliche Straßenbeanspruchungen durch dynamische Achslasten bei Längsunebenheiten. Fahrzeug und Fahrbahn, FGSV-Tagung am 14. und 15. April 1999 in Celle, FGSV Verlag, Köln, FGSV 002/63, 44 – 50

[208] STEINAUER, B., UECKERMANN, A.: Ein vereinfachtes Verfahren zur Auswertung der Längsebenheit von Straßen. Straße und Autobahn 50 (1999) 4, 173 – 182

[209] STEINAUER, B.; UECKERMANN, A.: Zusammenhang zwischen Längsunebenheit und Straßenbeanspruchung. Straße und Autobahn 54 (2001) 8, 445 – 454

[210] STEINAUER, B., KEMPKENS, E., UECKERMANN, A.: Zustandserfassung und -bewertung der Bundesfernstraßen – verbessertes Verfahren zur Beurteilung der Längsebenheit. Straße und Autobahn 54 (2003) 1, 24 – 37

[211] STEINAUER, B.: Moderne Bewertung der Straßenlängsebenheit. Vortrag zum Deutschen Straßen- und Verkehrskongreß 2008, FGSV Verlag, Köln, FGSV 001/22, 83 – 91 und Straße und Autobahn 60 (2009) 8, 485 – 489

[212] STIESS, M.: Mechanische Verfahrenstechnik 1. 2., neubearb. Aufl., Springer Verlag Berlin, 1995

[213] STORM, R.: Wahrscheinlichkeitsrechnung, mathematische Statistik und statistische Qualitätskontrolle. 12. Aufl., Carl Hanser Verlag, München, 2007

[214] STRAUBE, E.: Zur Längsunebenheitsentwicklung von Asphaltstraßen. Dissertation 1990 und Heft 11 der Mitteilungen aus dem Fachgebiet Konstruktiver Straßenbau im Institut für Verkehrswirtschaft, Straßenwesen und Städtebau der Univ. Hannover

[215] STRAUBE, E., BECKEDAHL, H.: Einfluß von Homogenitätsschwankungen auf die Längsebenheitsentwicklung bei flexiblen Straßenbefestigungen. Straße und Autobahn (1995) 6

[216] STROUP-GARDINER, M., BROWN, E.R.: Segregation in Hot Mix Asphalt Pavements. NCHRP Report 441, National Academy Press, 2000

[217] STÜTZE, T.: Volkswirtschaftlich gerechtfertigte Interventionswerte für die Erhaltung von Bundesautobahnen. Dissertation 2004, TU Berlin

[218] SULTEN, P.: Möglichkeiten zur Erfassung von Straßenunebenheiten. Vorträge und Referate von der Tagung der Arbeitsgruppe „Fahrzeug und Fahrbahn“ am 28. und 29. April 1976 in Köln, Forschungsgesellschaft für das Straßenwesen, Köln, 1977, zitiert in [78]

[219] SULTEN, P.: Erfassen und Beurteilen der Längsebenheit von Straßen. Straße und Autobahn 43 (1992) 2, 75 – 87

[220] TAPPERT, A.: Möglichkeiten der Asphaltbauweisen – Rück- und Ausblick. Straße und Autobahn 54 (2003) 10, 596 – 600

[221] TEJCHMAN, J.: Shear banding and autogeneous dynamics in granular bodies. Veröffentlichungen des Institutes für Bodenmechanik und Felsmechanik der Univ. Karlsruhe, Heft 137, 1996, zitiert in [92]

[222] TEMME, TH.: Über Meßgeräte zur Bestimmung der Ebenflächigkeit von Straßendecken. Der Straßenbau (1935) 1, 6, zitiert in [196]

[223] TESTO: technische Daten zur Wärmebildkamera testo 880-3 Profi-Set. Testo AG, Lenzkirch

[224] THURNER, H.F.: Flächendeckenden Einbau von Asphalt gefördert. Allgemeine Bauzeitung, Nr. 11, 19.03.1999, 15

[225] TL ASPHALT-STB 07: Technische Lieferbedingungen für Asphaltmischgut für den Bau von Verkehrsflächenbefestigungen. Ausg. 2007. FGSV Verlag, Köln

[226] TL BE-STB 07: Technische Lieferbedingungen für Bitumenemulsionen. Ausg. 2007. FGSV Verlag, Köln

[227] TL BITUMEN-STB 07: Technische Lieferbedingungen für Straßenbaubitumen und gebrauchsfertige Polymermodifizierte Bitumen. Ausg. 2007. FGSV Verlag, Köln

[228] TP EBEN: Technische Prüfvorschriften für Ebenheitsmessungen auf Fahrbahnoberflächen in Längs- und Querrichtung. Teil: Berührende Messungen. Ausg. 2007; FGSV Verlag, Köln, FGSV 404/1

[229] TP EBEN: Technische Prüfvorschriften für Ebenheitsmessungen auf Fahrbahnoberflächen in Längs- und Querrichtung; Teil: Berührungslose Messungen. Ausg. 2009, FGSV Verlag, Köln, FGSV 404/2

[230] TL GESTEIN-STB 07: Technische Lieferbedingungen für Gesteinskörnungen im Straßenbau. Ausgabe 2004, Fassung 2007; FGSV Verlag, Köln, FGSV 613

[231] TROXLER ELECTRONICS: Prospekt Troxler Dünnschicht-Sonde, Modell 4640-B. Troxler Electronics GmbH, Alling, www.troxlerlabs.com

[232] TSD: Straßenfertiger. System 5 & Smoothtrac®. Benutzerhandbuch. Topcon Positioning Systems, Inc., Pleasanton, CA, 2002

[233] TV BIT 3/72: Technische Vorschriften und Richtlinien für den Bau bituminöser Fahrbahndecken. Der Bundesminister für Verkehr, Abteilung Straßenbau, Bonn, FGSV Verlag, Köln, 1972

[234] TVT 72: Technische Vorschriften und Richtlinien für die Ausführung von Tragschichten im Straßenbau. Der Bundesminister für Verkehr, Abteilung Straßenbau, Bonn, FGSV Verlag, Köln, 1972

[235] UECKERMANN, A.: Einfluß von Längsunebenheiten von Fahrbahnoberflächen auf die Straßenbeanspruchung. FA 4.179. Bundesministerium für Verkehr,

Bonn, 2001, Informationen – Forschung im Straßen- und Verkehrswesen – Teil: Straßenbau und Straßenverkehrstechnik IV – 71. Lfg., 4 – 29

[236] UECKERMANN, A.: Der Längsebenheitswirkindex LWI. Forschung Straßenbau und Straßenverkehrstechnik, Heft 839, 2002

[237] UECKERMANN, A., KEMPKENS, E.: Beurteilung der Längsebenheit anhand ihrer Auswirkungen auf Fahrer, Fahrzeug und Fahrbahn. Aachener Mitteilungen Straßenwesen, Erd- und Tunnelbau, RWTH Aachen, Heft 43, 2003: Perspektiven für das Straßenwesen, 199 – 221

[238] UECKERMANN, A.: Ein geometrisch basiertes Verfahren zur Lokalisierung und Bewertung einzelner, periodischer und regelloser Unebenheiten im Straßenlängsprofil. Dissertation 2004, Aachener Mitteilungen Straßenwesen, Erd- und Tunnelbau, RWTH Aachen, Heft 44

[239] UECKERMANN, A.: Das Bewertete Längsprofil. Straße und Autobahn (2005) 1, 18 – 24

[240] UECKERMANN, A.: Bewertungsverfahren für die Längsebenheit von Fahrbahnen. VDI-Berichte Nr. 2014, 2007, 205 – 222

[241] UECKERMANN, A.: Neue Methoden zur Bewertung der Längsebenheit von Straßen . ASVT-Tagung in Aachen, 26./27.11.2009

[242] ULRICH, A.: Meßdatenerfassungssystem für Straßenfertiger „MEDES“. Nicht veröffentlichte Entwicklungs- und Konstruktionsunterlagen der Firma Joseph Vögele AG, 1992, zitiert in [243]

[243] ULRICH, A.: PAST – Prozeßsicherer automatisierter Straßenbau. Geplantes Forschungsprojekt, 3. Projektbesprechung, 23.05.2007. Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie, Referat IV B5, Verkehrstechnologien, Bonn

[244] ULRICH, A.: Verdichtung durch den Fertiger. In: Forum Strasse 2010 – Einbau und Verdichtung von Asphalt. Olten, 17.03.2010, 19 – 39

[245] UTTERODT, R.: Flächendeckende Verdichtungskontrolle im Asphaltstraßenbau. Erfahrungen mit dem ACD-System. Asphalt (1999) 8, 41 – 46

[246] UTTERODT, R.: Ermittlung der durchschnittlichen Temperaturverluste eines SMA 0/8 S, PmB 45A beim Einbau von Kompaktasphalt, Excel-Datei, 01.09.2004, internes Papier der Dynapac GmbH

[247] UTTERODT, R.: Baustellenbericht. Dynapac GmbH, Wardenburg, 14.07.2005, unveröffentlicht

[248] UTTERODT, R.: Aktennotiz über ein Gespräch mit norwegischen Kunden zum Einsatz von Niedrigtemperaturasphalt. Bauma 2007, Dynapac GmbH, Wardenburg, 24.04.2007

[249] UTTERODT, R.: Ergänzung zur Patentanmeldung DE 10 2010 050 490.4 [39], 09.01.2009, 1 S.

[250] UTTERODT, R.: Ermittlung der durchschnittlichen Temperaturverluste eines AC 16 BS, 25/55-55 AB beim Einbau mit einem DF 115C am 17.06.2010 und eines AC 11 DS, 25/55-55 beim Einbau mit einem SD 135C am 21.06.2010, internes Papier der Dynapac GmbH, unveröffentlicht, 5 S.

[251] UTTERODT, R.: Vom Eise befreit sind Straßen und Bäche …. Arbeitsvorbereitung und Qualität im Asphaltstraßenbau. BauPortal (2010) 5, 255 – 262

[252] UTTERODT, R.: Einbau und Walzen von PMA. Vortrag im Rahmen der Qualifizierungsmaßnahme: PMA – Gussasphalt mit offenporiger Oberfläche. „Konzeption, Ausschreibung, Herstellung, Produktion und fachgerechter Einbau von

PMA“ am 28.02.2012 in Essen, 12.03.2012 in Neuwied, 11.09.2012 in Hannover, 26.09.2012 in Nürnberg, Gesellschaft für Bauqualität und Technik mbH – GBT, ppt-Präsentation, 86 Folien

[253] VAN DER STEEN, T.: Effecten gradering op de functionele eigenschappen van tweelaags ZOAB. Afstudeerrapport. TU Delft, Weg- en Railbouwkunde, Koninklijke Wegenbouw Stevin B.V., 2005

[254] VÖGELE: Einbaufibel – Tipps und Tricks für den richtigen Einsatz eines Straßenfertigers. Joseph Vögele AG, Mannheim, 2002

[255] VÖGELE: Einbaufibel – Tipps und Tricks für den richtigen Einsatz eines Straßenfertigers. 2. Aufl., Joseph Vögele AG, Mannheim, 2005

[256] VÖGELE: Informationsmaterialien. Joseph Vögele AG, Mannheim, zitiert in [169], nicht näher bezeichnet

[257] VÖLKL, L.: Baumethoden und Geräte zur Herstellung von ebenflächigen Asphaltstraßen. Bitumen 29 (1967) 4, 103 – 110

[258] VOLLMANN, A.: Untersuchung der Schüttgutförderung in geneigten Schüttgutförderern. Dissertation 2000, TU München, Utz Verlag, München

[259] VORNKAHL, W.: Dynamik gezogener Bodenwerkzeuge im Modellversuch. Dissertation, 1967, TH Stuttgart, Fortschritt-Berichte der VDI-Zeitschrift, VDI-Verlag, Düsseldorf, Reihe 14, Nr. 7

[260] WEDEMEYER, E. A.: Fahrzeugfederung. Automob.-techn. 38 (1935) 2, 272 – 273, zitiert in [33]

[261] WEDEMEYER, E. A.: Der schwingende Reifen als Ursache der Straßenzerstörung. Automob.-techn. 38 (1935) 7, 558 – 559, zitiert in [33]

[262] WEIPERT, D.; TSCHEUSCHNER, H.-D.; WINDHAB, E.: Rheologie der Lebensmittel. Behr´s Verlag, Hamburg, 1993

[263] WENDEBAUM, J.: Die Vorhersage der Kerntemperatur von Asphaltschichten und deren praktische Nutzung im Asphaltbau. Dissertation 2004, TH Karlsruhe

[264] WILLOUGHBY, K.A. ET AL: Construction-Related Asphalt Concrete Pavement Temperature and Density Differentials. Transportation Research Record, Journal of the Transportation Research Board, Washington, DC, No. 1813, Construction 2002, pp. 68 – 76

[265] WILLOUGHBY, K.A. ET AL: Construction-Related Variability in Pavement Mat Density due to Temperature Differentials. Transportation Research Record 1849, Journal of the Transportation Research Board, Washington, DC, 2003, pp. 166 – 173

[266] WOLTERS, A.S., GROGG, M.G.: HMA Pavement Smoothness: Characteristics and Best Practices for Construction. U.S. Department of Transportation, Federal Highway Administration, Publication No. FHWA-IF-02-024, 2002

[267] WOODSTROM, J.H.: Messung, Bewertung und Herstellung der Ebenheit beim Fahrbahnbau. (Orig. engl.: Measurements, specifications and achievement of smoothness for pavement construction). NCHRP Synthesis of Highway Practice H. 167, 1990

[268] YUANJI, C.: 2. Kapitel: Die Asphaltstraßenfertiger. Titel der geschlossenen Abhandlung und Quelle unbekannt, Überlassung des Auszuges durch Hr. Prof. Dr.-Ing. A. Ulrich, FH Köln

[269] ZICHNER, G.: Straßenbauarbeiten mit bituminösem Mischgut in der kalten Jahreszeit. Straße und Autobahn (1964) 4, 120 – 126

[270] ZIEGLER, D.: Asphalt-Straßenfertiger. Tiefbau (1992) 9, 595 – 597

[271] ZIRKLER, E.: Asphalt – Ein Werkstoff durch Jahrtausende. Giesel Verlag, Isernhagen, 2001

[272] ZTV ASPHALT-STB 01: Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen und Richtlinien für den Bau von Fahrbahndecken aus Asphalt. Ausg. 2001. Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen, FGSV Verlag, Köln, FGSV 799

[273] ZTV ASPHALT-STB 07: Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen und Richtlinien für den Bau von Verkehrsflächenbefestigungen aus Asphalt. Ausg. 2007. Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen, FGSV Verlag, Köln, FGSV 799/R1

[274] ZTV BIT-STB 84: Zusätzliche Technische Vorschriften und Richtlinien für den Bau bituminöser Fahrbahndecken. Ausg. 1984. Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen, FGSV Verlag, Köln, FGSV 791

[275] ZTV ZEB-STB 2003: Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen, Technische Erfassungs- und Auswerteregeln (ZTV-ZEB), Teil D. Bundesanstalt für Straßenwesen, Bergisch Gladbach, 2003

[276] ZTV ZEB-STB: Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen und Richtlinien zur Zustandserfassung und -bewertung von Straßen. Ausg. 2006. Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen, FGSV Verlag, Köln, FGSV 998

[277] – : Asphaltproduktion in Deutschland, Stand August 2010. dav Bonn, www.asphalt.de, 19.02.2011, 13:45 Uhr

[278] – : Arbeitsanleitung für den Einsatz radiometrischer Geräte für zerstörungsfreie Dichtemessungen auf Asphaltschichten. Ausg. 2001. FGSV Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen, FGSV Verlag, Köln, FGSV 743

[279] – : Arbeitsanleitung für die Bestimmung der Verdichtbarkeit von Walzasphalt mit Hilfe des MARSHALL-Verfahrens. Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen, FGSV Verlag, Köln, FGSV 746, 1986

[280] – : Automatic levelling in Road construction. Verfasser und Quelle unbekannt, Überlassung des Auszuges durch Hr. Prof. Dr.-Ing. A. Ulrich, FH Köln

[281] – : Bemerkungen zur Erhöhung der zulässigen Gesamtgewichte von Nutzfahrzeugen aus der Sicht der Straßenbeanspruchung. Schriftenreihe der Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen, FGSV Verlag, Köln, Heft 99, 1983

[282] – : Begriffsbestimmungen, Teil Straßenbautechnik. Ausg. 2003. Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen, FGSV Verlag, Köln, FGSV 924

[283] – : Der AASHOO-Road-Test. Bericht des AASHOO-Road-Test-Ausschusses. Forschungsarbeiten aus dem Straßenwesen, Heft 73, Kirschbaum-Verlag, Bonn – Bad Godesberg, 1968, zitiert in [207]

[284] – : Document No. 72/34562. International Organization for Standardization, ISO Proposals for Generalised Road Inputs to Vehicles, zitiert in [97]

[285] – : Grundlagen zur Ermittlung homogener Abschnitte zur Bewertung der strukturellen Substanz von Straßenbefestigungen. Arbeitspapier. Ausg. 2009. Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen, FGSV Verlag, Köln, FGSV 431

[286] – : Highway Research Board. Special Report 61 A.-G., zitiert in [196]

[287] – : Verbesserung des Verfahrens zur Längsebenheitsauswertung. FA 4.186, RWTH Aachen, Institut für Straßenwesen. Bundesministerium für Verkehr, Bau- und Wohnungswesen, Bonn, Informationen – Forschung im Straßen- und Verkehrswesen

[288] – : Internationale Untersuchung zur Harmonisierung von Mess- und Auswertesystemen für die Längs- und Querebenheit. World Road Association (PIARC), 2002

[289] – : Merkblatt für Eignungsprüfungen an Asphalt. Ausg. 1998. Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen, FGSV Verlag, Köln, FGSV 751

[290] – : Merkblatt über Bodenverfestigungen und Bodenverbesserungen mit Bindemitteln. Ausg. 2004. Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen, FGSV Verlag, Köln, FGSV 551

[291] – : Merkblatt über die statistische Auswertung von Prüfergebnissen. Teil 2 – Erkennen und Behandeln von Ausreißern. Ausg. 2003. Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen, FGSV Verlag, Köln, FGSV 926/2

[292] – : NF P 98-218-3. Tests Related to Roadways – Evenness Tests – Part 3: Determination of Longitudinal Evenness Indexes from Profilometer Data. French Standard approved by decision of the Director General of AFNOR. Zitiert in [238]

[293] – : Dynamic Interaction between Vehicles and Infrastructure Experiment (DEVINE). Technical report. Scientific Expert Group IR6 on the "Dynamic Interaction between Vehicles and Infrastructure Experiment" (DEVINE project), OECD, Paris, Oct. 1998, zitiert in [235]

[294] – : Road user cost study in India. Final Report. Central Road Research Institute, New Delhi, India 1982, zitiert in [217]

BEGRIFFE, DEFINITIONEN, FORMELZEICHEN UND SYMBOLE

Begriffe

A	Anlage: in Verbindung mit Abb., Gl., Tab.
AASHO	American Association of State Highway Officials
AB	Asphaltbeton
ABe	Asphaltbeton (alte Bezeichnung)
ABi	Asphaltbinder (alte Bezeichnung)
Abbn.	Abbildungen
Abw.	Abweichung
AC	Asphaltbeton (Asphalt Concrete)
AD-Test	Test nach ANDERSON UND DARLING
Anl.	Anlage
AT, ATS	Asphalttragschicht
AVUS	1913 aus den vier Anfangsbuchstaben der Firmenbezeichnung Automobil-Verkehrs- und Uebungs-Straße Aktiengesellschaft gebildete Abkürzung
B	Asphaltbinder Bindemittel
BAB	Bundesautobahn
Barber-Greene	Barber-Greene Company, Chattanooga
Blaw-Knox	Blaw-Knox Company, Shippensburg
D	Asphaltbeton für Deckschichten
Demag	Deutsche Maschinenbau-Aktiengesellschaft
DIN	Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin
Dt.	Deutsch
Dynapac	Dynapac GmbH, Wardenburg
EB	Einbaubohle
EOS	Elektroofenschlacke
ETH	Eidgenössische Technische Hochschule, Zürich
FGSV	Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen e.V., Köln
FH	Fachhochschule
Finisher	US-amerikanische Bezeichnung für Fertiger
F-Test	statistischer Test nach Fisher
Gl., Gln.	Gleichung, Gleichungen
GMH	Georgsmarienhütte GmbH, Georgsmarienhütte
GPS	Global Positioning System
ISETH	Institut für Straßen-, Eisenbahn- und Felsbau an der Eidgenössischen Technischen Hochschule, Zürich
KLB	Kölner Labor für Baumaschinen, Cologne University of Applied Sciences, Fakultät für Anlagen, Energie- und Maschinensysteme
KS-Test	Test nach KOLMOGOROFF UND SMIRNOFF

LCPC	Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, Paris
Lfg.	Lieferung
M.-%	Masseprozent
ME-Meßsysteme	ME-Meßsysteme GmbH, Hennigsdorf
MF	Meßfeld
Min.	Minimum
MOBA	Mobile Automation AG, Limburg
NCHRP	United States National Cooperative Highway Research Program
NQ-Plot	Normal-Quantil-Plot
OGI	Neigungsmesser
PAST	Prozeßsicherer automatisierter Straßenbau
RPE-Stra	Richtlinien für die Planung von Erhaltungsmaßnahmen an Straßenbefestigungen
RQ	Regelquerschnitt
RWTH	Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule, Aachen
S	besondere Beanspruchung, splittreiches Asphaltmischgut
SBL	Spannweite des Bewerteten Längsprofils
Shell	Shell Deutschland Oil GmbH, Hamburg
SMA	Splittmastixasphalt
Spn.	Spalten
StB	Straßenbau
T	Asphalttragschichtmischgut
Tab.	Tabelle
Temp.	Temperatur
TH	Technische Hochschule
TL	Technische Lieferbedingungen
Topcon	Topcon Deutschland GmbH, Willich
TP	Technische Prüfvorschrift
TransTech	TransTech Systems, Inc., Irvine
Troxler	Troxler Electronics GmbH, Alling
TU	Technische Universität
TV	Stampfer und Vibration
TV-Bohle	Einbaubohle mit Stampf- und Vibrationseinrichtung
TVT	Technische Vorschriften und Richtlinien für die Ausführung von Tragschichten im Straßenbau
Univ.	Universität
USB	Universal Serial Bus
VB	Versuchsbahn Variobohle
Vers.	Versuch
Vögele	Joseph Vögele AG, Mannheim
Vol.-%	Volumenprozent

VV	Vorversuch
ZEB	Zustandserfassung und -bewertung der Fahrbahnoberflächen
Zn.	Zeilen
ZTA	10-Tonnen-Achse
ZTV	Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen und Richtlinien
bit	bituminös
const.	konstant
erg.	ergänzt
floating screed	(engl.) schwimmende Bohle
fuzzy	(engl.) unscharf, verschwommen
grav.	gravimetrisch
isac	Institut für Straßenwesen der RWTH Aachen
kält.	kälter
lfd. cm	laufender cm in Einbaurichtung
lfd. m	laufender m in Einbaurichtung
max.	maximal
neubearb.	neubearbeitet
orig.	original
rad.	radiometrisch
t-Test	auf der Student-Verteilung basierender Test
vorw.	vorwärts
zugl.	zugleich

Definitionen

Einbau	*„Abladen und Verteilen von Baustoffen und Baustoffgemischen, bei Asphalt einschließlich Vorverdichten“* [282]
Einbauprozeß	Der Einbauprozeß gliedert sich auf in die Herstellung des Asphaltmischgutes, dessen Transport zur Baustelle, die Übergabe an den Fertiger, den Einbau mit dem Fertiger und die Verdichtung mit den Walzen.
Eindringwiderstand	Maß für die Formfestigkeit, die der in das Asphaltmischgut eindringenden Bohle entgegenwirkt
Endverdichtung	Verdichtung des Mischgutes durch die Walzen
Fußpunkt der Bohle	Bereich vor dem Stampfermesser einer TV-Bohle
Regelstrecke	von dem Einbauwerkzeug nach einer systematischen Parametervariation vom Beginn der Störung des Kräftegleichgewichtes bis zum Wiedererreichen eines stationären Zustandes zurückgelegte Einbaustrecke

stationärer Zustand	Einbauzustand unter konstanten Einbaubedingungen, der zu keiner Reaktion der Bohle führt
Strömungswiderstand	im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird darunter der Widerstand verstanden, den das Asphaltmischgut der Vorwärtsbewegung der Bohle entgegensetzt
Vorverdichtung	*„Verdichtung des Mischgutes durch das Einbaugerät“* [142]

Formelzeichen und Symbole

In der Regel wird die Bedeutung der Formelzeichen im Text gegeben. Die nachstehenden Zeichen stehen verschiedentlich ohne unmittelbare Bezeichnung.

Lateinische Buchstaben

$A \dots E$	Bezeichnungen für MOHRsche Kreise
$A \dots F$	Förderabschnitte vor der Einbaubohle
$A \dots H$	charakteristische Orte für die Position eines Schüttgutquaders im Querschnitt des Schneckenkanals
A_p	passiver Druck (Widerstand) des Asphalthaufwerkes
A_{pch}	passiver, horizontaler, auf der Kohäsion beruhender Druck des Asphalthaufwerkes
A_{pgh}	passiver, horizontaler, auf der Gewichtskraft beruhender Druck des Asphalthaufwerkes
$A_{p\eta h}$	passiver, horizontaler, auf der Viskosität des Mörtels beruhender Druck des Asphalthaufwerkes
AUN	Allgemeine Unebenheit
B	Bindemittelgehalt
BK(V)B(i)	Nomenklatur eines Bohrkernes: V Versuchsbahn, B Entnahmebereich, i lfd. Nummer
BLP	Bewertetes Längsprofil
C	Verdichtungswiderstand [42 Nm]
	Kategorie für den Anteil gebrochener Körner ($C_{50/30}$, $C_{90/1}$, $C_{95/1}$, $C_{100/0}$)
DBL	Spannweite des Bewerteten Längsprofils
D_K	Signifikanzschranke des KS-Testes
E	Einheitskraft
E_1	Anzahl der Doppel-Verdichtungsschläge [42 Nm]
E_2	Anzahl der Einzel-Verdichtungsschläge [21 Nm]
E(i)	Epoche i (i = 1, 2)
E_B	Verdichtungsenergie der Bohle
$E_{CS}35$	Fließkoeffizient
E_{Sch}	Verdichtungsenergie der Schnecke
E_{V2}	Verformungsmodul (Wiederbelastung im Plattendruckversuch)

EVT	Equivalent Viscosity Temperature; EVT_{200}, EVT_{1000} Äquivalenz-Viskositäts-Temperatur bei einer kinematischen Viskosität von 200 und 1000 mm^2/s
F	Kraft
F_A	Axialkraft, axiale Last
F_a	Aktivkraft
F_c	Schnittkraft (cutting force)
F_D	Druckwiderstandskraft
F_f	Vorschubkraft (feed force)
F_G	Gewichtskraft
F_{GB}	Gewichtskraft der Einbaubohle
F_{GE}	Gewichtskraft des Einbaugutes unter dem Glättblech
F_{GK}	Gewichtskraft des zu verschiebenden Materialkeils
F_H	Hangabtriebskraft
F_{Hub}	hydrodynamische Hubkraft
F_N	Normalkraft
F_{NB}	Normalkraft an der Glättblechunterseite
F_{Niv}	Kraft am Nivellierzylinder
F_{NK}	Normalkraft an der Bohlenvorderwand am Angriffspunkt des zu verschiebenden Materialkeils
F_{NS}	Normalkraft auf dem Schneckenblatt
F_{NU}	Normalkraft an der Unterlage
F_p	Passivkraft
F_Q	Querkraft
F_R	Reibkraft
$F_{R,ad}$	Adhäsionskomponente der Reibkraft
F_{RGl}	Reibkraft an der Glättblechunterseite
F_{RM}	Reibung zwischen Materialpartikeln
F_{RS}	Reibkraft am Schneckenblatt
F_{RU}	Reibkraft auf der Unterlage
$F_{R,visk}$	Viskositätskomponente der Reibkraft
F_{RW}	Wandreibung
F_S	Schneidkraft
F_U	Umfangskraft am Flankenradius
F_v	vertikale Beschleunigungskraft
F_W	Widerstandskraft
$F_{W,ein}$	Widerstandskraft gegen das Eindringen der Bohle in das Mischgut
$F_{W,ver}$	Kraft gegen den Versetzungswiderstand
F_Z	Zerspankraft
	Zentrifugalkraft
$\underline{H}$	Unebenheitshöhe (Spektrum)
H_0:, H_A:	Nullhypothese, Alternativhypothese
H_A	Hohlraumgehalt

H_{A0}	Anfangswert des Hohlraumgehaltes
$H_{A\infty}$	Endwert des Hohlraumgehaltes
H_{ij}	Materialvorlagehöhe (i = 2, 3; j = 0 … 2)
H^*	Wert des H-Testes
I … IV	Quadranten
IQR	interquartile range (Interquartilsabstand)
K(j)	Kampagne j (j = 1, 2)
LSD	Least Significant Difference
LWI	Längsebenheitswirkindex
M	Moment
MAQ	mittlere Abweichungsquadrate
ML(ij)	Meßlinie für die 3D-Vermessung (i = 1 … 5; j = 1 … 4)
MP	Meßlinie für die Planographenmessung
MR	Meßlinie für die radiometrische Messung
P	Leistung
	Punkt
P_ϑ	gedachte Position der Partikel am Schneckenumfang, Bezugspunkt
Q	Massenfluß, Volumenstrom
R_H	vorlagehöhenbeeinflußte Regelstrecke mit Ausgangs-Vorlagehöhe H_{ij}/ Ziel-Vorlagehöhe H_{ij}/ Temperaturstufe T_i
R_T	temperaturbeeinflußte Regelstrecke mit Ausgangs-Temperaturstufe T_i/ Ziel-Temperaturstufe T_i/ Vorlagehöhe H_{i0}
S_TH_{ij}	Bereich eines stationären Zustandes mit T_i Temperatur/ H_{ij} Vorlagehöhe
T	Gesamtsumme des erweiterten Median-Testes
T	Temperatur
	Verdichtungswiderstand [21 Nm]
T_B	Trägheitskraft der Bohle
T_i	Summe der Stichprobenwerte Xi und Yi (erweiterter Median-Test)
T_1	Summe der Stichprobenwerte Xi (erweiterter Median-Test)
T_2	Summe der Stichprobenwerte Yi (erweiterter Median-Test)
$T_{i/j}$	Temperatur der Stufe i in der Versuchsbahn j (i = 1 … 3; j = 1 … 5)
T_K	Trägheitskraft des Materialkeils
W_{Sch}	Reibungsbeiwert, Verschiebewiderstand
Xi	Stichprobenwerte, kleiner als Median (erweiterter Median-Test)
Yi	Stichprobenwerte, größer als Median (erweiterter Median-Test)
Z	Zugkraft
Z_1	reibungsbedingte Zugkraft
a … g	Schnittpunkte
a	Beschleunigung
c_V	Volumenkonzentration
d	Einbaudicke, Schichtdicke, Durchmesser

$d_{1,2}$	Dicke der Schicht an der Glättblechvorder- (1) und -hinterkante (2)
e	Basis des natürlichen Logarithmus
$e_{20,30}$	Brennweite der Ausgleichsparabel bei H_{20}, H_{30}
f	Funktion
g	Erdbeschleunigung
$g_\lambda(x_i)$	BOX-COX-Transformation
h_{St}	Stampferhub
h_{ZP}	Position des Zugpunktes
m_B	Masse der Einbaubohle
m_E	Masse des eingebauten Gutes unter dem Glättblech
m_K	Masse des zu verschiebenden Materialkeils
n	Anzahl
p	Druck
r	Radius
$r_d(s)$	wegstreckenbezogene Änderung der Schichtdicke d
$r_Z(s)$	wegstreckenbezogene Änderung der Zugkraft Z
s	Wegstrecke
	Standardabweichung
s^2	empirische Standardabweichung, Varianz
t	Zeit
v	Geschwindigkeit
v_c	Schnittgeschwindigkeit
v_e	Einbaugeschwindigkeit
v_f	Vorschubgeschwindigkeit
v_{sp}	Spangeschwindigkeit
v_w	Wirkgeschwindigkeit
y, z	kartesische Koordinaten
y_0	Koordinatenwert eines Bezugspunktes
y_ϑ	Hilfsgröße zur graphischen Darstellung des Kräfteflusses in y-Richtung
z_ϑ	Hilfsgröße zur graphischen Darstellung des Kräfteflusses in z-Richtung

Griechische Buchstaben

Φ	Scherwinkel
ϑ	Gleitflächenwinkel (Neigungswinkel des Materialdruckes)
	Umlaufwinkel entlang dem Schneckenumfang (Drehwinkel)
ϑ_Q	Indizierung des Drehwinkels mit dem Quadranten
Σ	Summenzeichen
Ψ_{ij}	Schneckenfüllungsgrad
α	Anstellwinkel der Einbaubohle, Ebenenwinkel, Neigungswinkel
	Irrtumswahrscheinlichkeit
β, γ	Keilwinkel, Winkel

χ^2	Wert der Chiquadrat-Verteilung
δ	Reibungswinkel zwischen Schneckenblatt und Material
ε	Dehnungsgeschwindigkeit
γ	Neigung der Hauptspannungen gegen eine Wand, Spanwinkel
γ_f	Phasenspanwinkel
η	dynamische Viskosität, Wirkungsgrad
η^{-1}	Fluidität
η_{bit}	Viskosität des Bitumens
η_m	Viskosität des Mörtels
φ	Winkel der inneren Reibung
$\tan \varphi_{1,2}$	innere Reibung des Asphaltmischgutes vor (1) und unter dem Glättblech (2)
λ	Parameter der BOX-COX-Transformation
	Vielfaches
μ	Mittelwert einer Grundgesamtheit
	Reibwert (0 Haftreibung, 1 Gleitreibung)
$\mu_{A/A}$	innerer Reibwert des Asphaltmischgutes
$\mu_{A/U}$	Reibungskoeffizient zwischen Asphaltmischgut und Unterlage
$\mu_{St/A}$	Reibungskoeffizient zwischen Stahl und Asphalt
ν	kinematische Viskosität
	Fließfaktor
π	Kreiszahl
ρ	Raumdichte des Einbaugutes
ρ'_A	Raumdichte des MARSHALL-Probekörpers
ρ_b	Schüttgutdichte
$\rho_{b,0}$	Schüttgutdichte nach dem Abwurf vom Lattenrost
$\rho_{b,i}$	Schüttgutdichte auf einem bestimmten Verfestigungsniveau (i)
ρ_{BK}	Raumdichte am Bohrkern
$\rho_{BK,1}$	Raumdichte am Bohrkern nach dem Einbau (Vorverdichtung)
$\rho_{BK,2}$	Raumdichte am Bohrkern nach dem Walzen (Endverdichtung)
σ	Druckspannung, Normalspannung, Spannung
	Standardabweichung, Streuung einer Grundgesamtheit
$\sigma_{1,2,3}$	Hauptspannungen ($\sigma_1 \leq \sigma_2 \leq \sigma_3$)
σ_Z	verursachende Spannung, Vertikalspannung
τ	Scherspannung, Schubspannung
τ_{VW}	Verformungswiderstand
ω	Winkelgeschwindigkeit
ξ	Hilfswinkel

Indizes

A … C	Position der radiometrischen Messung
B	Bohle
BK	Bohrkern
CTL	Infrarotsensor mit Laservisier
Def	aus Deformation
DS	Dual Sonic
(E)	Einbau
Gl	Glättblech
Hü	Hülse
L, M, R	Ladegut-, Mensch-, Radlast-Filter
MEK	Meßlinie, Epoche, Kampagne (im konkreten Fall Trennung durch Punkt)
MPK	MARSHALL-Probekörper
(N)	NEWTON
Okt	Oktave
Q	Quadrant
Sch	Schnecke
Schätz	Schätzwert
St	Stampfer
T	aus Mischguttemperatur
(U)	Unterlage
(V)	ST.-VENAN
VEK	Versuchsbahn, Epoche, Kampagne (im konkreten Fall Trennung durch Punkt)
Vib	aus Vibration
Z	aus Zugkraft
ZP	Zugpunkt
ad	Adhäsion
äqu	äquidistant, äquidistiert
bal	balanciert
bew	bewertet
bit	bituminös
c	kohäsiv
d	Schichtdicke
d( )	Differential
e	Einbau
ein	eindringen
er	Erreger
g	aus Eigenlast
ges	gesamt
grav	gravimetrisch

h	horizontal
i	innen, initial
i, j	Laufvariablen
inn	innerhalb der Gruppen
korr	korrigiert
li	links
lin	linear
man	manuell
max	größter Wert
mech	mechanisch
med	Median
min	kleinster Wert
n	normal
nl	nichtlinear
opt	am Optimum
p	passiv
rad	radiometrisch
re	rechts
rech	rechnerisch
ref	Referenzwert
res	resultierend
v	vertikal
visk	aus Viskosität
vol	volumetrisch
vor	vorwärts
x	Spannungszustand des Gutes (a, p)
x, y, z	Koordinatenrichtungen
zul	zulässig
Δ	Differenz im Sinne eines Unterschiedes
ϕ	aus innerer Reibung
η	aus kinematischer Viskosität
φ	innere Reibung
ρ	Dichte
τ	aus Scherspannung
0	rechnerisch ermittelte Ausgangsgröße, Anfangswert
0, 1	in Ruhe, in Bewegung
1	aus Gleitreibung
10	10-m-Wert: im Zusammenhang mit *LWI*, *DBL*, *SBL*
150, …, 190	Temperaturniveau T_i
20, 30	Niveau der Vorlagehöhe H_{i0}
40, 80, 120	Drehzahlstufe der Schnecke $n_{Sch,i}$

', "	anteilig, fortlaufend
$\bar{}$	Mittelwert einer Stichprobe
^	geschätzt
$\underset{\sim}{a}$	approximativ
—	Strecke
<<, >>	sehr viel kleiner, sehr viel größer
↑ ↓	Zunahme, Abnahme
↗ ↘	Zunahme, Abnahme von … auf
	mäßige Zunahme, Abnahme
→	führt zu bzw. aus … folgt
$\vec{}$	Vektor
↦	Transformation

ABBILDUNGSVERZEICHNIS

Abb. 1:	Kritische Eigenfrequenzen von Fahrzeugen [35]	3
Abb. 2:	*Spektrale Unebenheitsdichte* $\Phi_h(\Omega)$ in Funktion der Wegkreisfrequenz Ω nach [33]	8
Abb. 3:	Berechnungsschema für den *Längsebenheitswirkindex* (*LWI*) [238]	13
Abb. 4:	Oktavenbezogene Bewertung der Längsunebenheit [238]	14
Abb. 5:	Verarbeitung extrem kalten und heißen ([81]) Asphaltes	18
Abb. 6:	Modell 79 der *Barber-Greene-Company* aus dem Jahr 1934 [10]	23
Abb. 7:	Fertiger mit schwimmendem Balken nach [22]; verfasserseitig ergänzt um α	24
Abb. 8:	Prinzipskizze zur Erklärung des Kräftespiels an der Bohle bei der Einstellung der Einbaudicke mit Hilfe der Spindel nach [268]	25
Abb. 9:	An der Bohle angreifende Kräfte nach [253]	26
Abb. 10:	Untersuchungen an einem Asphaltbeton AB 16 zur Abhängigkeit zwischen der Verdichtungstemperatur, der Anzahl der Doppel-Schläge mit dem MARSHALL-Hammer und dem Verdichtungsgrad (*VG*) [99]	28
Abb. 11:	Materialfluß außerhalb des Einflußbereiches der Querförderschnecke. Darstellung mit Strömungslinien, Geschwindigkeitsvektoren und Druckverteilung im Asphaltmischgut in Anlehnung an [263]	32
Abb. 12:	Vereinfachte Darstellung der geometrischen Verhältnisse im *Abschnitt B* im Bereich der rechten Grundbohle (17) beim Einbau einer rd. 50 mm dicken Schicht am Beispiel eines Fertigers DF 145C mit variabler Bohle EB 50 TV	44
Abb. 13:	Vereinfachte Darstellung der geometrischen Verhältnisse im *Abschnitt C* im Bereich des rechten Ausschiebeteiles (18) ohne montiertes Materialleitblech (23) beim Einbau einer rd. 50 mm dicken Schicht am Beispiel eines Fertigers DF 145C mit variabler Bohle EB 50 TV	44
Abb. 14:	Vereinfachte Darstellung der geometrischen Verhältnisse in den *Abschnitten B* und *D* im Bereich des rechten Ausschiebeteiles (18) mit montiertem Materialleitblech (23) beim Einbau einer rd. 50 mm dicken Schicht am Beispiel eines Fertigers DF 145C mit variabler Bohle EB 50 TV	45
Abb. 15:	Lokal wirksame Spannungen im Asphaltgemisch unter Druck [105]	49
Abb. 16:	Hypothetisches Modell des Verformungswiderstandes τ_{vw} eines Asphalthaufwerkes in qualitativer Darstellung der Zustände $i = 1 \ldots 8$	52
Abb. 17:	Darstellung zum hypothetischen Zusammenwirken von kohäsivem (τ_c), viskosem (τ_{visk}) und dem Widerstand aus der inneren Reibung (τ_Φ) auf den Verformungswiderstand τ_{vw} eines Asphalthaufwerkes vor der Einbaubohle in Abhängigkeit von der Mischguttemperatur T und der Haufwerkshöhe H	56
Abb. 18:	Darstellung der an einer Partikel dm an der Position r_y auf dem Schneckenblatt angreifenden Kräfte einer rechtsdrehenden, linksgängigen Förderschnecke	58
Abb. 19:	Zum Zusammenhang zwischen der Normalkraft F_{NS} auf dem Schneckenblatt und ihren Komponenten F_A und F_Q	59

Abb. 20: Verlauf der horizontalen und vertikalen Komponente $F_{h,n}$ bzw. $F_{v,n}$ der Resultierenden F_{res} als Funktion des Winkels ϑ und der Schneckendrehzahl $n_{Sch} = (40; 80; 120)$ min^{-1} 62

Abb. 21: Verlauf der horizontalen (a) und vertikalen Kraftkomponente (b) sowie der Resultierenden (c) als Funktion der Schneckendrehzahl $n_{Sch} = (40; 80; 120)$ min^{-1} mit $F_{res,max}$ bei $(310; 316; 322)°$ 62

Abb. 22: Lageskizze der beim Einbau eines Asphaltmischgutes im Bereich des Glättbleches und der Vorderwand der Einbaubohle angreifenden Kräfte (a) und Darstellung des auf die Vorderwand wirkenden Widerstandes aus dem Abgleiten eines Mischgutkeiles unter dem Gleitflächenwinkel ϑ (b). Hypothetischer Antrag der Kräfte $F_{W,ver}$ und F_S. 65

Abb. 23: Die Einbaubohle als Schneidwerkzeug 69

Abb. 24: Festkörperreibung zwischen Bohlenglättblech und Asphaltmischgut. Kontakt einzelner Körnerspitzen mit dem Glättblech nach Durchbrechen des Mörtels. 72

Abb. 25: Der Schneckenraum als Rahmenschergerät. Darstellung hypothetischer Materialströmungen im Bereich charakteristischer Orte *A – H* unter dem Einfluß einer sich im Uhrzeigersinn drehenden Förderschnecke. 75

Abb. 26: Verlauf der horizontalen und vertikalen Komponente $F_{h,40}$ bzw. $F_{v,40}$ der Resultierenden $F_{res,40}$ als Funktion des Winkels ϑ in den *Zonen A – E* und *H* gem. *Abb. 25* 76

Abb. 27: Verlauf der Resultierenden $F_{res,40}$ sowie ihrer horizontalen und vertikalen Komponente $F_{h,40}$ bzw. $F_{v,40}$ am Umfang eines Schneckenblattes als Funktion des Winkels ϑ in den *Zonen A – E* und *H* gem. *Abb. 25* 76

Abb. 28: Hypothetische Wirkzonen plastischer Verformung des Asphaltmischgutes vor der Einbaubohle 77

Abb. 29: Darstellung hypothetischer Fließ- und Verfestigungsorte eines Mischgutelementes auf dessen Weg vom Materialschacht zur Bohlenvorderwand (*Zonen A – F*) sowie der Spannungspfade bei zunehmender und abnehmender Spannung 79

Abb. 30: Bei mittleren Drehzahlen und Füllungsgraden der Schnecke in Drehrichtung mitgerissene Mischgutpartikel [111] 80

Abb. 31: Versuchsgelände der *Fa. Dynapac* in Wardenburg. Blick in Einbaurichtung des späteren Hauptversuches; Längsgefälle in Richtung Grundstücksgrenze, Quergefälle nach rechts 87

Abb. 32: Struktureller Aufbau des Versuchsgeländes mit Prüfschicht aus Elektroofenschlacke EOS 0/10 88

Abb. 33: Auf dem Versuchsgelände eingebaute Prüfschichten aus Elektroofenschlacke EOS 0/10 89

Abb. 34: Systematische Variation der Füllstände H_{Vi} im Vorversuch innerhalb eines Meßfeldes mit konstanter Einbaugeschwindigkeit 89

Abb. 35: Für den Vorversuch gewählte Füllstände H_{Vi} im Schneckenraum 89

Abb. 36: Versuchseinrichtung zur Ermittlung der Schubkraft an der Schubrollenschwinge (links) und der Zugkraft der Einbaubohle an den Anlenkpunkten mit Scherkraft-Meßbolzen (rechts) 92

Abb. 37: Mit Meßtechnik der *Fa. MOBA* ausgerüsteter Fertiger DF 145C 94

Abb. 38: Lasertracker *T3-40*; links: Funktionsprinzip der Polaraufnahme: L_i Leitstrahl, φ_l Richtungswinkel, θ_l Winkel zwischen Leitstrahl L_i und positiver *z*-Achse; rechts: die beiden Lasersysteme (*ADM*, *IFM*) eines Lasertrackers [38] 95

Abb. 39: Meßanordnung und Aufnahmestrategie (*Abb.* aus [186]) 96

Abb. 40: Lasertracker *T3-40* mit Meßkugel auf einem der beiden Nester des Meßschlittens und einem von sechs Objektfestpunkten entlang des Versuchsfeldes 96

Abb. 41: Meßschlitten mit Meßkugel 97

Abb. 42: Verlauf der Bohlenzugkräfte Z_{li} und Z_{re} im Meßfeld MF2 in Abhängigkeit vom Füllstand H_{Vi} des Schneckenraumes; v_e = 4,8 m/min 98

Abb. 43: Verlauf der Drehzahl n_{Sch} an der linken Querförderschnecke in Abhängigkeit von der Einbaugeschwindigkeit v_e und dem Füllstand H_{Vi} im Schneckenraum 100

Abb. 44: Einfluß von Einbaugeschwindigkeit v_e und Füllstandhöhe H_{Vi} auf die Schichtdicke *d* beim Einbau von Prüfschichten aus EOS 0/10 102

Abb. 45: Verlauf der Zugkraft *Z* am linken und rechten Anlenkpunkt der Bohle beim Einbau einer Asphalttragschicht ATS 0/16 CS, 50/70 und beim Leerfahren des Schneckenraumes 104

Abb. 46: Struktureller Aufbau des Versuchsgeländes mit Prüfschicht aus Splittmastixasphalt SMA 8 S, 25/55-55 A 108

Abb. 47: Eingebaute und mittig gewalzte Prüfschichten aus Splittmastixasphalt; Einrichten eines stationären Meßpunktes zur Vermessung der Oberfläche mit dem Lasertracker 108

Abb. 48: Geplante Vorlagehöhen H_{ij} des Asphaltmischgutes vor der Bohle und daraus resultierende Schneckenfüllungsgrade Ψ_{ij} beim Einbau einer 50 mm dicken Deckschicht aus SMA 8 S, 25/55-55 A 110

Abb. 49: Systematische Variation der Mischguttemperatur T_i bei konstanter Vorlagehöhe H_{i0} in den Versuchsbahnen VB1 und VB2 111

Abb. 50: Systematische Variation der Materialvorlagehöhe H_{ij} bei konstanter Mischguttemperatur T_i in den Versuchsbahnen VB3 bis VB5 111

Abb. 51: Am Materialschacht angeschweißte Markierungsschrauben 111

Abb. 52: Schematische Anordnung der Versuchsabschnitte auf dem Versuchsgelände mit systematischer Variation der Mischguttemperatur T_i in den Versuchsbahnen VB1 und VB2 sowie der Vorlagehöhe H_{ij} in den Versuchsbahnen VB3 bis VB5 und Position der selektierten Versuchsabschnitte $S_{Ti/Hij}$ für die statistischen Untersuchungen 112

Abb. 53: Positionen der Ausschiebeteile der Einbaubohle und der Walzbandage(n) sowie der Meßlinien für die Planographenmessungen $MP_{G/U}$, 3D-Vermessungen ML(ij) und radiometrischen Messungen $MR_{A...C}$ 113

Abb. 54: Schematische Darstellung der Versuchsabschnitte mit stationären Zuständen $S_{Ti/Hij}$ hinsichtlich der Mischguttemperatur T_i sowie der Höhe des Materials vor der Bohle H_{ij} und der sich aus den Parameteränderungen ergebenden vorlagehöhen- und temperaturbeeinflußten Regelstrecken R_H und R_T 118

Abb. 55: Auszug aus der Planographenmessung auf der Meßlinie MP6 (VB3) 120

Abb. 56:	Temperaturverlauf in der Versuchsbahn VB1	123
Abb. 57:	Antriebsleistungen P_{Sch} und Drehzahlen n_{Sch} der linken Querförderschnecke in den Versuchsbahnen VB3 bis VB5	127
Abb. 58:	Graphische Bestimmung der Phasenverschiebung zwischen der Oberflächentemperatur T des Mischgutes unmittelbar hinter der Bohle und der Kraft am linken Zugpunkt Z_{li} anhand der Meßwerte der Versuchsbahn VB1	131
Abb. 59:	Antriebsleistungen P_{Sch} der Querförderschnecken und Bohlenzugkräfte Z in den zu selektierenden Bereichen mit annähernd konstanter Mischguttemperatur T_2 und Höhe H_{20} der Materialvorlage vor der Einbaubohle in der Versuchsbahn VB4	131
Abb. 60:	Streudiagramm und arithmetische Mittelwerte der Leistung an der linken Förderschnecke P_{Sch} in Abhängigkeit von der Mischguttemperatur T und der Höhe H der Materialvorlage	145
Abb. 61:	Profildiagramm zur Zugkraft Z für die Faktoren H und T	148
Abb. 62:	Detektierte Regelstrecken in der Versuchsbahn VB1	151
Abb. 63:	Detektierte Regelstrecken in der Versuchsbahn VB4	152
Abb. 64:	Maximale wegstreckenbezogene Änderungen $r_Z(s)$ der Zugkraft	154
Abb. 65:	Lageskizze der beim Einbau auf einer in Einbaurichtung quergeneigten Unterlage an der Bohle angreifenden Kräfte und Momente	157
Abb. 66:	Profildiagramm zur Einbaudicke d für die Faktoren H und T	161
Abb. 67:	Auf den Einzelwerten abgestützter linearer Trend der temperaturabhängigen Durchflußmenge Q des unkonsolidierten Versuchsmaterials aus SMA 8 S, 25/55-55 A	164
Abb. 68:	Kompressible Strömung des Asphaltmischgutes unter dem Glättblech der Bohle	165
Abb. 69:	BINGHAM-Körper mit rheologischer Zustandsgleichung zur Beschreibung des viskoplastischen Verhaltens von Asphaltmischgut im Spalt unter der Bohle	167
Abb. 70:	Einfluß des Zustandes eines Asphalthaufwerkes aus SMA 8 S mit einem Bindemittel 25/55-55 A auf die an der Bohle aufzubringende anteilige Zugkraft Z'	169
Abb. 71:	Maximale wegstreckenbezogene Änderungen $r_d(s)$ der Einbaudicke	176
Abb. 72:	Profildiagramm zur Raumdichte nach der Verdichtung mit dem Fertiger $\rho_{BK,1}$ für die Faktoren H und T	179
Abb. 73:	Profildiagramm zur Raumdichte nach dem Walzen $\rho_{BK,2}$ für die Faktoren H und T	181
Abb. 74:	Zusammengefaßtes Profildiagramm zu den Raumdichten nach dem Fertiger $\rho_{BK,1}$ und dem Walzen $\rho_{BK,2}$ für die Faktoren H und T	183
Abb. 75:	Raumdichten nach dem Fertiger $\rho_{BK,1}$ und dem Walzen $\rho_{BK,2}$ sowie Kenntlichmachung der Regelstreckenabschnitte in der Versuchsbahn VB4	187
Abb. 76:	Verlauf der Bohlenzugkräfte Z während der Versuche zur Ermittlung der Reibungskoeffizienten zwischen Glättblech und Asphaltmischgut in der Versuchsbahn VB4	188

Abb. 77:	Abhängigkeit der Gleitreibungsbeiwerte $\mu_{St/A}$ von der Einbaugeschwindigkeit v_e	190
Abb. 78:	Abhängigkeit der Gleitreibungsbeiwerte $\mu_{St/A}$ von der Mischguttemperatur T	192
Abb. 79:	Profile der Meßlinien MLi4.1.2, MLi4.2.2 und MLi3.2.2 im stationären Bereich $S_{Ti/Hij}$ einer Versuchsbahn in beliebiger Höhenordnung	195
Abb. 80:	Darstellung der LWI_{10}-Werte (Wirkindex) in den stationären Abschnitten	197
Abb. 81:	Darstellung der DBL_{10}-Werte (Spannweite) in den stationären Abschnitten	197
Abb. 82:	Darstellung der SBL_{10}-Werte (Standardabweichung) in den stationären Abschnitten	198
Abb. 83:	In Einbaurichtung ermittelte LWI_{10}-Werte (Wirkindex) der Regelstrecken in Verbindung mit den vor- und nachgeordneten stationären Abschnitten	206
Abb. 84:	In Einbaurichtung ermittelte DBL_{10}-Werte (Spannweite) der Regelstrecken in Verbindung mit den vor- und nachgeordneten stationären Abschnitten	206
Abb. 85:	In Einbaurichtung ermittelte SBL_{10}-Werte (Standardabweichung) der Regelstrecken in Verbindung mit den vor- und nachgeordneten stationären Abschnitten	207
Abb. 86:	Höhenprofil der Meßlinie ML13.2.2 im Abschnitt $S_{2/20/II} - R_{T2/1/20} - S_{1/20/I}$ der Versuchsbahn VB1	209
Abb. 87:	Zusammenfassendes Profildiagramm zur Zugkraft Z, Raumdichte $\rho_{BK,i}$ und Einbaudicke d sowie zum Längsebenheitswirkindex LWI_{10}	214
Abb. 88:	Streudiagramm zum Zusammenhang zwischen der Raumdichte nach dem Fertiger $\rho_{BK,1}$ und der Einbaudicke d	222
Abb. 89:	Verlauf der Schneckenparameter und der Zugkraft beim Wiederanfahren des Fertigers nach einer gezielten Einbauunterbrechung von 280 s an der Pos. 56,417 m in der Versuchsbahn VB3	225
Abb. 90:	Prinzipskizze zu den an einer TV-Bohle angreifenden Kräften und Momenten	237
Abb. 91:	Vereinfachter Ansatz der an einer TV-Bohle angreifenden Kräfte und Momente	239
Abb. 92:	Kausalkette zum Einfluß des Anstieges der Mischguttemperatur auf die Einbaudicke	241
Abb. 93:	Kräftepolygon zum *Störfall Temperaturanstieg*	241
Abb. 94:	Kausalkette zum Einfluß der Reduzierung der Mischguttemperatur auf die Einbaudicke	242
Abb. 95:	Kräftepolygon zum *Störfall Temperaturabfall*	242
Abb. 96:	Kausalkette zum Einfluß der Reduzierung der Materialvorlagehöhe auf die Einbaudicke	243
Abb. 97:	Kräftepolygon zum *Störfall Reduzierung der Materialvorlagehöhe*	244
Abb. 98:	Kausalkette zum Einfluß des Abfalls der Schneckendrehzahl auf die Einbaudicke	245
Abb. 99:	Kräftepolygon zum *Störfall Schneckendrehzahl*	245

TABELLENVERZEICHNIS

Tab. 1:	Grenzwerte für das Bewertete Längsprofil nach [238]	15
Tab. 2:	Niedrigste und höchste Temperatur des Asphaltmischgutes in °C in Anlehnung an [273] für Asphaltbeton (AC) und Splittmastixasphalt (SMA)	19
Tab. 3:	Einfluß der Einbautemperatur auf die Raumdichte, den Hohlraumgehalt und den Verdichtungsgrad der Ausgangsschüttung (Auszug aus [26], Mischgutbezeichnungen nach [233, 234])	30
Tab. 4:	Parameter zum Modell des Verformungswiderstandes τ_{vw} eines Asphalthaufwerkes	53
Tab. 5:	Relation der Merkmale kohäsiver Widerstand $\tau_{c,i}$, viskoser Widerstand $\tau_{visk,i}$ und innerer Reibungswinkel φ_i des Korngerüstes sowie des gesamten Verformungswiderstandes $\tau_{vw,i}$ der Zustände $i = 2 \ldots 8$ eines Asphalthaufwerkes vor der Einbaubohle gegenüber dem Referenzzustand $i = 1$	55
Tab. 6:	Geplante meßfeldbezogene Soll-Einbauparameter des Vorversuches (v_e Einbaugeschwindigkeit, n_{St} Stampferdrehzahl, n_{Vib} Vibrationsdrehzahl)	90
Tab. 7:	Übersicht der verwendeten Sensoren (VV: Vor-, HV: Hauptversuch)	93
Tab. 8:	Arithmetische Mittelwerte und Standardabweichungen der Gesamtzugkraft Z an den Zugpunkten der Bohle in Abhängigkeit von der Einbaugeschwindigkeit v_e und dem Füllstand H_{Vi} im Schneckenraum	98
Tab. 9:	Mediane und Interquartilsabstände der Drehzahl an der linken Querförderschnecke ($n_{Sch,med}$; $n_{Sch,IQR}$) in Abhängigkeit von der Einbaugeschwindigkeit v_e und dem Füllstand H_{Vi} im Schneckenraum	100
Tab. 10:	Arithmetische Mittelwerte und Standardabweichungen der Schichtdicke d in Abhängigkeit von der Einbaugeschwindigkeit v_e und dem Füllstand H_{Vi} im Schneckenraum	102
Tab. 11:	Nomenklatur der Versuchsabschnitte	119
Tab. 12:	Durch Planographenmessungen festgestellte muldenförmige Abweichungen von der Bezugslinie innerhalb einer Wegstrecke $s > 1{,}190$ m	121
Tab. 13:	Mediane und Standardfehler ($T_{i,med}/s_{i,med}$) der temperaturhomogenen Abschnitte in den Versuchsbahnen VB1 bis VB5	124
Tab. 14:	In den Versuchsbahnen VB1 bis VB5 erzielte mittlere Einbaugeschwindigkeiten $\bar{v}_{e,i}$ in m/min	125
Tab. 15:	Arithmetische Mittelwerte und Standardabweichungen der Schneckendrehzahl n_{Sch} und -leistung P_{Sch} in den gem. *Tab. 16* balancierten Abschnitten der Versuchsbahnen VB3 bis VB5	129
Tab. 16:	Ableitung balancierter Abschnitte in den Versuchsbahnen VB3 bis VB5	133
Tab. 17:	Stationäre Bereiche zur Untersuchung der Längsebenheit	136
Tab. 18:	Regelstreckenbereiche zur Untersuchung der Längsebenheit (Auszug aus *Tab. A.11*)	136
Tab. 19:	In den selektierten Versuchsabschnitten ermittelte Drehzahlen und Leistungen der linken Querförderschnecke	144
Tab. 20:	Arithmetische Mittelwerte und Standardabweichungen der Zugkraft am linken und rechten Zugpunkt (Z_{li}, Z_{re}) in den selektierten Versuchsabschnitten	147

Tab. 21: Arithmetische Mittelwerte und Standardabweichungen der mit dem Dual-Sonic-Meßsystem ermittelten Einbaudicke *d* in den selektierten Abschnitten 159

Tab. 22: Ergebnisse des Laborversuches zur Bestimmung der temperaturabhängigen Durchflußmenge *Q* eines unkonsolidierten SMA 8 S mit einem Bindemittel 25/55-55 A 163

Tab. 23: In den selektierten Versuchsabschnitten gemessene Raumdichten $\rho_{BK,1}$ (vor der Walzverdichtung) und $\rho_{BK,2}$ (nach der Walzverdichtung) 178

Tab. 24: Relative Veränderung der für die Walzverdichtung verfügbaren Zeit t_w 185

Tab. 25: Ermittelte Gleitreibungskoeffizienten 189

Tab. 26: Ergebnisse der Untersuchungen zur Längsebenheit in den stationären Bereichen 194

Tab. 27: Vergleich der Abschnitte stationärer Einbauzustände der Versuchsbahnen VB1 und VB2 mit den selektierten stationären Abschnitten der Versuchsbahnen VB3 bis VB5 199

Tab. 28: Ergebnisse der Untersuchungen zur Längsebenheit in den Regelstrecken der Versuchsbahnen VB1 und VB2 200

Tab. 29: Ergebnisse der Untersuchungen zur Längsebenheit in den Regelstrecken der Versuchsbahnen VB3 bis VB5 203

Tab. 30: Darstellung der LWI_{10}-Werte aller geprüften Versuchsabschnitte nach dem Einbau mit dem Fertiger und dem Walzen 210

Tab. 31: Aus der Untersuchung der Abschnitte stationärer Einbaubedingungen und der Regelstrecken ermittelte günstige Parameterkombinationen T_iH_{ij} für die Merkmalsgrößen der Fertigungsqualität 226

Tab. 32: Zusammenhang zwischen der Schwankung der Oberflächentemperatur des Belages unmittelbar nach dem Einbau, dem Grad der Entmischung und der Folgekosten aufgrund der zu erwartenden Minderung der Nutzungsdauer (aufbereitete Darstellung anhand der Ergebnisse aus [216]) 229

Tab. 33: In den Bauklassen SV bis III für Trag-, Binder- und Deckschichten vorgesehene Walzasphalt-Mischgüter [201, 225, 227, 273] 232

ANLAGEN

ABBILDUNGSVERZEICHNIS DER ANLAGEN 288

TABELLENVERZEICHNIS DER ANLAGEN 291

A.1 ZUM ASPHALTHAUFWERK VOR DER BOHLE 293

A.1.1 Terminologie des Schwarzdeckenfertigers 293
A.1.2 Zu Abschnitten unterschiedlicher Haufwerksgeometrien 295
A.1.3 Mechanische Grundlagen der Schnecke 300
A.1.4 Zur vereinfachten Kräfteabschätzung am fiktiven Materialmantel 301
A.1.5 Zu den Schneckenfüllungsgraden 303
A.1.6 Zum Kräfteansatz am starren Einzelkörper 304
A.1.7 Zum Materialdruck auf die Bohlenvorderwand 307

A.2 UNTERSUCHUNGSBEFUNDE 309

A.2.1 Untersuchungsbefund der Ems-Jade-Mischwerke zur EOS 0/10 309
A.2.2 Auszug aus der Erstprüfung Nr. 11/062/0113/09 zum verwendeten SMA 0/8 S, 25/55-55 A 310

A.3 TECHNISCHE DATEN DER FÜR DIE EXPERIMENTELLEN UNTERSUCHUNGEN EINGESETZTEN BAUMASCHINEN UND MESSGERÄTE 312

A.3.1 Einbau- und Verdichtungstechnik 312
A.3.2 Drehzahlsensoren der 1 Kanal Hall M18 Familie 313
A.3.3 Kraftmeßbolzen FH Köln – MB61,5 und FH Köln – MB50 316
A.3.4 Durchfluß-Sensor RE4-300 317
A.3.5 Absolutdruckaufnehmer P8AP 318
A.3.6 Einachsiger Neigungsregler 04-21-20012 und digitaler Neigungssensor 04-21-21010 320
A.3.7 Dual-Sonic-Sensor 04-21-10100 322
A.3.8 Wärmebildkamera testo 880-3 Profi-Set 323
A.3.9 Infrarotsensor mit Laservisier thermoMeter CTL 324
A.3.10 Sonde 4640-B 325
A.3.11 Meßschlitten 326

A.4 AUFBEREITUNG DER MESSDATEN DES HAUPTVERSUCHES 332

A.4.1 Vermessungsdaten 332
A.4.2 Temperatur des Mischgutes 335
A.4.3 Schneckendrehzahl 340
A.4.4 Abgrenzung der Versuchsabschnitte 344
A.4.5 Längsebenheit 346
A.4.6 Transformation der Sondenmeßwerte 347

A.5 STATISTISCHE VERFAHREN 351

A.5.1 Prüfung auf Normalverteilung 351
A.5.2 Datentransformation 353
A.5.3 Ausreißertestverfahren 353
A.5.4 Homogenitätsprüfung 357
A.5.5 Vergleich der Mittelwerte 359
A.5.6 Rangsummenvergleich 362
A.5.7 Multiple Regressionsanalyse 364
A.5.8 Multiple Korrelationsanalyse 367
A.5.9 Kreuzkorrelation 369

A.6 LABORVERSUCH ZUR TEMPERATURBEDINGTEN ÄNDERUNG DER FLIESSFÄHIGKEIT DES VERSUCHSMATERIALS AUS EINEM SMA 8 S, 25/55-55 A 370

A.7 UNTERSUCHUNGSERGEBNISSE AUS DEM HAUPTVERSUCH 375

A.7.1 Statistische Untersuchungen 375
A.7.2 Untersuchungen zur Mischguttemperatur 387
A.7.3 Untersuchungen zur Zugkraft 388
A.7.4 Untersuchungen zur Einbaudicke 392
A.7.5 Anwendung des Bewerteten Längsprofils auf kürzere Wellenlängen 395
A.7.6 Graphische Darstellungen zur Unterstützung der Auswertung der Zustandsgrößen der Längsebenheit 396

Abbildungsverzeichnis der Anlagen

Abb. A.1:	Fertiger mit Einbaubohle variabler Arbeitsbreite [60] und Definition der Koordinaten	293
Abb. A.2:	Draufsicht eines Fertigers mit Variobohle [60]; *A – F* Abschnitte unterschiedlicher Haufwerksgeometrien	293
Abb. A.3:	Einbaubohle VB 805 Plus [60] mit rot strichpunktiertem Fußpunkt	294
Abb. A.4:	Darstellung der beim Ausschieben einer Partikel angreifenden Kräfte auf der abgewickelten Schraubenlinie einer linksgängigen Förderschnecke mit dem Radius r_m (Draufsicht)	300
Abb. A.5:	Kräfteplan zu den Darstellungen in *Abb. A.4*	300
Abb. A.6:	Förderquerschnitte bei verschiedenen Füllungsgraden der Schnecke	303
Abb. A.7:	Lageskizze zu den an einer Materialpartikel d*m* angreifenden Kräften am Wendelrand einer nach rechts drehenden Schnecke	304
Abb. A.8:	Krafteckskizze zur Aufspaltung der Resultierenden F_{res} in ihre horizontale und vertikale Komponente F_h bzw. F_v	305
Abb. A.9:	Vorzeichenregel für die Berechnung des aktiven und passiven Erddrucks (aus [50])	307
Abb. A.10:	Temperaturverlauf in der Versuchsbahn VB1	335
Abb. A.11:	Temperaturverlauf in der Versuchsbahn VB2	336
Abb. A.12:	Temperaturverlauf in der Versuchsbahn VB3	337
Abb. A.13:	Temperaturverlauf in der Versuchsbahn VB4	338
Abb. A.14:	Temperaturverlauf in der Versuchsbahn VB5	339
Abb. A.15:	Drehzahlen der Querförderschnecken in der Versuchsbahn VB1	340
Abb. A.16:	Drehzahlen der Querförderschnecken in der Versuchsbahn VB2	341
Abb. A.17:	Drehzahlen der Querförderschnecken in der Versuchsbahn VB3	341
Abb. A.18:	Drehzahlen der Querförderschnecken in der Versuchsbahn VB4	342
Abb. A.19:	Drehzahlen der Querförderschnecken in der Versuchsbahn VB5	342
Abb. A.20:	Grundplatte mit zentraler Öffnung und Fixierplättchen	370
Abb. A.21:	Bodenstück	370
Abb. A.22:	Ausziehbares Abdeckblech	370
Abb. A.23:	Auf der Grundplatte mit dem Bodenstück abgesetzte und mit Mischgut gefüllte Hülse	371
Abb. A.24:	Ergebnisse des LSD-Testes zur Durchflußmenge *Q*	374
Abb. A.25:	Ergebnisse des LSD-Testes zur Raumdichte nach dem Fertiger $\rho_{BK,1}$	381
Abb. A.26:	Ergebnisse des LSD-Testes zur Raumdichte nach dem Walzen $\rho_{BK,2}$	381
Abb. A.27:	Detektierte Regelstrecken zur Bestimmung der Kraft *Z* am linken Zugpunkt in den Versuchsbahnen VB1 (oben) und VB2 (unten)	388
Abb. A.28:	Detektierte Regelstrecken zur Bestimmung der Kraft *Z* am linken Zugpunkt in den Versuchsbahnen VB3 bis VB5 (von oben nach unten)	389

Abb. A.29: Ermittlung des Verlaufes der äquidistierten *z*-Koordinaten der Meßlinien ML44.1.2 und ML44.2.2 auf der idealisierten Position $\bar{x}_{44.2.2;0,1}$. Darstellung in beliebiger Höhenordnung (Relativposition). 392

Abb. A.30: Verlauf der Schichtdicke in den Regelabschnitten der Versuchsbahnen VB1 und VB2 392

Abb. A.31: Detektierte Regelstrecken zur Bestimmung der Schichtdicke in den Versuchsbahnen VB3 bis VB5 393

Abb. A.32: Verlauf der äquidistierten *z*-Koordinaten der Meßlinien ML34.1.2 und ML44.2.2 (rot) auf der idealisierten Position $\bar{x}_{34.2.2;0,1}$. Darstellung in beliebiger Höhenordnung (Relativposition). 395

Abb. A.33: Positionen stationärer Abschnitte und Regelstrecken in der Versuchsbahn VB1. Darstellung der Linien in beliebiger Höhenordnung. 397

Abb. A.34: Positionen stationärer Abschnitte und Regelstrecken in der Versuchsbahn VB2. Darstellung der Linien in beliebiger Höhenordnung. 398

Abb. A.35: Positionen stationärer Abschnitte und Regelstrecken in der Versuchsbahn VB3. Darstellung der Linien in beliebiger Höhenordnung. 399

Abb. A.36: Positionen stationärer Abschnitte und Regelstrecken in der Versuchsbahn VB4. Darstellung der Linien in beliebiger Höhenordnung. 400

Abb. A.37: Positionen stationärer Abschnitte und Regelstrecken in der Versuchsbahn VB5. Darstellung der Linien in beliebiger Höhenordnung. 401

Abb. A.38: Profile der Meßlinien ML34.1.2, ML34.2.2 und ML33.2.2 im stationären Bereich $S_{3/20}$ der Versuchsbahn VB3 in beliebiger Höhenordnung 402

Abb. A.39: Profile der Meßlinien ML34.1.2, ML34.2.2 und ML33.2.2 im stationären Bereich $S_{3/30}$ der Versuchsbahn VB3 in beliebiger Höhenordnung 402

Abb. A.40: Profile der Meßlinien ML44.1.2, ML44.2.2 und ML43.2.2 im stationären Bereich $S_{2/20}$ der Versuchsbahn VB4 in beliebiger Höhenordnung 403

Abb. A.41: Profile der Meßlinien ML44.1.2, ML44.2.2 und ML43.2.2 im stationären Bereich $S_{2/30}$ der Versuchsbahn VB4 in beliebiger Höhenordnung 403

Abb. A.42: Profile der Meßlinien ML54.1.2, ML54.2.2 und ML53.2.2 im stationären Bereich $S_{1/20}$ der Versuchsbahn VB5 in beliebiger Höhenordnung 404

Abb. A.43: Profile der Meßlinien ML54.1.2, ML54.2.2 und ML53.2.2 im stationären Bereich $S_{1/30}$ der Versuchsbahn VB5 in beliebiger Höhenordnung 404

Abb. A.44: Profile der Meßlinien ML14.1.2, ML14.2.2 und ML13.2.2 im Regelstreckenbereich $S_{2/20/I} - R_{T2/3/20} - S_{3/20/I}$ der Versuchsbahn VB1 in beliebiger Höhenordnung 405

Abb. A.45: Profile der Meßlinien ML14.1.2, ML14.2.2 und ML13.2.2 im Regelstreckenbereich $S_{3/20/I} - R_{T3/2/20} - S_{2/20/II}$ der Versuchsbahn VB1 in beliebiger Höhenordnung 405

Abb. A.46: Profile der Meßlinien ML14.1.2, ML14.2.2 und ML13.2.2 im Regelstreckenbereich $S_{2/20/II} - R_{T2/1/20} - S_{1/20/I}$ der Versuchsbahn VB1 in beliebiger Höhenordnung 406

Abb. A.47: Profile der Meßlinien ML24.1.2, ML24.2.2 und ML23.2.2 im Regelstreckenbereich $S_{2/30/I} - R_{T2/3/30} - S_{3/30/I}$ der Versuchsbahn VB2 in beliebiger Höhenordnung 406

Abb. A.48: Profile der Meßlinien ML24.1.2, ML24.2.2 und ML23.2.2 im Regelstreckenbereich $S_{3/30/I} - R_{T3/2/30} - S_{2/30/II}$ der Versuchsbahn VB2 in beliebiger Höhenordnung 407

Abb. A.49: Profile der Meßlinien ML24.1.2, ML24.2.2 und ML23.2.2 im Regelstreckenbereich $S_{2/30/II} - R_{T2/1/30} - S_{1/30/I}$ der Versuchsbahn VB2 in beliebiger Höhenordnung 407

Abb. A.50: Profile der Meßlinien ML34.1.2, ML34.2.2 und ML33.2.2 im Regelstreckenbereich $R_{H20/21/3} - S_{3/20}$ der Versuchsbahn VB3 in beliebiger Höhenordnung 408

Abb. A.51: Profile der Meßlinien ML34.1.2, ML34.2.2 und ML33.2.2 im Regelstreckenbereich $S_{3/20} - R_{H20/22/3}$ der Versuchsbahn VB3 in beliebiger Höhenordnung 408

Abb. A.52: Profile der Meßlinien ML34.1.2, ML34.2.2 und ML33.2.2 im Regelstreckenbereich $S_{3/30} - R_{H30/31/3}$ der Versuchsbahn VB3 in beliebiger Höhenordnung 409

Abb. A.53: Profile der Meßlinien ML44.1.2, ML44.2.2 und ML43.2.2 im Regelstreckenbereich $R_{H20/21/2} - S_{2/20}$ der Versuchsbahn VB4 in beliebiger Höhenordnung 409

Abb. A.54: Profile der Meßlinien ML44.1.2, ML44.2.2 und ML43.2.2 im Regelstreckenbereich $S_{2/20} - R_{H20/22/2}$ der Versuchsbahn VB4 in beliebiger Höhenordnung 410

Abb. A.55: Profile der Meßlinien ML44.1.2, ML44.2.2 und ML43.2.2 im Regelstreckenbereich $S_{2/30} - R_{H30/31/2}$ der Versuchsbahn VB4 in beliebiger Höhenordnung 410

Abb. A.56: Profile der Meßlinien ML54.1.2, ML54.2.2 und ML53.2.2 im Regelstreckenbereich $R_{H20/21/1} - S_{1/20}$ der Versuchsbahn VB5 in beliebiger Höhenordnung 411

Abb. A.57: Profile der Meßlinien ML54.1.2, ML54.2.2 und ML53.2.2 im Regelstreckenbereich $S_{1/20} - R_{H20/22/1}$ der Versuchsbahn VB5 in beliebiger Höhenordnung 411

Abb. A.58: Profile der Meßlinien ML54.1.2, ML54.2.2 und ML53.2.2 im Regelstreckenbereich $S_{1/30} - R_{H30/31/1}$ der Versuchsbahn VB5 in beliebiger Höhenordnung 412

Tabellenverzeichnis der Anlagen

Tab. A.1:	Bezugszeichen zu den *Abbn. A.1* bis *A.3* und *12* bis *14*	294
Tab. A.2:	Einflußfaktoren auf die Ausbildung der Haufwerksgeometrie in den Abschnitten *A – F* gem. *Abb. A.2*	295
Tab. A.3:	Technische Daten zur Schnecke eines Fertigers DF 145C (Bezug auf eine Schneckenhälfte)	301
Tab. A.4:	Ausgewählte Daten des Fertigers DF 145C [62]	312
Tab. A.5:	Ausgewählte Daten der Einbaubohle EB 50 TV [63]	312
Tab. A.6:	Ausgewählte Daten der Tandem-Vibrationswalze CC 142 [64]	312
Tab. A.7:	Technische Ausreißer in den Vermessungsdaten des Hauptversuches (MLij.1.2 – Unterlage; MLij.2.2 – Deckschicht)	332
Tab. A.8:	Temperaturstabile Versuchsabschnitte und temperaturbedingte Regelstrecken (Angaben in m)	340
Tab. A.9:	Anhand der Drehzahl ermittelte stationäre und Regelbereiche der linken und rechten Querförderschnecke in den Versuchsbahnen	343
Tab. A.10:	Abgrenzung der Versuchsabschnitte mit stationären Zuständen und Abschätzung der Regelstrecken im Bereich der linken Querförderschnecke	344
Tab. A.11:	Regelstreckenbereiche zur Untersuchung der Längsebenheit	346
Tab. A.12:	Paarweise zugeordnete radiometrisch und gravimetrisch bestimmte Raumdichten an den Bohrkernen BK(V)B(i)	347
Tab. A.13:	Kritische Werte für den Ausreißertest nach *Gl. (A.59)*	354
Tab. A.14:	Prüfplan mit einfacher Besetzung für eine zweifache Varianzanalyse nach [122]	361
Tab. A.15:	Varianztabelle für die zweifache Varianzanalyse mit einfacher Besetzung nach [122]	361
Tab. A.16:	(2 · 6)-Felder-Tafel für den erweiterten Median-Test	363
Tab. A.17:	Ergebnisse des Laborversuches zur Bestimmung des temperaturabhängigen Massendurchsatzes *Q* in kg/min des unkonsolidierten Versuchsmischgutes SMA 8 S, 25/55-55 A durch eine kreisrunde Öffnung mit einem Durchmesser von 110 mm nach einer Ausflußdauer von 20 s	372
Tab. A.18:	Definition des Versuchsergebnisses	373
Tab. A.19:	Test auf Gleichheit der Varianzen der Durchflußmenge *Q*	373
Tab. A.20:	Prüfung der Schneckenleistung P_{Sch} auf statistische Ausreißer	375
Tab. A.21:	Prüfung der Bohlenzugkraft *Z* auf statistische Ausreißer	376
Tab. A.22:	Prüfung der Meßwerte der Einbaudicke *d* auf statistische Ausreißer	377
Tab. A.23:	Prüfung der Raumdichte nach dem Fertiger $\rho_{BK,1}$ auf statistische Ausreißer	377
Tab. A.24:	Prüfung der Raumdichte nach dem Walzen $\rho_{BK,2}$ auf statistische Ausreißer	378
Tab. A.25:	Prüfung der Meßwerte der Einbaudicke *d* auf Normalverteilung	378
Tab. A.26:	Ergebnisse der statistischen Begutachtung der Raumdichte nach dem Fertiger $\rho_{BK,1}$	378

Tab. A.27: Ergebnisse der statistischen Begutachtung der Raumdichte nach dem Walzen $\rho_{BK,2}$ 379

Tab. A.28: Test auf Gleichheit der Varianzen der Leistung der linken Förderschnecke $P_{Sch,li}$ 379

Tab. A.29: Prüfung der Gruppen auf Homogenität der Varianzen der Zugkraft Z 379

Tab. A.30: Test auf Gleichheit der Varianzen der Einbaudicke d 380

Tab. A.31: Vergleich der Mittelwerte und Varianzen der Zugkraft Z 380

Tab. A.32: Test auf Gleichheit der Varianzen der Zugkraft Z am linken Zugpunkt 380

Tab. A.33: Test auf Gleichheit der Varianzen der Raumdichte nach dem Fertiger $\rho_{BK,1}$ 380

Tab. A.34: Test auf Gleichheit der Varianzen der Raumdichte nach dem Walzen $\rho_{BK,2}$ (nichtnormalverteilte Meßwerte) 381

Tab. A.35: Test auf Gleichheit der Varianzen der Raumdichte nach dem Walzen $\rho_{BK,2}$ (normalverteilte Meßwerte) 381

Tab. A.36: Signifikanztest und multipler Vergleich der Rangsummen zur Leistung P_{Sch} der linken Querförderschnecke 382

Tab. A.37: Signifikanztest und multipler Vergleich der Rangsummen zur Zugkraft Z am linken Zugpunkt 382

Tab. A.38: Signifikanztest und multipler Vergleich der Rangsummen zur Einbaudicke d 383

Tab. A.39: Prüfung der Variablen H, T und Z auf Korrelation 383

Tab. A.40: Ergebnisse der partiellen Korrelation zwischen den Merkmalen Z, H und T^2 384

Tab. A.41: Prüfung der Variablen H, T^2 und d auf Korrelation 384

Tab. A.42: Ergebnisse der partiellen Korrelation zwischen den Merkmalen d, H und T^2 385

Tab. A.43: Prüfung der Variablen H, T^2 und $\rho_{BK,1}$ auf Korrelation 385

Tab. A.44: Ergebnisse der partiellen Korrelation zwischen den Merkmalen $\rho_{BK,1}$, H und T^2 386

Tab. A.45: Prüfung der Variablen H, T^2 und $\rho_{BK,2}$ auf Korrelation 386

Tab. A.46: Ergebnisse der partiellen Korrelation zwischen den Merkmalen $\rho_{BK,2}$, H und T^2 387

Tab. A.47: Vergleich zwischen den im linken Schneckenkanal und in der gleichen Einbaulinie erfaßten Temperaturen des eingebauten Belages unmittelbar hinter der Einbaubohle (T_{CTL}) 387

Tab. A.48: Meßdaten und abgeleitete Größen aus den temperaturbedingten Regelstrecken der Versuchsbahnen VB1 und VB2 (Zugkraft Z) 390

Tab. A.49: Meßdaten und abgeleitete Größen aus den vorlagehöhenbedingten Regelstrecken der Versuchsbahnen VB3 bis VB5 (Zugkraft Z) 391

Tab. A.50: Meßdaten und abgeleitete Größen aus den vorlagehöhenbedingten Regelstrecken der Versuchsbahnen VB3 bis VB5 (Einbaudicke d) 394

Tab. A.51: Wahrscheinlichkeit S des Überschreitens von Vielfachen $\pm \lambda \cdot \sigma$ der Standardabweichung σ bei normalverteilten Meßwerten; Auszug aus [130] bzw. *Tab. 2.1*, *S. 22* in [238] 396

ANL. A.1 ZUM ASPHALTHAUFWERK VOR DER BOHLE

A.1.1 Terminologie des Schwarzdeckenfertigers

Der für den Einbau von Walzasphalt aus den beiden Hauptelementen Traktor (Zugfahrzeug) und Bohle (Einbauwerkzeug) bestehende und als Raupen- oder Radschlepper ausgebildete Fertiger gem. *Abbn. A.1*, *A.2* führt das Einbaumaterial vom Kübel (5) mit zwei unabhängig voneinander arbeitenden Lattenrosten (6) den rückseitig angeordneten und gleichfalls unabhängig voneinander steuerbaren Schnecken (11) zu, die es vor der Einbaubohle querverteilen.

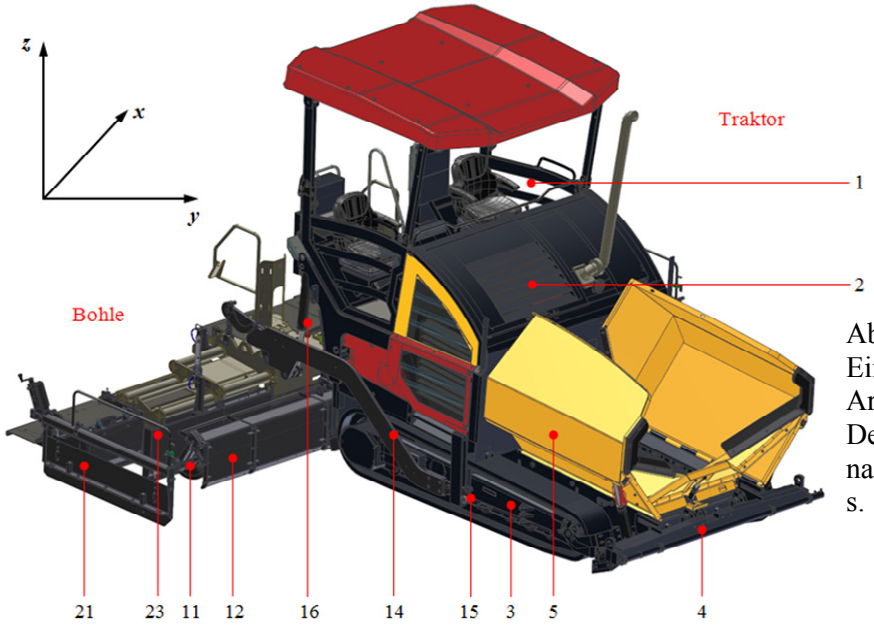


Abb. A.1: Fertiger mit Einbaubohle variabler Arbeitsbreite [60] und Definition der Koordinaten; Bezugszeichen s. *Tab. A.1*

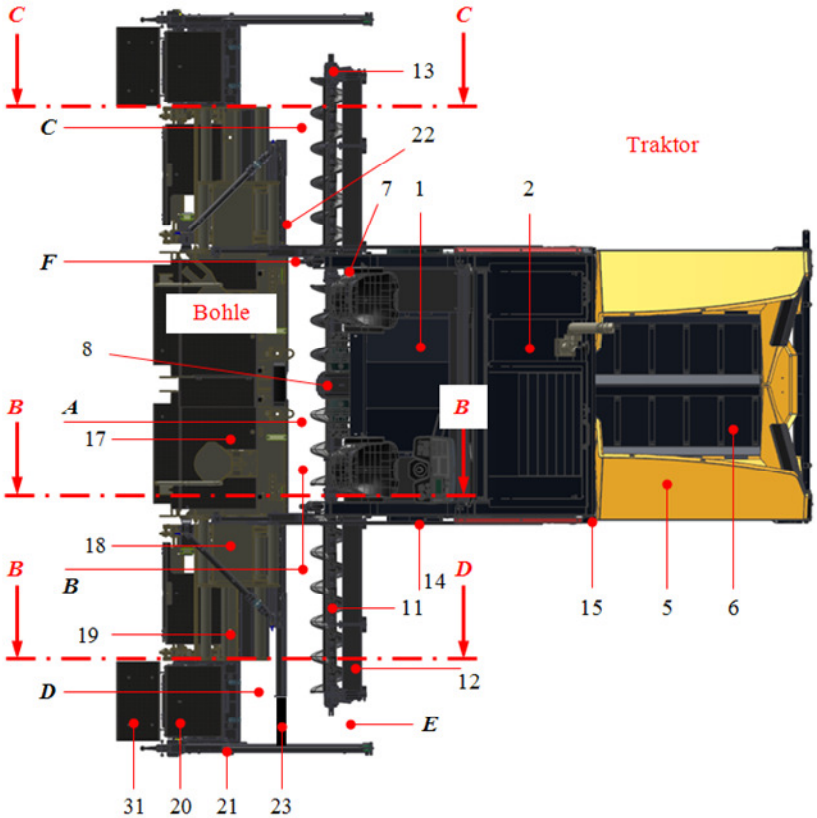


Abb. A.2: Draufsicht eines Fertigers mit Variobohle [60]; *A* – *F* Abschnitte unterschiedlicher Haufwerksgeometrien; Bezugszeichen s. *Tab. A.1*

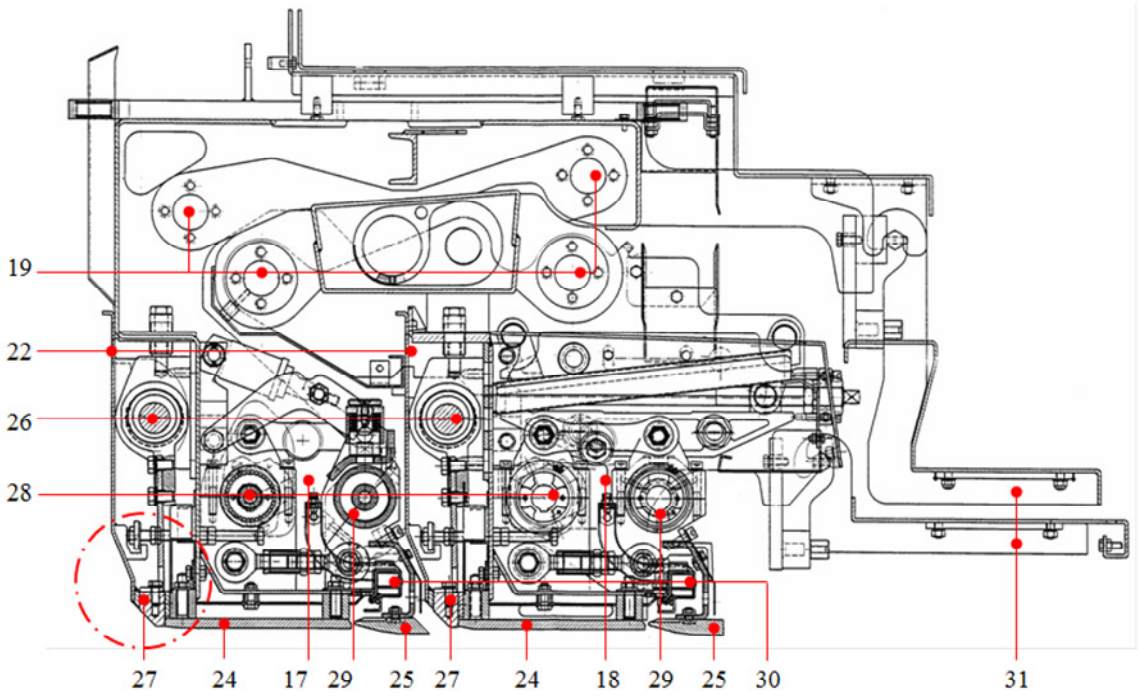


Abb. A.3: Einbaubohle VB 805 Plus [60] mit rot strichpunktiertem Fußpunkt; Bezugszeichen s. *Tab. A.1*

Tab. A.1: Bezugszeichen zu den *Abbn. A.1* bis *A.3* und *12* bis *14*

1	Bedienstand	18	Ausschiebeteil
2	Antriebseinheit	19	Führungssystem
3	Laufwerk	20	Anbauteil
4	Position des Abdrückbalkens	21	Bohlenbegrenzungsblech
5	Kübel	22	Bohlenvorderwand
6	Lattenrost	23	Materialleitblech
7	Fertigerrückwand	24	Glättblech
8	Schneckengetriebe	25	Nachverdichterplatte
9	Schneckenwelle	26	Stampferantrieb
10	Halbflügel	27	Stampferrahmen mit Stampfermesser
11	Schnecke	28	Erregerelement für Vibration und Kupplungsstück
12	Materialschacht	29	Erregerelement für Nachverdichter und Kupplungsstück
13	Schneckenlager	30	Flammrohr
14	Zugarm	31	Trittblech
15	Zugpunkt und Nivellierzylinder		
16	Hubzylinder		
17	Grundbohle		

Förderabschnitte im Schneckenkanal mit unterschiedlichen Haufwerksgeometrien

A	Überlagerungsbereich zwischen Materialübergabe und beginnender Querförderung
B	Bereich der Querförderung im Schneckenkanal mit kontinuierlichem Querschnitt
C	Bereich der Querförderung im Schneckenkanal mit diskontinuierlichem Querschnitt
D	Abschnitt zwischen Materialleitblech (23) und Bohlenvorderwand (22)
E	Auslaufzone der Querförderung

F Einflußbereich eines Schneckenlagers (13)

A.1.2 Zu Abschnitten unterschiedlicher Haufwerksgeometrien

Tab. A.2: Einflußfaktoren auf die Ausbildung der Haufwerksgeometrie in den Abschnitten *A – F* gem. *Abb. A.2* (normale Schrift bedeutet schwachen, unterstrichen mittleren und fette Kennzeichnung starken Einfluß)

Parameter	Abschnitt					
	A	*B*	*C*	*D*[1]	*E*[1]	*F*
asphalttechnologische Parameter						
Mischgutart	x[2]	x[2] <u>x[3]</u>	x[2]	x[4]	<u>x[2]</u> <u>x[4]</u>	
Mischgutsorte	x[5]	<u>x[5]</u> <u>x[3]</u>	x[5]	x[5]	<u>x[5]</u>	<u>x[5]</u>
gerätetechnische Parameter						
Position des Schneckengetriebes	**x**[6]	**x**[7]	**x**[7]		<u>x[7]</u>	
Schneckendurchmesser	<u>x[8]</u>	**x**[8] **x**[9]	x[8]		x[8]	x[10]
Geometrie der Schneckenhalbflügel vor/nach dem Schneckenlager						<u>x[11]</u>
verfahrenstechnische Parameter						
Einbaudicke	**x**[12]	<u>x[12]</u>	**x**[12]		<u>x[12]</u>	<u>x[12]</u> <u>x[13]</u>
Einbaubreite	**x**[12]	<u>x[12]</u>	**x**[12]		**x**[14]	<u>x[12]</u> <u>x[13]</u>
Gleichmäßigkeit der Lattenrost - geschwindigkeit	**x**[15]	<u>x[15]</u>				
Abstand der Schnecke zur Bohlenvorderwand bzw. zum Materialleitblech	**x**[16]	**x**[16]	**x**[16]		x[16]	
Schneckenhöhe über Grund	**x**[17]	**x**[17]	**x**[17]			<u>x[18]</u>
Höhe und Konstanz der Schneckendrehzahl	**x**[19]	**x**[19]	<u>x[19]</u>		**x**[19]	
Einstellung des Materialleitbleches			**x**[20]			

<u>Erläuterungen</u>

1 bei anforderungsgemäß montierten und richtig eingestellten Materialleitblechen

2 Aufgrund unterschiedlicher Raumdichten nach dem Abwurf des Gutes vom Lattenrost ist in Anlehnung an [148] damit zu rechnen, daß sich unterschiedliche Volumina einstellen. Eine daraus resultierende Änderung der Lage des Schwerpunktes kann das Bewegungsverhalten der Bohle beeinflussen.

3 Bei in der Regel nicht vergleichbaren Einbauparametern wird die Ausbildung unterschiedlicher aktiver und passiver bzw. kombinierter Spannungszustände in den Bereichen Schnecke/Materialschacht und Schnecke/Bohlenvorderwand vermutlich durch die auch sortenbedingten (s. *Erläuterung 5*) unterschiedlichen Reibungswinkel der Güter zusätzlich beeinflußt.

4 Die guttypischen Reibungswinkel beeinflussen auch die Ausbildung unterschiedlicher Schüttwinkel.

5 insbesondere durch die Korngrößenverteilung und den maximalen Korndurchmesser

6 Schneckenantrieb zwischen den Lattenrosten (zentral)

7 Antrieb beidseitig an den Schneckenwellenenden (dezentral)

8 beeinflußt den Abstand zur Vorderwand und mit der geänderten Materialmenge vor der Einbaubohle die Ausbildung unterschiedlicher aktiver und passiver sowie kombinierter Spannungszustände in den Bereichen Schnecke/Materialschacht und Schnecke/Bohlenvorderwand

9 Bei gleicher Fördermenge bedingen unterschiedliche Schneckendurchmesser unterschiedliche Schneckendrehzahlen und Füllungsgrade und somit auch die Ausbildung unterschiedlicher aktiver und passiver sowie kombinierter Spannungszustände in den Bereichen Schnecke/Materialschacht und Schnecke/Bohlenvorderwand.

10 aufgrund unterschiedlicher Füllungsgrade bei gleicher Fördermenge

11 Das schlagartige Einstechen einer geraden Schnittkante des Schneckenhalbflügels kann bei grobem und/oder leicht fließendem Gut eine plötzliche Unterbrechung des Materialflusses bis hin zum kurzzeitigen Stau oder Rückwärtsschieben verursachen. Bei Schüttgütern mit großem Korndurchmesser kann es außerdem zum Bruch des Halbflügels kommen, wenn sich zwischen dem Stützarm des Außenlagers und dem Halbflügel Gutpartikel ungünstig überlagern. Mit einer sichelförmigen Kontur der Schnittkante sind die unerwünschten Effekte vermeidbar.

12 aufgrund des stärkeren Förderstromes und dem damit verbundenen, zum Schneckenende hin abfallenden, höheren Materialstand vor der Bohle

13 Einfluß schwächt sich an den äußeren Schneckenlagerungen ab

14 Da Schneckenwellenverbreiterungen in festgelegten Stückelungen vorhanden sind, liegen in Abhängigkeit von der Einbaubreite unterschiedliche Freiräume zwischen Schneckenende und Bohlenbegrenzungsblech vor.

15 beeinflußt die Materialmenge vor der Bohle und in *B* mit der Änderung des Füllungsgrades die Ausbildung unterschiedlicher aktiver und passiver sowie kombinierter Spannungszustände in den Bereichen Schnecke/Materialschacht und Schnecke/Bohlenvorderwand

16 beeinflußt die Materialmenge vor der Bohle und in *B* die Ausbildung unterschiedlicher aktiver und passiver sowie kombinierter Spannungszustände in den Bereichen Schnekke/Materialschacht und Schnecke/Bohlenvorderwand

17 beeinflußt insbesondere die Menge ruhenden Materials vor der Bohle und die Ausbildung unterschiedlicher Spannungszustände

18 bei zu hoch gezogener Schnecke schwächen sich die Staueffekte an den äußeren Schneckenlagerungen ab

19 Die Schneckendrehzahl beeinflußt die Spannungszustände im Material direkt (s. *Abschn. 4.3.4*, *4.3.5*) und führt über Kontraktanz und Dilatanz zur Änderung des Volumens und damit der Haufwerksgeometrie. Im *Abschn. E* ändern sich die Höhen der Materialvorlagen.

20 Nur die korrekte Einstellung der Materialleitbleche gewährleistet eine sich permanent verbrauchende Gutvorlage vor den Ausschiebeteilen der Einbaubohle.

Abschnitt *A*

Bereich der Materialübergabe vom Lattenrost (6) in den vom unmittelbar darunter angeordneten Materialabwurfblech[78] und der Bohlenvorderwand (22) gebildeten Schneckenkanal

Die sich im Überlagerungsbereich zwischen Materialübergabe und beginnender Querförderung ausbildende Haufwerksgeometrie unterliegt im wesentlichen dem Einfluß der in *Tab. A.2* aufgeführten Parameter und ändert sich in Richtung Schneckenende bis maximal zum ersten Schneckenlager (13) von einer häufig positiv geneigten zu einer tendenziell waagerechten Hinterfüllung der Bohlenvorderwand (22) ohne klar erkennbare Abgrenzung zum *Abschn. B*.

Das Asphaltmischgut wird mit erheblicher Förderleistung von den Lattenrosten (6) gegen die Bohlenvorderwand (22) gedrückt und von der Schnecke (11) nach außen transportiert, wobei trotz dominanter translatorischer Gutbewegung eine deutliche, dem großen Füllungsgrad der Schnecke zuzuordnende, rotatorische Komponente erkennbar ist. Bei ordnungsgemäß eingestellter Steuerung der Lattenroste (6) kann davon ausgegangen werden, daß sich die Geometrie des Haufwerkes im Übergabebereich zur Schnecke (11) nicht wesentlich ändert.

Abschnitt *B*

Bereich der Querförderung in dem von der Fertigerrückwand (7) und den sich anschließenden Materialschächten (12) sowie der Bohlenvorderwand (22) der Grundbohle (17) und den Materialleitblechen (23) gebildeten Schneckenkanal konstanten Querschnittes beim Einsatz starrer oder variabler Bohlen

Die sich hier einstellenden, von der Schnecke (11) direkt beeinflußten und über die Arbeitsbreite der Bohle dominierenden Haufwerksgeometrien mit negativer Neigung der Hinterfüllung vor der Vorderwand (22) der Grundbohle (17) bzw. den Materialleitblechen (23) des Ausschiebeteiles (18) und gegebenenfalls der(s) Anbauteile(s) (20) sowie deutlich unterschiedlichen Materialbewegungen werden von weiteren, in *Tab. A.2* aufgeführten, Parametern beeinflußt und sind zusätzlich in dem(n) *Abschnitt(en) F* in Abhängigkeit von der Ausbildung der Schneckenlager (13) in Fließrichtung des Mischgutes und der davor und dahinter angeordneten Schneckenflügelelemente (10) mehr oder weniger ausgeprägten Störungen unterworfen.

Abschnitt *C*

Bereich der Querförderung in dem von den Materialschächten (12) sowie den Bohlenvorderwänden (22) der Grundbohle (17) und der Ausschiebeteile (18) gebildeten Schneckenkanal nicht konstanten Querschnittes beim Einsatz variabler Bohlen ohne montierte Materialleitbleche (23)

Für die Torsionsbeanspruchung der Einbaubohle ist es im Bereich der Ausschiebeteile (18) vorteilhaft, wenn der Materialdruck gegen deren Vorderwände (22) gerade so groß ist, daß

[78] in den Abbildungen nicht dargestellt

sich ein zur Grundbohle (17) vergleichbarer Auftrieb einstellt. Materialleitbleche (23) werden eingesetzt, um bei deutlich über die Abmessungen der Grundbohle (17) hinausgehenden Arbeitsbreiten möglichst bis zum Ende der Einbaubohle das Material in einem Schnekkenkanal unveränderter Geometrie führen und die Ausschiebe- (18) und Anbauteile (20) des Einbauwerkzeuges entlasten zu können.
Die an die Grundbohle (17) und zur Ableitung der Kräfte an die Zugarme (14) montierbaren Materialleitbleche (23) können beim Einbau in deutlich variierenden Arbeitsbreiten nicht installiert werden. Obwohl von verfahrenstechnischer Seite immer wieder gefordert, kommen diese Elemente auch bei relativ konstanten Arbeitsbreiten aus Gründen mangelhafter Arbeitsvorbereitung häufig nicht zum Einsatz und werden erst dann genutzt, wenn an den Ausschiebeteilen (18) mindestens ein Anbauteil (20) anzubringen ist.
Der Querschnitt des Schneckenkanals ändert sich im Übergangsbereich Grundbohle/Ausschiebeteil (17)/(18) schlagartig und der interessierte Beobachter kann feststellen, daß ein im Bereich der Vorderwand (22) der Grundbohle (17) nach oben gerichteter Materialumlauf bei negativ geneigter Hinterfüllung plötzlich deutlich unterbunden wird. Die hinter dem Einbauwerkzeug in diesem Querschnitt häufig erkennbaren Strukturunterschiede, die nicht auf den Bereich der Oberfläche begrenzt sein müssen und sich auch durchaus in einer inhomogenen Vor- und Endverdichtung äußern können, dürfen der erhöhten Normalspannung auf das der Bohle zugeführte Material aufgrund nicht montierter Materialleitbleche (23) zugeordnet werden.

Abschnitt *D*

Bereich zwischen Materialleitblech (23), Bohlenvorderwand (22) und Bohlenbegrenzungsblech (21)

Die Höhe der Unterkante des Materialleitbleches (23) über der Glättblechunterseite (24) der Grundbohle (17) ist so zu wählen, daß das Einbaugut vor der Vorderwand (22) des dahinter laufenden Bohlenelementes einen Kegel bildet, der noch eine Materialumwälzung gestattet. Zu hoch eingestellte Materialleitbleche (23) führen zu einem Ersticken der Materialbewegungen und das Einbauverhalten der Bohle ungünstig beeinflussenden Hochstand abgekühlten Materials mit vom Verfasser im Bereich des Bohlenbegrenzungsbleches (21) gemessenen Temperaturen, die gegenüber dem im Schneckenkanal geförderten Asphaltmischgut bis 73 °C niedriger waren [247].

Abschnitt *E*

Bereich der Materialauslaufzone zwischen letztem Materialschacht (12), Bohlenbegrenzungsblech (21) und Materialleitblech (23) oder[79] Bohlenvorderwand (22) des Ausschiebe- (18) oder Anbauteiles (20)

Um einerseits während des Einbauprozesses auf sich ändernde Einbaubreiten reagieren zu können und andererseits den Druck der Schnecke (11) gegen das Bohlenbegrenzungsblech (21) zu minimieren, sollte der Abstand zwischen diesen beiden Bauteilen im Normalfall

[79] bei fehlendem Materialleitblech (23)

mindestens 500 mm betragen, in baustellenspezifischen Situationen (Aufweitungen, Verjüngungen) muß u.U. davon abgewichen werden.
Der Endflügel (10) der Schnecke (11) schiebt das Mischgut in diesen freien Raum. Unter dem Einfluß des normal zur Querförderung gerichteten Druckes der Bohlenvorderwand (22) auf die sich vor dem Bohlenende ausbildende Materialvorlage stellt sich ein, nach außen und vorn gerichteter, mehr oder weniger sichelförmiger Materialfluß ein.
Wie im *Abschn. 4.3* dargelegt wurde, beeinflußt insbesondere die Störung oder Unterbrechung des Querförderprozesses aufgrund schwankender Schneckendrehzahlen bis hin zum Stillstand die sich ausbildenden Spannungsverhältnisse aus Normal- und Schubspannungen deutlich (weitere Einflußfaktoren s. *Tab. A.2*).

Abschnitt *F*

Einflußbereich eines Schneckenlagers (13)

Bei ungünstiger Ausbildung der sich innerhalb der *Abschnitte B* und *C* im Förderstrom des Materials befindenden Konstruktionsteile kann es aufgrund von Fließunterbrechungen und Verwirbelungen zu teilweise deutlichen Strukturunterschieden an der Oberfläche und Vorverdichtungsminderungen der eingebauten Asphaltschicht kommen. Mit abgerundeten Lagerarmen und je einem stirnseitig sichelförmig gekürzten Schneckenflügelelement (10) vor und hinter dem Lager (13) kann einer Segregation unter der Bedingung eines gleichmäßigen Materialstromes bei moderatem Füllstand der Schnecke (11) und etwas vergrößertem – in situ zu ermittelnden – Abstand zur Unterlage erfolgreich entgegengewirkt werden. Die Einflüsse zeigen sich deutlicher bei straff kanalisierter Materialführung (Abschnitt *B*).

A.1.3 Mechanische Grundlagen der Schnecke

Es soll ein Abschnitt innerhalb des – in Einbaurichtung gesehen – rechten Schneckenkanals mit einer demzufolge linksgängigen, sich im Uhrzeigersinn drehenden und vom Antrieb wegfördernden Schnecke mit gerader Erzeugungslinie betrachtet werden. Die Darstellungen in den *Abbn. A.4* und *A.5* sollen die an einem Schneckenblatt angreifenden Kräfte verdeutlichen.

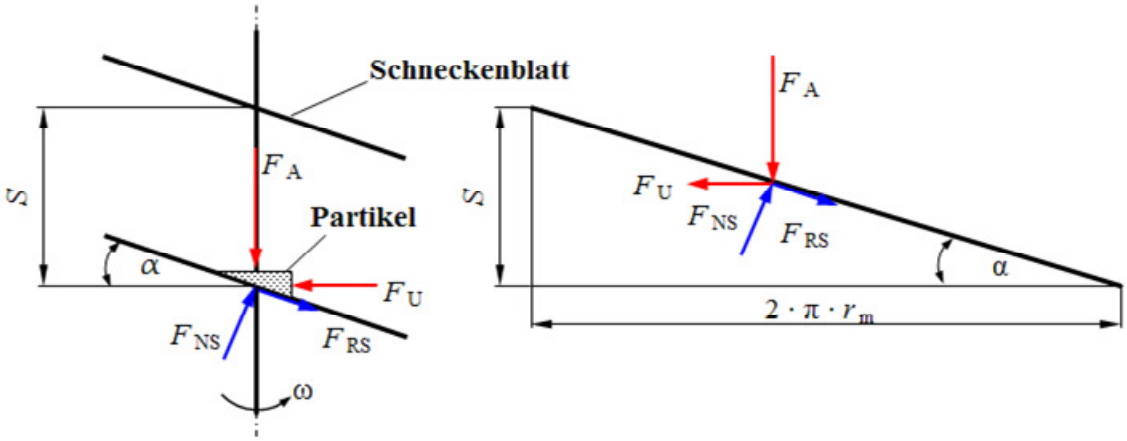


Abb. A.4: Darstellung der beim Ausschieben einer Partikel angreifenden Kräfte auf der abgewickelten Schraubenlinie einer linksgängigen Förderschnecke mit dem Radius r_m (Draufsicht)

α Steigungswinkel, F_A Axialkraft, F_{NS} Normalkraft auf dem Schneckenblatt, F_{RS} Reibkraft am Schneckenblatt, F_U Umfangskraft am Flankenradius r_m, S Steigung der Schnecke

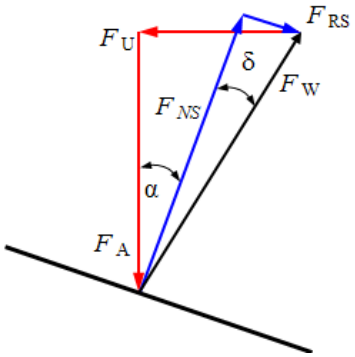


Abb. A.5: Kräfteplan zu den Darstellungen in *Abb. A.4*

F_W Widerstandskraft, δ Reibwinkel zwischen Schneckenblatt und Material

Die sich drehende Schneckenfläche wirkt auf eine sie berührende Partikel mit einer Reibkraft F_{RS}, die mit der Normalen F_{NS} den Reibungswinkel $\delta = \arctan \mu_S$ einschließt [152]. Bei gleichmäßiger Verteilung der axial wirkenden Kraft F_A auf sämtliche Flügel wird die mittlere Wirkungslinie gem. [85] mit $r_m = (0{,}7 \ldots 0{,}8) \cdot d_a/2$ angenommen. Die axiale Last F_A wird infolge der Drehung der vom Mischgut gebildeten Teilmutter auf einer unter dem mittleren Steigungswinkel α geneigten, schiefen Ebene durch die im mittleren Radius r_m angreifende Umfangskraft F_U hinausgeschoben.

Bei der üblichen Förderrichtung weicht die Widerstandskraft F_W als Resultierende von Axialkraft F_A und Umfangskraft F_U unter dem Einfluß der Reibung F_{RS} zwischen Schnekkenblatt und Material um den Winkel δ von der Normalkraft F_{NS} ab (*Abb. A.5*), weshalb gilt:

$$F_U = F_A \cdot \tan(\alpha + \delta). \tag{A.1}$$

Die Teilchen bewegen sich unter dem Winkel $(\alpha + \delta)$ schraubenförmig nach vorn außen in Richtung Mantellinie.

A.1.4 Zur vereinfachten Kräfteabschätzung am fiktiven Materialmantel

Tab. A.3: Technische Daten zur Schnecke eines Fertigers DF 145C (Bezug auf eine Schneckenhälfte)

Parameter	Symbol	ME	Wert
maximales Drehmoment	$M_{t,max}$	Nm	3 186
maximale Drehzahl	$n_{Sch,max}$	min^{-1}	120
Steigung	S	mm	320
Außendurchmesser	d_a	mm	380
Innendurchmesser	d_i	mm	105
max. Förderlänge[80]	l_{max}	mm	5 500

Nach *Abb. A.5* ist $F_W^2 = F_{NS}^2 + F_{RS}^2$. (A.2)

Aus $F_{RS} = \mu_S \cdot F_{NS}$ (A.3)

folgt $F_W^2 = F_{NS}^2 \cdot \left(1 + \mu_S^2\right)$ (A.4)

und somit $F_{NS} = F_W \cdot \sqrt{1 + \mu_S^2}$. (A.5)

Weiter folgt aus $F_W = \sqrt{F_A^2 + F_U^2}$: (A.6)

$$F_{NS} = F_U \cdot \sqrt{\left(\frac{1}{\tan^2(\alpha + \delta)} + 1\right) \cdot \left(1 + \mu_S^2\right)}. \quad (A.7)$$

Mit $M_t = d_m/2 \cdot F_U$ (A.8)

ergibt sich: $$F_{NS} = \frac{M_t}{r_m} \cdot \sqrt{\left(\frac{1}{\tan^2(\alpha + \delta)} + 1\right) \cdot \left(1 + \mu_S^2\right)}, \quad (A.9)$$

mit $$M_t = \frac{Q \cdot l_{Sch} \cdot g \cdot W_{Sch} \cdot \nu}{2 \cdot \pi \cdot n_{Sch}} \quad (A.10)$$

und $$Q = \frac{\left(d_a^2 - d_i^2\right) \cdot \pi}{4} \cdot S \cdot \Psi_i \cdot n_{Sch} \cdot \rho_{b,0} \quad (A.11)$$

nach [86], allerdings unter Berücksichtigung des aus $(d_a - d_i)$ resultierenden Ringraumes.

In Anlehnung an [85] wird aus der Relation $d_m = (0{,}7 \ldots 0{,}8) \cdot d_a$ (A.12)

gewählt: $d_m = 0{,}75\, d_a$. Daraus folgt:

[80] reine Schneckenlänge; die maximale Arbeitsbreite des mit einer starren Bohle ausgerüsteten Fertigers DF 145C beträgt 13,0 m

$$F_{NS} = \frac{d_a^2 - d_i^2}{3\,d_a} \cdot S \cdot \Psi_i \cdot \rho_{b,0} \cdot l_{Sch} \cdot g \cdot W_{Sch} \cdot \nu \cdot \sqrt{\left(\frac{1}{\tan^2(\alpha+\delta)} + 1\right) \cdot \left(1 + \mu_S^2\right)}. \qquad (A.13)$$

Zur Übersichtlichkeit wird ein zusammenfassender Faktor *k* eingeführt:

$$k = \frac{d_a^2 - d_i^2}{3\,d_a} \cdot S \cdot \rho_{b,0} \cdot l_{Sch} \cdot g \cdot W_{Sch} \cdot \nu \cdot \sqrt{\left(\frac{1}{\tan^2(\alpha+\delta)} + 1\right) \cdot \left(1 + \mu_S^2\right)}. \qquad (A.14)$$

Einsetzen der Werte gem. *Tab. A.3*, der Raumdichte[81] $\rho_{b,0} = 1650\ \mathrm{kg/m^3}$ sowie $W_{Sch} = 5{,}0$ in Anlehnung an [32, 85], $\nu = 1{,}34$ bei $\Psi_{100} = 100\,\%$, $\mu_{St/A} = 0{,}4$ nach [169], $\alpha = 19{,}67°$ aus der Relation $\alpha = \arctan S/2\pi \cdot r_m$ und $\delta = \arctan \mu_{St/A} = 21{,}80°$ führt zu

$k = 36318{,}8$ N und

$$F_{NS} = k \cdot \Psi_{100} = 36318{,}8\ \mathrm{N}. \qquad (A.15)$$

Die Masse bei einem Füllungsgrad Ψ_{100} und $l_{Sch} = 5{,}50$ m berechnet sich zu:

$$m_{100} = \frac{\left(d_a^2 - d_i^2\right) \cdot \pi}{4} \cdot l_{Sch} \cdot \rho_{b,0} = 950{,}631\,\mathrm{kg}. \qquad (A.16)$$

Daraus folgt für jeweils 1,000 kg Masse:

$F_{NS} = 38{,}2\ \mathrm{N/kg} = 38{,}2\ \mathrm{m/s^2}\ \mathrm{d}m$,
$F_G = \mathrm{d}m \cdot g = 9{,}8\ \mathrm{mm/s^2}\ \mathrm{d}m$,
$F_Z = \mathrm{d}m \cdot \omega^2 \cdot r \cdot \cos\alpha = 21{,}7\ \mathrm{m/s^2}\ \mathrm{d}m$.

An d_a beträgt folglich $F_Z = 29{,}0\ \mathrm{m/s^2}\ \mathrm{d}m$. Daraus ergeben sich in Abhängigkeit von der Schneckendrehzahl n_{Sch} die Zentrifugalkräfte zu:

$F_{Z,120}$ ($n_{Sch} = 120\ \mathrm{min^{-1}}$) = 29,0 N d*m*,
$F_{Z,80}$ ($n_{Sch} = 80\ \mathrm{min^{-1}}$) = 12,9 N d*m*,
$F_{Z,40}$ ($n_{Sch} = 40\ \mathrm{min^{-1}}$) = 3,2 N d*m*,

und weiter:

$F_A = F_{NS} \cdot \cos\alpha = 38{,}2\ \mathrm{m/s^2}\ \mathrm{d}m \cdot \cos 15{,}01° = 36{,}9\ \mathrm{m/s^2}\ \mathrm{d}m$,
$F_Q = F_{NS} \cdot \sin\alpha = 9{,}9\ \mathrm{m/s^2}\ \mathrm{d}m$,
$F_{RS} = \mu_{St/A} \cdot F_{NS} = 0{,}4 \cdot 38{,}2\ \mathrm{m/s^2}\ \mathrm{d}m = 15{,}3\ \mathrm{m/s^2}\ \mathrm{d}m$.

Aus der Festlegung $F_{Z,40} = 3{,}2\ \mathrm{m/s^2}\ \mathrm{d}m \triangleq 1{,}0$ E folgen die Einheitskräfte:

F_A	= 11,5 E,	F_G	= 3,1 E,
F_{NS}	= 11,9 E,	F_Q	= 3,1 E,
F_{RS}	= 4,8 E,	$F_{Z,120}$	= 9,1 E,
$F_{Z,80}$	= 4,0 E,	$F_{Z,40}$	= 1,0 E.

[81] angenommener Wert in Anlehnung an [149]: rd. 70 % MARSHALL

A.1.5 Zu den Schneckenfüllungsgraden

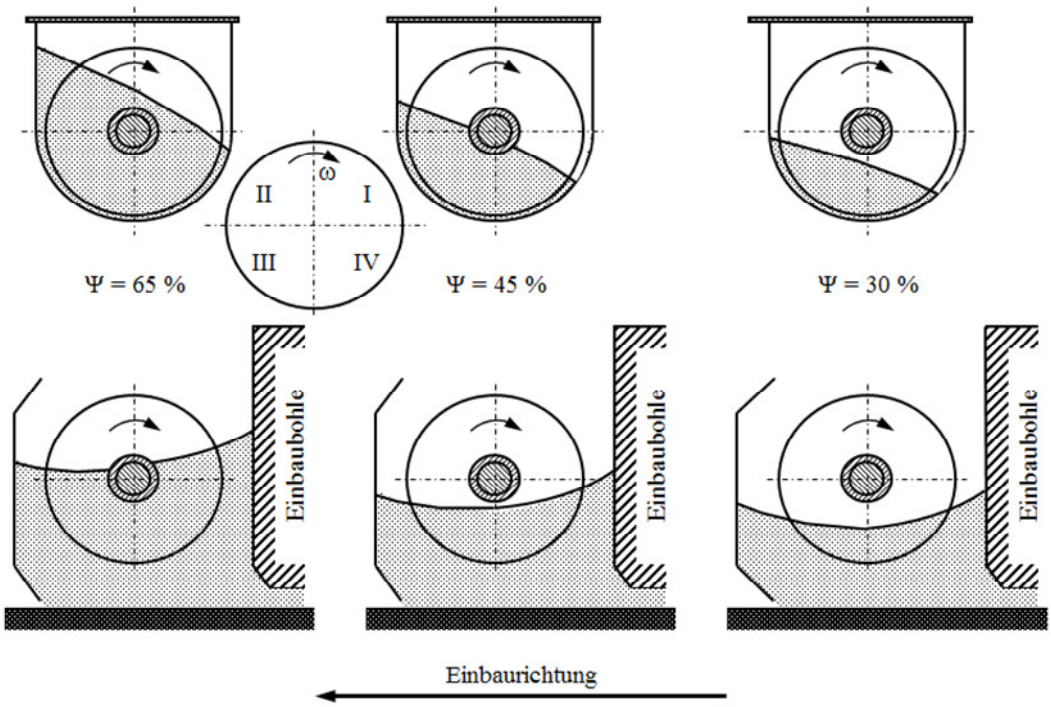


Abb. A.6: Förderquerschnitte bei verschiedenen Füllungsgraden der Schnecke
obere Reihe: Förderquerschnitte in einem U-förmigen Schneckentrog einer horizontal betriebenen Längsförderschnecke nach [32, 85]
untere Reihe: Förderquerschnitte im Schneckenkanal eines Fertigers

A.1.6 Zum Kräfteansatz am starren Einzelkörper

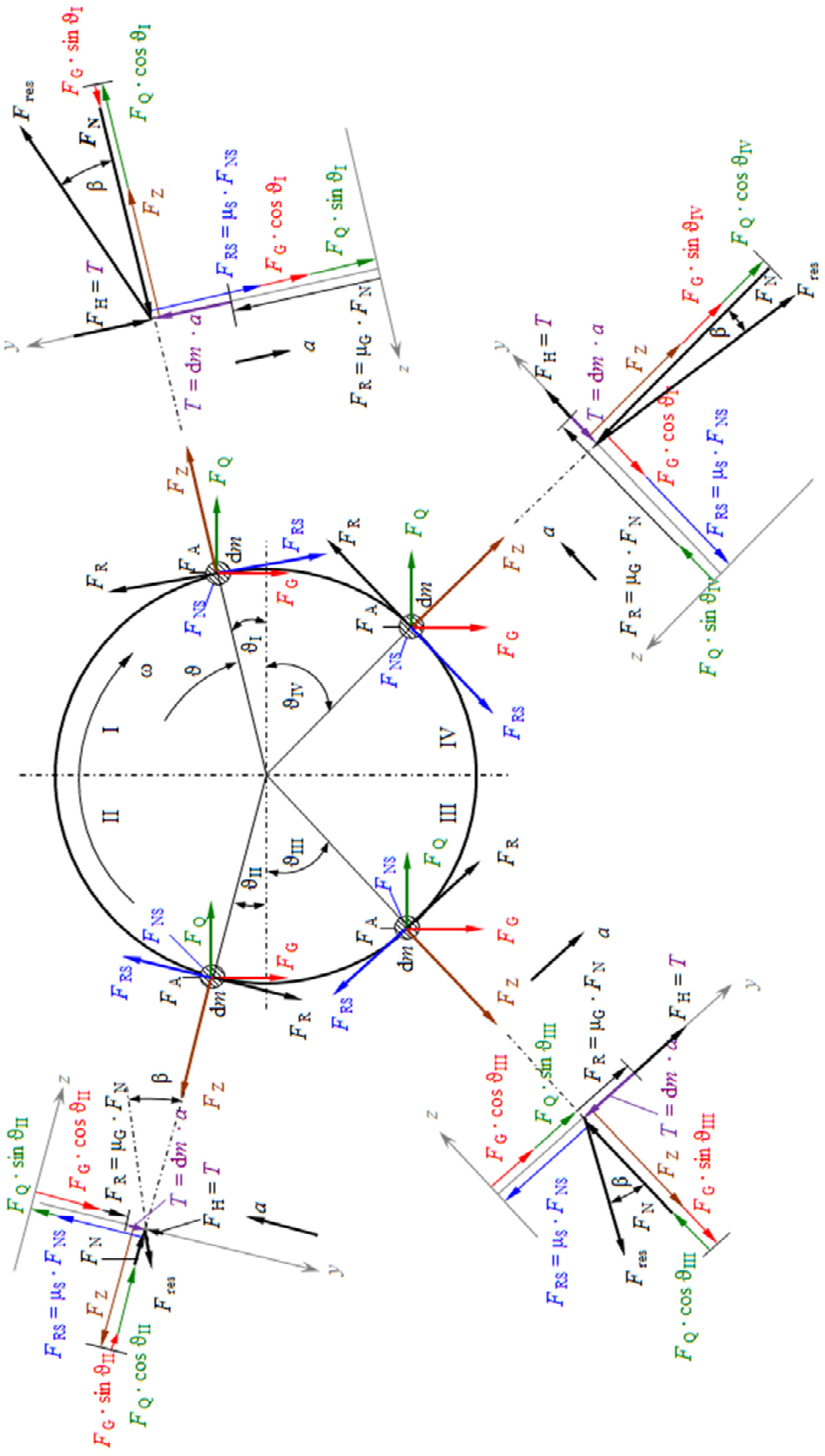


Abb. A.7: Lageskizze zu den an einer Materialpartikel d*m* angreifenden Kräften am Wendelrand einer nach rechts drehenden Schnecke

Kräfteansätze unter Bezugnahme auf *Abbn. A.7* und *A.8*:

I. Quadrant:

$$\Sigma F_y = 0: \quad F_R + T - F_{RS} - F_G \cdot \cos\vartheta_I - F_Q \cdot \sin\vartheta_I = 0 \tag{A.17}$$

$$T = F_{RS} + F_G \cdot \cos\vartheta_I + F_Q \cdot \sin\vartheta_I - F_R$$

$$\Sigma F_z = 0: \quad F_N + F_G \cdot \sin\vartheta_I - F_Z - F_Q \cdot \cos\vartheta_I = 0 \tag{A.18}$$

$$F_N = F_Z + F_Q \cdot \cos\vartheta_I - F_G \cdot \sin\vartheta_I$$

Mit $F_{RS} = \mu_S \cdot F_{NS}$ und $F_R = \mu_G \cdot F_N$ sowie $\vartheta_I = \vartheta$ ergibt sich:

$$T = \mu_S \cdot F_{NS} + F_G \cdot \cos\vartheta + F_Q \cdot \sin\vartheta - \mu_G \cdot F_N = F_H \tag{A.19}$$

Die Trägheitskraft $T = \mathrm{d}m \cdot a$ wirkt der angenommenen Beschleunigungsrichtung a entgegen und steht mit der Hangabtriebskraft F_H im Gleichgewicht: $T - F_H = 0$ (s. Lageskizze gem. *Abb. A.7*). Die Resultierende F_{res} ergibt sich unter dem Winkel $\beta = \arctan(F_H/F_N)$ aus der Relation

$$F_{res} = \sqrt{F_H^2 + F_N^2}\ . \tag{A.20}$$

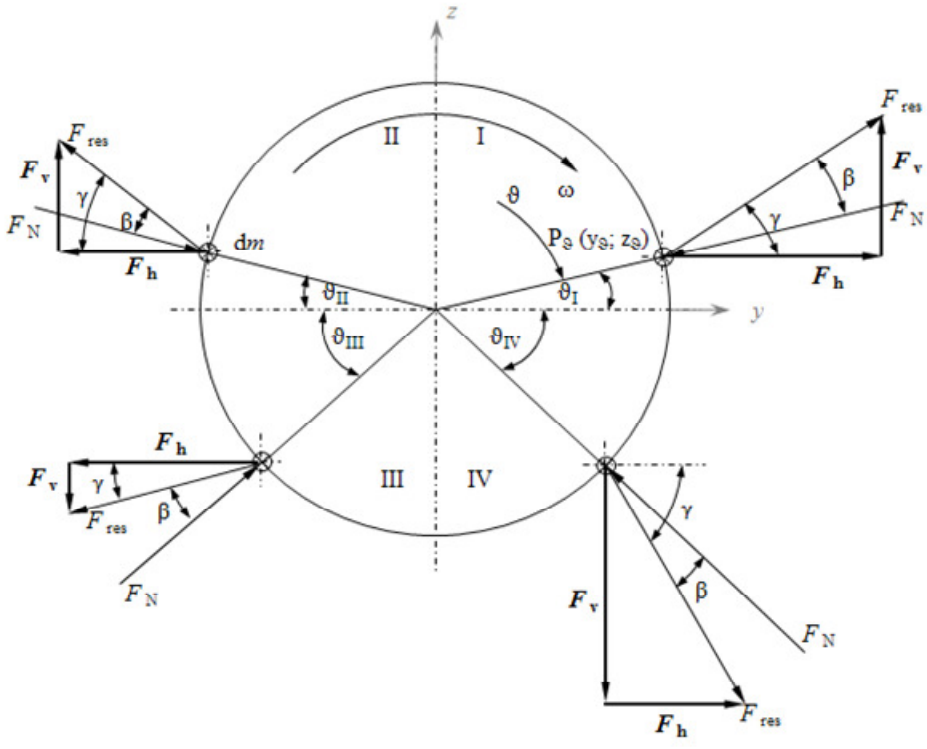


Abb. A.8: Krafteckskizze zur Aufspaltung der Resultierenden F_{res} in ihre horizontale und vertikale Komponente F_h bzw. F_v

Um die Wirkung der Resultierenden F_{res} auf das Mischgut im Schneckenkanal zu verdeutlichen, wird diese in ihre horizontale und vertikale Komponente F_h bzw. F_v zerlegt.

Mit $\beta = \arctan(F_H/F_N)$ (A.21)

und $\gamma = \beta + \vartheta_I = \beta + \vartheta$ (A.22)

folgt aus *Abb. A.8* für alle Quadranten:

$$F_h = F_{res} \cdot \cos\gamma \quad (A.23)$$

$$F_v = F_{res} \cdot \sin\gamma \quad (A.24)$$

$$y_\vartheta = y_0 + F_h \quad (A.25)$$

$$z_\vartheta = z_0 - F_v \quad (A.26)$$

IV. Quadrant:

$\Sigma F_y = 0$: $-F_G \cdot \cos\vartheta_{IV} - F_{RS} + F_Q \cdot \sin\vartheta_{IV} + F_R - T = 0$ (A.27)

$$T = F_Q \cdot \sin\vartheta_{IV} + F_R - F_G \cdot \cos\vartheta_{IV} - F_{RS}$$

$\Sigma F_z = 0$: $F_N - F_Z - F_G \cdot \sin\vartheta_{IV} - F_Q \cdot \cos\vartheta_{IV} = 0$ (A.28)

$$F_N = F_Z + F_G \cdot \sin\vartheta_{IV} + F_Q \cdot \cos\vartheta_{IV}$$

Mit $\vartheta_{IV} = 360° - \vartheta$ ergibt sich:

$$T = F_Q \cdot \sin(360° - \vartheta) + \mu_G \cdot F_N - F_G \cdot \cos(360° - \vartheta) - \mu_S \cdot F_{NS} = F_H \quad (A.29)$$

Weiter: $\gamma = \vartheta_{IV} + \beta = 360° - \vartheta + \beta$ (A.30)

III. Quadrant:

$\Sigma F_y = 0$: $-F_{RS} + F_G \cdot \cos\vartheta_{III} + F_Q \cdot \sin\vartheta_{III} + F_R - T = 0$ (A.31)

$$T = F_G \cdot \cos\vartheta_{III} + F_Q \cdot \sin\vartheta_{III} + F_R - F_{RS}$$

$\Sigma F_z = 0$: $-F_Z - F_G \cdot \sin\vartheta_{III} + F_Q \cdot \cos\vartheta_{III} + F_N = 0$ (A.32)

$$F_N = F_Z + F_G \cdot \sin\vartheta_{III} - F_Q \cdot \cos\vartheta_{III}$$

Mit $\vartheta_{III} = \vartheta - 180°$ ergibt sich:

$$T = F_G \cdot \cos(\vartheta - 180°) + F_Q \cdot \sin(\vartheta - 180°) + \mu_G \cdot F_N - \mu_S \cdot F_{NS} = F_H \quad (A.33)$$

Weiter: $\gamma = \vartheta_{III} - \beta = \vartheta - 180° - \beta$ (A.34)

II. Quadrant:

$\Sigma F_y = 0$: $-F_{RS} - F_Q \cdot \sin\vartheta_{II} + F_G \cdot \cos\vartheta_{II} + F_R + T = 0$ (A.35)

$$T = F_{RS} + F_Q \cdot \sin\vartheta_{II} - F_G \cdot \cos\vartheta_{II} - F_R$$

$\Sigma F_z = 0$: $-F_Z + F_G \cdot \sin\vartheta_{II} + F_Q \cdot \cos\vartheta_{II} + F_N = 0$ (A.36)

$$F_N = F_Z - F_G \cdot \sin\vartheta_{II} - F_Q \cdot \cos\vartheta_{II}$$

Mit $\vartheta_{II} = 180° - \vartheta$ ergibt sich:

$$T = \mu_S \cdot F_{NS} + F_Q \cdot \sin\vartheta_{II} - F_G \cdot \cos\vartheta_{II} - \mu_G \cdot F_N = F_H \quad (A.37)$$

Weiter: $\gamma = \vartheta_{II} + \beta = \beta + 180° - \vartheta$ (A.38)

A.1.7 Zum Materialdruck auf die Bohlenvorderwand

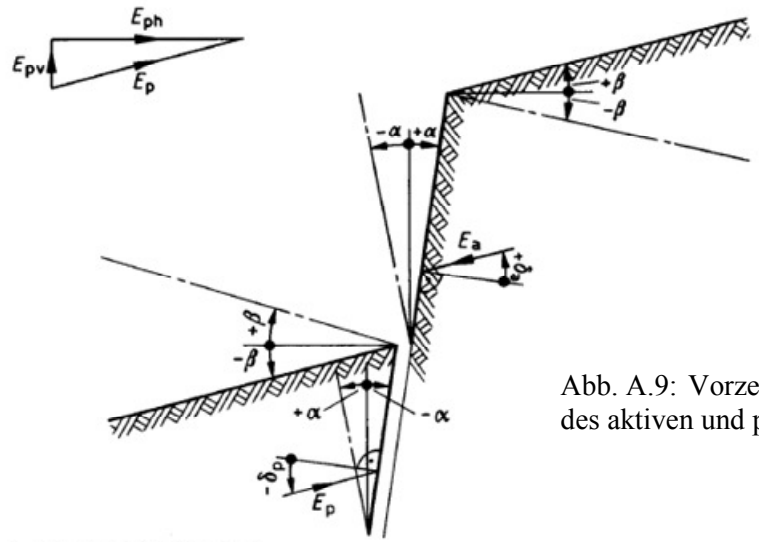


Abb. A.9: Vorzeichenregel für die Berechnung des aktiven und passiven Erddrucks (aus [50])

Nach *DIN 4085* [51] ist *„bei der Berechnung der Erddruckkraft aus Eigenlast des Bodens (...) zunächst von einer geradlinigen Zunahme des Erddrucks mit der Tiefe auszugehen.“* Bei homogenem Boden, dreieckförmiger Erddruckverteilung und einer Wandhöhe h beträgt die Horizontalkomponente der Erddruckkraft aus der Eigenlast des Bodens nach [50]

$$E_{\mathrm{xgh}} = \frac{h^2}{2} \cdot \gamma \cdot K_{\mathrm{xgh}} \,. \tag{A.39}$$

An Stelle der Wichte γ tritt im Fall von Asphaltmischgut die Raumdichte ρ und an Stelle der Wandhöhe h die Vorlagehöhe H des Materials vor der Bohle. Damit gilt für die horizontale Kraft aus der Eigenlast des Asphaltmischgutes:

$$A_{\mathrm{pgh}} = \frac{H^2}{2} \cdot \rho \cdot g \cdot K_{\mathrm{Apgh}} \tag{A.40}$$

$$\text{mit} \quad K_{\mathrm{Apgh}} = \frac{\cos^2(\varphi \pm \alpha)}{\cos^2 \alpha \cdot \left[1 \pm \sqrt{\dfrac{\sin(\varphi \pm \delta) \cdot \sin(\varphi \mp \beta)}{\cos(\alpha - \delta) \cdot \cos(\alpha + \beta)}}\right]^2}, \tag{A.41}$$

und $\delta = \delta_p$.

Die passive Druckkraft des Asphalthaufwerkes wird durch die Wirkungen aus Kohäsion

$$A_{\mathrm{pch}} = c \cdot H \cdot K_{\mathrm{Apch}} \tag{A.42}$$

und Viskosität

$$A_{\mathrm{p\eta h}} = \tau_{\mathrm{visk}} \cdot H \cdot K_{\mathrm{Ap\eta h}} \tag{A.43}$$

in erster Näherung für den hier vereinfachend angenommenen Sonderfall
$\alpha = \beta = \delta_p = 0$ mit

$$K_{\mathrm{Apch}} = K_{\mathrm{Ap\eta p}} = 2 \cdot \tan\left(45° + \frac{\varphi}{2}\right) \tag{A.44}$$

verstärkt.

Es bedeuten:

A	auf die Bohlenbreite bezogene Drucklast des Asphalthaufwerkes,
E	auf die Wandlänge bezogene Gutdrucklast,
H	Vorlagehöhe des Materials vor der Einbaubohle,
K	Gutdruckbeiwert,
K_A	Druckbeiwert des Asphalthaufwerkes,
c	Kohäsionsanteil,
g	Erdbeschleunigung,
h	Wandhöhe,
α	Neigungswinkel der Wand,
β	Neigungswinkel des Haufwerks,
δ	Wandreibungswinkel,
γ	Wichte,
φ	Reibungswinkel des Einbaugutes,
ρ	Raumdichte des Asphaltmischgutes,
τ_{visk}	Viskositätsanteil.

Indizes:

c	Kohäsion,	p	passiv,
g	aus Eigenlast,	x	Spannungszustand des Gutes (a, p),
h	horizontal,	η	dynamische Viskosität des Mörtels.

Zur Ermittlung des Druckes des Gutes an die Wand kann gem. [51] der Wandreibungswinkel bei rauher Wandoberfläche mit ⅔, bei weniger rauher Wandoberfläche mit ⅓ des inneren Reibungswinkels φ angesetzt werden. Die unbehandelten Oberflächen von Stahl dürfen als rauh angesehen werden [50]. Da die gutberührenden Teile einer Glättung unterliegen, könnte für weitergehende Betrachtungen der Faktor ⅓ zugrunde gelegt werden.

ANL. A.2 UNTERSUCHUNGSBEFUNDE

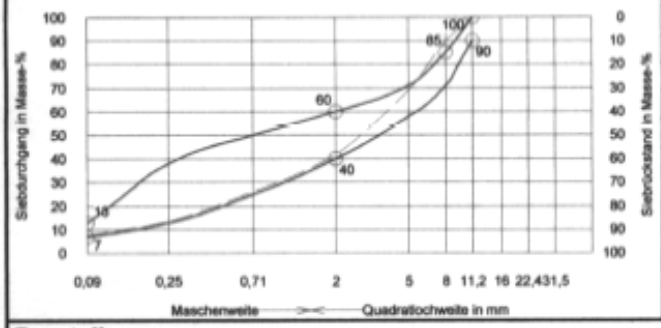
A.2.1 Untersuchungsbefund der Ems-Jade Mischwerke, Cappeln zur EOS 0/10 der GMH [68]

Untersuchungsbefund Mischgut

Mischgutart			
		Probenahme	19.01.2009
Liefertag	19.01.2009	Laborant	Müll
Probenahmezeit	10:34 Uhr		
Einbaufirma	Herr Utterott		
Baumaßnahme	Gesteinskörnung Elektroofenschlacke 0/10 mm		
		Mischguttemperatur (°C)	
Mischwerk	Herr Utterott	Lieferschein	
Probe	1		

Mischguteigenschaften

Mineralstoffgemisch				Prüferg.	Sollwerte lt. Unters.Auftr.	Bereich der zul. Abweichung	unzulässige Abweichung
Kornklassen	Rückst.	Durchg.	Anteile				
mm	Masse-%	Masse-%		Masse-%	Masse-%	Masse-%	Masse-%
>= 31,5							
22,4 - 31,5							
16,0 - 22,4							
11,2 - 16,0		100,0	Korn > 11mm	0,0	max. 10,0	max. 10,0	
8,0 - 11,2	10,1	89,9	Korn > 8mm	10,1	mind. 15,0	mind. 15,0	-4,9
5,0 - 8,0	20,9	69,0					
2,0 - 5,0	27,2	41,8	Korn > 2mm	58,2	40,0 - 60,0	40,0 - 60,0	
0,71 - 2,0	15,8	26,0					
0,25 - 0,71	12,6	13,4					
0,09 - 0,25	5,9	7,5	Sand 0,09 - 2mm	34,3			
< 0,09	7,5		Füller < 0,09mm	7,5	7,0 - 13,0	7,0 - 13,0	



Beurteilung

1		19.01.2009	Müll

A.2.2 Auszug aus der Erstprüfung Nr. 11/062/0113/09 zum verwendeten SMA 0/8 S, 25/55-55 A [58]

DR. ING. LÖFFLER • Baustoffprüfung
GmbH & Co. KG
30629 Hannover - Weiße Erde 3 - Tel.: (0511) 58 40 71/72 u. 52 17 34 - Fax.: 58 40 73
nach RAP Stra anerkannte Prüfstelle

Erstprüfung Nr.: 11/062/0113/09 vom 14.05.2009

Mischgutsorte: **Splittmastixasphalt 0/8 S 25/55-55, Rhyolith**

Mischanlage: **Asphaltmischwerk Kampe**

Zertifizierungsstelle: **Dr.Ing.Löffler Baustoffprüfung**

1. Gesteine:

1.1 Siebanalyse der für die Sollmischung vorgesehenen Gesteine:

Korngröße [mm]	A	B	C	D	E	F	G	H	I
< 0,063	73,6	100,0	8,8	1,1	0,9				
0,063- 0,125	15,0		4,9	0,2	0,3				
0,125- 0,25	9,8		9,1	0,1	0,4				
0,25 - 1,00	1,6		40,4	1,4	1,8				
1,00 - 2,00			28,6	8,3	1,4				
2,00 - 5,60			8,2	84,8	26,2				
5,60 - 8,00				4,1	63,1				
8,00 - 11,2					5,9				
11,2 - 16,0									
16,0 - 22,4									
22,4 - 31,5									
31,5 - 45,0									
>45									
Unterkorn			8,8	11,1	31,0				
Sollkorn	73,6	100,0	83,0	84,8	63,1				
Überkorn	26,4		8,2	4,1	5,9				
Rohdichte [g/cm³]	2,677	0,700	2,650	2,660	2,660				
Fließkoeffizient [s]			42						

1.2 Zusammensetzung des Gesteingemisches:

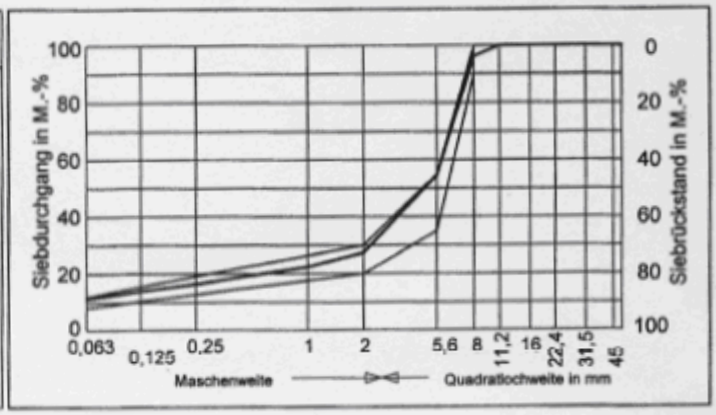
Prüf-nummer		Rezept M.-%	Gestein	PSV	Lieferkörnung	Gewinnungstätte/ Hersteller
A		12,6	Kalkstein		Füller	Middel, Rheinkalk
B		0,4	Faserstoffe		Viatop Premium	Rosenberg
C		11,0	Rhyolith		fGk 0/2, GF85	Flechtingen, NNG
D		11,0	Rhyolith		gGk 2/5, Gc90/10	Flechtingen, NNG
E		65,0	Rhyolith		gGk 5/8, Gc90/15, C	Flechtingen, NNG
F						
G						
H						
I						

Blatt 2 zur Erstprüfung: **EP 11/062/0113/09**

1.3 Siebanalyse Gesteinsgemisch:

Sieb [mm]	Kornant. M.-%	Siebdu. M.-%	Soll M.-%
> 45	0,0	100,0	
< 45	0,0	100,0	
< 31,5	0,0	100,0	
< 22,4	0,0	100,0	
< 16	0,0	100,0	
< 11,2	3,8	100,0	100,0-100,0
< 8	41,5	96,2	90,0-100,0
< 5,6	27,3	54,7	35,0- 55,0
< 2	4,9	27,4	20,0- 30,0
< 1	6,0	22,5	
< 0,25	2,5	16,5	
< 0,125	2,7	14,0	
< 0,063	11,3	11,3	8,0- 12,0

2. Siebliniendiagramm Gesteinsgemisch:



E CS 35: 100 %

3. Mischgutrezeptur:

Bindemittelart Ist: 25/55-55
Bindemittelart Soll: 25/55-55

		Ist	Soll
gewählter Bindemittelgehalt	M.-T.	7,99	
BM aus Viatop Premium	M.-T.	0,04	
Ausgangsbindemittel	M.-T.	7,95	
unkorrig. Bindemittelgehalt	M.-%		≥ 7,2
gewählter Bindemittelgehalt	M.-%	7,40	≥ 7,2
Bindemittel aus Granulat / Zusätzen	M.-%	0,04	
Ausgangsbindemittel	M.-%	7,36	

4. Eigenschaften am Marshallkörper

Verdichtungstemperatur °C 145,0

Raumdichte	g/cm³	2,273	
Rohdichte	g/cm³	2,344	
Hohlraumgehalt(ber.)H bit	Vol.-%	3,0	2,5-3,0
Gesteinsanteil	Vol.-%	80,5	
Bindemittelanteil	Vol.-%	16,5	
Hohlr. d. Gesteinsgerüstes HM bit	Vol.-%	19,5	
Ausfüllungsgrad H_A	%	84,6	
proportionale Spurrinnentiefe	%	4,70	anzugeben

weitere Rohdichte(n)
Gesteinsgemisch: 2,655 g/cm³

DR.-ING. LÖFFLER GmbH & Co.KG * BAUSTOFFPRÜFUNG *

ANL. A.3 TECHNISCHE DATEN DER FÜR DIE EXPERIMENTELLEN UNTERSUCHUNGEN EINGESETZTEN BAUMASCHINEN UND MESSGERÄTE

A.3.1 Einbau- und Verdichtungstechnik

Tab. A.4: Ausgewählte Daten des Fertigers DF 145C [62]

Gewicht	kg	19200
Laufwerkslänge	mm	3060
Breite der Laufwerksplatten	mm	305
Spurbreite	mm	2015
Kapazität des Materialkübels	m^3	6,5
Kapazität des Einstellkübels	m^3	11,0
Schneckendurchmesser	mm	380

Tab. A.5: Ausgewählte Daten der Einbaubohle EB 50 TV [63]

Grundbreite	m	2,50
hydraulisch ausziehbar	m	2,50 … 5,00
maximale Arbeitsbreite	m	8,00
Plattentiefe	mm	300
Dachprofilverstellung	%	- 2 … + 4
Verdichtungssystem	Vertikal-Schlag-Stampfer	
Stampferdrehzahl	min^{-1}	0 … 1500
Vibrationsdrehzahl	min^{-1}	0 … 3500
Bohlenheizung	Gas	
Gewicht Grundbreite[82]	kg	3320

Tab. A.6: Ausgewählte Daten der Tandem-Vibrationswalze CC 142 [64]

Betriebsgewicht	kg	3900
Geschwindigkeit	km/h	0 … 10
Bandagenbreite	mm	1300
Bandagendurchmesser	mm	802
Bandagenabstand	mm	1925
statische Linienlast vorn	kg/cm	14,50
statische Linienlast hinten	kg/cm	15,40
Nenn-Amplitude	mm	0,50
Vibrationsfrequenz	Hz	52
Zentrifugalkraft	kN	33

[82] mit montierten Seitenblechen und unter Berücksichtigung der anteiligen Masse der Zugarme sowie bei Bestückung mit zwei Gasflaschen ergibt sich ein Gewicht von 3936 kg

A.3.2 Auszug aus dem Technischen Datenblatt – Drehzahlsensoren der 1 Kanal Hall M18 Familie [168]

Technisches Datenblatt ■ *Technical Data Sheet*

RHEIN TACHO

Drehzahlsensoren ■ Speed Sensors

1 Kanal Hall M18 Familie ■ 1 Channel Hall M18 Type



Kurzdaten

Versorgung	8 ... 36 V DC
Frequenzbereich	0 ... 15.000 Hz
Betriebstemperatur	-40 ... +125°C
Schutzart (IEC 529)	IP67, IP69K (siehe Typen)

Data summary

Power supply	*8 ... 36 V DC*
Frequency range	*0 ... 15.000 Hz*
Operating temperature	*-40 ... +260°F*
Degree of protection	*IP67, IP69K (dep. on type)*

Anwendung

- Drehzahlerfassung an Zahnrädern mit kleinem Modul und hoher Auflösung
- Anwendung in Fahrzeugen, mobilen Arbeitsmaschinen und hydraulischen Antrieben
- Einbaumaß M18

Applications

- *Speed detection of gearwheels with small module and high resolution.*
- *Applications in vehicles, mobile operating machines and in hydraulic drives*
- *Installation dimension DIN M18*

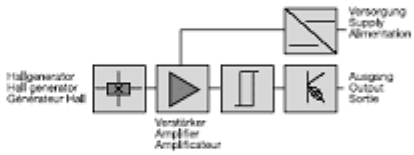
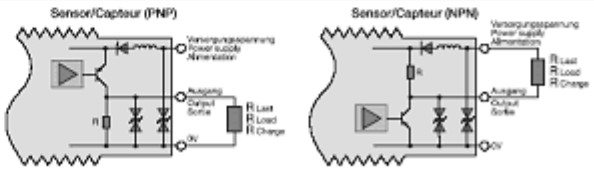
Merkmale

- Messungen ab 0 Hz
- Richtungsunabhängiger Einbau
- Edelstahl

Features

- *Detection from 0 Hz*
- *No alignment required*
- *Stainless steel*

Technisches Datenblatt ■ *Technical Data Sheet*

Prinzipschaltbild ***Circuit diagram***	
Versorgung ***Power supply***	8 ... 36 V DC *8 ... 36 V DC*
Stromaufnahme ***Current consumption***	<20 mA *<20 mA*
Anschlussschaltbild (NPN) ***Electrical connection (NPN)***	
Frequenzbereich ***Frequency range***	0 ... 15.000 Hz *0 ... 15,000 Hz*
Max. Ausgangsstrom ***Maximum output current***	500 mA @ 24 V DC, +25°C 50 mA @ 36 V DC, +85°C
Ausgangssignalpegel ***Output signal level***	Low: ≤ 2 V; High: ≥ U_b-2V *Low: ≤ 2 V; High: ≥ U_b-2V*
Kurzschlussfest ***Short circuit immunity***	Gegen alle Leiter *against all terminals*
Verpolungsschutz ***Reverse polarity protection***	Gegen alle Leiter *against all terminals*
Berechnung der maximalen Last ***Calculation of maximum load***	$R_L = U_b$ (VDC) / I_{max} (mA)
Anschlussbelegung SHN/P10.GR17.E1 und SHP10.GR17.08 ***Terminal connection SHN/P10.GR17.E1 and SHP10.GR17.08***	braun: +8 ... 36 VDC schwarz: Signal blau: Masse weiß: frei *brown: +8 ... 36 VDC* *black: signal* *blue: ground* *white: not connected*
Anschlussbelegung SHP/N7.GR09.SC und SHP7.GR10.SC ***Terminal connection SHP/N7.GR09.SC and SHP7.GR10.SC***	A: Signal B: Masse C: +8 ... 36 VDC *A: signal* *B: ground* *C: +8 ... 36 VDC*

Technisches Datenblatt ■ *Technical Data Sheet*

Einsatzbedingungen ■ *Environmental conditions*

Betriebstemperaturbereich ***Operating temperature range***	-40°... +125°C *-40°... +260°F*	
Druckfestigkeit der Messfläche ***Max. pressure on sensing surface***	20 Bar *20 bar*	
Schutzart (IEC 529) ***Degree of protection (IEC 529)***	SHN10.GR17.E1 SHP10.GR17.E1 SHP10.GR17.08 SHP7.GR09.SC SHN7.GR09.SC SHP7.GR10.SC *SHN10.GR17.E1* *SHP10.GR17.E1* *SHP10.GR17.08* *SHP7.GR09.SC* *SHN7.GR09.SC* *SHP7.GR10.SC*	 IP69k IP69k, Stecker IP67 IP67 mit geeignetem Gegenstecker *IP69k* *IP69k, connector IP67* *IP67 with suitable connector*
Vibration (IEC 68-2-6, IEC 68-2-26) ***Vibration resistance (IEC 68-2-6, IEC 68-2-26)***	15g @ 1...2.000Hz *15g @ 1...2,000Hz*	
Schock (IEC 68-2-27) ***Shock resistance (IEC 68-2-27)***	30g @ 11ms *30g @ 11ms*	
Stoss (IEC 68-2-29) ***Bump proof (IEC 68-2-29)***	40g @ 6ms *40g @ 6ms*	
Zulässiges Anzugsdrehmoment ***Max. torque***	20 Nm *20 Nm*	
EMV Normen ***EMC Standards***	EN 50081-2 EN 50082-2	EN55011 EN55022 EN 61000-4-2 (ESD, Level B) EN 61000-4-3 (HF-Field, Level A) EN 61000-4-4 (Burst, Level B) EN 61000-4-6 (HF-Line, Level A)
Zulassungen / Baumusterprüfung ***Approvals / Classifications***	CE Konformitätserklärung auf Anforderung verfügbar. *Declaration of Conformity available on request.*	

A.3.3 Technisches Datenblatt – Kraftmeßbolzen FH-Köln-MB61,5 und MB50 [124]

Kraftmessbolzen FH-Köln-MB61,5-01_01_000(0) einschnittig
Kraftmessbolzen FH-Köln-MB50-01_01_001(1) zweischnittig

Seriennummer	Messbereich	Kennwert	Nullpunkt
08431003	190kN	1,669 mV/V	<0,05mV/V
08431004	190kN	1,705mV/V	<0,05mV/V
08431005	190kN	1,639 mV/V	<0,05mV/V

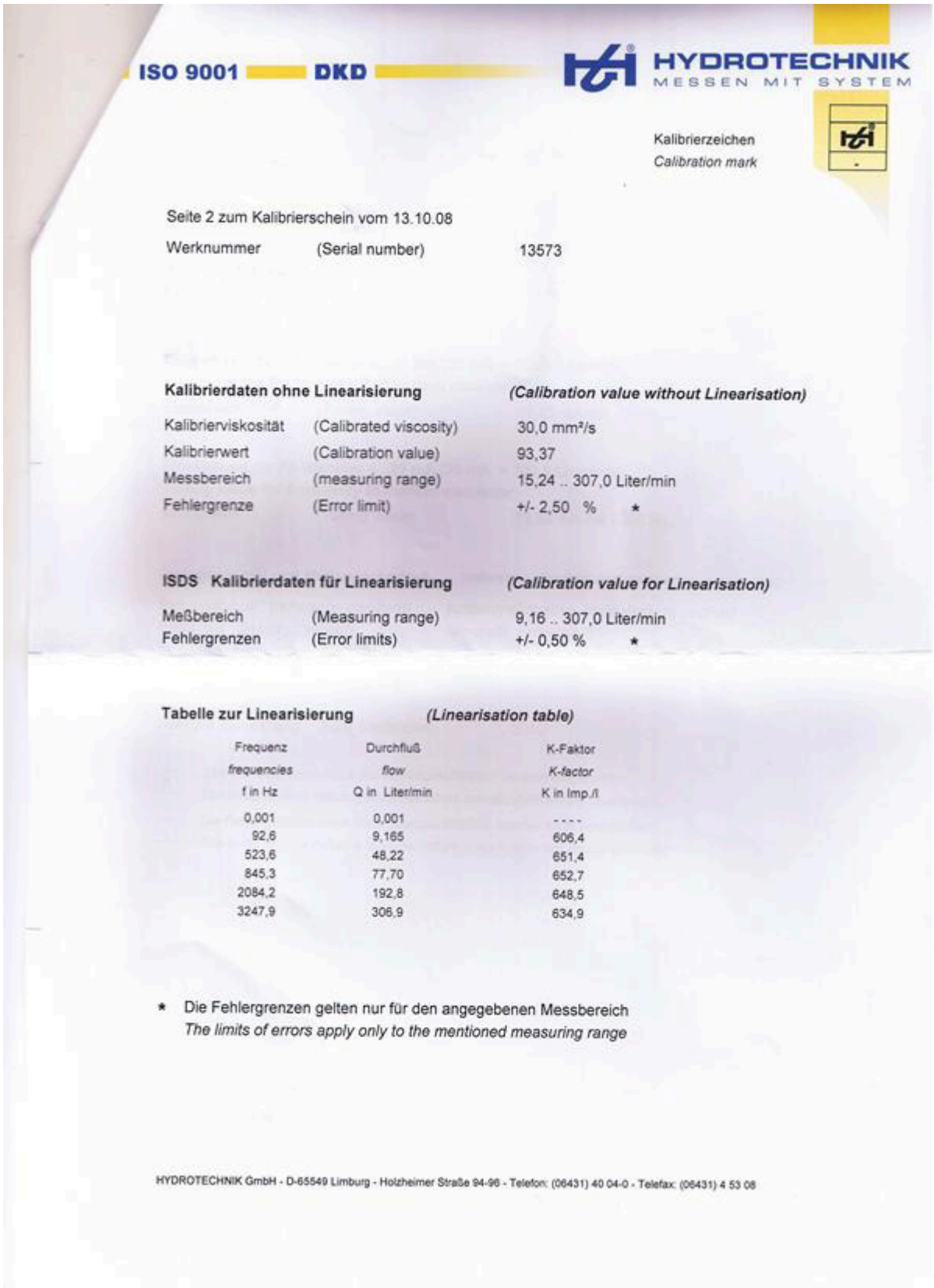
Technische Daten

Kraftsensor	Scherung	
Bauform	Scherkraftbolzen	
Material	Stahl	
Nennkraft (F_N)	190 kN	kN
Nenntemperaturbereich	+10…+60	°C
Gebrauchstemperaturbereich	-20…+80	°C
Lagertemperaturbereich	-40…+80	°C
max. Speisespannung	10	V
Isolationswiderstand	$> 5 \cdot 10^9$	Ohm
Anschluss 4 Leiter offen	5	m
Linearitätsfehler	≤ 0,1	% S_N
Umkehrspanne	≤ 0,1	% S_N
Temperaturkoeffizient des Nullsignals	≤ ± 0,02	% F_N /K
Temperaturkoeffizient des Kennwertes	≤ ± 0,01	% S_N /K
Nullpunktrückkehrfehler (30 min)	≤ 0,1	% S_N
Kriechfehler (30 min)	≤ 0,1	% S_N

+U_S	positive Brückenspeisung	braun
-U_S	negative Brückenspeisung	weiß
+U_D	positiver Brückenausgang	grün
-U_D	negativer Brückenausgang	gelb

ME-Meßsysteme GmbH, Neuendorfstr. 18a, D-16761 Hennigsdorf
Tel 03302 559 282, Fax: 03302 559 141, info@me-systeme.de, www.me-systeme.de

A.3.4 Auszug aus dem Technischen Datenblatt – Durchfluß-Sensor RE4-300 [108]



ISO 9001 DKD

HYDROTECHNIK
MESSEN MIT SYSTEM

Kalibrierzeichen
Calibration mark

Seite 2 zum Kalibrierschein vom 13.10.08

Werknummer (Serial number) 13573

Kalibrierdaten ohne Linearisierung ***(Calibration value without Linearisation)***

Kalibrierviskosität	(Calibrated viscosity)	30,0 mm²/s
Kalibrierwert	(Calibration value)	93,37
Messbereich	(measuring range)	15,24 .. 307,0 Liter/min
Fehlergrenze	(Error limit)	+/- 2,50 % *

ISDS Kalibrierdaten für Linearisierung ***(Calibration value for Linearisation)***

Meßbereich	(Measuring range)	9,16 .. 307,0 Liter/min
Fehlergrenzen	(Error limits)	+/- 0,50 % *

Tabelle zur Linearisierung ***(Linearisation table)***

Frequenz *frequencies* f in Hz	Durchfluß *flow* Q in Liter/min	K-Faktor *K-factor* K in Imp./l
0,001	0,001	- - - -
92,6	9,165	606,4
523,6	48,22	651,4
845,3	77,70	652,7
2084,2	192,8	648,5
3247,9	306,9	634,9

* Die Fehlergrenzen gelten nur für den angegebenen Messbereich
The limits of errors apply only to the mentioned measuring range

HYDROTECHNIK GmbH - D-65549 Limburg - Holzheimer Straße 94-96 - Telefon: (06431) 40 04-0 - Telefax: (06431) 4 53 08

A.3.5 Auszüge aus dem Technischen Datenblatt – Absolutdruckaufnehmer P8AP [96]

Datenblatt

P8AP

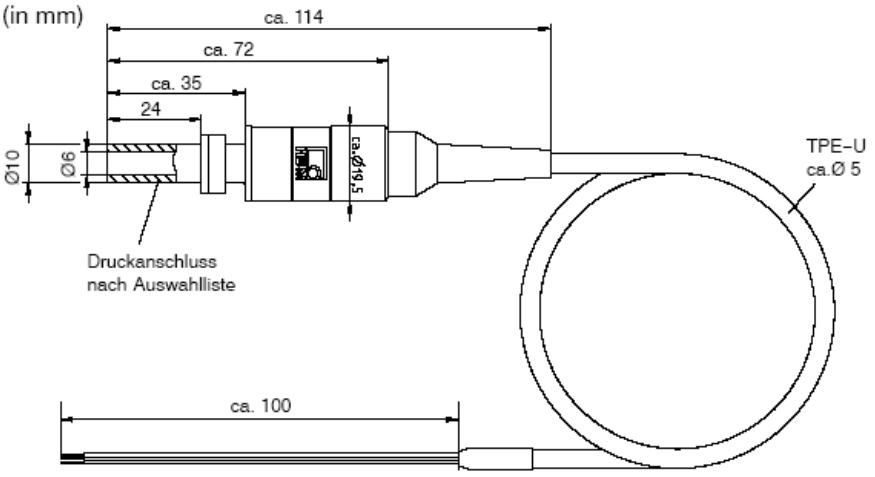
Absolutdruckaufnehmer



Charakteristische Merkmale

- **DMS-Sensor 2 mV/V**
- **Keine Dichtstellen zwischen Druckanschluss und DMS-Sensor; keine Füllflüssigkeit**
- **Schnelle kostengünstige Montage**
- **Vielfältige Druckanschlüsse als Option wählbar**
- **Korrosionsbeständig**
- **Einbaulage beliebig**
- **Für statische und dynamische Drücke**

Abmessungen (in mm)



Anschlussbelegung:

Brückenspeisespannung	(+)	blau
Brückenspeisespannung	(–)	schwarz
Ausgangsspannung	(+)	weiß
Ausgangsspannung	(–)	rot
Fühlerleitung	(+)	grün
Fühlerleitung	(–)	grau
Kabelschirm		blank

B0443-3.0 de

HBM

Technische Daten

Typ		P8AP					
Genauigkeitsklasse		0,3					
Mechanische Eingangsgrößen							
Messspanne	bar	10	20	50	100	200	500
Messanfang (abs.)	bar	0					
Grundresonanzfrequenz der Membrane	kHz	12	16	29	60	86	134
Dämpfungsgrad der Membrane		0,01					
Arbeitsbereich bei 23 °C	%	0...150					
Überlastgrenze bei 23 °C	%	175					
Prüfdruck	%	175					
Zerstörungsbereich	%	>200					
Bei dynamischer Belastung zulässiger Druck	%	100					
zulässige Schwingbreite (nach DIN 50 100)	%	70	70	85	95	95	60
Werkstoff der vom Messmedium berührten Teile: der inneren Oberfläche des Druckanschlusses		korrosionsbeständiger Stahl 1.4542					
Werkstoffe der von der Umgebung berührten Teile		korrosionsbeständiger Stahl 1.4301					
		korrosionsbeständiger Stahl 1.4301, Polyethylen					
Totvolumen mit Tubus *)	mm^3	1110	1100	1090	1060	1100	1020
ohne Druckanschluss	mm^3	(410)	(400)	(390)	(360)	(400)	(320)
Steuervolumen	mm^3	2			1,5	0,5	0,3
Ausgangskenngrößen							
Nennkennwert	mV/V	2 ± 2%					
Eingangswiderstand bei 23 °C	Ω	420 (+180/-120)				370 (+130/-70)	
Ausgangswiderstand bei 23 °C	Ω	330 (+90/-30)					
Nennbereich der Speisespannung (Effektivwert)	V	0,5...5		0,5...12			
Kennlinienabweichung (Anfangspunkteinstellung)	%	0,3					
Wiederholbarkeit nach DIN 1319	%	± 0,1					
Temperatureinfluss auf das Nullsignal bezogen auf die Messspanne, pro 10 K , im Nenntemperaturbereich	%	± 0,3			< ± 0,2		
Temperatureinfluß auf den Kennwert bezogen auf den Istwert, pro 10 K, im Nenntemperaturbereich	%	± 0,3					
Umgebungsbedingungen		Option A5			Option T2	Option T9	Option TH
Nenntemperaturbereich	°C	–10...+70			–10...+70		
Gebrauchstemperaturbereich	°C	–40...+80			-40...+140		
Lagertemperaturbereich	°C	–50...+85			–50...+140		
Schockfestigkeit (Typprüfung nach DIN IEC 68)	m/s^2	800					
Schutzart (nach DIN 40050, IEC 68)		IP 67					
Anschlusskabellänge, freies Ende **)	m	5					
Gewicht, ca. (inkl. Kabel)	g	250					

*) Bei anderen Druckanschlüssen, siehe Optionen, entnehmen Sie das Totvolumen und den Werkstoff aus dem Abschnitt "Anschlusselemente" auf Seite 3.

**) Bei Option 3, Code T2: 1,5 m

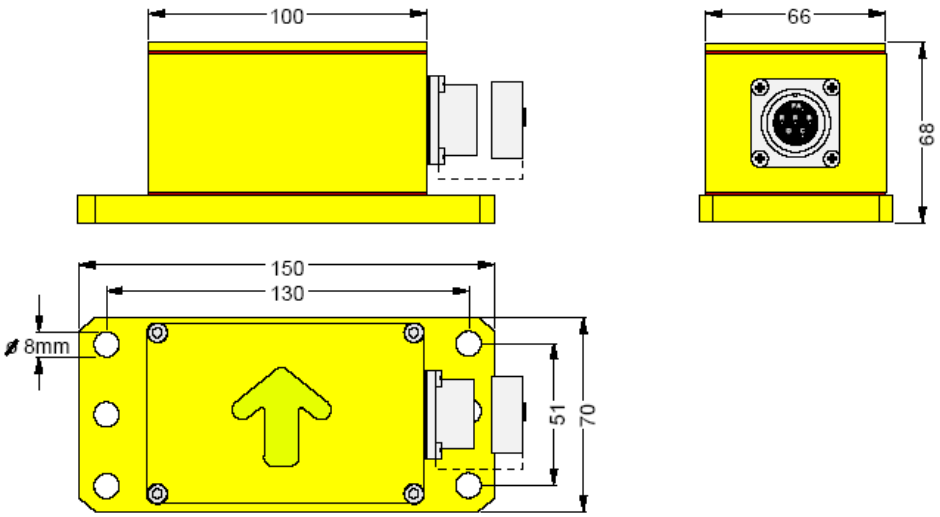
Preisgünstige Standardausführungen mit Tubus (DA10) für Rohrverschraubungen (siehe Optionen) sind kurzfristig ab Lager lieferbar.

Standardausführung	10 bar	20 bar	50 bar	100 bar	200 bar	500 bar
Bestellnummer	1-P8AP/10B-001	1-P8AP/20B-001	1-P8AP/50B-001	1-P8AP/100B-001	1-P8AP/200B-001	1-P8AP/500B-001

A.3.6 Technische Datenblätter – einachsiger Neigungsgeber 04-21-20012 und digitaler Neigungssensor 04-21-21010 [135]

Slope-Sensor (CAN) **04-21-20012** Edition: 11.2006
Neigungsgeber, 1 Achse (slope sensor, 1 axis)

Abmessungen (Dimensions):



Technische Daten (Technical data):

Betriebsspannung (voltage range):
10 ... 30 V DC

Stromaufnahme (current consumption):
max. 50 mA

Messzelle (measuring cell):
Flüssigkeitssensor (liquid sensor)

Messbereich (measuring range):
± 60 °

Interne Auflösung (internal resolution):
0,01 °

Linearität (linearity):
± 0,02 °

Nullpunktstabilität (zero point stability):
0,1°

Arbeitstemperaturbereich (operating temperature range):
-40 ... +85 °C

Lagertemperaturbereich (storage temperature range):
-40 ... +85 °C

Schutzart (enclosure protection):
IP 67

Gewicht (weight):
ca. 0,7 kg

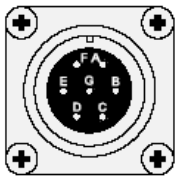
Farbe (colour):
RAL 1021, Mikrostruktur (microstructure)

Pinbelegung (Pin connection):

CAN-Schnittstelle (CAN-interface)
ISO 11898 – 24 V – 125 kBit/sec

7pol. Gerätestecker; Bajonettverbindung
(7pin connector; bayonet type connection)

A = + Betriebsspannung (supply voltage)
B = CAN +
C = - Betriebsspannung (supply voltage)
D = CAN -
E = Adr.1
F = Adr.2
G = Schirm (shield)



Bemerkung (Remark):

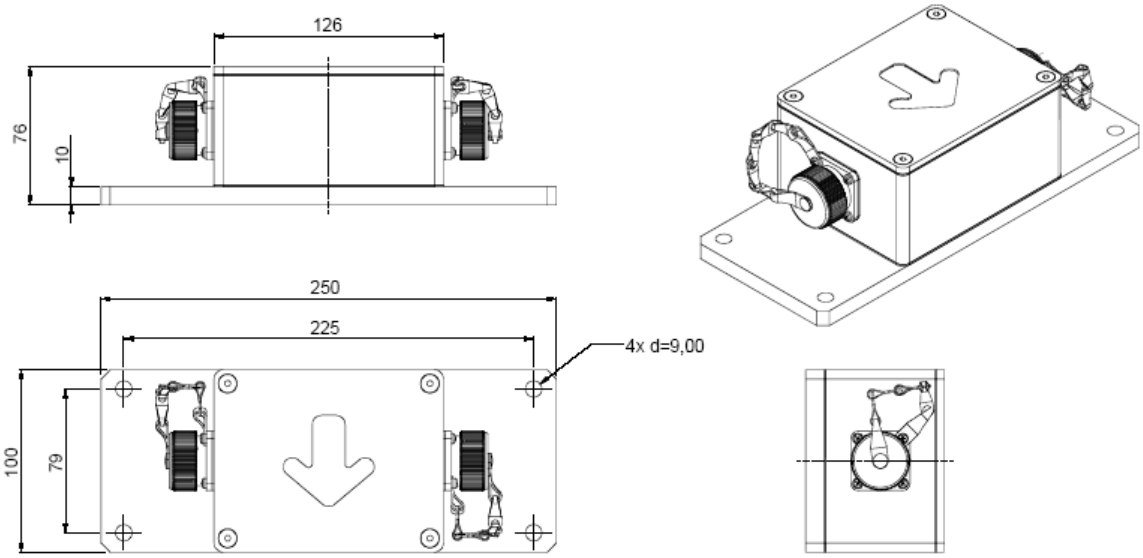


= neg. Neigung (neg. slope)
= pos. Neigung (pos. slope)

Auch als 2 Achsen Sensor erhältlich
(also available as 2 axis sensor)

Digi-Slope (CAN) **04-21-21010** Edition: 04.2008
Digitaler Neigungssensor (digital slope sensor)

Abmessungen (Dimensions):



Technische Daten (Technical data):

Betriebsspannung (voltage range):
11 ... 30 V DC

Stromaufnahme (current consumption):
max. 50 mA

Messbereich (measuring range):
+/- 10°

Interne Auflösung (internal resolution):
0,01 %

Nullpunktstabilität (zero point stability):
0,1 %

Arbeitstemperaturbereich (operating temperature range):
-10 ... +70 °C

Lagertemperaturbereich (storage temperature range):
-25 ... +80 °C

Schutzart (enclosure protection):
IP 67

Schockbeanspruchung (shock resistance):
15 g, 15 ms nach DIN EN 60068-2-29

Farbe (colour):
RAL 1021 rapsgelb, Mikrostruktur (rape yellow, micro-structure)

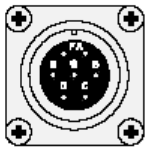
Gewicht (weight):
ca. 1,75 kg

Pinbelegung (Pin connection):

CAN-Schnittstelle (CAN-interface)
ISO 11898 – 24 V – 125 kBit/sec

7pol. Gerätestecker; Bajonettverbindung
(7pin male connectors; bayonet type connection)

A = + Betriebsspannung (supply voltage)
B = CAN+
C = - Betriebsspannung (supply voltage)
D = CAN-
E = Adr.1
F = Adr.2
G = Schirm (shield)



Links (left):
E = n.c.
F = n.c.

Rechts (right):
E = - Betriebsspannung (supply voltage)
F = n.c.

Bemerkung (Remark):

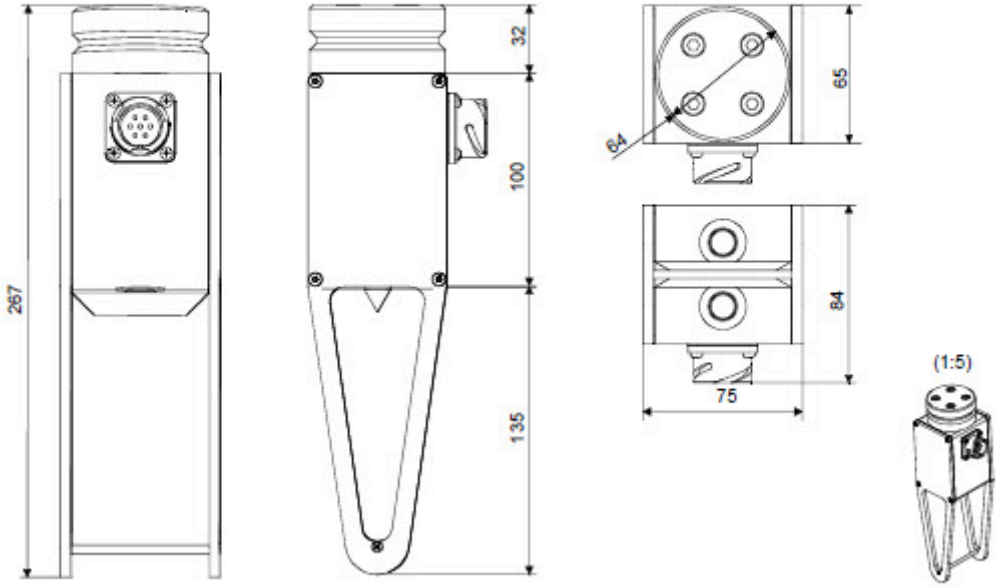
 = neg. Neigung (neg. slope)

 = pos. Neigung (pos. slope)

A.3.7 Technisches Datenblatt – Dual-Sonic-Sensor 04-21-10100 [134]

Dual Sonic Sensor **04-21-10100** Edition: 11.2006

Abmessungen (Dimensions):



Technische Daten (Technical data):

Betriebsspannung (voltage range):
10 V ... 30 V (DC)

Stromaufnahme (current consumption):
< 100 mA @ 24 V
< 200 mA @ 12 V

Messbereich (measuring range):
20 cm ... 100 cm

Linearitätsabweichung (linearity deviation):
0,2 % vom Endwert (full scale)

Offset (offset):
± 1 mm

Temperaturabweichung im Bereich -25 °C ... +85 °C
(temperature deviation at the range
-25 °C ... +85 °C)
max. ± 1 % vom Messwert (of reading)

Arbeitstemperaturbereich (operating temperature range):
-25 °C ... +85 °C

Lagertemperaturbereich (storage temperature range):
-25 °C ... +85 °C

Schutzart (enclosure protection):
IP 67

Pinbelegung (Pin connection):

CAN-Schnittstelle (CAN-interface)

ISO 11898 - 24 V
125 kBit/sec

7pol. Gerätestecker; Bajonettverbindung
(7pin connector; bayonet type connection)

A = + Betriebsspannung (supply voltage)
B = CAN+
C = - Betriebsspannung (supply voltage)
D = CAN-
E = Adr. 1
F = Adr. 2
G = Schirm (shield)



Bemerkung (Remark):

MOBA Mobile Automation AG * Kapellenstr. 15 * 65555 Limburg * www.moba.de

A.3.8 Technisches Datenblatt – Wärmebildkamera testo 880-3 Profi-Set, Testo AG, Lenzkirch [223]

	testo 880-1	testo 880-2	testo 880-3
Bildleistung			
Infrarot			
Sehfeld/min. Fokusentfernung	32° x 24° / 0,1 m (Standardobjektiv), 12° x 9° / 0,6 m (Teleobjektiv)		
Thermische Empfindlichkeit (NETD)	<0,1 °C bei 30 °C		
Geometrische Auflösung	3,5 mrad (Standardobjektiv), 1,3 mrad (Teleobjektiv)		
Bildwiederholfrequenz	9 Hz	9 Hz außerh., 33 Hz innerh. EU	
Fokus	manuell		manuell+motorisiert
Detektortyp	FPA 160 x 120 Pixel, a.Si		
Spektralbereich	8 ... 14 µm		
Visuell			
Sehfeld/min. Fokusentfernung			33,2° x 25,2° / 0,4 m
Bildgröße			640 x 480 Pixel
Bildwiederholfrequenz			8 ... 15 Hz
Bilddarstellung			
Bildanzeige	3,5" LCD mit 320 x 240 Pixel		
Anzeigemöglichkeiten	nur IR-Bild		nur IR-Bild / nur Echtbild / IR- und Echtbild
Videoausgang	USB 2.0		
Videostream	9 Hz	25 Hz	
Farbpaletten	8 Optionen		
Messung			
Temperaturbereich	-20 ... +100 °C 0 ... +350 °C (umschaltbar)		
Genauigkeit	±2 °C, ±2% v. Mw.		
Mindestdurchmesser Messpunkt	3 x 3 Pixel: Standard 10 mm bei 1 m (Standardobjektiv), Standard 4 mm bei 1 m (Teleobjektiv)		
Einschaltdauer	40 sec		
Feuchtemessung und Lufttemperaturmessung mit Funkfühler (optional)			0 ... 100 %rF / -20 ... +100 °Ctd -20 ... +70 °C (Lufttemperatur mit NTC)
Genauigkeit Funkfühler			±2 %rF / ±0,5 °C (Lufttemperatur)
Messfunktionen	Standardmessung (1-Punkt), 2-Punkt-Messung		
		Taupunktberechnung über manuelle Eingabe der Feuchte Oberflächenfeuchte-Berechnung	
			Optional Feuchtemessung mit Funk-Feuchtefühler
Kompensation reflektierte Temperatur	manuell		
Einstellung Emissionsgrad	Neun Materialien belegbar, davon eine Position frei definierbar (0,01 -1,0)		
Bildspeicherung			
Dateiformat	.bmt; Exportmöglichkeit in .bmp, .jpg, .csv		
Wechselspeicher	SD-Karte		
Speicherkapazität	1 GB (ca. 800-1.000 Bilder)		
Optik			
Standardobjektiv (32°)	ja		
Teleobjektiv (12°)	nein	ja, optional	
Laser-Messfleckmarkierung			
Klassifikation des Lasers	635nm, Klasse 2		
Stromversorgung			
Batterietyp	Schnellladender, vor Ort wechselbarer Li-Ion-Akku		
Betriebszeit	ca. 5 h bei 20 °C		
Ladeoption	in Gerät/in Ladestation (optional)		
Netzbetrieb	ja		
Ausgangsspannung	5 V		
Umgebungsbedingungen			
Betriebstemperaturbereich	-15 ... +40 °C		
Lagertemperaturbereich	-30 ... +60 °C		
Luftfeuchtigkeit	20 % bis 80 % nicht kondensierend		
Schutzart des Gehäuses	IP54		
Physikalische Kenndaten			
Gewicht	900 g		
Abmessung	152 x 106 x 262 mm		
Stativmontage	ja		
Gehäuse	ABS		
PC-Software			
Systemvoraussetzungen	Windows XP (Service Pack 2), Windows Vista		

A.3.9 Auszug technischer Daten – Infrarotsensor mit Laservisier thermoMeter CTL [125]

Die Sensoren der CTL-Serie sind in folgenden Basisvarianten lieferbar:

Modell	Messbereich	Spektrale Empfindlichkeit	typische Anwendungen
CTL	-40 bis 975 °C	8-14 μm	nichtmetallische Oberflächen
CTLF	-40 bis 975 °C	8-14 μm	schnelle Prozesse
CTLM-1	485 bis 1800 °C	1 μm	Metalle und Keramiken
CTLM-2	250 bis 1600 °C	1,6 μm	Metalle und Keramiken
CTLM-3	50 bis 600 °C	2,3 μm	Metalle und Komposit-Material
CTLG	100 bis 1650 °C	5,2 μm	Glastemperaturen

Bei den Modellen CTLM-1, CTLM-2, CTLM-3 und CTL G5 wird der Gesamtmessbereich jeweils in 2 Teilbereiche (L und H) unterteilt.

	CTL/CTLF	M-1L	M-1H	M-2L	M-2H	M-3L	M-3H	GL	GH
untere Grenze Temperaturbereich [°C]	0	485	650	250	385	50	100	100	250
obere Grenze Temperaturbereich [°C]	500	1050	1800	800	1600	375	600	1200	1650
untere Alarmgrenze [°C] (Normal geschlossen)	30	600	800	350	500	100	200	200	350
obere Alarmgrenze [°C] (Normal offen)	100	900	1400	600	1200	300	500	500	900
untere Grenze Ausgang	0 V								
obere Grenze Ausgang	5 V								
Temperatureinheit	°C								
Umgebungstemperaturkompensation	Messkopftemperaturfühler (Ausgabe an OUT-AMB: 0-5 V ► -20–180 °C; nicht verfügbar bei den Modellen CTLM)								
Baudrate [kBaud]	CTL: 9,6 / M-xL, M-xH: 115								
Laser	inaktiv								

Tab. 2.2: Elektrische Spezifikation

	CTL	CTLF
Temperaturbereich (skalierbar)	-40...975 °C	-40...975 °C
Spektralbereich	8...14 μm	8...14 μm
Optische Auflösung	75:1	50:1
Systemgenauigkeit [1) 2)]	±1 °C oder ±1 % [3)]	±1,5 °C oder ±1,5 % [4)]
Reproduzierbarkeit [1)]	±0,5 °C oder ±0,5 % [3)]	±1 °C oder ±1 % [4)]
Temperaturauflösung (NETD)	0,1 °C [3)]	0,5 °C [4)]
Einstellzeit (90% Signal)	120 ms	9 ms
Aufwärmzeit	10 min	10 min
Emissionsgrad/ Verstärkung	0,100...1,100 (einstellbar über Programmiertasten oder Software)	
Transmissionsgrad	0,100...1,000 (einstellbar über Programmiertasten oder Software	
Signalverarbeitung	Mittelwert, MAX, MIN (einstellbar über Programmiertasten oder Software)	
Software	optional	

Tab. 3.1: Messtechnische Spezifikation [CTL, CTL F]

[1)] bei Umgebungstemperatur 23±5 °C; der jeweils größere Wert gilt
[2)] Genauigkeit bei Nutzung des Thermoelement-Ausgangs: ±2,5 °C oder ±1 %
[3)] bei Objekttemperaturen >0 °C
[4)] bei Objekttemperaturen ≥20 °C

A.3.10 Spezifikation der Sonde 4640-B der Troxler Electronics GmbH, Alling [231]

4640-B Spezifikation

Technische Spezifikation:

Sondengehäuse	gewichtssparendes, signalgelbes Polycabonat-Gehäuseoberteil mit Aluminium-Chassis
Sondengrösse	47,2 x 23,1 x 15,8 cm (24 cm Höhe mit Quellenstange)
Sondengewicht	13,5 kg
Grösse des Transportbehälters	67 x 43 x 46 cm
Versandgewicht	34 kg
Max. Asphalttemperatur	175° C
Max. Betriebstemperatur	70° C
Lagertemperatur	-55° bis 85° C

Radiologische Spezifikation:

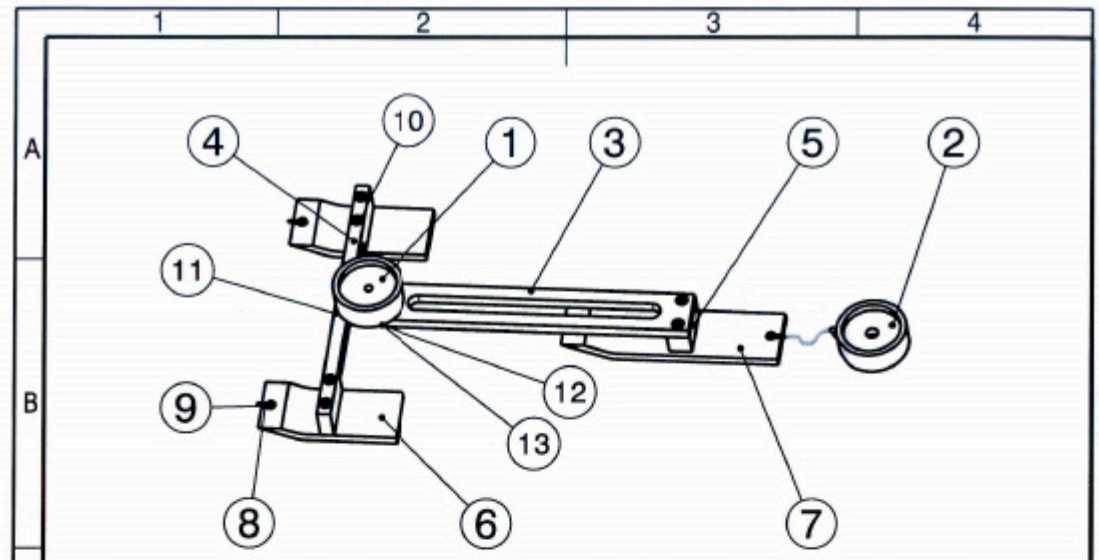
Gamma-Quelle	Cäsium, Cs-137 Aktivität 300 MBq 2-fach in Edelstahl fest umschlossen, zusätzlich in der Strahlerstange eingeschweisst
Abschirmung	Wolfram und Blei
Dosis Rate	max. 3,5 µSv/Std. in 1m Abstand zur Sonde
Transport	Typ-A Behälter Kat II=gelb UN 2974 Transportkennzahl/TI 0.2 ADR: radioaktiv, Klasse 7, Blatt 9
Dosis Rate	max. 2 µSv/Std. in 1m Abstand zum Transportbehälter

Elektrische Spezifikation:

Akkus	6 NiCad-Zellen á 4Ah (gegen Unterspannung geschützt)
Betriebszeit	bis zu 200 Std. (bei voll geladenen Akkus)
Akkuladezeit	14 Stunden (automatische Abschaltung)
Ladegerät	110V/220V, 50-60 Hz, 500 mA oder 12-14 Volt DC

TROXLER ELECTRONICS GMBH - Gilchinger Str. 33 - 82239 Alling - Tel.: 08141-71063

A.3.11 Meßschlitten



Pos.	Menge	Einheit	Benennung	Sachnummer/Norm - Kurzbezeichnung	Bemerkung
01	1	Stck	festes Nest	Rd 60 DIN 1013 - S235JR	
02	1	Stck	loses Nest	Rd 60 DIN 1013 - S235JR	
03	1	Stck	Längsverstreburg	Fl DIN 1017 - 30 x 12 x 250 - S235JR	
04	1	Stck	Querverstrebung	Fl DIN 1017 - 40 x 10 x 300 - S235JR	
05	1	Stck	Mittelstück	Fl DIN 1017 - 20 x 20 x 40 - S235JR	
06	2	Stck	Gleitschuh, vorn	Fl DIN 1017 - 50 x 8 x 125 - S235JR	
07	1	Stck	Gleitschuh, hinten	Fl DIN 1017 - 50 x 8 x 190 - S235JR	
08	4	Stck	Quetschkabelschuh	DIN 46234 - M4	
09	4	Stck	Linsenkopfschraube	ISO 7380 - M4 x 8 - 8.8	
10	6	Stck	Zylinderschraube	DIN 912 - M5 x 30 - 10.9	
11	2	Stck	Zylinderschraube	DIN 912 -M5 x 16 -10.9	
12	1	Stck	Sechskantschraube	DIN EN 24017 - M8 x 25 - 10.9	
13	1	Stck	Scheibe	DIN 125 - A 8,4 - 140HV - Fst	

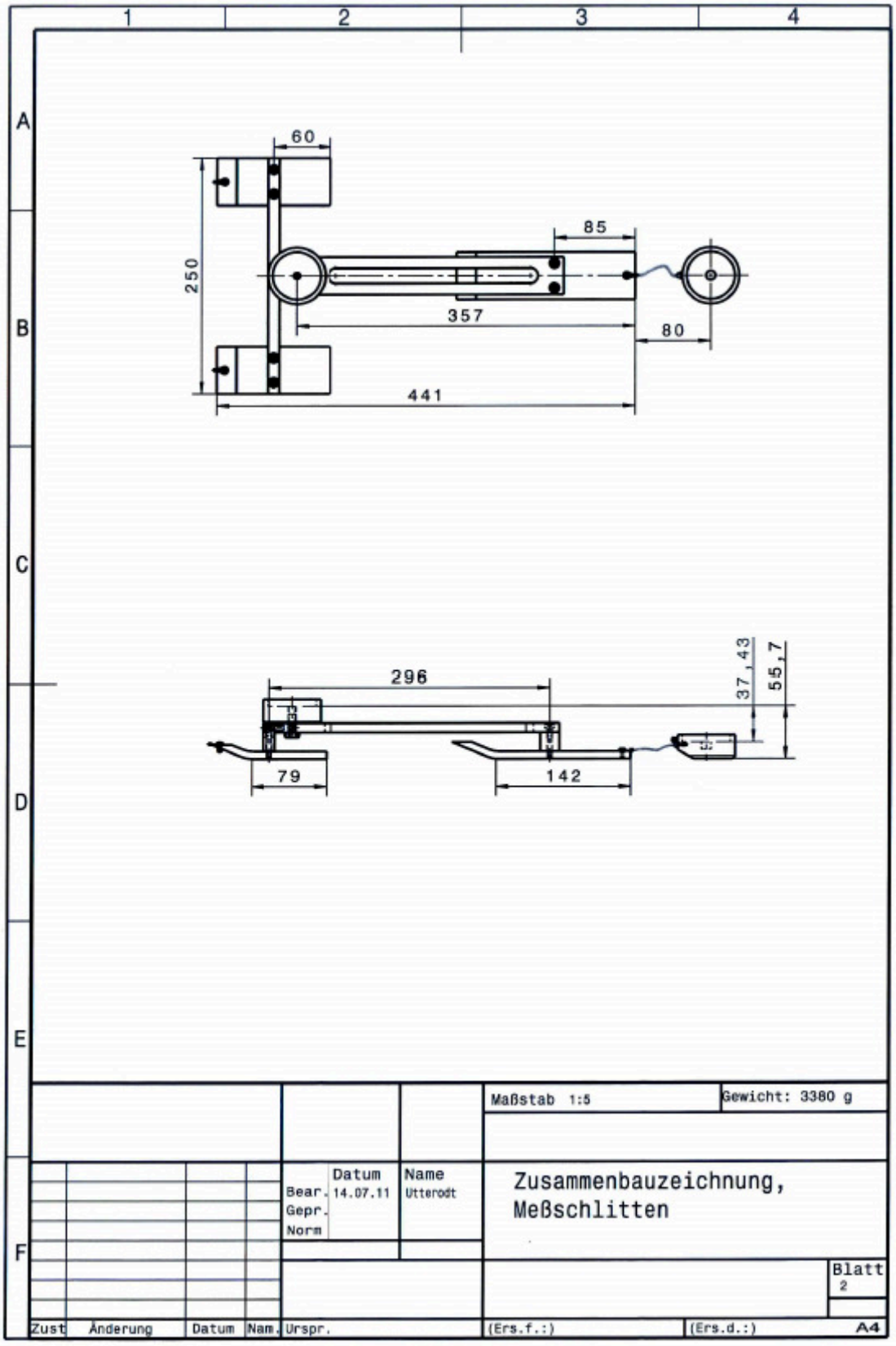
Maßstab 1:5 | Gewicht: 3380 g

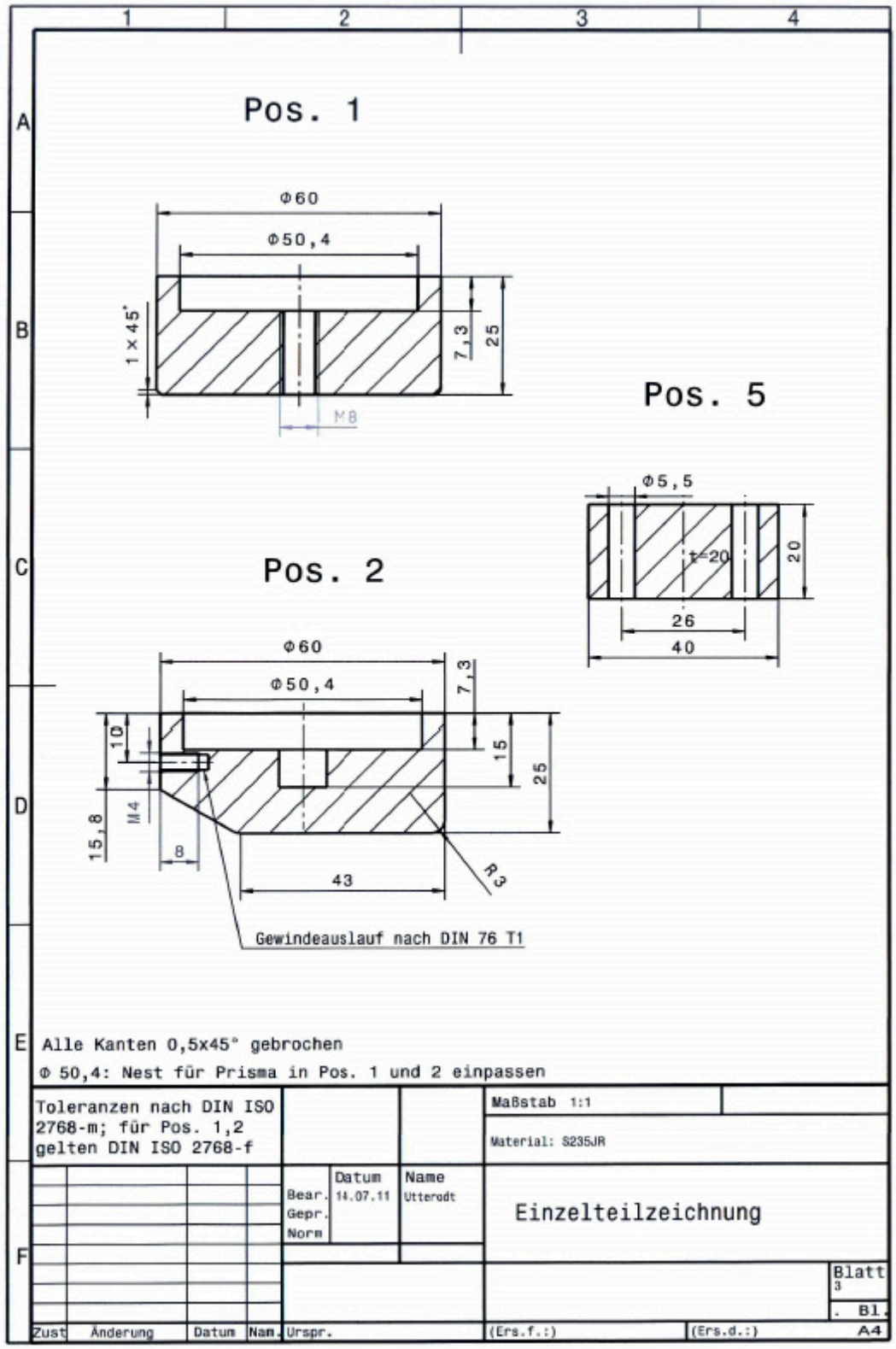
Datum | Name
Bear. 14.07.11 | Utterodt
Gepr.
Norm

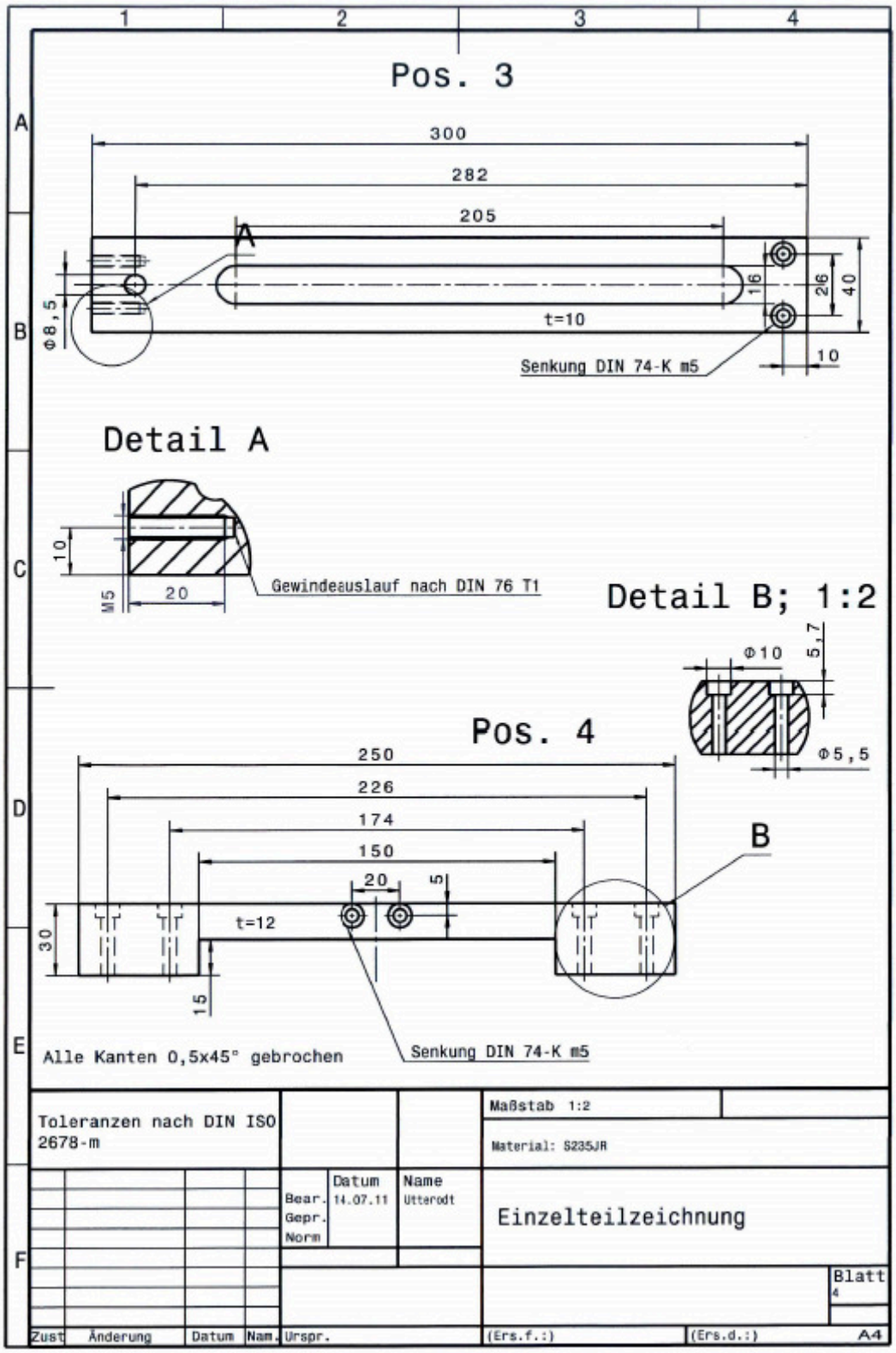
Stückliste, Meßschlitten

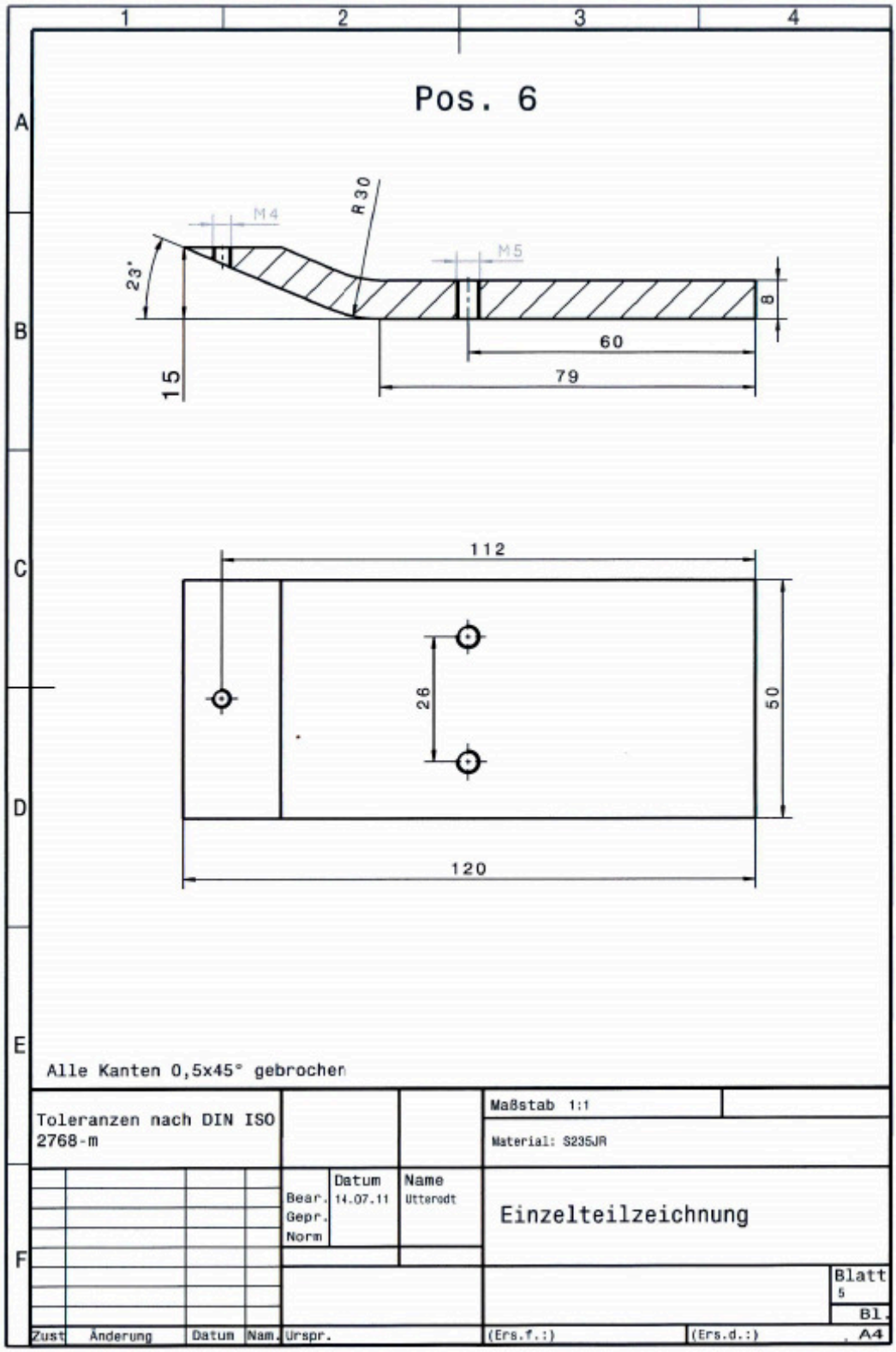
Blatt 1

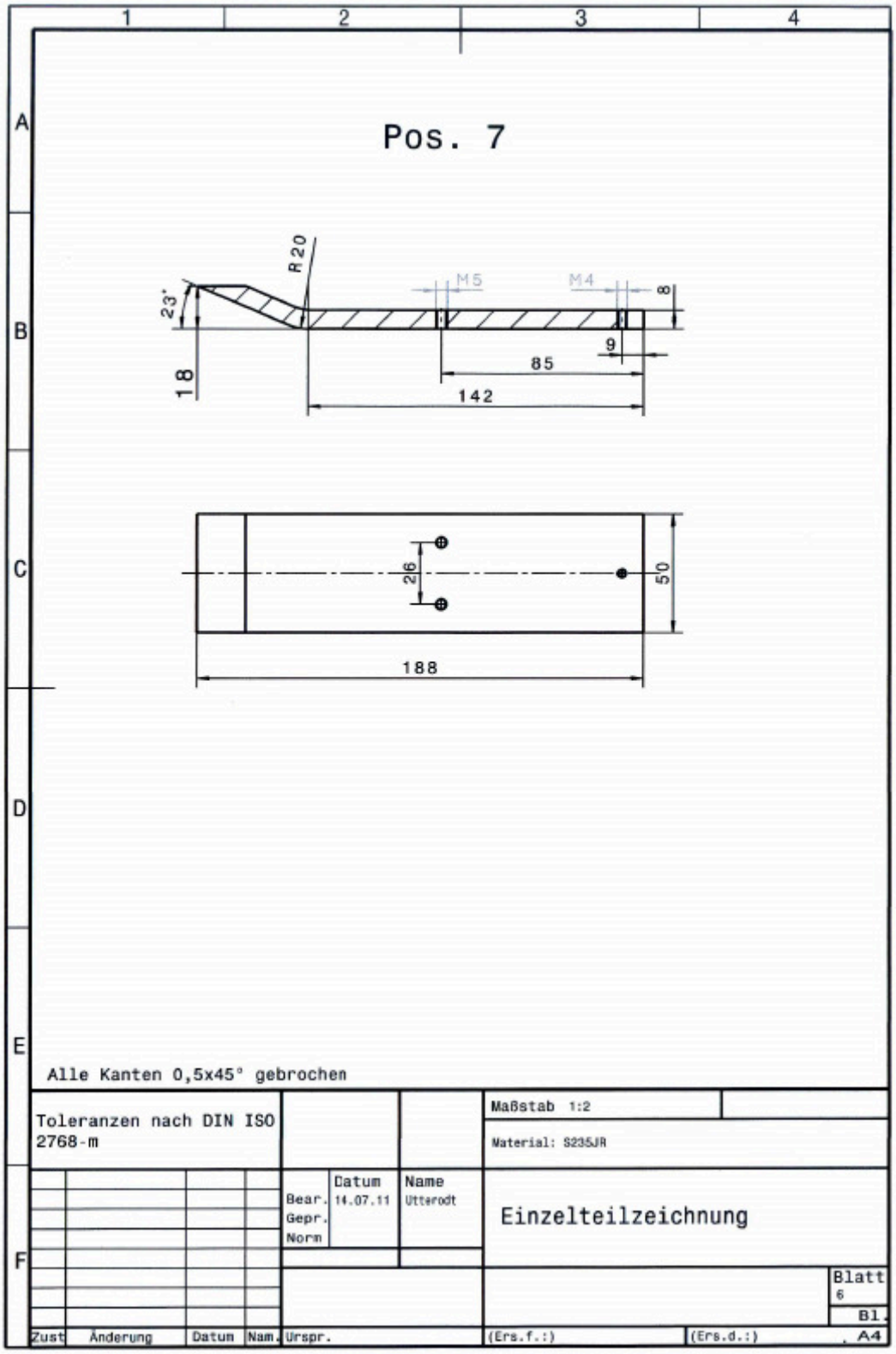
Zust | Änderung | Datum | Nam. | Urspr. | (Ers.f.:) | (Ers.d.:) | A4


1
2
3
4
A
B
C
D
E
F
60
250
85
357
80
441
296
37,43
55,7
79
142
Maßstab 1:5
Gewicht: 3380 g
Datum
Name
Bear.
14.07.11
Utterodt
Gepr.
Norm
Zusammenbauzeichnung,
Meßschlitten
Blatt
2
Zust
Änderung
Datum
Nam.
Urspr.
(Ers.f.:)
(Ers.d.:)
A4


Pos. 1
Φ60
Φ50,4
1 x 45°
7,3
25
M8
Pos. 5
Φ5,5
t=20
20
26
40
Pos. 2
Φ60
Φ50,4
7,3
10
15
25
M4
15,8
8
43
R3
Gewindeauslauf nach DIN 76 T1
Alle Kanten 0,5x45° gebrochen
Φ 50,4: Nest für Prisma in Pos. 1 und 2 einpassen
Toleranzen nach DIN ISO 2768-m; für Pos. 1,2 gelten DIN ISO 2768-f
Maßstab 1:1
Material: S235JR
Bear.
Gepr.
Norm
Datum 14.07.11
Name Utterodt
Einzelteilzeichnung
Blatt 3
Bl.
Zust Änderung Datum Nam.
Ursprung
(Ers.f.:)
(Ers.d.:)
A4


Pos. 3
300
282
205
A
Φ8,5
16
26
40
t=10
Senkung DIN 74-K m5
10
Detail A
10
M5
20
Gewindeauslauf nach DIN 76 T1
Detail B; 1:2
Φ10
5,7
Φ5,5
Pos. 4
250
226
174
150
20
5
B
t=12
30
15
Alle Kanten 0,5x45° gebrochen
Senkung DIN 74-K m5
Toleranzen nach DIN ISO 2678-m
Maßstab 1:2
Material: S235JR
Bear.
Gepr.
Norm
Datum
14.07.11
Name
Utterodt
Einzelteilzeichnung
Blatt
4
Zust
Änderung
Datum
Nam.
Urspr.
(Ers.f.:)
(Ers.d.:)
A4


Pos. 6
M4
R30
M5
23°
8
60
79
15
112
26
50
120
Alle Kanten 0,5x45° gebrochen
Toleranzen nach DIN ISO 2768-m
Maßstab 1:1
Material: S235JR
Bear.
Gepr.
Norm
Datum
14.07.11
Name
Utterodt
Einzelteilzeichnung
Blatt
5
Bl.
Zust
Änderung
Datum
Nam.
Urspr.
(Ers.f.:)
(Ers.d.:)
A4


1
2
3
4
A
B
C
D
E
F
Pos. 7
R20
23°
M5
M4
8
9
85
142
18
26
50
188
Alle Kanten 0,5x45° gebrochen
Toleranzen nach DIN ISO 2768-m
Maßstab 1:2
Material: S235JR
Bear.
Gepr.
Norm
Datum
14.07.11
Name
Utterodt
Einzelteilzeichnung
Blatt
6
Bl.
Zust
Änderung
Datum
Nam.
Urspr.
(Ers.f.:)
(Ers.d.:)
A4

ANL. A.4: AUFBEREITUNG DER MESSDATEN DES HAUPTVERSUCHES

A.4.1 Vermessungsdaten

Tab. A.7: Technische Ausreißer in den Vermessungsdaten des Hauptversuches (MLij.1.2 – Unterlage; MLij.2.2 – Deckschicht)

Meßlinie	Δz mm	y m	Anm.
ML11.1.2		0,15712 … 30,13025	2)
		36,29696 … 36,42970	2)
		36,43542 … 36,44693	2)
		36,45796 … 70,00440	2)
ML11.2.2		41,09064; 41,09578; 41,10125	8)
		41,10630; 41,11160; 41,11703	8)
		41,12261; 41,12789; 41,13291	8)
		41,13816; 41,14392; 41,14913	8)
		41,15413; 41,15926; 41,16449	8)
		41,16973; 41,17562; 41,18083	8)
		41,18649; 41,19217; 41,19777	8)
		41,20288; 41,20876; 41,21416	8)
		41,21988; 41,22543; 41,23097	8)
		41,23597; 41,24100; 41,24659	8)
		41,25170; 41,25734; 41,26252	8)
		41,26762; 41,27278; 41,27818	8)
		41,28363; 41,28899; 41,29490	8)
		41,30055; 41,30649; 41,31194	8)
		41,31713; 41,32230; 41,32763	8)
		41,33369; 41,33941; 41,34452	8)
		41,34974; 41,35510; 41,36012	8)
		41,36529; 41,37092; 41,37668	8)
		41,38200; 41,38759; 41,39322	8)
		41,39962; 41,40475; 41,41011	8)
		41,41524; 41,42032; 41,42566	8)
		51,46988; 51,47595; 51,48123	8)
		51,48674; 51,49246; 51,49823	8)
		51,50387; 51,50934; 51,51501	8)
		51,52082; 51,52668; 51,53334	8)
		51,53846; 51,54472; 51,55303	8)
		51,55894; 51,56662; 51,57298	8)
		51,57890; 51,58478; 51,59093	8)
		51,59694; 51,60211; 51,60821	8)
		51,61426; 51,62194; 51,62772	8)
ML12.1.2		0,13830 … 26,86583	2)
		35,94072 … 70,00442	2)
ML12.2.2	8,4	5,69456	5)

Fortsetzung *Tab. A.7*:

Meßlinie	Δz mm	y m	Anm.
	-1,3	5,69759	5)
ML13.1.2		0,15019 … 29,20095	2)
		35,88579 … 70,00153	2)
	2,9	8,69411	3)
	9,7	29,19827	4)
	-5,0	29,19929	4)
	2,2	68,67747	4)
ML21.1.2	3,4	34,74894; 34,75603; 34,76183	5)
		34,76867	5)
ML21.2.2		5,42020 … 40,49361	1)
ML22.1.2	3,6	33,24320	3)
	124,5	66,84339	3)
	8,5	66,90592	3)
	-2,5	69,05034	3)
ML22.2.2	-1,3	48,79460	6)
	-1,5	48,88365	6)
ML24.2.2	-0,6	41,41359 … 48,61225	7)
	-1,4	48,40778	3)
ML31.1.2	3,6	29,39213	6)
	3,3	29,71567	6)
	-3,0	30,42346	6)
	3,2	36,59636	6)
ML31.2.2	-1,2	10,08997	3)
	1,5	10,21889	3)
ML32.2.2	1,3	12,09574	3)
ML33.1.2		17,91915; 17,92448; 17,92978	8)
		17,93482; 17,94002; 17,94561	8)
		17,95066; 17,95606; 17,96136	8)
		17,96767; 17,97334; 18,11383	8)
		18,12033; 18,12663; 18,13192	8)
		18,13795; 18,14339; 18,14903	8)
		18,15424; 18,15942; 18,16464	8)
		18,17009; 18,17545; 18,33121	8)
		18,33671; 18,34327; 18,34913	8)
		18,35568; 18,36151; 18,36738	8)
		18,37325; 18,37841; 18,38397	8)
		18,39011; 18,39520; 18,40248	8)
		18,40812; 18,41377; 18,41896	8)
		18,42453; 18,43018; 18,43667	8)
ML33.1.2		18,44219; 18,44759; 18,45265	8)

Fortsetzung *Tab. A.7*:

Meßlinie	Δz mm	y m	Anm.
		18,45817; 18,46324; 18,46860	8)
		36,40387; 36,54677	8)
ML34.1.2		31,12724; 31,42062; 31,68422	8)
		32,50611; 34,23015; 34,89777	8)
		35,74978; 36,00351	8)
	6,1	32,95895 bis 33,25438	7)
	6,3	33,88112 … 33,93950	7)
		37,40691; 37,77901; 37,96363	6)
		38,12133; 38,32167; 39,37314	6)
ML34.2.2	-1,6	52,00563	3)
	1,4	66,30354	3)
ML41.1.2	-6,5	30,78524	6)
	-6,2	31,38547	6)
	-5,9	31,71445	6)
	-6,0	32,35536	6)
	-5,4	32,62918	6)
	5,6	33,51638	6)
	-5,9	34,92924	6)
	-5,9	35,24987	6)
ML41.2.2	-1,1	29,60066	3)
ML42.2.2	1,2	51,91191	3)
ML43.2.2	1,6	5,16166	6)
	-1,3	40,99920 … 50,60669	7)
ML44.1.2	4,6	63,99514	3)
	2,6	69,78572	3)
ML44.2.2	5,2	28,76337	3)
	1,4	29,37945	3)
	1,3	29,38480	3)
	-1,1	41,13044 … 54,99088	7)
ML54.1.2	3,1	10,09069	3)
ML53.2.2	-1,2	7,70186 … 9,89976	7)
	-1,4	38,801 . 47,29224	7)
	-4,8	49,09318 und 49,14126	3)
ML54.2.2	2,0	41,62415	3)
	3,9	48,90220 … 49,25814	7)

Anmerkungen

[1)] Datenverlust; [2)] Fehler im Höhenoffset; [3)] Einzelereignis; [4)] begrenzte Abweichung über 2 Folgepunkte; [5)] begrenzte Abweichung über 4 Folgepunkte; [6)] punktueller Meßlinienversatz; [7)] Meßlinienversatz innerhalb eines kurzen Abschnittes: [8)] Parallelerfassung

A.4.2 Temperatur des Mischgutes

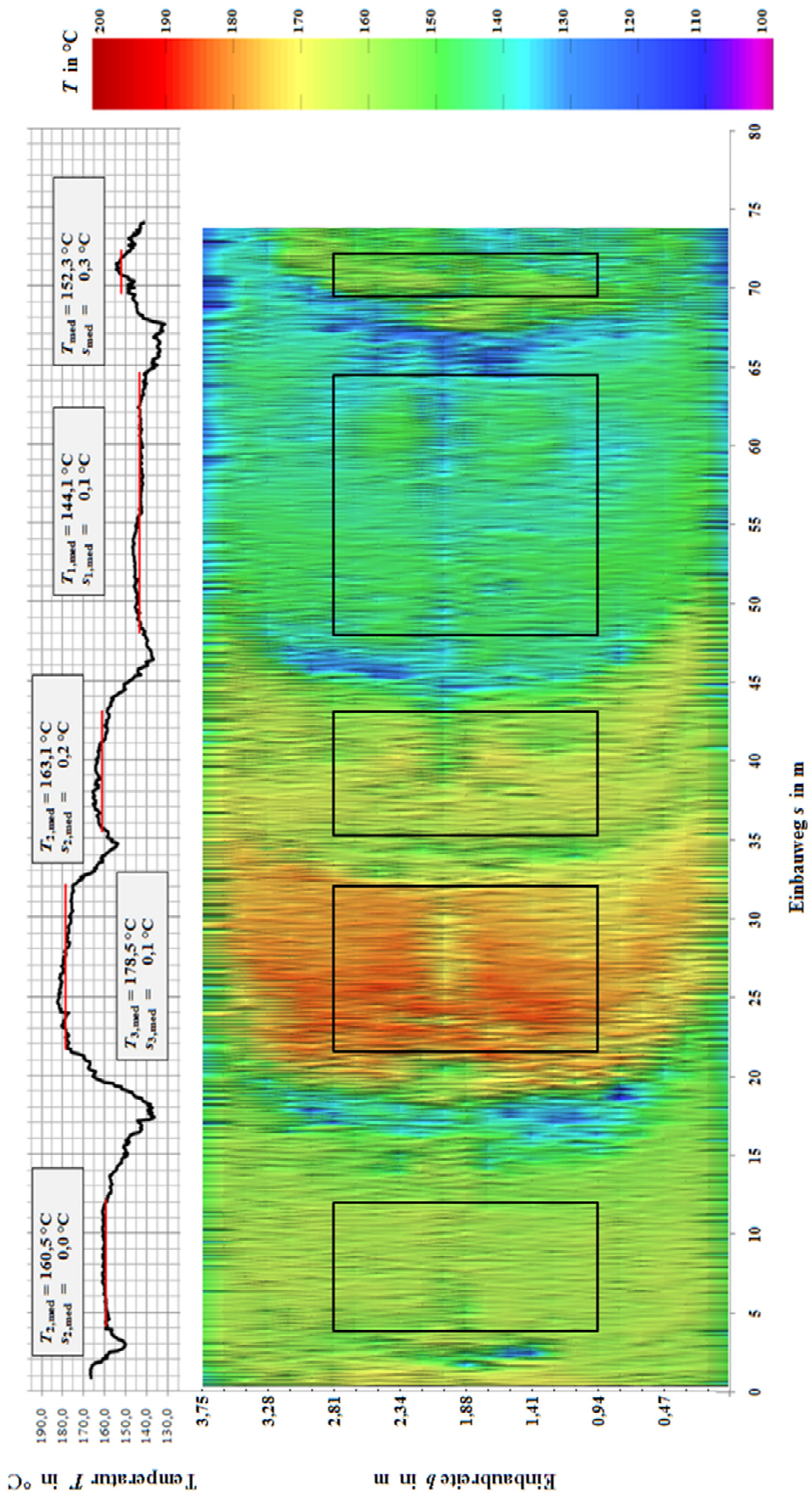


Abb. A.10: Temperaturverlauf in der Versuchsbahn VB1

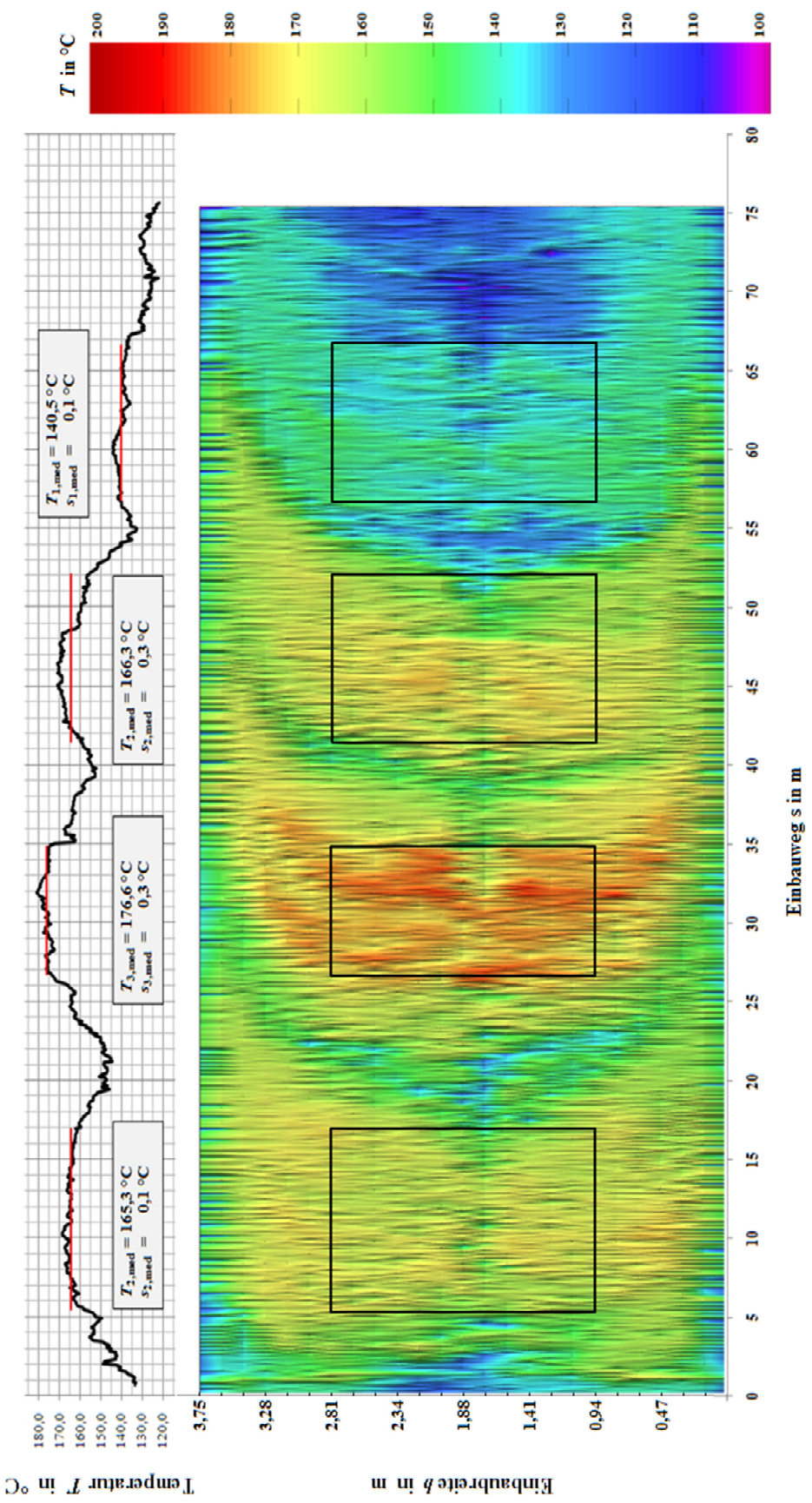


Abb. A.11: Temperaturverlauf in der Versuchsbahn VB2

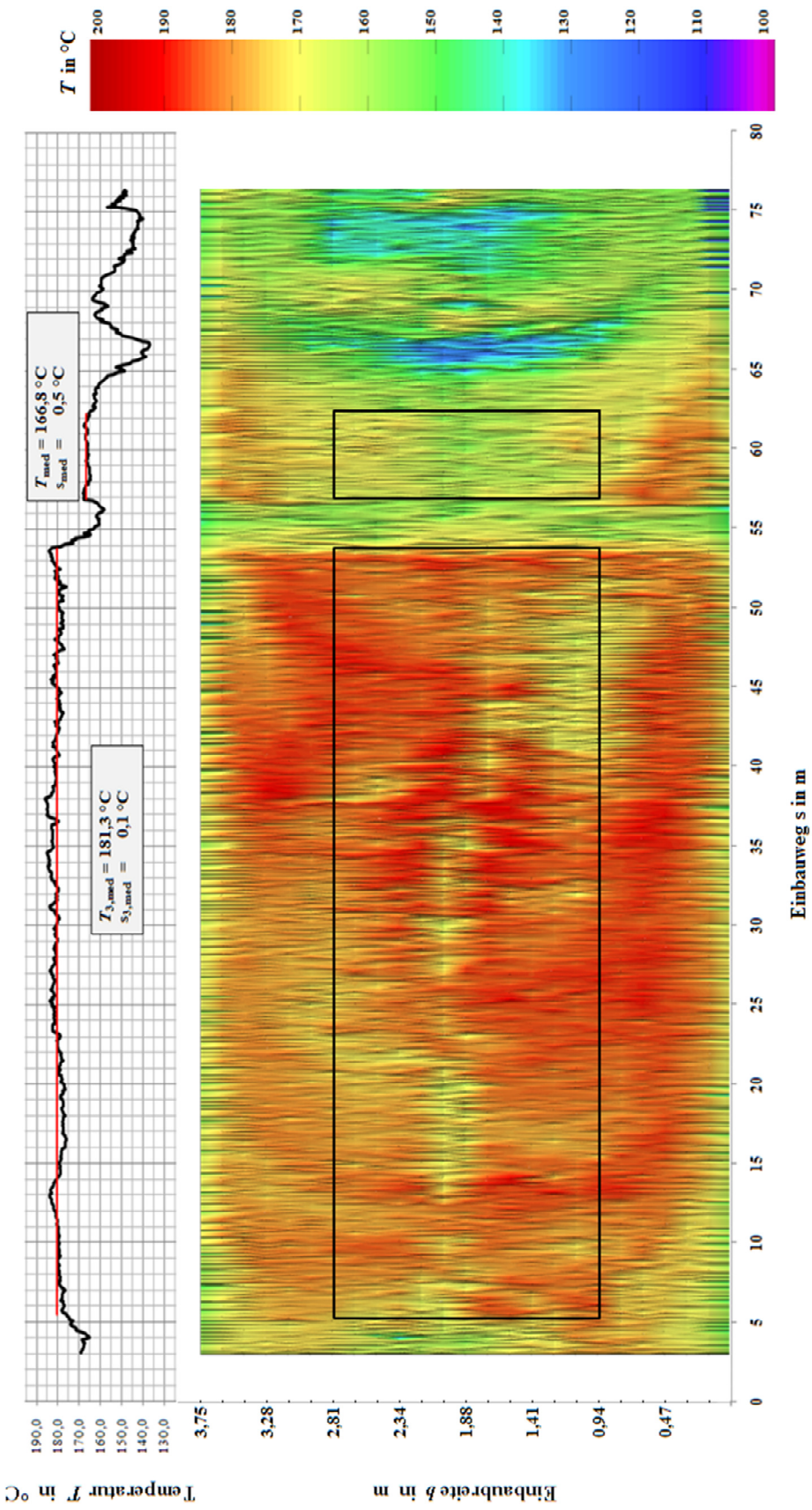


Abb. A.12: Temperaturverlauf in der Versuchsbahn VB3

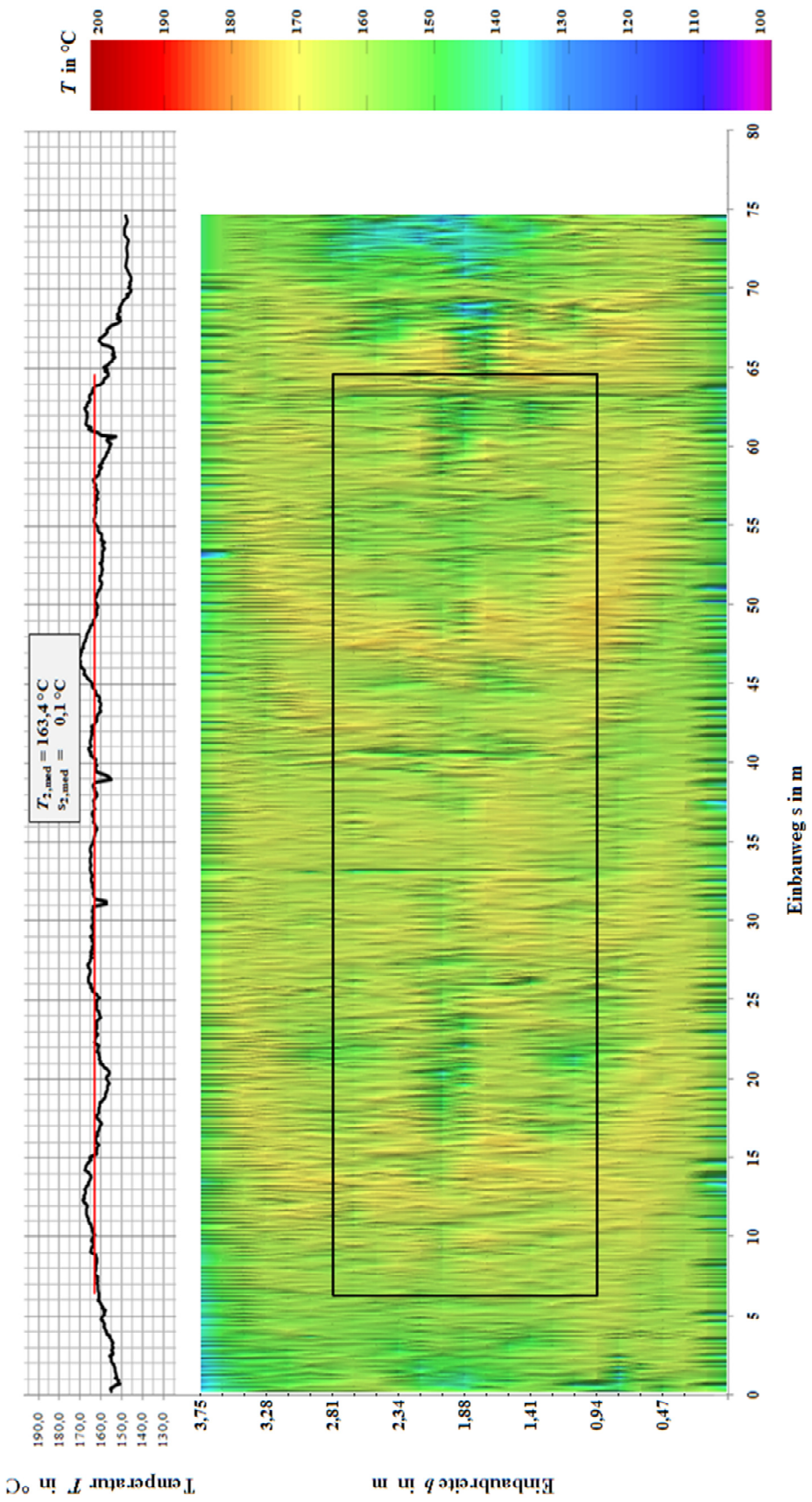


Abb. A.13: Temperaturverlauf in der Versuchsbahn VB4

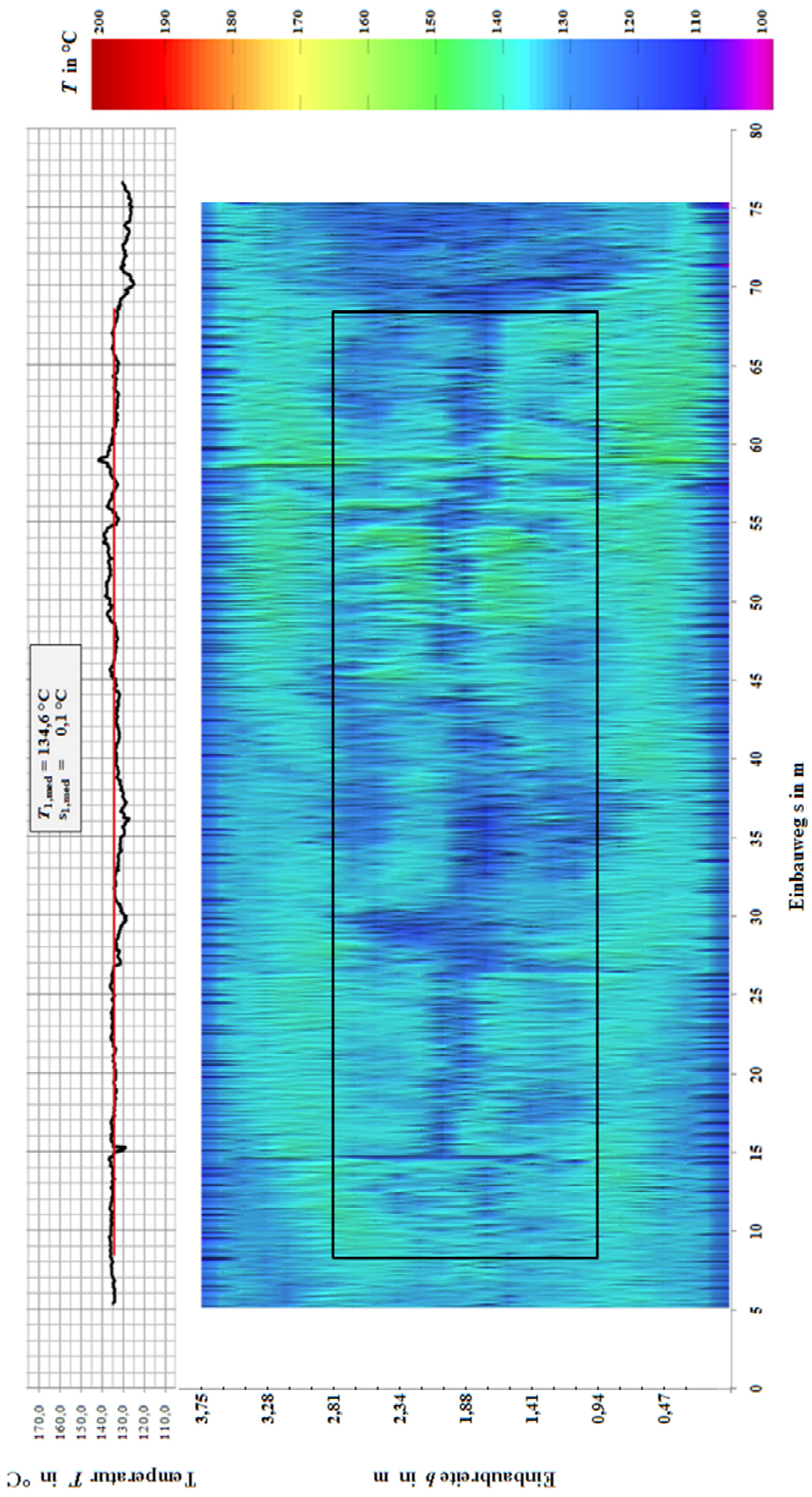


Abb. A.14: Temperaturverlauf in der Versuchsbahn VB5

Tab. A.8: Temperaturstabile Versuchsabschnitte und temperaturbedingte Regelstrecken (Angaben in m)

Temp.-Stufe/VB	Gesamtbereich	Regelstrecke *T*-Zunahme	stabiler Abschnitt	Regelstrecke *T*-Abnahme
$T_{1/1}$	46,540 … 67,590	46,540 … 47,980	48,070 … 64,500	64,560 … 67,590
$T_{1/2}$	55,010 … 70,820	55,010 … 56,620	56,750 … 66,600	66,730 … 70,820
$T_{1/5}$	5,360 … 76,470	5,360 … 8,340	8,460 … 68,520	68,650 … 76,470
$T_{2/1}$	0,840 … 17,320	0,840 … 3,950	4,090 … 12,050	12,130 … 17,320
	34,740 … 46,390	34,740 … 35,270	35,410 … 42,940	43,090 … 46,390
	67,690 … 69,420	67,690 … 69,420		
	69,550 … 74,060	*kält. Rest-MG*	*69,550 … 72,190*	*72,340 … 74,060*
$T_{2/2}$	0,680 … 21,190	0,680 … 5,330	5,440 … 16,930	17,060 … 21,190
	39,850 … 54,900	39,850 … 41,330	41,470 … 52,090	52,190 … 54,900
	70,950 … 75,630	70,950 … 75,630		
$T_{2/4}$	0,230 … 74,670	0,230 … 6,270	6,420 … 64,550	64,680 … 74,670
$T_{3/1}$	17,410 … 34,610	17,410 … 21,520	21,660 … 32,070	32,140 … 34,610
$T_{3/2}$	21,320 … 39,740	21,320 … 26,650	26,750 … 34,830	34,990 … 39,740
$T_{3/3}$	3,080 … 56,310	3,080 … 5,360	5,470 … 53,820	53,910 … 56,310
	56,430 … 76,320	56,430 … 56,780	56,900 … 62,290	*kält. Rest-MG*

A.4.3 Schneckendrehzahl

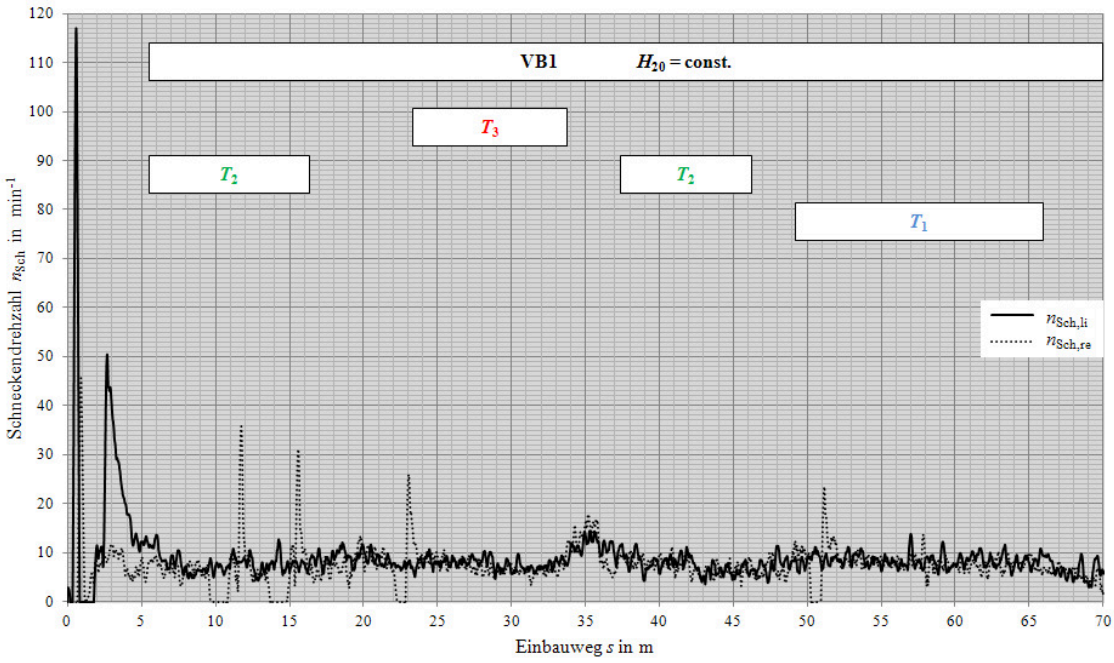


Abb. A.15: Drehzahlen der Querförderschnecken in der Versuchsbahn VB1

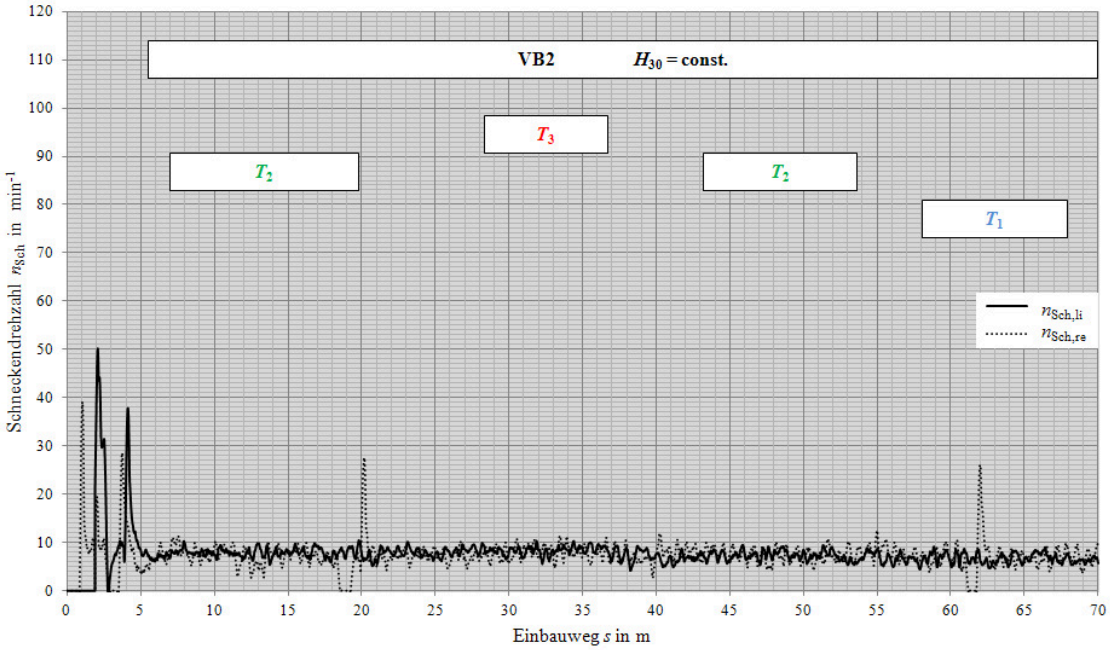


Abb. A.16: Drehzahlen der Querförderschnecken in der Versuchsbahn VB2

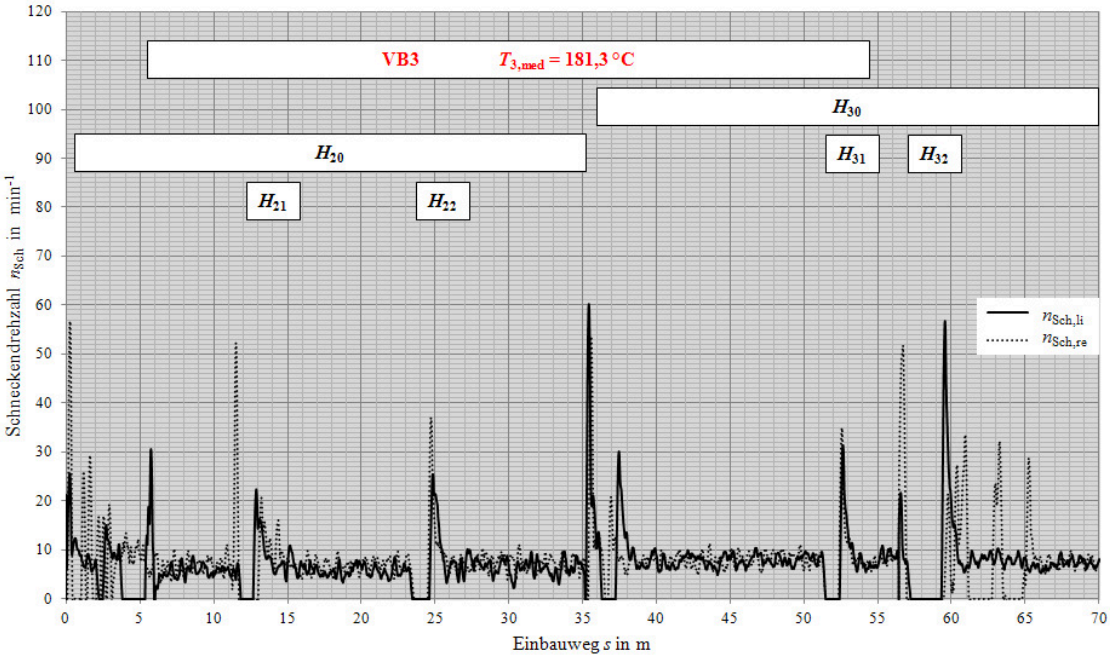


Abb. A.17: Drehzahlen der Querförderschnecken in der Versuchsbahn VB3

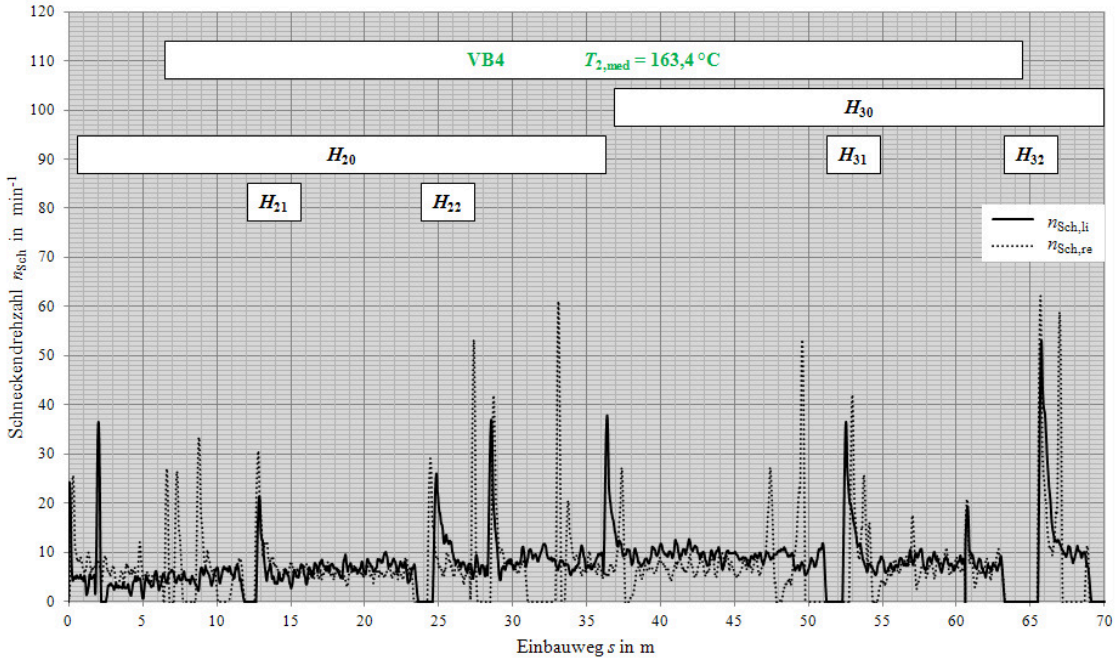


Abb. A.18: Drehzahlen der Querförderschnecken in der Versuchsbahn VB4

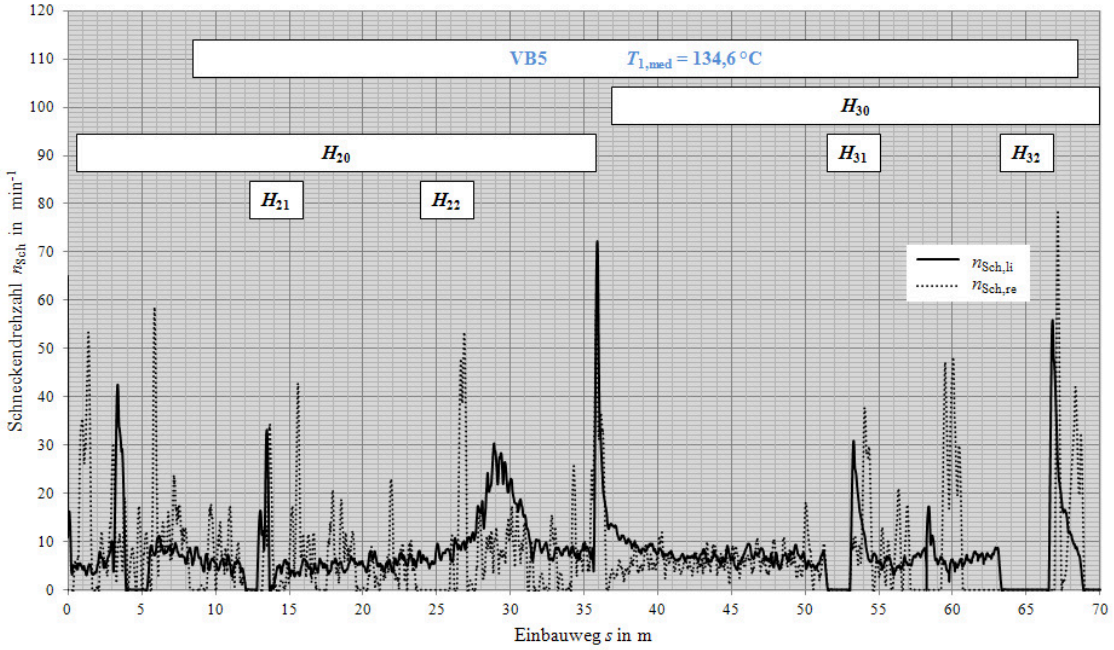


Abb. A.19: Drehzahlen der Querförderschnecken in der Versuchsbahn VB5

Tab. A.9: Anhand der Drehzahl ermittelte stationäre und Regelbereiche der linken und rechten Querförderschnecke in den Versuchsbahnen

Vers.-Bahn	Para-meter	Abschnitt in Einbaurichtung links m	rechts m
VB1	T_2H_{20}	4,343 …	1,410 … 15,452
	T_3H_{20}	… 35,251	23,354 … 34,220
	T_2H_{20}	35,722 …	35,870 … 50,228
	T_1H_{20}	… 72,208	51,336 … 72,193
VB2	T_2H_{30}	4,968 …	4,263 … 19,999
	T_3H_{30}		20,395 … 40,175
	T_2H_{30}		40,320 … 54,905
	T_1H_{30}	… 74,467	55,033 … 61,810
			62,252 … 73,967
VB3	$H_{20}T_3$	6,056 … 11,832	3,164 … 11,364
	$H_{21}T_3$	11,839 … 13,606	11,371 … 13,443
	$H_{20}T_3$	13,855 … 22,917	13,450 … 23,526
	$H_{22}T_3$	23,439 … 25,519	23,534 … 25,380
	$H_{20}T_3$	25,527 … 34,554	25,387 … 35,328
	$H_{30}T_3$	38,089 … 50,937	37,306 … 51,430
	$H_{31}T_3$	51,438 … 53,358	51,438 … 53,170
	$H_{30}T_3$	53,366 … 56,097	53,178 … 56,416
	$H_{32}T_3$	57,197 … 60,366	56,417 … 65,536
	$H_{30}T_3$	60,373 … 69,995	65,543 … 69,995
VB4	$H_{20}T_2$	2,795 … 11,800	1,000 … 6,405
	$H_{21}T_2$	11,808 … 13,230	11,871 … 13,581
	$H_{20}T_2$	13,238 … 22,747	13,588 … 23,297
	$H_{22}T_2$	23,582 … 25,344	23,306 … 24,781
	$H_{20}T_2$	25,997 … 35,859	24,789 … 36,984
	$H_{30}T_2$	37,032 … 51,182	38,362 … 46,830
	$H_{31}T_2$	51,190 … 53,629	49,767 … 52,727
	$H_{30}T_2$	53,637 … 62,212	52,734 … 63,229
	$H_{32}T_2$	63,221 … 66,934	63,237 … 66,464
	$H_{30}T_2$	66,942 … 69,054	66,448 … 67,149
VB5	$H_{20}T_1$	5,639 … 12,027	2,133 … 12,019
	$H_{21}T_1$	12,034 … 14,216	12,027 … 13,184
	$H_{20}T_1$	14,224 … 24,516	13,192 … 23,631
	$H_{22}T_1$	24,524 … 31,402	23,639 … 25,875
	$H_{20}T_1$	31,418 … 35,644	25,884 … 35,375
	$H_{30}T_1$	38,223 … 51,479	36,627 … 51,487
	$H_{31}T_1$	51,487 … 54,232	51,495 … 53,579
	$H_{30}T_1$	54,240 … 63,271	53,587 … 60,663
	$H_{32}T_1$	63,279 … 68,915	60,671 … 69,998
	$H_{30}T_1$	*Stillstand*	*Stillstand*

A.4.4 Abgrenzung der Versuchsabschnitte auf Basis der Planographen- und Mischguttemperatur-Meßwerte sowie der berechneten Schneckendrehzahl und -leistung

Tab. A.10: Abgrenzung der Versuchsabschnitte mit stationären Zuständen und Abschätzung der Regelstrecken im Bereich der linken Querförderschnecke

Vers.-bahn	Versuchs-abschnitt		stationärer Abschnitt m	Versuchsabschnitt		Regelstrecke m
VB1	T_2H_{20}	$S_{2/20/I}$	5,0 … 12,1	$T_{2/3}H_{20}$	$R_{T2/3/20}$	12,1 … 21,6
	T_3H_{20}	$S_{3/20/I}$	23,0 … 32,1	$T_{3/2}H_{20}$	$R_{T3/2/20}$	32,1 … 35,4 [1]
	T_2H_{20}	$S_{2/20/II}$	37,0 … 42,9	$T_{2/1}H_{20}$	$R_{T2/1/20}$	43,0 … 48,0
	T_1H_{20}	$S_{1/20/I}$	49,0 … 64,5	$T_{1/2}H_{20}$	$R_{T1/2/20}$	64,5 … 67,6 [2]
	T_2H_{20}	$S_{2/20/III}$	*unvollständig erfaßt*			
VB2	T_2H_{30}	$S_{2/30/I}$	6,5 … 17,0	$T_{2/3}H_{30}$	$R_{T2/3/30}$	17,1 … 26,7
	T_3H_{30}	$S_{3/30/I}$	28,0 … 34,8	$T_{3/2}H_{30}$	$R_{T3/2/30}$	35,0 … 41,3
	T_2H_{30}	$S_{2/30/II}$	43,0 … 52,0	$T_{2/1}H_{30}$	$R_{T2/1/30}$	52,2 … 56,6
	T_1H_{30}	$S_{1/30/I}$	58,0 … 66,6	$T_{1/2}H_{30}$	$R_{T1/2/30}$	66,7 … 70,8
	T_2H_{30}	$S_{2/30/III}$	*unvollständig erfaßt* [3]			
VB3	T_3H_{20}	$S_{3/20/II}$	7,3 … 11,3 [4]	$T_3H_{20/21}$	$R_{H20/21/3}$	11,4 … 13,5
	T_3H_{20}	$S_{3/20/III}$	13,9 … 22,9	$T_3H_{20/22}$	$R_{H20/22/3}$	23,5 … 25,4
	T_3H_{20}	$S_{3/20/IV}$	25,6 … 34,5 [5]			
	T_3H_{30}	$S_{3/30/II}$	41,2 … 50,9 [6]	$T_3H_{30/31}$	$R_{H30/31/3}$	51,4 … 53,2
	T_3H_{30}	$S_{3/30/III}$	53,4 … 53,8 [7]	$T_3H_{30/32}$	$R_{H30/32/3}$	57,2 … 60,4 [7]
	T_3H_{30}	$S_{3/30/IV}$	*weiterer Temperaturabfall*			*65,6 ... 70,0*
VB4	T_2H_{20}	$S_{2/20/IV}$	2,8 … 6,4 [8]	$T_2H_{20/21}$	$R_{H20/21/2}$	11,8 … 13,6
	T_2H_{20}	$S_{2/20/V}$	13,6 … 22,7	$T_2H_{20/22}$	$R_{H20/22/2}$	23,3 … 25,4
	T_2H_{20}	$S_{2/20/VI}$	26,0 … 35,8			
	T_2H_{30}	$S_{2/30/IV}$	38,4 … 46,8	$T_2H_{30/31}$	$R_{H30/31/2}$	49,7 … 53,7
	T_2H_{30}	$S_{2/30/V}$	53,7 … 60,5 [9]	$T_2H_{30/32}$	$R_{H30/32/2}$	63,2 … 67,0
	T_2H_{30}	$S_{2/30/VI}$	*Temperaturabfall*			
VB5	T_1H_{20}	$S_{1/20/II}$	8,5 … 12,0	$T_1H_{20/21}$	$R_{H20/21/1}$	12,0 … 14,3 [10]
	T_1H_{20}	$S_{1/20/III}$	14,3 … 23,6 [10]	$T_1H_{20/22}$	$R_{H20/22/1}$	23,6 … 31,4
	T_1H_{20}	$S_{1/20/IV}$	31,5 … 35,3			
	T_1H_{30}	$S_{1/30/II}$	38,3 … 51,4	$T_1H_{30/31}$	$R_{H30/31/1}$	51,4 … 54,3
	T_1H_{30}	$S_{1/30/III}$	54,3 … 60,6	$T_1H_{30/32}$	$R_{H30/32/1}$	60,6 … 68,6 [11]
	T_1H_{30}	$S_{1/30/IV}$	*Stillstand Schnecke*			

Anmerkungen

[1] geringfügige Regelabweichung der linken Schneckendrehzahl zwischen 33,5 m und 37,0 m durch Zuführung neuen Mischgutes (s. *Abb. A.15)*, in *Tab. A.9* nicht berücksichtigt

[2)] Ende der Beschickung in Temperaturstufe T_1; das vorherige Temperaturniveau T_2 wird in $R_{T1/2/20}$ nicht mehr erreicht, bleibt mit rd. 11 °C unter dem vergleichbaren Median (s. *Abb. A.10*) und steht damit für vergleichende Untersuchungen nicht zur Verfügung

[3)] T_2 erreicht in $R_{T1/2/30}$ nicht mehr das vorherige Niveau, bleibt im Maximum mit rd. 35 °C unter dem vergleichbaren Median von $T_{2,med}$ = 166,3 °C (s. *Abb. A.11*) und steht damit für vergleichende Untersuchungen nicht zur Verfügung

[4)] in $S_{3/20/II}$ ergab die Planographenmessung MP5 zwischen 0,290 m und 7,234 m eine Abweichung von der Nullinie um maximal 20 mm (s. *Tab. 12*)

[5)] in $S_{3/20/IV}$ ergab die Planographenmessung MP5 zwischen 28,682 m und 34,395 m eine Abweichung von der Nullinie um 6 mm (s. *Tab. 12*)

[6)] in $S_{3/30/II}$ ergab die Planographenmessung MP6 zwischen 37,028 m und 41,103 m eine Abweichung von der Nullinie um 13 mm (s. *Tab. 12*)

[7)] Temperaturabfall nach 53,820 m von $T_{3,med}$ = 181,3 °C auf T_{med} = 166,8 °C zwischen 56,900 m und 62,290 m (s. *Abb. A.12*); die Daten stehen damit für vergleichende Untersuchungen nur bedingt zur Verfügung

[8)] in $S_{2/20/IV}$ geringe Abweichung der Mischguttemperatur im Bereich 0,230 m bis 6,270 m (s. *Abb. A.13*)

[9)] in $S_{2/30/V}$ durchgeführte Einbauunterbrechung bei 60,584 m zur Durchführung eines Reibversuches (s. „3“ im mittleren Teil der *Abb. 57*)

[10)] im Bereich der linken Querförderschnecke keine eindeutige Abgrenzung möglich, weil diese nicht stillstand (s. unterer Teil der *Abb. 57*); rechte Schnecke kam zum Stillstand zwischen 23,688 m und 25,884 m (s. *Abb. A.19*)

[11)] in $R_{H30/32/1}$ ergab die Planographenmessung MP10 zwischen 66,297 m und 68,834 m Abweichungen von der Nullinie um 7 mm (s. *Tab. 12*)

A.4.5 Längsebenheit

Tab. A.11: Regelstreckenbereiche zur Untersuchung der Längsebenheit

Versuchs-bahn		Versuchsabschnitt	Auswerte-bereich m	Anm.	Bezeichn.
VB1	$T_{2/3}H_{20}$	$S_{2/20/I} - R_{T2/3/20} - S_{3/20/I}$	5,0 … 32,1	1)	$R_{T2/3/20}$
	$T_{3/2}H_{20}$	$S_{3/20/I} - R_{T3/2/20} - S_{2/20/II}$	23,0 … 42,9	2)	$R_{T3/2/20}$
	$T_{2/1}H_{20}$	$S_{2/20/II} - R_{T2/1/20} - S_{1/20/I}$	37,0 … 64,5	3)	$R_{T2/1/20}$
	$T_{1/2}H_{20}$	*Wechsel unvollständig erfaßt*			
VB2	$T_{2/3}H_{30}$	$S_{2/30/I} - R_{T2/3/30} - S_{3/30/I}$	6,5 … 34,8	4)	$R_{T2/3/30}$
	$T_{3/2}H_{30}$	$S_{3/30/I} - R_{T3/2/30} - S_{2/30/II}$	28,0 … 52,0	5)	$R_{T3/2/30}$
	$T_{2/1}H_{30}$	$S_{2/30/II} - R_{T2/1/30} - S_{1/30/I}$	43,0 … 66,6	6)	$R_{T2/1/30}$
	$T_{1/2}H_{30}$	*Wechsel unvollständig erfaßt*			
VB3	$T_3H_{20/21}$	$R_{H20/21/3} - S_{3/20/III}$	10,4 … 22,9	7)	$R_{H20/21/3}$
	$T_3H_{20/22}$	$S_{3/20/III} - R_{H20/22/3}$	13,9 … 26,4		$R_{H20/22/3}$
	$T_3H_{30/31}$	$S_{3/30/II} - R_{H30/31/3I}$	41,2 … 53,7	8)	$R_{H30/31/3}$
	$T_3H_{30/32}$	$S_{3/30/III} - R_{H30/32/3}$	53,4 … 60,4	9)	$R_{H30/32/3}$
VB4	$T_2H_{20/21}$	$R_{H20/21/2} - S_{2/20/V}$	10,8 … 22,7		$R_{H20/21/2}$
	$T_2H_{20/22}$	$S_{2/20/V} - R_{H20/22/2}$	13,6 … 26,4		$R_{H20/22/2}$
	$T_2H_{30/31}$	$S_{2/30/IV} - R_{H30/31/2}$	38,4 … 54,7		$R_{H30/31/2}$
	$T_2H_{30/32}$	$S_{2/30/V} - R_{H30/32/2}$	53,7 … 67,0	10)	$R_{H30/32/2}$
VB5	$T_1H_{20/21}$	$R_{H20/21/1} - S_{1/20/III}$	11,0 … 23,6	11)	$R_{H20/21/1}$
	$T_1H_{20/22}$	$S_{1/20/III} - R_{H20/22/1}$	14,3 … 32,4		$R_{H20/22/1}$
	$T_1H_{30/31}$	$S_{1/30/II} - R_{H30/31/1}$	38,3 … 55,3		$R_{H30/31/1}$
	$T_1H_{30/32}$	$S_{1/30/III} - R_{H30/32/1}$	54,3 … 68,6	12)	$R_{H30/32/1}$

Anmerkungen

1) schwankende Schneckendrehzahlen wegen Lkw-Wechsel: $5{,}7\ \text{min}^{-1} \le n_{Sch} \le 12{,}1\ \text{min}^{-1}$ zwischen $16{,}0\ \text{m} < s < 23{,}0\ \text{m}$

2) schwankende Schneckendrehzahlen wegen Lkw-Wechsel: $7{,}4\ \text{min}^{-1} \le n_{Sch} \le 14{,}5\ \text{min}^{-1}$ zwischen $33{,}5\ \text{m} < s < 37{,}0\ \text{m}$

3) schwankende Schneckendrehzahlen wegen Lkw-Wechsel: $3{,}9\ \text{min}^{-1} \le n_{Sch} \le 11{,}5\ \text{min}^{-1}$ zwischen $46{,}0\ \text{m} < s < 49{,}0\ \text{m}$

4) schwankende Schneckendrehzahlen wegen Lkw-Wechsel: $5{,}2\ \text{min}^{-1} \le n_{Sch} \le 10{,}5\ \text{min}^{-1}$ zwischen $19{,}5\ \text{m} < s < 28{,}0\ \text{m}$

5) schwankende Schneckendrehzahlen wegen Lkw-Wechsel: $4{,}2\ \text{min}^{-1} \le n_{Sch} \le 9{,}4\ \text{min}^{-1}$ zwischen $36{,}5\ \text{m} < s < 43{,}0\ \text{m}$

6) schwankende Schneckendrehzahlen wegen Lkw-Wechsel: $4{,}4\ \text{min}^{-1} \le n_{Sch} \le 8{,}9\ \text{min}^{-1}$ zwischen $53{,}5\ \text{m} < s < 58{,}0\ \text{m}$

7) 20 mm Abweichung von der Nullinie bei der Planographenmessung MP5 im Bereich des rechten Laufwerkes (s. *Tab. 12*); temperaturstabil ab 5,5 m (s. *Tab. A.8*: $T_{3/3}$); Stabilität der Schneckendrehzahl ab 6,1 m (s. *Tab. A.9*: $H_{20}T_3$)

[8] 13 mm Abweichung von der Nullinie bei der Planographenmessung MP6 im Bereich des linken Laufwerkes (s. *Tab. 12*); s. *Anm.* [7] in *Tab. A.10*: eingeschränkte Interpretationsmöglichkeit, da Temperatur nach 53,8 m abfällt; Konstanz der Schneckendrehzahl nur bis 56,1 m gegeben (s. *Tab. A.9*)

[9] s. *Anm.* [7] in *Tab. A.10*: Temperaturabfall; uneinheitliche Abschnitte im Schneckenstillstand links und rechts (s. *Abb. A.17*), deshalb Abschnittsfestlegung nur auf linke Schneckenseite bezogen; eingeschränkte Interpretationsmöglichkeit

[10] s. *Anm.* [9] in *Tab. A.10*: Reibversuch bei 60,6 m, Behandlung der betreffenden äquidistierten Meßwerte als technische Ausreißer; ab 67,1 m deutliche Abnahme der Mischguttemperatur (vgl. *Abb. A.13*)

[11] s. *Anm.* [10] in *Tab. A.10*: linke Schnecke stand im Versuchsabschnitt nicht still

[12] Stillstand beider Schnecken kurz nach dem Ende der Regelstrecke (s. *Tab. A.9*, *Abb. A.19*); geringfügiger Temperaturabfall ab ca. 68,6 m (s. *Tab. A.8*, *Abb. A.14*); 7 mm Abweichung von der Nullinie bei der Planographenmessung MP10 im Bereich des linken Laufwerkes zwischen 66,3 m und 68,8 m (vgl. *Tab. 12*)

A.4.6 Transformation der Sondenmeßwerte in gravimetrische Bohrkerndichten

Vor dem Hintergrund des hohen Wassergehaltes in den Versuchsflächen wurde im vorliegenden Fall anhand der Differenzen

$$\Delta_{\rho,i} = \rho_{BK,i} - \overline{\rho}_{rad,i} \tag{A.45}$$

der verbundenen Stichproben (s. *Tab. A.12*) untersucht, ob sich das radiometrische Meßprinzip $\rho_{rad,i}$ signifikant von der gravimetrischen Bestimmung der Raumdichte an den Ausbaustücken $\rho_{BK,i}$ unterscheidet, wofür die Reihe der Differenzen $\Delta_{\rho,i}$ als eine Stichprobe vom Umfang *n* aus einer normalverteilten Grundgesamtheit mit dem Mittelwert $\mu_{d(i,\rho)}$ und der i. allg. unbekannten Streuung $\sigma_{d(i,\rho)}$ aufgefaßt wurde.

Tab. A.12: Paarweise zugeordnete radiometrisch und gravimetrisch bestimmte Raumdichten an den Bohrkernen BK(V)B(i)

Bohrkern Nr.	Raumdichte rad. $\overline{\rho}_{i,rad}$ g/cm³	Raumdichte grav. $\rho_{i,BK}$ g/cm³	Differenz $d_{i,\rho}$ g/cm³
BK3B1	2,156	2,275	0,119
BK3B2	2,148	2,290	0,142
BK3B3	2,216	2,329	0,113
BK3B4	2,231	2,317	0,086
BK3B5	2,231	2,329	0,098
BK3B6	2,168	2,300	0,132
BK3B7	2,097	2,190	0,093
BK4B1	2,270	2,164	-0,106

Fortsetzung *Tab. A.12*:

Bohrkern Nr.	Raumdichte rad. $\bar{\rho}_{i,rad}$ g/cm³	grav. $\rho_{i,BK}$ g/cm³	Differenz $d_{i,\rho}$ g/cm³
BK4B2	2,270	2,138	-0,132
BK4B3	2,264	2,188	-0,076
BK4B4	2,292	2,147	-0,145
BK4B5	2,290	2,213	-0,077
BK4B6	2,287	2,194	-0,093
BK4B7	2,338	2,277	-0,061
BK5B1	2,093	2,048	-0,045
BK5B2	2,197	2,166	-0,031
BK5B3	2,174	2,127	-0,047
BK5B4	2,181	2,139	-0,042
BK5B5	2,189	2,173	-0,016
BK5B6	2,219	2,174	-0,045
BK5B7	2,167	2,106	-0,061
		$\bar{d}_{i,\rho}$ =	0,009
		$s_{d(i,\rho)}$ =	0,094

Die Prüfung gleicher Wirkungsweise bedeutet Prüfung der Nullhypothese H_0: $\mu_d = 0$ gegen die Alternativhypothese H_A: $\mu_d \neq 0$, die besagt, daß es im Mittel keinen Unterschied zwischen den paarweise zugeordneten Meßwerten gibt. Basierend auf einem t-Test mit der Testgröße

$$t_\rho = \frac{\bar{d}_{i,\rho}}{s_{d(i,\rho)}} \cdot \sqrt{n}\,, \tag{A.46}$$

mit $$\bar{d}_{i,\rho} = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^{n} d_{i,\rho} \tag{A.47}$$

und $$s^2_{d(i,\rho)} = \frac{1}{n-1} \cdot \sum_{i=1}^{n} \left(d_{i,\rho} - \bar{d}_{i,\rho}\right)^2 \tag{A.48}$$

wird H_0 abgelehnt, falls $|t_\rho| \geq t_{m;1-\alpha/2}$ gilt. Der kritische Wert $t_{m;1-\alpha/2}$ kann für $m = (n-1)$ Freiheitsgrade [213, *Taf. V*] entnommen werden.

Mit $n = 21$, der für den Straßenbau üblichen statistischen Sicherheit $P = 95$ %, $\bar{d}_{i,\rho} = 0{,}009$ g/cm³ und $s_{d(i,\rho)} = 0{,}094$ g/cm³ gilt: $|t_\rho| = 0{,}46 < t_{m;1-\alpha/2} = 2{,}09$. Die Nullhypothese wurde nicht abgelehnt, d.h. die beiden Meßverfahren unterscheiden sich in ihrer Wirkungsweise nicht signifikant voneinander. Der unterschiedliche Wassergehalt in den Versuchsbahnen führte zu keinen signifikanten Meßunterschieden.

Damit konnte der Frage nachgegangen werden, ob sich die Varianzen der Grundgesamtheiten der Versuchsbahnen VB3 bis VB5 unterscheiden oder ob die Annahme berechtigt

war, daß alle Meßwerte aus einer Grundgesamtheit stammen. Da nicht feststand, welche Grundgesamtheit die größere Varianz haben würde, kam der zweiseitige F-Test zur Anwendung (Erläuterung s. *Anl. A.5.4*). Mit Hilfe der entsprechenden Tafeln der F-Verteilung [122] wurden für die zweiseitige Fragestellung mit H_0: $\sigma_3^2 = \sigma_4^2 = \sigma_5^2$ und H_A: $\sigma_3^2 \neq \sigma_4^2 \neq \sigma_5^2$ auf dem $\alpha/2$-Niveau (also für die Wahrscheinlichkeitsmasse $1 - \alpha/2 = 0{,}975$) Prüfungen der paarweise zugeordneten Werte auf gleiche Wirkungsweise mit folgendem Ergebnis durchgeführt:

$$s_3^2/s_4^2 = F_{\rho(3,4)} = 1{,}0509 < F_{6;6;0,975} = 5{,}8198$$
$$s_3^2/s_5^2 = F_{\rho(3,5)} = 1{,}1348 < F_{6;6;0,975} = 5{,}8198$$
$$s_4^2/s_5^2 = F_{\rho(4,5)} = 1{,}0799 < F_{6;6;0,975} = 5{,}8198$$

Die Nullhypothese – Gleichheit der Varianzen – ließ sich anhand der vorliegenden Bohrkern-Proben auf dem 2,5 %-Niveau nicht ablehnen: somit war der Unterschied der Stichproben-Varianzen vermutlich zufallsbedingt.

Im weiteren Verlauf der Aufbereitung der Meßwerte wurden die Datenpaare ($\bar{\rho}_{rad,i}$; $\rho_{BK,i}$) mathematisch unter Anwendung des nach LILLIFORS modifizierten KOLMOGOROFF-SMIRNOFF-Testes sowie graphisch anhand von Normal-Quantil-Plots auf Normalverteilung geprüft (vgl. *Anl. A.5.1*).

Die Überschreitungen der Signifikanzschranke mit $DK = 0{,}342 > 0{,}31 = \hat{\lambda}_{21;0,05}$ gaben ebenso wie die hier nicht gezeigte graphische Darstellung Anlaß, an der Normalverteilung der Daten zu zweifeln. Allerdings durfte auf Grund der geringen Datenmenge von der Annahme ausgegangen werden, daß die Werte als zumindest annähernd normalverteilt angesehen werden können und den Prüfungen auf statistische Ausreißer standhalten würden.

Weder die Anwendung des in [291] beschriebenen Ausreißer-Erkennungsverfahrens nach DAVIS/GATHER [45] mit Hilfe des HAMPEL-Identifizierers [87] noch Untersuchungen mit Box-and-Whisker-Plots zeigten statistische Ausreißer an.

Gem. der in [278, *Anh. 4*] ausführlich beschriebenen und hier nicht näher zu erläuternden Regressionsanalyse erfolgte die Berechnung des linearen Zusammenhanges zwischen den radiometrisch und gravimetrisch bestimmten Bohrkerndichten. Der ermittelte Korrelationskoeffizient $\rho_{rad,BK} = 0{,}8188$ zeigt nach SCHENDERA [182] eine hohe Wechselbeziehung an; Bestimmtheitsmaße um $R^2 = 0{,}67$ bezeichnet BEHR in Anbetracht der Streuungen der Meßverfahren als gut [17].

Bei der Verwendung der Regressionsgeraden für die Rückkalibrierung gibt die Standardabweichung die Ungenauigkeit der umgerechneten Sondenmeßwerte wieder: im vorliegenden Fall betrug die Standardabweichung des Schätzwertes für die gravimetrische Raumdichte $S_{Schätz} = 0{,}039$ g/cm^3.

Um feststellen zu können, ob die Ergebnisse der linearen Regression für die Umrechnung der Sonden-Meßwerte brauchbar waren, wurde der t-Wert der Regressionsgeraden mit dem kritischen Wert $t_{m/1-\alpha}$ aus statistischen Tabellen für die Student-Verteilungsfunktion vergli-

chen: hier für eine Sicherheit von 95 % bei 19 Freiheitsgraden in einem einseitigen Test mit dem Ergebnis $t = 6{,}2170 >> 1{,}7219 = t_{(19;0,95)}$. Damit war die Anpassung brauchbar und die Nullhypothese – Steigung der Regressionsgeraden gleich Null – konnte verworfen werden. Die hohen t-Werte bestätigten die Gültigkeit der Regressionsgeraden, somit durfte der Regressionskoeffizient $b = 1{,}055$ benutzt werden.

Im Ergebnis der Regressionsrechnung ergab sich die Transformation der Sondenmeßwerte ρ_{rad} in gravimetrische Bohrkerndichten zu

$$\rho_{BK} = 1{,}055 \cdot (\rho_{rad} - 2{,}167) + 2{,}251 \quad [g/cm^3]. \tag{A.49}$$

Vor der Umrechnung der tabellierten Sondenwerte in gravimetrische Bohrkerndichten wurde eine Datenanalyse durchgeführt, um technische Ausreißer ermitteln zu können. Insgesamt konnten zwei Aufschreibe- und drei Ablesefehler sowie vier weitere Ausreißer ermittelt werden:

- VB1, MLA, Pos. 69,5 m: 2837 kg/m^3 ersetzt durch 1837 kg/m^3 (Aufschreibefehler),
- VB1, MLB, Pos. 25,5 m, 26,0 m, 26,5 m, 37,5 m: 2464 kg/m^3, 2455 kg/m^3, 2487 kg/m^3, 1935 kg/m^3 graphisch als Ausreißer erkannt (gestrichen),
- VB2, MLA, Pos. 18,5 m: 1848 kg/m^3 ersetzt durch 1648 kg/m^3 (Aufschreibefehler),
- VB2, MLB, Pos. 35,0 m: 2273 kg/m^3 gestrichen (Ablesefehler: Raumdichte),
- VB3, MLC, Pos. 10,5 m: 2273 kg/m^3 gestrichen (Ablesefehler: Raumdichte),
- VB5, MLB, Pos. 63,0 m: 2273 kg/m^3 gestrichen (Ablesefehler: Raumdichte).

ANL. A.5: STATISTISCHE VERFAHREN

A.5.1 Prüfung auf Normalverteilung

Normal-Quantil-Plot

Für erste Hinweise, ob Abweichungen von der Normalverteilung vorliegen könnten, bieten sich graphische Darstellungen in Form von Dichtekurven und Verteilungsfunktionen an.

Statt die Häufigkeitsverteilung der Beobachtungen einer Variable X direkt mit einer Normalverteilung zu vergleichen, werden bei Darstellungen in Form von NQ-Plots die Beobachtungswerte $x_i,\ldots, x_n$ als Quantile der Häufigkeitsverteilung aufgefaßt und gegen entsprechende Quantile der Standardnormalverteilung abgetragen: Um die Approximation der empirischen Verteilung durch eine Normalverteilung zu verbessern, wird in [72] empfohlen, die $(i - 0{,}5)/n$-Quantile zu verwenden.

Ist die Variable X mit dem Mittelwert $\mu = \bar{x}$ und der Standardabweichung $\sigma = s$ approximativ normalverteilt, dann ist die standardisierte Variable $Z = (X - \mu)/\sigma$ approximativ standardnormalverteilt und die Punkte (z_i, x_i) des NQ-Plots liegen in etwa auf der Geraden $X = \mu + \sigma \cdot z$: Abweichungen von derselben deuten auf Abweichungen von einer Normalverteilung hin [72].

Test nach KOLMOGOROFF-SMIRNOFF

Nach [122, 213] ist bei gleicher Irrtumswahrscheinlichkeit die Gütefunktion – Wahrscheinlichkeit der Ablehnung von H_0 – bei dem auch ohne Klasseneinteilung zur Prüfung einer Anpassung an die Normalverteilung anwendbaren KOLMOGOROFF-SMIRNOFF-Test insbesondere bei kleinen Stichproben häufig größer als für den χ^2-Test.

Anhand der Prüfgröße

$$DK = \max |F(z) - F(x)| + \min |F(z) - F(x)| \tag{A.50}$$

mit	$F(z)$	kumulierte Fläche der Normalverteilung (Summenkurve),
	$F(x)$	Summenkurve der empirischen Beobachtungen und
	$\max, \min \lvert F(z) - F(x)\rvert$	größter und kleinster Abstand der Summenkurven

werden die Hypothesen

H_0: die Daten folgen einer speziellen Verteilung (hier die Normalverteilung) und
H_A: die Daten folgen nicht einer speziellen Verteilung

getestet.

Für den vorliegenden Fall der Prüfung auf Normalverteilung bei unbekannten Parametern μ und σ^2 wird der nach LILLIEFORS modifizierte Test empfohlen, bei dem in F_0 für μ bzw. σ^2 die Schätzwerte $\bar{x}$ bzw. s^2 einzusetzen sind und gegen den kritischen Wert $\hat{\lambda}_{n;1-\alpha}$ (s. z.B. *Taf. VIII a* in [213]) zu prüfen ist.

Ist $DK < \hat{\lambda}_{n;1-\alpha}$, besteht keine signifikante Abweichung von der Normalverteilung und die Nullhypothese wird nicht abgelehnt.

Die erforderlichen Werte der z-Transformation

$$z = (x_i - \bar{x}) / s_x \tag{A.51}$$

wurden anhand des GAUßschen Fehlerintegrals [13] 10gliedrig für $|x| < \infty$ berechnet und mit Tabellenwerten verglichen:

$$\Phi(x) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{x} e^{-\frac{t^2}{2}}\, dt = \frac{1}{2} + \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \cdot \left(\frac{x}{1} - \frac{x^3}{2 \cdot 3 \cdot 1!} + \frac{x^5}{2^2 \cdot 5 \cdot 2!} - \frac{x^7}{2^3 \cdot 7 \cdot 3!} + \ldots - \frac{x^{19}}{2^9 \cdot 19 \cdot 9!} \right). \tag{A.52}$$

Test nach ANDERSON-DARLING

Zusätzlich wurden die Daten mit dem in [59] beschriebenen und in der Teststärke dem KOLMOGOROFF-SMIRNOFF-Test an den Randbereichen als überlegen geltenden ANDERSON-DARLING-Test auf Abweichungen von der Normalverteilung geprüft.

Anhand der Teststatistik

$$AD^2 = n \cdot \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{(F_n(x) - F_0(x))^2}{F_0(x) \cdot (1 - F_0(x))} \cdot f_0(x) \cdot dx \tag{A.53}$$

sind unter Verwendung nachstehender Gleichung für die praktische Berechnung

$$AD^2 = -n - \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} (2 \cdot i - 1) \cdot \left[\ln(F_0(x_i)) + \ln(1 - F_0(x_{n-i+1})) \right] \tag{A.54}$$

die Hypothesen

H_0: $F(x) = F_0(x)$, die Daten folgen einer speziellen Verteilung (hier die Normalverteilung) und

H_A: $F(x) \neq F_0(x)$, die Daten folgen nicht einer speziellen Verteilung

zu prüfen, wobei für den Anpassungstest einer Normalverteilung mit geschätzten Parametern auf dem vereinbarten Niveau der Irrtumswahrscheinlichkeit in Abhängigkeit vom Stichprobenumfang annähernd folgender kritischer Wert gilt:

$$AD^2_{n/0,05} = 0{,}752 \cdot \left[1 + \frac{3}{4 \cdot n} + \frac{9}{4 \cdot n^2} \right]^{-1}. \tag{A.55}$$

Bei $AD^2 \geq AD^2_{n/1-\alpha}$ wird H_0 verworfen, es liegt eine Abweichung von der Normalverteilung vor.

A.5.2 Datentransformation

Linkssteile Verteilungen lassen sich häufig durch logarithmische Transformationen symmetrieren. Um negative Werte zu vermeiden, wird 1 hinzuaddiert:

$$x_\mathrm{i} \mapsto g(x_\mathrm{i}) = \lg(x_\mathrm{i} + 1). \tag{A.56}$$

Die für die versuchte Verbesserung der Anpassung der Daten an eine Normalverteilung eingesetzte Potenztransformation

$$x_\mathrm{i} \mapsto T_\mathrm{p}(x_\mathrm{i}) = (x_\mathrm{i} + c)^p, \tag{A.57}$$

mit $T_\mathrm{p}(x_\mathrm{i})$ Potenztransformationsfunktion von x,
c Summand und
p Parameter der Potenzfunktion,

drückt für $p \neq 0$ mit $p < 1$ große Werte stärker zusammen, während c die Beobachtungswerte in den positiven Bereich bringt, wenn diese die Null mit einschließen, weshalb $c = 1$ gewählt wurde. p wird nach dem Prinzip *Summe der Abstandsquadrate* $\stackrel{!}{=}$ *Min.* durch Probieren gefunden.

Mit Hilfe des mathematischen Instrumentes der BOX-COX-Transformation (s. [31, 177])

$$x_\mathrm{i} \mapsto g_\lambda(x_\mathrm{i}) = \frac{x_\mathrm{i}^\lambda - 1}{\lambda}, \tag{A.58}$$

mit $g_\lambda(x_\mathrm{i})$ BOX-COX-Transformation für den Meßwert x_i und
λ Parameter der BOX-COX-Transformation,

soll für $x_\mathrm{i} > 0$ eine Symmetrierung der Verteilung sowie die Stabilisierung der Varianz erreicht werden, indem die Schiefe für kleiner werdende Parameter $\lambda < 1$ immer stärker reduziert wird. Auch hier wird nach dem Prinzip *Summe der Abstandsquadrate* $\stackrel{!}{=}$ *Min.* eine erste zulässige Lösung bestimmt.

A.5.3 Ausreißertestverfahren

Das *Merkblatt über die statistische Auswertung von Prüfergebnissen, Teil 2: Erkennen und Behandeln von Ausreißern* [291] empfiehlt für normalverteilte Werte die Ausreißererkennung anhand des Verfahrens nach DAVIES/GATHER [45] mit dem HAMPEL-Identifizierer [87], allerdings sind die tabellierten kritischen Faktoren auf einen Probenumfang von $n = 25$ begrenzt, weshalb auf ein Testverfahren zurückgegriffen wurde, bei dem die kritischen Faktoren für einen größeren Stichprobenumfang zur Verfügung stehen. Beide Methoden setzen normalverteilte Daten voraus.

Ausreißertest nach BARNETT

Der Ausreißertest nach BARNETT [12] gem. Anleitung [4][83] wird bei unbekanntem μ und σ für Stichprobenumfänge $30 < n \leq 1000$ angewendet. Mit Hilfe der Prüfgröße

$$T = \frac{\sum_{i=1}^{n} (x_i - \bar{x})^4}{\left[\sum_{i=1}^{n} (x_i - \bar{x})\right]^2} \cdot n \,, \tag{A.59}$$

sind für die zu untersuchende Stichprobe die Hypothesen

H_0: die Stichprobe enthält keinen Ausreißer und
H_A: die Stichprobe enthält mindestens einen Ausreißer,

zu testen.

„Da im Sinne des Zwecks sowie des Anwendungsbereiches dieser Arbeitsanleitung der Fehler 1. Art und somit das fehlerhafte Feststellen eines Ausreißers gegenüber dem Fehler 2. Art als schwerwiegender eingestuft wird, ist die Wahrscheinlichkeit für den Fehler 1. Art und somit die zugehörige Irrtumswahrscheinlichkeit möglichst klein vorzugeben. Daher ist in der vorliegenden Arbeitsanleitung der Ausreißertest mit der Irrtumswahrscheinlichkeit $\alpha = 0{,}01$ durchzuführen.“ [4]

Die bei Überschreitung zur Ablehnung der Nullhypothese und somit zur Feststellung eines Ausreißers führenden kritischen Werte $t_{krit,ni}$ liegen tabelliert vor:

Tab. A.13: Kritische Werte für den Ausreißertest nach *Gl. (A.59)*

n	$\alpha = 0{,}01$	n	$\alpha = 0{,}01$
5	3,10	25	5,30
7	4,23	30	5,21
8	4,53	40	5,04
9	4,82	50	4,88
10	5,00	75	4,59
12	5,20	100	4,39
15	5,30	200	3,98
20	5,36	500	3,60
25	5,30	1000	3,41

Der Beobachtungswert x_i wird als Ausreißer identifiziert, für den der Differenzbetrag zum Stichprobenmittelwert maximiert: $|x_i - \bar{x}| \stackrel{!}{=} max.$:

$T \leq t_{krit,ni}$ die Stichprobe enthält keinen Ausreißer,
$T > t_{krit,ni}$ die Stichprobe enthält mindestens einen Ausreißer.

[83] mit freundlicher Überlassung der Anleitung von Herrn Dr.-Ing. S. KAYSER, TU Dresden; zur Vereinheitlichung der Symbolik wurde *j* durch *i* ersetzt

Kritische Werte für in *Tab. A.13* nicht ausgewiesene Stichprobenumfänge lassen sich durch eine lineare Interpolation ermitteln:

$$t_{\mathrm{krit,n_i}} = t_{\mathrm{krit,n_{i-1}}} + \frac{n_\mathrm{i} - n_{\mathrm{i-1}}}{n_{\mathrm{i+1}} - n_{\mathrm{i-1}}} \cdot \left(t_{\mathrm{krit,n_{i+1}}} - t_{\mathrm{krit,n_{i-1}}}\right), \tag{A.60}$$

mit

$t_{\mathrm{krit,ni}}$	kritischer Wert für eine Stichprobe des Umfangs n_i,
$t_{\mathrm{krit,ni-1}}$	kritischer Wert für eine Stichprobe des Umfangs $n_{\mathrm{i-1}}$ aus *Tab. A.13*,
$t_{\mathrm{krit,ni+1}}$	kritischer Wert für eine Stichprobe des Umfangs $n_{\mathrm{i+1}}$ aus *Tab. A.13*,
$n_\mathrm{i} = n$	in *Tab. A.13* nicht enthaltener Stichprobenumfang ($5 \le n_\mathrm{i} \le 1000$),
$n_{\mathrm{i-1}}$	bezogen auf den nächst niedrigeren Stichprobenumfang n_i der *Tab. A.13*,
$n_{\mathrm{i+1}}$	bezogen auf den nächst höheren Stichprobenumfang n_i der *Tab. A.13*.

Der Ausreißertest ist so lange durchzuführen, bis in der Stichprobe kein Ausreißer mehr identifiziert wird.

Da bei den umfangreichen Daten der Verteilungstyp nur vermutet werden kann (große Datenmengen weichen erfahrungsgemäß regelmäßig von der Normalverteilung ab), wurden parallel zwei weitere Tests zur Anwendung gebracht, die keine Normalverteilung voraussetzen:

Viersigmabereich $4 \cdot \sigma$

Gehören die Datenwerte nicht zu einer Normalverteilung, muß die Auswahl der Grenzwerte für die Ausreißer vorsichtiger erfolgen. Bei $n \gtrapprox 25$ kann ein Wert als Ausreißer verworfen werden, wenn er außerhalb des Bereichs $\overline{x} \pm 4 \cdot s$ liegt.

„Der Viersigmabereich $\mu \pm 2 \cdot \sigma$ umfaßt bei Normalverteilung 99,99 % der Werte, bei symmetrisch-eingipfeligen Verteilungen mindestens 97 % und bei beliebigen Verteilungen noch mindestens 94 % der Werte.“ [175]

Die oben angeführten Methoden zur Identifizierung eines Ausreißers sind für symmetrische und unimodale Verteilungen am besten geeignet, potentielle Ausreißer wurden bei deutlich unsymmetrischen Verteilungen nach folgendem Verfahren identifiziert: Berechnung des Grenzwertes für Ausreißer aus dem Interquartilsabstand (*IQR*) [72, 176].

Interquartilsabstand

$$x_{0,25} - 1{,}5 \cdot \left(x_{0,75} - x_{0,25}\right) < x_{\mathrm{i}} < x_{0,75} + 1{,}5 \cdot \left(x_{0,75} - x_{0,25}\right), \tag{A.61}$$

$$z_{\mathrm{o}} < x_{\mathrm{i}}^{\mathrm{A}} < z_{\mathrm{u}}\,, \tag{A.62}$$

$$z_0 = x_{0,75} + 1{,}5\ dQ, \tag{A.63}$$

$$z_{\mathrm{u}} = x_{0,25} - 1{,}5\ dQ, \tag{A.64}$$

$$dQ = IQR = x_{0,75} - x_{0,25}, \tag{A.65}$$

mit $x_{\mathrm{i}}^{\mathrm{A}}$ Ausreißer,
z_0 Obergrenze eines Zaunes,
z_{u} Untergrenze eines Zaunes,
$x_{0,25}$ unteres Quartil (der abfallend geordneten Daten),
$x_{0,75}$ oberes Quartil (der abfallend geordneten Daten),
dQ Distanz und
IQR Interquartilsabstand.

Ob es sich tatsächlich um statistische Ausreißer handelt, wird anhand eines t-Testes geprüft, der angewendet werden kann, wenn die Daten $\bar{x}$, s und n vorliegen [122].

Signifikanzprüfung mittels t-Test

Anhand der Prüfgröße

$$t = \frac{\left|\bar{x}_1 - \bar{x}_2\right|}{\sqrt{\dfrac{\sum xx_1 + \sum xx_2}{m}}} \sqrt{\frac{n_1 \cdot n_2}{n_1 + n_2}}\ , \text{ mit} \tag{A.66}$$

$$m = n_1 + n_2 - 2 \qquad \text{und} \tag{A.67}$$

$$\sum xx = s^2 \cdot (n-1)\ , \tag{A.68}$$

mit m Freiheitsgrad,

werden zur Prüfung eines vermuteten statistischen Ausreißers auf Signifikanz zweier unabhängiger Zufallsstichproben mit den Mittelwerten $\bar{x}_1$ und $\bar{x}_2$ mit $\bar{x}_1 > \bar{x}_2$ und den Umfängen n_1 und n_2 aus zumindest angenähert normalverteilten Grundgesamtheiten mit gleichen bzw. ungleichen Varianzen die Hypothesen

H_0: $\mu_1 = \mu_2$ den beiden Stichproben liegen Grundgesamtheiten zugrunde, deren Mittelwerte μ_1 und μ_2 gleich sind und

H_{A}: $\mu_1 <> \mu_2$ den beiden Stichproben liegen Grundgesamtheiten zugrunde, deren Mittelwerte μ_1 und μ_2 nicht gleich sind,

einem einseitigen Test auf Basis einer Irrtumswahrscheinlichkeit $\alpha = 0{,}025$ unterzogen. Je nachdem, ob der vermutete Ausreißer kleiner oder größer als das arithmetische Mittel der

Stichprobe ist, wird sich sein Weglassen erhöhend oder erniedrigend auf den neuen Mittelwert auswirken, weshalb in H_A die Symbolik < > gewählt wurde.

H_0 wird zugunsten einer Alternativhypothese abgelehnt, wenn der berechnete t-Wert die Signifikanzschranke aus der Student-Verteilung überschreitet: $t > t_{m;1-\alpha/2}$: der verdächtige Wert wird eliminiert.

Der t-Test wurde im vorliegenden Fall für die jeweils größte Abweichung durchgeführt.

A.5.4 Homogenitätsprüfung

Test nach FISHER

Unter der Voraussetzung zweier normalverteilter, unabhängiger Stichproben wird für den Vergleich zweier Varianzen der F-Test angewandt [122] und zur Überprüfung der Hypothesen

H_0: $\sigma_1^2 = \sigma_2^2$ Gleichheit der Varianzen und
H_A: $\sigma_1^2 > \sigma_2^2$ die Varianzen entstammen verschiedenen Grundgesamtheiten mit ungleichen Streuungen,

die Prüfgröße

$$F = \frac{s_1^2}{s_2^2}, \tag{A.69}$$

mit s_1^2 größere Varianz sowie
s_2^2 kleinere Varianz,

dem Tafelwert $F_{m1,m2,1-\alpha/2}$ (s. *Taf. VII* in [213])

mit $m_1 = n_1 - 1$ Freiheitsgrad der größeren Varianz und
$m_2 = n_2 - 1$ Freiheitsgrad der kleineren Varianz

gegenübergestellt.

Ist $F < F_{m1,m2,1-\alpha/2}$, wird H_0 angenommen: die Varianzen unterscheiden sich nicht signifikant und entstammen derselben Grundgesamtheit.

Für die zweiseitige Fragestellung mit H_0: $\sigma_1^2 = \sigma_2^2$ und H_A: $\sigma_1^2 \neq \sigma_2^2$ können mit Hilfe der 5 %-Tafel der F-Verteilung nur Prüfungen auf dem 10 %-Niveau durchgeführt werden.

BARTLETT-Test

Basierend auf der mit $m = k - 1$ Freiheitsgraden annähernd chiquadratverteilten Prüfgröße

$$\chi^2 = \frac{\chi^{2*}}{C}, \tag{A.70}$$

$$\text{mit} \quad \chi^{2*} = \Sigma m_i \cdot \ln \frac{SAQ_{inn}}{\Sigma m_i} - \sum \left(m_i \cdot \ln s_i^2 \right) \tag{A.71}$$

$$\text{und} \quad SAQ_{inn} = \sum x^2 - \frac{\left(\sum x\right)^2}{n} \tag{A.72}$$

sowie k Anzahl der Stichproben und
SAQ_{inn} Summe der Abweichungsquadrate innerhalb der Gruppen,

sind zur Überprüfung der Annahme über die Gleichheit der Streuungen mehrerer – auch ungleich besetzter – Stichproben anhand der Berechnungsmethode nach BARTLETT [122] die Hypothesen

H_0: $\sigma_1^2 \ldots \sigma_k^2 = \sigma^2$ ($k > 2$) und
H_A: zumindest ein σ_i^2 ($i = 1, \ldots, k$) unterscheidet sich von den anderen,

zu testen.

Nur wenn der χ^2*-Wert die Signifikanzschranke der Chiquadrat-Verteilung (s. z.B. *Tab. 1* in [122]) erreicht, ist die Berechnung von C in *Gl. (A.70)* erforderlich, das für große Stichproben praktisch 1 oder geringfügig > 1 ist:

$$C = 1 + \frac{1}{3 \cdot (k-1)} \cdot \left(\sum \frac{1}{m_i} - \frac{1}{\sum m} \right). \tag{A.73}$$

Erreicht oder überschreitet die Prüfgröße die Signifikanzschranke der Chiquadrat-Verteilung ($\chi^2 \geq \chi^2_{m/1-\alpha}$), ist die Nullhypothese abzulehnen: zumindest eine Varianz unterscheidet sich von allen anderen.

COCHRAN-Test

Zeigen die Datenkollektive Abweichungen von der Normalverteilung an und ist eine der zu vergleichenden Varianzen wesentlich größer (s^2_{max}) als alle anderen, ist dieser Test zu bevorzugen [122]. Die Prüfgröße G_{max} errechnet sich für k Stichproben gem. nachstehender Gleichung:

$$G_{max} = \frac{s^2_{max}}{s_1^2 + s_2^2 + s_3^2 + \ldots + s_k^2}. \tag{A.74}$$

Die Unterschiede zwischen den Varianzen sind als nicht signifikant zu werten (H_0), wenn gilt: $G_{max} \leq G_{(k/m)}$ mit $m = n - 1$ und $G_{(k/m)}$ gem. *Tab. 18* aus [122].

A.5.5 Vergleich der Mittelwerte

t-Test

Anhand der Prüfgröße

$$t = \frac{|\bar{x}_1 - \bar{x}_2|}{\sqrt{\frac{s_1^2 + s_2^2}{n_1}}} \tag{A.75}$$

werden die in *Anl. A.5.3* bereits genannten Hypothesen H_0: $\mu_1 = \mu_2$ und H_A: $\mu_1 <> \mu_2$ einem zweiseitigen Test unterzogen [175]. Sobald die Prüfgröße $t \geq t_{m,1-\alpha}$ mit $m = 2 \cdot n_1 - 2$ Freiheitsgraden ist, wird H_0 auf dem 100 %-α-Niveau abgelehnt.

Sollen k Mittelwerte verglichen werden, sind insgesamt $m = k\,(k-1)/2$ Vergleiche (μ_i, μ_j) möglich, wobei dann als brauchbare Annäherung für jeden Einzelvergleich der α/m oder $\alpha/(m-1)$ entsprechende Wert als Prüfgröße zu nutzen ist.

Bei unterschiedlichen Varianzen, aber gleichen Stichprobenumfängen, können die Freiheitsgrade zur Prüfgröße gem. *Gl. (A.75)* wie folgt berechnet werden:

$$m = \frac{(n_1 - 1) \cdot \left(s_1^2 + s_2^2\right)^2}{\left(s_1^2\right)^2 + \left(s_2^2\right)^2}, \tag{A.76}$$

allerdings stellt der WELCH-Test unter dieser Bedingung die bessere Wahl dar.

WELCH-Test

Wie in [122] erläutert, erfolgt die Beurteilung der Hypothesen wie beim t-Test anhand der Prüfgröße gem. *Gl. (A.75)*, jedoch mit anders berechneten und abzurundenden Freiheitsgraden, hier unter der Bedingung $n_1 = n_2$:

$$m = (n-1) + \frac{2 \cdot n - 2}{\frac{s_1^2}{s_2^2} + \frac{s_2^2}{s_1^2}}. \tag{A.77}$$

Wenn $t < t_{m/1-\alpha}$ ist, wird H_0 angenommen.

Bei großen Stichprobenumfängen ($n > 1000$) kann t durch ausgewählte z-Werte aus der Standard-Normalverteilung (s. *Tab. 5* in [122]) ersetzt werden.

Einfache Varianzanalyse

Unter der Voraussetzung normalverteilter, unabhängiger Stichproben wird zur Prüfung der Gleichheit mehrerer Gruppen und zum Testen der Hypothesen

H_0: $\mu_1 = \mu_2 = \ldots \mu_k = \mu$ die Unterschiede in den Mittelwerten sind zufällig und
H_A: die Unterschiede sind nicht zufällig, zumindest ein Mittelwert unterscheidet sich signifikant von allen anderen,

die Prüfgröße

$$F = \frac{MAQ_{zwi}}{MAQ_{inn}} = \frac{SAQ_{zwi} \cdot (n-k)}{SAQ_{inn} \cdot (k-1)} = \frac{(n-k) \cdot \sum_{i=1}^{k} n_i \cdot (\bar{x}_i - \bar{x})^2}{(k-1) \cdot \sum_{i=1}^{k} \sum_{j=1}^{n_i} (x_{ij} - \bar{x}_i)^2}, \tag{A.78}$$

mit
	x_{ij}	alle Meßwerte,
	$\bar{x}$	Gesamtmittelwert,
	$\bar{x}_j$	Mittelwert der Stichprobe,
	MAQ	mittlere Abweichungsquadrate,
	SAQ	Summe der Abweichungsquadrate,
	i	Index für Meßwert,
	j	Index für Stichprobe,
	inn	innerhalb der Gruppen und
	zwi	zwischen den Gruppen

dem Tafelwert $F_{k-1/n-k/1-\alpha}$ der F-Tabelle (s. z.B. *Tab. 3* in [122]) gegenübergestellt.

Sind die Beobachtungswerte einzelner Stichproben normalverteilt, so weist das in vorstehender *GL. (A.78)* dargestellte Verhältnis eine F-Verteilung auf und hängt nur von den dazugehörigen Freiheitsgraden ab, was nach WEBER (zitiert in [122]) *„auch bei einer beträchtlichen Abweichung von der Normalverteilung (gilt), vorausgesetzt, dass die Stichprobenumfänge annähernd gleich groß sind."*

Die Hypothesen-Entscheidung erfolgt anhand der F-Tabelle mit den Freiheitsgraden $m_1 = k - 1$ und $m_2 = n - k$. Ist der berechnete Wert $F \geq F_{m1/m2/1-\alpha}$, wird H_0 abgelehnt, was bedeuten würde, daß die Variabilität zwischen den Stichproben wesentlich größer ist, als diejenige innerhalb der Stichproben und daher nicht durch Zufallseinflüsse erklärt werden kann.

Zweifache Varianzanalyse

Die auf die Messungen wirksam gewordenen zwei Effekte (Vorlagehöhe und Mischguttemperatur) werden zunächst in einem Prüfplan (*Tab. A.14*) in *k*-Spalten und *n*-Zeilen klassifiziert, um die Summe der Abweichungsquadrate *SAQ* und mittleren Abweichungsquadrate *MAQ* gem. *Tab. A.15* leichter berechnen zu können:

Tab. A.14: Prüfplan mit einfacher Besetzung für eine zweifache Varianzanalyse nach [122]

		B	**E F F E K T E**					
A	**i**	**j = 1**	**2**	**3**	**…**	***k***	n_i	$\bar{x}_{i.}$
	1	x_{11}	x_{12}	x_{13}	…	x_{1k}	n_1	$\bar{x}_{1.}$
E	2	x_{21}	x_{22}	x_{23}	…	x_{2k}	n_2	$\bar{x}_{2.}$
F	3	x_{31}	x_{32}	x_{33}	…	x_{3k}	n_3	$\bar{x}_{3.}$
F	.	.	.	.	…	.	.	.
E	.	.	.	.	…	.	.	.
K	.	.	.	.	…	.	.	.
T	.	.	.	.	…	.	.	.
E	*n*	x_{n1}	x_{n2}	x_{33}	…	x_{nk}	n_n	$\bar{x}_{n.}$
	n_j	n_1	n_2	n_3	…	n_k	***N***	
	x_j	$\bar{x}_1$	$\bar{x}_2$	$\bar{x}_3$	…	$\bar{x}_k$		$\bar{x}$

Tab. A.15: Varianztabelle für die zweifache Varianzanalyse mit einfacher Besetzung nach [122]

Variabilität	***SAQ***	***FG***	***MAQ***	***F***
gesamt	T	$N-1$		
zwischen den Spalten (B-Effekt)	B	$k-1$	$MAQ_B = \frac{B}{k-1}$	$F_B = \frac{MAQ_B}{MAQ_R}$
zwischen den Zeilen (A-Effekt)	A	$n-1$	$MAQ_A = \frac{A}{n-1}$	$F_A = \frac{MAQ_A}{MAQ_R}$
Rest	$R = T - B - A$	$\frac{k-1}{n-1}$	$MAQ_R = \frac{R}{(k-1)(n-1)}$	

Anhand der nachfolgend aufgeführten *Gln. (A.79)* bis *(A.81)* sind die erforderlichen Größen

- T gesamte Summe der Abweichungsquadrate,
- A Variabilität zwischen den Stichproben und
- B Variabilität zwischen den Stichproben

zu ermitteln:

$$T = \sum \left(x_{ij} - \bar{x}\right)^2 = \sum x_{ij}^2 - \frac{\left(\sum x_{ij}\right)^2}{N}, \tag{A.79}$$

mit $N = n \cdot k$,
$i = 1 \ldots n$,
$j = 1 \ldots k$ und
- n Anzahl der Variationsstufen des Parameters A,
- k Anzahl der Variationsstufen des Parameters B.

$$A = \sum n_j \cdot \left(\bar{x}_j - \bar{x}\right)^2 = \frac{\left(\sum x_j\right)^2}{k} - \frac{\left(\sum x_{ij}\right)^2}{N}, \tag{A.80}$$

mit $\bar{x}_j$ Stichprobenmittelwert für das Merkmal *A* in der Stufe *B* und
n_j Anzahl der Meßwerte des Effektes *A* in der Stufe *j*.

$$B = \sum n_i \cdot \left(\bar{x}_i - \bar{x}\right)^2 = \frac{\left(\sum x_i\right)^2}{n} - \frac{\left(\sum x_{ij}\right)^2}{N}, \tag{A.81}$$

mit $\bar{x}_i$ Stichprobenmittelwert für das Merkmal *B* in der Stufe *A* und
n_i Anzahl der Meßwerte des Effektes *B* in der Stufe *i*.

Ist für die vorgegebene Irrtumswahrscheinlichkeit α F_A bzw. F_B größer als die Signifikanzschranke der F-Verteilung, wird die Nullhypothese abgelehnt: zumindest eine Stufe der beiden Effekte unterscheidet sich damit von den anderen.

LSD-Test

Anhand der auf dem t-Test basierenden und als LSD-Test [176] bezeichneten multiplen Prüfstatistik wird untersucht, ob benachbarte, absteigend geordnete Mittelwerte ($\bar{x}_{(1)} \geq \bar{x}_{(2)} \geq \bar{x}_{(3)} \geq \ldots$) eine größere Differenz Δx aufweisen, als die kleinste signifikante Differenz, die nach [126] für gleiche Stichprobenumfänge wie folgt zu bestimmen ist:

$$LSD = t_{n-k,1-\alpha} \cdot \sqrt{\frac{2}{n_i} \cdot MAQ_{inn}}, \tag{A.82}$$

mit $t_{n-k,1-\alpha}$ Schwellenwert der t-Verteilung.

Ist $\Delta x \leq LSD$, läßt sich H_0 (s. einfache Varianzanalyse) nicht ablehnen: gleiche Mittelwerte werden zur Kenntlichmachung durch eine gemeinsame Linie unterstrichen.

A.5.6 Rangsummenvergleich

H-Test

Zur Berechnung der Prüfgröße

$$H = \frac{12}{n \cdot (n+1)} \cdot \sum \frac{{R_i}^2}{n_i} - 3 \cdot (n+1), \tag{A.83}$$

mit $n = \Sigma n_i$,

werden alle – der Größe nach aufsteigend geordneten – Beobachtungen *n* der *k* Stichproben mit Rangzahlen von 1 … *n* versehen, anschließend wird die Summe der Rangzahlen R_i für die Stichproben *i* = 1 … *k* gebildet. Gehören mehr als 25 % der Werte zu Bindungen (gleichen Rangzahlen), ist die Prüfgröße *H* zu korrigieren:

$$H_{korr} = \frac{H}{C_H}, \tag{A.84}$$

$$\text{mit} \quad C_H = 1 - \frac{\sum\left(t_i^3 - t_i\right)}{n^3 - n} \tag{A.85}$$

und t_i = Anzahl der gleichen Werte in Bindung i sowie
$H < H_{korr}$.

Sind keine Korrekturen erforderlich, wurde im Rahmen dieser Untersuchung C_H auf 1 gesetzt.

Prüfhypothesen:

H_0: $\mu_1 = \mu_2 = \ldots = \mu_i = \mu$,
H_A: $\mu_1 \neq \mu_2 \neq \ldots \neq \mu_i \neq \mu$.

Ab $k = 4$ ist die Prüfgröße H annähernd chiquadratverteilt, weshalb die Annahme der Alternativhypothese erfolgt, wenn $H_{korr} > \chi^2_{k\text{-}1/1\text{-}\alpha}$ ist.

Erweiterter Median-Test

Liegen unterschiedliche Verteilungsformen vor, kann der H-Test nicht angewendet und es muß auf den erweiterten Median-Test mit seiner geringeren asymptotischen Effizienz ausgewichen werden.

Zunächst ist aus den, der Größe nach, geordneten Werten aller k Stichproben der Median zu bestimmen und anschließend festzustellen, wie viele Werte der einzelnen Datenkollektive oberhalb (Y) und unterhalb (X) des Zentralwertes liegen. Die Ergebnisse sind in eine $(2 \cdot k)$-Felder-Tafel einzutragen, die – angewendet auf den vorliegenden Fall mit 6 Stichproben A … E – die folgende Form hat:

Tab. A.16: $(2 \cdot 6)$-Felder-Tafel für den erweiterten Median-Test

	$< x_{med}$	$> x_{med}$	$\sum$
A	Xa	Ya	Ta
B	Xb	Yb	Tb
C	Xc	Yc	Tc
D	Xd	Yd	Td
E	Xe	Ye	Te
F	Xf	Yf	Tf
$\sum$	T_1	T_2	T

Xa gibt beispielweise an, wie viele Werte der 1. Gruppe kleiner als der Medianwert x_{med} sind.

Anhand der für den vorliegenden Fall auf $k = 6$ erweiterten Größe

$$\chi^2 = \frac{T^2}{T_1 \cdot T_2} \cdot \left(\frac{Ya^2}{Ta} + \frac{Yb^2}{Tb} + \frac{Yc^2}{Tc} + \frac{Yd^2}{Td} + \frac{Ye^2}{Te} + \frac{Yf^2}{Tf} - \frac{T_2^2}{T} \right) \tag{A.86}$$

sind die Hypothesen des H-Testes zu prüfen, wobei für den Fall k ≥ 5 die Erwartungshäufigkeit mindestens 1 betragen soll: anderenfalls sind mehrere Gruppen zusammenzufassen, um den Chiquadrat-Test anwenden zu dürfen [122].

H_0 ist abzulehnen, sobald der berechnete χ^2-Wert den kritischen Wert $\chi^2_{(m/0,05)}$ mit $m = k - 1$ Freiheitsgraden (s. *Tab. 1* in [122]) erreicht oder überschreitet.

Multipler Vergleich der Rangsummen nach NEMENYI

Mit dem Test kann entschieden werden, welche Parametervariation zu einem signifikanten Effekt führt.

Aus den, den aufsteigend geordneten Beobachtungen zugewiesenen Rangwerten von $1 \ldots n \cdot k$, wird die Summe der Rangzahlen einzelner Stichproben R_i gebildet. Zwischen zwei Stichproben besteht ein nichtzufälliger Unterschied, wenn die Differenz ihrer R_i-Werte die Signifikanzschranke für den NEMENYI-Test überschreitet. Da in den gängigen Tabellen (z.B. *Tab. 20* in [122]) nur kritische Werte D_K für $3 \le k \le 10$ und $3 \le n \le 25$ zur Verfügung stehen, wurden diese im erforderlichen Fall unter Bezugnahme auf SACHS (Vermerk in [122]) berechnet:

$$D_K = \sqrt{\chi^2_{(k-1/1-\alpha)} \cdot \frac{n \cdot (n+1)}{12} \cdot \frac{n_1 + n_2}{n_1 \cdot n_2}}, \tag{A.87}$$

wobei der Wert $\chi^2_{k-1/1-\alpha}$ aus dem zuvor durchgeführten H-Test übernommen wurde.

Die Unterschiede zwischen den Stichproben sind als signifikant anzusehen, wenn gilt:

$$\left| \frac{R_1}{n_1} - \frac{R_2}{n_2} \right| > D_K . \tag{A.88}$$

A.5.7 Multiple Regressionsanalyse

Multiple lineare Regression

Im Rahmen der hier durchzuführenden Untersuchungen waren anhand empirischer Funktionen $\hat{y}(x_{1,2})$ funktionale Zusammenhänge zwischen jeweils einer abhängigen und zwei unabhängigen Variablen zu finden, um aus beliebigen Regressoren x_1 und x_2 die betreffende Kenngröße y schätzen zu können.

Ist die Annahme linearer Zusammenhänge zwischen der abhängigen und den unabhängigen Variablen berechtigt, gilt unter der Voraussetzung normalverteilter Fehler der stochastischen Komponente $\varepsilon \sim N(0, \sigma^2)$ nach [122] folgende Modellgleichung:

$$\hat{y} = b_0 + b_1 \cdot x_1 + b_2 \cdot x_2 + b_3 \cdot x_3 + \ldots + b_k \cdot x_k + \varepsilon_i , \tag{A.89}$$

mit $\hat{y}$ Schätzwert für die abhängige Variable an der Stelle x.

In Matrix-Notation dargestellt, lauten die Gleichungen für die lineare Mehrfachregression:

$$\mathbf{X'X} = \begin{bmatrix} n & \sum x_1 & \cdots & \sum x_k \\ \sum x_1 & \sum x_1^2 & \cdots & \sum x_1 \cdot x_k \\ \vdots & \vdots & & \vdots \\ \sum x_k & \sum x_1 \cdot x_k & \cdots & \sum x_k^2 \end{bmatrix}, \tag{A.90}$$

$$\mathbf{X'y} = \begin{bmatrix} \sum y \\ \sum x_1 \cdot y \\ \vdots \\ \sum x_k \cdot y \end{bmatrix}, \tag{A.91}$$

mit dem Ergebnis

$$b = \left(\mathbf{X'X}\right)^{-1} \cdot \mathbf{X'y} = \begin{bmatrix} b_0 \\ b_1 \\ \vdots \\ b_k \end{bmatrix}, \tag{A.92}$$

mit X'X Matrizenprodukt aus der quadratischen Matrix mit den Werten der unabhängigen Variablen X bzw. X^2 (nach [21]),
$(X'X)^{-1}$ inverse Matrix,
X' transponierte Matrix,
X'y Matrizenprodukt aus der einspaltigen Matrix der abhängigen Variable Y und der transponierten Matrix der unabhängigen Variable X (nach [21]).

Gem. *Gl. (A.92)* lassen sich die Funktionsparameter b_k aus einer einspaltigen Matrix ablesen, die aus dem Produkt der inversen Matrix $(X'X)^{-1}$ und der Matrix X'y gewonnen wird.

Die Güte der linearen Regressionsgleichungen wird mit Hilfe des empirischen multiplen, linearen Bestimmtheitsmaßes B_{lin} geprüft [126]:

$$B_{lin} = 1 - \frac{\sum_{i=1}^{n} \left(y_i - \hat{y}_i\right)^2}{\sum_{i=1}^{n} \left(y_i - \bar{y}\right)^2}, \tag{A.93}$$

mit $0 \le B \le 1$.

Unter Verwendung der Verteilung nach FISHER ist mit Hilfe der nachfolgend aufgeführten Prüfgröße zu untersuchen, ob das multiple Bestimmtheitsmaß bei der gewählten Irrtumswahrscheinlichkeit α statistisch signifikant ist [126]:

$$\hat{F} = \frac{B}{1-B} \cdot \frac{n-k-1}{k} \quad \stackrel{?}{>} \quad F_{m_1,m_2,1-\alpha}, \tag{A.94}$$

mit $m_{1,2}$ Freiheitsgraden ($m_1 = k$ und $m_2 = n - k - 1$).

Überschreitet die Größe $\hat{F}$ den Tabellenwert $F_{m1,m2,1-\alpha}$, ist das Bestimmtheitsmaß signifikant.

Nichtlineare Regression

Häufig zeigt bereits das Streudiagramm einer Stichprobe an, daß die beispielsweise durch ein Maximum oder Minimum gekennzeichneten Zusammenhänge nicht durch eine Gerade, sondern durch eine Parabelgleichung zu beschreiben sind:

$$\hat{y} = b_0 + b_1 \cdot x + b_2 \cdot x^2 . \tag{A.95}$$

Die in Anlehnung an [13] zu bildenden Normalgleichungen für die unbekannten Funktionsparameter

$$b_0 \cdot n + b_1 \cdot \sum x + b_2 \cdot \sum x^2 = \sum y , \tag{A.96}$$

$$b_0 \cdot \sum x + b_1 \cdot \sum x^2 + b_2 \cdot \sum x^3 = \sum x \cdot y \tag{A.97}$$

und $$b_0 \cdot \sum x^2 + b_1 \cdot \sum x^3 + b_2 \cdot \sum x^4 = \sum x^2 \cdot y \tag{A.98}$$

sind mit Hilfe des GAUßschen Algorithmus, vorzugsweise unter Anwendung der Matrizenrechnung, lösbar:

$$\mathbf{X'X} = \begin{bmatrix} n & \sum x & \sum x^2 \\ \sum x & \sum x^2 & \sum x^3 \\ \sum x^2 & \sum x^3 & \sum x^4 \end{bmatrix}, \tag{A.99}$$

$$\mathbf{X'y} = \begin{bmatrix} \sum y \\ \sum x \cdot y \\ \sum x^2 \cdot y \end{bmatrix} \tag{A.100}$$

und $$b = \left(\mathbf{X'X}\right)^{-1} \cdot \mathbf{X'y} = \begin{bmatrix} b_0 \\ b_1 \\ b_2 \end{bmatrix}. \tag{A.101}$$

Das nichtlineare Bestimmtheitsmaß B_{nl} ergibt sich aus:

$$B_{nl} = 1 - \frac{\sum_{i=1}^{n} \left(y_i - \hat{y}_i\right)^2}{\sum_{i=1}^{n} \left(y_i - \bar{y}\right)^2}, \tag{A.102}$$

der Test auf Signifikanz wird mit *Gl. (A.94)* geführt.

Nach der Berechnung des nichtlinearen Bestimmtheitsmaßes ist zu untersuchen, ob die Parabelgleichung den beobachteten Zusammenhang besser beschreibt, als eine lineare Funktion, wofür die Behauptung H_0: $B_{nl} = B_{lin}$ aufgestellt und die Alternativhypothese angenommen wird, wenn das nichtlineare Bestimmtheitsmaß signifikant größer ist, als das lineare (H_A: $B_{nl} > B_{lin}$), was mit dem nachfolgend formulierten t-Test auf dem Signifikanzniveau von 95 % zu überprüfen ist:

$$\hat{t} = \sqrt{\frac{(n-p)\cdot\dfrac{B_{\mathrm{nl}} - B_{\mathrm{lin}}}{1 - B_{\mathrm{lin}}}}{1 - \dfrac{B_{\mathrm{nl}} - B_{\mathrm{lin}}}{1 - B_{\mathrm{lin}}}}} \quad < \quad t_{\mathrm{m};0,05}\,, \tag{A.103}$$

mit $m = n - p$ und

p Anzahl der Funktionsparameter der nichtlinearen Funktion.

Multiple nichtlineare Regression

Durch geeignete Variablentransformationen ist häufig eine Linearisierung mit dem Vorteil möglich, die Berechnungsmethode der linearen Regressionsanalyse anwenden zu können.

Für die Funktion zweiten Grades gem. *Gl. (A.95)* kann nach [144] die transformierte Variable

$$X_{\mathrm{j}}^2 = X_{\mathrm{j+1}} \tag{A.104}$$

verwendet werden, die genauso wie jede andere Variable gerechnet wird, indem die Werte für die Einflußgröße X_{j} quadriert und auf diese Weise in die Regressionsanalyse aufgenommen werden, was nach [213] zur *„eigentlich nichtlinearen Regression“* führt.

Mit Hilfe eines Profildiagramms kann der Einfluß der unabhängigen Variablen auf die abhängige Variable abgeschätzt werden. Sind Interaktionen zwischen den Regressoren (zunächst) ausschließbar, bedarf es keiner Erweiterung des quasilinearen Modells durch einen zusätzlichen Interaktionsterm, womit sich die Erwartungswerte additiv verhalten und durch die Parameter b_0, b_1 und b_2, in *Gl. (A.95)* vollständig erklärt sind.

A.5.8 Multiple Korrelationsanalyse

Multiple lineare Korrelation

Zur Beantwortung der Frage, ob zwischen der abhängigen und mindestens einer unabhängigen Variable eine abgesicherte Korrelation besteht, kann die globale Prüfung anhand des F-Testes (s. *Anl. A.5.5, Einfache Varianzanalyse, Gl. (A.78)*) oder durch Schätzung des Bestimmtheitsmaßes $B = r^2$ erfolgen:

Ist im Fall eines durchgeführten F-Testes die berechnete Prüfgröße $F \geq F_{\mathrm{k\text{-}1/n\text{-}k/1\text{-}\alpha}}$, liegt bei einer Irrtumswahrscheinlichkeit α ein abgesicherter Zusammenhang zwischen der abhängigen und der(n) unabhängigen Variablen vor, d.h. zumindest ein *b*-Wert im Modell unterscheidet sich signifikant von Null.

Das Bestimmtheitsmaß

$$B = r^2 = 1 - \frac{SAQ_{\mathrm{inn}}}{SAQ_{\mathrm{ges}}} \tag{A.105}$$

gibt an, welcher Anteil der Variabilität durch die beiden Variablen erklärt wird.

Partielle Korrelation

Wie in [122] dargestellt, kann der Grad des Zusammenhanges zwischen zwei Merkmalen von einem dritten oder mehreren anderen abhängig sein, was mit Hilfe des empirischen partiellen Korrelationskoeffizienten untersucht werden kann, der sich nicht signifikant von Null unterscheidet, wenn beispielsweise eine Korrelation zwischen *X* und *Y* aufgrund eines gemeinsamen Einflusses durch *Z* besteht und *Z* rechnerisch konstant gehalten wird ($r_{xy.z}$) mit dem ausdrücklichen Hinweis, daß *„unter naturwissenschaftlichen Gesichtspunkten (...) zuerst auf die Frage eingegangen werden (sollte), ob der untersuchte Zusammenhang zwischen Ursache und Wirkung tatsächlich besteht."*

Für *X*, *Y* und *Z* ergeben sich folgende Konstellationen, wobei hinter dem Punkt das jeweils ausgeschaltete Merkmal steht:

$$r_{yz.x} = r_{zy.x} = \frac{r_{yz} - r_{yx} \cdot r_{zx}}{\sqrt{\left(1 - r_{yx}^2\right) \cdot \left(1 - r_{zx}^2\right)}}, \tag{A.106}$$

$$r_{xz.y} = r_{zx.y} = \frac{r_{xz} - r_{xy} \cdot r_{zy}}{\sqrt{\left(1 - r_{xy}^2\right) \cdot \left(1 - r_{zy}^2\right)}} \tag{A.107}$$

und $$r_{xy.z} = r_{yx.z} = \frac{r_{xy} - r_{xz} \cdot r_{yz}}{\sqrt{\left(1 - r_{xz}^2\right) \cdot \left(1 - r_{yz}^2\right)}}, \tag{A.108}$$

mit $$r_{xy} = \frac{\sum \mathrm{xy}}{\sqrt{\sum \mathrm{xx} \cdot \sum \mathrm{yy}}}, \tag{A.109}$$

$$r_{xz} = \frac{\sum \mathrm{xz}}{\sqrt{\sum \mathrm{xx} \cdot \sum \mathrm{zz}}}, \tag{A.110}$$

$$r_{yz} = \frac{\sum \mathrm{yz}}{\sqrt{\sum \mathrm{yy} \cdot \sum \mathrm{zz}}}, \tag{A.111}$$

$$\sum \mathrm{xx} = \sum x^2 - \frac{\left(\sum x\right)^2}{n}, \tag{A.112}$$

$$\sum \mathrm{yy} = \sum y^2 - \frac{\left(\sum y\right)^2}{n}, \tag{A.113}$$

$$\sum \mathrm{zz} = \sum z^2 - \frac{\left(\sum z\right)^2}{n}, \tag{A.114}$$

$$\sum \mathrm{xy} = \sum xy - \frac{\sum x \cdot \sum y}{n}, \tag{A.115}$$

$$\sum \mathrm{xz} = \sum xz - \frac{\sum x \cdot \sum z}{n} \tag{A.116}$$

$$\text{und} \quad \sum_{yz} = \sum yz - \frac{\sum y \cdot \sum z}{n}. \tag{A.117}$$

In Abhängigkeit des Einflusses des ausgeschalteten Merkmales auf die beiden anderen, weichen die partiellen Korrelationskoeffizienten mehr oder weniger von den entsprechenden einfachen Korrelationskoeffizienten ab.

Basierend auf $m = n - 2 - i$ Freiheitsgraden mit i = Anzahl der konstant gehaltenen Variablen, wird anhand eines zweiseitigen Testes geprüft, ob z.B. X und Y voneinander unabhängig sind, wenn der Einfluß von Z ausgeschaltet wird.

Die Hypothese wird abgelehnt, wenn $r_{xy.z} \geq r_{m/\alpha}$ (Sicherungswerte von r: s. z.B. *Tab. 29* in [122]).

A.5.9 Kreuzkorrelation

Um herauszufinden, ob zwei Funktionen $f(t)$ und $g(t)$ phasenverschoben sind, wird die Kreuzkorrelation genutzt.

Im vorliegenden Fall interessiert die Verschiebung der Meßwerte entlang des Einbauweges s, um mit Hilfe des normierten, wegstreckenbezogenen Korrelationskoeffizienten $c_{xy}(s)$ den Punkt der maximalen Übereinstimmung bestimmen zu können:

$$c_{xy}(s) = \frac{\sum_{i=1}^{n} (x_i - \bar{x}) \cdot (y_{i-s} - \bar{y})}{\sqrt{\sum_{i=1}^{n} (x_i - \bar{x})^2} \cdot \sqrt{\sum_{i=1}^{n} (y_{i-s} - \bar{y})^2}}, \tag{A.118}$$

mit $0 \leq c_{xy}(s) \leq 1$.

ANL. A.6: LABORVERSUCH ZUR TEMPERATURBEDINGTEN ÄNDERUNG DER FLIESSFÄHIGKEIT DES VERSUCHSMATERIALS AUS EINEM SMA 8 S, 25/55-55 A

Aus handelsüblichem Stahlrohr 244,5 mm · 5 mm wurden sieben Hülsen mit einer Länge von 270 mm zugeschnitten und planeben abgedreht. In eine Metallplatte mit den Abmessungen 1200 mm · 1200 mm · 5 mm wurde mittig eine runde Öffnung $d = 160$ mm geschnitten sowie Fixierplättchen für das Bodenstück der Hülsen angeschweißt, *Abb. A.20*.



Abb. A.20: Grundplatte mit zentraler Öffnung und Fixierplättchen



Abb. A.21: Bodenstück



Abb. A.22: Ausziehbares Abdeckblech

Zur Aufnahme der Hülsen diente das in *Abb. A.21* gezeigte Bodenstück mit Transportgriffen (400 mm · 400 mm · 5 mm), einer – der Forderung $d > 10 \cdot d_K$ [212] genügenden – zentralen Öffnung $d = 110$ mm, vier Fixierstellen am Hülsenaußendurchmesser sowie einem ausziehbaren Abdeckblech 150 mm · 300 mm · 1 mm (*Abb. A.22*), das nach dem Absetzen des Bodenstückes und der mit Mischgut gefüllten Hülse auf der Grundplatte (*Abb. A.23*) zur Aktivierung des Kernflusses entfernt werden konnte.



Abb. A.23: Auf der Grundplatte mit dem Bodenstück abgesetzte und mit Mischgut gefüllte Hülse

In Vorbereitung des Versuches wurde aus einer Charge der laufenden Produktion eine ausreichende Menge Mischgut entnommen und nach dessen schonender Wiedererwärmung im Wärmeschrank bei 130 °C mit Hilfe einer Labor-Waage auf 21 Eimer zu je 12,0 kg Inhalt verteilt.

Es war geplant, in jeder der drei Temperaturstufen einen Vorversuch sowie jeweils drei Einzelversuche mit lockerem und konsolidiertem Mischgut durchzuführen. Durch die Ausbildung stabiler Gutbrücken konnte sich im konsolidierten Fall des ersten Vorversuches bei 195 °C kein Fließen einstellen, weshalb die Untersuchungen ausschließlich mit losem Mischgut fortgesetzt wurden. Für die Versuchsreihen bei niedriger und mittlerer Temperatur standen somit jeweils sieben und für die obere Stufe sechs Eimer mit lockerem Mischgut zur Verfügung.

Mit Ausnahme der Grundplatte wurden alle Metallteile im Wärmeschrank auf Versuchstemperatur gebracht, die in jeder Temperaturstufe aufgrund der mit dem Handling möglicherweise verbundenen Temperaturverlusten vorausschauend um 5 °C höher gewählt wurden. Nach dem Absetzen einer aufgeheizten Hülse zwischen den Anschlägen des mit dem Schieber verschlossenen Bodenstückes erfolgte das Auffüllen des Behältnisses mit dem auf T_1, T_2 bzw. T_3 temperierten, lockeren Mischgut mit Hilfe einer kleinen Schaufel, die auch zum behutsamen horizontalen Einebnen der Füllung diente. An vier Stellen mit jeweils 90° Versatz wurde der Abstand von der eingeebneten Mischgutoberfläche zur Oberkante der Hülse mit einem Gliedermaßstab auf 1 mm genau bestimmt und in der Auswertung das arithmetische Mittel gebildet.

Tab. A.17: Ergebnisse des Laborversuches zur Bestimmung des temperaturabhängigen Massendurchsatzes Q in kg/min des unkonsolidierten Versuchsmischgutes SMA 8 S, 25/55-55 A durch eine kreisrunde Öffnung mit einem Durchmesser von 110 mm nach einer Ausflußdauer von 20 s

T-Stufe	Eimer	Hülse	Versuchs-dauer	Einzelversuche												Massendurchsatz	
				freie Höhe						bereinigt	Dichte		Ausfluß-	Ausreißer			
T	Nr.	Nr.	h	t	Δh_1	Δh_2	Δh_3	Δh_4	$\varnothing\ \Delta h$	$s_{\Delta h}$	$\varnothing\ \Delta h'$	$\varnothing\ \rho_{rech}$	Verdichtg. $\varnothing\ k$	masse m	statist.	$\varnothing\ Q$	s_Q
°C			mm	s	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	g/cm³	%	g		kg/min	kg/min
	m 12,0 kg	$d_{Hü}$ 233,5 mm			ρ_{LPK} 2,358 g/cm³												
					technische Ausreißer der freien Höhe unterstrichen										keine		
195	6	6	268	20	94	94	92	86	93,5	4,44	**94,4**	1,625	68,9	1650		**5,238**	**0,731**
	7	7	267		93	101	94	94						1565			
	8	7	267		96	98	95	85						2023			
175	1	1	267	20	88	93	92	94	92,2	5,56	**92,2**	1,604	68,0	1227		**3,641**	**0,439**
	2	4	267		85	88	93	88						1061			
	4	6	267		96	103	100	86						1353			
155	3	2	267	20	94	96	91	95	94,5	3,90	**94,3**	1,623	68,8	873		**2,109**	**0,379**
	5	4	267		95	97	94	94						530			
	6	1	267		94	93	85	110						661			
	1	6	268		94	95	95	92						861			
	2	5	267		94	98	93	94						725			
	7	7	267		93	97	95	92						652			
	4	3	267		97	92	92	95						619			

Um die Länge der Ausflußzeit feststellen zu können, wurde der entsprechende Versuch an dem 195 °C heißen, sehr fließfähigen Mischgut durchgeführt, wobei die Zeit maßgebend war, in der sich augenscheinlich ein kontinuierlicher Materialfluß einstellte. Für alle folgenden Versuche wurden 75 % dieser ermittelten Zeit zugrunde gelegt und auf 5 s gerundet.

Eine gefüllte, bodenseitig verschlossene Hülse wurde auf der Grundplatte mittig über der Ausflußöffnung abgesetzt, der Schieber geöffnet und die Meßzeit gestartet. Nach Erreichen der mit dem Sicherheitsabschlag festgelegten Ausflußzeit von 20 s wurde ein unter der Durchflußöffnung der Grundplatte plaziertes, austariertes Auffanggefäß weggezogen und anschließend gewogen. Aus jeweils drei Einzelversuchen mit vergleichbarer Mischgutkondition wurde das arithmetische Mittel gebildet.

Tab. A.18: Definition des Versuchsergebnisses

Prüfmenge	kg	12,0		
Düse *d*	mm	110		
Ausflußdauer	s	20		
Temperaturstufe	°C	155	175	195
Massendurchsatz	kg/min	2,109	3,641	5,238

Technische Ausreißer aufgrund am Ende der Zeitnahme sichtbar zunehmender Ausfließgeschwindigkeiten und sich andeutender Materialdurchbrüche über der Ausflußöffnung wurden aus den Datengruppen eliminiert. An den so bereinigten Meßwerten der *Tab. A.17* konnten keine statistisch relevanten Extremwerte gefunden werden. Die jeweils drei Einzelwerte der Meßreihen T_2 und T_3 wurden zur weiteren statistischen Bearbeitung verwendet. An den sieben Einzelwerten der Gruppe T_1 konnte mit $DK = 0{,}239 < 0{,}500 = \hat{\lambda}_{7;0,05}$ und $AD^2 = 0{,}3115 < 0{,}6522 = AD^2_{7/0,05}$ eine Normalverteilung nachgewiesen werden.

Aufgrund des Ergebnisses des BARTLETT-Testes dürfen die Varianzen der Gruppen als gleich betrachtet werden.

Tab. A.19: Test auf Gleichheit der Varianzen der Durchflußmenge Q

Q [kg/min]			BARTLETT-Test (nicht balanciert)				Verwerfung der
T	k	m	χ^{2*}	C	χ^2	$\chi^2_{(2/0,05)}$	Nullhypothese
	3	2	2,617	1,1778	2,222	5,99	nein

Der mit Hilfe der *Gl. (A.78)* der einfachen Varianzanalyse durchgeführte Vergleich der Mittelwerte zeigt an, daß mit $F = 65{,}05 > 19{,}4 = F_{12/2/0,05}$ nach *Tab. 3* in [122] die Nullhypothese abzulehnen ist und infolgedessen die Unterschiede nicht durch Zufallseinflüsse erklärt werden können.

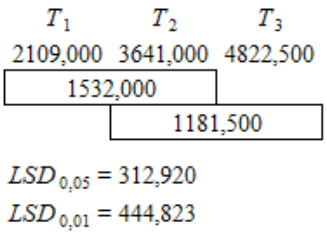


Abb. A.24: Ergebnisse des LSD-Testes zur Durchflußmenge Q

Mit dem sich anschließenden LSD-Test (*Abb. A.24*) konnten hochsignifikante Unterschiede zwischen den Durchflußmengen aufgedeckt werden.

ANL. A.7: UNTERSUCHUNGSERGEBNISSE AUS DEM HAUPTVERSUCH

A.7.1: Statistische Untersuchungen

Tab. A.20: Prüfung der Schneckenleistung P_{Sch} auf statistische Ausreißer

P_{Sch} [kW]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte					
Abschnitt	Lage	n	s [m]	t-Test		
$S_{1/20}$	links	1058	14,758 - 23,146	t	$t_{2113;0,05}$	Signifikanz
technische Ausreißer	keine					
			Signifikanz			
Test nach Barnett	T	$t_{krit,ni}$				
	3,366	3,388	nein			
4-σ-Test			nein			
IQR-Test			ja	0,065	1,96	nein

P_{Sch} [kW]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte					
Abschnitt	Lage	n	s [m]	t-Test		
$S_{1/30}$	links	1058	40,647 - 49,046	t	$t_{2113;0,05}$	Signifikanz
technische Ausreißer	keine					
			Signifikanz			
Test nach Barnett	T	$t_{krit,ni}$				
	2,851	3,388	nein			
4-σ-Test			nein			
IQR-Test			ja	0,054	1,96	nein

P_{Sch} [kW]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte					
Abschnitt	Lage	n	s [m]	t-Test		
$S_{2/20}$	links	1058	13,954 - 22,349	t	$t_{2113;0,05}$	Signifikanz
technische Ausreißer	keine					
			Signifikanz			
Test nach Barnett	T	$t_{krit,ni}$				
	2,618	3,388	nein			
4-σ-Test			nein			
IQR-Test			nein			

P_{Sch} [kW]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte					
Abschnitt	Lage	n	s [m]	t-Test		
$S_{2/30}$	links	1058	38,402 - 46,805	t	$t_{2113;0,05}$	Signifikanz
technische Ausreißer	keine					
			Signifikanz			
Test nach Barnett	T	$t_{krit,ni}$				
	2,878	3,388	nein			
4-σ-Test			nein			
IQR-Test			nein			

P_{Sch} [kW]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte					
Abschnitt	Lage	n	s [m]	t-Test		
$S_{3/20}$	links	1058	14,269 - 22,529	t	$t_{2113;0,05}$	Signifikanz
technische Ausreißer	keine					
			Signifikanz			
Test nach Barnett	T	$t_{krit,ni}$				
	2,820	3,388	nein			
4-σ-Test			nein			
IQR-Test			ja	3,540	1,96	ja

P_{Sch} [kW]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte					
Abschnitt	Lage	n	s [m]	t-Test		
$S_{3/30}$	links	1058	41,928 - 50,167	t	$t_{2113;0,05}$	Signifikanz
technische Ausreißer	keine					
			Signifikanz			
Test nach Barnett	T	$t_{krit,ni}$				
	2,175	3,388	nein			
4-σ-Test			nein			
IQR-Test			nein			

Tab. A.21: Prüfung der Bohlenzugkraft *Z* auf statistische Ausreißer

Z [kN]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte						
Abschnitt	Lage	n	s [m]	t-Test			
$S_{1/20}$	links	1058	14,758 - 23,146	t	$t_{2113;0,05}$	Signifikanz	
technische Ausreißer	keine						
			Signifikanz				
Test nach Barnett	T	$t_{krit,ni}$					
	2,479	3,388	nein				
4-σ-Test			nein				
IQR-Test			nein				

Z [kN]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte						
Abschnitt	Lage	n	s [m]	t-Test			
$S_{1/20}$	rechts	1058	14,758 - 23,146	t	$t_{2113;0,05}$	Signifikanz	
technische Ausreißer	keine						
			Signifikanz				
Test nach Barnett	T	$t_{krit,ni}$					
	3,068	3,388	nein				
4-σ-Test			nein				
IQR-Test			ja	0,068	1,96	nein	

Z [kN]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte						
Abschnitt	Lage	n	s [m]	t-Test			
$S_{1/30}$	links	1058	40,647 - 49,046	t	$t_{2113;0,05}$	Signifikanz	
technische Ausreißer	keine						
			Signifikanz				
Test nach Barnett	T	$t_{krit,ni}$					
	2,450	3,388	nein				
4-σ-Test			nein				
IQR-Test			nein				

Z [kN]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte						
Abschnitt	Lage	n	s [m]	t-Test			
$S_{1/30}$	rechts	1058	40,647 - 49,046	t	$t_{2113;0,05}$	Signifikanz	
technische Ausreißer	keine						
			Signifikanz				
Test nach Barnett	T	$t_{krit,ni}$					
	2,115	3,388	nein				
4-σ-Test			nein				
IQR-Test			nein				

Z [kN]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte						
Abschnitt	Lage	n	s [m]	t-Test			
$S_{2/20}$	links	1058	13,954 - 22,349	t	$t_{2113;0,05}$	Signifikanz	
technische Ausreißer	keine						
			Signifikanz				
Test nach Barnett	T	$t_{krit,ni}$					
	2,737	3,388	nein				
4-σ-Test			nein				
IQR-Test			nein				

Z [kN]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte						
Abschnitt	Lage	n	s [m]	t-Test			
$S_{2/20}$	rechts	1058	13,954 - 22,349	t	$t_{2113;0,05}$	Signifikanz	
technische Ausreißer	keine						
			Signifikanz				
Test nach Barnett	T	$t_{krit,ni}$					
	3,518	3,388	ja	0,069	1,96	nein	
4-σ-Test			nein				
IQR-Test			ja	0,069	1,96	nein	

Z [kN]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte						
Abschnitt	Lage	n	s [m]	t-Test			
$S_{2/30}$	links	1058	38,402 - 46,805	t	$t_{2113;0,05}$	Signifikanz	
technische Ausreißer	keine						
			Signifikanz				
Test nach Barnett	T	$t_{krit,ni}$					
	2,423	3,388	nein				
4-σ-Test			nein				
IQR-Test			nein				

Z [kN]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte						
Abschnitt	Lage	n	s [m]	t-Test			
$S_{2/30}$	rechts	1058	38,402 - 46,805	t	$t_{2113;0,05}$	Signifikanz	
technische Ausreißer	keine						
			Signifikanz				
Test nach Barnett	T	$t_{krit,ni}$					
	2,917	3,388	nein				
4-σ-Test			nein				
IQR-Test			ja	0,053	1,96	nein	

Z [kN]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte						
Abschnitt	Lage	n	s [m]	t-Test			
$S_{3/20}$	links	1058	14,269 - 22,529	t	$t_{2113;0,05}$	Signifikanz	
technische Ausreißer	keine						
			Signifikanz				
Test nach Barnett	T	$t_{krit,ni}$					
	3,045	3,388	nein				
4-σ-Test			nein				
IQR-Test			ja	0,066	1,96	nein	

Z [kN]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte						
Abschnitt	Lage	n	s [m]	t-Test			
$S_{3/20}$	rechts	1058	14,269 - 22,529	t	$t_{2113;0,05}$	Signifikanz	
technische Ausreißer	keine						
			Signifikanz				
Test nach Barnett	T	$t_{krit,ni}$					
	2,514	3,388	nein				
4-σ-Test			nein				
IQR-Test			nein				

Z [kN]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte						
Abschnitt	Lage	n	s [m]	t-Test			
$S_{3/30}$	links	1058	41,928 - 50,167	t	$t_{2113;0,05}$	Signifikanz	
technische Ausreißer	keine						
			Signifikanz				
Test nach Barnett	T	$t_{krit,ni}$					
	2,501	3,388	nein				
4-σ-Test			nein				
IQR-Test			nein				

Z [kN]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte						
Abschnitt	Lage	n	s [m]	t-Test			
$S_{3/30}$	rechts	1058	41,928 - 50,167	t	$t_{2113;0,05}$	Signifikanz	
technische Ausreißer	keine						
			Signifikanz				
Test nach Barnett	T	$t_{krit,ni}$					
	2,467	3,388	nein				
4-σ-Test			nein				
IQR-Test			nein				

Tab. A.22: Prüfung der Meßwerte der Einbaudicke *d* auf statistische Ausreißer

d [mm]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte								
Abschnitt	Lage	*n*	*s* [m]		*t*-Test				
$S_{1/20}$	links	80	14,758 - 23,146		*t*	$t_{80;0,05}$	Signifikanz		
technische Ausreißer	keine								
				Ausreißer					
Test nach Barnett	*T*	$t_{krit,ni}$							
	1,367	4,550		nein					
4-σ-Test				nein					
IQR-Test				nein					

d [mm]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte								
Abschnitt	Lage	*n*	*s* [m]		*t*-Test				
$S_{1/30}$	links	80	40,647 - 49,046		*t*	$t_{80;0,05}$	Signifikanz		
technische Ausreißer	keine								
				Ausreißer					
Test nach Barnett	*T*	$t_{krit,ni}$							
	3,028	4,550		nein					
4-σ-Test				nein					
IQR-Test				ja	0,614	1,97	nein		

d [mm]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte								
Abschnitt	Lage	*n*	*s* [m]		*t*-Test				
$S_{2/20}$	links	80	13,954 - 22,349		*t*	$t_{80;0,05}$	Signifikanz		
technische Ausreißer	20								
				Ausreißer					
Test nach Barnett	*T*	$t_{krit,ni}$							
	2,848	4,550		nein					
4-σ-Test				nein					
IQR-Test				nein					

d [mm]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte								
Abschnitt	Lage	*n*	*s* [m]		*t*-Test				
$S_{2/30}$	links	80	38,402 - 46,805		*t*	$t_{80;0,05}$	Signifikanz		
technische Ausreißer	18								
				Ausreißer					
Test nach Barnett	*T*	$t_{krit,ni}$							
	4,115	4,550		nein					
4-σ-Test				nein					
IQR-Test				2	0,546	1,97	nein		

d [mm]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte								
Abschnitt	Lage	*n*	*s* [m]		*t*-Test				
$S_{3/20}$	links	80	14,269 - 22,529		*t*	$t_{80;0,05}$	Signifikanz		
technische Ausreißer	keine								
				Ausreißer					
Test nach Barnett	*T*	$t_{krit,ni}$							
	2,258	4,550		nein					
4-σ-Test				nein					
IQR-Test				nein					

d [mm]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte								
Abschnitt	Lage	*n*	*s* [m]		*t*-Test				
$S_{3/30}$	links	80	41,928 - 50,167		*t*	$t_{80;0,05}$	Signifikanz		
technische Ausreißer	keine								
				Ausreißer					
Test nach Barnett	*T*	$t_{krit,ni}$							
	1,785	4,550		nein					
4-σ-Test				nein					
IQR-Test				nein					

Tab. A.23: Prüfung der Raumdichte nach dem Fertiger $\rho_{BK,1}$ auf statistische Ausreißer

$\rho_{BK,1}$ [kg/m³]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte								
Abschnitt	Lage	*n*	*s* [m]		*t*-Test				
$S_{1/20}$	links	18	14,758 - 23,146		*t*	$t_{18;0,05}$	Signifikanz		
technische Ausreißer	keine								
				Ausreißer					
Test nach Barnett	*T*	$t_{krit,ni}$							
	2,992	5,336		nein					
4-σ-Test				nein					
IQR-Test				ja	0,395	2,03	nein		

$\rho_{BK,1}$ [kg/m³]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte								
Abschnitt	Lage	*n*	*s* [m]		*t*-Test				
$S_{1/30}$	links	18	40,647 - 49,046		*t*	$t_{18;0,05}$	Signifikanz		
technische Ausreißer	keine								
				Ausreißer					
Test nach Barnett	*T*	$t_{krit,ni}$							
	2,162	5,336		nein					
4-σ-Test				nein					
IQR-Test				nein					

$\rho_{BK,1}$ [kg/m³]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte								
Abschnitt	Lage	*n*	*s* [m]		*t*-Test				
$S_{2/20}$	links	18	13,954 - 22,349		*t*	$t_{18;0,05}$	Signifikanz		
technische Ausreißer	keine								
				Ausreißer					
Test nach Barnett	*T*	$t_{krit,ni}$							
	4,861	5,336		nein					
4-σ-Test				nein					
IQR-Test				4	1,047	2,03	nein		

$\rho_{BK,1}$ [kg/m³]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte								
Abschnitt	Lage	*n*	*s* [m]		*t*-Test				
$S_{2/30}$	links	18	38,402 - 46,805		*t*	$t_{18;0,05}$	Signifikanz		
technische Ausreißer	keine								
				Ausreißer					
Test nach Barnett	*T*	$t_{krit,ni}$							
	3,058	5,336		nein					
4-σ-Test				nein					
IQR-Test				ja	0,457	2,03	nein		

$\rho_{BK,1}$ [kg/m³]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte								
Abschnitt	Lage	*n*	*s* [m]		*t*-Test				
$S_{3/20}$	links	18	14,269 - 22,529		*t*	$t_{18;0,05}$	Signifikanz		
technische Ausreißer	keine								
				Ausreißer					
Test nach Barnett	*T*	$t_{krit,ni}$							
	2,623	5,336		nein					
4-σ-Test				nein					
IQR-Test				nein					

$\rho_{BK,1}$ [kg/m³]	Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte								
Abschnitt	Lage	*n*	*s* [m]		*t*-Test				
$S_{3/30}$	links	18	41,928 - 50,167		*t*	$t_{18;0,05}$	Signifikanz		
technische Ausreißer	keine								
				Ausreißer					
Test nach Barnett	*T*	$t_{krit,ni}$							
	3,898	5,336		nein					
4-σ-Test				nein					
IQR-Test				ja	0,506	2,03	nein		

Tab. A.24: Prüfung der Raumdichte nach dem Walzen $\rho_{BK,2}$ auf statistische Ausreißer

$\rho_{BK,2}$ [kg/m³]		Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte					
Abschnitt	Lage	n	s [m]	t-Test			
$S_{1/20}$	Mitte	18	14,758 - 23,146	t	$t_{18;0,05}$	Signifikanz	
technische Ausreißer	keine						
			Ausreißer				
Test nach Barnett	T	$t_{krit,ni}$					
	2,382	5,336	nein				
4-σ-Test			nein				
IQR-Test			nein				

$\rho_{BK,2}$ [kg/m³]		Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte					
Abschnitt	Lage	n	s [m]	t-Test			
$S_{1/30}$	Mitte	18	40,647 - 49,046	t	$t_{18;0,05}$	Signifikanz	
technische Ausreißer	keine						
			Ausreißer				
Test nach Barnett	T	$t_{krit,ni}$					
	2,903	5,336	nein				
4-σ-Test			nein				
IQR-Test			nein				

$\rho_{BK,2}$ [kg/m³]		Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte					
Abschnitt	Lage	n	s [m]	t-Test			
$S_{2/20}$	Mitte	18	13,954 - 22,349	t	$t_{18;0,05}$	Signifikanz	
technische Ausreißer	keine						
			Ausreißer				
Test nach Barnett	T	$t_{krit,ni}$					
	2,815	5,324	ja	0,651	2,03	nein	
4-σ-Test			nein				
IQR-Test			ja	0,623	2,03	nein	

$\rho_{BK,2}$ [kg/m³]		Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte					
Abschnitt	Lage	n	s [m]	t-Test			
$S_{2/30}$	Mitte	18	38,402 - 46,805	t	$t_{18;0,05}$	Signifikanz	
technische Ausreißer	keine						
			Ausreißer				
Test nach Barnett	T	$t_{krit,ni}$					
	2,502	5,336	nein				
4-σ-Test			nein				
IQR-Test			nein				

$\rho_{BK,2}$ [kg/m³]		Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte					
Abschnitt	Lage	n	s [m]	t-Test			
$S_{3/20}$	Mitte	18	14,269 - 22,529	t	$t_{18;0,05}$	Signifikanz	
technische Ausreißer	keine						
			Ausreißer				
Test nach Barnett	T	$t_{krit,ni}$					
	2,577	5,336	nein				
4-σ-Test			nein				
IQR-Test			nein				

$\rho_{BK,2}$ [kg/m³]		Ergebnisse der Tests auf ausreißerverdächtige Extremwerte					
Abschnitt	Lage	n	s [m]	t-Test			
$S_{3/30}$	Mitte	18	41,928 - 50,167	t	$t_{18;0,05}$	Signifikanz	
technische Ausreißer	keine						
			Ausreißer				
Test nach Barnett	T	$t_{krit,ni}$					
	2,397	5,336	nein				
4-σ-Test			nein				
IQR-Test			nein				

Tab. A.25: Prüfung der Meßwerte der Einbaudicke *d* auf Normalverteilung

Versuchs-abschnitt	Abschnitt m	techn. Ausreißer	KS-Test Prüfgröße DK		krit. Wert $\lambda_{(80/\alpha)}$	signif. Abw. von NV	Anderson-Darling-Test Prüfgröße AD^2		krit. Wert $AD^2_{80,1-\alpha}$	signif. Abw. von NV	stastische Ausreißer erkannt	signifikant	$n_{prüf}$	Schichtdicke $\bar{d}$	±	s	Verteilung
														mm		mm	
$S_{1/20}$	14,758 - 23,146	keine	0,312	>	0,099	ja	4,3052	>	0,7448	ja	nein		80	34,5	±	3,44	multimodal, nicht normalverteilt
$S_{1/30}$	40,647 - 49,046	keine	0,149	>	0,099	ja	0,7354	<	0,7448	nein	3	nein	80	38,6	±	1,36	nicht normalverteilt
$S_{2/20}$	13,954 - 22,349	20	0,132	>	0,099	ja	0,7378	<	0,7448	nein	nein		80	46,2	±	0,74	bimodal, nicht normalverteilt
$S_{2/30}$	38,402 - 46,805	18	0,459	>	0,099	ja	1,6189	>	0,7448	ja	2	nein	80	49,4	±	1,11	multimodal, nicht normalverteilt
$S_{3/20}$	14,269 - 22,529	keine	0,102	>	0,099	ja	0,4552	<	0,7448	nein	nein		80	47,7	±	2,12	multimodal, nicht normalverteilt
$S_{3/30}$	41,928 - 50,167	keine	0,249	>	0,099	ja	2,8082	>	0,7448	ja	nein		80	50,2	±	1,37	bimodal, nicht normalverteilt

Tab. A.26: Ergebnisse der statistischen Begutachtung der Raumdichte nach dem Fertiger $\rho_{BK,1}$

Versuchs-abschnitt	Abschnitt m	techn. Ausreißer	KS-Test Prüfgröße DK		krit. Wert $\lambda_{(18/\alpha)}$	signif. Abw. von NV	Anderson-Darling-Test Prüfgröße AD^2		krit. Wert $AD^2_{18,1-\alpha}$	signif. Abw. von NV	stastische Ausreißer erkannt	signifikant	$n_{prüf}$	Raumdichte $\bar{\rho}_{BK,1}$ kg/m³	±	s_ρ kg/m³	Verteilung
$S_{1/20}$	14,758 - 23,146	keine	0,142	<	0,200	nein	0,3877	<	0,7171	nein	1	nein	18	1819,9	±	66,13	nicht normalverteilt
$S_{1/30}$	40,647 - 49,046	keine	0,160	<	0,200	nein	0,2768	<	0,7171	nein	nein		18	1794,4	±	52,73	nicht normalverteilt
$S_{2/20}$	13,954 - 22,349	keine	0,339	>	0,200	ja	1,0995	>	0,7171	ja	4	nein	18	1867,2	±	40,75	annähernd normalverteilt
$S_{2/30}$	38,402 - 46,805	keine	0,178	<	0,200	nein	0,3088	<	0,7171	nein	2	nein	18	1834,3	±	73,59	nicht normalverteilt
$S_{3/20}$	14,269 - 22,529	keine	0,168	<	0,200	nein	0,2940	<	0,7171	nein	nein		18	1858,1	±	52,56	nicht normalverteilt
$S_{3/30}$	41,928 - 50,167	keine	0,201	>	0,200	ja	0,3732	<	0,7171	nein	2	nein	18	1842,4	±	53,92	annähernd normalverteilt

Tab. A.27: Ergebnisse der statistischen Begutachtung der Raumdichte nach dem Walzen $\rho_{BK,2}$

Versuchs-abschnitt	Abschnitt m	techn. Ausreißer	KS-Test Prüfgröße DK	KS-Test krit. Wert $\hat{\lambda}_{(1\text{-}\alpha)}$	KS-Test signif. Abw. von NV	Anderson-Darling-Test Prüfgröße AD^2	Anderson-Darling-Test krit. Wert $AD^2_{1,1\text{-}\alpha}$	Anderson-Darling-Test signif. Abw. von NV	stastische Ausreißer erkannt	stastische Ausreißer signifikant	$n_{prüf}$	Raumdichte $\bar{\rho}_{BK,2}$ kg/m³ ± s_ρ kg/m³	Verteilung
$S_{1/20}$	14,758 - 23,146	keine	0,173 <	0,200	nein	0,2741 <	0,7171	nein	nein		18	2202,5 ± 44,96	annähernd normalverteilt
$S_{1/30}$	40,647 - 49,046	keine	0,129 <	0,200	nein	0,2027 <	0,7171	nein	nein		18	2226,0 ± 43,23	annähernd normalverteilt
$S_{2/20}$	13,954 - 22,349	keine	0,267 >	0,200	ja	0,8508 >	0,7171	ja	2	nein	18	2262,3 ± 26,97	nicht normalverteilt
$S_{2/30}$	38,402 - 46,805	keine	0,116 <	0,200	nein	0,1772 <	0,7171	nein	nein		18	2296,2 ± 26,45	annähernd normalverteilt
$S_{3/20}$	14,269 - 22,529	keine	0,184 <	0,200	nein	0,2390 <	0,7171	nein	nein		18	2273,5 ± 34,52	annähernd normalverteilt
$S_{3/30}$	41,928 - 50,167	keine	0,274 >	0,200	ja	0,8401 >	0,7171	ja	nein		18	2310,5 ± 40,75	nicht normalverteilt

Tab. A.28: Test auf Gleichheit der Varianzen der Leistung der linken Förderschnecke $P_{Sch,li}$

P_{Sch} [kW]	BARTLETT-Test zur Prüfung der Varianzgleichheit						Verwerfung der
$S_{T/H}$	k	m	χ^{2*}	C	χ^2	$\chi^2_{(5/0,05)}$	Nullhypothese
balanciert	6	5	852,883	1,0004	852,569	11,07	ja

Tab. A.29: Prüfung der Gruppen auf Homogenität der Varianzen der Zugkraft Z

Z [kN]	F-Test zur Prüfung der Varianzgleichheit						Verwerfung der
$S_{1/20}$	m_1	m_2	s^2_{li}	s^2_{re}	f	$F_{m1,m2,1-\alpha/2}$	Nullhypothese
links	1057		0,1827		2,851	1,00	ja
rechts		1057		0,5209			
Z [kN]	F-Test zur Prüfung der Varianzgleichheit						Verwerfung der
$S_{1/30}$	m_1	m_2	s^2_{li}	s^2_{re}	f	$F_{m1,m2,1-\alpha/2}$	Nullhypothese
links	1057		0,1757		1,646	1,00	ja
rechts		1057		0,2892			
Z [kN]	F-Test zur Prüfung der Varianzgleichheit						Verwerfung der
$S_{2/20}$	m_1	m_2	s^2_{li}	s^2_{re}	f	$F_{m1,m2,1-\alpha/2}$	Nullhypothese
links	1057		0,1025		1,255	1,00	ja
rechts		1057		0,1286			
Z [kN]	F-Test zur Prüfung der Varianzgleichheit						Verwerfung der
$S_{2/30}$	m_1	m_2	s^2_{li}	s^2_{re}	f	$F_{m1,m2,1-\alpha/2}$	Nullhypothese
links	1057		0,1195		1,115	1,00	ja
rechts		1057		0,1332			
Z [kN]	F-Test zur Prüfung der Varianzgleichheit						Verwerfung der
$S_{3/20}$	m_1	m_2	s^2_{li}	s^2_{re}	f	$F_{m1,m2,1-\alpha/2}$	Nullhypothese
links	1057		0,1141		1,325	1,00	ja
rechts		1057		0,0861			
Z [kN]	F-Test zur Prüfung der Varianzgleichheit						Verwerfung der
$S_{3/30}$	m_1	m_2	s^2_{li}	s^2_{re}	f	$F_{m1,m2,1-\alpha/2}$	Nullhypothese
links	1057		0,1950		1,378	1,00	ja
rechts		1057		0,1415			

Tab. A.30: Test auf Gleichheit der Varianzen der Einbaudicke *d*

d [mm]	COCHRAN-Test				Verwerfung der
$S_{T/H}$	*k*	*m*	G_{max}	$G_{(k/m)}$	Nullhypothese
balanciert	6	79	0,54	0,24	ja

Tab. A.31: Vergleich der Mittelwerte und Varianzen der Zugkraft *Z*

Z [kN]	WELCH-Test für den Vergleich zweier unabhängiger normalverteilter Stichproben									Verwerfung der
$S_{1/20}$	$\bar{x}_1$	$\bar{x}_2$	s_1^2	s_2^2	n_1	n_2	*m*	*t*	$t_{m/0,05}$	Nullhypothese
links	9,896		0,1827		1058		1717	57,358	1,96	ja
rechts		8,416		0,5209		1058				
Z [kN]	WELCH-Test für den Vergleich zweier unabhängiger normalverteilter Stichproben									Verwerfung der
$S_{1/30}$	$\bar{x}_1$	$\bar{x}_2$	s_1^2	s_2^2	n_1	n_2	*m*	*t*	$t_{m/0,05}$	Nullhypothese
links	11,666		0,1757		1058		1995	72,277	1,96	ja
rechts		10,151		0,2892		1058				
Z [kN]	WELCH-Test für den Vergleich zweier unabhängiger normalverteilter Stichproben									Verwerfung der
$S_{2/20}$	$\bar{x}_1$	$\bar{x}_2$	s_1^2	s_2^2	n_1	n_2	*m*	*t*	$t_{m/0,05}$	Nullhypothese
links	9,362		0,1025		1058		2087	29,557	1,96	ja
rechts		8,925		0,1286		1058				
Z [kN]	WELCH-Test für den Vergleich zweier unabhängiger normalverteilter Stichproben									Verwerfung der
$S_{2/30}$	$\bar{x}_1$	$\bar{x}_2$	s_1^2	s_2^2	n_1	n_2	*m*	*t*	$t_{m/0,05}$	Nullhypothese
links	11,447		0,1195		1058		2107	30,786	1,96	ja
rechts		10,972		0,1332		1058				
Z [kN]	WELCH-Test für den Vergleich zweier unabhängiger normalverteilter Stichproben									Verwerfung der
$S_{3/20}$	$\bar{x}_1$	$\bar{x}_2$	s_1^2	s_2^2	n_1	n_2	*m*	*t*	$t_{m/0,05}$	Nullhypothese
links	10,200		0,1141		1058		2073	68,914	1,96	ja
rechts		9,252		0,0861		1058				
Z [kN]	WELCH-Test für den Vergleich zweier unabhängiger normalverteilter Stichproben									Verwerfung der
$S_{3/30}$	$\bar{x}_1$	$\bar{x}_2$	s_1^2	s_2^2	n_1	n_2	*m*	*t*	$t_{m/0,05}$	Nullhypothese
links	12,820		0,1950		1058		2061	38,223	1,96	ja
rechts		12,138		0,1415		1058				

Tab. A.32: Test auf Gleichheit der Varianzen der Zugkraft *Z* am linken Zugpunkt

Z [kN]	BARTLETT-Test zur Prüfung der Varianzgleichheit						Verwerfung der
$S_{T/H}$	*k*	*m*	χ^{2*}	*C*	χ^2	$\chi^2_{(5/0,05)}$	Nullhypothese
balanciert	6	5	204,658	1,0004	204,583	11,07	ja

Tab. A.33: Test auf Gleichheit der Varianzen der Raumdichte nach dem Fertiger $\rho_{BK,1}$

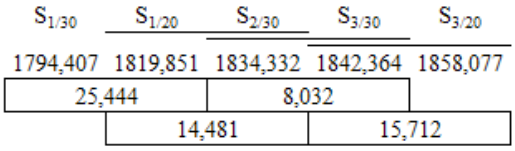
$\rho_{BK,1}$ [kg/m³]	BARTLETT-Test						Verwerfung der
$S_{T/H}$	*k*	*m*	χ^{2*}	*C*	χ^2	$\chi^2_{(4/0,05)}$	Nullhypothese
balanciert	5	4	3,399	1,0235	3,321	9,49	nein

Tab. A.34: Test auf Gleichheit der Varianzen der Raumdichte nach dem Walzen $\rho_{BK,2}$ (nichtnormalverteilte Meßwerte)

$\rho_{BK,2}$ [kg/m³]	H-Test						Verwerfung der
$S_{T/H}$	k	m	H^*	C	H_{korr}	$\chi^2_{(1/0,05)}$	Nullhypothese
balanciert	2	1	10,517	1,0000	10,517	3,84	ja

Tab. A.35: Test auf Gleichheit der Varianzen der Raumdichte nach dem Walzen $\rho_{BK,2}$ (normalverteilte Meßwerte)

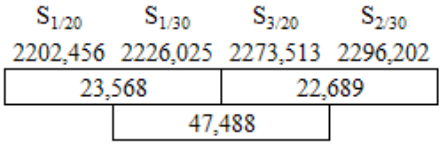
$\rho_{BK,2}$ [kg/m³]	BARTLETT-Test						Verwerfung der
$S_{T/H}$	k	m	χ^{2*}	C	χ^2	$\chi^2_{(3/0,05)}$	Nullhypothese
balanciert	4	3	5,546	1,0245	5,414	7,82	nein



$LSD_{0,05} = 18,436$

$LSD_{0,01} = 24,458$

Abb. A.25: Ergebnisse des LSD-Testes zur Raumdichte nach dem Fertiger $\rho_{BK,1}$; Differenzen umrandet



$LSD_{0,05} = 12,974$

$LSD_{0,01} = 28,830$

Abb. A.26: Ergebnisse des LSD-Testes zur Raumdichte nach dem Walzen $\rho_{BK,2}$; Differenzen umrandet

Tab. A.36: Signifikanztest und multipler Vergleich der Rangsummen zur Leistung P_{Sch} der linken Querförderschnecke

P_{Sch} [kW]	H-Test zur Prüfung auf signifikante Unterschiede						Verwerfung der
$S_{T/H}$	k	m	H^*	C	H_{korr}	$\chi^2_{(5/0,05)}$	Nullhypothese
balanciert	6	5	5090,504	1,0000	5090,504	11,07	ja

multipler Vergleich der Rangsummen nach NEMENYI

kritische Differenz D_K 265,1 α = 5%

Prüfgrößen $|R_x/n_x - R_y/n_y|$

Stichprobe	R_i/n_i	$S_{1/30}$ 4009,6	$S_{2/20}$ 1712,8	$S_{2/30}$ 4922,8	$S_{3/20}$ 1730,5	$S_{3/30}$ 5352,2
$S_{1/20}$	1319,2	2690,4 *	393,6 *	3603,5 *	411,2 *	4032,9 *
$S_{1/30}$	4009,6		2296,8 *	913,2 *	2279,1 *	1342,6 *
$S_{2/20}$	1712,8			3209,9 *	17,6	3639,4 *
$S_{2/30}$	4922,8				3192,3 *	429,4 *
$S_{3/20}$	1730,5					3621,7 *

* signifikante Unterschiede

Tab. A.37: Signifikanztest und multipler Vergleich der Rangsummen zur Zugkraft Z am linken Zugpunkt

Z [kN]	H-Test zur Prüfung auf signifikante Unterschiede						Verwerfung der
$S_{T/H}$	k	m	H^*	C	H_{korr}	$\chi^2_{(5/0,05)}$	Nullhypothese
balanciert	6	5	5656,606	1,0000	5656,606	11,07	ja

multipler Vergleich der Rangsummen nach NEMENYI

kritische Differenz D_K 265,1 α = 5%

Prüfgrößen $|R_x/n_x - R_y/n_y|$

Stichprobe	R_i/n_i	$S_{1/30}$ 4407,0	$S_{2/20}$ 731,6	$S_{2/30}$ 4077,3	$S_{3/20}$ 2314,0	$S_{3/30}$ 5787,3
$S_{1/20}$	1729,7	2677,4 *	998,0 *	2347,7 *	584,4 *	4057,7 *
$S_{1/30}$	4407,0		3675,4 *	329,7 *	2093,0 *	1380,3 *
$S_{2/20}$	731,6			3345,7 *	1582,4 *	5055,7 *
$S_{2/30}$	4077,3				1763,3 *	1710,0 *
$S_{3/20}$	2314,0					3473,3 *

* signifikante Unterschiede

Tab. A.38: Signifikanztest und multipler Vergleich der Rangsummen zur Einbaudicke *d*

d [mm]	erweiterter Median-Test					Verwerfung der
	$S_{T/H}$	k	m	χ^2	$\chi^2_{(5/0,05)}$	Nullhypothese
	balanciert	6	5	342,500	11,07	ja

multipler Vergleich der Rangsummen nach NEMENYI

kritische Differenz D_K 73,0 α = 5%

Prüfgrößen $|R_x/n_x - R_y/n_y|$

Stichprobe	R_i/n_i	$S_{1/30}$ 109,8	$S_{2/20}$ 222,0	$S_{2/30}$ 367,2	$S_{3/20}$ 292,8	$S_{3/30}$ 400,1
$S_{1/20}$	51,2	58,7	170,9 *	316,0 *	241,6 *	348,9 *
$S_{1/30}$	109,8		112,2 *	257,3 *	182,9 *	290,2 *
$S_{2/20}$	222,0			145,2 *	70,7	178,0 *
$S_{2/30}$	367,2				74,4 *	32,9
$S_{3/20}$	292,8					107,3 *

* signifikante Unterschiede

Tab. A.39: Prüfung der Variablen *H*, *T* und *Z* auf Korrelation

Z [kN]	Prüfung auf Korrelation				
Variablen	*H* [mm] T^2 [°C^2]			α 0,05	
VARIABILITÄT	*SAQ*	*m*	*MAQ*	*F*	$B = r^2$
gesamt	643,4915	401			
zwischen	513,5549	2	256,7774	788,49	0,798
innerhalb	129,9366	399	0,3257		

Abhängigkeit zwischen abhängigen und unabhängigen Variablen abgesichert?

F = 788,49 >> 3,0 = $F_{(2/399/0,05)}$

Abhängigkeit auf dem Niveau α = 0,05 statistisch abgesichert

Tab. A.40: Ergebnisse der partiellen Korrelation zwischen den Merkmalen Z, H und T^2

Z [kN]				partielle Korrelation	
Variablen	X	H	[mm]	m	α
	Y	T^2	[°C^2]	399	0,05
	Z	Z	[kN]		

Korrelation	Korrelationskoeffizient			$r_{(399/0,05)}$	abgesichert?
zwischen H und Z	$r_{xz.y}$	0,8873	>	0,098	ja
zwischen T^2 und Z	$r_{yz.x}$	0,4306	>		ja

Unterschied zwischen den beiden Korrelationskoeffizienten

m	t		$t_{(800/0,05)}$	H_0
800	6,451	>	1,96	abgelehnt

Tab. A.41: Prüfung der Variablen H, T^2 und d auf Korrelation

d [mm]			Prüfung auf Korrelation		
Variablen	H	[mm]	α		
	T^2	[°C^2]	0,05		

VARIABILITÄT	SAQ	m	MAQ	F	$B = r^2$
gesamt	14914,2599	392			
zwischen	11984,5641	2	5992,2821	797,69	0,804
innerhalb	2929,6958	390	7,5120		

Abhängigkeit zwischen abhängigen und unabhängigen Variablen abgesichert?

F = 797,69 >> 3,0 = $F_{(2/390/0,05)}$

Abhängigkeit auf dem Niveau α = 0,05 statistisch abgesichert

Tab. A.42: Ergebnisse der partiellen Korrelation zwischen den Merkmalen d, H und T^2

d [mm]				partielle Korrelation		
Variablen	X	H	[mm]	m	α	
	Y	T^2	[°C^2]	390	0,05	
	Z	d	[mm]			
Korrelation	Korrelationskoeffizient			$r_{(390/0,05)}$	abgesichert?	
zwischen H und d	$r_{xz.y}$	0,4434	>	0,099	ja	
zwischen T^2 und d	$r_{yz.x}$	0,8879	>		ja	
Unterschied zwischen den beiden Korrelationskoeffizienten						
m	t			$t_{(782/0,05)}$	H_0	
782	6,206	>		1,96	abgelehnt	

Tab. A.43: Prüfung der Variablen H, T^2 und $\rho_{BK,1}$ auf Korrelation

$\rho_{BK,1}$ [kg/m^3]				Prüfung auf Korrelation		
Variablen	H	[mm]		α		
	T^2	[°C^2]		0,05		
VARIABILITÄT	SAQ	m	MAQ	F	$B = r^2$	
gesamt	396748,2807	100				
zwischen	47638,3110	2	23819,1555	6,69	0,120	
innerhalb	349109,9697	98	3562,3466			
Abhängigkeit zwischen abhängigen und unabhängigen Variablen abgesichert?						
F =	6,69	>	3,1	= $F_{(2/98/0,05)}$		
Abhängigkeit auf dem Niveau α = 0,05 statistisch abgesichert						

Tab. A.44: Ergebnisse der partiellen Korrelation zwischen den Merkmalen $\rho_{BK,1}$, H und T^2

$\rho_{BK,1}$ [kg/m³]	partielle Korrelation				
Variablen	X	H	[mm]	m	α
	Y	T^2	[°C²]	98	0,05
	Z	ρ_{BK}	[kg/m³]		

Korrelation	Korrelationskoeffizient			$r_{(98/0,05)}$	abgesichert?
zwischen H und ρ_{BK}	$r_{xz.y}$	-0,2210	>	0,196	ja
zwischen T^2 und ρ_{BK}	$r_{yz.x}$	0,2891	>		ja

Unterschied zwischen den beiden Korrelationskoeffizienten

m	t		$t_{(198/0,05)}$	H_0
198	3,570	>	1,97	abgelehnt

Tab. A.45: Prüfung der Variablen H, T^2 und $\rho_{BK,2}$ auf Korrelation

$\rho_{BK,2}$ [kg/m³]	Prüfung auf Korrelation		
Variablen	H	[mm]	α
	T^2	[°C²]	0,05

VARIABILITÄT	SAQ	m	MAQ	F	$B = r^2$
gesamt	292512,5959	100			
zwischen	139622,9886	2	69811,4943	44,75	0,477
innerhalb	152889,6073	98	1560,0980		

Abhängigkeit zwischen abhängigen und unabhängigen Variablen abgesichert?

F = 44,75 > 3,1 = $F_{(2/98/0,05)}$

Abhängigkeit auf dem Niveau α = 0,05 statistisch abgesichert

Tab. A.46: Ergebnisse der partiellen Korrelation zwischen den Merkmalen $\rho_{BK,2}$, H und T^2

$\rho_{BK,2}$ [kg/m³]	partielle Korrelation				
Variablen	X	H	[mm]	m	α
	Y	T^2	[°C²]	98	0,05
	Z	ρ_{BK}	[kg/m³]		

Korrelation	Korrelationskoeffizient			$r_{(98/0,05)}$	abgesichert?
zwischen H und ρ_{BK}	$r_{xz,y}$	0,3667	>	0,196	ja
zwischen T^2 und ρ_{BK}	$r_{yz,x}$	0,6482	>		ja

Unterschied zwischen den beiden Korrelationskoeffizienten

m	t		$t_{(198/0,05)}$	H_0
198	1,971	>	1,97	abgelehnt

A.7.2: Untersuchungen zur Mischguttemperatur

Tab. A.47: Vergleich zwischen den im linken Schneckenkanal und in der gleichen Einbaulinie erfaßten Temperaturen des eingebauten Belages unmittelbar hinter der Einbaubohle (T_{CTL})

T_1				T_2				T_3			
Pos. m	T_{Sch} °C	T_{CTL} °C	ΔT °C	Pos. m	T_{Sch} °C	T_{CTL} °C	ΔT °C	Pos. m	T_{Sch} °C	T_{CTL} °C	ΔT °C
6	109	134	25	5	145	156	11	6	176	171	-5
12	119	136	17	12	133	165	32	12	171	180	9
18	124	135	11	18	120	161	41	22	186	178	-8
24	127	135	8	24	161	162	1	28	185	182	-3
30	129	132	3	30	160	164	4	36	194	184	-10
36	126	131	5	36	157	164	7	46	165	180	15
42	124	133	9	42	155	164	9	56	140	171	31
52	121	137	16	52	162	161	-1				
58	112	135	23	58	156	162	6				
64	105	133	28	64	134	166	32				
$\bar{T}_1$	**119,6**	**134,2**		**$\bar{T}_2$**	**148,3**	**162,7**		**$\bar{T}_3$**	**173,9**	**178,0**	
s_{T1}	**8,2**	**1,8**		**s_{T2}**	**14,6**	**2,8**		**s_{T3}**	**17,9**	**5,2**	

A.7.3: Untersuchungen zur Zugkraft

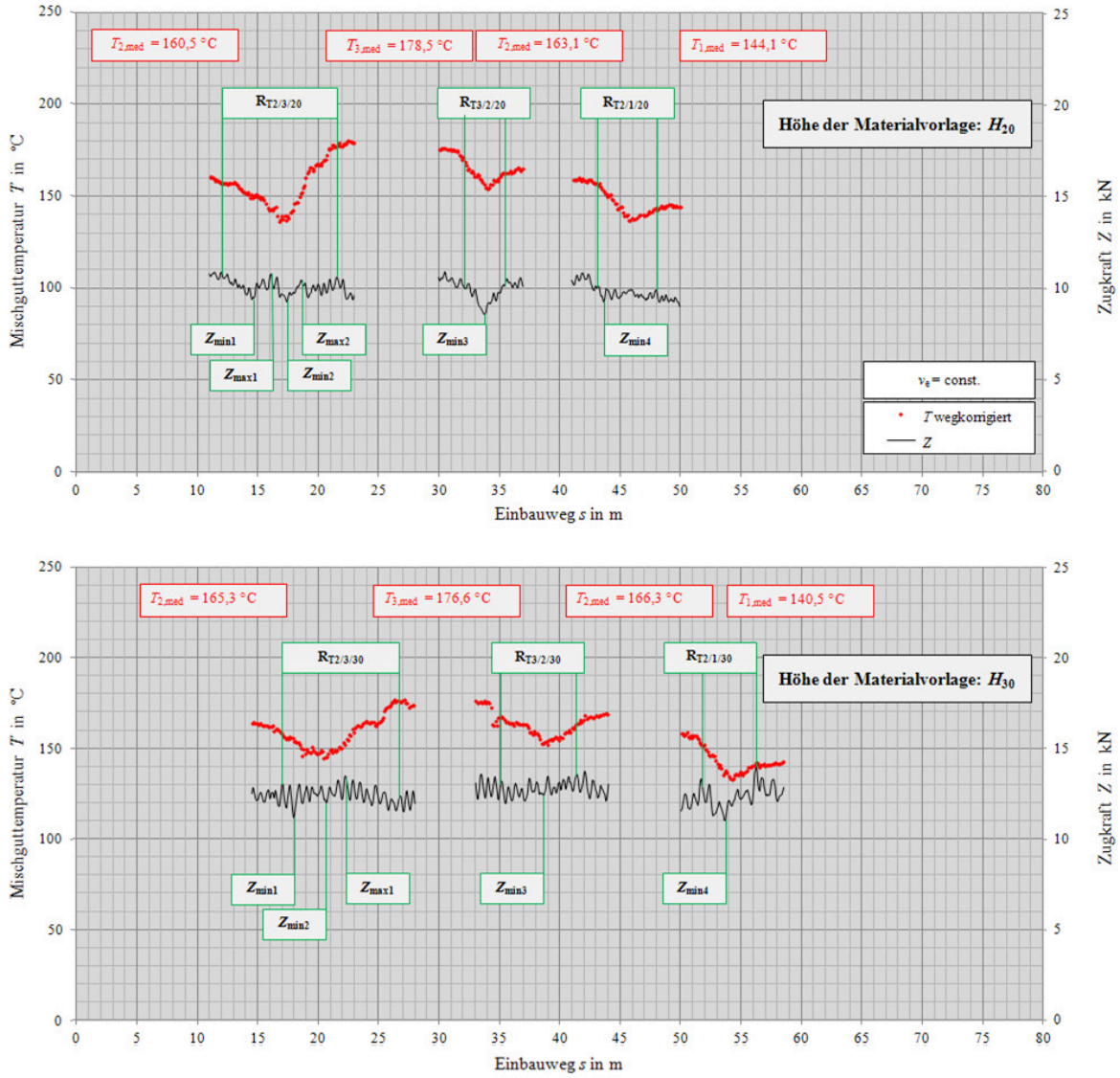


Abb. A.27: Detektierte Regelstrecken zur Bestimmung der Kraft Z am linken Zugpunkt in den Versuchsbahnen VB1 (oben) und VB2 (unten)

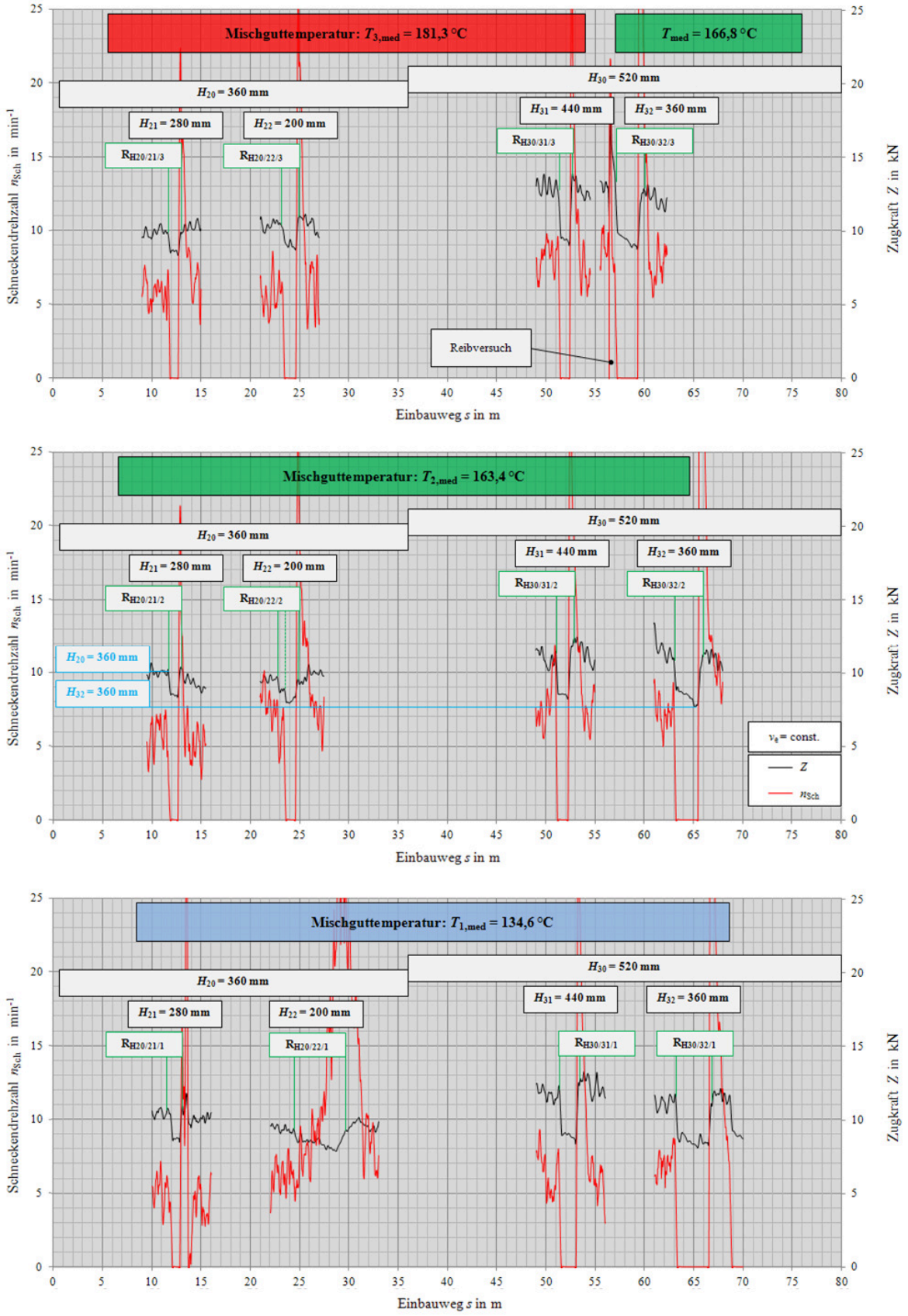


Abb. A.28: Detektierte Regelstrecken zur Bestimmung der Kraft Z am linken Zugpunkt in den Versuchsbahnen VB3 bis VB5 (von oben nach unten)

Tab. A.48: Meßdaten und abgeleitete Größen aus den temperaturbedingten Regelstrecken der Versuchsbahnen VB1 und VB2 (Zugkraft Z)

VB1 — Mischgutvorlagehöhe H_{20}

Parameter (1)	ME (2)		$R_{T2/3/20}$ lokale Extremwerte T_2 (3)	Z_{min1} (3a)	Z_{max1} (3b)	Z_{min2} (4)	Z_{max2} (4a)	T_3 (5)	$R_{T3/2/20}$ T_3 (6)	Z_{min3} (7)	T_2 (8)	$R_{T2/1/20}$ T_2 (9)	Z_{min4} (10)	T_1 (11)
s	m	(1)	13,227	14,552	16,122	17,452	18,637	21,000	32,106	33,820	35,288	43,090	43,693	48,029
T	°C	(2)	157,8	149,1	142,2	137,1	151,6	175,2	167,0	153,8	162,8	157,0	154,2	143,4
Z	kN	(3)	10,410	9,379	10,801	9,242	10,462	10,506	10,088	8,555	10,117	10,029	9,239	9,926
			Z-Abfall (12)	Z-Anstieg (12a)	Z-Abfall (12b)	Z-Anstieg (13)	total (14)		Z-Abfall (15)	Z-Anstieg (16)	total (17)	Z-Abfall (18)	Z-Anstieg (19)	total (20)
ΔT	K	(5)	-9	-7	-5	**15**	17		**-13**	9	-4	-3	**-11**	-14
ΔZ	N	(6)	-1.030	1.422	-1.559	1.220	96		-1.532	1.561	29	-791	687	-103
	%	(7)	90,1	103,8	88,8	100,5	100,9		84,8	100,3		92,1	99,0	
Δs	m	(8)	1,32	1,57	1,33	1,18	7,77		1,71	1,47	3,18	0,60	4,34	4,94
$r_Z(s)$	N/m	(9)	778	906	1.173	1.029	12		894	1.064	9	1.311	159	21

VB2 — Mischgutvorlagehöhe H_{30}

Parameter (1)	ME (2)		$R_{T2/3/30}$ lokale Extremwerte T_2 (3)	Z_{min1} (3a)	Z_{min2} (4)	Z_{max1} (4a)	T_3 (5)	$R_{T3/2/30}$ T_3 (6)	Z_{min3} (7)	T_2 (8)	$R_{T2/1/30}$ T_2 (9)	Z_{min4} (10)	T_1 (11)
s	m	(1)	16,933	17,960	20,658	22,223	25,486	35,171	38,641	41,360	51,670	53,629	56,235
T	°C	(2)	160,7	156,4	144,5	149,9	165,1	162,8	152,7	161,2	157,3	138,9	140,0
Z	kN	(3)	12,688	11,154	11,964	13,467	12,569	13,165	12,378	13,553	13,303	10,992	13,969
			Z-Abfall (12)	Z-Anstieg (12a)	Z-Anstieg (13)	total (14)		Z-Abfall (15)	Z-Anstieg (16)	total (17)	Z-Abfall (18)	Z-Anstieg (19)	total (20)
ΔT	K	(5)	-4	**-12**	5	4		**-10**	9	-2	**-18**	1	-17
ΔZ	N	(6)	-1.534	810	1.503	-120		-787	1.174	388	-2.311	2.977	667
	%	(7)	87,9	94,3	106,1	99,1		94,0	102,9		82,6	105,0	
Δs	m	(8)	1,03	2,70	1,57	8,55		3,47	2,72	6,19	1,96	2,61	4,56
$r_Z(s)$	N/m	(9)	1.493	300	960	14		227	432	63	1.179	1.143	146

Tab. A.49: Meßdaten und abgeleitete Größen aus den vorlagehöhenbedingten Regelstrecken der Versuchsbahnen VB3 bis VB5 (Zugkraft *Z*)

VB3 — Mischguttemperatur T_3

Parameter	ME		$R_{H20/21/3}$ H_{20} (3)	H_{21} (4)	H_{21} (5)	H_{20} (6)	$R_{H20/22/3}$ H_{20} (7)	H_{21} (8)	H_{21} (9)	H_{20} (10)	$R_{H30/31/3}$ H_{30} (11)	H_{31} (12)	H_{31} (13)	H_{30} (14)	$R_{H30/32/3}$ H_{30} (15)	H_{32} (16)	H_{32} (17)	H_{30} (18)
s	m	(1)	11,769	11,901	12,665	12,953	23,323	23,839	24,576	24,915	51,274	51,542	52,358	52,690	57,058	*57,306*	*59,252*	*59,794*
H	mm	(2)	360	348	280	360	360	259	200	360	520	500	440	520	520	*502*	*360*	*520*
n_{Sch}	min^{-1}	(3)	4,1	0,0	0,0	19,7	4,8	0,0	0,0	21,9	8,4	0,0	0,0	27,4	5,2	*0,0*	*0,0*	*26,8*
Z	kN	(4)	9,155	8,499	8,334	9,915	10,073	8,882	8,704	10,925	12,316	9,476	8,990	13,867	12,863	*9,843*	*8,749*	*12,574*
			Z-Abfall (19)	Z-Abbau (20)	Z-Anstieg (21)		Z-Abfall (22)	Z-Abbau (23)	Z-Anstieg (24)		Z-Abfall (25)	Z-Abbau (26)	Z-Anstieg (27)		Z-Abfall (28)	Z-Abbau (29)	Z-Anstieg (30)	
ΔH	mm	(5)	-12	-68	80		-101	-59	160		-20	-60	80		*-18*	*-142*	*160*	
ΔZ	N	(6)	-656	-164	1.581		-1.191	-178	2.221		-2.839	-486	4.877		*-3.021*	*-1.094*	*3.826*	
	%	(7)	92,8	91,0	108,3		88,2	86,4	108,5		76,9	73,0	112,6		*76,5*	*68,0*	*97,8*	
Δs	m	(8)	0,13	0,76	0,29		0,52	0,74	0,34		0,27	0,82	0,33		*0,25*	*1,95*	*0,54*	
$r_Z(s)$	N/m	(9)	4.949	215	5.497		2.306	241	6.545		10.586	597	14.682		*12.166*	*562*	*7.065*	

VB4 — Mischguttemperatur T_2

Parameter	ME		$R_{H20/21/2}$ H_{20} (3)	H_{21} (4)	H_{21} (5)	H_{20} (6)	$R_{H20/22/2}$ H_{20} (7)	H_{21} (8)	H_{21} (9)	H_{20} (10)	$R_{H30/31/2}$ H_{30} (11)	H_{31} (12)	H_{31} (13)	H_{30} (14)	$R_{H30/32/2}$ H_{30} (15)	H_{32} (16)	H_{32} (17)	H_{30} (18)
s	m	(1)	11,674	11,942	12,626	12,951	22,889	23,693	24,003	24,868	51,089	51,406	52,249	52,647	63,067	63,299	*65,424*	*65,971*
H	mm	(2)	360	337	280	360	360	235	200	360	520	498	440	520	520	504	*360*	*520*
n_{Sch}	min^{-1}	(3)	3,7	0,0	0,0	18,9	4,7	0,0	0,0	25,9	6,6	0,0	0,0	25,1	6,9	0,0	*0,0*	*37,8*
Z	kN	(4)	10,175	8,471	8,302	10,377	9,068	7,950	7,928	9,567	11,000	8,503	8,195	11,867	10,647	8,789	*7,750*	*11,185*
			Z-Abfall (19)	Z-Abbau (20)	Z-Anstieg (21)		Z-Abfall (22)	Z-Abbau (23)	Z-Anstieg (24)		Z-Abfall (25)	Z-Abbau (26)	Z-Anstieg (27)		Z-Abfall (28)	Z-Abbau (29)	Z-Anstieg (30)	
ΔH	mm	(5)	-23	-57	80		-125	-35	160		-22	-58	80		-16	*-144*	*160*	
ΔZ	N	(6)	-1.705	-168	2.074		-1.118	-22	1.639		-2.497	-308	3.672		-1.858	*-1.039*	*3.435*	
	%	(7)	83,2	81,6	102,0		87,7	87,4	105,5		77,3	74,5	107,9		82,5	*72,8*	*105,0*	
Δs	m	(8)	0,27	0,68	0,33		*0,36*	0,31	0,86		0,32	0,84	0,40		0,23	*2,13*	*0,55*	
$r_Z(s)$	N/m	(9)	6.339	246	6.374		3.078	71	1.896		7.869	365	9.233		8.029	*489*	*6.275*	

VB5 — Mischguttemperatur T_1

Parameter	ME		$R_{H20/21/1}$ H_{20} (3)	H_{21} (4)	H_{21} (5)	H_{20} (6)	$R_{H20/22/1}$ H_{20} (7)	H_{21} (8)	H_{21} (9)	H_{20} (10)	$R_{H30/31/1}$ H_{30} (11)	H_{31} (12)	H_{31} (13)	H_{30} (14)	$R_{H30/32/1}$ H_{30} (15)	H_{32} (16)	H_{32} (17)	H_{30} (18)
s	m	(1)	11,859	12,115	12,786	13,073	*24,365*		*28,680*	*29,690*	51,407	51,607	52,990	53,298	63,135	63,543	66,458	66,772
H	mm	(2)	360	338	280	360	*360*		*200*	*360*	520	510	440	520	520	500	360	520
n_{Sch}	min^{-1}	(3)	4,3	0,0	0,0	16,3	*6,3*		*21,5*	*25,5*	3,4	0,0	0,0	30,2	6,2	0,0	0,0	55,7
Z	kN	(4)	10,329	8,550	8,451	10,917	*9,375*		*7,842*	*9,293*	11,399	8,895	8,334	12,468	11,483	8,458	8,232	11,060
			ZAbfall (19)	ZAbbau (20)	ZAnstieg (21)		ZAbfall (22)	Z-Abbau (23)	Z-Anstieg (24)		Z-Abfall (25)	Z-Abbau (26)	Z-Anstieg (27)		Z-Abfall (28)	Z-Abbau (29)	Z-Anstieg (30)	
ΔH	mm	(5)	-22	-58	80			*-160*	*160*		-10	-70	80		-20	-140	160	
ΔZ	N	(6)	-1.780	-99	2.466			*-1.533*	*1.451*		-2.504	-560	4.133		-3.025	-226	2.828	
	%	(7)	82,8	81,8	105,7			*83,6*	*99,1*		78,0	73,1	109,4		73,7	71,7	96,3	
Δs	m	(8)	0,26	0,67	0,29			*4,31*	*1,01*		0,20	1,38	0,31		0,41	2,92	0,31	
$r_Z(s)$	N/m	(9)	6.965	147	8.567			*355*	*1.436*		12.520	405	13.398		7.425	78	8.983	

A.7.4: Untersuchungen zur Einbaudicke

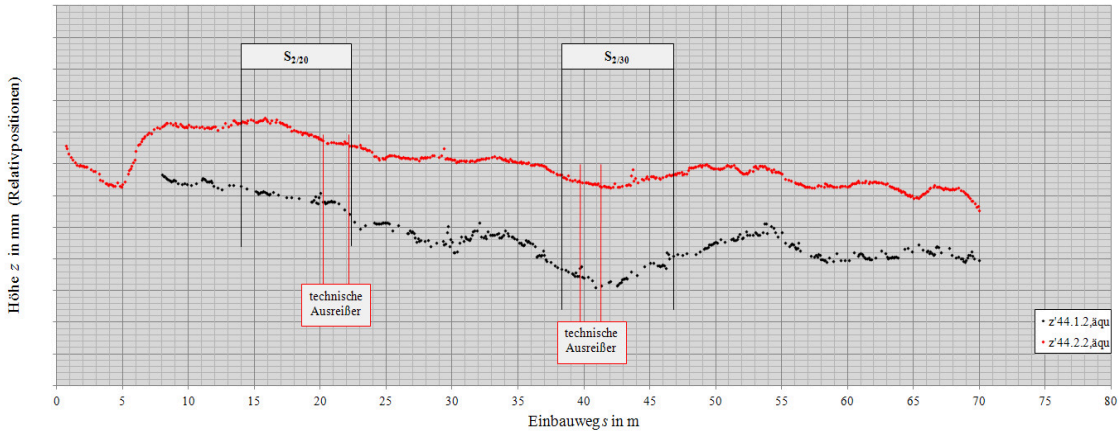


Abb. A.29: Ermittlung des Verlaufes der äquidistierten z-Koordinaten der Meßlinien ML44.1.2 und ML44.2.2 auf der idealisierten Position $\bar{x}_{44.2.2;0,1}$. Darstellung in beliebiger Höhenordnung (Relativposition).

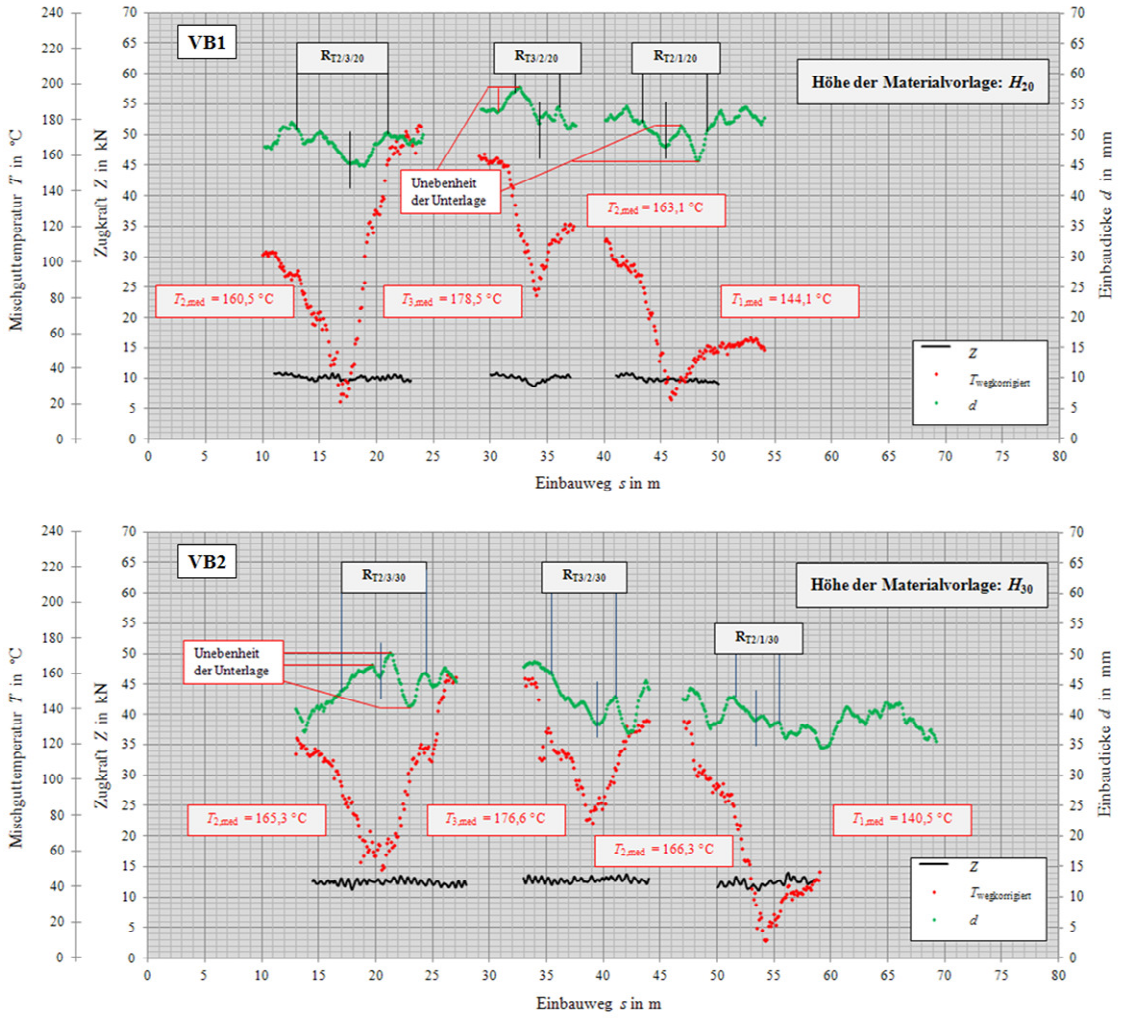


Abb. A.30: Verlauf der Schichtdicke in den Regelabschnitten der Versuchsbahnen VB1 und VB2

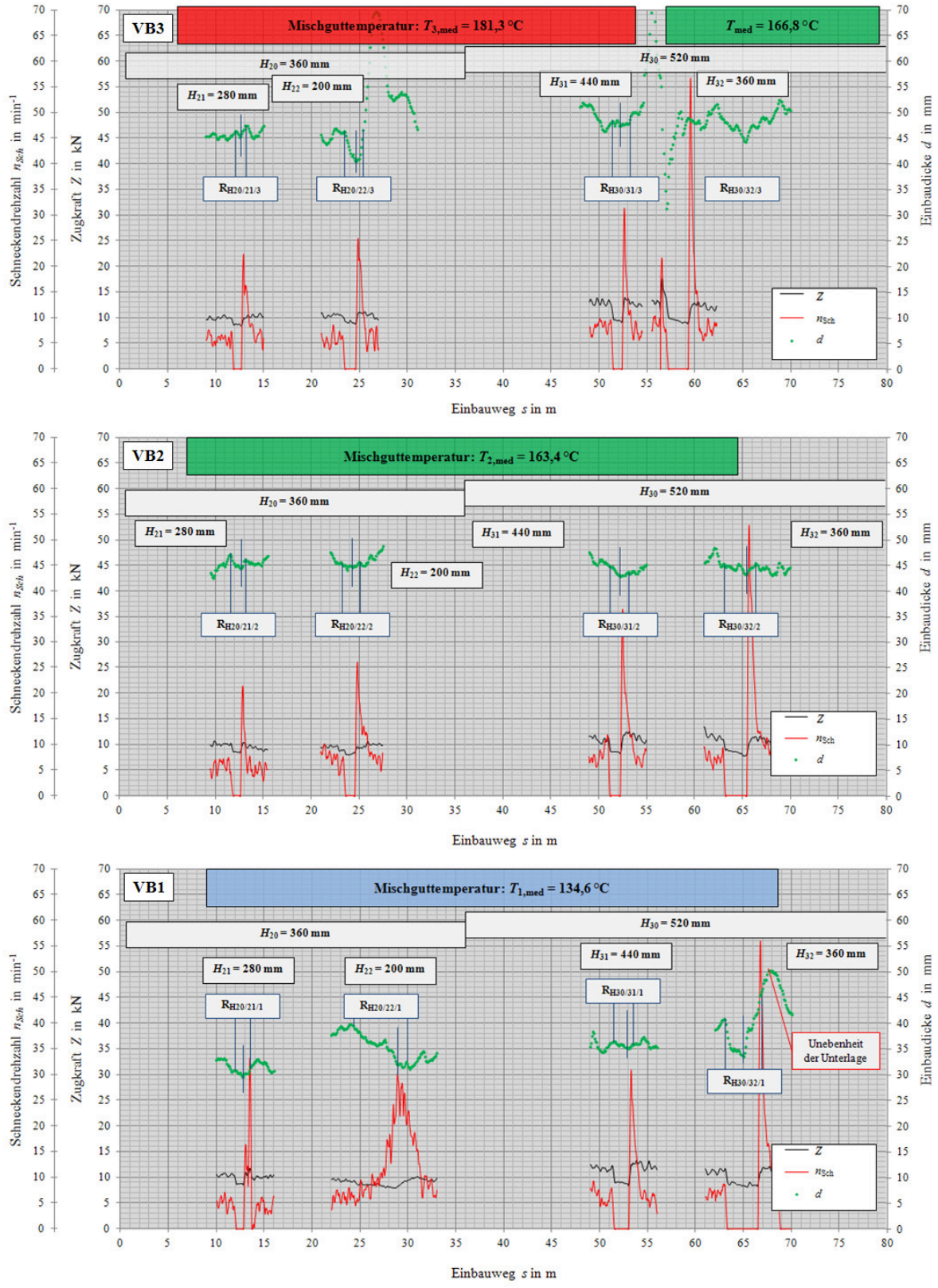


Abb. A.31: Detektierte Regelstrecken zur Bestimmung der Schichtdicke in den Versuchsbahnen VB3 bis VB5

Tab. A.50: Meßdaten und abgeleitete Größen aus den vorlagehöhenbedingten Regelstrecken der Versuchsbahnen VB3 bis VB5 (Einbaudicke *d*)

VB 3 — Mischguttemperatur $T_{3,med}$ = 181,3 °C

Parameter (1)	ME (2)		$R_{H20/21/3}$ H_{20} (3)	H_{21} (4)	H_{20} (5)	$R_{H20/22/3}$ H_{20} (6)	H_{21} (7)	H_{20} (8)	$R_{H30/31/3}$ H_{30} (9)	H_{31} (10)	H_{30} (11)	$R_{H30/32/3}$ H_{30} (12)	H_{32} (13)	H_{30} (14)
s	m	(1)	12,000	12,500	13,100	23,300	24,600	25,400	51,400	52,200	53,200			
H	mm	(2)	360	280	360	360	200	360	520	440	520			
d	mm	(3)	46,4	45,2	47,5	46,1	40,4	46,6	48,3	47,5	48,7			
			d-Abfall (15)	*d*-Anstieg (16)		*d*-Abfall (17)	*d*-Anstieg (18)		*d*-Abfall (19)	*d*-Anstieg (20)		*d*-Abfall (21)	*d*-Anstieg (22)	
Δ*H*	mm	(4)	-80	80		-160	160		-80	80				
Δ*d*	mm	(5)	-1,2	2,3		-5,7	6,2		-0,8	1,2				
	%	(6)	97,4	102,3		87,7	101,1		98,4	100,9				
Δ*s*	m	(7)	0,50	0,60		1,30	0,80		0,80	1,00				
$r_d(s)$	mm/m	(8)	2,4	3,8		4,4	7,7		1,0	1,2				

VB 4 — Mischguttemperatur $T_{2,med}$ = 163,4 °C

Parameter (1)	ME (2)		$R_{H20/21/2}$ H_{20} (3)	H_{21} (4)	H_{20} (5)	$R_{H20/22/2}$ H_{20} (6)	H_{21} (7)	H_{20} (8)	$R_{H30/31/2}$ H_{30} (9)	H_{31} (10)	H_{30} (11)	$R_{H30/32/2}$ H_{30} (12)	H_{32} (13)	H_{30} (14)
s	m	(1)	11,600	12,700	13,200	23,300	24,300	25,100	51,100	52,200	53,100	63,100	65,400	*66,300*
H	mm	(2)	360	280	360	360	200	360	520	440	520	520	360	*520*
d	mm	(3)	47,3	44,4	46,2	45,0	44,7	45,3	45,1	43,1	43,8	45,4	43,2	*45,5*
			d-Abfall (15)	*d*-Anstieg (16)		*d*-Abfall (17)	*d*-Anstieg (18)		*d*-Abfall (19)	*d*-Anstieg (20)		*d*-Abfall (21)	*d*-Anstieg (22)	
Δ*H*	mm	(4)	-80	80		-160	160		-80	80		-160	*160*	
Δ*d*	mm	(5)	-2,9	1,8		-0,3	0,6		-1,9	0,6		-2,2	*2,2*	
	%	(6)	93,9	97,7		99,3	100,7		95,7	97,1		95,2	*100,1*	
Δ*s*	m	(7)	1,10	0,50		1,00	0,80		1,10	0,90		2,30	*0,90*	
$r_d(s)$	mm/m	(8)	2,6	3,6		0,3	0,8		1,7	0,7		1,0	*2,5*	

VB 5 — Mischguttemperatur $T_{1,med}$ = 134,6 °C

Parameter (1)	ME (2)		$R_{H20/21/1}$ H_{20} (3)	H_{21} (4)	H_{20} (5)	$R_{H20/22/1}$ H_{20} (6)	H_{21} (7)	H_{20} (8)	$R_{H30/31/1}$ H_{30} (9)	H_{31} (10)	H_{30} (11)	$R_{H30/32/1}$ H_{30} (12)	H_{32} (13)	H_{30} (14)
s	m	(1)	12,000	12,800	13,600	*24,400*	*28,900*	*30,000*	51,400	52,900	53,600	63,100	65,000	66,900
H	mm	(2)	360	280	360	*360*	*200*	*360*	520	440	520	520	360	520
d	mm	(3)	30,8	29,6	31,5	*38,9*	*32,0*	*31,6*	36,5	35,1	35,9	40,6	33,5	*46,3*
			d-Abfall (15)	*d*-Anstieg (16)		*d*-Abfall (17)	*d*-Anstieg (18)		*d*-Abfall (19)	*d*-Anstieg (20)		*d*-Abfall (21)	*d*-Anstieg (22)	
Δ*H*	mm	(4)	-80	80		*-160*	*160*		-80	80		-160	*160*	
Δ*d*	mm	(5)	-1,2	1,9		*-6,9*	*-0,4*		-1,4	0,8		-7,1	*12,8*	
	%	(6)	96,1	102,4		*82,3*	*81,3*		96,3	98,5		82,5	*114,1*	
Δ*s*	m	(7)	0,80	0,80		*4,50*	*1,10*		1,50	0,70		1,90	*1,90*	
$r_d(s)$	mm/m	(8)	1,5	2,4		*1,5*	*0,4*		0,9	1,1		3,7	*6,7*	

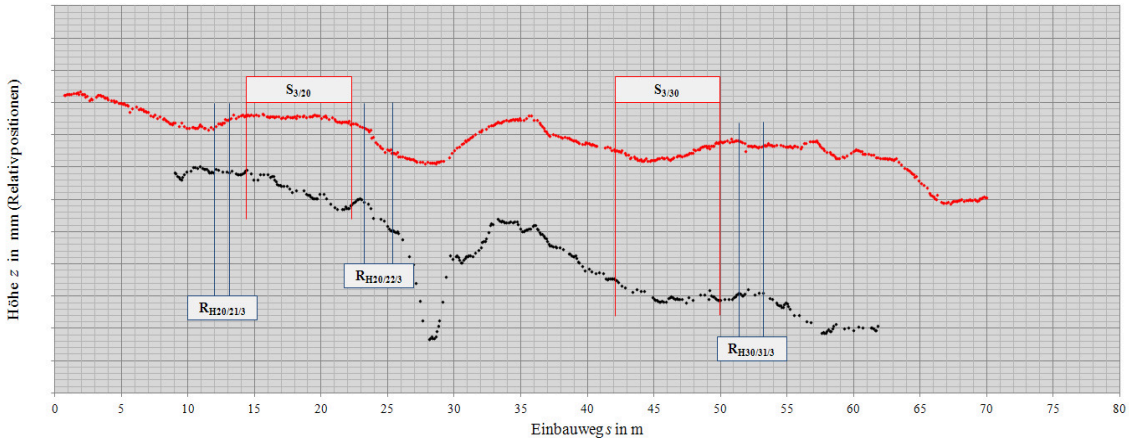


Abb. A.32: Verlauf der äquidistierten z-Koordinaten der Meßlinien ML34.1.2 und ML44.2.2 (rot) auf der idealisierten Position $\bar{x}_{34.2.2;0,1}$. Darstellung in beliebiger Höhenordnung (Relativposition).

A.7.5: Anwendung des Bewerteten Längsprofils auf kürzere Wellenlängen

UECKERMANN beschreibt in [238] die Anwendung des *BLP* auf kürzere Wellenlängen, worauf in der Folge Bezug genommen wird:

Der Leistungsinhalt der Grenzwertkurve

$$\sigma^2_{\text{grenz}} = 4{,}95^2 \cdot AUN \cdot \Omega_0^2 \cdot \ln\frac{L_1}{L_2} \tag{A.119}$$

beträgt über 10 m 6/9 des Leistungsinhaltes der Grenzwertkurve über 100 m:

$$\sigma^2_{\text{ges,10m}} = \frac{6}{9} \cdot \sigma^2_{\text{ges,100m}} = 4{,}95^2 \cdot \Omega_0^2 \cdot AUN \cdot \ln 64\,, \tag{A.120}$$

$$\text{mit } \ln 64 = \ln\frac{L_1}{L_2} = \ln\frac{12{,}8\text{ m}}{0{,}2\text{ m}}\,. \tag{A.121}$$

Für 6 Oktaven ergibt sich der Grenzwert für die Standardabweichung des 10-m-Bewerteten Längsprofils aus:

$$\sigma^2_{\text{bew,grenz,10m}} = \sum_1^6 \left(\frac{\sigma^2_{\text{Okt}}}{\sigma^2_{\text{ges,10m}}} \cdot \sigma^2_{\text{Okt}} \right) = \sum_1^6 \left(\frac{\ln 2}{\ln 64} \cdot \sigma^2_{\text{Okt}} \right) = \sum_1^6 \left(\frac{1}{6} \cdot \sigma^2_{\text{Okt}} \right) = \sigma^2_{\text{Okt}}\,, \tag{A.122}$$

somit:

$$\sigma_{\text{bew,grenz,10m}} = \sigma_{\text{Okt}} = \sigma_{\text{bew,grenz,100m}} = 4{,}95 \cdot \Omega_0 \cdot \sqrt{AUN} \cdot \sqrt{\ln 2} = 4{,}12 \cdot \sqrt{AUN}\,. \tag{A.123}$$

Nach [130] liegt die Wahrscheinlichkeit des Überschreitens von Vielfachen $\pm\lambda \cdot \sigma$ der Standardabweichung bei normalverteilten Meßwerten gem. nachstehender *Tab. A.51* bei $\lambda = 2{,}58$ (s. [238], *Tab. 2.1*, *S. 22*).

Tab. A.51: Wahrscheinlichkeit S des Überschreitens von Vielfachen $\pm\lambda\cdot\sigma$ der Standardabweichung σ bei normalverteilten Meßwerten; Auszug aus [130] bzw. *Tab. 2.1*, *S. 22* in [238]

λ	1	2	2.58	2.93	3	3.29
S	31.7 %	4.6 %	1 %	0.4 %	0.3 %	0.1 %
$1-S$	68.3 %	95.4 %	99 %	99.6 %	99.7 %	99.9 %

Damit ergibt sich ein geringerer Grenzwert für die Spannweite:

$$\Delta_{\text{bew,grenz}} = 2\cdot 2{,}58\cdot\sigma_{\text{bew}} = 21{,}3\cdot\sqrt{AUN}\,, \tag{A.124}$$

was zu folgenden Zielwerten für das 10-m-Bewertete Längsprofil führt:

$\sigma_{\text{bew,10 m}} = SBL_{10} = 4{,}5$ mm und $\Delta_{\text{bew,10 m}} = DBL_{10} = 21$ mm,

aus denen nach UECKERMANN [238] *„in etwa gleiche Bewertungen für Straßen mit überwiegend mittel- oder kurzwelliger Charakteristik“* resultieren.

In vergleichbarer Weise läßt sich der LWI_{10}-Wert ermitteln:

$$q^2_{\text{ref}} = 3{,}29^2\cdot\sigma^2_{\text{q,ref}} = 3{,}29^2\cdot AUN_{\text{ref}}\cdot\Omega_0^2\cdot v\cdot\int V_{\text{q}}^2(\omega)\cdot\omega^{-2}\cdot d\omega \tag{A.125}$$

für 100 m Abschnittslänge. Nach vorgenannter *Tab. A.51* ergibt sich mit $\lambda = 2{,}58$:

$$q^2_{\text{ref}} = 2{,}58^2\cdot\sigma^2_{\text{q,ref}} = 2{,}58^2\cdot AUN_{\text{ref}}\cdot\Omega_0^2\cdot v\cdot\int V_{\text{q}}^2(\omega)\cdot\omega^{-2}\cdot d\omega\,, \tag{A.126}$$

womit der Zielwert $LWI_{10} = 0{,}6$ beträgt.

A.7.6: Graphische Darstellungen zur Unterstützung der Auswertung der Zustandsgrößen der Längsebenheit

Die folgenden *Abbn. A.33* bis *A.37* zeigen über dem Einbauweg s die Positionen der stationären Bereiche sowie die Regelstrecken an und dokumentieren in beliebiger Höhenanordnung die Verläufe der Höhenprofile der Unterlage, der eingebauten und endverdichteten Deckschicht, der Mischguttemperatur, des schematischen Verlaufes der linken Schneckendrehzahl, der Längsneigung des Traktors und des Anstellwinkels der Bohle. Mit den Markierungen $c(s)$ werden die Bereiche angegeben, in denen Kreuzkorrelationsuntersuchungen durchgeführt wurden, während die schwarzen Pfeile die Abschnitte kennzeichnen, in denen die Zustandsgrößen der Längsebenheit mit Hilfe der Auswertesoftware des *isac* berechnet wurden. Die Kurven zur Längsebenheit wurden stark vergrößert eingetragen. In den Abbildungen wird der Verlauf der Meßlinien MLi4.1.2, MLi4.2.2 und MLi3.2.2 dargestellt.

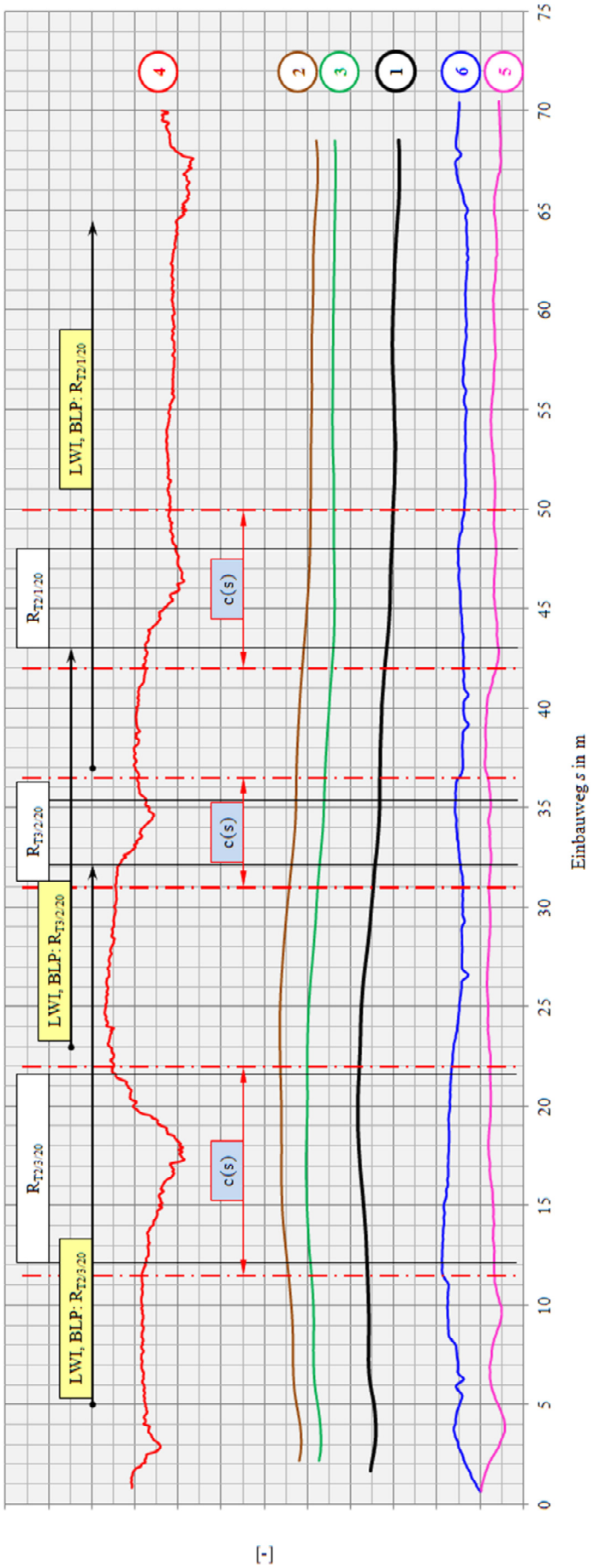


Abb. A.33: Positionen stationärer Abschnitte und Regelstrecken in der Versuchsbahn VB1. Darstellung der Linien in beliebiger Höhenordnung.

1 Höhenlängsprofil der Unterlage, 2 Höhenlängsprofil der eingebauten Prüfschicht, 3 Höhenlängsprofil der gewalzten Prüfschicht, 4 Verlauf der Mischguttemperatur, 5 Längsneigung des Traktors, 6 Anstellwinkel der Einbaubohle

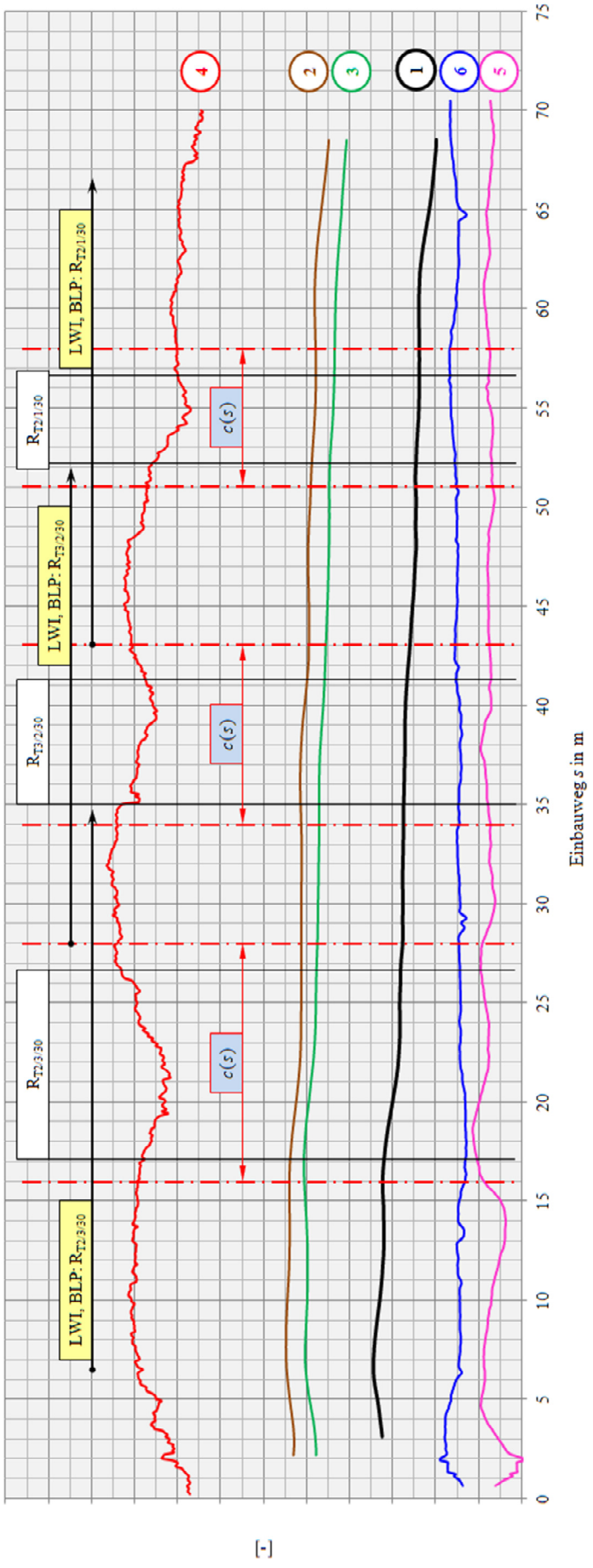


Abb. A.34: Positionen stationärer Abschnitte und Regelstrecken in der Versuchsbahn VB2. Darstellung der Linien in beliebiger Höhenordnung.

1 Höhenlängsprofil der Unterlage, 2 Höhenlängsprofil der eingebauten Prüfschicht, 3 Höhenlängsprofil der gewalzten Prüfschicht, 4 Verlauf der Mischguttemperatur, 5 Längsneigung des Traktors, 6 Anstellwinkel der Einbaubohle

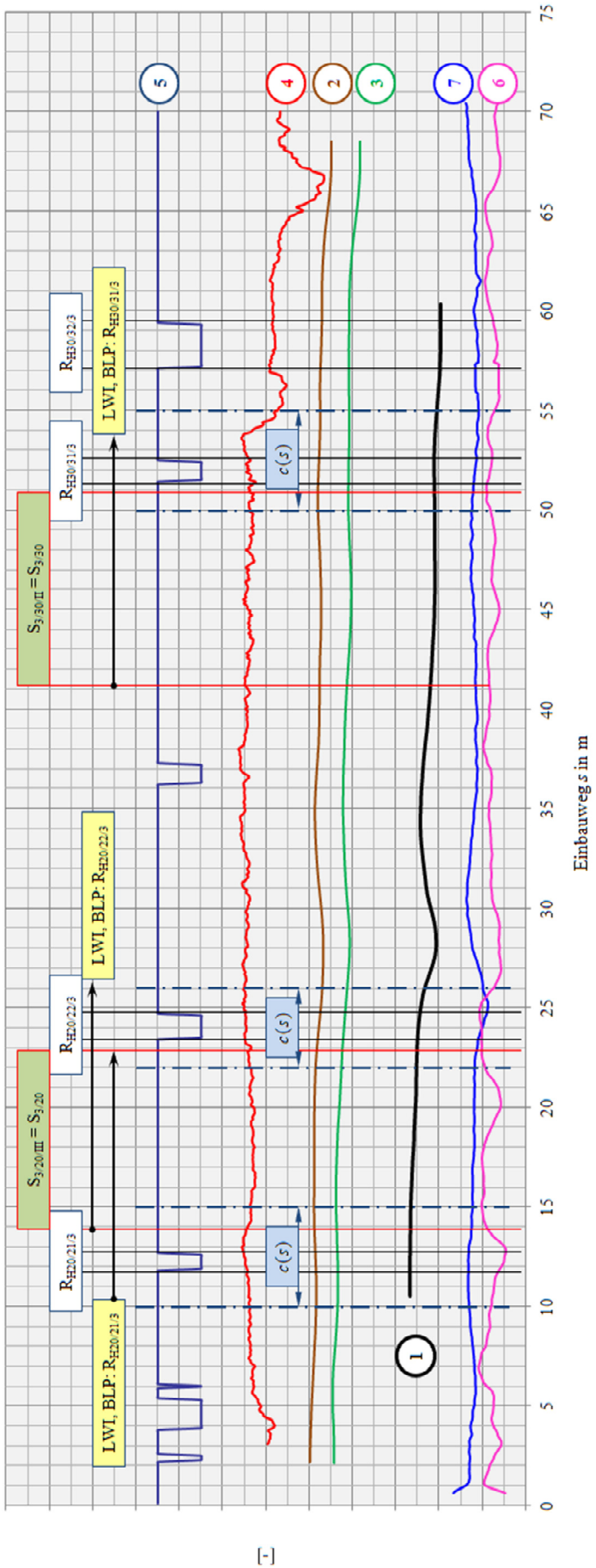


Abb. A.35: Positionen stationärer Abschnitte und Regelstrecken in der Versuchsbahn VB3. Darstellung der Linien in beliebiger Höhenordnung.

1 Höhenlängsprofil der Unterlage, 2 Höhenlängsprofil der eingebauten Prüfschicht, 3 Höhenlängsprofil der gewalzten Prüfschicht, 4 Verlauf der Mischguttemperatur, 5 schematischer Verlauf der Drehzahl der linken Querförderschnecke, 6 Längsneigung des Traktors, 7 Anstellwinkel der Einbaubohle

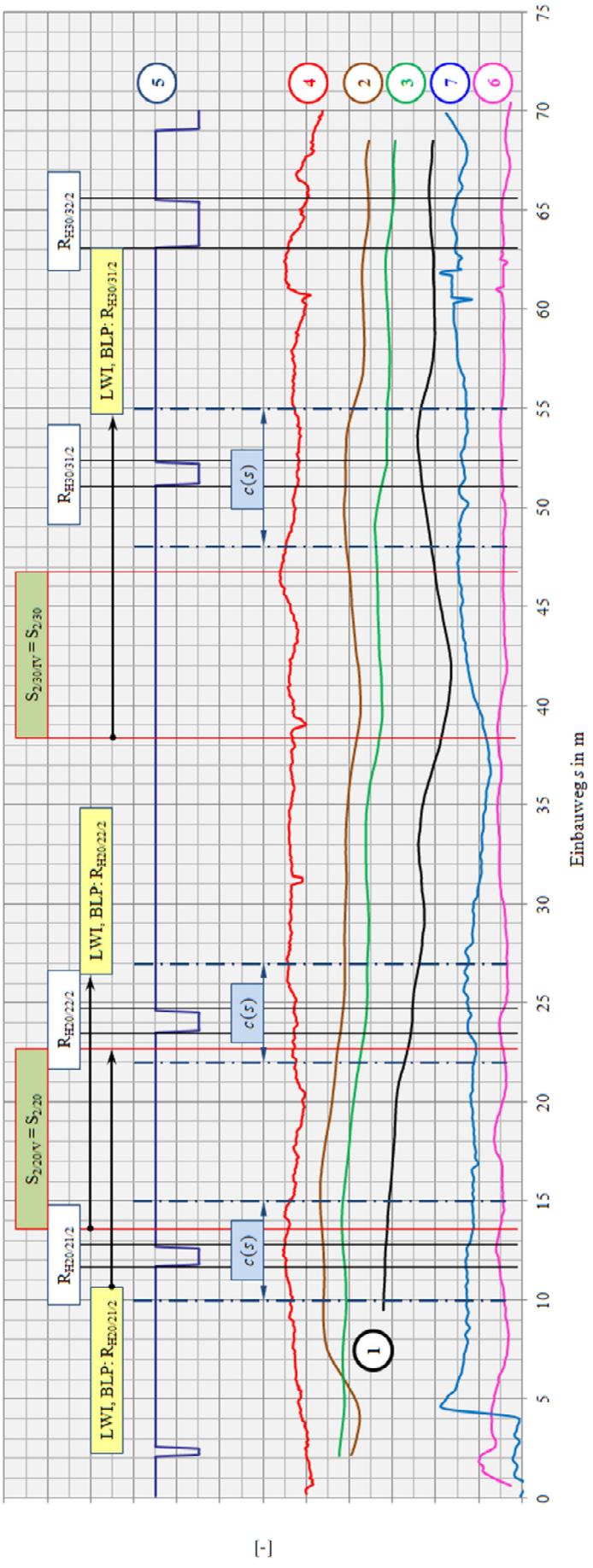


Abb. A.36: Positionen stationärer Abschnitte und Regelstrecken in der Versuchsbahn VB4. Darstellung der Linien in beliebiger Höhenordnung.

1 Höhenlängsprofil der Unterlage, 2 Höhenlängsprofil der eingebauten Prüfschicht, 3 Höhenlängsprofil der gewalzten Prüfschicht, 4 Verlauf der Mischguttemperatur, 5 schematischer Verlauf der Drehzahl der linken Querförderschnecke, 6 Längsneigung des Traktors, 7 Anstellwinkel der Einbaubohle

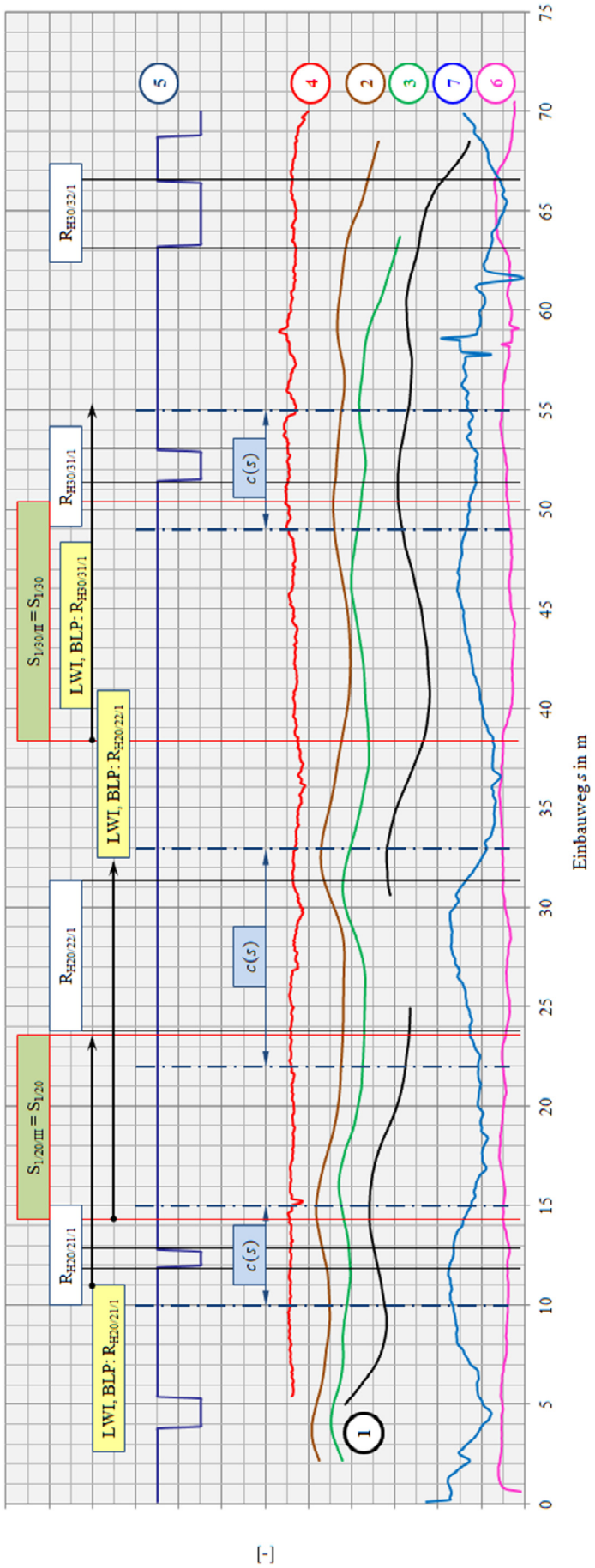


Abb. A.37: Positionen stationärer Abschnitte und Regelstrecken in der Versuchsbahn VB5. Darstellung der Linien in beliebiger Höhenordnung.

1 Höhenlängsprofil der Unterlage, 2 Höhenlängsprofil der eingebauten Prüfschicht, 3 Höhenlängsprofil der gewalzten Prüfschicht, 4 Verlauf der Mischguttemperatur, 5 schematischer Verlauf der Drehzahl der linken Querförderschnecke, 6 Längsneigung des Traktors, 7 Anstellwinkel der Einbaubohle

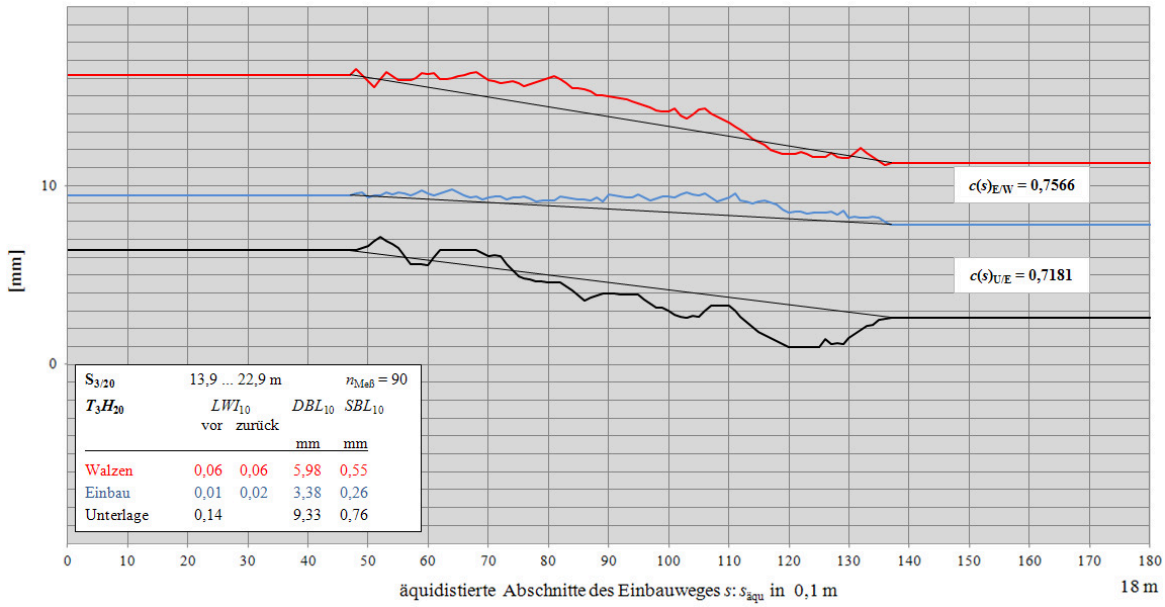


Abb. A.38: Profile der Meßlinien ML34.1.2, ML34.2.2 und ML33.2.2 im stationären Bereich $S_{3/20}$ der Versuchsbahn VB3 in beliebiger Höhenordnung

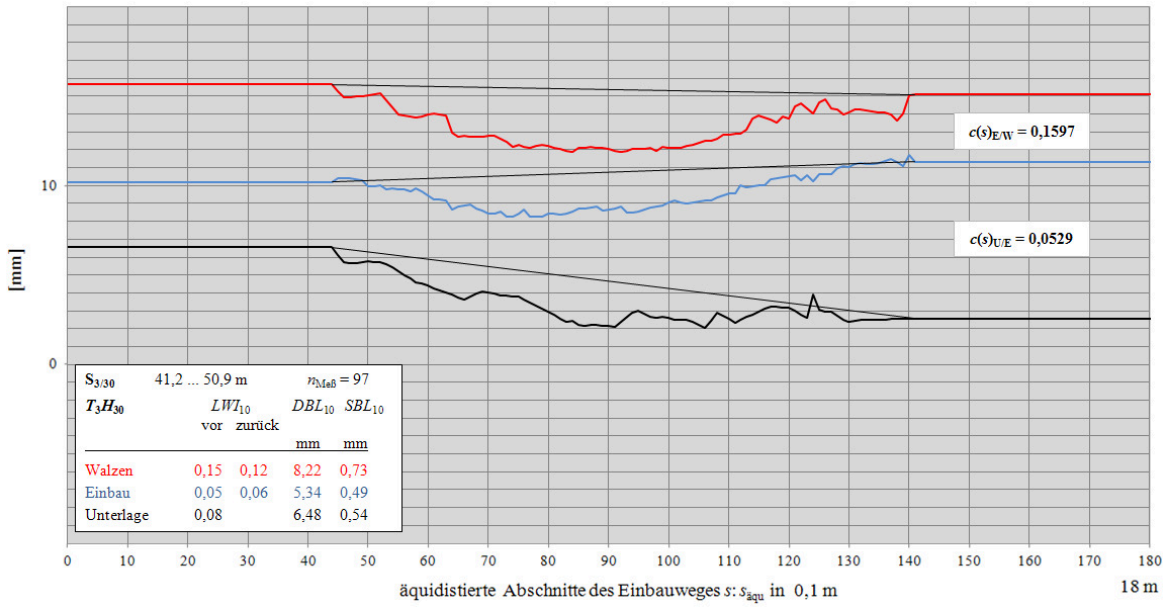


Abb. A.39: Profile der Meßlinien ML34.1.2, ML34.2.2 und ML33.2.2 im stationären Bereich $S_{3/30}$ der Versuchsbahn VB3 in beliebiger Höhenordnung

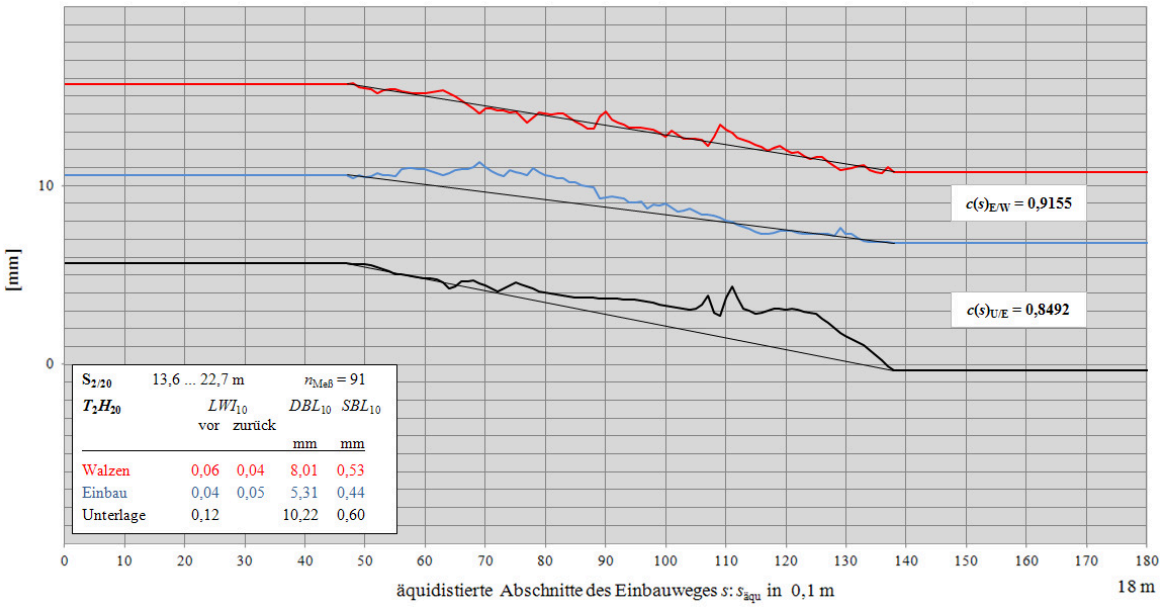


Abb. A.40: Profile der Meßlinien ML44.1.2, ML44.2.2 und ML43.2.2 im stationären Bereich $S_{2/20}$ der Versuchsbahn VB4 in beliebiger Höhenordnung

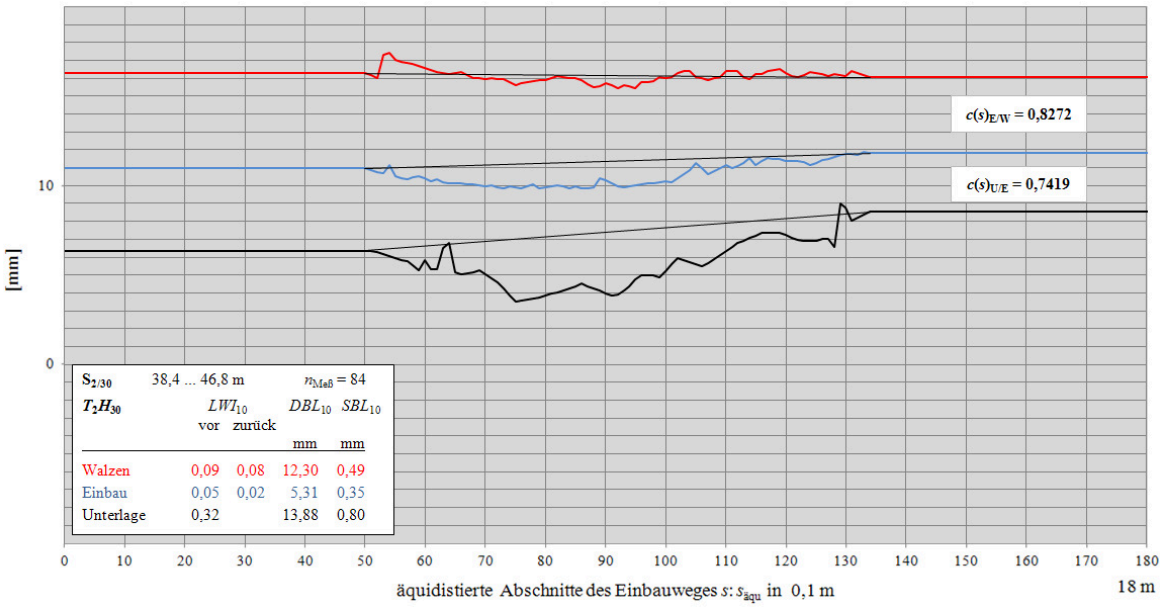


Abb. A.41: Profile der Meßlinien ML44.1.2, ML44.2.2 und ML43.2.2 im stationären Bereich $S_{2/30}$ der Versuchsbahn VB4 in beliebiger Höhenordnung

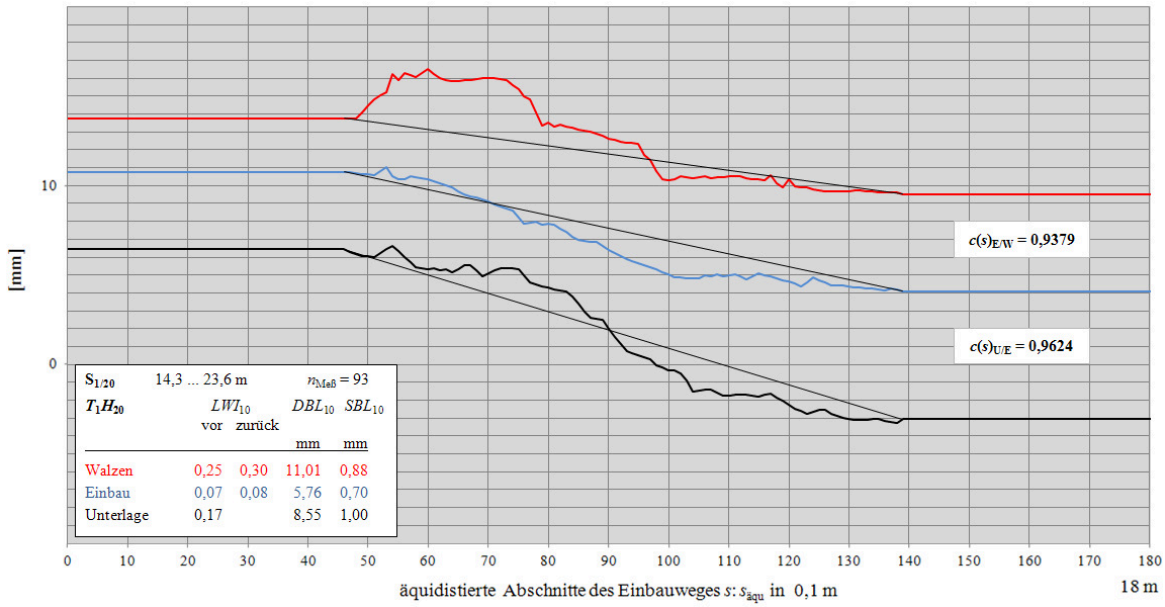


Abb. A.42: Profile der Meßlinien ML54.1.2, ML54.2.2 und ML53.2.2 im stationären Bereich $S_{1/20}$ der Versuchsbahn VB5 in beliebiger Höhenordnung

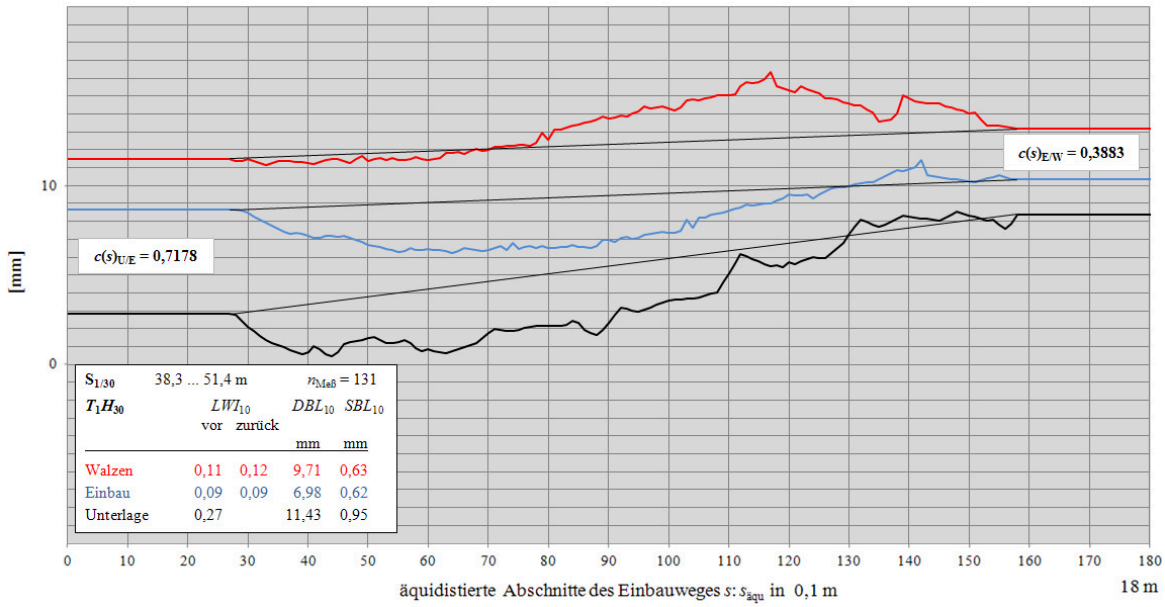


Abb. A.43: Profile der Meßlinien ML54.1.2, ML54.2.2 und ML53.2.2 im stationären Bereich $S_{1/30}$ der Versuchsbahn VB5 in beliebiger Höhenordnung

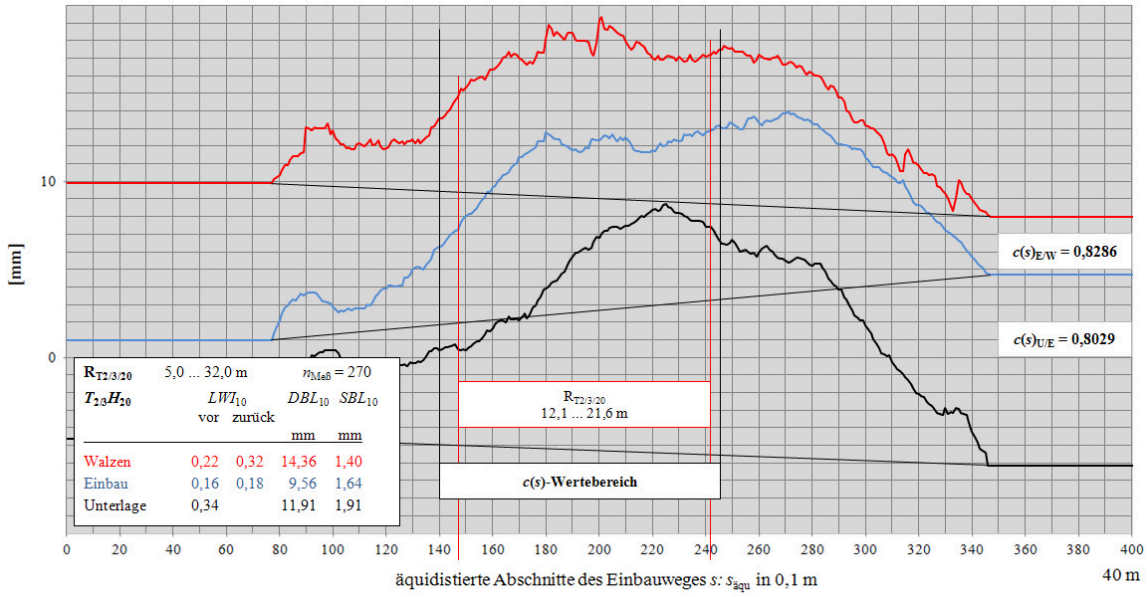


Abb. A.44: Profile der Meßlinien ML14.1.2, ML14.2.2 und ML13.2.2 im Regelstreckenbereich $S_{2/20/I}$ – $R_{T2/3/20}$ – $S_{3/20/I}$ der Versuchsbahn VB1 in beliebiger Höhenordnung

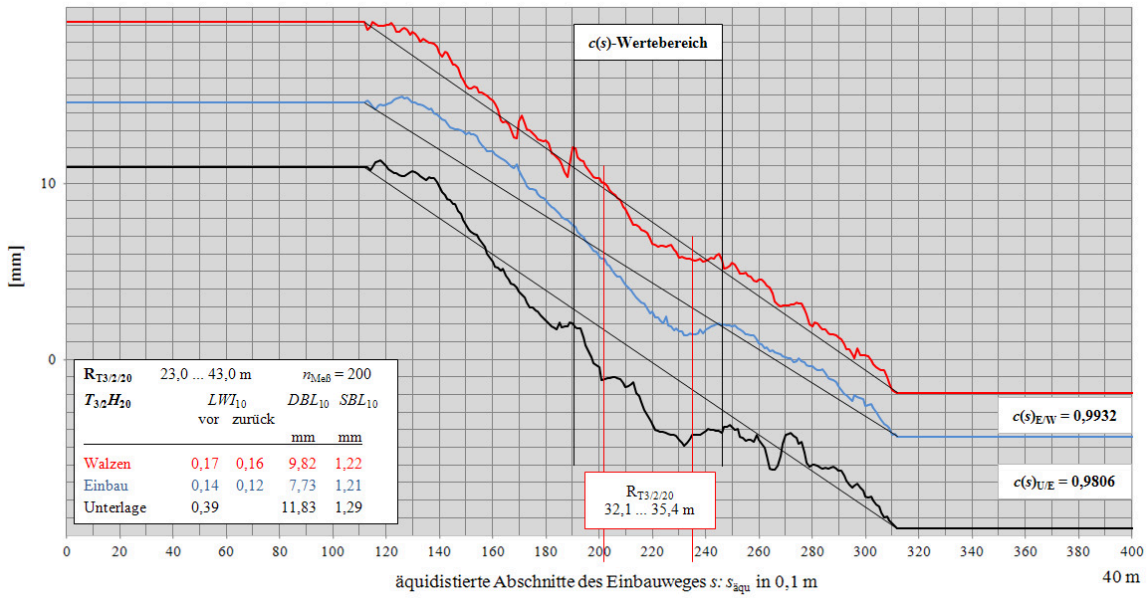


Abb. A.45: Profile der Meßlinien ML14.1.2, ML14.2.2 und ML13.2.2 im Regelstreckenbereich $S_{3/20/I}$ – $R_{T3/2/20}$ – $S_{2/20/II}$ der Versuchsbahn VB1 in beliebiger Höhenordnung

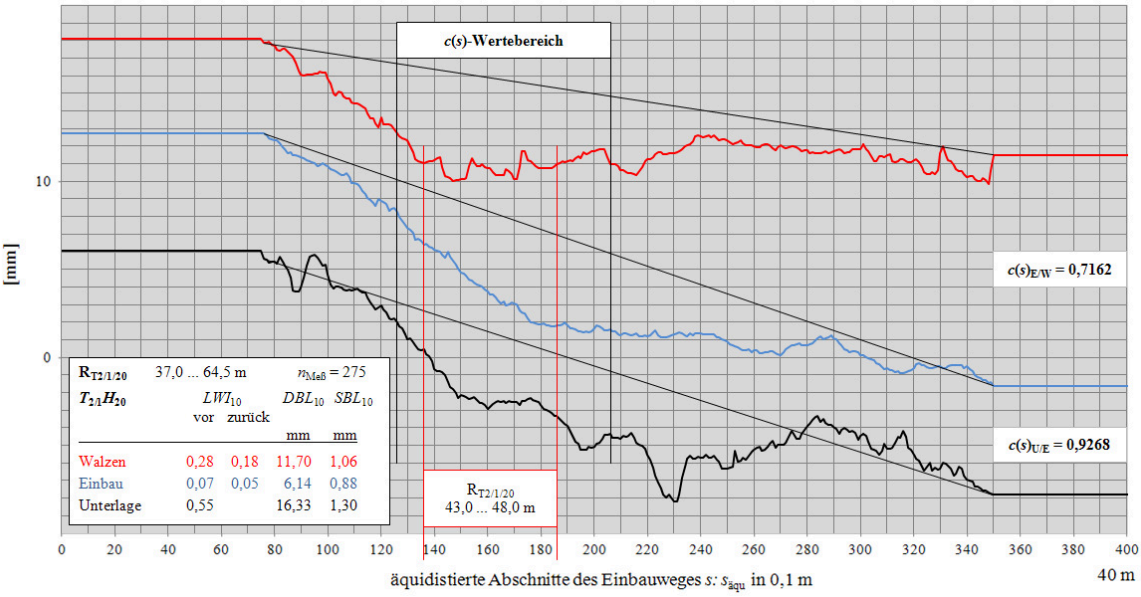


Abb. A.46: Profile der Meßlinien ML14.1.2, ML14.2.2 und ML13.2.2 im Regelstreckenbereich $S_{2/20/II}$ – $R_{T2/1/20}$ – $S_{1/20/I}$ der Versuchsbahn VB1 in beliebiger Höhenordnung

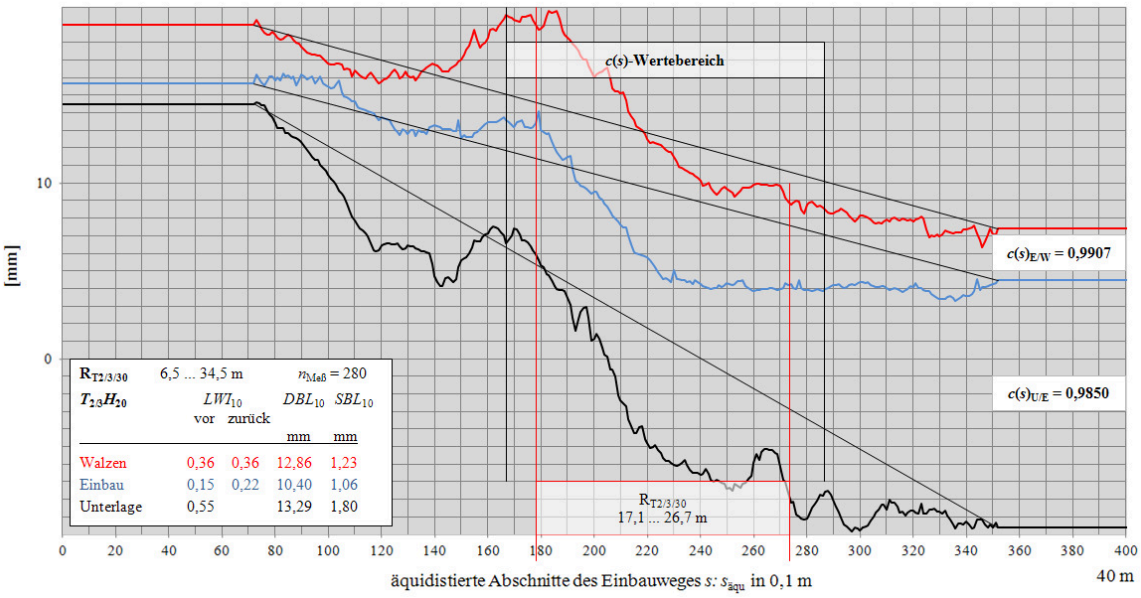


Abb. A.47: Profile der Meßlinien ML24.1.2, ML24.2.2 und ML23.2.2 im Regelstreckenbereich $S_{2/30/I}$ – $R_{T2/3/30}$ – $S_{3/30/I}$ der Versuchsbahn VB2 in beliebiger Höhenordnung

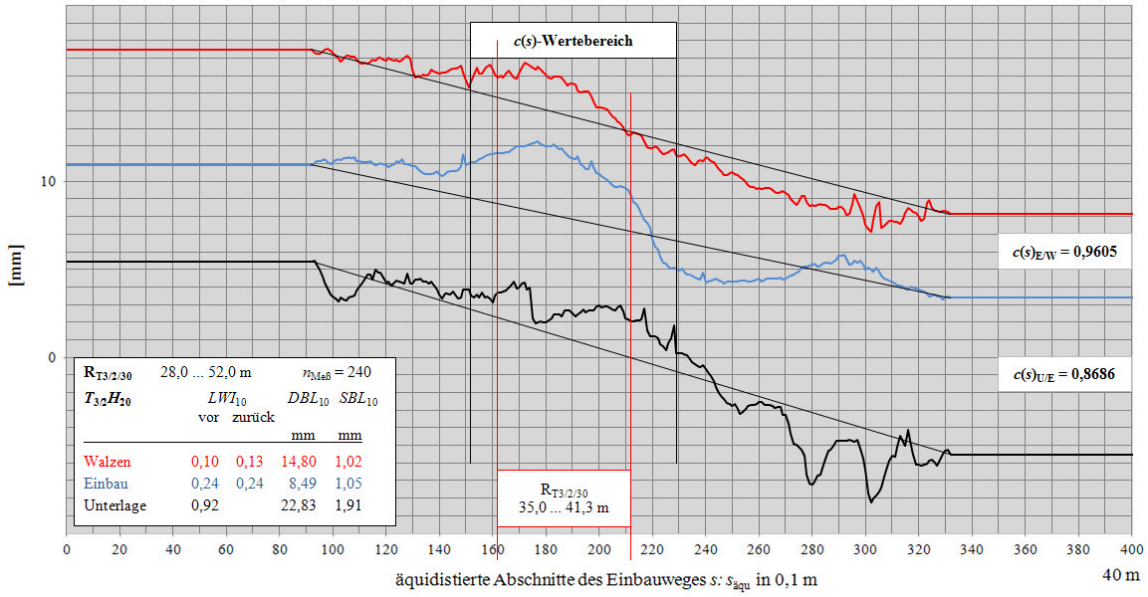


Abb. A.48: Profile der Meßlinien ML24.1.2, ML24.2.2 und ML23.2.2 im Regelstreckenbereich $S_{3/30/I} - R_{T3/2/30} - S_{2/30/II}$ der Versuchsbahn VB2 in beliebiger Höhenordnung

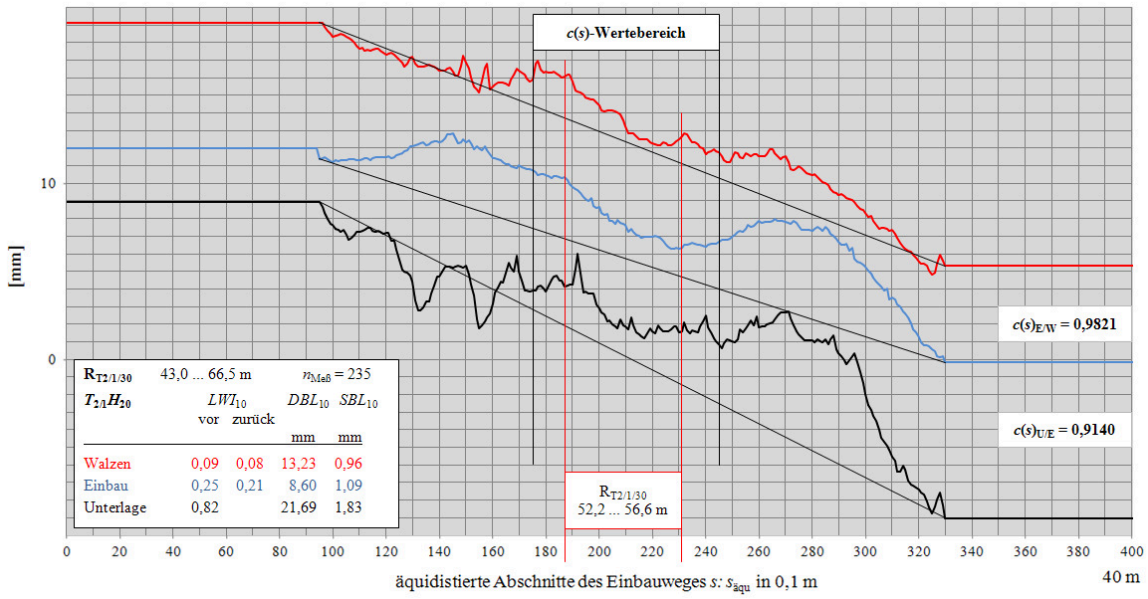


Abb. A.49: Profile der Meßlinien ML24.1.2, ML24.2.2 und ML23.2.2 im Regelstreckenbereich $S_{2/30/II} - R_{T2/1/30} - S_{1/30/I}$ der Versuchsbahn VB2 in beliebiger Höhenordnung

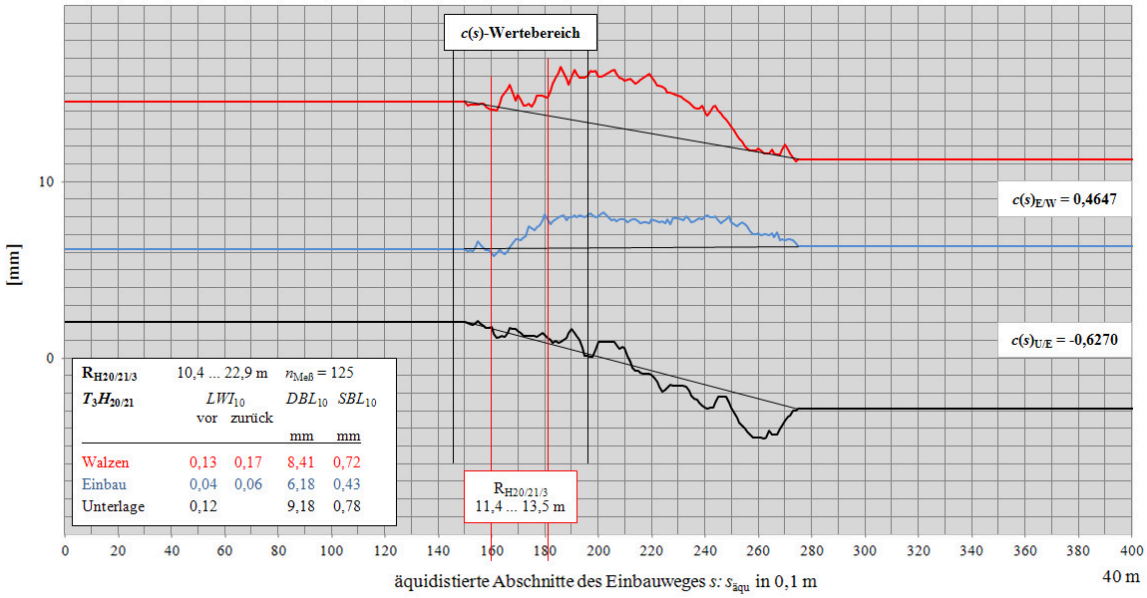


Abb. A.50: Profile der Meßlinien ML34.1.2, ML34.2.2 und ML33.2.2 im Regelstreckenbereich $R_{H20/21/3} - S_{3/20}$ der Versuchsbahn VB3 in beliebiger Höhenordnung

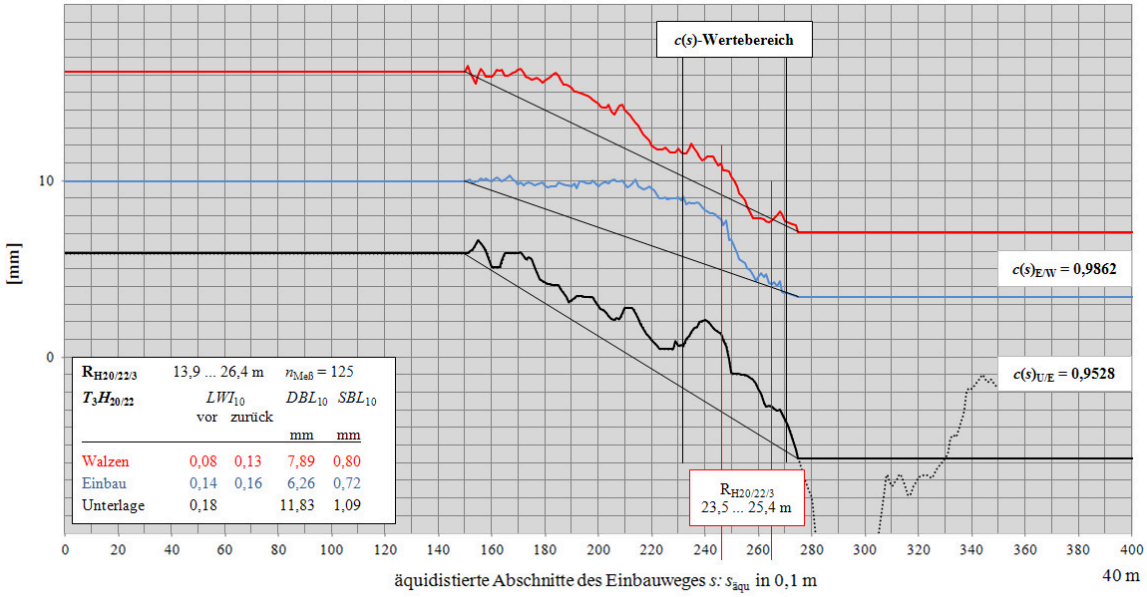


Abb. A.51: Profile der Meßlinien ML34.1.2, ML34.2.2 und ML33.2.2 im Regelstreckenbereich $S_{3/20} - R_{H20/22/3}$ der Versuchsbahn VB3 in beliebiger Höhenordnung

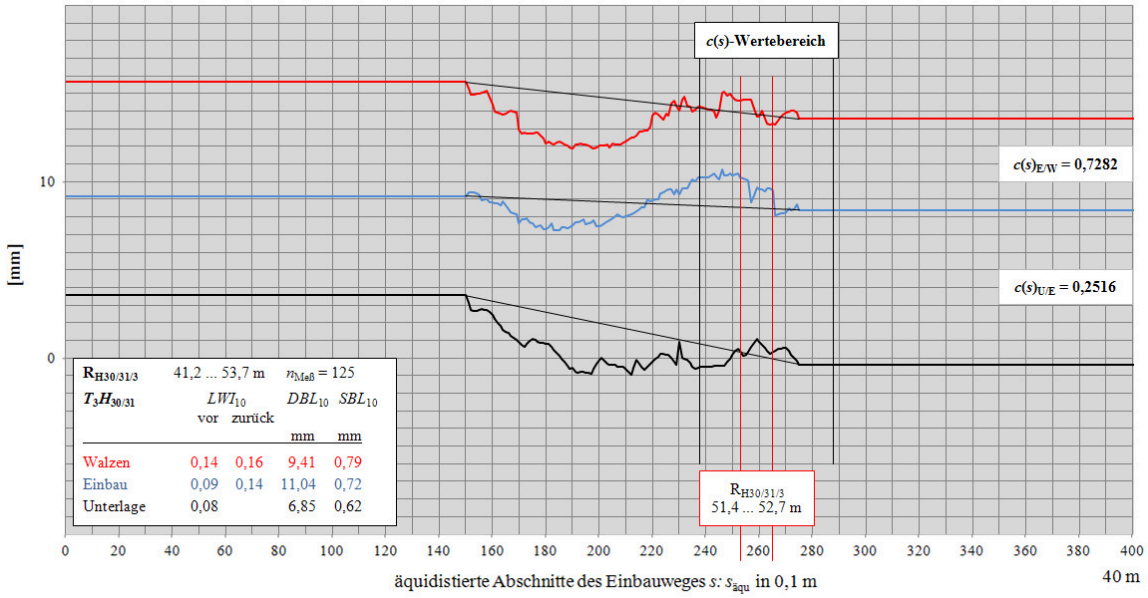


Abb. A.52: Profile der Meßlinien ML34.1.2, ML34.2.2 und ML33.2.2 im Regelstreckenbereich $S_{3/30} - R_{H30/31/3}$ der Versuchsbahn VB3 in beliebiger Höhenordnung

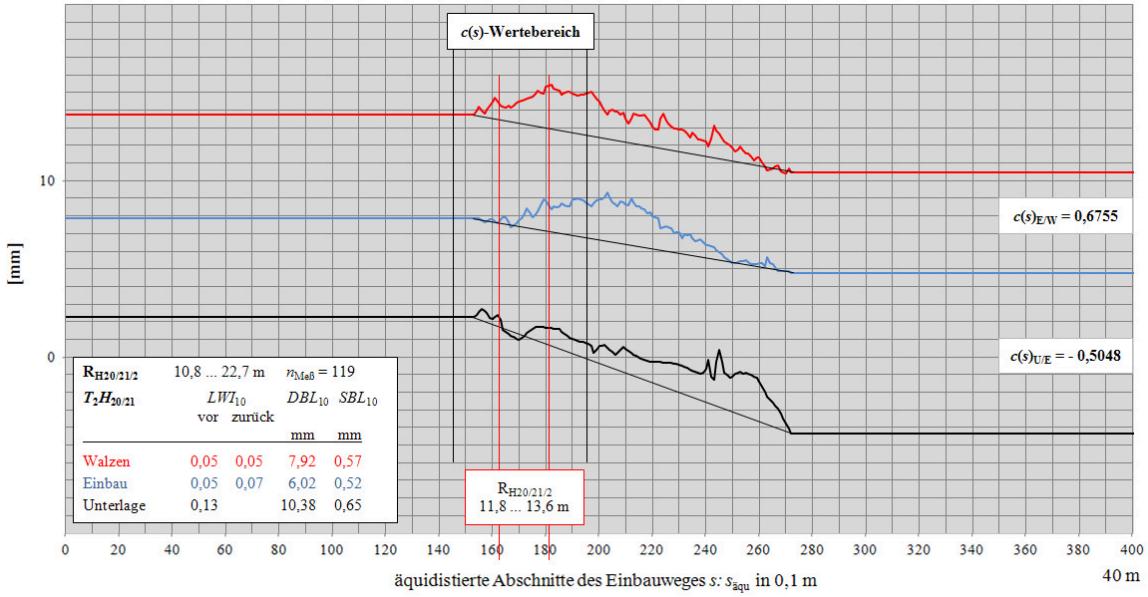


Abb. A.53: Profile der Meßlinien ML44.1.2, ML44.2.2 und ML43.2.2 im Regelstreckenbereich $R_{H20/21/2} - S_{2/20}$ der Versuchsbahn VB4 in beliebiger Höhenordnung

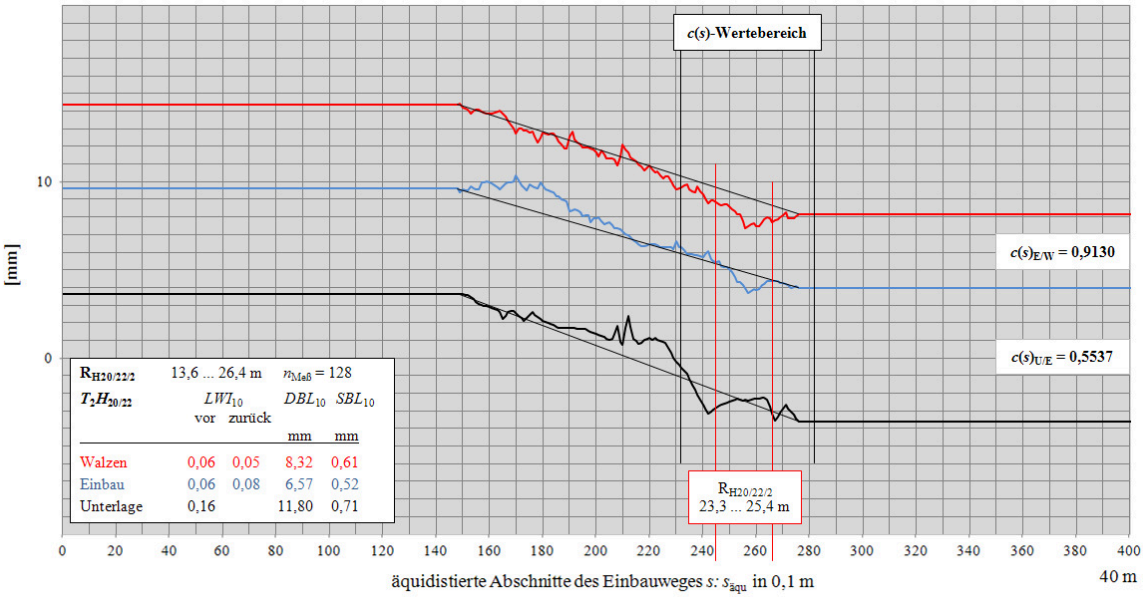


Abb. A.54: Profile der Meßlinien ML44.1.2, ML44.2.2 und ML43.2.2 im Regelstreckenbereich $S_{2/20} - R_{H20/22/2}$ der Versuchsbahn VB4 in beliebiger Höhenordnung

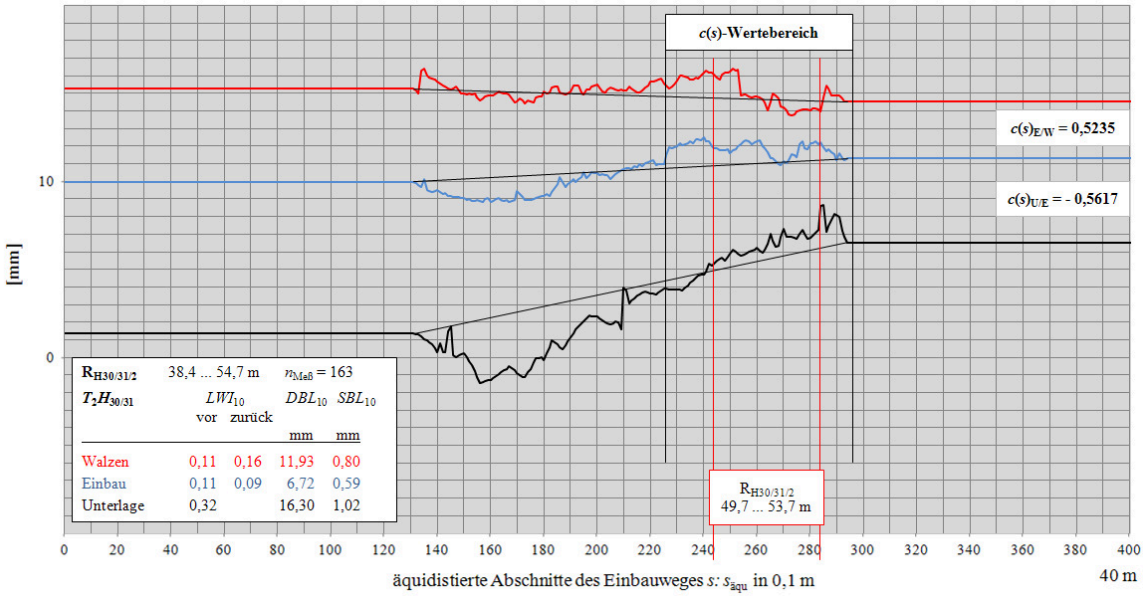


Abb. A.55: Profile der Meßlinien ML44.1.2, ML44.2.2 und ML43.2.2 im Regelstreckenbereich $S_{2/30} - R_{H30/31/2}$ der Versuchsbahn VB4 in beliebiger Höhenordnung

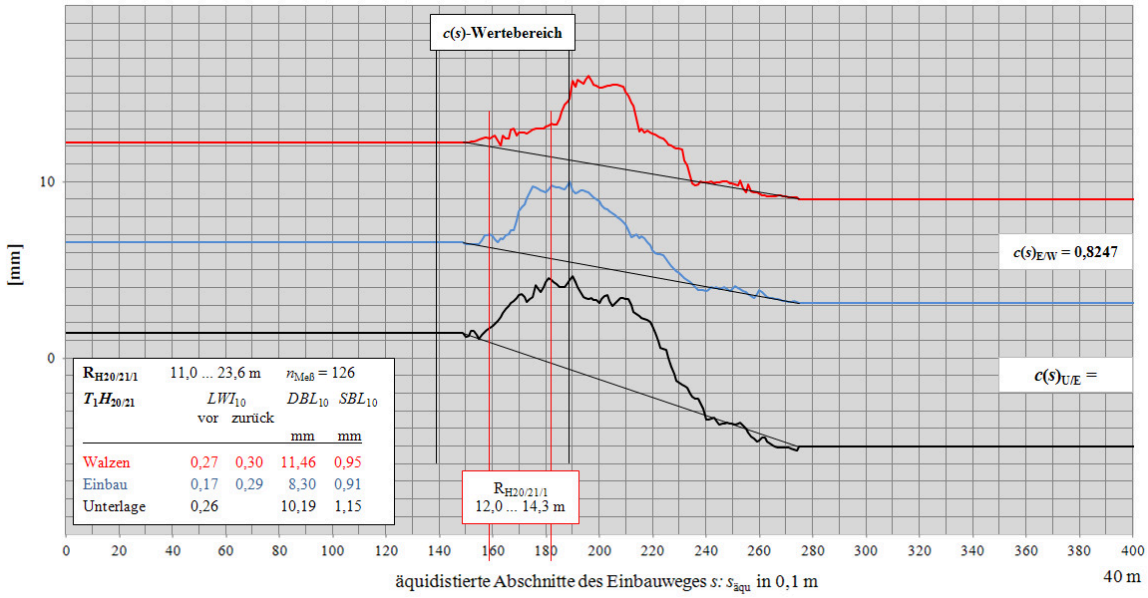


Abb. A.56: Profile der Meßlinien ML54.1.2, ML54.2.2 und ML53.2.2 im Regelstreckenbereich $R_{H20/21/1} - S_{1/20}$ der Versuchsbahn VB5 in beliebiger Höhenordnung

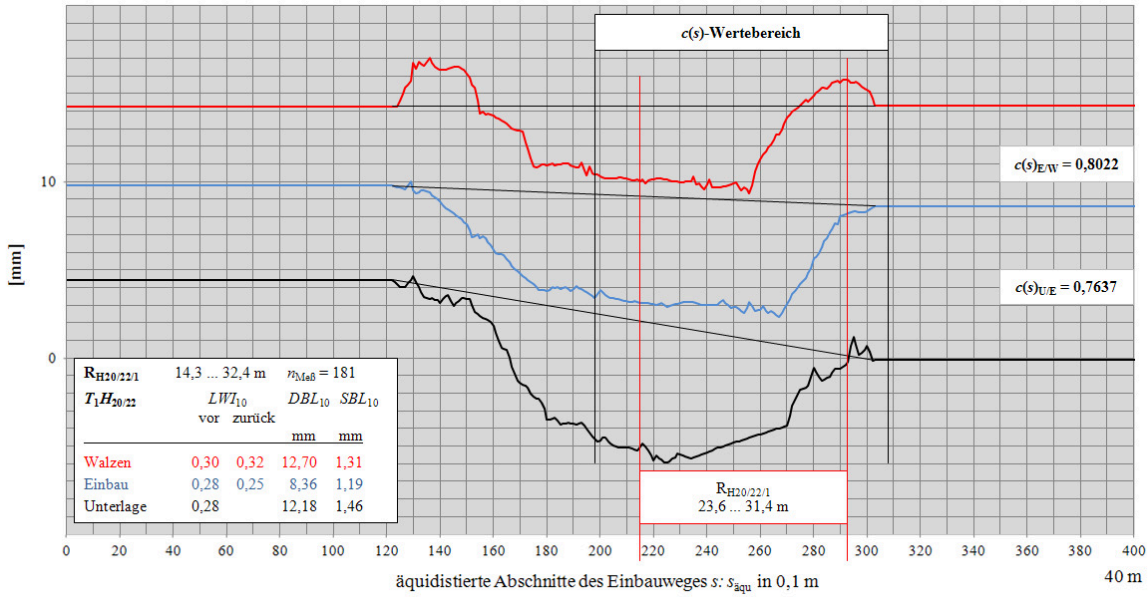


Abb. A.57: Profile der Meßlinien ML54.1.2, ML54.2.2 und ML53.2.2 im Regelstreckenbereich $S_{1/20} - R_{H20/22/1}$ der Versuchsbahn VB5 in beliebiger Höhenordnung

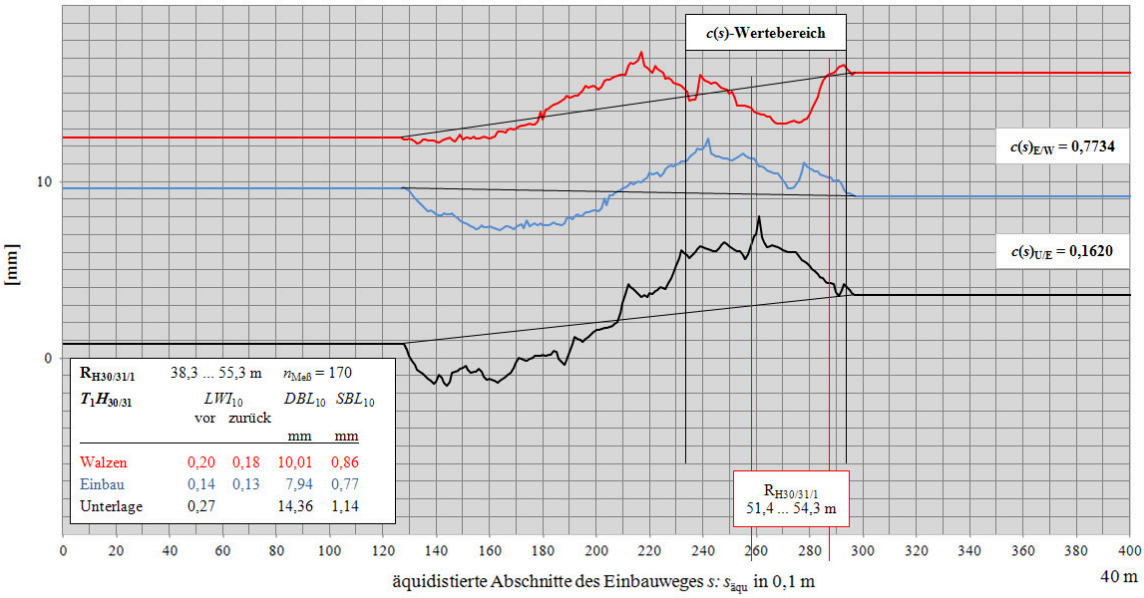


Abb. A.58: Profile der Meßlinien ML54.1.2, ML54.2.2 und ML53.2.2 im Regelstreckenbereich $S_{1/30} - R_{H30/31/1}$ der Versuchsbahn VB5 in beliebiger Höhenordnung