

Numerische Untersuchung der instationären Ausbauchung beim Stranggießen von Stahl

vorgelegt von
Dipl.-Ing. Ulrich Horbach
Neuss

Fakultät III
Verfahrenstechnik, Umwelttechnik, Werkstoffwissenschaften
Lebensmittelwissenschaft und Biotechnologie
der Technischen Universität Berlin

zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor der Ingenieurwissenschaften
-Dr.-Ing.-
genehmigte Dissertation

Promotionsausschuß:
Vorsitzender: Prof. Dr. rer. nat. H. J. Hoffmann
Gutachter: Prof. Dipl.-Ing. K. Kröger
Gutachter: Priv.-Doz. Dr.-Ing. K. H. Tacke
Tag der wissenschaftlichen Aussprache: 14.Juni 2000

Berlin 2000

D83

Zusammenfassung

Beim Brammenstranggießen von Stahl kommt es im Stützgerüst zwischen den Stranggießrollen aufgrund des ferrostatistischen Druckes zur Verformung der Strangschale, der sogenannten Ausbauchung. Von wesentlichem Einfluß ist aufgrund der hohen Temperatur der Strangschale vor allem eine plastische (Kriech-) Verformung. Stationäre Gießbedingungen führen zu einer konstanten Kontur der Strangschale. Instationäre Betriebsbedingungen beeinflussen auch die Verformung der Strangschale und führen zu einer instationären Kontur der Strangschale im Rollengerüst. Auf diese Weise ist auch das Volumen innerhalb des Schalenkastens veränderlich, was sich bei entsprechender Intensität auch durch eine Schwankung des Gießspiegels in der Kokille bemerkbar macht. In jüngerer Zeit wird an schnellgießenden Anlagen eine periodische Schwankung des Gießspiegels beobachtet, deren Amplitude soweit ansteigen kann, daß eine Fortsetzung des Gießbetriebes nicht möglich ist. Die Frequenz der Oszillation entspricht dabei immer dem Verhältnis von Gießgeschwindigkeit zu einer charakteristischen Stützweite im Rollengerüst der Anlage, was auf einen Zusammenhang mit der instationären Ausbauchung hindeutet.

Die theoretische Beschreibung dieser Beobachtung und der daraus abzuleitenden betrieblichen Konsequenzen ist das Thema der vorliegenden Arbeit. Der betrachtete Abschnitt der Strangschale erstreckt sich über mehrere Stützweiten und wird hier als mehrfach abgestützter Biegebalken betrachtet. Mittels geeigneter Werkstoffgesetze kann daraus die Bestimmungsgleichung für die Biegelinie abgeleitet werden. Für deren numerische Lösung werden mehrere Rand- bzw. Anfangsbedingungen benötigt, die im Rahmen von Voruntersuchungen so festgelegt wurden, daß das Ergebnis den bekannten betrieblichen Befunden für die stationäre Ausbauchung entspricht.

Mit dem numerischen Modell wurden systematische Untersuchungen der instationären Ausbauchung beim Stranggießen durchgeführt. Wesentliche Betriebsparameter, die als Anregung in die Untersuchung mit einbezogen wurden waren die Höhe des Gießspiegels selbst, die Gießgeschwindigkeit sowie die Strangschalendicke. Als Zielgröße wurde dabei jeweils eine durch die Änderung der Kontur der Strangschale hervorgerufene Schwankung der Gießspiegelhöhe berechnet. Bereits bei stochastischen Schwankungen der untersuchten Parameter mit einer Amplitude, wie sie auch im Betrieb üblich ist, wurde eine Gießspiegelschwankung in der charakteristischen Frequenz festgestellt, die auch im Betrieb beobachtet wurde.

Die periodische Oszillation eines Parameters in einer zum Rollengerüst passenden Frequenz bewirkt eine mechanische Belastung der Strangschale,

die zu einer wellenförmigen der Strangschale aufgeprägten Kontur führt. Dieses Verformungsprofil ist nicht wie die Kontur der stationären Ausbauchung örtlich konstant, sondern wird mit der Gießgeschwindigkeit durch das Rollengerüst transportiert. Dadurch wird ein Pumpeffekt hervorgerufen, der die beobachteten Schwankungen der Gießspiegelhöhe erzeugt.

Ein Verstärkungseffekt dieser als instationäre Biegelinie bezeichneten, wellenförmigen Kontur der Strangschale durch die Schwankung der ferrostatischen Höhe konnte nicht festgestellt werden. Die Dicke der Strangschale hat ebenso einen vernachlässigbaren Einfluß. Als dominierender Einflußparameter wurde bei den Untersuchungen die Gießgeschwindigkeit identifiziert. Bereits geringfügige Schwankungen dieser Größe führen zeitverzögert zu einer deutlich erkennbaren Reaktion im Gießspiegel.

Die Ergebnisse der vorliegenden Arbeit können als Grundlage dazu verwendet werden, um für den Fall einer durch die hier dargestellten Vorgänge erzeugten Gießspiegelschwankung gezielte Gegenmaßnahmen zu erarbeiten. Hierzu sind weiterführende Arbeiten insbesondere auf betrieblicher Ebene notwendig.

Inhaltsverzeichnis

1	Bemerkungen zum Stranggießen und zur instationären Ausbauchung	9
2	Bekannte Methoden zur Berechnung der Ausbauchung	14
2.1	Empirische Berechnungsgleichungen	14
2.2	Berechnung der Biegelinie	15
2.2.1	FEM - Modelle	15
2.2.2	Biegemodelle	16
2.2.3	Randbedingungen und Mehrbalkenmodelle	19
3	Werkstoffverhalten	22
3.1	Kriechgesetze	23
3.2	Temperatur- und Phasenverteilung in der Strangschale	24
3.3	Approximation für das Biegemodell	26
4	Beschreibung des Rechenmodells	31
4.1	Mechanische Belastung der Strangschale	32
4.1.1	Verlauf des Biegemomentes	32
4.1.2	Nachgiebigkeit der Rollen	34
4.1.3	Effektive Stützlänge	34
4.2	Biegewiderstand der Strangschale	34
4.3	Numerisches Verfahren	37
4.4	Auswertung der Biegelinie	40
4.4.1	Volumen innerhalb des Schalenkastens	40
4.4.2	Auszieh Widerstand	41
5	Grundlegende Untersuchungen zur Anwendung des Modells	45
5.1	Numerische Diskretisierung	45
5.2	Rand- und Anfangsbedingungen	47

5.3	Zeitabhängige Untersuchung mit konstanten Parametern . . .	53
6	Gegenüberstellung mit bekannten Ergebnissen zur Verifikation des Modells	56
6.1	Stationäre Ausbauchung an einer Brammenstranggießanlage .	56
6.2	Instationäre Ausbauchung an einer Laboranlage	58
7	Anwendung des Modells beim Dünnbrammenstranggießen	62
7.1	Thermische Simulation des stationären Stranggießprozesses . .	62
7.2	Simulation der stationären Ausbauchung	64
8	Simulation der Gießspiegelbewegung	67
8.1	Beschreibung der Vorgehensweise	67
8.1.1	Startbedingungen und Untersuchungsparameter	67
8.1.2	Zielgröße	68
8.1.3	Methoden der Untersuchung	70
8.2	Darstellung der Ergebnisse	72
8.2.1	Anregung durch die Gießgeschwindigkeit	73
8.2.2	Anregung durch die Gießspiegelhöhe	77
8.2.3	Anregung durch die Schalendicke	80
8.3	Ursachen für die Gießspiegelbewegung	84
8.3.1	Globale Parameter	84
8.3.2	Lokale Parameter	89
9	Zeitabhängiges Verhalten des Auszieh Widerstandes	92
9.1	Stationäre Betriebsverhältnisse	92
9.2	Instationäre Betriebsverhältnisse	93
9.3	Energiepotential beim Strangtransport	95
10	Regelung der Gießspiegelhöhe	100
10.1	Beschreibung des Regelungsmodells	100

10.2 Regelungsverhalten bei instationärer Ausbauchung	103
11 Schlussbemerkungen	107

Verwendete Formelzeichen

Lateinische Symbole

A	Parameter zur Beschreibung des plastischen Werkstoffverhaltens
d	Koeffizienten der Jakobi - Matrix
D	Rollendurchmesser
$\underline{D}$	Jakobi - Matrix
E	Elastizitätsmodul
f	Frequenz
F	Kraft, Widerstand
g	Gravitationskonstante
h	Höhe
I	Integral zur Beschreibung der Steifigkeit der Strangschale
k	Konstante
K	Nachgiebigkeit
l	Länge
m	Exponent
n	Anzahl
M	Biegemoment
p	Druck
P	Parameter
Q	Aktivierungsenergie
rand	Zufallsfunktion
R	Allgemeine Gaskonstante
Ra	Gießradius
s	Dicke der Strangschale
sb	Abstand der Kokillenbreitseiten, Strangdicke
ss	Abstand der Kokillenschmalseiten, Strangbreite
t	Zeit
T	Temperatur
$\underline{u}$	Vektor der Rollenkräfte
v	Geschwindigkeit
V	Volumen
w	Auslenkung der Strangschale aus der Passline
$\underline{w}$	Vektor der Auslenkungen an den Rollenberührungspunkten
W	Arbeit
x	Massenanteil
y	Koordinate in Strangschalendickenrichtung
z	Koordinate in Strangauszugsrichtung

Griechische Symbole

α	Parameter zur Beschreibung des Einflusses von Legierungselementen
∂	infinitesimale Differenz (Ableitung)
Δ	Differenz
ε	Dehnung
ϕ	Winkel
ρ	Massendichte
σ	Spannung

Indizes, oben

*	dimensionsfrei, bezogen
'	Erste Ableitung nach z
"	Zweite Ableitung nach z

Indizes, unten

<i>0</i>	Anfangszustand, Basis
<i>I, II</i>	Primärer, sekundärer Bereich
<i>Antr</i>	Antrieb
<i>b</i>	Stützweite
<i>Bend</i>	Biegung
<i>Bulg</i>	Ausbauchung
<i>c</i>	Plastische Verformung
<i>char</i>	Charakteristisch
<i>C</i>	Kohlenstoff
<i>Dev</i>	Störung
<i>e</i>	Elastische Verformung
<i>eff</i>	Effektiv
<i>f</i>	Flüssigkeit, Schmelze
<i>Frict</i>	Reibung
<i>ges</i>	Gesamt
<i>G</i>	Gieß
<i>i, j</i>	Numerierung
<i>inst</i>	Instationär
<i>ist</i>	Istwert
<i>kin</i>	Kinematisch
<i>Kok</i>	Kokille
<i>met</i>	Metallurgisch
<i>M</i>	Molvolumen
<i>Max</i>	Maximal
<i>Min</i>	Minimum
<i>ML</i>	Gießspiegel
<i>N</i>	Neutrale Faser
<i>Ob</i>	Strangoberfläche
<i>Pass</i>	Passline
<i>R</i>	Stützrolle
<i>stat</i>	Stationär
<i>soll</i>	Sollwert, Zielwert
<i>Sol</i>	Solidus
<i>T</i>	Temperatur
<i>WD</i>	Ausziehwiderstand
<i>y</i>	Transversalrichtung
δ	δ -Ferrit
$\delta - \gamma$	Übergang δ -Ferrit - Austenit
γ	Austenit
ε	Verformung

1 Bemerkungen zum Stranggießen und zur instationären Ausbauchung

Das Verfahren des Stranggießens ermöglicht die kontinuierliche Produktion von Stahlbrammen mit definiertem Querschnitt. Bild 1 zeigt eine Stranggießanlage schematisch. Die Stahlschmelze gelangt aus dem Verteiler in die Kokille, wo an den Außenwänden eine intensive Wärmeabfuhr stattfindet. Der außen erstarrte, innen aber noch flüssige Strang wird kontinuierlich nach unten abgezogen. Unterhalb der Kokille findet in der Regel eine Spritzwasserkühlung statt.

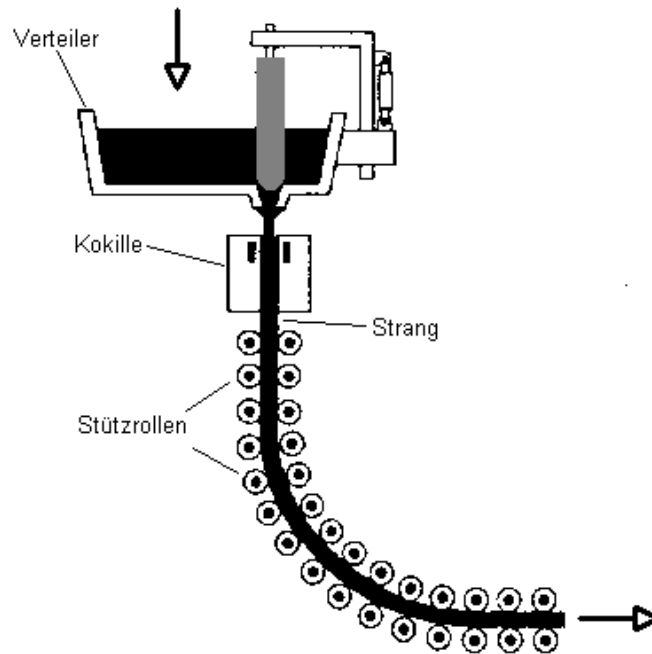


Bild 1: *Schematische Darstellung einer Stranggießanlage zur Erzeugung von Stahlbrammen*

Am Meniskus in der Kokille bildet sich permanent eine neue, feste Schicht aus erstarrtem Stahl, die sog. Strangschale, die im weiteren Verlauf bis zur vollständigen Durcherstarrung anwächst. Im unteren Teil der Anlage wird häufig die bis dahin vertikale Transportbewegung in die horizontale Richtung umgelenkt.

Damit der ursprüngliche, rechteckige Querschnitt der Bramme auch unterhalb der Kokille erhalten bleibt, muß die noch dünne Schale gegen den

von innen wirkenden, ferrostatischen Druck abgestützt werden. Dies wird üblicherweise durch eine Vielzahl von nacheinander angeordneten Rollenpaaren realisiert. Die Rollen eines Paares bilden den Rollenspalt, durch den der Strang transportiert wird. Insgesamt ergibt sich so ein Stützgerüst, das einerseits die Formstabilität des Querschnittes und andererseits eine kontrollierte Strangführung innerhalb der Anlage gewährleistet.

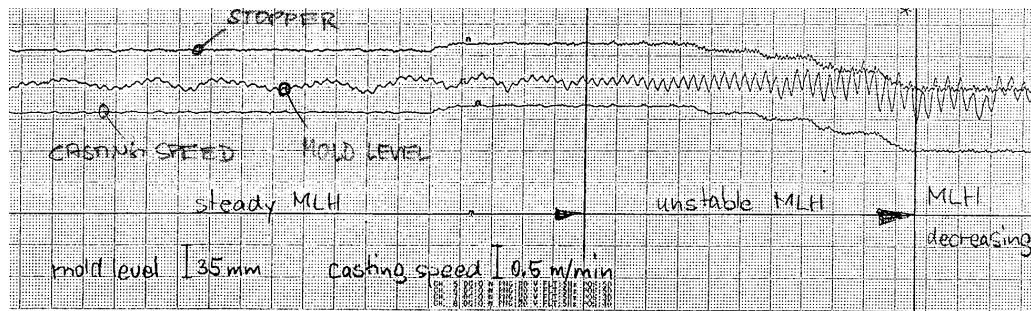


Bild 2: Gießspiegelhöhe, Gießgeschwindigkeit und Stopfenposition in Abhängigkeit von der Zeit bei periodischer Gießspiegelschwankung

Zwischen den einzelnen Stützrollen kommt es aufgrund der mechanischen Belastung durch den ferrostatischen Druck zur Ausbauchung der Strangschale. Dabei wird die Strangschale verformt. Überschreitet die Verformung einen zulässigen Grenzwert, ist an der betreffenden Stelle die Gefahr einer Rißbildung gegeben. Deshalb sollte, um eine gute Innenqualität des Stranges zu erzielen, die Ausbauchung ein bestimmtes Maß nicht überschreiten. Der Abstand zwischen den Rollen ist somit ein wichtiges, qualitätsbestimmendes Kriterium bei der Auslegung von Stranggießanlagen.

Instationäre Betriebsphasen, wie beispielsweise ein Verteilerwechsel, bei dem für kurze Zeit die Gießgeschwindigkeit stark reduziert wird, führen zu einer zeitlichen Änderung der Ausbauchung. Dies wirkt sich einerseits auf die Qualität, andererseits aber auch auf die Prozessführung aus. Im Extremfall kann es zu einem unerwünschten Gießabbruch kommen. Aus diesem Grund sind bei der Reduzierung der Gießgeschwindigkeit auf das jeweilige Anlagen-Design abgestimmte Richtlinien einzuhalten.

Eine besondere Beobachtung wurde in jüngerer Zeit beim Dünnbrammen gießen und vereinzelt auch an konventionellen Anlagen gemacht [1, 2]. Bei höheren Gießgeschwindigkeiten kommt es zu einer periodischen Schwankung des Gießspiegels in der Kokille. Bild 2 zeigt hierzu den Auszug eines Meßprotokolls [3]. Abhängig von der Zeit sind hier die Gießspiegelhöhe (Mold Level),

die Gießgeschwindigkeit (Casting Speed) und die Stopfenposition (Stopper) aufgetragen. Das Diagramm ist in drei unterschiedliche Bereiche aufgeteilt. Im ersten Bereich, der mit steady MLH bezeichnet ist, ist das Signal des Gießspiegels neben der üblichen stochastischen Schwankung von einer Oszillation mit konstanter Amplitude gekennzeichnet. Eine Erhöhung der Gießgeschwindigkeit scheint hier zeitversetzt das Ansteigen der Amplitude dieser Oszillation zu bewirken (2. Abschnitt: unstable MLH). Eine drastische Reduktion der Gießgeschwindigkeit führt dann, wiederum zeitversetzt, zu einem Abfall der Oszillationsamplitude, der im dritten Bereich (MLH decreasing) dargestellt ist.

Die Frequenz der beobachteten Oszillation f_{ML} entspricht dabei immer einem charakteristischen Rollenabstand l_{char} in der Anlage in Verbindung mit der aktuellen Gießgeschwindigkeit v_G (Gleichung (1)).

$$f_{ML} = \frac{v_G}{l_{char}} \quad (1)$$

Zur Veranschaulichung des Mechanismus, der die Höhe des Gießspiegels bestimmt, zeigt Bild 3 schematisch und vereinfacht das Regelsystem einer Stranggießanlage. Das Niveau des Gießspiegels wird mit einem geeigneten Sensor gemessen, und als Signal einer Regeleinheit zugeführt, die je nach Abweichung von einem vorgegebenen Sollwert den Zufluß der Schmelze in die Kokille über den Stopfen reguliert. Gleichzeitig wird der Strang aus der Kokille mit einer gesteuerten Geschwindigkeit abgezogen.

Die Höhe des Gießspiegels wird somit zum einen durch den Zufluß der Schmelze aus dem Verteiler und zum anderen durch die mit der Gießgeschwindigkeit abgezogene Materialmenge bestimmt. Darüber hinaus ist auch das Volumen der vom Schalenkasten eingeschlossenen Flüssigkeit von Bedeutung. Eine zeitliche Änderung dieses Volumens, beispielsweise durch eine instationäre Ausbauchung, würde bei sonst gleichen Bedingungen eine entsprechende Reaktion des Gießspiegels bewirken.

Der beobachtete Zusammenhang zwischen der Oszillationsfrequenz f_{ML} und einem charakteristischen Rollenabstand der Anlage l_{char} deutet darauf hin, daß eine oszillierende Ausbauchung zumindest als Anregung an dem geschilderten Vorgang beteiligt ist. Diese Vermutung wird auch durch erste empirische Untersuchungen bestätigt [1].

Bemerkenswert ist dabei, daß die periodische Gießspiegelschwankung ohne sichtbare Änderung der Betriebsparameter hervorgerufen, aufrechterhalten und, offenbar zeitversetzt nach einer Erhöhung der Gießgeschwindigkeit bzw.

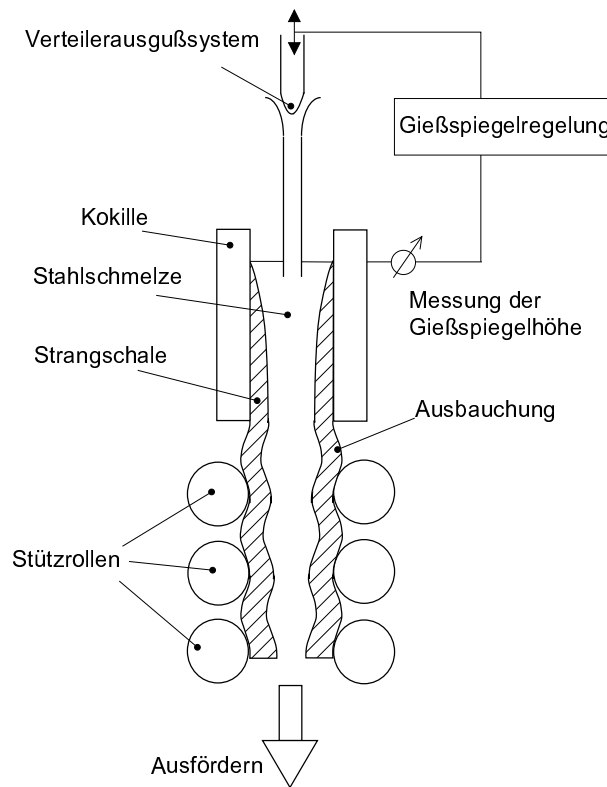


Bild 3: *Schematische Darstellung des Regelsystems für den Gießspiegel einer Stranggießanlage*

einer ähnlichen Änderung eines Betriebsparameters, verstärkt wird. Die physikalischen Vorgänge, die dabei in der Anlage stattfinden, sind vielschichtig und äußerst komplex. Ein theoretisches Modell zur Simulation des Gesamtprozesses ist bisher nicht vorhanden. Auf der anderen Seite ist die theoretische Simulation zur systematischen Untersuchung und zum Erarbeiten betrieblicher Gegenmaßnahmen notwendig.

Derzeit gelingt es, die oszillierende Gießspiegelschwankung durch eine Intensivierung der Spritzkühlung vor allem unmittelbar unterhalb der Kokille zu unterdrücken. Diese Methode erfordert jedoch einen hohen anlagentechnischen Aufwand und schränkt das Produktionsspektrum der Stahlqualitäten stark ein. Eine zufriedenstellende Methode zur Vermeidung der instationären Ausbauchung ist derzeit nicht bekannt.

In dieser Arbeit soll deshalb die instationäre Ausbauchung theoretisch untersucht werden. Ein wesentliches Ziel dabei ist die Erklärung der Anregung

für die geschilderte Oszillation des Gießspiegels. Als Werkzeug ist zunächst ein mathematisches Berechnungsmodell für die instationäre Ausbauchung abzuleiten, mit dem die Vorgänge in dem in Bild 3 dargestellten System simuliert werden können. In diese Betrachtung wird auch das Regelungssystem für den Gießspiegel zumindest in vereinfachter Form mit einbezogen.

2 Bekannte Methoden zur Berechnung der Ausbauchung

Da die Ausbauchung für die Qualität des Stranges von entscheidender Bedeutung ist, existieren mehrere Berechnungsmethoden, die in der Phase der Anlagenauslegung oder auch während des Betriebes der Anlage eine Vorhersage über die zu erwartende Ausbauchung zulassen. Im folgenden werden einige dieser Berechnungsmethoden näher beschrieben, wobei hier eine Klassifizierung in empirische Gleichungen auf der einen Seite und Berechnungsmodelle für die Biegelinie der Strangschale zwischen den Stützrollen auf der anderen Seite vorgenommen wird.

2.1 Empirische Berechnungsgleichungen

Auf der Basis numerischer und experimenteller Untersuchungen wurden mehrere einfache Berechnungsgleichungen abgeleitet. Als Beispiel wird in Gleichung (2) die Ausbauchung w_{Max} in [mm] in Abhängigkeit von dem Rollenabstand l in [mm], der Gießgeschwindigkeit v_G in [m/min], der ferrostatischen Höhe h in [m], der Schalendicke s in [mm], und der Oberflächentemperatur T_{Ob} in [K] berechnet [4].

$$w_{Max} = 7,86 \cdot 10^{-12} \cdot \exp(0,0046 \cdot T_{Ob}) \cdot h^{2,25} \cdot l^{6,1} \cdot v_G^{-0,57} \cdot s^{-5,25} \quad (2)$$

Im Schrifttum sind mehrere dieser Modelle beschrieben, die sich im wesentlichen in den Exponenten der Einflußgrößen unterscheiden. Die jeweiligen Zahlenwerte sind für eine betrachtete Stützweite festzulegen, und müssen ggf. abgeschätzt werden. Als Ergebnis wird ein Wert berechnet, der die maximale Ausbauchung zwischen den betrachteten Stützrollen beschreibt.

Da derartige Gleichungen meist mit experimentellen Untersuchungen abgeglichen werden, können spezielle Umgebungsbedingungen, die durch die aufgeführten Parameter nicht beschrieben werden (z. B. Stahlqualität, Position der Messung), nicht berücksichtigt werden. Trotzdem sind derartige Formeln zumindest für qualitative Aussagen geeignet, wenn die Eingabegrößen sorgfältig abgeschätzt werden.

2.2 Berechnung der Biegelinie

Im Unterschied zu den empirischen Gleichungen wird bei den Modellen zur Berechnung der Biegelinie die Kontur der Strangschale zwischen den Stützrollen bestimmt. Grundlage ist eine Analyse der mechanischen Belastung und der daraus resultierenden Verformung der Strangschale.

2.2.1 FEM - Modelle

Ein mittlerweile bewährtes Verfahren zur Behandlung derartiger Aufgabenstellungen ist die Finite - Elemente - Methode (FE - Methode) [5, 6]. Der betrachtete Abschnitt der Strangschale wird dazu in Elemente unterteilt, die über sog. Knoten miteinander verbunden sind. An den Knoten werden die Randbedingungen (Kräfte, Momente) für die angrenzenden Elemente gleichgesetzt. Auf diese Weise können die mechanischen Belastungen an den Knoten in Abhängigkeit der an der Struktur angreifenden Lasten formuliert werden. Es ergibt sich ein lineares Gleichungssystem, das numerisch zu lösen ist. Ergebnisse sind z. B. die örtliche Spannung und Verformung an den Knotenpunkten.

Beim Einsatz der FE - Methode zur Untersuchung mechanischer Vorgänge beim Stranggießen werden in der Regel kommerzielle Berechnungsprogramme eingesetzt, deren Anpassung an die spezielle Problematik des Stranggießprozesses sehr aufwendig ist. Dies betrifft vor allem die Beschreibung der Vorschubbewegung der betrachteten Struktur bei gleichzeitig raumfesten Randbedingungen. Demzufolge sind die Berechnungen zeitaufwendig und zur Untersuchung instationärer Vorgänge eher ungeeignet. Darüber hinaus müssen Werte für die Schalendicke und Oberflächentemperatur der Strangschale in geeigneter Form ermittelt und vorgegeben werden. Ein Anwachsen der Strangschale kann in der Regel nicht berücksichtigt werden.

Auf der anderen Seite ermöglicht der Einsatz der FE - Methode die Berücksichtigung der Strangbreite und damit des Einflusses der Stützung durch die Schmalseiten auf die Verformung der Strangschale. Derartige dreidimensionale Modelle erfordern allerdings einen sehr hohen Rechenaufwand, vor allem wenn instationäre Vorgänge untersucht werden. Typische Anwendung der FE - Methode ist deshalb die Untersuchung grundlegender Vorgänge beim Stranggießen, bei denen beispielsweise auch Biege- und Richtvorgänge mit eingeschlossen sind und das detaillierte Verformungsverhalten der Strangschale bestimmt werden soll.

2.2.2 Biegemodelle

Die Ausbauchung zwischen zwei Stützrollen wird im wesentlichen durch eine Biegung der Strangschale und die dadurch gegebene Krümmung hervorgerufen. Insofern ist der Einsatz der Biegetheorie, ergänzt um die Besonderheiten des Werkstoffverhaltens bei hohen Temperaturen, für die Beschreibung derartiger Problemstellungen geeignet. Dem Biegemodell liegt die in Bild 4 dargestellte Situation zugrunde [7]. Die Stützrollen leiten an diskreten Punkten Kräfte in die Strangschale ein, die mit dem als Flächenlast wirkenden ferrostatistischen Druck im Gleichgewicht stehen.

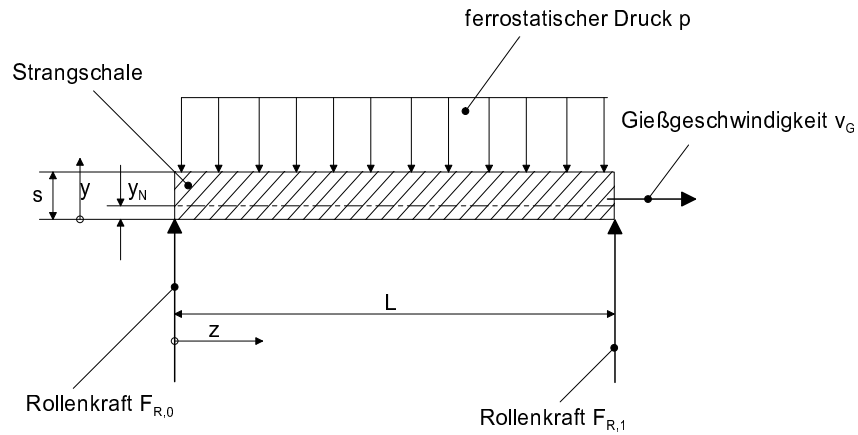


Bild 4: *Schematische Darstellung der mechanischen Belastung der Strangschale*

Das Problem wird vereinfachend unter Vernachlässigung der Strangbreite zweidimensional behandelt. Eine Stützwirkung der Schmalseiten wird somit nicht berücksichtigt. Bei geringen Gießbreiten ist deshalb die Gültigkeit des Modells nicht mehr gegeben. Untersuchungen [8] haben aber gezeigt, daß dieser Effekt erst bei Gießbreiten unter 1000 mm von Einfluß ist und deshalb bei den meisten Anwendungen vernachlässigt werden kann.

Bei den nachfolgend beschriebenen mathematischen Herleitungen sind die Größen M (Moment), F (Kraft), und p (Druck) jeweils auf die Strangbreite bezogen. So hat beispielsweise das Moment in der Form wie es hier verwendet wird die Einheit Nm/m.

Üblicherweise wird ein Ausdruck für die Krümmung der Biegelinie w'' abgeleitet, der sich abhängig vom örtlichen Biegemoment und dem Biegegi-

derstand der Strangschale ergibt. Gegebenenfalls wird bei der Herleitung von w'' zwischen einer elastischen (Index e) und einer plastischen (Index c) Verformung unterschieden. In diesem Fall werden zwei separate Ausdrücke w_c'' und w_e'' abgeleitet und nachfolgend addiert. Ein zusätzlicher Anteil aus der Schubverformung der Strangschale, so wie er in [9] beschrieben wird, bleibt hier unberücksichtigt.

Zweimaliges Integrieren der resultierenden Krümmung w'' unter Verwendung geeigneter Anfangs- und Randbedingungen ergibt dann die Kontur der Biegelinie und damit die maximale Durchbiegung (Ausbauchung).

Plastische Verformung Mit der Rollenkraft $F_{R,0}$ und dem Druck p kann jeder Position z ein Biegemoment $M(z)$ zugeordnet werden.

$$M(z) = M_0 + zF_{R,0} - p\frac{z^2}{2} \quad (3)$$

Das Moment M_0 beschreibt das Biegemoment an der Rolle selbst.

Es kommt zu einer mechanischen Belastung des einzelnen Querschnittes der Strangschale in der Form, daß an der einen Seite der Strangschale eine Zugspannung, an der anderen Seite dagegen eine Druckspannung auftritt. In der sog. neutralen Faser findet der Vorzeichenwechsel der Spannung statt. Es ergibt sich ein Spannungsverlauf $\sigma(y)$ der insgesamt das an dem jeweiligen Querschnitt angreifende Biegemoment $M(z)$ ergibt:

$$M(z) = \int_0^s \sigma(y) (y - y_{N,c}) dy \quad (4)$$

$y_{N,c}$ steht hier für den Abstand der neutralen Faser von der Strangoberfläche.

Das Werkstoffverhalten bei plastischer Verformung wird durch ein Kriechgesetz gemäß Gleichung (5) beschrieben. Es stellt einen Zusammenhang zwischen der Spannung σ und der Dehngeschwindigkeit $\frac{\partial \varepsilon_c}{\partial t}$ dar.

$$\frac{\partial \varepsilon_c}{\partial t} = A(T) \sigma^m \quad (5)$$

Durch die Funktion $A(T)$ wird der Einfluß der Temperatur auf die Dehngeschwindigkeit berücksichtigt. Über das spezielle Werkstoffverhalten von Stahl bei hohen Temperaturen wird in Kapitel 3 ausführlich berichtet.

Aus mathematischen Gründen ist das Kriechgesetz hier in der Form von Gleichung (6) zu verwenden.

$$\frac{\partial \varepsilon_c}{\partial t} = A(T) \sigma |\sigma|^{(m-1)} \quad (6)$$

Schließlich wird vorausgesetzt, daß sich die Querschnitte der Strangschale in Dickenrichtung nicht verbiegen.

$$\varepsilon(y) = -w_c'' (y - y_{N,c}) \quad (7)$$

bzw.:

$$\frac{\partial \varepsilon(y)}{\partial t} = -\frac{\partial w_c''}{\partial t} (y - y_{N,c}) \quad (8)$$

Mit den Gleichungen (4), (6) und (8) kann ein Ausdruck für die Krümmung infolge plastischer Verformung abgeleitet werden:

$$\frac{\partial w_c''}{\partial t} = -M(z) |M(z)|^{(m-1)} \frac{1}{I_c^m} \quad (9)$$

I_c steht für das Kriechintegral.

$$I_c = \int_0^s |(y - y_{N,c})|^{(1/m+1)} A(T)^{-1/m} dy \quad (10)$$

Im stationären Fall kann die zeitliche Ableitung der Krümmung in Gleichung (9) durch eine Ableitung nach z ersetzt werden.

$$\frac{\partial w_c''}{\partial t} = \frac{\partial z}{\partial t} \frac{\partial w_c''}{\partial z} = v_G \frac{\partial w_c''}{\partial z} \quad (11)$$

Zur Bestimmung der Lage der neutralen Faser $y_{N,c}$ wird die Bedingung ausgenutzt, daß eine resultierende axiale Kraft infolge des Spannungsverlaufes über der Schalendicke s nicht entstehen darf.

$$0 = \int_0^s \sigma(y) dy \quad (12)$$

Elastische Verformung Bei der Berechnung der Ausbauchung aufgrund der elastischen Verformung der Strangschale wird auf die Grundlagen der technischen Mechanik zurückgegriffen. Es wird eine der Gleichung (9) ähnliche Differentialgleichung abgeleitet, wobei unter Vernachlässigung von dynamischen Einflüssen eine zeitliche Abhängigkeit der Krümmung w_e'' nicht gegeben ist.

$$w_e'' = \frac{M(z)}{I_e} \quad (13)$$

mit

$$I_e = \int_0^s E(T) (y - y_{N,e})^2 dy \quad (14)$$

Die Größe $E(T)$ in Gleichung (14) steht für den temperaturabhängigen Elastizitätsmodul. Für die Bestimmung von $y_{N,e}$ wird wiederum Gleichung (12) als Bedingung verwendet.

2.2.3 Randbedingungen und Mehrbalkenmodelle

Bei der Anwendung der Modelle, mit denen anhand der Verformung der Strangschale eine Biegelinie ermittelt wird, werden Anfangs- bzw. Randbedingungen benötigt. Die hier erläuterte Vorgehensweise bezieht sich zwar auf die Balkenmethode, die Problematik ist aber grundsätzlich auch bei der Anwendung der FE - Methode gegeben.

Tabelle 1: *Unterschiedliche Randbedingungen bei der Berechnung der Biegeverformung der Strangschale*

Unbekannte	Eingespannte Randbedingung	Periodische Randbedingung
$M(z=0)$	$w'(z=l) = 0$	$M(z=0) = M(z=l)$
$F(z=0)$	$w(z=l) = 0$	$F(z=0) = F(z=l)$
$w''(z=0)$	$w''(z=0) = 0$	$w''(z=0) = w''(z=l)$
$w'(z=0)$	$w'(z=0) = 0$	$w'(z=0) = w'(z=l)$
$w(z=0)$	$w(z=0) = 0$	$w(z=0) = 0$

Die zu lösende Differentialgleichung (Gleichung (9)) erfordert im Fall eines stationären Betriebszustandes die dreimalige Integration des Biegemomentes. Dabei sind für mehrere Unbekannte entsprechende Bedingungen zu formulieren. Im Schrifttum (z.B. [10]) werden vor allem zwei unterschiedliche Varianten diskutiert, die in Tabelle 1 gegenübergestellt sind.

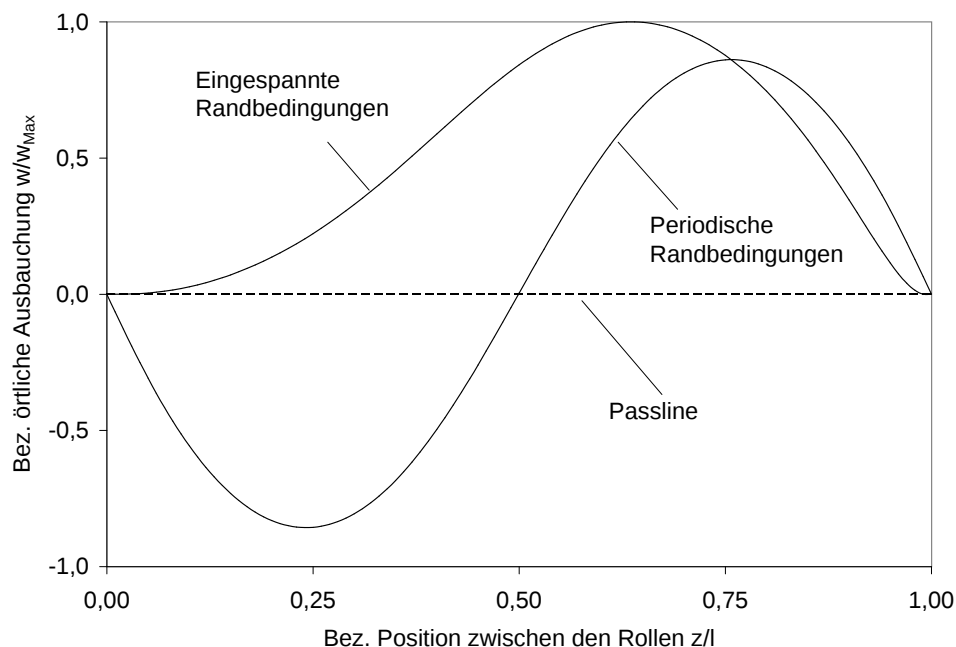


Bild 5: Numerisch berechnete Biegelinie für ein Einzelbalkenmodell für unterschiedliche Strategien bei der Festlegung der Randbedingungen

Im Fall der sog. eingespannten Randbedingungen werden zur Bestimmung der unbekannten Größen $M(z = 0)$ und $F(z = 0)$ die Verhältnisse am Ende des Balkens festgesetzt. Eine detaillierte Diskussion bezüglich der Hintergründe für diese Festlegung wurde nicht veröffentlicht. Entsprechend sind die Anfangswerte für die Krümmung w'' und w' ebenso festgelegt.

Den periodischen Randbedingungen liegt Überlegung zugrunde, daß die Verhältnisse am Ende des betrachteten Balkens denen am Anfang des Balkens entsprechen sollten. Tatsächlich kann dies zwar nicht unbedingt vorausgesetzt werden, es ist aber zu erwarten, daß die Abweichungen von Stützpunkt zu Stützpunkt in der Regel nicht groß sind. Insofern scheinen die periodischen Randbedingungen besser geeignet als die eingespannten Randbedingungen.

Zum Vergleich zeigt Bild 5 die berechneten Biegelinien für die Ausbau-

chung unter Zugrundelegung der periodischen und der eingespannten Randbedingungen. Eine elastische Verformung der Strangschale wurde hier nicht berücksichtigt.

Demnach führt die Festlegung periodischer Randbedingungen zu einer nahezu sinusförmigen Biegelinie, während die mit eingespannten Randbedingungen berechnete Biegelinie hiervon stark abweicht. Die Abbildung verdeutlicht den erheblichen Einfluß auf das qualitative Ergebnis, wobei die jeweiligen Maximalwerte der Durchbiegung nicht erheblich voneinander abweichen.

Zur möglichst genauen Bestimmung der tatsächlich gegebenen Randbedingungen sind die Verhältnisse vor und ggf. auch nach der betrachteten Stützweite ebenso zu berücksichtigen. Dies führt zwangsläufig zu sog. Mehrbalkensystemen, mit denen die Verformung der Strangschale über mehrere Rollenabstände hinweg durchgehend berechnet wird. In [11] wird über ein Mehrbalkenmodell berichtet, das sich über mehrere Stützweiten im Auszieh- teil einer Stranggießanlage erstreckt.

Mehrbalkensysteme führen verständlicherweise zu einem weitaus höheren Rechenaufwand im Vergleich zur Betrachtung eines Einzelbalkens. Aus diesem Grund beschränkten sich die meisten Autoren bei der Berechnung der Ausbauchung bisher auf die Verwendung von Einzelbalken mit periodischen Randbedingungen.

3 Werkstoffverhalten

Bei der mechanischen Beanspruchung eines Körpers kommt es neben einer elastischen auch zu einer plastischen (bleibenden) Verformung. Diese Kriechverformung, die bei Umgebungstemperatur in der Regel vernachlässigt werden kann, hat in dem hier betrachteten Temperaturbereich einen wesentlichen Anteil an der Gesamtverformung [12, 18]. In Bild 6 sind beispielhaft die Dehnung und die Dehngeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Zeit für einen typischen Zugversuch schematisch dargestellt [4].

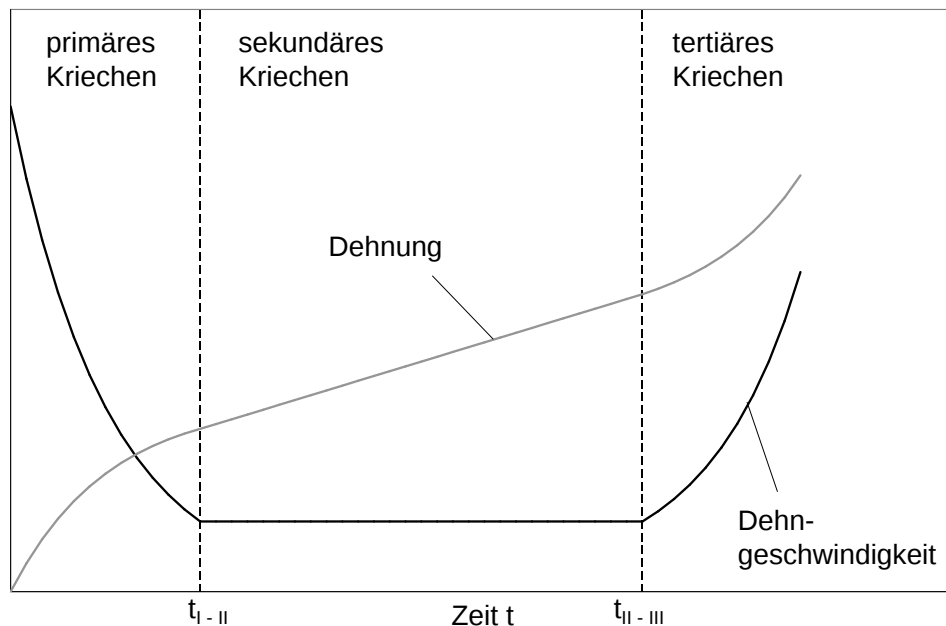


Bild 6: *Schematische Darstellung der Dehnung und der Dehngeschwindigkeit für einen Zugversuch bei konstanter Last und Temperatur*

Die anliegende Spannung sowie die Versuchstemperatur werden üblicherweise während des Versuchs konstant gehalten. Der Bereich des sog. primären Kriechens ist durch eine absinkende Dehngeschwindigkeit gekennzeichnet. Das Entstehen interkristalliner Verschiebungen führt hier zu einer Verfestigung des Materials. Im Bereich des sekundären Kriechens halten sich Verfestigung und Entfestigung des Materials in etwa die Waage, so daß sich eine weitgehend konstante Dehngeschwindigkeit ergibt. Der Bereich des tertiären Kriechens ist durch eine ansteigende Kriechgeschwindigkeit gekennzeichnet.

und hat beim Stranggießen nur geringe Bedeutung.

Als charakterisierende Größe des zeitabhängigen Werkstoffverhaltens wird meist die konstante Dehngeschwindigkeit des sekundären Kriechens angegeben. Hierfür existieren zahlreiche empirische Berechnungsvorschriften (Kriechgesetze), die an experimentelle Daten angepaßt wurden.

Im Gegensatz zu dem abgebildeten Zugversuch ist beim Stranggießen eine alternierende Belastung des Werkstoffes mit gleichzeitiger Änderung der Temperatur gegeben. In [13] wird über eine Untersuchung mit alternierender mechanischer Belastung berichtet. Demnach bleiben die drei in Bild 7 dargestellten Bereiche auch bei wechselnder Last bestehen. Inwieweit sich der Übergang vom primären zum sekundären Kriechen verschiebt, wurde nicht untersucht.

3.1 Kriechgesetze

Im Schrifttum wird von mehreren Untersuchungen bez. des Materialverhaltens bei hohen Temperaturen berichtet. Die jeweils abgeleiteten Approximationsgleichungen, haben in der Regel die Form von Gleichung (5), weichen aber in der Größenordnung der Koeffizienten erheblich voneinander ab. Die Arbeiten von Harste et. al. [14, 15] geben eine Übersicht über den derzeitigen Kenntnisstand. Darin werden auch Approximationsgleichungen für die Dehngeschwindigkeit beim sekundären Kriechen $(\frac{\partial \varepsilon}{\partial t})_{II}$ angegeben, die neben der Temperatur T und der Spannung σ auch die Berücksichtigung der Stahlqualität (Kohlenstoffgehalt x_C) zulassen. Darüber hinaus wird zwischen den unterschiedlichen Kristallstrukturen von Stahl (δ - Ferrit und Austenit) unterschieden, die im Verlauf der Abkühlung nach der Erstarrung durchlaufen werden.

$$\left(\frac{\partial \varepsilon}{\partial t}\right)_{II} = A_0 \exp\left[\frac{-Q}{RT}\right] \left(\frac{\sigma}{E(T)}\right)^m \exp[\alpha_C(T, \sigma) x_C] \sinh\left[\frac{V_M \sigma}{RT}\right] \quad (15)$$

Die Parameter Q (Aktivierungsenergie) und A_0 haben für Austenit und Ferrit unterschiedliche Werte. R ist die allgemeine Gaskonstante. Der Elastizitätsmodul $E(T)$ wird für Austenit und Ferrit in Abhängigkeit von der Temperatur T angegeben.

$$E(T) = E_0(T) (1 - k_T T) \quad (16)$$

Tabelle 2: *Parameter für die Werkstoffgleichungen zur Beschreibung des plastischen Verformungsverhaltens von Ferrit und Austenit (Gleichungen (15), (16))*

	Austenit	Ferrit
E - Modul E_0 in Pa	$2,3095 \cdot 10^{11}$	$2,2079 \cdot 10^{11}$
Konstante k_T in K^{-1}	$4,2884 \cdot 10^{-4}$	$4,6928 \cdot 10^{-4}$
Konstante A_0 in s^{-1}	$4,6 \cdot 10^{17}$	$2,6 \cdot 10^{17}$
Eponent m	3,0	2,5
Aktivierungsenergie Q in J/mol	$2,72 \cdot 10^5$	$2,4 \cdot 10^5$
Molvolumen V_M in mol/m^3	$5 \cdot 10^{-4}$	$1,3 \cdot 10^{-3}$
Funktion $\alpha_C(T, \sigma)$	$2,4 - 2,1 \log[\frac{V_M \sigma}{RT}]$	0

In Tabelle 2 sind die Werte der einzelnen Parameter in den Gleichungen (15) und (16) für Austenit und Ferrit aufgeführt. Die Angaben gelten für den hier zu betrachtenden Temperaturbereich $911^\circ C < T < 1536^\circ C$.

3.2 Temperatur- und Phasenverteilung in der Strangschale

Der Widerstand der Strangschale gegen eine Biegeverformung ergibt sich aus dem Verformungsverhalten jedes einzelnen Punktes innerhalb des betrachteten Querschnittes. Die Differenz zwischen Solidus- und Oberflächentemperatur beträgt dabei einige 100° . Aus den Gleichungen (15) und (16) wird deutlich, daß dann die Temperatur einen erheblichen Einfluß auf die Verformbarkeit von Stahl ausübt. Zudem muß ggf. berücksichtigt werden, ob Bereiche der Strangschale in ferritischer oder austenitischer Form vorliegen. Bild 7 zeigt hierzu links die Temperaturverteilung in der Strangschale in einer schematischen Darstellung. Die Temperatur steigt von der Oberflächentemperatur bis auf die Solidus - Temperatur an der sog. heißen Seite an. Vereinfachend ist hier ein linearer Verlauf dargestellt.

Die dargestellte Temperaturverteilung läßt sich mit Hilfe des in Bild 7 rechts abgebildeten Phasendiagrammes bezüglich einer Phasenverteilung auswerten. Insofern kann bei bekannter chemischer Zusammensetzung jedem Punkt der Strangschale ein Parametersatz gemäß Tabelle 2 für das Kriechgesetz zugeordnet werden. Die Grenztemperatur zwischen Austenit (γ) und Ferrit (δ) $T_{\delta-\gamma}$ in $^\circ C$ kann unter Vernachlässigung des Mischgebietes in Ab-

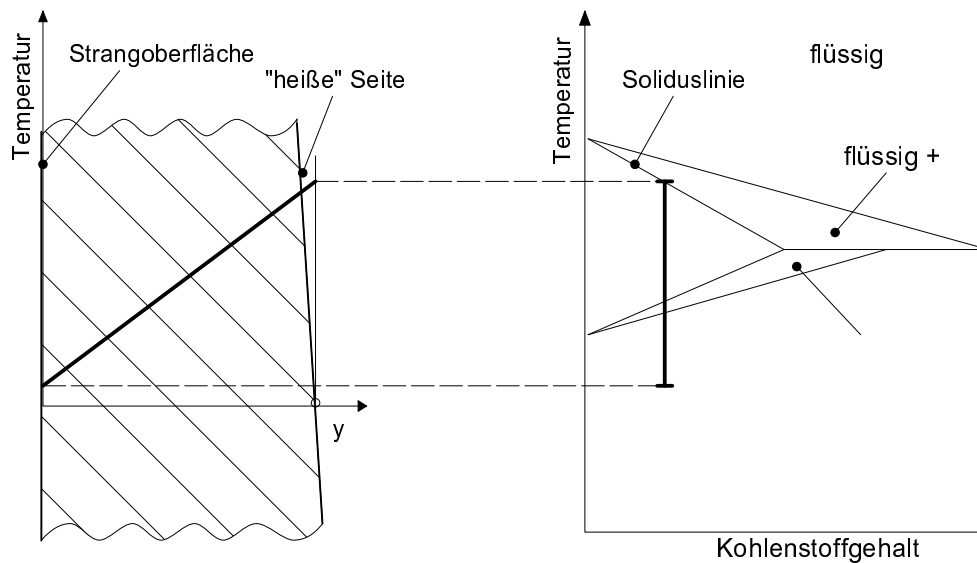


Bild 7: Schematische Darstellung der Temperaturverteilung in der Strangschale und darauf basierende Phasenverteilung

hängigkeit des Kohlenstoffgehaltes x_C berechnet werden.

$$T_{\delta-\gamma} = 1392 + k_C x_C \quad (17)$$

Die Konstante k_C hat hier den Wert von $1037^\circ\%^{-1}$. Somit kann für jeden Punkt y innerhalb eines Schalenquerschnittes in Abhängigkeit des Kohlenstoffgehaltes und der Temperatur eine Kristallstruktur ermittelt werden.

Unmittelbar unterhalb der Kokille ist je nach Gießgeschwindigkeit eine Oberflächentemperatur des Stranges im Bereich von 1100 bis 1350 °C zu erwarten. Innerhalb der Strangschale steigt die Temperatur bis zur Solidus-Temperatur T_{Sol} an. Das bedeutet, daß zumindest im Bereich der Solidusfront eine ferritische Kristallstruktur gegeben ist. Je nach Temperaturgradient und Dicke der Strangschale muß dies bei der Berechnung der Biegesteifigkeit mitberücksichtigt werden. Vor allem die Bereiche unmittelbar unterhalb der Kokille sind hiervon betroffen, da dort die Dicke der ferritischen Schicht gemäß der in Bild 7 dargestellten Konstellation bis zu 30 % der Schalendicke s betragen kann.

Mit der Temperatur T und bekanntem Kohlenstoffgehalt der Schmelze kann für eine vorgegebene Spannung $\sigma(y)$ eine Kriechgeschwindigkeit $(\frac{\partial \varepsilon}{\partial t})_{II}$

angegeben werden. Dazu werden die in [14, 15] spezifizierten Gesetze verwendet.

Um den bei experimentellen Untersuchungen nicht zu vermeidenden Ungenauigkeiten Rechnung zu tragen wird hier ein Faktor K_{Ver} eingeführt, mit dem die Konstanten $A_{0,\delta}$ und $A_{0,\gamma}$ gewichtet werden. Der Faktor hat zunächst den Wert 1, und wird erst bei der Validierung des Berechnungsmodells an experimentelle Daten für die Ausbauchung beim Stranggießen angepaßt (Kapitel 6).

3.3 Approximation für das Biegemodell

Zur Verwendung der erläuterten Materialgesetze im Biegemodell müssen diese derart vereinfacht werden, daß ihre mathematische Form der von Gleichung (5) entspricht. Dazu wird die Spannung σ als Variable aus den Exponential- und trigonometrischen Funktionen in Gleichung (15) eliminiert. Dies geschieht in zwei Schritten. Zunächst erfolgt die Bestimmung einer charakteristischen Spannung σ_{char} , die als Parameter in den Ausdruck $\frac{V_M \sigma}{RT}$ eingesetzt wird. Danach werden die approximierten Werkstoffgleichungen mittels einer Parameteranpassung an die empirischen Gesetze [14, 15] angepaßt.

Charakteristische Spannung Für die Herleitung der charakteristischen Spannung σ_{char} wird wiederum die in Bild 4 dargestellte Situation betrachtet. Die Stahlqualität und die Gießgeschwindigkeit werden als bekannt vorausgesetzt. Die Schalendicke s , die Oberflächentemperatur T_{Ob} können z. B. durch eine vorangehende thermische Berechnung ermittelt werden. Die Temperaturverteilung in der Strangschale kann entweder dieser Berechnung entnommen oder als linear vorausgesetzt werden.

Vereinfachend wird ein sinusförmiger Verlauf der Biegelinie $w(z)$ zugrundegelegt.

$$w(z)_{char} = w_{char,Max} \sin\left(2\pi \frac{z}{l}\right) \quad (18)$$

Die maximale Ausbauchung $w_{char,Max}$ zwischen den Rollen wird unter Verwendung von Gleichung (2) ermittelt. Aus Gleichung (18) folgt nach dreimaliger Differentiation, mit der Gießgeschwindigkeit v_G und Gleichung (8) eine abgeschätzte maximale Dehngeschwindigkeit $\left(\frac{\partial \varepsilon_c}{\partial t}\right)_{char}$.

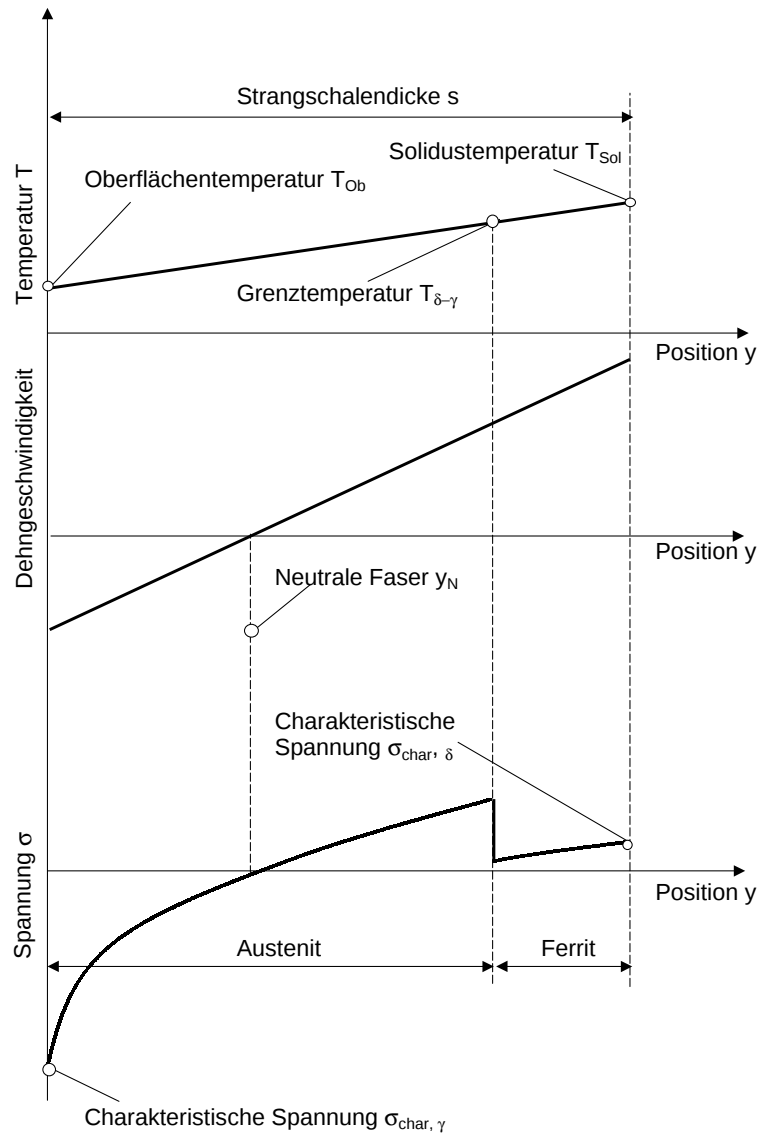


Bild 8: Schematische Darstellung der Spannungsverteilung über der Strangschalendicke

$$\left(\frac{\partial \varepsilon_c}{\partial t}\right)_{char} = w_{char,Max} \left(\frac{2\pi}{l}\right)^3 v_G (y - y_{char,N,c}) \quad (19)$$

Die Lage der neutralen Faser wird hier zu $y_{char,N,c} = \frac{1}{3}s$ gesetzt. Somit

stellt Gleichung (19) einen von y abhängigen Verlauf der Dehngeschwindigkeit dar. Bild 8 zeigt schematisch, wie aus der Temperaturverteilung und der Verteilung der Dehngeschwindigkeit im betrachteten Querschnitt der Strangschale eine Spannungsverteilung bestimmt werden kann. Dazu werden wiederum die Werkstoffgesetze nach Gleichung (15) und (16) verwendet. An der Strangoberfläche ist betragsmäßig die maximale Spannung gegeben.

Aus der Spannungsverteilung kann für Austenit und Ferrit jeweils eine charakteristische Spannung angegeben werden, die im Bild 8 gekennzeichnet sind, und, wie erläutert, in den Ausdruck $\frac{V_M \sigma}{RT}$ als Parameter eingesetzt werden. Die in dem approximierten Kriechgesetz (Gleichung (5)) verwendete Temperaturfunktion $A(T)$ ergibt sich dann gemäß Gleichung (20).

$$A(T) = A_0 \exp\left[\frac{-Q}{RT}\right] \left(\frac{1}{E(T)}\right)^m \exp[\alpha_C(T, \sigma_{char}) x_C] \sinh\left[\frac{V_M \sigma_{char}}{RT}\right] \quad (20)$$

Parameteranpassung Um den nun reduzierten Einfluß der Spannung im Kriechgesetz zu kompensieren, werden in einem zweiten Schritt der Exponent m und die Konstanten A_0 in dem approximierten Kriechgesetz korrigiert. Dabei ist zu beachten, daß die Verwendung im Biegemodell nur einen Wert für den Parameter m erlaubt, obwohl im Kriechgesetz für Ferrit und Austenit unterschiedliche Werte angegeben werden. Da hier Austenit vor allem im Bereich der Strangoberfläche den wesentlichen Anteil am Biege widerstand der Strangschale bildet, wird der Exponent m an das Werkstoffverhalten von Austenit angepaßt.

Als Unbekannte ergeben sich demnach die Konstanten $A_{0,\delta}$ und $A_{0,\gamma}$, sowie der Exponent m . Für eine Parameteranpassung sind drei Bedingungen erforderlich, die durch Gleichung (21) beschrieben werden.

$$\left(\frac{\partial \varepsilon}{\partial t}\right)_{Gl.15,i} = \left(\frac{\partial \varepsilon}{\partial t}\right)_{fit,i} ; \quad i = 1, 2, 3 \quad (21)$$

Für bestimmte Wertepaare der Temperatur T und der Spannung σ soll die mit dem Kriechgesetz nach Gleichung (15) berechnete Kriechgeschwindigkeit mit der Approximation übereinstimmen. Die Werte für die Temperatur T und die Spannung σ beschreiben dabei den Gültigkeitsbereich der Approximation und sollten in einer dementsprechenden Größenordnung liegen. Zwei Bedingungen werden für Austenit, eine Bedingung für Ferrit formuliert.

Als obere Grenze für die Spannung in Austenit wird die o. b. charakteristische Spannung $\sigma_{char,\gamma}$ verwendet, die ja eine Abschätzung der tatsächlich gegebenen maximalen Spannung darstellt. Konsequenterweise wird diese obere Grenze für die charakteristische Spannung mit der an der Strangoberfläche gegebenen minimalen Temperatur gekoppelt.

Der Gültigkeitsbereich für die mechanische Spannung im Austenit soll sich über drei Dekaden erstrecken. ($\rightarrow \sigma_{Min} = \sigma_{Max}/1000$). Geringere Spannungen liegen im Bereich der neutralen Faser und werden vernachlässigt. Die minimale Spannung σ_{Min} wird mit der Temperaturobergrenze für Austenit $T_{\delta-\gamma}$ kombiniert. Aus diesen beiden für Austenit formulierten Bedingungen werden die Konstante $A_{0,\gamma}$ und der Exponent m ermittelt.

Die Bedingung für die Konstante $A_{0,\delta}$ wird aus der charakteristischen Spannung $\sigma_{char,\delta}$ (siehe Bild 8) und der Solidustemperatur T_{Sol} gebildet.

Im einzelnen ergeben sich die in Tabelle 3 angegebenen Kombinationen.

Tabelle 3: Wertepaare für die Temperatur und die Spannung zur Parameteranpassung

Bedingung	Wertepaar
1	$(T_{Ob} , \sigma_{char,\gamma})$
2	$(T_{\delta-\gamma} , \frac{\sigma_{char,\gamma}}{1000})$
3	$(T_{Sol} , \sigma_{char,\delta})$

Als Ergebnis sind in den Bildern 9 und 10 die Dehngeschwindigkeiten von Ferrit und Austenit für unterschiedliche Temperaturen über der Spannung aufgetragen. Die durchgezogenen Linien gelten dabei für die nach Gleichung (15) berechneten Werte. Zusätzlich sind die nach oben erläuterten Methode approximierten Werte eingetragen. Da die Approximation für Austenit in Abhängigkeit von zwei Parametern durchgeführt wurde, ist die Übereinstimmung mit dem Kriechgesetz hier besser als im Fall von Ferrit, wo nur die Konstante $A_{0,\delta}$ angepaßt wurde.

Die dargestellte Approximation des Kriechgesetzes wird standardmäßig vor der Anwendung des Biegemodells durchgeführt. Der daraus resultierende Parametersatz ist damit an die jeweilige Konstellation aus Stahlqualität, Anlagenkonfiguration und Betriebszustand angepaßt.

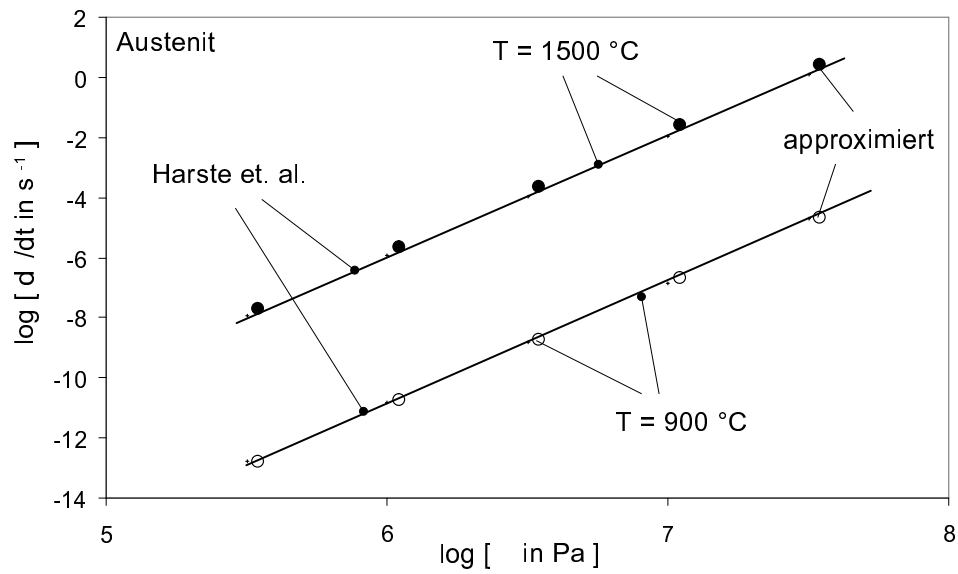


Bild 9: Vergleich der approximierten Werkstoffgesetze für Austenit mit den empirischen Gesetzen nach [14]

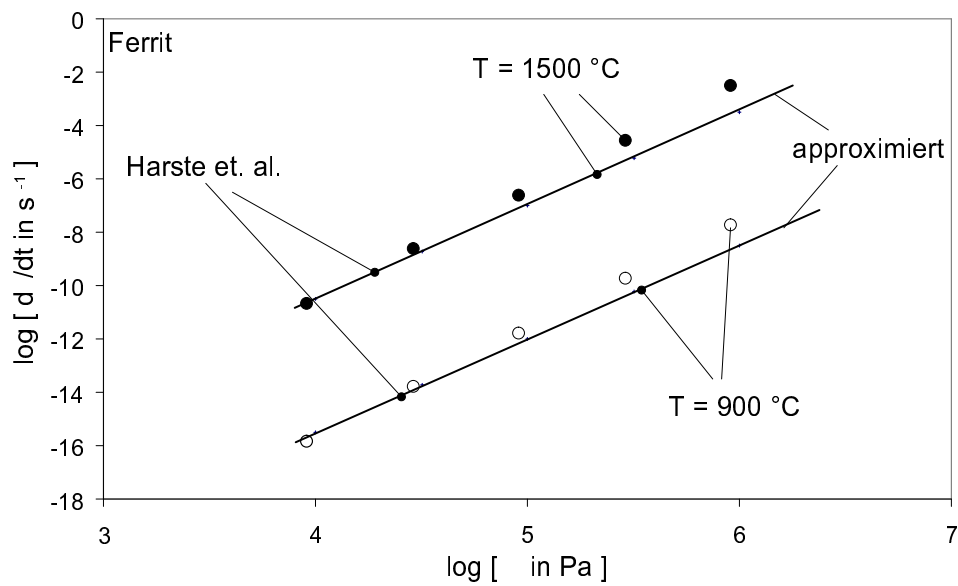


Bild 10: Vergleich der approximierten Werkstoffgesetze für Ferrit mit den empirischen Gesetzen nach [15]

4 Beschreibung des Rechenmodells

Die Anwendung des Einzelbalkensystems führt abhängig von den gewählten Rand- und Anfangsbedingungen wie in Kapitel 2 dargestellt, zu stark voneinander abweichenden Ergebnissen. Eine gesicherte Berechnung der Kontur der Strangschale bei der Ausbauchung ist aber nur dann möglich, wenn hinreichend große Bereiche vor und nach der betrachteten Stützweite mitberücksichtigt werden. Dies führt konsequenterweise zu sog. Mehrbalkenmodellen. Bild 11 zeigt den dann gegebenen Lastfall schematisch.

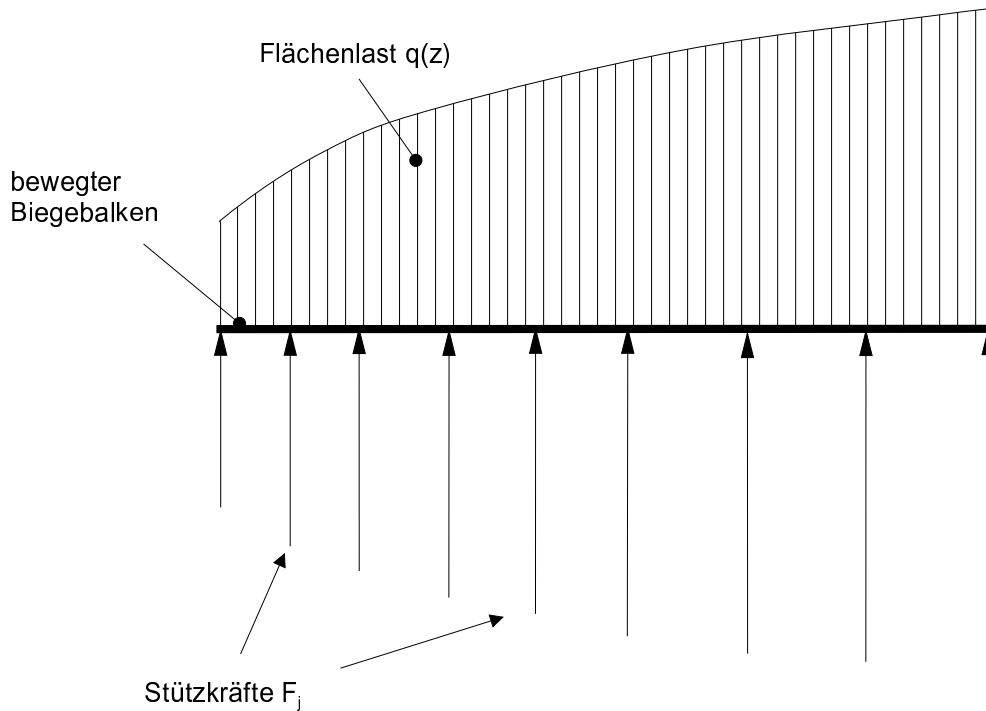


Bild 11: *Schematische Darstellung des Lastfalles für ein Mehrbalkenmodell zur Berechnung der Biegeverformung der Strangschale*

Der Abschnitt der Strangschale wird hier als mehrfach abgestützter Biegebalken behandelt. Die Flächenlast $q(z)$ beschreibt den ferrostatischen Druck der innerhalb des Schalenkastens befindlichen Stahlschmelze. Der Betrag von $q(z)$ ist abhängig von der ferrostatischen Höhe. Durch die gekrümmte Kontur in der Strangführung ergibt sich der dargestellte, nichtlineare Verlauf. Dementsprechend sind auch die diskreten Kräfte, die die Strangschale gegen den ferrostatischen Druck abstützen, von unterschiedlichem Betrag. Die Flä-

chenlast verbunden mit den Stützkräften führt zu einer Biegebelastung der Strangschale, die sich durch einen Momentenverlauf $M(z)$ ausdrücken läßt.

Das Maß der dadurch entstehenden mechanischen Verformung ist vom Biege-
widerstand der Strangschale abhängig, der im wesentlichen von der Tem-
peraturverteilung $T(z, y)$ und der Schalendicke $s(z)$ bestimmt wird, wobei z
die Position in Strangabzugsrichtung und y die Ortskoordinate innerhalb der
Strangschale beschreiben.

Bei dem in [11] beschriebenen Mehrbalkensystem sind die Temperaturver-
teilung, die Schalendicke und der ferrostatische Druck über der Stranglänge
konstant. Eine derartige Vereinfachung ist beispielsweise im horizontalen Teil
einer Stranggießanlage zulässig. In der vorliegenden Arbeit sollen aber auch
die Verhältnisse im oberen bzw. im Bogenteil der Stranggießmaschine unter-
sucht werden. Insofern müssen hier der ferrostatische Druck, die Schalendicke
sowie die Temperaturverteilung in Abhängigkeit der Stranglängskoordinate
berücksichtigt werden.

Nachfolgend werden mathematische Formulierungen für die mechanische
Belastung und den Biege-
widerstand der Strangschale abgeleitet. Danach wird
das numerische Verfahren zur Ermittlung der Biegelinie erläutert.

4.1 Mechanische Belastung der Strangschale

4.1.1 Verlauf des Biegemomentes

Für ein Mehrbalkenmodell mit n_b Stützweiten l_i ergibt sich aus den Kräften
 F_j , die an den Rollenberührungspunkten angreifen, und der über die gesamte
Länge l_{ges} wirksamen Flächenlast $q(z)$ der in Gleichung (22) spezifizierte
Momentenverlauf $M(z)$.

$$\begin{aligned}
 M(z) &= \\
 &= \\
 M(0) + \sum_{j=0}^{n-1} F_j (z - \sum_{i=0}^{j-1} l_i) - \int_0^z q(z') (z - z') dz' &= \\
 &= \\
 M(l_{ges}) + \sum_{j=n}^{n_b} F_j (l_{ges} - z - \sum_{i=j+1}^{n_b} l_i) - \int_z^{l_{ges}} q(z') (z' - z) dz' & \quad (22)
 \end{aligned}$$

mit

$$l_{ges} = \sum_{i=1}^{n_b} l_i \quad (23)$$

Der Momentenverlauf läßt sich alternativ nach der ersten oder zweiten Formulierung in Gleichung (22) berechnen. Das jeweils unbekannte Biegemoment $M(0)$ bzw. $M(l_{ges})$ muß entweder vorgegeben oder mit Hilfe einer zusätzlichen Bedingung ermittelt werden. Für das hier dargestellte Rechenmodell wird die zweite Formulierung mit $M(l_{ges})$ als Unbekannte gewählt.

Der im jeweils zweiten Summanden in Gleichung (22) verwendete Index n bezeichnet die für die Position z aktuelle Stützweite.

Die Flächenlast $q(z)$ ist in Abhängigkeit von der Höhe der Flüssigkeitssäule $h(z)$ über dem betrachteten Punkt definiert.

$$q(z) = \rho \, g \, h(z) \quad (24)$$

ρ beschreibt hier die Massendichte der Stahlschmelze und g die Gravitationskonstante. Zwischen zwei Stützrollen wird $h(z)$ gemäß Gleichung (25) ermittelt.

$$h(z) = h_{j,0} + z \sqrt{1 - (l_{yj}/l_j)^2} \quad (25)$$

Die Höhenpositionen $h_{j,0}$ der einzelnen Stützrollen sind Eingabeparameter. Die Größe l_{yj} beschreibt den horizontalen Abstand zwischen den Rollen. Im Horizontalteil einer Stranggießanlage ist $l_{yj} = l_j$, da die gesamte Balkenlänge horizontal ausgerichtet ist, während beispielsweise im Senkrechtheil einer Dünnbrammenanlage $l_{yj} = 0$ ist.

Der Anteil der Flächenlast $q(z)$ am Biegemoment $M(z)$, der durch den letzten Term in Gleichung (22) beschrieben wird, wird mittels numerischer Integration berechnet. Da dies ein zeitaufwendiges Verfahren ist, wird die Berechnung nicht in das Lösungsverfahren für die Stützkräfte F_j integriert, sondern vor jedem Zeitschritt durchgeführt.

4.1.2 Nachgiebigkeit der Rollen

Die mechanische Belastung durch die beschriebene Flächenlast führt auch zu einer Verformung der tragenden Konstruktion des Stützgerüsts. Vor allem beim Übergang von Segmenten unterschiedlicher Bauweise kann es deshalb zu unterschiedlicher Rollendurchbiegung und damit zu einem Versatz der Passline kommen. Eine derartige Stufe in der Passline kann auch die Biegelinie der Strangschale beeinflussen. In dem hier beschriebenen mechanischen Modell wird dieser Vorgang mittels einer Nachgiebigkeit der Rollenberührungspunkte senkrecht zur Auszugsrichtung berücksichtigt. Die Nachgiebigkeit K_j der Rollen wird als Eingabeattribut zu jeder Rolle formuliert, und bei der Ermittlung der Rollenkräfte gemäß Gleichung (26) in die Berechnung mit einbezogen.

$$F_j = \frac{w_j}{K_j} \quad (26)$$

Die Größe w_j steht für die Abweichung der Rolle j von der Passline.

4.1.3 Effektive Stützlänge

Im Kapitel 2 wurde der dominierende Einfluß der Stützlänge l_j auf die Durchbiegung der Strangschale beschrieben. Der genaue Wert der Stützlänge ergibt sich, wie in Bild 12 schematisch dargestellt, durch den Abstand der Berührungspunkte zwischen Rolle und Strangschale. Dieser Abstand wird auch durch die Neigung der Strangsschale in den Berührungspunkten w'_j beeinflusst. Es ergibt sich die in Gleichung (12) spezifizierte effektive Stützweite $l_{eff,j}$.

$$l_{eff,j} = l_j + \frac{D_{j-1}}{2} \sin(w'_{j-1}) - \frac{D_j}{2} \sin(w'_j) \quad (27)$$

Bei der Berechnung der Ausbauchung ist somit auch der Rollendurchmesser D_j zu berücksichtigen, der ebenso wie die Nachgiebigkeit der Rolle als Eingabeattribut für jeden Stützpunkt spezifiziert wird.

4.2 Biegewiderstand der Strangschale

Die Biegesteifigkeit, oder der Biegewiderstand der Strangschale an der Stelle z wird zum einen durch die Strangschalendicke und zum anderen durch die Temperaturverteilung innerhalb des betrachteten Querschnittes bestimmt.

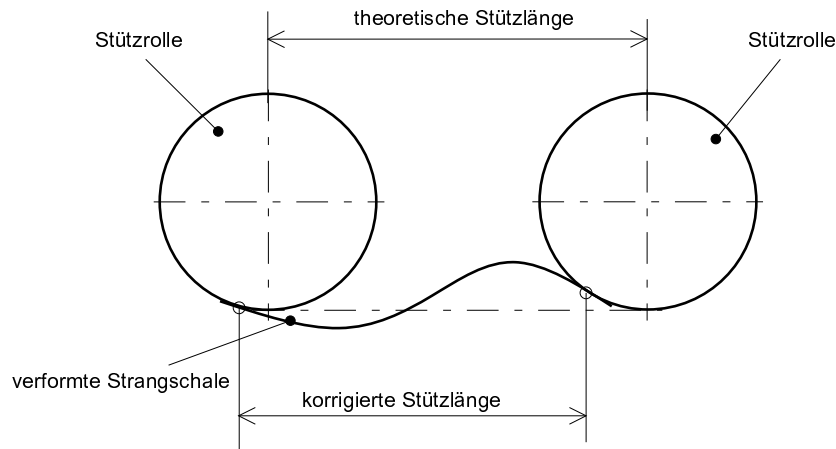


Bild 12: *Schematische Darstellung der korrigierten Stützlänge zwischen den Rollenberührungspunkten*

Bild 13 zeigt schematisch, wie sich über einer Stützlänge l_j abhängig von den örtlichen Gegebenheiten unterschiedliche thermische Randbedingungen einstellen. Im Bereich des Rollenkontaktes ist beispielsweise ein sehr hoher Wärmeübergang gegeben. Unterhalb des Rollenkontaktes dagegen ist feuchte Luft das Umgebungsmedium, und der Wärmeübergang entsprechend gering. Der von Spritzwasser beaufschlagte Bereich ist wiederum von einem hohen Wärmeübergang gekennzeichnet. Zumindest im Bereich der weitgehend senkrechten Strangführung sammelt sich unterhalb des Düsenbereiches zwischen Rolle und Strang sogenanntes Schwallwasser, das unter stabilen Filmverdampfungsbedingungen verdampft. Die Menge des Schwallwassers, und damit die Differenz im Wärmeübergang zum Bereich oberhalb des Spritzbereiches (feuchte Luft) ist auch von der Spritzwassermenge abhängig.

Ein Segment der Strangschale durchläuft beim Transport durch die Anlage diese unterschiedlichen Randbedingungen. Dementsprechend ist auch die Oberflächentemperatur von hohen Gradienten in Strangauszugsrichtung gekennzeichnet.

Die Verteilung der Temperatur $T(z, y)$ und der Schalendicke $s(z)$ wird über eine thermische Analyse ermittelt, die im Vorfeld der mechanischen Berechnung durchgeführt wird. Hierzu wird ein numerisches Modell verwendet, das z. B. in [16] beschrieben ist. Als Ergebnis wird für jeden betrachteten Strangquerschnitt die örtliche Temperaturverteilung $T(y)$ ausgegeben. Mit der Solidustemperatur T_{Sol} der zugrundegelegten Stahlqualität folgt daraus für jeden betrachteten Querschnitt die örtliche Schalendicke $s(z)$ und nach-

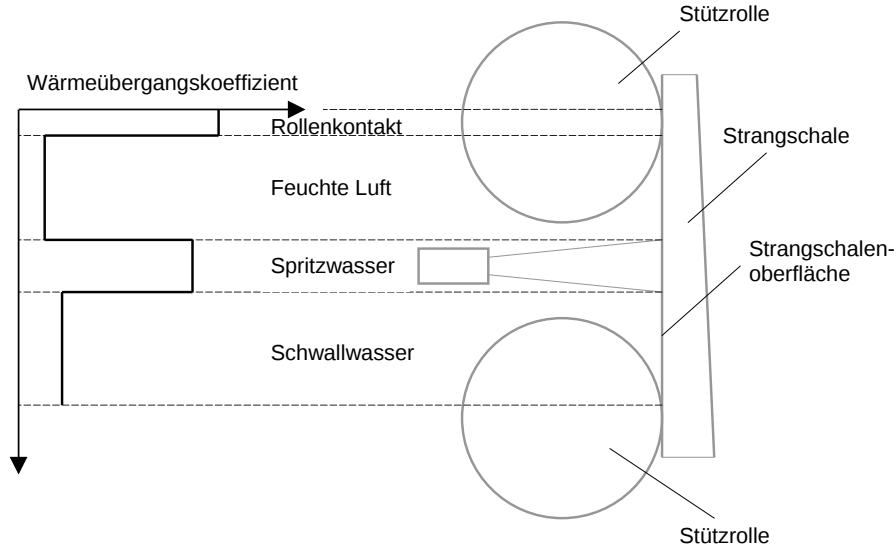


Bild 13: *Thermische Bedingungen im Bereich der Rollenführung einer Stranggießanlage*

folgend die Biegesteifigkeit gemäß der in Kapitel 2 dargestellten Vorgehensweise.

Eine Zeitabhängigkeit der Temperaturverteilung ist, solange die Wärmeübergangsbedingungen (Rollenkontakt, Spritzwasser) konstant sind, zu vernachlässigen. Deshalb wird das Temperaturfeld $T(z, y)$ als raumfest und zeitlich unveränderlich betrachtet. Die Strangschalendicke dagegen kann einer zeitlichen Schwankung unterworfen sein, die hier berücksichtigt werden soll. Zu diesem Zweck werden bei der mathematischen Formulierung der Biegesteifigkeit die Schalendicke s und die Temperaturverteilung $T(y)$, wie nachfolgend beschrieben, getrennt.

Durch Substitution einer dimensionsfreien Koordinate $y^* = \frac{y}{s}$ kann Gleichung (10) gemäß Gleichung (28) umgeschrieben werden.

$$I_c = s^{1/m+2} \int_0^1 (y^* - y_{N,c}^*)^2 |(y^* - y_{N,c}^*)|^{(1/m-1)} A(T)^{-1/m} dy^* \quad (28)$$

Entsprechend wird die Bestimmungsgleichung für das Elastizitätsintegral

(Gleichung (14)) umgeformt.

$$I_e = s^3 \int_0^1 E(T) (y^* - y_{N,e}^*)^2 dy^* \quad (29)$$

Der zu integrierende Ausdruck ist nun nur noch von der Temperatur, den Werkstoffeigenschaften und der dimensionsfreien Koordinate y^* abhängig, so daß das Integral getrennt von der Schalendicke gelöst werden kann. Solange die Temperaturverteilung als zeitlich konstant betrachtet wird, muß das Integral dann nicht in die instationäre Betrachtung mit einbezogen werden.

Die Trennung der Schalendicke und der Temperaturverteilung bei der Berechnung der Biegesteifigkeit stellt eine mathematische Vereinfachung dar. Der Zusammenhang zwischen der Schalendicke und den thermischen Vorgängen, der sich aus der thermischen Analyse des Stranggießprozesses ergibt, wird vernachlässigt. Um den Einfluß der dadurch gegebenen Ungenauigkeit möglichst gering zu halten, werden starke Abweichungen der Schalendicke von der ursprünglich berechneten nicht untersucht.

Zur Simulation einer instationären Schwankung der Schalendicke $s(z, t)$ wird die mittels der thermischen Simulation abgeleitete Verteilung unter Verwendung der Gießgeschwindigkeit v_G bezüglich einer Anfangsschalendicke s_0 und einer Verteilung der Schalenwachstumsraten $\frac{\partial s}{\partial t}(z)$ ausgewertet.

$$\frac{\partial s}{\partial t}(z) = \frac{\partial s}{\partial z} v_G \quad (30)$$

$$s(z, t) = s(z - v_G \Delta t, t - \Delta t) + \frac{\partial s}{\partial t}(z) \Delta t \quad (31)$$

Die Berechnung von $s(z, t)$ erfolgt dann in Abhängigkeit der Schalendicke des vorherigen Zeitschrittes. Letztlich beruht die Verteilung $s(z, t)$ auf dem Wert $s(z = 0, t)$ (Startwert), und der pro Zeitschritt aufaddierten Änderung $\frac{\partial s}{\partial t}(z) \Delta t$. Somit kann der Startwert $s(z = 0, t)$ einer zeitlichen Schwankung unterworfen werden, die dann mit der Gießgeschwindigkeit durch das Modell transportiert wird.

4.3 Numerisches Verfahren

Zur Simulation der Biegelinie unter instationären Bedingungen wird eine diskrete Zeitschrittweite Δt vorgegeben. Die Verformung der Strangschale

einerseits und der Strangtransport (Gießgeschwindigkeit) andererseits werden dabei getrennt behandelt. Zunächst wird unter Verwendung der in Kapitel 2 erläuterten Gleichungen die Verformung der Strangschale im betrachteten Abschnitt für das Zeitintervall Δt berechnet. Nach Bestimmung der Biegelinie wird der plastische (bleibende) Krümmungszustand jedes Strangschalenelementes um die Strecke $\Delta z_t = v_g \Delta t$ verschoben. Die aktuelle Krümmung infolge der plastischen Verformung $w_c''(z, t)$ ergibt sich gemäß Gleichung (32).

$$w_c''(z, t) = \frac{\partial w_c''}{\partial t}(z - \frac{\Delta z}{2}, t) \Delta t + w_c''(z - \Delta z_t, t - \Delta t) \quad (32)$$

Der erste Term beschreibt die Verformung während des aktuellen Zeitschrittes. Der zweite Term stellt den Anteil der Krümmung aus dem vorangegangenen Zeitschritt dar. Für den ersten Zeitschritt wird also eine Startverteilung für die Krümmung $w_c''(z, t = 0)$ benötigt. Hierzu wird die für stationäre Gießbedingungen berechnete Biegelinie verwendet.

Ausgangszustand für jede instationäre Betrachtung ist somit der unter Verwendung der entsprechenden stationären Bedingungen berechnete Krümmungsverlauf (Index stat). Auf der Basis der in Kapitel 2 erläuterten Grundlagen kann die örtliche Krümmung unter stationären Gießbedingungen $w_{c,stat}$ unter Verwendung von Gleichung (8) durch Gleichung (33) ausgedrückt und berechnet werden.

$$w_{c,stat}''(z) = \frac{\partial w_{c,stat}''}{\partial z}(z - \frac{\Delta z}{2}) \Delta z \frac{1}{v_G} + w_{c,stat}''(z - \Delta z) \quad (33)$$

Der Krümmungsanteil infolge der elastischen Verformung wird, da er reversibel ist, für jeden Zeitschritt separat berechnet und dem plastischen Anteil hinzuaddiert. Danach wird wie bereits in Kapitel 2.2.2 beschrieben eine zweimalige Integration der resultierenden Krümmung $w_{res}'' = w_c'' + w_e''$ zur Bestimmung der Biegelinie durchgeführt.

Ein Mehrbalkenmodell, so wie es beispielsweise in Bild 11 dargestellt ist, führt zu einem mehrdimensionalen, nicht linearen Gleichungssystem, für das ein geeignetes Lösungsverfahren anzuwenden ist. Zur Bestimmung der zunächst unbekannten Rollenkräfte F_j ($j = 0..n_b$) und des Biegemomentes $M(l_{ges})$ sind Bedingungen zu formulieren. Diese sind:

- Das statische Gleichgewicht

$$\int_0^{l_{ges}} q(z) dz = \Sigma F_j \quad (34)$$

- die Auslenkung an den Stützpunkten (Rollenberührungspunkte)

$$w_j = F_j K_j. \quad (35)$$

- Die Steigung der Biegelinie bei $z = l_{ges}$, die hier zunächst zu 0 gesetzt wird. eine ausführliche Dieser Bedingung erfolgt in Kapitel 5.

$$w'(l_{ges}) = 0 \quad (36)$$

Für ein Mehrbalkenmodell mit n_b Balken sind somit $n_b + 2$ Bedingungen gegeben und eine entsprechende Anzahl Unbekannte zu ermitteln. Die Kraft an der ersten betrachteten Rolle kann unter Verwendung des statischen Gleichgewichtes getrennt von der iterativen Prozedur erfolgen, da sie nicht in die Formulierung des Biegemomentverlaufes eingeht (vgl. Kapitel 4.1).

Es ergibt sich somit ein $n_b + 1$ -dimensionales, nicht lineares Gleichungssystem, das iterativ, wie z. B. in [17] beschrieben, gelöst wird. Dazu werden zunächst Startwerte für den Vektor $\underline{u}$, der die Stützkkräfte F_j ($j = 1..n_b$) und das Biegemoment $M(l_{ges})$ beschreibt, gemäß Gleichungen (37) und (38) vorgegeben.

$$F_j = \int_{\frac{l_{j-1}}{2}}^{\frac{l_j}{2}} q(z) dz \quad (37)$$

$$M(l_{ges}) = \int_{l_{ges} - \frac{l_{n_b}}{2}}^{l_{ges}} q(z) (l_{ges} - z) dz \quad (38)$$

Zur Lösung des Gleichungssystems werden die partiellen Ableitungen der Verschiebungen an den Stützpunkten, die in dem Vektor $\underline{w} = w_1, w_2, .., w_{n_b}, w'_{l_{ges}}$ aufgelistet sind, gemäß Gleichung (39) berechnet.

$$d_{i,j} = \frac{\partial w_i}{\partial u_j} \quad i, j = 1..n_b + 1 \quad (39)$$

Die Größen $d_{i,j}$ sind die Koeffizienten der Jakobimatrix $\underline{D}$.

Gemäß Gleichung (40) wird pro Iterationsschritt ein Korrekturvektor Δu berechnet, mit dem $\underline{u}$ vor dem nächsten Iterationsschritt aktualisiert wird.

$$\Delta \underline{u} = \underline{D}^{-1} (\underline{w}_{ist} - \underline{w}_{soll}) \quad (40)$$

Der Vektor $\underline{w}_{soll}$ setzt sich aus den Sollwerten für die Abweichungen an den Rollenberührungspunkten (vgl. Gleichung (26)) sowie der Steigung $w'(l_{ges})$ zusammen. Alternativ kann die Inversion der Jakobimatrix $\underline{D}$ durch die Lösung des linearen Gleichungssystems

$$(\underline{w}_{ist} - \underline{w}_{soll}) = \underline{D} \Delta \underline{u} \quad (41)$$

ersetzt werden.

Für jeden Iterationsschritt wird der Vektor der Abweichungen $\underline{w}_{ist} - \underline{w}_{soll}$ berechnet und normiert. Die Bestimmung der Stützkkräfte der Biegelinie für den betrachteten Zeitschritt ist abgeschlossen, wenn die Norm der Abweichungen kleiner als ein zuvor definierter Grenzwert ist.

4.4 Auswertung der Biegelinie

Das Ergebnis der Berechnung ist ein zeitlicher Verlauf der Strangschalenkontur im betrachteten Abschnitt. Zur Beurteilung muss dieses Verhalten in geeigneter Weise ausgewertet werden.

4.4.1 Volumen innerhalb des Schalenkastens

Wie in Kapitel 1 erläutert sind das Volumen der Stahlschmelze innerhalb des Schalenkastens und damit auch die Position des Gießspiegels von der Verformung der Strangschale abhängig. Die Umrechnung einer Änderung der Biegelinie auf eine Schwankung des Gießspiegels erfolgt gemäß Gleichung (42). Die Biegelinie $w(z)$ wird für jeden Zeitpunkt t_i nach z integriert und die Änderung der Gießspiegelhöhe aus dem zeitabhängigen Flüssigkeitsvolumen bestimmt.

$$\Delta h_{Bulg}(t_i) = \frac{1}{0,5 \text{ sb}} \int_0^{z_{ges}} (w(z, t_i) - w(z, t_0)) dz \quad (42)$$

Die Größe sb beschreibt hier die Strangdicke im Bereich des Meniskus.

Bei der Berechnung der Höhe $\Delta h_{Bulg}(t_i)$ wird nur der betrachtete Abschnitt des Stranges berücksichtigt. Einflüsse, die auf Ereignisse außerhalb dieses Abschnittes beruhen, sind hier nicht enthalten. Durch den Faktor 0,5 in Gleichung (42) wird vorausgesetzt, daß die hier simulierten Vorgänge auf beiden Seiten des Stranges synchron stattfinden.

4.4.2 Auszieh Widerstand

Durch die Ausbauchung zwischen den Rollen entsteht ein Widerstand des Stranges in Ausförderrichtung, der von den Antrieben der Anlage kompensiert werden muß. An dieser Stelle werden die unterschiedlichen Methoden zur Berechnung dieses Auszieh Widerstandes erläutert. Eine ausführliche Diskussion bezüglich der Gültigkeit der jeweiligen Berechnungsmethode ist in Kapitel 9 wiedergegeben.

Indirekte Methode, Verformungsarbeit Zum Transport des Stranges wird über die Antriebsrollen eine Leistung, bzw. eine Arbeit pro Zeiteinheit erzeugt. Neben verschiedenen anderen Vorgängen, für die mechanische Energie benötigt wird, wie beispielsweise Biege- und Richtvorgänge oder Kollisionsreibung, muß ein Teil der Antriebsleistung zum Ausfordern des Stranges aufgebracht werden. Die Ausbauchung der Strangschale zwischen den Rollen ist dabei die wesentliche Ursache für den Auszieh Widerstand. Letztlich wird dieser Anteil der Arbeit über die irreversible (plastische) Verformung der Strangschale bei der Ausbauchung in Verlustarbeit umgewandelt. Zur Berechnung des Auszieh Widerstandes wird deshalb oft die Arbeit pro Zeiteinheit untersucht, die zu Verformung der Strangschale notwendig ist.

Bei der Bestimmung der Verformungsarbeit W , die im Zeitintervall Δt anfällt, wird zunächst von der allgemeinen Definition der Arbeit ausgegangen.

$$W = \int F ds \quad (43)$$

Bild 14 zeigt schematisch ein durch ein Biegemoment belastetes Strangschalenteilstück der Länge Δz . Nach der Zeitdifferenz Δt ergibt sich abhängig von der Position des betrachteten Punktes im Querschnitt eine Verschiebungsdifferenz $d\Delta z$ als Funktion von y . Gemäß der hier zugrundegelegten idealen Biegetheorie kann der Verlauf $d\Delta z(y)$ mit der örtlichen Krümmung der Strangschale berechnet werden.

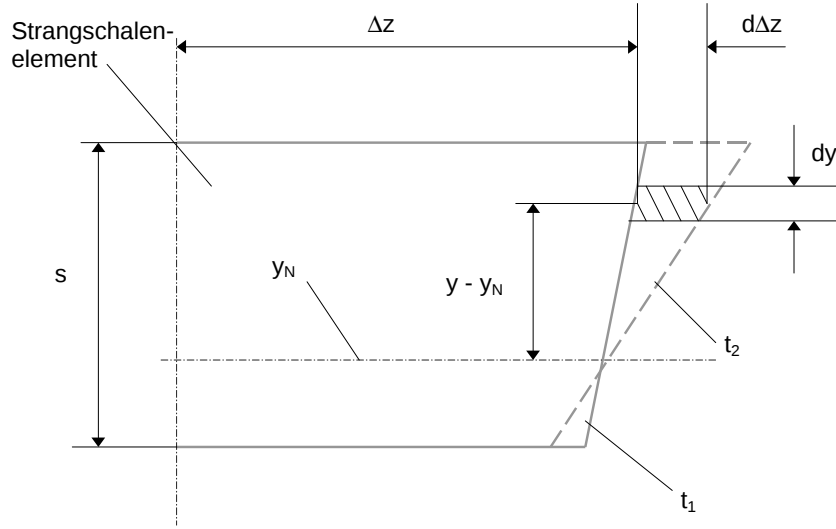


Bild 14: Schematische Darstellung eines biegeverformten Strangschalenelementes

$$d\Delta z(y) = \Delta z [w''(z, t_i) - w''(z, t_{(i-1)})] (y - y_N) \quad (44)$$

Mit dem Kriechgesetz gemäß Gleichung (5) folgt ein Ausdruck für die örtliche Spannung $\sigma(y)$.

$$\sigma(y) = \left(\frac{[w''(z, t_i) - w''(z, t_{(i-1)})] (y - y_N)}{\Delta t A(T)} \right)^{\frac{1}{m}} \quad (45)$$

Unter Verwendung der Definition für das Kriechintegral I_c (Gleichung (10) und Gleichung (43)) ist die pro Zeitschritt Δt geleistete Verformungsarbeit $W_{\varepsilon c}$:

$$W_{\varepsilon c} = \Delta z \frac{[w''(z, t_i) - w''(z, t_{(i-1)})]^{(1+\frac{1}{m})}}{\Delta t^{\frac{1}{m}}} I_c \quad (46)$$

Gemäß der zu Beginn erläuterten Überlegung wird der Betrag von $W_{\varepsilon c}$ mit der Antriebsarbeit, die pro Zeiteinheit zum Ausfordern des Stranges zu leisten ist, gleichgesetzt. Daraus kann dann der Auszieh Widerstand infolge Strangausbauchung F_{Bulg} gemäß Gleichung (47) ermittelt werden.

$$F_{Bulg} = \frac{W_{\varepsilon, c}}{\Delta t v_G} \quad (47)$$

Diese sog. indirekte Methode zur Berechnung des Auszieh Widerstandes nutzt als wesentliche Voraussetzung, daß der zum Ausfordern des Stranges eingebrachte Anteil der Antriebsleistung unmittelbar in Verformungsarbeit umgesetzt wird.

Direkte Methode, Rollenkraft Alternativ zum Ansatz über die Verformungsarbeit kann die Bestimmung der Ausziehkraft auch direkt aus der Analyse der Krafteinleitung an den Stützrollen erfolgen.

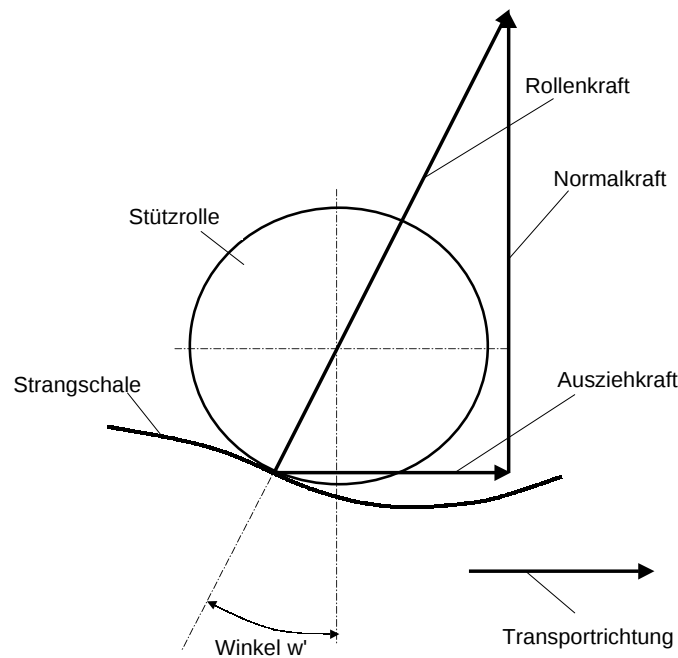


Bild 15: Schematische Darstellung der geometrischen Gegebenheiten im Bereich des Rollenberührungspunktes

Die geometrischen Gegebenheiten im Bereich des Rollenberührungspunktes sind in Bild 15 schematisch dargestellt. Demnach liegt der Kontakt zwischen Rolle und Strangoberfläche nicht direkt unter dem Rollenmittelpunkt, sondern kann, durch die Kontur der Biegelinie bedingt, in Transportrichtung des Stranges verschoben sein. Unter der Voraussetzung einer reibungsfreien Lagerung des Rollenkörpers ist die Rollenkraft radial, also durch den Rollenmittelpunkt gerichtet. Es ergeben sich demnach zwei unterschiedliche Komponenten der Rollenkraft. Senkrecht zur Strangauszugsrichtung wirkt die Stützkraft gegen den ferrostatischen Druck. Die zur Auszugsrichtung parallel wirkende Komponente $F_{WD,j}$ stellt den hier zu berechnenden Auszieh Widerstand pro Rolle dar.

$$F_{WD,j} = F_j \tan(\phi_j) \quad (48)$$

mit

$$\tan(\phi_j) = w'(z_j)$$

Bei dieser Berechnungsart wird also über die Neigung der Strangschale im Rollenberührungspunkt direkt eine Widerstandskraft ermittelt.

5 Grundlegende Untersuchungen zur Anwendung des Modells

Das im vorangegangenen Kapitel beschriebene Berechnungsmodell erfordert eine Reihe von Eingabegrößen, für die ggf. sinnvolle Annahmen zu treffen sind. Zum einen sind Betriebs- und Anlagenparameter, wie Gießgeschwindigkeit, Stahlqualität, Rollenabstände, Rollendurchmesser und Rollennachgiebigkeit vorzugeben. Diese Eingabegrößen können für den jeweiligen Anwendungsfall ermittelt werden.

Zum anderen ist auch die Eingabe numerischer Parameter wie die Diskretisierung in y - Richtung (Strangschalendicke) und z - Richtung (Strangabzugsrichtung) erforderlich. Darüber hinaus sind für die im Rahmen der Berechnung durchzuführenden Integrationsschritte Anfangs- und Randbedingungen zu spezifizieren.

5.1 Numerische Diskretisierung

Mit zunehmend feinerer Diskretisierung steigen die Ergebnisgenauigkeit aber auch der Zeitaufwand für die Berechnung stark an. Zur Festlegung der numerischen Parameter werden Grenzbetrachtungen mit unterschiedlichen Werten für die Inkrementierung der Schalendicke und der Stützweite durchgeführt. Hierzu wird ein Einzelbalkenmodell unter Verwendung periodischer Randbe-

Tabelle 4: *Parameter für die Grenzbetrachtung zur Diskretisierung der Schalendicke und der Stützweite*

Konstante A_0 in s^{-1}	$2 \cdot 10^{22}$
Exponent m	4,02
Aktivierungsenergie Q in J/mol	$2,72 \cdot 10^5$
Oberflächentempertur T_{Ob} in $^{\circ}C$	1100
Solidustemperatur T_{Sol} in $^{\circ}C$	1485
Schalendicke s in mm	80
Gießgeschwidnigkeit v_G in m/min	1,6
Stützweite l in mm	380
Ferrostatische Höhe h_0 in m	10

dingungen erstellt. Bei den Berechnungen werden die in Tabelle 4 angegebenen Parameter eingesetzt. Als Kriterium werden die von der Diskretisierung

beeinflussen, charakteristischen Größen herangezogen. Für die Strangschalendicke s ist dies das Kriechintegral I_c . Für die Unterteilung der Stützweite l_j wird die unter Verwendung periodischer Randbedingungen berechnete, maximale Ausbauchung betrachtet.

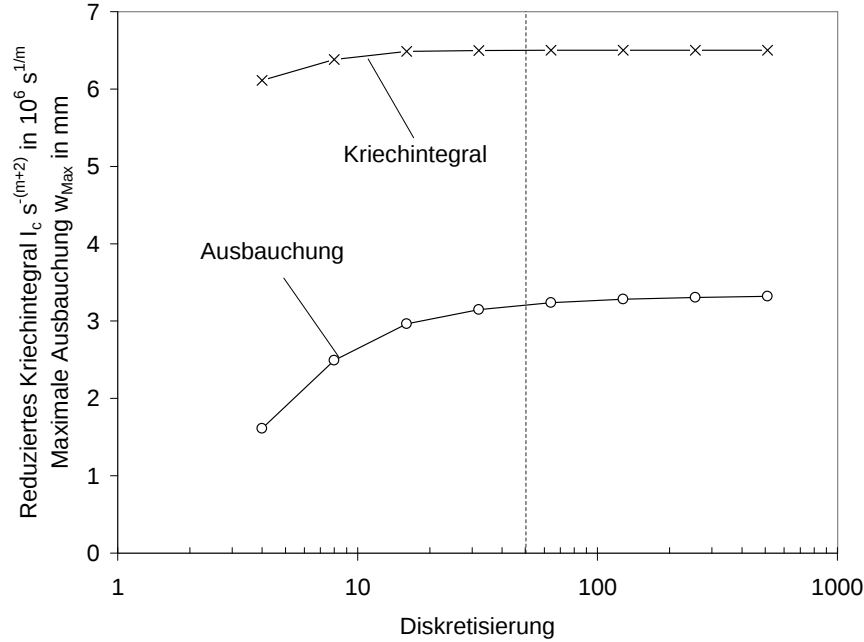


Bild 16: *Reduziertes Kriechintegral und maximale Ausbauchung für ein Einzelbalkenmodell in Abhängigkeit der Diskretisierung von Strangschalendicke und Stützweite*

Bild 16 zeigt das berechnete Kriechintegral sowie die maximale Ausbauchung in Abhängigkeit von der Diskretisierung, d. h. der Anzahl der jeweiligen Teilstücke. Für das Kriechintegral bezieht sich die horizontale Achse auf die Unterteilung der Schalendicke, bei der Ausbauchung wurde die Unterteilung der Stützweite variiert. Beide Kurven zeigen einen ähnlichen Verlauf. Der Grenzwert der stationären Ausbauchung ist ab einer Unterteilung in 50 Teilstücke hinreichend genau erreicht. Die nachfolgend beschriebenen Berechnungen werden deshalb mit diesem Maß der Diskretisierung durchgeführt.

Für die Unterteilung der Schalendicke ist eine Unterteilung in 10 Teilstücke ausreichend.

Die zeitliche Diskretisierung bei den instationären Berechnungen wird über die Beziehung $dz = v_G dt$ in eine Diskretisierung der Stützweite umgerech-

net. Für das Zeitintervall dt gilt somit als obere Grenze

$$dt_{max} = \frac{Min(dz_j)}{v_G}$$

für $j = 1..n_b$, wobei $Min(dz_j)$ das kleinste im gesamten Modell enthaltene Teilstück beschreibt.

Im Gegensatz zur Diskretisierung der Stützweite, die aufgrund variabler Balkenlängen zu unterschiedlich langen Teilstücken dz_j führen kann, ist die zeitliche Diskretisierung für das gesamte Modell einheitlich.

5.2 Rand- und Anfangsbedingungen

In Kapitel 2 wurde für den Fall eines Einzelbalkens erläutert, daß zur Simulation der Ausbauchung mit dem Biegemodell Rand- und Anfangsbedingungen vorzugeben sind. Im einzelnen sind dies die Steigung der Biegelinie $w'(z)$ bei $z = 0$ und $z = l_{ges}$ sowie die Krümmung $w''(z)$ bei $z = 0$. Dabei wurde bereits berücksichtigt, daß die Bedingungen für $z = 0$ und $w(z = l_{ges})$ durch die in Kapitel 4 beschriebene Nachgiebigkeit der Rollen erfaßt sind.

Inwieweit diese Parameter das Rechenergebnis, d. h. die Kontur der Biegelinie, beeinflussen, wird anhand eines Mehrbalkenmodells untersucht, das sich über sechs äquidistante Stützweiten im horizontalen Ausziehteil einer Stranggießanlage erstreckt. Die dabei zugrundegelegten Betriebs- und Anlagenparameter sind in Tabelle 5 aufgeführt. Die Verteilung der Strangschalendicke wurde hier mit dem sog. $\sqrt{t}$ -Gesetz unter Zugrundelegung einer Erstarrungskonstanten von 26 mm/min^{-1} ermittelt.

Tabelle 5: *Eingabeparameter für das Mehrbalkensystem zur Untersuchung unterschiedlicher Rand- und Anfangsbedingungen*

Gießgeschwindigkeit v_G in m/min	1,6
Kohlenstoffgehalt x_C in %	0,05
Solidustemperatur T_{Sol} in °C	1500
Abstand zum Gießspiegel l_{met} in m	15
Ferrostatische Höhe h_0 in m	10
Diskretisierung der Schalendicke	50
Diskretisierung der Stützweite	100

Im ersten Schritt wurden die Werte der o. g. Bedingungen zu Null gesetzt. Bild 17 zeigt den unter diesen Vorgaben berechneten Verlauf der Biegelinie. Die auf die Gesamtlänge des betrachteten Abschnittes bezogene Position in Stranglängsrichtung ist auf der horizontalen Achse aufgetragen. Die Rollenberührungspunkte sind durch Kreise gekennzeichnet. Die Rollenkräfte sind als Balken dargestellt, deren Länge ein Maß für den Betrag der Kraft darstellt.

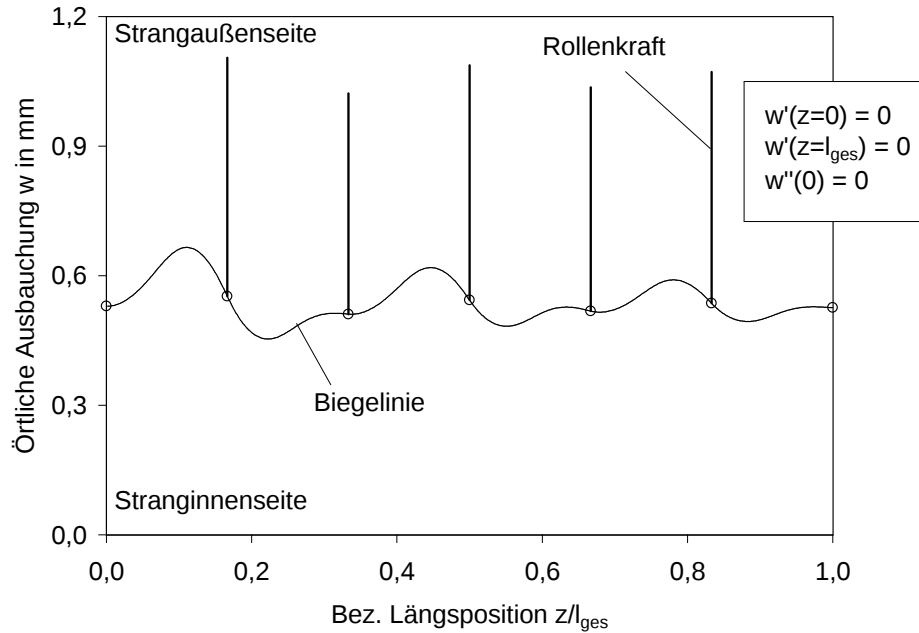


Bild 17: Berechnete Biegelinie für das Mehrbalkenmodell unter Anwendung fest eingespannter Randbedingungen

Der Vorschub des Stranges ist in Richtung positiver z - Werte gerichtet. Der Bereich unterhalb der dargestellten Biegelinie stellt die Stranginnenseite dar, so daß der ferrostatische Druck als Flächenlast von unten nach oben gerichtet ist. Die Rollenkräfte wirken dieser Last entgegen. Die Auslenkung der Rollenberührungspunkte aus der Passline ($w_{Pass} = 0$) ist auf die Nachgiebigkeit der Rollen zurückzuführen. Darüber hinaus ergibt sich für den betrachteten Abschnitt der Strangschale eine Biegelinie, die durch eine starke Ausbauchung über der ersten Stützweite gekennzeichnet ist. Die Ausbauchung über der zweiten Stützweite ist dagegen fast vollständig zur Stranginnenseite gerichtet. Diese Kontur über zwei Stützweiten wiederholt sich qualitativ auf den nachfolgenden Abschnitten, wobei die Amplitude der Ausbauchung abnimmt. Der qualitative Verlauf der Ausbauchung scheint sich nach und nach

an eine mit einem Einzelbalkenmodell unter periodischen Randbedingungen ermittelte Kontur anzugleichen. Über ein ähnliches Ergebnis wird auch in [12] berichtet.

Zur Untersuchung des Einflusses einzelner Randbedingungen werden aus der in Bild 17 dargestellten Biegelinie die jeweiligen Maximalwerte für die Steigung $w'(z)$ und die Krümmung $w''(z)$ ermittelt. Der Einfluß der einzelnen Anfangs- bzw. Randbedingung wird untersucht, indem ihr Wert im Bereich $\pm|Max(w')|$ bzw. $\pm|Max(w'')|$ variiert wird. Daraus ergeben sich die in Tabelle 6 aufgeführten Kombinationen von Rand- und Anfangsbedingungen, für die die Biegelinie unter stationären Bedingungen berechnet wird.

Tabelle 6: *Kombinationen unterschiedlicher Rand- und Anfangsbedingungen*

Nr	$w'(0)$	$w'(l_{ges})$	$w''(0)$
1	$-1,3510^{-3}$	0	0
2	$-0,7710^{-3}$	0	0
3	$0,7710^{-3}$	0	0
4	$1,3510^{-3}$	0	0
5	0	$-1,3510^{-3}$	0
6	0	$-0,7710^{-3}$	0
7	0	$0,7710^{-3}$	0
8	0	$1,3510^{-3}$	0
9	0	0	$-2,9210^{-3} \text{ m}^{-1}$
10	0	0	$-1,4610^{-3} \text{ m}^{-1}$
11	0	0	$1,4610^{-3} \text{ m}^{-1}$
12	0	0	$2,9210^{-3} \text{ m}^{-1}$

Die Ergebnisse sind in den Bildern 18, 19 und 20 dargestellt. In jedem Diagramm sind vier unterschiedliche Biegelinien gemäß der Variation jeweils eines Parameters dargestellt. Der Übersichtlichkeit halber sind die Rollenkräfte und die Rollenberührungspunkte nicht eingezeichnet. Der dominierende Einfluß der Steigung $w'(z=0)$ als Anfangsbedingung ist deutlich zu erkennen. Von der Krümmung $w''(z=0)$ ist der Verlauf der berechneten Biegelinie ebenso abhängig, jedoch nicht in dem Maß wie von der Anfangssteigung $w'(z=0)$. Die Steigung $w'(z=l_{ges})$ wirkt sich demgegenüber nur im Bereich der letzten Stützweite aus. Die weiter vorne befindliche Kontur der Strangschale bleibt von dieser Bedingung weitgehend unberührt.

Die Ursache für den geringen Einfluß der Steigung $w'(z=l_{ges})$ ist mit der Vorschubbewegung des Stranges verbunden. Im Unterschied zu einer An-

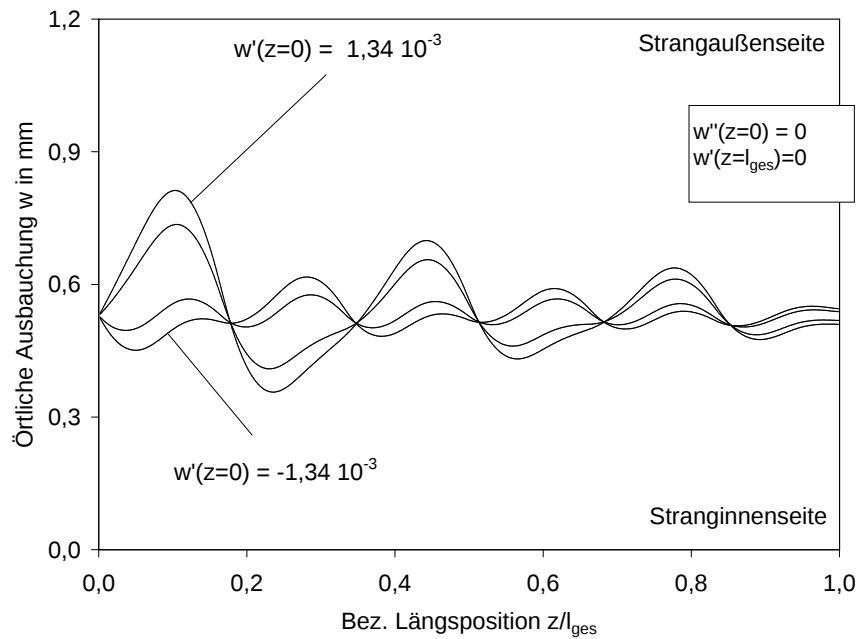


Bild 18: Berechnete Biegelinie der Strangschale für unterschiedliche Werte der Anfangssteigung $w'(z = 0)$

fangsbedingung bei $z = 0$ wird eine Randbedingung bei $z = l_{ges}$ mit der Bewegung des Stranges aus dem Modell transportiert. Sie wirkt deshalb nur lokal in der Position, wo sie vorgegeben wurde. Wird dagegen eine Bedingung bei $z = 0$ vorgegeben, ist eine Auswirkung im Bereich des gesamten Modells gegeben.

Insofern sind vor allem die Anfangsbedingungen $w'(z = 0)$ und $w''(z = 0)$ von großer Bedeutung und müssen sorgfältig abgeschätzt werden. Dabei ist es, wie bereits erwähnt, nicht ohne weiteres sinnvoll, auf das Verfahren der periodischen Randbedingungen zurückzugreifen, da bei einem Mehrbalkenmodell von u. U. 10 und mehr Stützweiten die Gegebenheiten am Anfang und am Ende des Modells nicht übereinstimmen müssen.

Die Festlegung gemäß der sog. eingespannten Randbedingungen erscheint ebenso wenig geeignet, da die Plausibilität einer festen Einspannung am Rollenberührungspunkt schwer zu begründen ist.

Um hier die realen Bedingungen weitestgehend genau nachzuvollziehen, wird bei der weiteren Anwendung des Mehrbalkenmodells die Position der

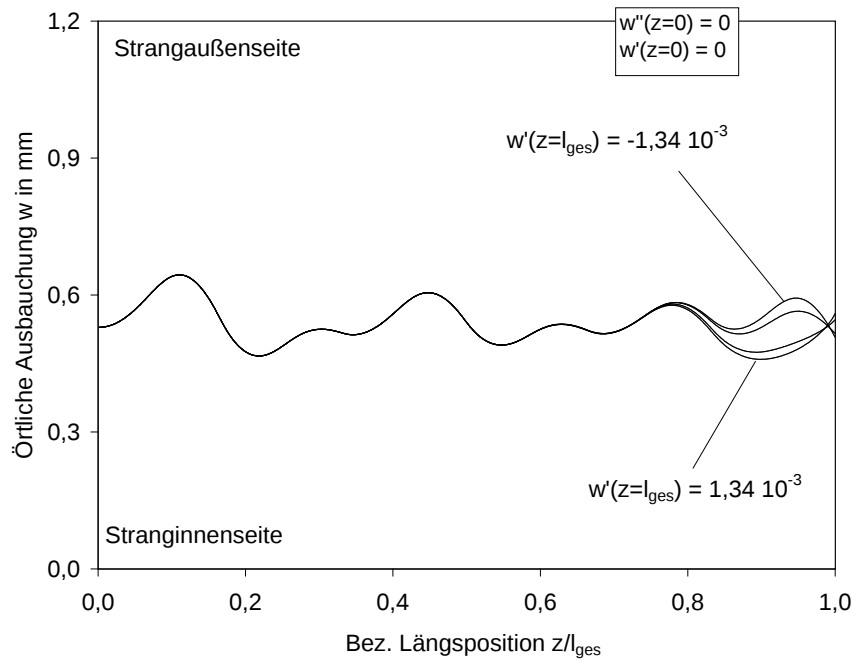


Bild 19: Berechnete Biegelinie der Strangschale für unterschiedliche Werte der Steigung am Ende des Modells $w'(z = l_{ges})$

ersten betrachteten Stützweite in einen Bereich möglichst gleicher Rollenabstände gelegt. Die Zugrundelegung periodischer Randbedingungen für einen Einzelbalken ist dann gemäß der dargestellten Ergebnisse gerechtfertigt. Die Anfangsbedingungen $w'(z = 0)$ und $w''(z = 0)$ für das Mehrbalkensystem werden aus der Berechnung dieses Einzelbalkens übernommen. Da der Einfluß von $w'(z = l_{ges})$ als gering eingestuft werden kann, wird diese Bedingung der Einfachheit halber zu 0 gesetzt.

Die mit dieser Vorgehensweise berechnete Biegelinie für das hier betrachtete Mehrbalkensystem ist in Bild 21 dargestellt. Außerdem ist als punktierte Linie auch der Verlauf des Biegemomentes eingezeichnet. Die Kontur der Strangschale entspricht qualitativ der bereits für ein Einzelbalkenmodell unter Verwendung periodischer Randbedingungen ermittelten Biegelinie. Demnach kommt es über der ersten Hälfte der Stützweite zu einer sog. negativen, d. h. zur Stranginnenseite gerichteten Ausbauchung, während die Ausbauchung über der zweiten Hälfte der Stützweite nach außen gerichtet ist.

Diese zunächst wenig anschauliche Kontur über einer Stützweite ist durch den ebenso periodischen Verlauf des Biegemomentes zu erklären. In den Rol-

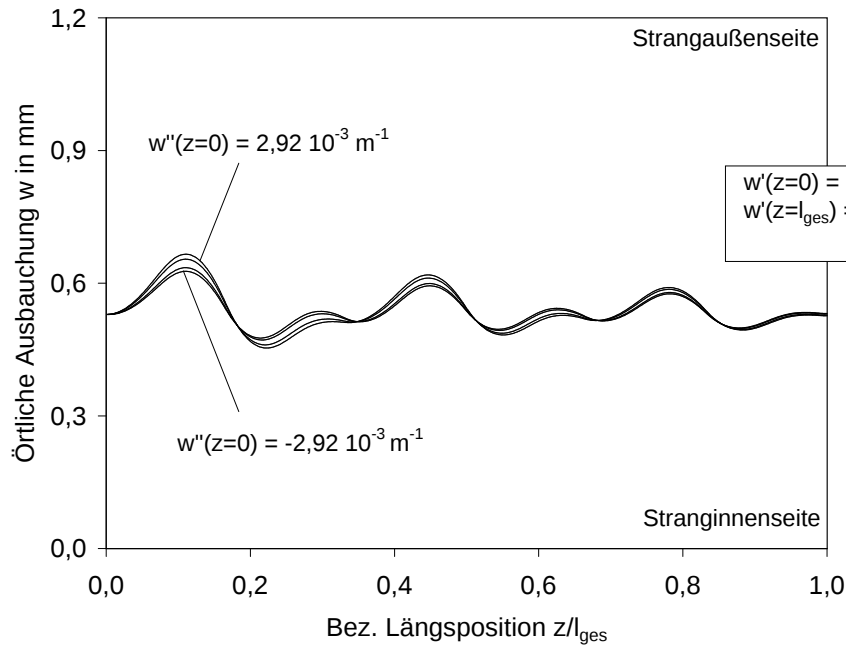


Bild 20: Berechnete Biegelinie der Strangschale für unterschiedliche Werte der Anfangskrümmung $w''(z=0)$

lenberührungspunkten hat das Biegemoment jeweils ein lokales Maximum, dazwischen jeweils ein lokales Minimum.

Bei der Integration dieses Biegemomentes zur Ermittlung der Biegelinie entsteht eine Kontur, die ebenso periodisch ist und zusätzlich pro Integrations-schritt eine Phasenverschiebung von 90° erfährt. Für die Biegelinie infolge der plastischen Verformung heißt das, daß sich die lokalen Extrema um insgesamt 270° einer Periode oder um $\frac{3}{4}$ einer Stützweite in Strangauszugsrichtung verschieben. Das bedeutet, daß sich der Minimal- und der Maximalwert für die Ausbauchung, wie auch in Bild 21 dargestellt, zwischen zwei Rollen bei $\frac{1}{4}$ und bei $\frac{3}{4}$ der Stützweite befinden.

Die Beträge der jeweils maximalen Ausbauchung in Bild 21 nehmen in dem hier behandelten Beispiel von Stützweite zu Stützweite ab, ohne daß sich der Verlauf der Biegelinie qualitativ ändert. Dies ist in dem gleichmäßigen Strangschalenwachstum bzw. der damit verbundenen Vergrößerung der Biegesteifigkeit der Strangschale begründet.

In der Regel ist aber gerade die Stützweite im Verlauf der Strangfüh-

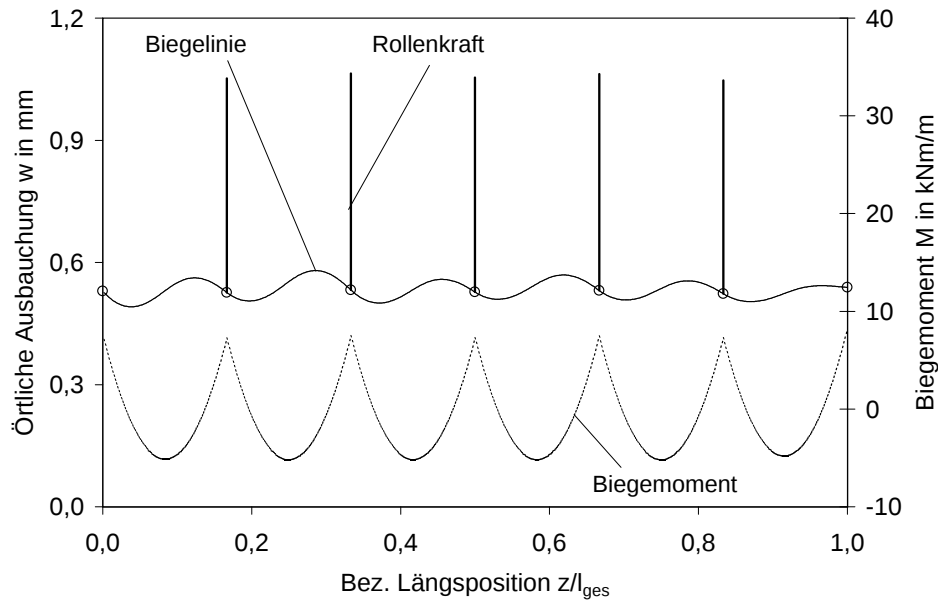


Bild 21: Berechnete Biegelinie für das Mehrbalkenmodell unter Verwendung der Anfangsbedingungen eines Einzelbalkenmodells

ung von Unstetigkeiten gekennzeichnet, wenn beispielsweise zwei Segmente unterschiedlicher Bauart nebeneinander liegen, oder wenn im Bogenbereich zwischen den Segmenten zur Ausbaufähigkeit ein größerer Rollenabstand erforderlich ist. Um auch in diesen Bereichen zuverlässige Aussagen zur Ausbauchung und Deformation der Strangschale ableiten zu können, muß sich der betrachtete Strangabschnitt über mehrere Stützweiten erstrecken.

5.3 Zeitabhängige Untersuchung mit konstanten Parametern

Die in 21 abgebildete Biegelinie wurde unter Verwendung der in Gleichung (11) beschriebenen Substitution ermittelt. Bei einer zeitabhängigen Berechnung ist dagegen, wie in Kapitel 4 beschrieben, ein dem gewählten Zeitschritt entsprechender Vorschub des plastischen Krümmungszustandes erforderlich. Zwischen der numerischen Ermittlung der Biegelinie unter stationären Bedingungen einerseits und unter instationären Bedingungen andererseits besteht demnach ein grundlegender Unterschied, der sich natürlich nicht auf das Er-

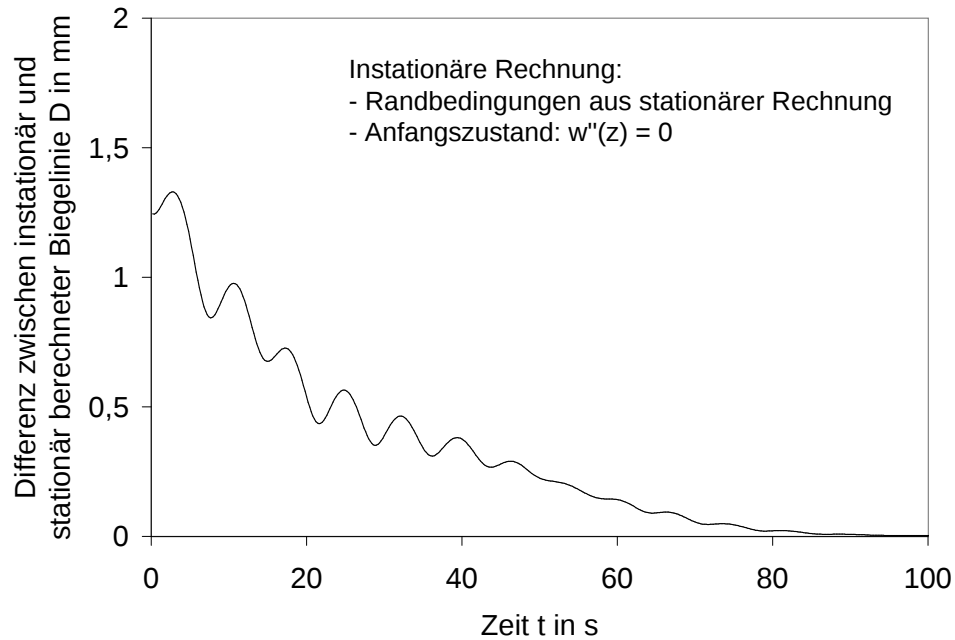


Bild 22: Differenz zwischen der stationär und der instationär berechneten Biegelinie

gebnis (Kontur der Biegelinie) auswirken sollte.

Um diesen Anspruch zu überprüfen wurden an dem oben dargestellten Testmodell auch zeitabhängige Berechnungen durchgeführt. Als Startwert der Biegelinie wurde über den gesamten Bereich $z > 0$ die plastische Krümmung w'' zu 0 gesetzt. Bei $z = 0$ gelten wie für die stationäre Lösung die in Bild 21 aufgeführten Anfangsbedingungen. Diese Berechnung beschreibt keinen realistisch denkbaren Anwendungsfall, sondern dient einzig der Überprüfung des Berechnungsmodells. Die instationär berechnete Biegelinie sollte, da alle Betriebsparameter konstant sind, in die in Bild 21 dargestellte Lösung übergehen.

Als Maß für die Abweichung zwischen beiden Biegelinien, wird an allen Punkten der numerischen Diskretisierung die Differenz zwischen stationär und instationär berechneter Biegelinie gebildet. Nach dem Verfahren der Summe aller Fehlerquadrate werden diese Abweichungen in einen Wert gemäß Gleichung (49) zusammengefasst.

$$D = (\sum (w_{stat} - w_{inst})^2)^{0.5} \quad (49)$$

Der Index *stat* steht dabei für die stationäre, der Index *inst* für die zeitabhängige Berechnungsmethode. In Bild 22 ist diese Abweichung in Abhängigkeit von der Zeit aufgetragen. Nach einem Einschwingvorgang konvergiert demnach die zeitabhängig berechnete Biegelinie gegen die stationär ermittelte Kontur. Die grundsätzliche Anwendbarkeit des Modells auf instationäre Problemstellungen ist damit nachgewiesen.

6 Gegenüberstellung mit bekannten Ergebnissen zur Verifikation des Modells

In Abhängigkeit der zuvor beschriebenen Parameter können die Ergebnisse für die Ausbauchung erheblich differieren. Dies gilt darüber hinaus ganz besonders für die Parameter der eingesetzten Gleichungen zur Beschreibung des Werkstoff - Verhaltens.

Die Ergebnisse von theoretischen Berechnungsmodellen, wie das hier beschriebene, müssen deshalb mit experimentell oder vergleichbar zuverlässig ermittelten Daten verglichen werden. Durch die Anpassung einzelner Parameter, insbesondere in empirischen Gesetzmäßigkeiten wie dem Kriechgesetz, kann eine Validierung des Modells vorgenommen werden. Voraussetzung ist, daß die zu diesem Zweck herangezogene experimentelle Untersuchung sorgfältig durchgeführt und vollständig dokumentiert wurde.

6.1 Stationäre Ausbauchung an einer Brammenstranggießanlage

In [18] wird über Versuche berichtet, bei denen die stationäre Ausbauchung im Ausziehteil einer Stranggießanlage experimentell ermittelt wurde. Um eine ausreichende Zugänglichkeit der Strangoberfläche zu ermöglichen, wurde eine Stützrolle ausgebaut. Dadurch ergab sich ein Rollenabstand von 860 mm während die benachbarten Rollenabstände 430 mm betrugen. Eine Spritzwasserkühlung zwischen den Rollen fand nicht statt. Die Oberflächentemperatur der Bramme wurde meßtechnisch erfaßt.

Tabelle 7: *Parameter zur Berechnung der stationären Ausbauchung für den in [18] dargestellten Betriebsfall*

Gießgeschwindigkeit in m/min	0,85
Abstand zum Gießspiegel in m	10
Ferrostatische Höhe in m	4,02
Oberflächentemperatur in °C	1050
Schalendicke in mm	79

Der Ausbau einer Stützrolle stellt eine erhebliche Unstetigkeit in der Stützweitenverteilung dar, so daß bei der Simulation der Ausbauchung auch der

benachbarte Bereich der Strangführung mitberücksichtigt werden muß. Das hier verwendete Mehrbalkensystem erstreckt sich über insgesamt 9 Stützweiten, von denen die vierte den doppelten Rollenabstand der übrigen aufweist. Oberflächentemperatur und Schalendicke wurden als unabhängig von der Koordinate z betrachtet. Die eingesetzten Betriebsparameter sind [18] entnommen und in Tabelle 7 aufgeführt.

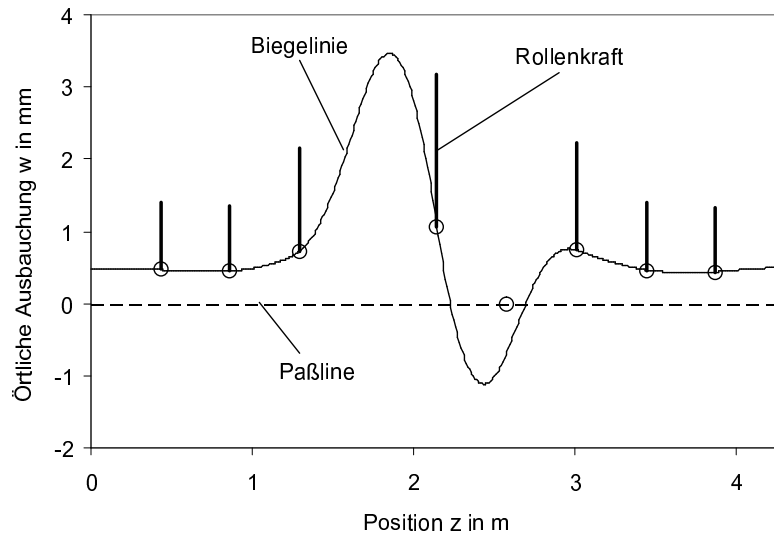


Bild 23: Berechnete Biegelinie und Rollenkräfte für den Ausziehteil einer Stranggießanlage nach dem Ausbau einer Stützrolle [18]

Bild 23 zeigt die mit dem numerischen Modell berechnete Biegelinie sowie die resultierenden Rollenkräfte. Die Darstellung entspricht der von Bild 17. Die maximale Ausbauchung der großen Stützweite übersteigt die entsprechenden Werte der benachbarten Bereiche um ein Vielfaches. Wegen der großen Steigung der Biegelinie im vierten Rollenberührungspunkt unmittelbar nach dem doppelten Rollenabstand kann die Strangschale durch den ferrostatistischen Druck nicht innerhalb der folgenden Stützweite an die Passline zurückgeführt werden. Aufgrund dessen kommt es an der Rolle 5, die der Kontur nur bis zur Passline folgen kann, zur Ablösung der Strangschale von der Rolle. Entsprechend der jeweiligen effektiven Stützweite sind die Rollenkräfte und damit auch die Durchbiegungen der einzelnen Rollen stark unterschiedlich.

Einen Vergleich der örtlichen Ausbauchung mit den in [18] genannten

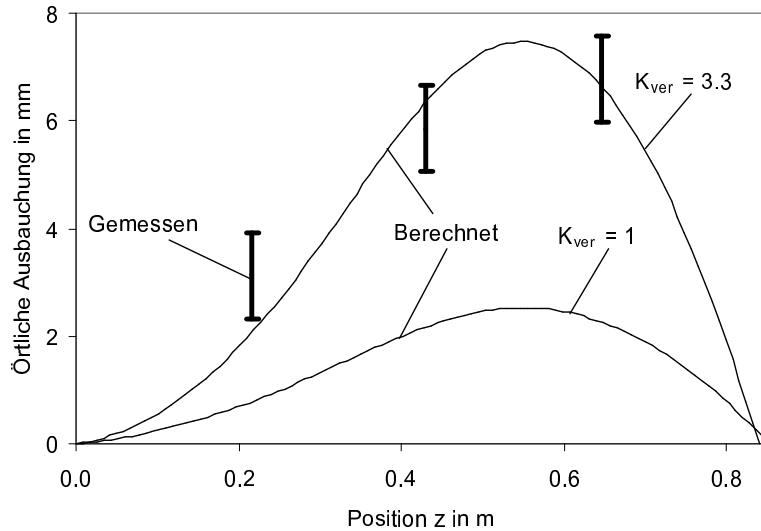


Bild 24: Vergleich der berechneten Biegelinie mit den an der Betriebsanlage gemessenen Ergebnissen für den Bereich der großen Stützweite

Werten zeigt Bild 24. Dazu ist der Bereich des verdoppelten Rollenabstandes vergrößert dargestellt. Die experimentellen Ergebnisse sind durch Balken symbolisiert. Für zwei unterschiedliche Werte des in Kapitel 3 erläuterten Parameters K_{Ver} ist die berechnete Biegelinie eingezeichnet. Qualitativ entspricht die berechnete Biegelinie der experimentell ermittelten Kontur. Um die gemessenen Daten auch quantitativ nachvollziehen zu können, ist für den in Kapitel 3 erläuterten Korrekturfaktor ein Wert $K_{Ver} = 3,3$ notwendig. Diese Korrektur ist streng genommen nur für das hier erläuterte Beispiel gültig. Da bei der Herleitung des Modells aber auf eine weitestgehende Allgemeingültigkeit geachtet wurde, ist der hier ermittelte Wert ohne große Ungenauigkeit auch auf andere Anwendungsfälle übertragbar.

6.2 Instationäre Ausbauchung an einer Laboranlage

An einer Versuchsgießanlage wurde die Strangausbauchung zwischen den Stützrollen unmittelbar unterhalb der Kokille untersucht [19]. Die Anlage ist in Bild 25 schematisch dargestellt. Sie besteht aus einer Kokille der Länge $l_{Kok} = 800$ mm, zwei fixierten Stützrollen in den Abständen zum Gießspiegel $l_{met,1} = 810$ mm und $l_{met,2} = 1315$ mm, sowie einer zwischen diesen fixier-

ten Rollen vertikal verschiebbaren Rolle. Auf diese Weise konnte die zweite Stützweite bis zu $l_{max} = 380 \text{ mm}$ variiert werden. Bei der hier betrachteten Messung der instationären Ausbauchung hatte die zweite Stützweite die Länge $l_2 = 380 \text{ mm}$. Über dieser Länge wurde die Ausbauchung an drei unterschiedlichen Positionen zeitabhängig bestimmt.

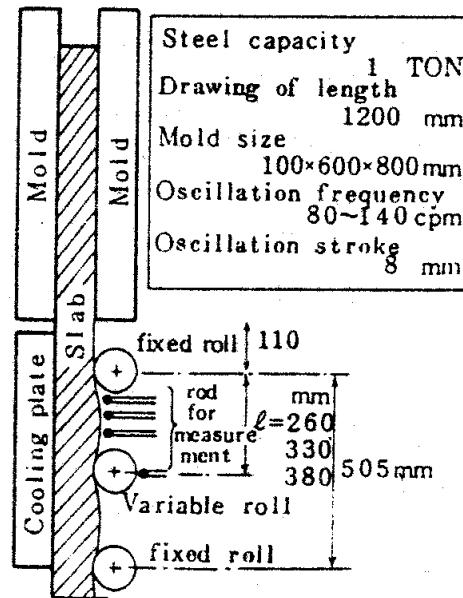


Bild 25: Schematische Darstellung der Versuchsanlage zur experimentellen Untersuchung der instationären Ausbauchung [19]

Bei den Untersuchungen wurde der Strang zunächst mit konstanter Geschwindigkeit abgezogen, wobei sich eine stationäre Biegelinie der Strangschale über der betrachteten Stützweite ergab. Zu einem bestimmten Zeitpunkt wurde der Strang angehalten, was konsequenterweise einen Anstieg der Ausbauchung zur Folge hatte.

Über die Oberflächentemperatur und die Schalendicke bei der experimentellen Untersuchung werden in [19] keine Angaben gemacht. Um die experimentellen Untersuchungen rechnerisch nachzuvollziehen, wurde zunächst zur Ermittlung der Schalendicke und der Temperaturverteilung eine thermische Analyse durchgeführt, auf die an dieser Stelle nicht näher eingegangen wird.

Das daran anschließend konfigurierte Mehrbalkenmodell besteht aus drei Stützweiten der Längen $l_1 = 110 \text{ mm}$, $l_2 = 380 \text{ mm}$ und $l_3 = 125 \text{ mm}$. Als Anfangsbedingung wurde hier am Austritt der Kokille $w'(0) = 0$ und

Tabelle 8: *Prozessparameter bei der numerischen Untersuchung der instationären Ausbauchung an einer Laboranlage [19]*

Gießgeschwindigkeit v_G in m/min	1,5
Abstand zum Gießspiegel l_{met} in m	0,7
Ferrostatische Höhe h_0 in m	0,7
Solidustemperatur T_{Sol} in °C	1460

$w''(0) = 0$ gesetzt. Die für die numerischen Untersuchungen verwendeten Parameter sind in Tabelle 8 aufgeführt. Mit diesem Modell wurde die experimentelle Prozedur rechnerisch simuliert und die Biegelinie für unterschiedliche Zeitpunkte ermittelt.

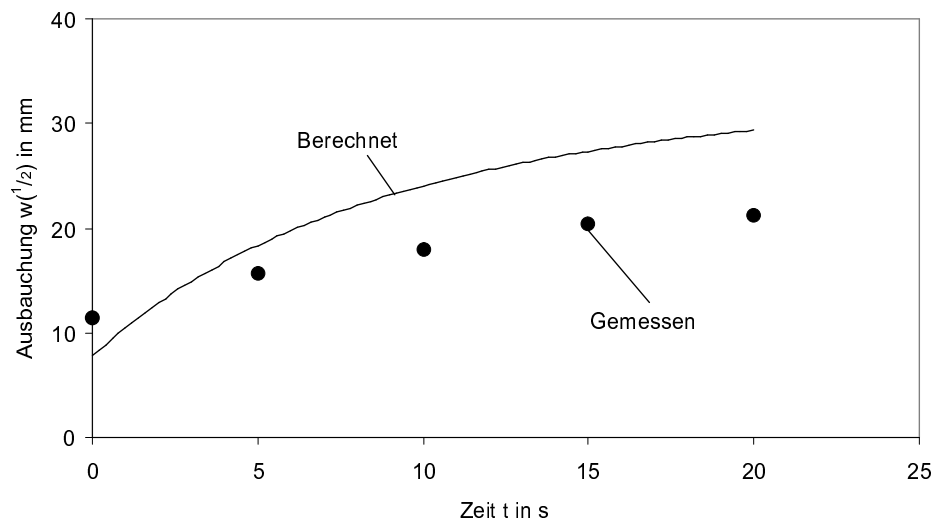


Bild 26: *Berechnete und gemessene Ausbauchung in der Mitte der betrachteten Stützweite für die Laboranlage in Abhängigkeit von der Zeit*

Bild 26 zeigt als Ergebnis die örtliche Ausbauchung in der Mitte zwischen der ersten und zweiten Stützrolle in Abhängigkeit von der Zeit. Zum Vergleich sind die experimentell und die numerisch ermittelten Werte eingezeichnet. Die berechnete Biegelinie zeigt für die stationäre Ausbauchung einen geringfügig niedrigeren Wert, ist im weiteren Zeitverlauf aber durch einen stärkeren Anstieg gekennzeichnet. Für diese Abweichungen können ne-

ben den Unsicherheiten bei der Bestimmung der Betriebsbedingungen folgende Ursachen gegeben sein:

1) Bei dem experimentell provozierten Maß der Ausbauchung und der gleichzeitig geringen Strangbreite von $ss = 600 \text{ mm}$ ist die Selbststützung der Strangschale durch die Schmalseiten von nennenswertem Einfluß. Dieser üblicherweise zu vernachlässigende Effekt kann bei den numerischen Untersuchungen nicht berücksichtigt werden.

2) In dem hier betrachteten Bereich ist u. U. ein durch das primäre Kriechen gekennzeichnetes Werkstoffverhalten gegeben, so daß hier eine zu Beginn höhere, dann aber weiter abfallende örtliche Kriechgeschwindigkeit zu erwarten ist. Die Berücksichtigung des primären Kriechens bei der Berechnung der mechanischen Verformung der Strangschale ist mit vielen Unsicherheiten behaftet, da die Dehngeschwindigkeit vom Ent- bzw. Verfestigungszustand des Materials und insofern von der Verformungszeit abhängig ist. Zur Bestimmung des diesbezüglichen Materialzustandes ist für jeden Punkt der Strangschale zum einen die Historie der mechanischen Belastung zu verfolgen und zum anderen diese Historie in geeigneter Weise auszuwerten. Hinzu kommt, daß auf diesem Gebiet des Werkstoffverhaltens von Stahl bei hohen Temperaturen nur unzureichende Erkenntnisse vorliegen, die für eine gesicherte Berechnung der primären Kriechgeschwindigkeit nicht ausreichend sind.

3) Obwohl es sich hier um eine Laboranlage handelt, ist die experimentelle Untersuchung der Ausbauchung wegen der hohen Temperatur der Oberfläche mit nicht zu vermeidenden Unsicherheiten behaftet. Eine Diskussion hierüber findet in [19] nicht statt.

Unter Berücksichtigung dieser Aspekte kann die in Bild 26 dargestellte Abweichung zwischen berechneter und gemessener Ausbauchung als vertretbar bezeichnet werden. Für die nachfolgend beschriebenen Untersuchungen wird deshalb der Korrekturfaktor $K_{Ver} = 3,3$ zugrundegelegt.

7 Anwendung des Modells beim Dünnbrammenstranggießen

Zur Untersuchung der instationären Ausbauchung und den damit verbundenen verfahrenstechnischen Aspekten wird der Prozess des Dünnbrammenstranggießens betrachtet. Im Vergleich zum konventionellen Stranggießen wird bei diesem Verfahren mit einer deutlich dünneren Brammendicke (50–80 mm), dafür mit höheren Gießgeschwindigkeiten (4,0–7,0 m/min) produziert. Das hier verwendete Mehrbalkenmodell erstreckt sich über einen ca 3,5 m langen Strangabschnitt, der unmittelbar unterhalb der Biegezone beginnt.

Es werden vier unterschiedliche Betriebszustände betrachtet, die durch die Gießgeschwindigkeit $v_G = 3,5; 4,0; 4,5; 5,0$ m/min charakterisiert sind. Im Rahmen einer thermischen Simulation wird zunächst die Temperatur- und Schalendickenverteilung ermittelt. Als Stahlqualität wird ein LC Stahl mit einem Kohlenstoffgehalt $x_C = 0,03\%$ ausgewählt. Die spezifische Wärmemenge beträgt 1,01/kg.

7.1 Thermische Simulation des stationären Stranggießprozesses

Die Ermittlung der Schalendicke und der Temperaturverteilung wird mit Hilfe eines kommerziellen Berechnungsprogrammes [16] durchgeführt. Das Berechnungsgebiet (Strang) wird in separate, senkrecht zur Transportrichtung orientierte Schichten unterteilt. Über die äußere Berandung einer einzelnen Schicht wird entsprechend den örtlich zu definierenden Randbedingungen Wärme entzogen. Ein Wärmeaustausch der Schichten untereinander wird nicht berücksichtigt.

Bei der Formulierung der Randbedingungen sind die unterschiedlichen Wärmeübertragungsmechanismen Wärmeleitung, Spritzkühlung, Rollenkontakt und Strahlung zu berücksichtigen. Darüber hinaus sind die notwendigen Stoffwerte und Betriebsparameter zu spezifizieren.

Bild 27 zeigt exemplarisch für eine Gießgeschwindigkeit von 4,5 m/min die Verteilung der Oberflächentemperatur in Abhängigkeit vom Abstand zum Meniskus. Bei einer Länge von $L = 8,0$ m wurde die Berechnung abgebrochen, da der dahinter befindliche Teil der Anlage hier nicht von Belang ist. Im oberen Teil des Diagramms sind die Positionen der umgebenden Anlagenkomponenten eingezeichnet. Außerdem ist als horizontaler Balken der Bereich des nachfolgend verwendeten Mehrbalkenmodells gekennzeichnet.

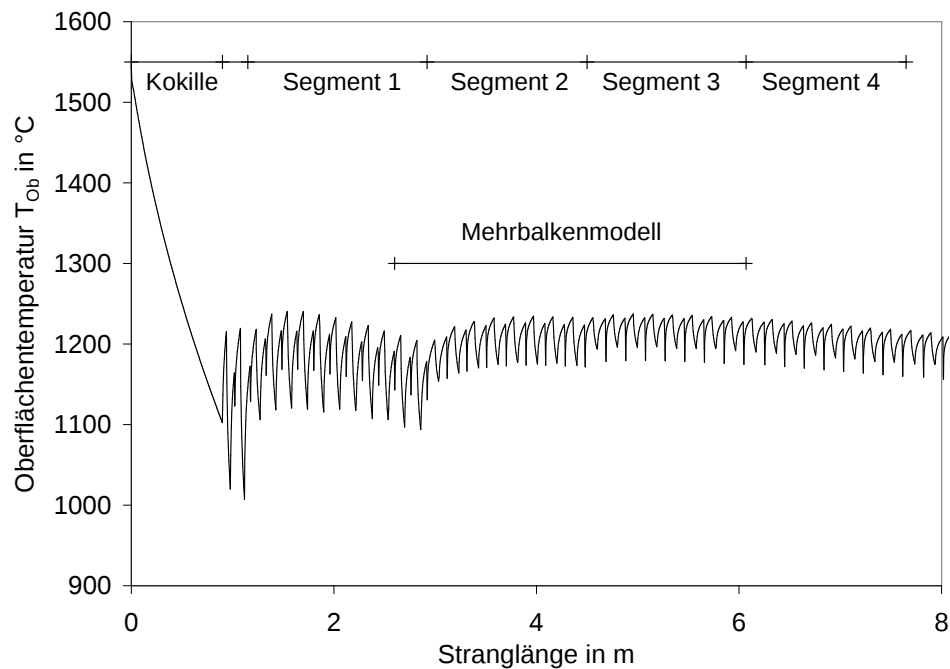


Bild 27: Berechnete Oberflächentemperatur beim Dünnbrammenstranggießen für eine Gießgeschwindigkeit von $v_G = 4,5 \text{ m/min}$

Durch die Aufteilung in unterschiedliche Spritzkühlzonen ist eine Abstufung in der Oberflächentemperatur zwischen den einzelnen Segmenten zu erkennen. Jeweils im Bereich einer Stützrolle bzw. einer Spritzwasserbeaufschlagung ist ein Temperatursturz von bis zu $\Delta T = 200^\circ$ festzustellen. Insofern ist auch mit einem stark unterschiedlichen Biegeverhalten der Strangschale zu rechnen. Das Temperaturniveau unterhalb der Kokille liegt bei etwa $T_{Ob} = 1100^\circ\text{C}$.

Mit bekannter Solidustemperatur kann aus der Temperaturverteilung eine Schalendicke bestimmt werden, die für die untersuchten Betriebsfälle in Bild 28 dargestellt ist. Die Sumpfspitze, d. h. der Punkt, an dem die beiden gegenüberliegenden Erstarrungsfronten aufeinandertreffen, liegt für die Gießgeschwindigkeit von $3,5 \text{ m/min}$ innerhalb des für das Mehrbalkenmodell betrachteten Bereiches.

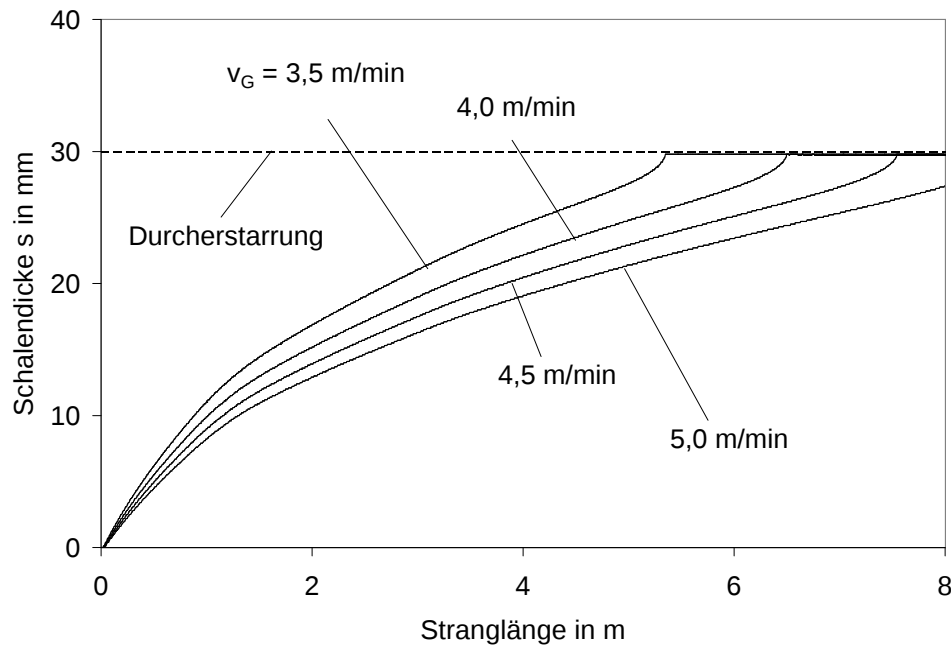


Bild 28: Berechnete Strangschalendicke für die unterschiedlichen Betriebszustände beim Dünnbrammenstranggießen

7.2 Simulation der stationären Ausbauchung

Der Strang oberhalb des verwendeten Mehrbalkenmodells ist nahezu vertikal, während sich das Modell selbst hauptsächlich im Bereich des Anlagenbogens ($R = 5800$ mm) befindet. Unter Berücksichtigung der Ergebnisse aus Kapitel 5 liegt der Beginn des Modells im Bereich einer konstanten Stützweite von 160 mm im unteren Teil des Biegesegmentes. Nach den ersten beiden Stützweiten von $l = 160$ mm folgen insgesamt 16 Rollenabstände mit jeweils $l = 196$ mm (Segment 1 und 2).

Bei der Berechnung werden auch die unterschiedlichen Segmentkonstruktionen von Biegesegment und Bogensegment berücksichtigt. So wird für die ersten drei Stützpunkte eine höhere Nachgiebigkeit der Stützrollen vorgegeben.

Unter stationären Gießbedingungen ergibt sich für den jeweiligen Betriebszustand eine konstante Biegelinie der Strangschale, die exemplarisch für 4,5 m/min im Bild 29 dargestellt ist.

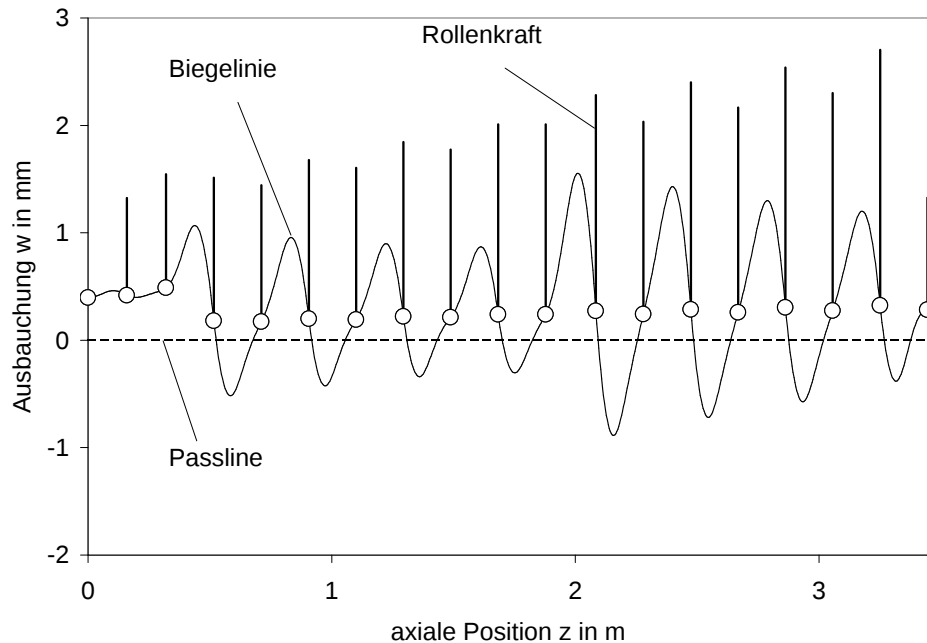


Bild 29: Numerisch ermittelte Biegelinie der Strangschale beim Dünnbrennenstranggießen unter stationären Betriebsbedingungen bei einer Gießgeschwindigkeit von $v_G = 4,5 \text{ m/min}$

Wie in Bild 17 ist ein Rollenberührungspunkt durch einen Kreis gekennzeichnet. Die vertikalen Balken symbolisieren die jeweilige Rollenkraft. Durch eine horizontale gestrichelte Linie ist die Passline dargestellt. Obwohl die berechneten Rollenkräfte im Biegesegment (ersten drei Stützpunkte) deutlich geringer sind als im nachfolgenden Bogensegment, ist die Abweichung von der Passline für die ersten drei Rollenberührungspunkte größer als für die nachfolgenden. Ursache hierfür ist die größere Nachgiebigkeit der Rollen im Biegesegment.

Im weiteren Verlauf der Biegelinie ist auch der Einfluß der Sekundärkühlung auf die Biegelinie zu erkennen. So wird der Strang im Segment 1 mit einer höheren Spritzwassermenge beaufschlagt als in Segment 2 (siehe auch Bild 27). Deshalb ist die Stützweite bei ca 4,6 m Abstand zum Gießspiegel durch eine starke Ausbauchung gekennzeichnet, obwohl die entsprechende Stützweite nur unwesentlich größer ist als die vorherigen.

Derartige Unstetigkeiten in den mechanischen und thermischen Bedingungen führen dann zu einer doppelt periodischen Biegelinie, die bereits im

Bild 17 zu beobachten war. Dieses Biegeverhalten der Strangschale ist auf die plastische Verformung zurückzuführen, die sich nach einer Rücknahme der mechanischen Belastung nicht auf den Ursprungszustand zurückbildet. Um eine plastische Krümmung zurückzubilden ist eine mechanische Belastung mit umgekehrtem Vorzeichen notwendig. Durch die spezielle Kontur der Biegelinie wird auch eine alternierende Stützkraft erzeugt. Erst im weiteren Verlauf der nachfolgenden Stützweiten ist allmählich wieder eine einfach periodische Kontur der Stützweite gegeben.

8 Simulation der Gießspiegelbewegung

Bei den in Kapitel 1 beschriebenen Beobachtungen wurde vor allem über eine Frequenz der Gießspiegelschwankung berichtet, die über die Gleichung (1) mit der Gießgeschwindigkeit v_G und einer charakteristischen Stützweite l_{char} im Rollengerüst der Anlage verknüpft ist. Diese Frequenz wird im folgenden als charakteristische Frequenz f_{char} bezeichnet.

Zielgröße der hier dargestellten Untersuchungen ist somit das zeitliche Verhalten des Gießspiegels $\Delta h_{ML}(t)$, das insbesondere hinsichtlich der charakteristischen Frequenz f_{char} untersucht werden soll.

8.1 Beschreibung der Vorgehensweise

8.1.1 Startbedingungen und Untersuchungsparameter

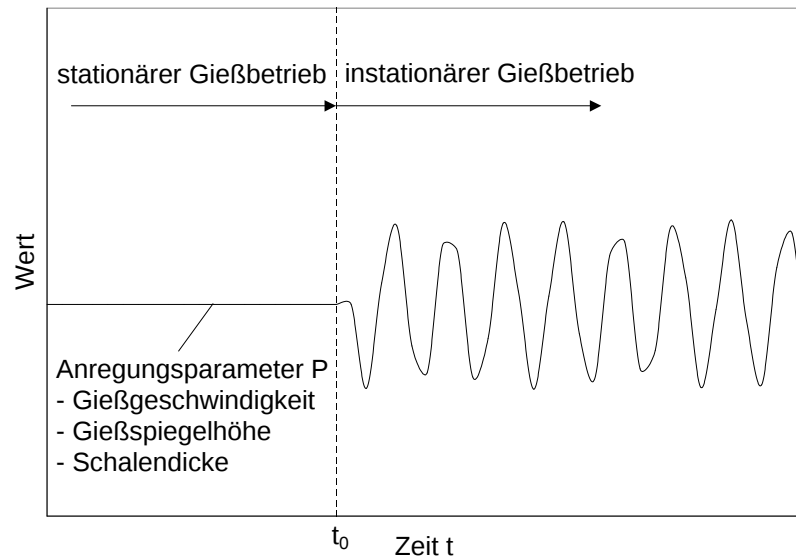


Bild 30: Schematische Darstellung der Vorgehensweise bei der Simulation der instationären Ausbauchung

Mit dem in Kapitel 4 beschriebenen Berechnungsmodell werden Untersuchungen zur zeitabhängigen Strangschalenverformung durchgeführt. Die Vorgehensweise ist in Bild 30 schematisch dargestellt. Ausgangspunkt für diese instationären Untersuchungen ist die Simulation des stationären Betriebszustandes, die im vorangegangenen Kapitel beschrieben wurde. Dabei

werden alle Betriebsparameter als konstant vorausgesetzt. Der Startpunkt der instationären Berechnung t_0 ist in Bild 30 durch eine gestrichelte Linie gekennzeichnet. Ab dem Zeitpunkt t_0 werden einzelne oder mehrere Parameter nach jedem Zeitschritt entsprechend einer vorgegebenen Zeitfunktion aktualisiert. Dies ist in Bild 30 beispielhaft durch den schwankenden Verlauf des Anregungsparameters verdeutlicht. Ein Betriebsparameter, der in der dargestellten Weise oszilliert, stellt für den simulierten Strangabschnitt eine Anregung dar, die sich auf die Verformung der Strangschale auswirkt. Nachfolgend wird der Strang mit seinem instationären Verhalten kurz als System bezeichnet, das auf eine äußerer Anregung mit einer Systemantwort reagiert.

Anregungsparameter dieser Untersuchung sind die Gießgeschwindigkeit v_G , die Gießspiegelhöhe h_{ML} selbst, und die Schalendicke am Beginn des modellierten Strangabschnittes s_0 .

8.1.2 Zielgröße

Die Lage des Gießspiegels ergibt sich aus mehreren Anteilen. Zunächst ist die Bilanz von zu- und abgeführter Stoffmenge von Bedeutung. Die pro Zeiteinheit der Kokille zugeführte Stahlschmelze $\dot{V}_f$ kann dabei unter Verwendung der Kokillenabmessungen in eine Geschwindigkeit $v_{G,f}(t)$ umgerechnet werden:

$$v_{G,f} = \frac{\dot{V}_f}{s s b} \quad (50)$$

$v_{G,f}$ ist direkt mit der Gießgeschwindigkeit v_G vergleichbar, mit der das Material aus der Kokille ausgefördert wird. $\Delta h_G(t)$ beschreibt die Änderung der Gießspiegelhöhe, die sich aus dieser Bilanz ergibt:

$$\Delta h_G(t) = (v_{G,f}(t) - v_G(t))\Delta t \quad (51)$$

Die Parameter $v_{G,f}$ und v_G sind geregelte Größen. Die mit dem Regelungsvorgang verbundenen Aspekte werden in Kapitel 10 näher beleuchtet.

Die Gießspiegelhöhe wird außerdem von der instationären Ausbauchung beeinflusst. In Kapitel 4 wurde eine Beziehung abgeleitet, die eine Umrechnung unterschiedlicher Verformungszustände der Strangschale in eine Änderung der Gießspiegelhöhe $\Delta h_{Bulg}(t)$ ermöglicht. $\Delta h_{Bulg}(t)$ drückt demnach

den aktuellen Verformungszustand der Strangschale aus, und stellt somit die Systemantwort auf eine äußere Anregung dar.

Schließlich wird hier auch eine Störgröße $\Delta h_{Dev}(t)$ eingeführt. Störungen des Gießspiegels sind im Betrieb alltäglich. So kann beispielsweise ein Gasanteil der aus dem Verteiler strömenden Stahlschmelze zu Schwankungen des Gießspiegels führen. Die ferrostatische Höhe $\Delta h_G(t)$ als Parameter dieser Untersuchung wird mittels dieser Störgröße einer zeitlichen Schwankung unterworfen.

Insgesamt ergibt sich die Änderung der Gießspiegelhöhe $\Delta h_{ML}(t)$ aus der Summe der einzelnen Anteile:

$$\Delta h_{ML}(t) = (v_{G,f}(t) - v_G(t))\Delta t + \Delta h_{Bulg}(t) + \Delta h_{Dev}(t) \quad (52)$$

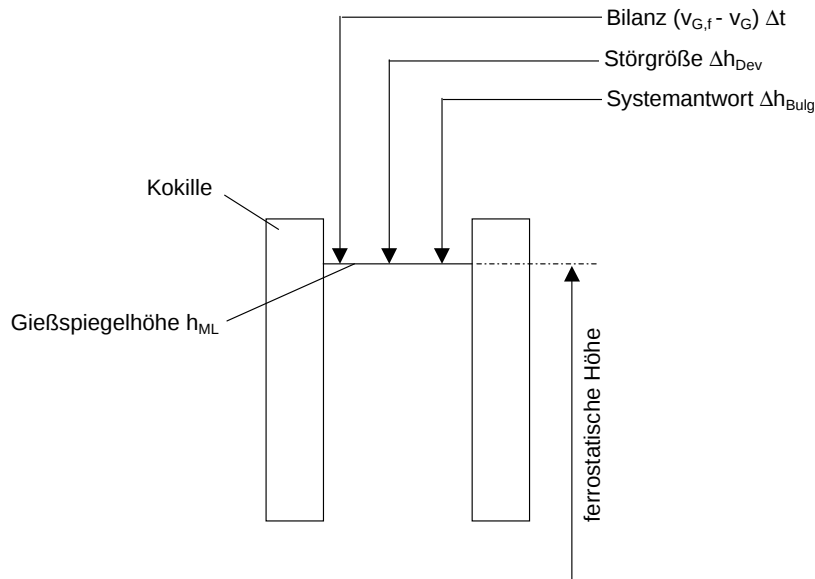


Bild 31: Schematische Darstellung der Einflußgrößen auf die Gießspiegelhöhe

Die Parameter, die die Gießspiegelhöhe beeinflussen, sind in Bild 31 aufgeführt. Es wird deutlich, daß die ferrostatische Höhe, die über die Störgröße $\Delta h_{Dev}(t)$ angeregt wird, auch von der Systemantwort $\Delta h_{Bulg}(t)$ beeinflusst wird. Bei einer entsprechenden Phasenlage zwischen Systemantwort und Anregung ist demnach mit einer Verstärkung der Anregung zu rechnen.

8.1.3 Methoden der Untersuchung

Um das generelle Verhalten des Systems in Abhängigkeit des jeweiligen Parameters zu bewerten, wird zunächst für jeden Parameter $P(t)$ eine stochastische Störung gemäß Gleichung (53) vorgegeben.

$$P(t) = P_0 + (2 \text{ rand} - 1) \Delta P \quad (53)$$

P_0 beschreibt dabei den im stationären Zustand gegebenen Wert. Die Funktion 'rand' gibt eine Zufallsvariable im Bereich zwischen 0 und 1 aus. Mit ΔP schließlich wird jeweils eine Schwankungsamplitude vorgegeben.

Bild 32 zeigt beispielhaft den zeitlichen Verlauf des Parameters $P(t)$ unter der Verwendung der in dem Diagramm aufgeführten Werte. Diese Art des Signales wird oft auch als Rauschen bezeichnet.

Aus der Schwingungslehre ist bekannt, daß ein stochastischer Verlauf eines Signales auch als Summe einzelner Oszillationen des gesamten Frequenzspektrums interpretiert werden kann. Das Verfahren der Fourieranalyse ermöglicht eine nachfolgende Zerlegung in einzelne Oszillationen. Üblicherweise wird dann die Amplitude der einzelnen Oszillationen über der Frequenz aufgetragen. In Bild 33 ist für den stochastischen Verlauf des Parameters $P(t)$ das Amplitudenspektrum in Abhängigkeit von der Frequenz dargestellt. Erwartungsgemäß ist für keine Frequenz ein ausgeprägtes Maximum der Amplitude zu erkennen.

Wäre ein wesentlich größerer Zeitraum betrachtet und mittels der Fourieranalyse ausgewertet worden, hätte sich in Bild 33 eine konstante Amplitude für alle Frequenzen ergeben. Die Ungleichförmigkeit des abgebildeten Verlaufes der Amplitude über der Frequenz ist darauf zurückzuführen, daß hier ein endlicher Zeitraum betrachtet wurde.

Gleichung (53) repräsentiert insofern eine Anregung des Systems, in der alle Frequenzen mit jeweils gleicher Amplitude enthalten sind. Der damit berechnete zeitliche Verlauf der Gießspiegelhöhe stellt dann die Summe der Systemantworten auf diese Einzelerregungen dar.

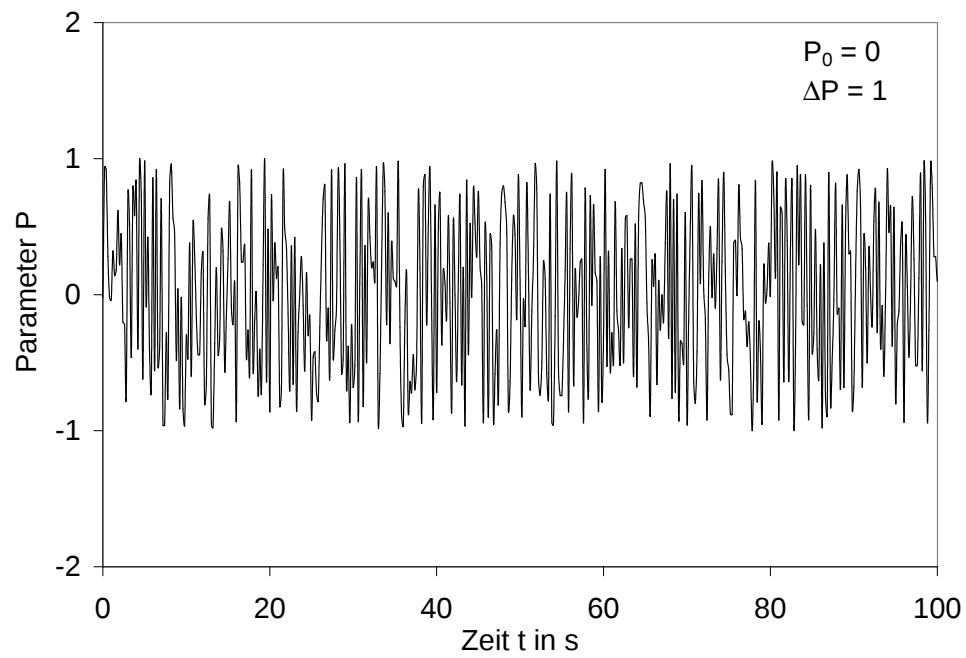


Bild 32: Zeitlicher Verlauf des Parameters P bei stochastischer Anregung

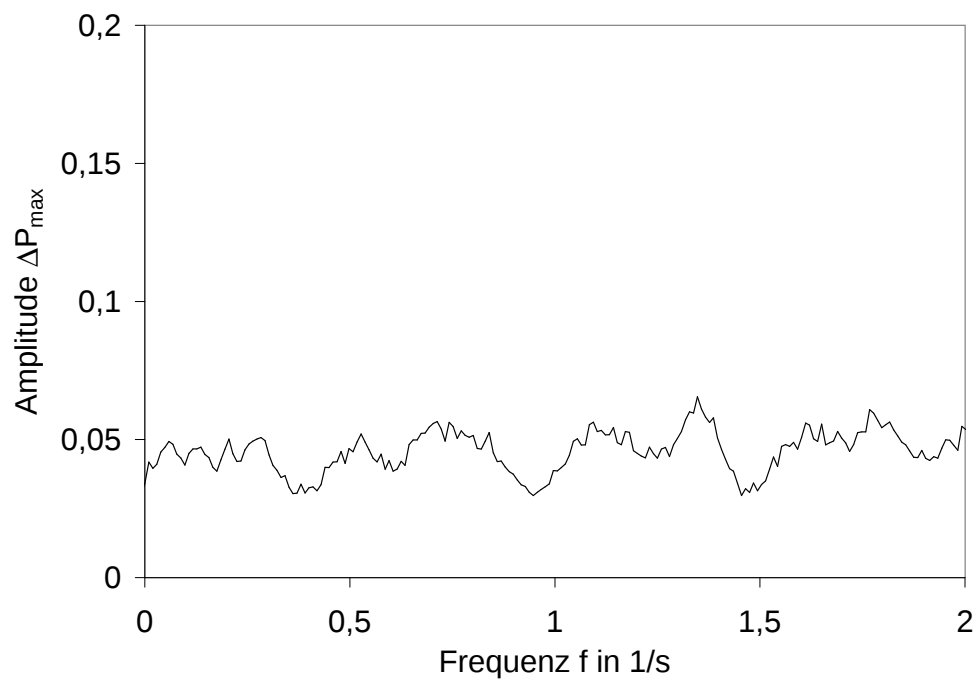


Bild 33: Amplitude des Parameters P in Abhängigkeit von der Frequenz

Zur Bewertung der Systemantwort wird deshalb ebenso eine Zerlegung in die einzelnen Oszillationen durchgeführt. Schließlich werden die einzelnen Amplituden der Systemantwort auf die entsprechenden Amplituden der Anregung bezogen. Ergebnis ist ein Diagramm, das die Empfindlichkeit des Systems für Anregungen aller Frequenzen darstellt. Dabei kann auch die Art der Anregung (Parameter $P(t)$) hinsichtlich ihrer Bedeutung auf die hier behandelte Oszillation des Gießspiegels beurteilt werden.

Eine quantitative Weiterverwendung der Ergebnisse der Fourieranalyse ist allerdings nicht möglich, da hier ein nichtlineares System betrachtet wird. Auf der anderen Seite ist unabhängig von dem gegebenen System der Einsatz der Fourieranalyse zur qualitativen Beurteilung von Signalen, die beispielsweise experimentell ermittelt wurden, durchaus üblich. In dem hier dargestellten Zusammenhang wird deshalb dieses Werkzeug genutzt, um das Systemverhalten für unterschiedliche Frequenzen der Anregung zu veranschaulichen.

Eine weitere Methode, die Systemantwort für unterschiedliche Frequenzen zu untersuchen besteht darin, einzelne Frequenzen separat sinusförmig anzuregen. Dieses Verfahren ist allerdings sehr zeitaufwendig, da für jede untersuchte Frequenz eine instationäre Rechnung durchgeführt werden muß. Deshalb wurde diese Methode bei der Untersuchung des Systemverhaltens über einen großen Frequenzbereich nur zu Vergleichszwecken bei einer Anregung der Gießgeschwindigkeit v_G durchgeführt. Auf der anderen Seite ermöglicht die Anregung einer singulären Frequenz eine detaillierte Untersuchung des physikalischen Zusammenhanges zwischen der Anregung und der Systemantwort.

In dieser Arbeit wird einerseits die Fourieranalyse zur globalen Bewertung des Systemverhaltens eingesetzt. Abhängig von diesen Erkenntnissen werden dann einzelne Frequenzen einer besonderen Untersuchung unterzogen.

8.2 Darstellung der Ergebnisse

Für die im folgenden beschriebenen Untersuchungen wurde eine Gießgeschwindigkeit von $v_{G,stat} = 4,5 \text{ m/min}$ zugrundegelegt. Diese Geschwindigkeit repräsentiert den Betriebszustand der Anlage. Die momentane Gießgeschwindigkeit kann von diesem Wert abweichen. Der zeitliche Mittelwert bleibt dabei aber konstant.

8.2.1 Anregung durch die Gießgeschwindigkeit

Bei den in Kapitel 1 geschilderten Beobachtungen an einer Betriebsanlage wurde auch eine Oszillation der Gießgeschwindigkeit festgestellt [20]. Die Amplitude konnte dabei bis zu $\Delta v_G = 0,4 \text{ m/min}$ betragen. Eine mögliche Ursache für diese Schwankung der Gießgeschwindigkeit kann beispielsweise eine ungünstige Einstellung der Regelungsparameter für die Antriebsleistung sein. Auf der anderen Seite kann auch ein ungleichmäßiger Auszieh Widerstand, beispielsweise durch Unebenheiten der Strangoberfläche, zu unregelmäßigen Schwankungen der Gießgeschwindigkeit führen. Eine Größenordnung, über die hier berichtet wird, ist von anderen Anlagen allerdings nicht bekannt.

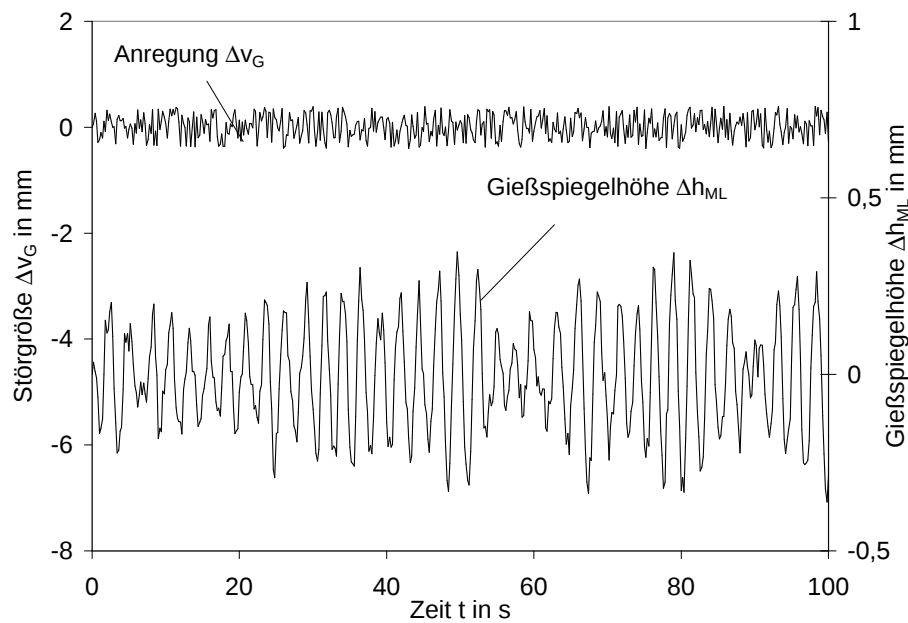


Bild 34: Zeitlicher Verlauf der Gießspiegelhöhe bei stochastischer Anregung der Gießgeschwindigkeit v_G

Bild 34 zeigt den zeitlichen Verlauf der Gießspiegelhöhe bei einer stochastischen Anregung der Gießgeschwindigkeit. Die Amplitude der Anregung beträgt $\Delta v_G = 0,4 \text{ m/min}$. In der Systemantwort ist nach einer kurzen Einschwingphase eine dominierende Frequenz zu erkennen. Dieser Befund wird durch das in Bild 35 dargestellte Amplitudenspektrum bestätigt, wo für $f_{ML}/f_{char} = 1$ ein deutliches Maximum in der Amplitude der Systemantwort zu erkennen ist.

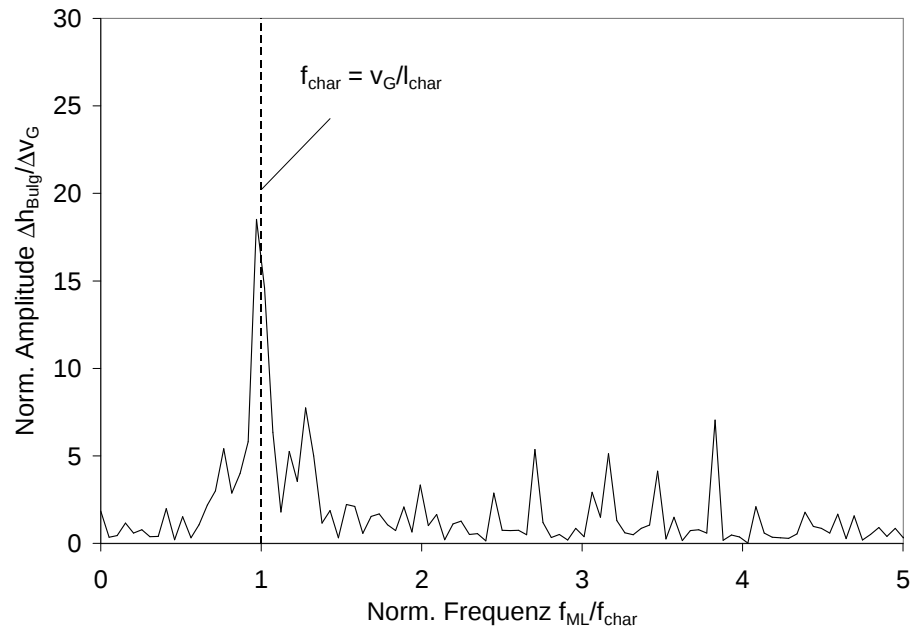


Bild 35: Normierte Amplitude der Gießspiegelschwankung bei stochastischer Schwankung der Gießgeschwindigkeit v_G in Abhängigkeit von der Frequenz

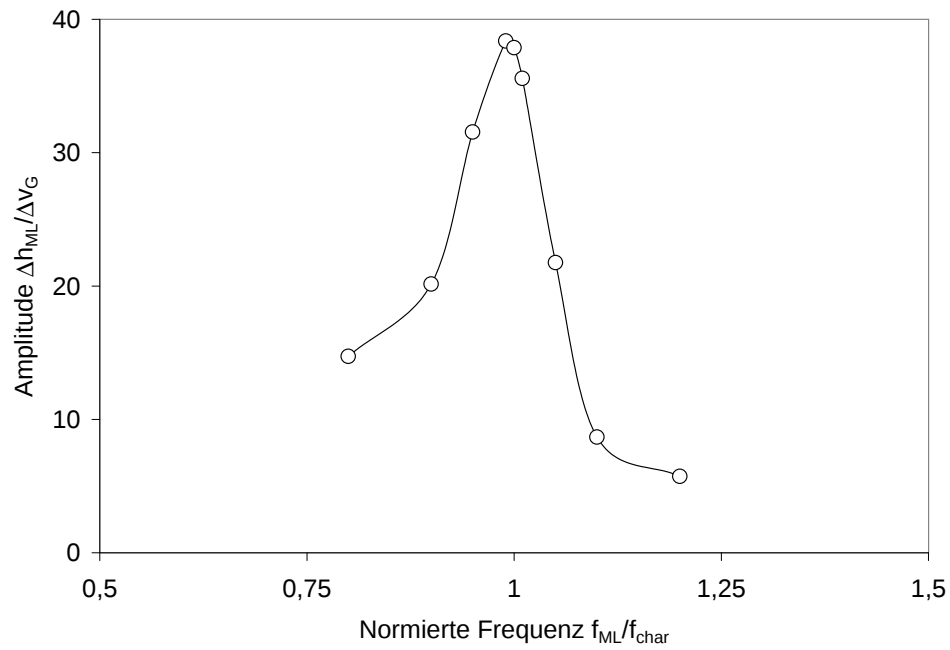


Bild 36: Normierte Amplitude der Gießspiegelschwankung bei sinusförmiger Schwankung der Gießgeschwindigkeit v_G in Abhängigkeit von der Frequenz

Trotz der gleichmäßigen Anregung aller Frequenzen reagiert das System in der charakteristischen Frequenz mit einer deutlich überhöhten Amplitude. Diese im Betrieb beobachtete Empfindlichkeit wird mit dem hier verwendeten numerischen Modell nachvollzogen und ist tatsächlich auf die instationäre Verformung der Strangschale zurückzuführen.

Eine andere Methode, das Systemverhalten zu testen, ist, wie bereits erläutert, die gezielte Anregung einzelner Frequenzen. Üblicherweise werden dazu sinusförmige Oszillationen des Anregungsparameters vorgegeben. Bild 36 zeigt das entsprechende Ergebnis für eine Anregung der Gießgeschwindigkeit in unterschiedlichen Frequenzen. Die einzelnen Frequenzpunkte sind durch Kreise gekennzeichnet.

Auch bei dieser Untersuchung ist ein Maximum der Systemantwort im Bereich der charakteristischen Frequenz zu erkennen. Die Zahlenwerte für die normierte Amplitude liegen dabei noch über denen, die bei der stochastischen Anregung ermittelt wurden. Dieser Unterschied kann möglicherweise auf die Nichtlinearität der plastischen Verformung zurückgeführt werden.

Zur näheren Untersuchung dieser Empfindlichkeit des Systems bei der charakteristischen Frequenz ist in Bild 37 die Gießspiegelhöhe bei einer sinusförmigen Oszillation der Gießgeschwindigkeit in der Frequenz f_{char} dargestellt. Die Amplitude der Anregung beträgt wiederum $\Delta v_G = 0,4 \text{ m/min}$. Der zeitliche Verlauf der Anregung ist ebenso in das Diagramm eingezeichnet.

Unmittelbar nach Beginn der Anregung ist ein Absinken des Gießspiegels zu beobachten. Nach gut einer halben Oszillationsperiode steigt der Gießspiegel wieder an, und es stellt sich allmählich eine mit der Anregung phasengleiche Oszillation ein.

Gemäß der Bestimmungsgleichung für die Gießspiegelhöhe $\Delta h_{ML}(t)$ (Gleichung (52)) kann eine Änderung der Gießgeschwindigkeit v_G bei ansonsten konstanter Flüssigkeitszufuhr in die Kokille direkt in eine Änderung der Gießspiegelhöhe umgerechnet werden. Ursache hierfür ist die bereits erläuterte Bilanz aus zu- und abgeführter Stoffmenge. Wird eine sinusförmige Oszillation der Gießgeschwindigkeit mit der Frequenz f_{char} betrachtet, folgt eine Amplitude der Gießspiegelschwankung Δh_{kin} , wie sie in Gleichung (54) spezifiziert ist:

$$\Delta h_{kin} = -\frac{\Delta v_G}{2\pi f_{char}} \quad (54)$$

Sie wird im folgenden als kinematische Gießspiegelschwankung bezeichnet.

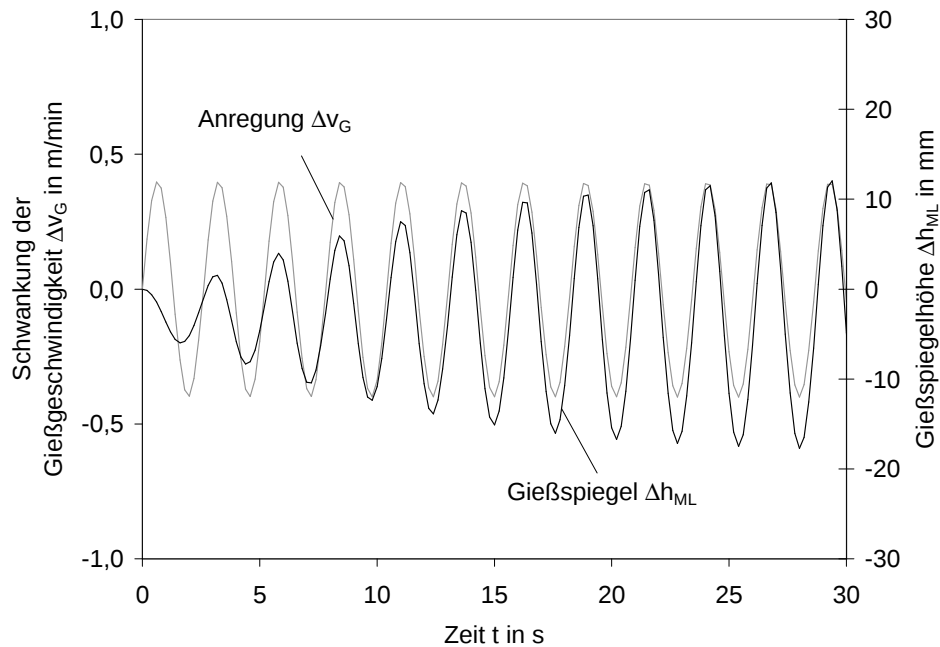


Bild 37: Zeitlicher Verlauf der Gießspiegelhöhe bei einer sinusförmigen Anregung der Gießgeschwindigkeit v_G

net. Das negative Vorzeichen bedeutet anschaulich, daß eine Reduzierung der Gießgeschwindigkeit bei gleichbleibender Schmelzenzufuhr aus dem Verteiler zu einem Anstieg der Gießspiegelhöhe führt. Darüber hinaus ist das Zeitsignal der Gießspiegelhöhe um $\phi = 90^\circ$ oder $\Delta t = \frac{0,25}{f_{char}}$ gegenüber der Oszillation der Gießgeschwindigkeit verschoben.

Die kinematische Gießspiegelschwankung ist von Beginn an gegeben, ihre Amplitude ist nur von der Schwankung der Gießgeschwindigkeit abhängig und kann somit bei der Bewertung der Ergebnisse leicht mitberücksichtigt werden.

Die Amplitude der kinematischen Gießspiegelschwankung beträgt bei der hier vorgegebenen Amplitude der Anregung $\Delta h_{kin} = 2,8 \text{ mm}$. Das in Bild 37 festgestellte Absinken des Gießspiegels zu Beginn der instationären Untersuchung ist hauptsächlich auf die kinematische Gießspiegelschwankung zurückzuführen. Danach gewinnt immer mehr der Anteil der instationären Ausbauchung $\Delta h_{Bulg}(t)$ an Bedeutung. Dies wird auch dadurch deutlich, daß mit steigender Amplitude die Phasenverschiebung zurückgeht, die für die kinematische Gießspiegelschwankung $\phi = 90^\circ$ beträgt. Die maximale Amplitude

der Gießspiegelhöhe beträgt hier $\Delta h_{ML,Max} = 15 \text{ mm}$.

Eine Schwankung in dieser Größenordnung stellt für den Gießbetrieb eine erhebliche Störung des Gießprozesses dar. Üblicherweise wird in solchen Fällen die Gießgeschwindigkeit drastisch reduziert, bis sich die Verhältnisse wieder normalisiert haben.

8.2.2 Anregung durch die Gießspiegelhöhe

Die ferrostatische Höhe ist direkt mit der Lage des Gießspiegels in der Kokille verknüpft. Schwankungen bis zu einer Amplitude von 5 mm gelten als normal. Inwieweit eine quantitative Auswirkung auf die Biegelinie gegeben ist, wird wiederum anhand einer vorgegebenen stochastischen Schwankung der Störgröße $\Delta h_{Dev}(t)$ untersucht. Die Amplitude der Schwankung beträgt $\Delta h_{Dev} = 5 \text{ mm}$.

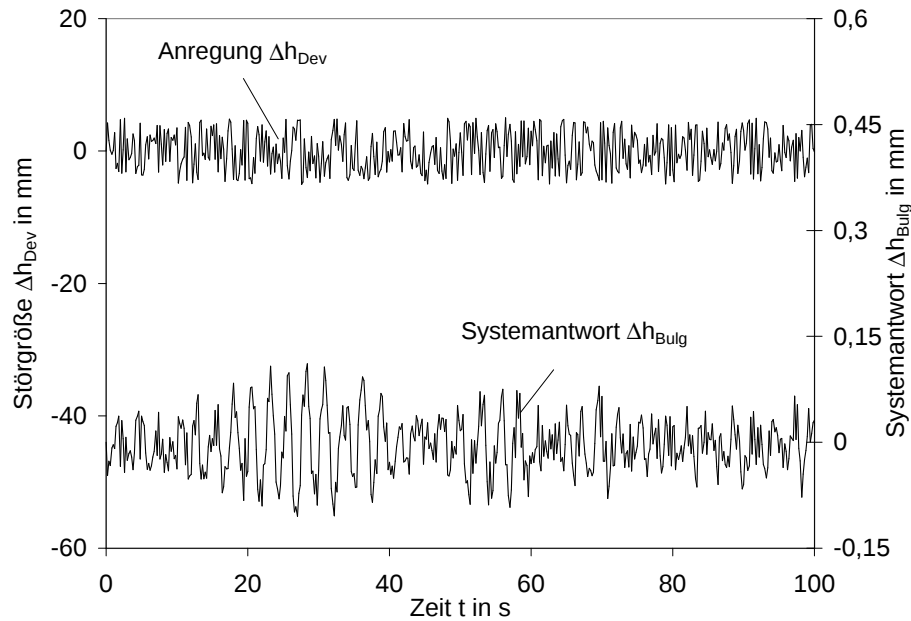


Bild 38: Zeitlicher Verlauf der Systemantwort Δh_{Bulg} bei stochastischer Anregung der Störgröße Δh_{Dev}

Der zeitliche Verlauf der Gießspiegelhöhe h_{ML} wird hier von der vorgegebenen Störgröße $\Delta h_{Dev}(t)$ und gleichzeitig von der Systemantwort $\Delta h_{Bulg}(t)$ beeinflusst. Zur Beurteilung der Ergebnisse werden deshalb die Störgröße und Systemantwort getrennt dargestellt.

Bild 38 zeigt die Störgröße $\Delta h_{Dev}(t)$ und die Systemantwort $\Delta h_{Bulg}(t)$ in Abhängigkeit von der Zeit t . Wiederum ist die Systemantwort durch eine allmählich ansteigende Amplitude gekennzeichnet, wobei ab einem Zeitpunkt von etwa $t = 10\text{ s}$ eine Frequenz besonders hervortritt. Insgesamt ist die Amplitude der Systemantwort aber deutlich geringer als im Fall der Anregung durch die Gießgeschwindigkeit.

Das Amplitudenspektrum der Systemantwort ist in Bild 39 dargestellt. Auch hier ist eine erhöhte Empfindlichkeit bei der charakteristischen Frequenz f_{char} zu erkennen, obwohl die Anregung für alle Frequenzen in gleichem Maß erfolgte.

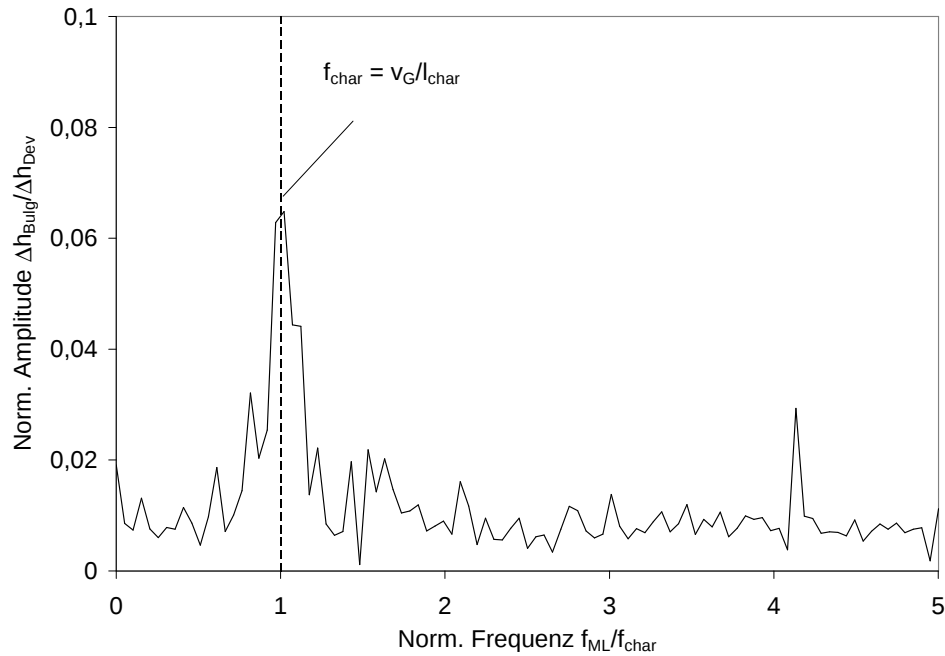


Bild 39: Normierte Amplitude der Systemantwort Δh_{Bulg} bei stochastischer Schwankung der Störgröße Δh_{Dev} in Abhängigkeit von der Frequenz

Ein quantitativer Vergleich zwischen Störgröße und Anregung zeigt, daß bei dem zugrundegelegten Betriebszustand für eine stochastische Schwankung der Störgröße von einigen Millimetern die entsprechende Systemantwort

etwa um zwei Größenordnungen geringer ausfällt. Trotzdem kann festgestellt werden, daß eine stochastische Schwankung des Gießspiegels zu einer überlagerten Oszillation der Systemantwort in der charakteristischen Frequenz führt. Dies ist bereits bei Amplituden von wenigen Millimetern der Fall, die im Betrieb alltäglich sind.

Zur Untersuchung der Ursachen für diese Empfindlichkeit des Systems zeigt Bild 40 die Systemantwort auf eine sinusförmige Anregung durch die Störgröße $\Delta h_{Dev}(t)$ mit der charakteristischen Frequenz f_{char} .

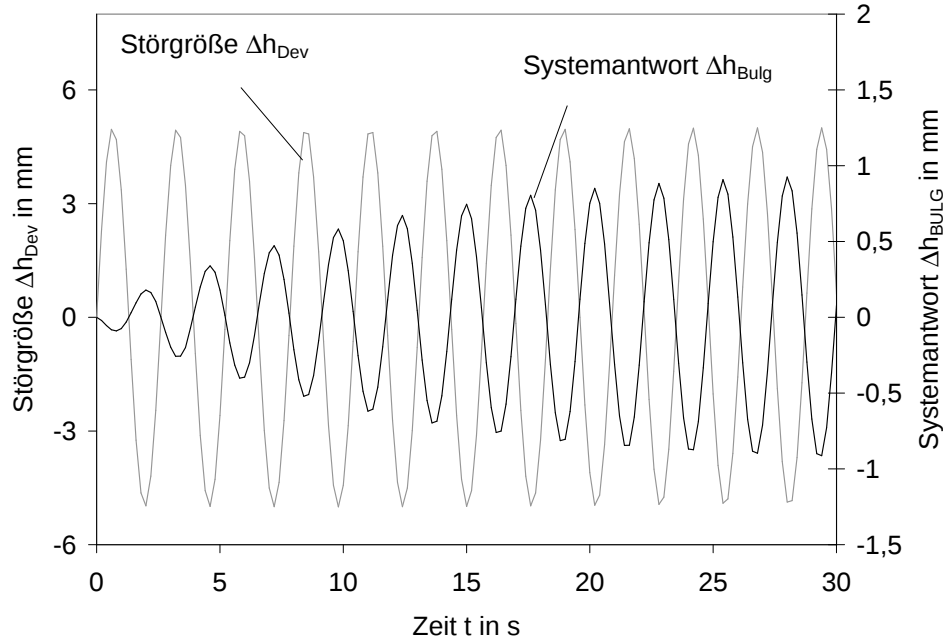


Bild 40: Zeitlicher Verlauf der Systemantwort Δh_{Bulg} bei einer sinusförmigen Anregung der Störgröße Δh_{Dev}

Unmittelbar nach Beginn der Störung bei $t = 0$ ist auch in der Systemantwort ein Ausschlag, allerdings in entgegengesetzter Richtung zu erkennen. Im weiteren Verlauf ist die Systemantwort ebenso sinusförmig mit ansteigender Amplitude. Nach ca 15 Oszillationsperioden hat die Amplitude einen Maximalwert erreicht, der sich dann nicht mehr ändert. Die Phasendifferenz zwischen Systemantwort und Störgröße ist über den gesamten betrachteten Zeitraum konstant und beträgt $\phi = 180^\circ$ (gegenphasig).

Das unmittelbare Absinken der Systemantwort $\Delta h_{Bulg}(t)$ ist auf das elastische Nachgeben der Struktur zurückzuführen. Dies betrifft die Strangschale

ebenso wie die Stützrollen, die in dem numerischen Modell mit einer Nachgiebigkeit berücksichtigt sind. Durch das Nachgeben der mechanischen Struktur wird das Volumen innerhalb des Schalenkastens erhöht, und die Gießspiegelhöhe sinkt demzufolge ab.

Das elastische Verhalten der Stützrollen hängt wesentlich von der Steifigkeit und damit von der Bauart der Segmente ab. Die Berücksichtigung unterschiedlicher Segmenttypen bewirkt deshalb u. U. ein ungleichförmiges Nachgeben der Stützrollen und damit auch eine qualitative Änderung des Biegemomentverlaufes.

Wie aus Bild 40 zu erkennen, ist das Absinken zu Beginn der Störung sehr gering. Der elastische Anteil an der dargestellten Systemantwort beträgt etwa $\Delta h_{Bulg,el} = 0,1 \text{ mm}$.

Insgesamt ist die Amplitude der Systemantwort deutlich geringer als die sinusförmige Anregung. Hinzu kommt, daß durch den gegenphasigen Verlauf der Systemantwort der Einfluß der Störgröße auf die ferrostatische Höhe reduziert wird. Eine Verstärkung der Systemantwort führt hier also zu einer Reduzierung der Anregung. Es kommt zu einer Dämpfung der Anregung und demzufolge zu einer Stabilisierung des Systems.

8.2.3 Anregung durch die Schalendicke

Die spezielle Konfiguration des Modells ermöglicht, daß eine bei $z = 0$ vorgegebene Änderung der Strangschalendicke durch den für das Modell spezifizierten Strangabschnitt transportiert wird.

Eine mit der Schalendicke einhergehende Änderung der Oberflächentemperatur wird hier nicht behandelt. Beide Parameter sind aber zumindest qualitativ gekoppelt. So ist eine dünnere Strangschalendicke in der Regel mit einer höheren Oberflächentemperatur verbunden. Beides führt zu einer Absenkung der Biegesteifigkeit der Strangschale. Eine Verringerung der Schalendicke s kann insofern auch stellvertretend für eine Erhöhung der Oberflächentemperatur angesehen werden. Die Berücksichtigung instationärer thermischer Gegebenheiten in der Strangschale ist somit abschätzend mittels der Schalendicke s möglich.

Schwankungen der Strangschalendicke sind das Ergebnis eines ungleichmäßigen Wärmeüberganges vom Meniskus bis zur betrachteten Position. Folgende Umstände können als Ursache in Betracht kommen:

Eine lokal unterschiedliche Zunderbildung kann zu einer ungleichmäßigen Isolierung der Strangoberfläche führen und dadurch das Schalenwachs-

tum behindern. Derartige Unregelmäßigkeiten finden in der Regel lokal auf der Strangoberfläche statt. Das bedeutet, daß normalerweise die Zunderbildung auch in Strangbreitenrichtung unterschiedlich ist. Diese Verteilung kann hier nicht berücksichtigt werden, da eine Betrachtung der Strangbreite nicht durchgeführt wird.

In der Kokille kann ein unregelmäßiges Schalenwachstum durch alternierende Bedingungen am Meniskus hervorgerufen werden. Diese Bedingungen können auch das Eindringen von Gießschlacke in den Gießspalt zwischen primärer Strangschale und Kokillenwand betreffen. In diesem Fall würde sich eine unregelmäßige Schmier-/Isolierschicht ergeben, die bekanntermaßen einen erheblichen Einfluß auf den lokalen Wärmeübergang und damit auf das Schalenwachstum ausübt. Zur quantitativen Beurteilung dieser Vorgänge sind detaillierte Untersuchungen der primären Schalenbildung am Meniskus erforderlich, die im Rahmen dieser Arbeit nicht durchgeführt werden können.

Ob eine am Meniskus entstehende Unregelmäßigkeit in der Strangschale bis an den hier betrachteten Ort ca. $l_{met} = 3\text{ m}$ unterhalb der primären Erstarrung transportiert wird, kann hier nicht untersucht werden. In jedem Fall ist auf dem Weg vom Meniskus bis zum betrachteten Ort mit einer Reduzierung der Unregelmäßigkeit in der Schalendicke zu rechnen.

Eine Abschätzung der zu erwartenden Schwankung der Schalendicke ist somit kaum möglich. Um trotzdem einen qualitativen Einfluß der Schalendicke auf das Verformungsverhalten der Strangschale zu untersuchen, wird hier eine Schwankungsbreite von $\Delta s_0 = 1,0\text{ mm}$ vorgegeben.

Bild 41 zeigt als Ergebnis den zeitlichen Verlauf der berechneten Gießspiegelhöhe h_{ML} . Zusätzlich ist auch die Anregung des Systems eingezeichnet. Bild 42 zeigt das daraus ermittelte Amplitudenspektrum der Systemantwort.

Die dargestellten Ergebnisse unterscheiden sich erheblich von dem bisher ermittelten Systemverhalten. In Bild 41 ist zwar ebenso eine Einschwingphase der Systemantwort gegeben, die nach ca. 50 s in eine stabile Oszillation überzugehen scheint. Aus Bild 42 wird aber deutlich, daß es sich dabei um eine Summe von zwei Oszillationen unterschiedlicher Frequenz handelt. Eine Empfindlichkeit des Systems ist demnach sowohl bei der charakteristischen Frequenz f_{char} , als auch bei der halben charakteristischen Frequenz $\frac{1}{2}f_{char}$ zu erkennen.

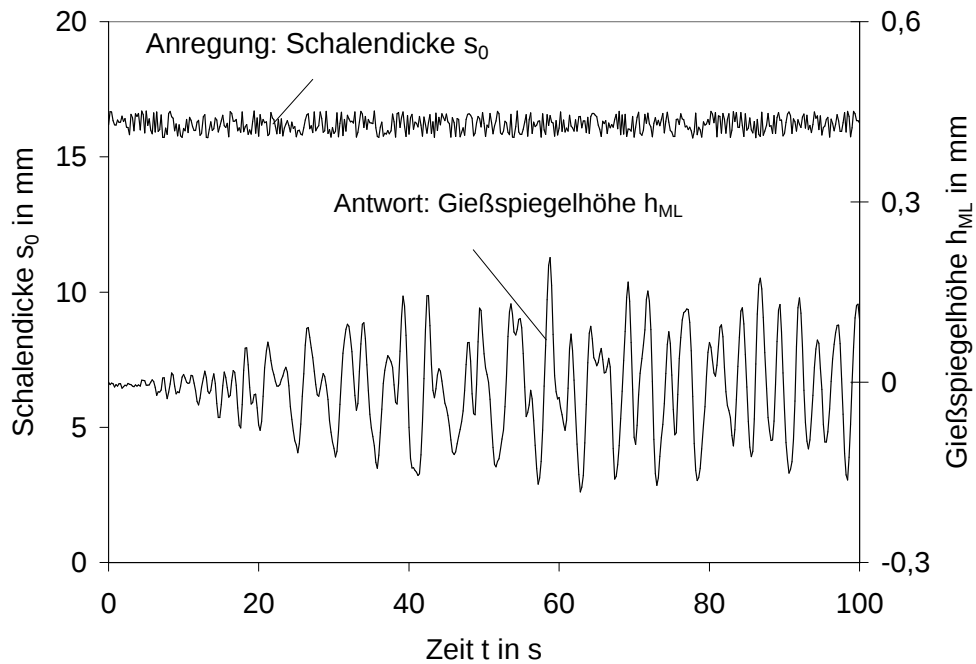


Bild 41: Zeitlicher Verlauf der Gießspiegelhöhe bei stochastischer Anregung der Strangschalendicke s_0

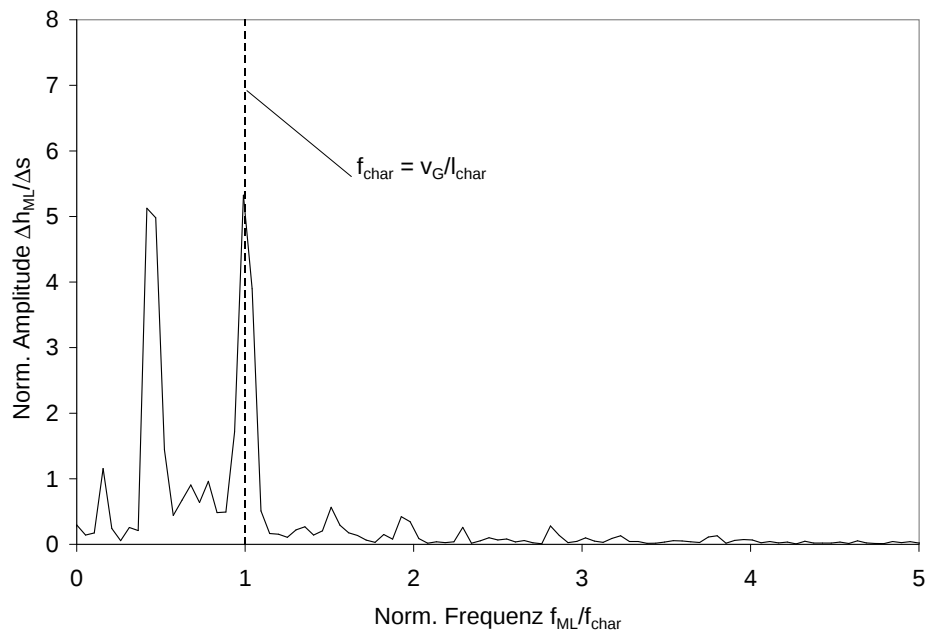


Bild 42: Normierte Amplitude der Gießspiegelschwankung bei stochastischer Anregung der Schalendicke s_0 in Abhängigkeit von der Frequenz

Bei den Betriebsbeobachtungen, die den Anstoß zu dieser Arbeit gegeben haben, konnte zu keinem Zeitpunkt eine verstärkte Oszillation mit der halben charakteristischen Frequenz festgestellt werden. Aus diesem Grund wird die Empfindlichkeit bei $\frac{1}{2}f_{char}$ bei den weiteren Untersuchungen nicht berücksichtigt.

Bild 43 zeigt das Verhalten des Gießspiegels auf eine sinusförmige Anregung der Schalddicke s_0 . Die Amplitude der Schwankung beträgt wiederum $\Delta s_0 = 1$ mm.

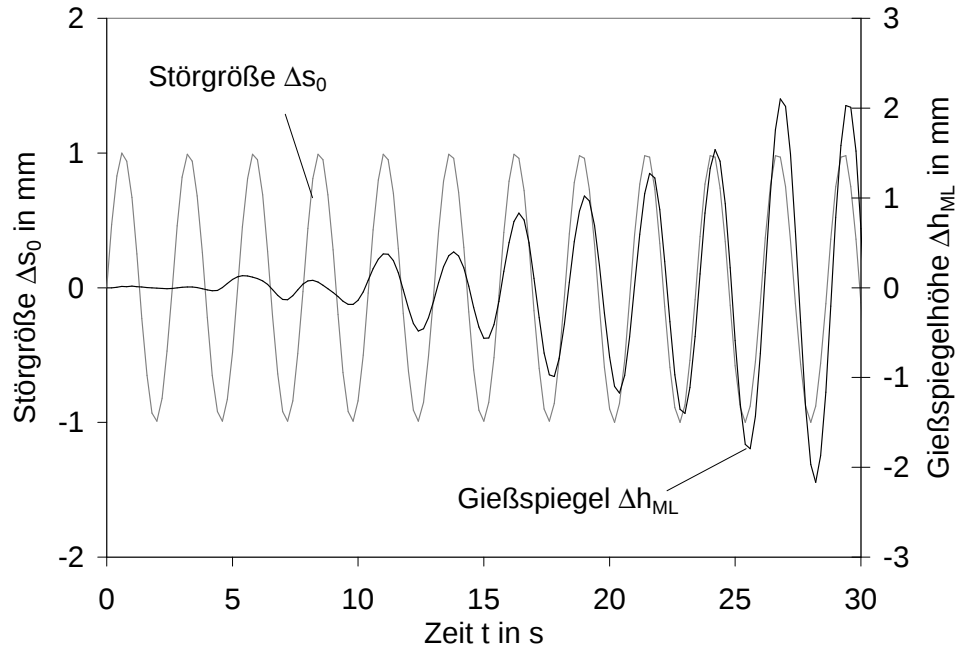


Bild 43: Zeitlicher Verlauf der Gießspiegelhöhe bei einer sinusförmigen Anregung der Schalddicke s_0

Eine Auswirkung der Anregung der Schalddicke auf die Gießspiegelhöhe h_{ML} ist erst nach etwa zwei Oszillationperioden gegeben. Ursache hierfür ist, daß bei einer Anregung der Schalddicke kein zusätzlicher Effekt stattfindet, wie beispielsweise das elastische Nachgeben der Struktur bei einer Anregung der Störgröße $\Delta h_{Dev}(t)$. Der maximale Betrag der Gießspiegelschwankung beträgt hier $\Delta h_{ML,Max} = 2$ mm. Die Auswirkung ist demnach stärker als bei der Anregung durch die Gießspiegelhöhe. Allerdings muß hier auch berücksichtigt werden, daß das vorgegebene Maß der Schwankung für die Schalddicke nur sehr grob abgeschätzt wurde.

8.3 Ursachen für die Gießspiegelbewegung

Die Verformung der Strangschale an einer Position z wird durch die in Gleichung (9) spezifizierte Krümmungsänderung ausgedrückt. In diskreter Schreibweise wird die Krümmungsänderung $\Delta w''(t)$ durch die Gleichung (55) bestimmt, die inhaltlich Gleichung (9) entspricht.

$$\Delta w''(t) = -M |M|^{m-1} \frac{\Delta t}{I_c^m} \quad (55)$$

Einflußgrößen in dieser Gleichung sind das Biegemoment M , das durch die ferrostatische Höhe h_0 bestimmt wird, das Zeitintervall Δt , das mit der Gießgeschwindigkeit verknüpft ist, und schließlich das Kriechintegral, das wesentlich von der Schalendicke s abhängt. Eine geringe Gießgeschwindigkeit bedeutet eine große Verweildauer eines Querschnittes an einer Position.

Die beiden erstgenannten Einflußgrößen sind globale Parameter, d. h. eine Änderung beispielsweise der ferrostatischen Höhe h_0 bewirkt eine Änderung des Biegemomentes für den gesamten betrachteten Strangabschnitt. Die Schalendicke s ist dagegen ein lokaler Parameter. Bei der Diskussion der oben dargestellten Ergebnisse werden diese beiden Fälle getrennt voneinander behandelt.

8.3.1 Globale Parameter

Wird eine zeitliche, sinusförmige Änderung einer der beiden Größen M und v_G in der charakteristische Frequenz f_{char} vorgegeben, kann die Krümmungsänderung an der Stelle z näherungsweise durch eine periodische Funktion beschrieben werden. Beispielhaft ist in Gleichung (56) die Krümmungsänderung $\Delta w''(t)$ als Sinusfunktion ausgedrückt.

$$\Delta w''(t) = w''_{stat} + \Delta w''_{Max} \sin(2\pi f_{char} t) ; \quad z = konst \quad (56)$$

Mit dem Index *stat* ist der unter stationären Bedingungen gegebene Wert gekennzeichnet. Die Größe $\Delta w''_{Max}$ beschreibt die Amplitude von $\Delta w''(t)$. Der exakte Verlauf innerhalb einer Phase ist hier nicht von Belang; wesentlich ist vielmehr, daß $\Delta w''(t)$ an einer Position z ebenso einer periodischen Oszillation in der Frequenz f_{char} unterworfen ist. Da eine Änderung der Größen M und v_G global auf den gesamten Strangabschnitt wirkt, findet die durch

Gleichung (56) beschriebene Oszillation phasengleich an allen Positionen z statt.

Bild 44 zeigt für eine Stützweite schematisch den Verlauf von $\Delta w''(t)$ für zwei unterschiedliche Zeitpunkte. Dargestellt sind die beiden Extremsituationen. Anschaulich bedeutet ein betragsmäßig maximaler Wert von $\Delta w''(t)$ entweder ein maximales Biegemoment (im Fall einer Schwankung der ferrostatistischen Höhe) oder eine minimale Gießgeschwindigkeit (für eine Schwankung der Gießgeschwindigkeit).

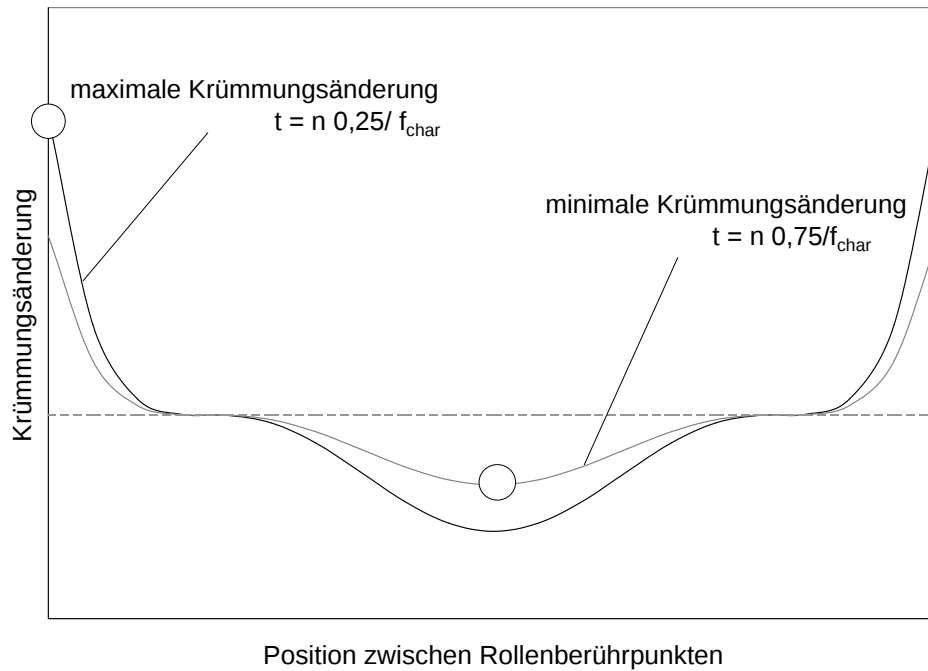


Bild 44: Schematisch dargestellter Verlauf der Krümmungsänderung der Strangschale über einer Stützweite bei oszillierenden globalen Anregungsparametern

Im folgenden wird die Bewegung eines Strangschalenelementes betrachtet, das in Bild 44 durch einen Kreis symbolisiert ist. Zum Zeitpunkt $t = \frac{0,25}{f_{char}}$ befindet es sich an einem Rollenberührungspunkt. Dort ist $\Delta w''(t)$ positiv und gerade betragsmäßig maximal. Gemäß Gleichung (56) bedeutet das, daß hier entweder eine minimale ferrostatistische Höhe oder eine maximale Gießgeschwindigkeit gegeben ist.

Im weiteren Verlauf wird der betrachtete Querschnitt in die Mitte der Stützweite transportiert, wo er sich zum Zeitpunkt $t = \frac{0,75}{f_{char}}$ befindet. Der

dort gegebene Wert von $\Delta w''(t)$ ist negativ und betragsmäßig minimal. Diese Krümmungsänderung ist kleiner als im stationären Betriebszustand.

Bei mehreren aufeinander folgenden Stützweiten gleicher Länge wiederholt sich dieser Vorgang. Für den betrachteten Querschnitt akkumuliert sich dadurch eine positive Abweichung der Krümmung von dem Wert, der unter stationären Bedingungen berechnet wurde.

Ein zweites Querschnittselement, dessen Position im Abstand einer halben Stützweite zu dem zuvor betrachteten Element liegt, befindet sich zum Zeitpunkt $t = \frac{0,75}{f_{char}}$ an einem Rollenberührungspunkt. Der dort gegebene positive Wert von $\Delta w''(t)$ ist betragsmäßig minimal und bewirkt eine entsprechend geringe Krümmungsänderung.

In der Mitte der Stützweite dagegen erfährt das zweite Querschnittselement eine hohe negative Krümmungsänderung. Der Vorgang verläuft also parallel zu dem zuvor beschriebenen, aber mit umgekehrtem Vorzeichen der Krümmungsänderung. Die Krümmung des zweiten Querschnittes weicht in negativer Richtung von dem Wert ab, der den stationären Bedingungen entspricht.

Zur Veranschaulichung zeigen die Bilder 45 und 46 für das hier betrachtete Modell einer Dünnbrammenanlage den Verlauf der Krümmung für die beiden zuvor betrachteten Querschnittselemente. Bild 45 gilt für eine Anregung der Gießgeschwindigkeit v_G , Bild 46 für eine Anregung der Störgröße Δh_{Dev} . Die Darstellung entspricht einer Betrachtung nach Lagrange, d. h. der Beobachter bewegt sich mit dem jeweils betrachteten Querschnittselement.

Die Krümmung im Verlauf des Transportes durch das Stützgerüst unterliegt großen Schwankungen. Im Bereich der schwächeren Sekundärkühlung (vgl. Kapitel 7) werden die Amplituden nochmals größer.

Außerdem ist zu erkennen, daß sich allmählich zwischen den beiden Kurven eine Differenz ergibt, die auf die o. b. Vorgänge zurückzuführen ist. Im Fall der untersuchten Anregung der Gießgeschwindigkeit ist diese Differenz erheblich größer als bei der Anregung durch der Störgröße $\Delta h_{Dev}(t)$. Weiterhin hat die Differenz zwischen erstem und zweitem Querschnittselement bei einer Anregung der Störgröße $\Delta h_{Dev}(t)$ gegenüber der Anregung der Gießgeschwindigkeit ein umgekehrtes Vorzeichen. Dies drückt sich auch in der unterschiedlichen Phasendifferenz zwischen Systemantwort und Anregung bei den beiden untersuchten Parametern (vgl. Bilder 37 und 40) aus.

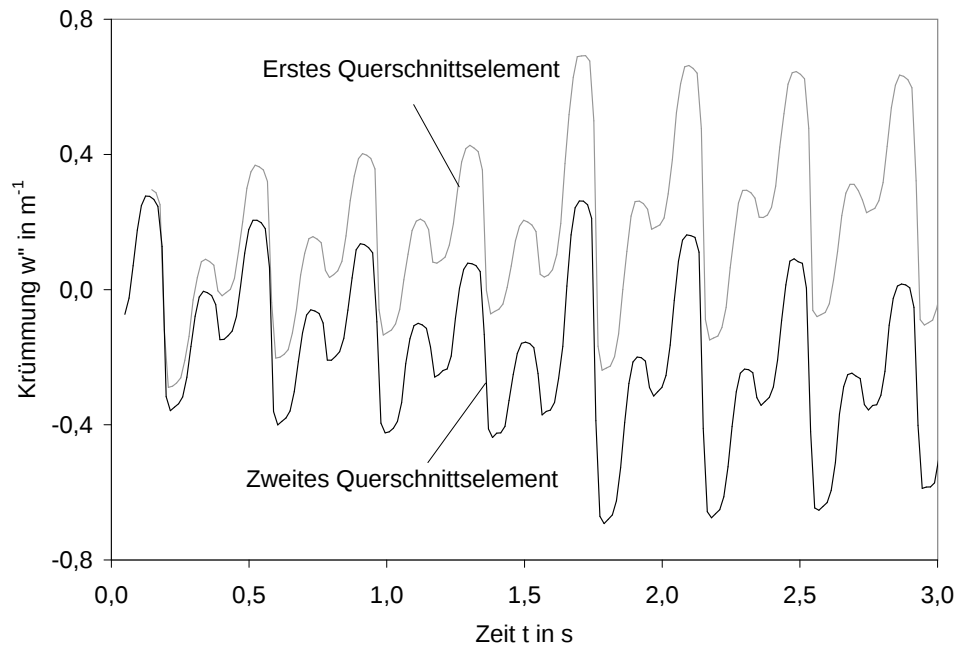


Bild 45: Darstellung des Krümmungsverlaufes für zwei Querschnittselemente in Lagrangescher Betrachtungsweise bei sinusförmiger Anregung der Gießgeschwindigkeit v_G

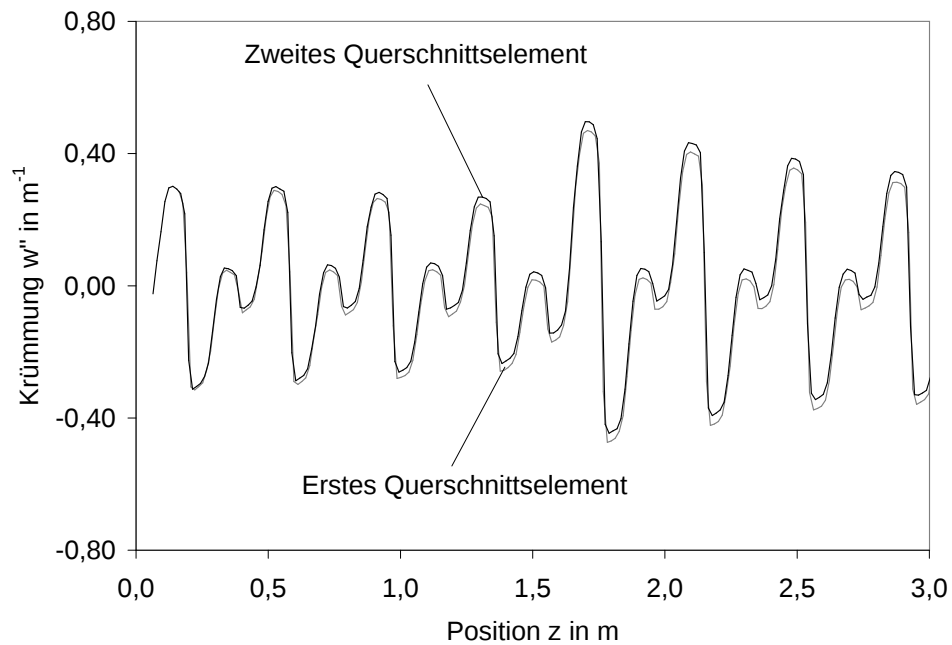


Bild 46: Darstellung des Krümmungsverlaufes für zwei Querschnittselemente in Lagrangescher Betrachtungsweise bei sinusförmiger Anregung der Störgröße Δh_{Dev}

Über der Länge der Strangschale entsteht eine wellenförmige Kontur, die der stationären Biegelinie überlagert ist. Diese Kontur ist aber nicht, wie die stationäre Biegelinie, raumfest, sondern wird der Strangschale aufgeprägt, mit durch das Stützgerüst transportiert und mit jeder durchlaufenen Stützweite weiter verstärkt.

Im Unterschied zur sog. stationären Biegelinie wird die mit dem Strang bewegte Kontur der Strangschale im folgenden als instationäre Biegelinie bezeichnet. Bild 47 zeigt für die beiden untersuchten Parameter die instationäre Biegelinie für jeweils zwei unterschiedliche Zeitpunkte der instationären Untersuchung. Die beiden oberen Profile gelten für eine Anregung der Gießgeschwindigkeit v_G und beziehen sich auf die linke Ordinate. Die beiden unteren Profile zeigen die instationäre Biegelinie bei einer Anregung der Störgröße Δh_{Dev} und beziehen sich auf die rechte Ordinate.

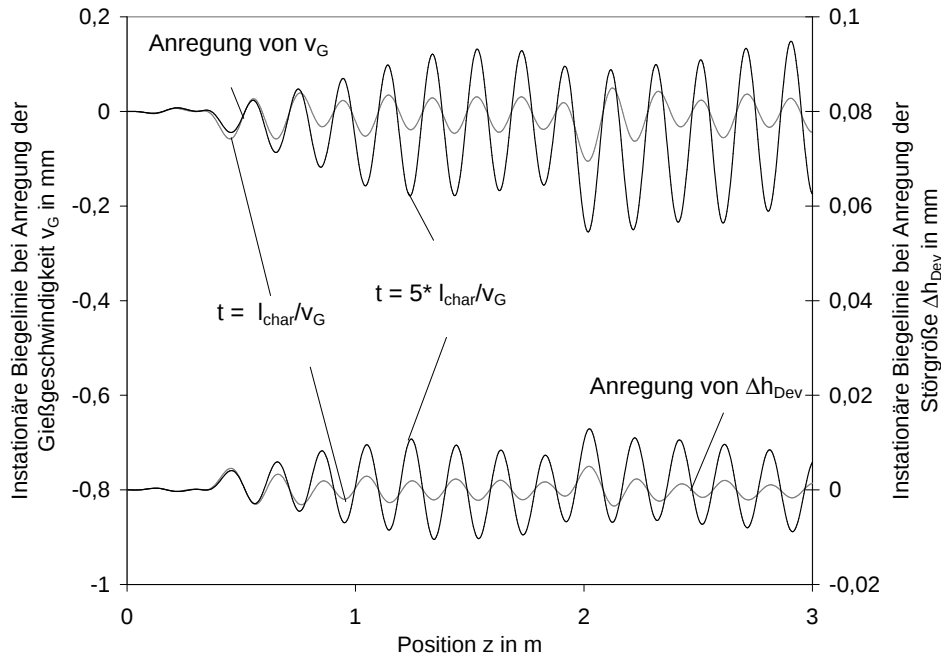


Bild 47: *Instationäre Biegelinie für unterschiedliche Zeitpunkte der instationären Untersuchung bei Anregung der Gießgeschwindigkeit v_G und der Störgröße Δh_{Dev}*

Zunächst ist, wie bereits bei den oben beschriebenen Ergebnissen der erheblich stärkere Effekt der Anregung durch die Gießgeschwindigkeit festzustellen. Für beide Parameter wird deutlich, wie sich die Amplituden der

Biegelinie mit der Zeit verstärken. Eine signifikante Verformung der Strangschale findet aber erst nach den ersten beiden Stützweiten statt, die in Ihrem Maß nicht mit der vorgegebenen Oszillationsfrequenz korrelieren.

Die instationäre Ausbauchung wirkt sich auf das Volumen des mit Stahlschmelze gefüllten Schalenkastens aus. Wird nur die instationäre Biegelinie betrachtet, ist die Strangschale zwischen den Rollenberührungspunkten abwechselnd nach innen und außen gewölbt. Beim Transport entsteht ein oszillierendes Volumen des Schalenkastens, das zu den beobachteten Schwankungen des Gießspiegels führt. Aufgrund der erheblich stärkeren instationären Verformung der Strangschale im Fall der Anregung der Gießgeschwindigkeit sind die festgestellten Gießspiegelschwankungen größer als im Fall einer Anregung der Störgröße Δh_{Dev} .

8.3.2 Lokale Parameter

Die Biegesteifigkeit der Strangschale, die entscheidend von der Schalendicke und der Temperatur beeinflusst wird, ist eine lokale, auf einen Strangquerschnitt bezogene Größe. Ähnlich wie das zuvor beschriebene Krümmungsprofil, werden diese lokalen Eigenschaften der Strangschale durch das Rollengerüst transportiert.

Abhängig vom Biegemoment an der Position z kommt es somit zu einer ungleichmäßigen Verformung des betrachteten Querschnittes. In Bild 48 ist der Verlauf der Krümmung in einer Darstellung nach Lagrange dargestellt. Abgebildet sind zwei Profile, die die Krümmung für jeweils ein betrachtetes Querschnittselement mit minimaler und maximaler Schalendicke darstellen. Der Verlauf ähnelt den in den Bildern 45 und 46 abgebildeten Profilen.

Bei der sinusförmigen Anregung der Schalendicke bildet sich, wie auch bei der Anregung eines globalen Parameters allmählich eine Differenz zwischen der Krümmung der beiden betrachteten Schalenelemente. Allerdings ist festzustellen, daß die entstehende Differenz verstärkt am Beginn der Stützweiten mit der charakteristischen Länge l_{char} entsteht. Im Bereich der letzten Stützweiten ändert sich diese Differenz kaum.

Der Unterschied zwischen einem globalen und lokalen Parameter wird an der Entstehung der instationären Biegelinie deutlich, die im Bild 49 für zwei unterschiedliche Zeitpunkte der instationären Untersuchung dargestellt ist.

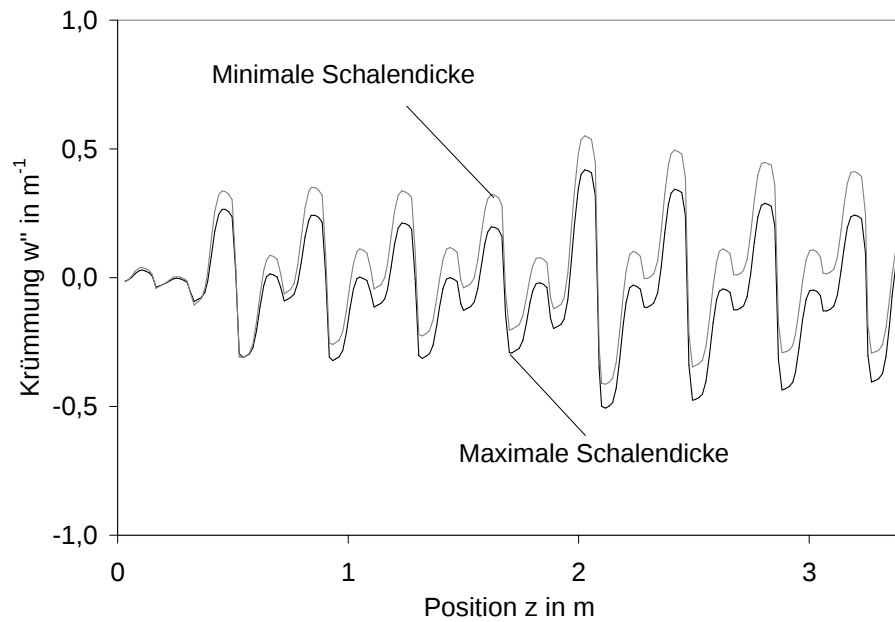


Bild 48: Darstellung des Krümmungsverlaufes für zwei Querschnittselemente in Lagrangescher Betrachtungsweise bei sinusförmiger Anregung der Schalendicke s_0

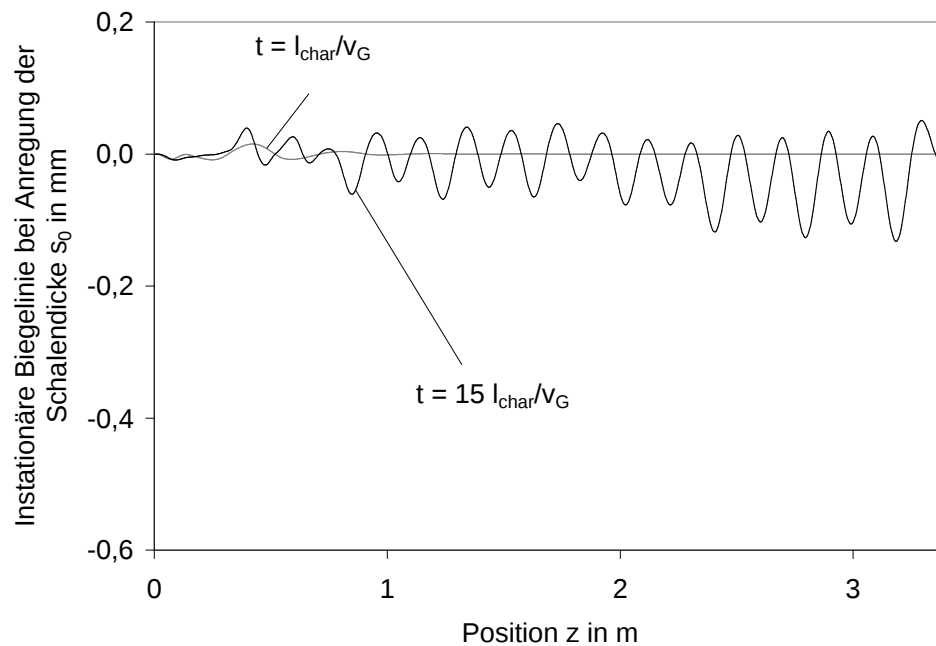


Bild 49: Instationäre Biegelinie für unterschiedliche Zeitpunkte der instationären Untersuchung bei Anregung der Schalendicke s_0

Da eine Unregelmäßigkeit in der Schalendicke am Beginn des Modells vorgegeben und dann kontinuierlich weitertransportiert wird, ist nach einer Oszillationsperiode kaum eine instationäre Biegelinie zu erkennen. Lediglich über den ersten Stützweiten ist eine geringfügige Verformung der Strangschale gegeben. Dies drückt sich auch in der schwachen Systemantwort in Bild 43 aus.

Nach 15 Oszillationsperioden ist dann eine instationäre Biegelinie entstanden, die zu dem zuvor beschriebenen Pumpeffekt führt.

9 Zeitabhängiges Verhalten des Ausziehwiderstandes

In Kapitel 4 wurden zwei unterschiedliche Berechnungsmethoden für die Ausziehkraft beschrieben. Mit der sog. direkten Methode wird an jedem Rollenberührungspunkt eine Kraftkomponente in Gießrichtung ermittelt, die vom Antrieb egalisiert werden muß. Als indirekte Methode wird die Berechnung der notwendigen Verformungsarbeit bei der Ausbauchung bezeichnet, die letztlich von den Antrieben aufgebracht werden muß.

9.1 Stationäre Betriebsverhältnisse

Zunächst zeigt Bild 50 für den stationären Betriebszustand den vom betrachteten Strangabschnitt erzeugten Ausziehwiderstand. In dem Diagramm sind beide Berechnungsmethoden eingetragen. Eine Abweichung ist kaum zu erkennen. Mit höherer Gießgeschwindigkeit steigt demnach der Widerstand, der aufgrund der Ausbauchung der Strangschale entsteht, überproportional an. Ursache für dieses Ergebnis ist die bei hohen Gießgeschwindigkeiten gegebene, dünnere Strangschale, die einen geringeren Biegewiderstand aufweist, und demzufolge zu einer stärkeren Ausbauchung führt.

Bei der Bewertung dieses Ergebnisses muß allerdings berücksichtigt werden, daß sich die gesamte Antriebskraft F_{Antr} aus verschiedenen Anteilen gemäß Gleichung (57) zusammensetzt.

$$F_{Antr} = F_{Bulg} + F_{Bend} + F_{Frict} \quad (57)$$

Der Anteil F_{Bulg} resultiert aus der Ausbauchung zwischen den Stützrollen und ist in Bild 50 dargestellt. F_{Bend} beschreibt die Kraft, die zur Biegeverformung des Stranges erforderlich ist. F_{Frict} beinhaltet pauschal alle Reibungsverluste in der Anlage, beispielsweise in der Kokille oder auch in den Antrieben selbst.

Qualitativ kann gesagt werden, daß die Reibungskraft in vergleichsweise geringem Maß von der Gießgeschwindigkeit abhängt, während die Biege-/Richtkraft F_{Bend} bei höherer Gießgeschwindigkeit stark zurückgeht, da zur Verformung des dann gegebenen dünnen Schalenkastens weniger Kraft notwendig ist.

Daraus kann abgeleitet werden, daß die Antriebskraft F_{Antr} bei höheren

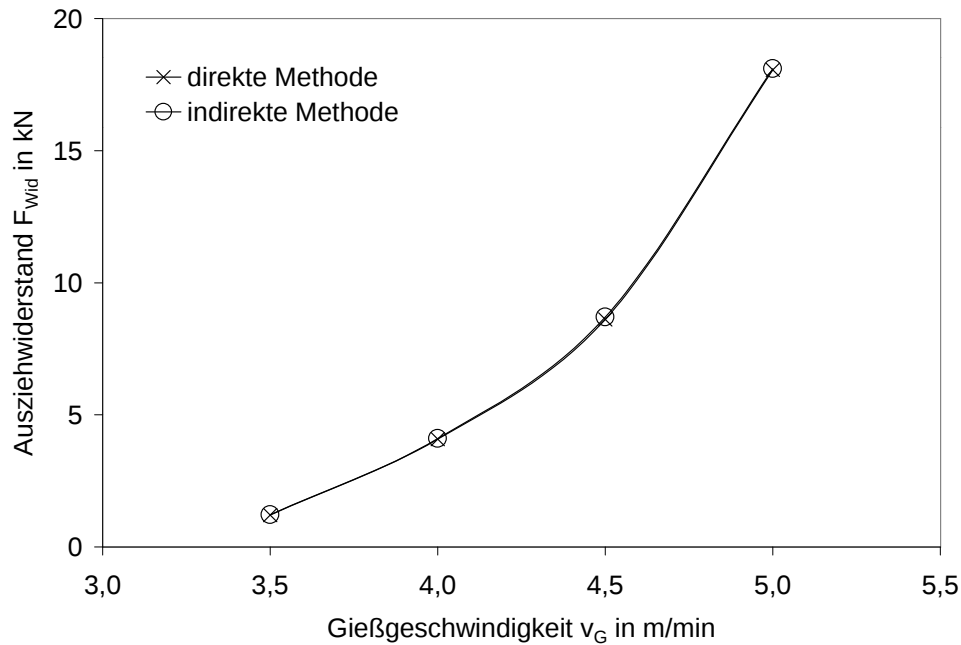


Bild 50: Berechneter Auszieh Widerstand infolge der Strangschalenausbauchung für den stationären Betriebszustand in Abhängigkeit von der Gießgeschwindigkeit

Gießgeschwindigkeiten zunehmend von der Strangschalenausbauchung beeinflusst wird. Gerade beim Dünnbrammenstranggießen und in Hochleistungs-Stranggießanlagen ist dieser Anteil der Antriebskraft für einen stabilen Gießbetrieb von entscheidender Bedeutung.

9.2 Instationäre Betriebsverhältnisse

Im vorangegangenen Kapitel wurde der Zusammenhang zwischen der instationären Ausbauchung und der Gießspiegelhöhe untersucht. Als Anregung wurden auch eine oszillierende ferrostatische Höhe und Gießgeschwindigkeit betrachtet.

Bild 51 zeigt hierzu zwei Kurven des Auszieh Widerstandes F_{Bulg} , die nach den in Kapitel 4 dargestellten Methoden berechnet wurden. Außerdem sind die Bewegung des Gießspiegels h_{ML} sowie die Beeinflussung des Gießspiegels durch die instationäre Ausbauchung h_{Bulg} eingezeichnet.

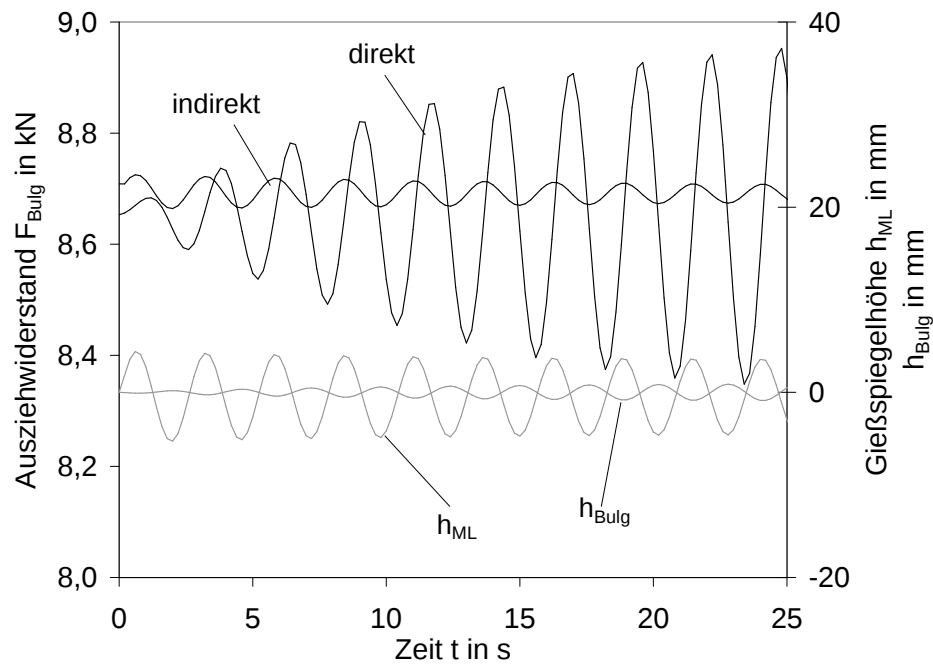


Bild 51: Auszieh Widerstand durch Ausbauchung bei oszillierender ferrostatischer Höhe

Könnte im stationären Betriebszustand eine weitgehende Übereinstimmung der beiden Berechnungsmethoden für den Auszieh Widerstand festgestellt werden, so zeigt sich im instationären Fall ein stark voneinander abweichendes Verhalten.

Der indirekt berechnete Auszieh Widerstand spiegelt im Ergebnis die Verformungsarbeit wieder, der alle einzelnen Schalenelemente unterworfen sind. Konsequenterweise führt ein höherer Gießspiegel dann zu einer erhöhten Verformung und somit zu einem größeren berechneten Auszieh Widerstand. Die Amplitude der Schwankung ist aber aufgrund der geringen Änderung der ferrostatischen Höhe niedrig.

Der direkt berechnete Auszieh Widerstand oszilliert dagegen wesentlich intensiver und um etwa $\phi = 90^\circ$ phasenverschoben gegenüber dem indirekt berechneten. Die Phasenverschiebung ist dabei durch die unterschiedlichen Berechnungsansätze begründet. Wie im vorangegangenen Kapitel beschrieben, wird die Gießspiegelschwankung infolge instationärer Ausbauchung durch den Transport der instationären Biegelinie durch das Stützgerüst hervorgerufen. Ein maximaler indirekt berechneter Auszieh Widerstand fällt mit einer

maximalen Gießspiegelhöhe zusammen. In diesem Moment ist die Kontur der instationären Biegelinie zwischen den Rollenberührungspunkten nach innen gewölbt. Der Winkel zwischen der instationären Biegelinie und der Passline im Rollenberührungspunkt ist gleich 0. Das bedeutet gemäß Gleichung (48), daß die instationäre Ausbauchung zu diesem Zeitpunkt keinen Anteil am direkt berechneten Auszieh Widerstand hat. Der Wert entspricht dem stationären Betriebszustand.

Ein maximaler direkt berechneter Auszieh Widerstand ergibt sich gemäß Gleichung (48) dagegen dann, wenn dieser Winkel zwischen der instationären Biegelinie und der Passline maximal ist, also zu einem um $\Delta t = \frac{0,25}{f_{char}}$ oder $\phi = 90^\circ$ früheren Zeitpunkt. Dies ist im Bild 51 zu erkennen.

9.3 Energiepotential beim Strangtransport

Wird anstelle der ferrostatischen Höhe die Gießgeschwindigkeit v_G einer sinusförmigen Schwankung unterworfen, ergibt sich das in Bild 52 dargestellte Ergebnis.

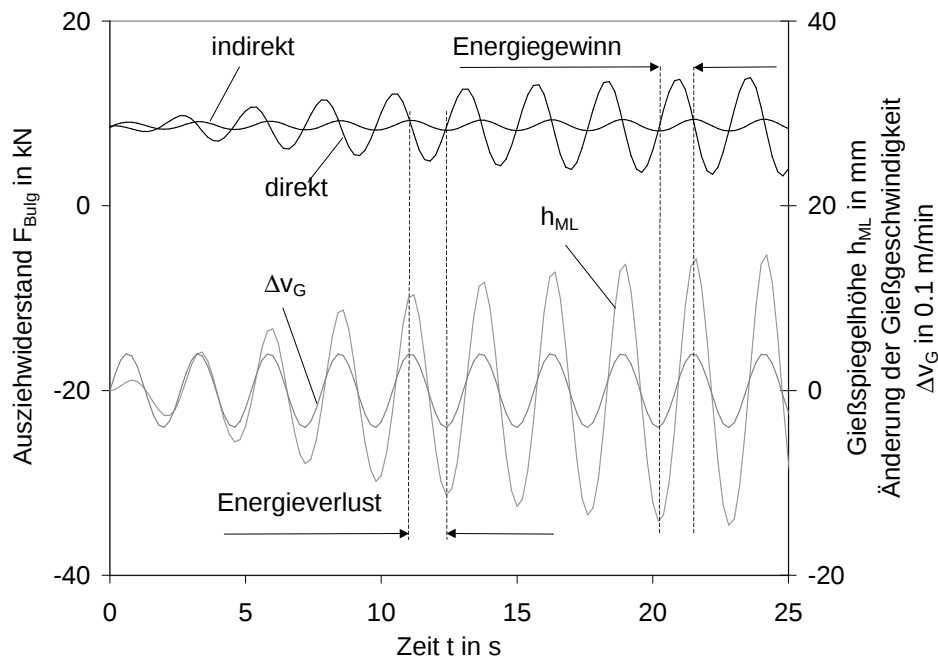


Bild 52: Auszieh Widerstand durch Ausbauchung bei oszillierender Gießgeschwindigkeit

Die Schwankung der Gießgeschwindigkeit ist zur besseren Visualisierung in der Einheit $0,1 \text{ m/min}$ dargestellt. Das Signal des Gießspiegels h_{ML} wird nun, abgesehen von dem geringen Einfluß der kinematischen Gießspiegelschwankung h_{kin} (vgl. Kap. 8), weitgehend von der instationären Ausbauchung bestimmt.

Zunächst fällt die weitaus größere Amplitude von h_{ML} und dem Ausziehwi-
derstand auf. Da dadurch auch die Verformungsarbeit beeinflusst wird, ist die
Oszillation des indirekt berechneten Ausziehwiderstandes ebenso intensiver.
Die Gießgeschwindigkeit hat demzufolge den quantitativ stärksten Einfluß
auf die instationäre Ausbauchung.

Zur Erläuterung des unterschiedlichen Verhaltens der beiden berechne-
ten Ausziehwiderstände wird im folgenden eine Energiebilanz des Systems
Stranggießanlage betrachtet. Dabei werden die in Kapitel 9.1 genannten An-
teile F_{Bend} und F_{Fric} beziehungsweise die entsprechenden Anteile der An-
triebsleistung hier bewußt nicht betrachtet. Auch der Energiegewinn durch
die Abwärtsbewegung des Stranges wird ausgeklammert.

Der direkt berechnete Ausziehwiderstand steht dann mit der Ausziehkraft
der Anlage im Gleichgewicht. Beim Transport des Stranges um die Strecke
 Δl wird eine Arbeit $F_{Antr} \Delta l$ pro Zeiteinheit beziehungsweise ein Leistung
 $F_{Antr} v_G$ aufgebracht. Der direkt berechnete Ausziehwiderstand repräsentiert
also in Verbindung mit der Gießgeschwindigkeit einen vom System aufgenom-
menen Energiestrom.

Andererseits wird zur Verformung der Strangschale Energie benötigt, die
dem System entnommen wird. Insofern beschreibt der indirekt berechnete
Ausziehwiderstand, wiederum in Verbindung mit der Gießgeschwindigkeit,
einen Energiestrom, der dem System entnommen wird.

Im stationären Betriebszustand besteht keine Differenz zwischen direktem
und indirektem Ausziehwiderstand (Bild 50). Die pro Zeiteinheit zu- und
abgeführten Energiemengen gleich.

Bei instationären Betriebsverhältnissen ist, wie in Bild 52 dargestellt, ei-
ne Differenz zwischen dem direkten und dem indirekten Ausziehwiderstand
gegeben. Daraus folgt auch, daß Energiezu- und -abfuhr betragsmäßig nicht
gleich sind. In periodischen Abständen kommt es zu einem Vorzeichenwechsel
in der Energiebilanz des System.

Dies ist im Bild 52 verdeutlicht. In dem mit „Energieverlust“ gekennzeich-
neten Zeitintervall verläuft der direkte Ausziehwiderstand unterhalb vom in-
direkten Ausziehwiderstand. Dem System wird dann durch die ständig statt-
findende Verformung der Strangschale mehr Energie pro Zeiteinheit entzo-

gen als ihm durch die Antriebsleistung zugeführt wird. Der dazu notwendige Energiespeicher wird in Bild 52 durch die Gießspiegelhöhe repräsentiert, die innerhalb dieses Zeitintervalls absinkt.

Demgegenüber bezeichnet das Zeitintervall „Energiegewinn“ eine Phase, in der der direkte Auszieh Widerstand größer als der indirekte Auszieh Widerstand ist. Dem System wird dann durch die Antriebe mehr Energie pro Zeit zugeführt, als durch die Verformung der Strangschale verlorengeht. Der überschüssige Energiestrom bewirkt einen Anstieg des Gießspiegels in der Kokille.

Die starke Oszillation des direkten Auszieh Widerstandes ist mit dem Transport der im Kapitel 8 beschriebenen instationären Biegelinie verbunden. Die Bewegung dieser wellenförmigen Kontur der Strangschale durch das Rollengerüst führt zu periodisch sich ändernden Bedingungen im Rollenberührungspunkt (vgl.: Bild 15), die an allen betrachteten Rollen in der gleichen Phasenlage auftreten, sich in ihrer Wirkung also addieren. Zur Veranschaulichung zeigt Bild 53 schematisch die Kontur der instationären Biegelinie in drei unterschiedlichen Phasen.

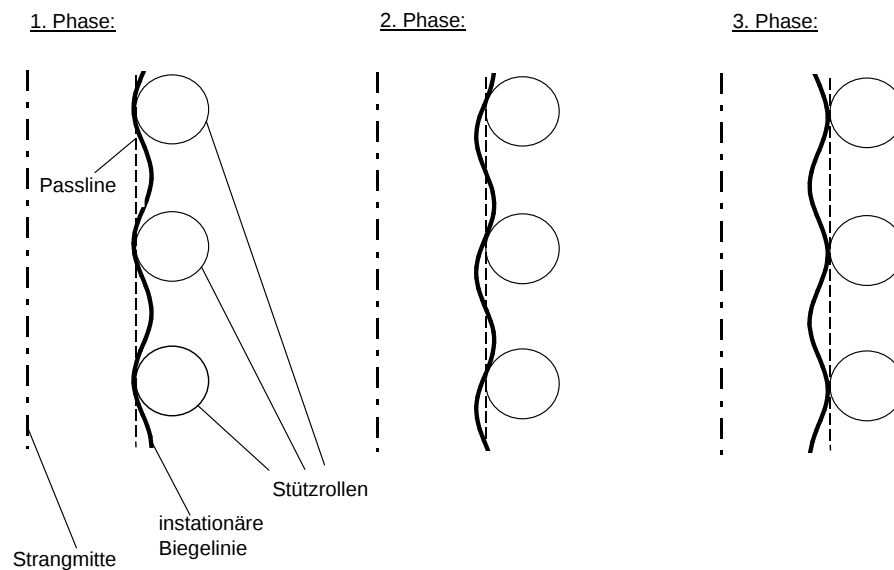


Bild 53: Schematische Darstellung der instationären Biegelinie für unterschiedliche Zeitpunkte beim Transport durch das Rollengerüst

Es sind jeweils die Strangmitte, die instationäre Biegelinie, die Passline

und die Stützrollen dargestellt. Die nur in der linken Abbildung angeführte Beschriftung gilt so auch für die übrigen Darstellungen. Bei der Kontur der Strangschale ist hier nur die instationäre Biegelinie berücksichtigt. Der Anteil der stationären Ausbauchung wird hier nicht betrachtet.

Das linke Teilbild gilt für den Zeitpunkt, an dem die Stützrollen gerade in einem „Wellental“ der Strangschale angreifen. Zwischen den Rollen ist die Kontur der instationären Biegelinie nach außen gewölbt. Das Volumen innerhalb des Schalenkastens ist somit gerade maximal, was gleichbedeutend mit einer minimalen Gießspiegelhöhe ist. Der Winkel zwischen der Transportrichtung des Stranges und der Tangente im Rollenberührungspunkt ist null. Das bedeutet, daß der direkte Auszieh Widerstand gerade von der instationären Biegelinie nicht beeinflusst wird. In Bild 52 entspricht dies dem Zeitpunkt zu Beginn der Phase „Energiegewinn“.

Nachfolgend wird die Kontur der Strangschale um ein Viertel ihrer Wellenlänge weitertransportiert, und befindet sich in der im mittleren Teilbild dargestellten Position. Die Abweichungen der Kontur von der Passline sind nun sowohl positiv als auch negativ, heben sich in ihrer Wirkung also auf. Die Gießspiegelhöhe ist demnach auf dem Niveau, das einem stationären Gießbetrieb entspricht. Gleichzeitig führen die Anliegebedingungen der instationären Biegelinie zu einem maximalen direkten Auszieh Widerstand. Dieser Zustand entspricht gerade dem Zeitpunkt in der Mitte der Phase „Energiegewinn“ in Bild 52.

Beim weiteren Transport der instationären Biegelinie um ein Viertel ihrer Wellenlänge kommt es schließlich zu der rechts dargestellten Position. Die Strangschale ist zwischen den Rollen nach innen gewölbt, was einer maximalen Gießspiegelhöhe entspricht. Der direkte Auszieh Widerstand wird von der instationären Biegelinie gerade nicht beeinflusst. Der entsprechende Zeitpunkt in Bild 52 ist das Ende der Phase „Energiegewinn“.

Die gerade dargestellten Vorgänge können bisweilen auch im Betrieb beobachtet werden. Bei einer plötzlichen Unterbrechung des Gießbetriebes, beispielsweise wegen der Gefahr eines Durchbruches, wird die Gießgeschwindigkeit drastisch, manchmal bis auf $v_G = 0$, reduziert. In diesem Fall ist der dem System zugeführte mechanische Energiestrom sehr gering, da der Strang nicht oder nur geringfügig transportiert wird. Die Verformung der Strangschale, die ja im wesentlichen von der ferrostatischen Höhe abhängig ist, findet dagegen weiterhin statt. Für das System ergibt sich ein Verlustenergiestrom, der ein Absinken des Gießspiegels in der Kokille bewirkt, wenn keine Schmelze aus dem Verteiler zugeführt wird.

Letztlich wird in der Phase des Stillstandes eine instationäre Biegelinie erzeugt, die beim Wiederauffahren nachfolgend durch das Rollengerüst transportiert wird. Der Zeitpunkt, an dem dieser Transport beginnt, ist für den Betrieb kritisch, da die erforderliche Ausziehkraft besonders hoch ist, und u. U. über den Reibschluß zwischen Antriebsrollen und Strang nicht übertragen werden kann. Die nur von der ferrostatischen Höhe h_0 abhängige Verformung der Strangschale bleibt dagegen nahezu unverändert. In diesem Fall ist der dem System zugeführte Energiestrom größer als der abgeführte. Konsequenterweise führt dies zu einem Anstieg der Gießspiegelhöhe in der Kokille, was auch im Betrieb beobachtet werden kann.

Diese Ausführungen und gerade das zuletzt geschilderte Beispiel verdeutlichen, daß eine Berechnung des Auszieh Widerstandes über die Strangschalenverformung nur für den stationären Fall gültig ist, wenn die dem System zu- und abgeführten Energieströme von gleichem Betrag sind. Werden instationäre Prozesse betrachtet, muß die in dieser Arbeit erläuterte, direkte Methode verwendet werden. Um einen realistischen Wert für den Kontaktwinkel zwischen Biegelinie und Passline im Rollenberührungspunkt zu ermitteln, ist ein Berechnungswerkzeug notwendig, mit dem, so wie hier, die Verformung der Strangschale über mehrere Stützweiten hinweg betrachtet werden kann.

10 Regelung der Gießspiegelhöhe

Eine zeitlich weitgehend konstante Gießspiegelhöhe h_{ML} ist vor allem für eine gute Oberflächenqualität des Stranggußproduktes wichtig. Aus diesem Grund wird beim Stranggießen üblicherweise der Zufluß der Schmelze vom Verteiler in die Kokille geregelt, wie in Bild 3 dargestellt.

Wie bei jedem Regelkreis ist auch bei der Gießspiegelregelung die Gefahr der unkontrollierten Verstärkung einer Gießspiegeloszillation gegeben, wenn das System in ungünstiger Weise angeregt wird. Die Parameter der Regelung müssen deshalb sorgfältig an das entsprechende Verhalten der Anlage angepaßt werden. Dabei ist ein Kompromiss zwischen dem schnellen Ausregeln einer Störung und einem ruhigen und möglichst gleichmäßigen Gießbetrieb zu finden [21].

Die instationäre Ausbauchung kann als Störgröße das Regelungsverhalten beeinflussen. Anhand eines vereinfachten Regelungsmodells wird deshalb die Wechselwirkung zwischen Gießspiegelregelung und instationärer Ausbauchung untersucht. Der hier verwendete Algorithmus ist auf das Berechnungsmodell zur instationären Ausbauchung aufgesetzt, und kann bei Bedarf jederzeit gegen ein komplexeres, einen bestimmten Anwendungsfall besser beschreibendes Modell ersetzt werden.

Die dargestellten Untersuchungen gelten für den Betriebszustand, der durch eine Gießgeschwindigkeit $v_G = 4,5 \text{ m/min}$ gekennzeichnet ist.

10.1 Beschreibung des Regelungsmodells

Bild 54 zeigt das hier betrachtete, vereinfachte Regelungssystem schematisch in einem Blockschaltbild. Der Mengenstrom aus dem Verteiler $\dot{V}_f$ als Stellgröße ist über die Regelstrecke, in diesem Fall die Kokille, mit der Gießspiegelhöhe h_{ML} , also praktisch der Füllhöhe in der Kokille, verbunden. Bei sonst gleichen Bedingungen gehorcht das Verhalten Gleichung (58).

$$h_{ML} = \int_{t_1}^{t_2} \left(\frac{\dot{V}_f}{sb \cdot ss} - v_G \right) dt \quad (58)$$

Die Größen ss und sb beschreiben den horizontalen Abstand zwischen den Kokillenbreitseiten (sb) und den Kokillenschmalseiten (ss). Anschaulich bedeutet dieses sog. integrierende Verhalten eine zeitverzögerte Antwort der Regelgröße auf eine Änderung der Stellgröße.

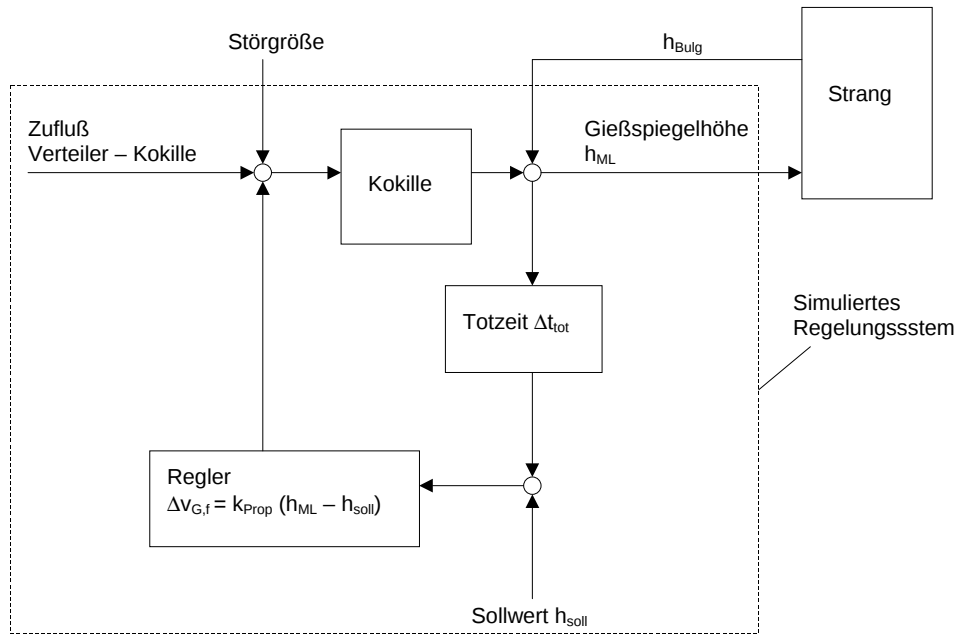


Bild 54: Blockschaltbild des vereinfachten Regelungssystems für die Gießspiegelhöhe in der Kokille

Die Gießspiegelhöhe wird z. B. mit einem radioaktiven Element, dem sog. Bertoldgerät, gemessen. Das Bertoldgerät registriert die von einer radioaktiven Quelle ausgesandte Strahlung. Quelle und Empfänger sind an den gegenüberliegenden Breitseiten der Kokille angebracht, so daß der Weg der registrierten Strahlung durch das Innere der Kokille führt. Der Strahlungsempfänger deckt einen definierten Höhenabschnitt in der Kokille ab, in dem sich die Sollposition des Gießspiegels befindet. Je nach Füllstand in der Kokille gelangt nur ein bestimmter Anteil der Strahlung auf den Empfänger, während der übrige Teil von der Stahlschmelze absorbiert wird. Die Anzahl der pro Zeiteinheit gemessenen Impulse ist somit ein Maß für die Gießspiegelhöhe h_{ML} . Diese Art der Messung führt allerdings zu einer hier nicht zu vernachlässigenden Zeitverschiebung zwischen dem tatsächlichen Wert von h_{ML} und dem angezeigten Wert. Daneben sind auch noch andere, wenn auch weniger bedeutsame Zeitverschiebungen, wie beispielsweise das Ansprechverhalten des hydraulischen Stopfenantriebes, zu berücksichtigen.

All diese Effekte werden in der Totzeit t_{tot} zusammengefaßt, um die das registrierte Signal der Gießspiegelhöhe gegenüber dem tatsächlich gegebenen

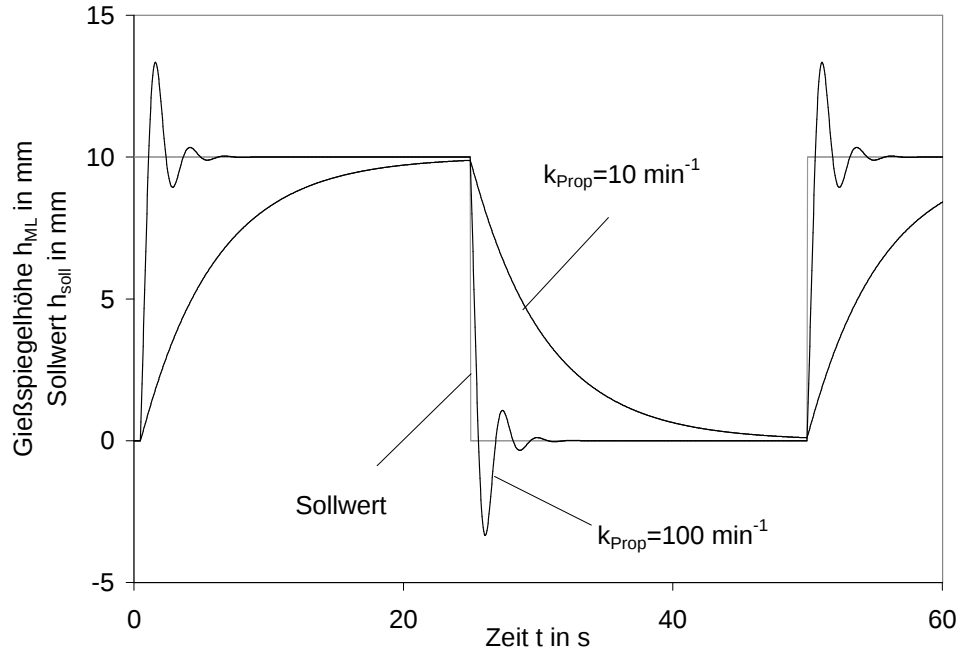


Bild 55: *Simuliertes Regelverhalten des vereinfachten Regelungssystems ohne Berücksichtigung der instationären Ausbauchung für zwei unterschiedliche Verstärkungsfaktoren*

verschoben ist. Die Meßgröße wird mit dem Sollwert für die Gießspiegelhöhe h_{soll} verglichen und die Abweichung einem Regler zugeführt, der hier vereinfachend als reiner Proportionalregler ausgeführt ist. Es wird ein Korrekturwert für den Zufluß in die Kokille gemäß Gleichung (59) berechnet, und der Steuereinheit zugeführt.

$$\Delta \dot{V}_f(t) = k_{Prop}(h_{ML}(t - t_{tot}) - h_{soll}(t)) \text{ ss sb} \quad (59)$$

Die derart geregelte Gießspiegelhöhe h_{ML} ist direkt verknüpft mit der ferrostatischen Höhe h_0 . Insofern ist eine Wechselwirkung zwischen der instationären Ausbauchung und der Regelbewegung des Gießspiegels gegeben. Dies ist durch die in Bild 54 dargestellte Erweiterung der Regelstrecke um den Strang und die Rückführung der Größe h_{Bulq} verdeutlicht.

Der Zufluß aus dem Verteiler in die Kokille kann ebenso unregelmäßigen Schwankungen unterliegen, die beispielsweise von den komplexen Strömungsverhältnissen im Tauchrohr hervorgerufen werden. So kann sich durch eine

häufig praktizierte Gaszugabe ein weitgehend entleertes Tauchrohr einstellen, das infolge spezieller Strömungsereignisse schlagartig in einen gefüllten Zustand umschlägt [22]. Derartige Schwankungen der Zuflußmenge werden durch die in Bild 54 eingezeichnete Störgröße beschrieben.

Um das Regelverhalten des Systems zu testen kann der Sollwert h_{soll} gezielt verändert werden. In Bild 55 ist ein derart simuliertes Regelverhalten dargestellt. Dabei ist eine Kopplung der Regelung mit dem Berechnungsmodell zur instationären Ausbauchung zunächst nicht gegeben. Die Störgröße für den Zufluß aus dem Verteiler ist 0. Der Sollwert h_{soll} schwankt in Form einer Treppenfunktion zwischen $h_{soll} = 0$ mm in $h_{soll} = 10$ mm.

Die beiden außerdem eingezeichneten Kurven stellen jeweils die geregelte Gießspiegelhöhe h_{ML} dar. Bei einer schwachen Verstärkung $k_{Prop} = 10 \text{ min}^{-1}$ wird der Istwert kontinuierlich an den Sollwert angeglichen. Dieser Vorgang erstreckt sich über einen langen Zeitraum, der betrieblich nicht akzeptabel ist. Besondere Betriebssituationen, wie beispielsweise eine plötzlich gegebene Durchbruchgefahr, erfordern eine abrupte Reduzierung der Gießgeschwindigkeit, der die Gießspiegelregelung zu folgen in der Lage sein muß.

Auf der anderen Seite führt eine Verstärkung mit $k_{Prop} = 100 \text{ min}^{-1}$ zwar zu einer schnellen Reaktion des Systems, es kommt allerdings zu dem dargestellten Überschwingen des Gießspiegels und dem Einpendeln des Istwertes von h_{ML} . Erfolgt eine Störung periodisch in kritischen Zeitabständen ist dann mit einem Aufschaukeln des Gießspiegels und nachfolgendem Gießabbruch zu rechnen. In der Praxis wird deshalb zusätzlich ein dämpfendes Regelungsverhalten hinzugefügt, das hier unberücksichtigt bleibt.

10.2 Regelungsverhalten bei instationärer Ausbauchung

Das vereinfachte Regelungsmodell wurde mit dem Berechnungsmodell für die instationäre Ausbauchung gekoppelt. Die Änderung des Sollwertes für den Gießspiegel und das Ausregeln der dadurch erzeugten Abweichung zwischen Sollwert und Istwert führt zu einer Änderung der ferrostatischen Höhe h_0 , durch die, wie in Kapitel 8 beschrieben, die Biegebelastung auf die Strangschale beeinflusst wird. Bild 56 zeigt das Ergebnis der Untersuchung für einen Verstärkungsfaktor $k_{Prop} = 10 \text{ min}^{-1}$.

Dargestellt sind zunächst der Sollwert für die Gießspiegelhöhe, und der Istwert, der sich entsprechend des niedrigen Verstärkungsfaktors asymptotisch dem Sollwert annähert. Somit ist eine ähnliche Systemantwort gegeben, wie sie auch in der vorangegangenen Simulation ohne Berücksichtigung der in-

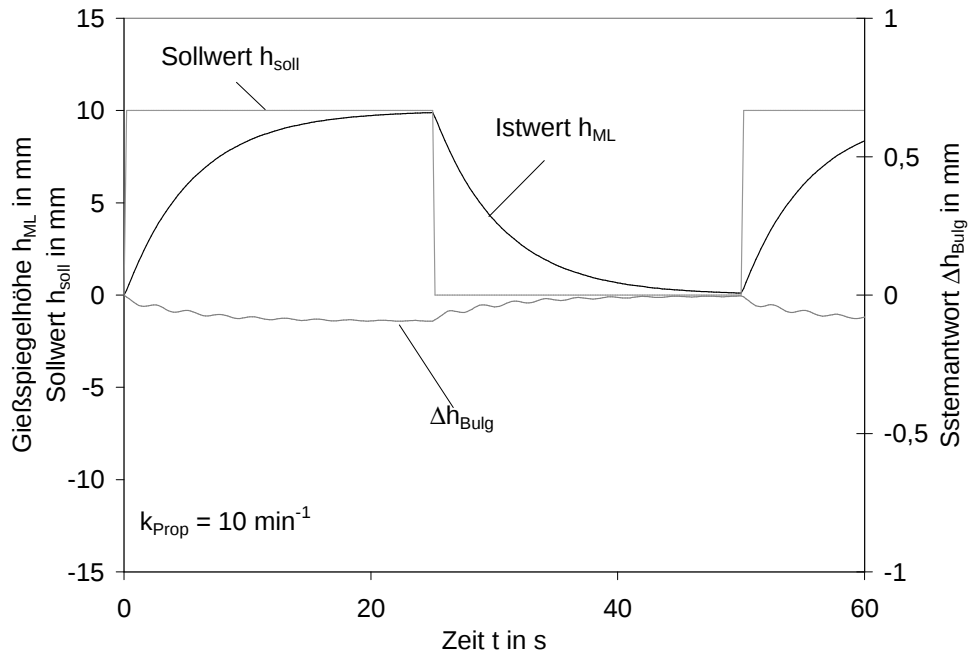


Bild 56: *Simuliertes Regelungsverhalten des Systems unter Berücksichtigung der instationären Ausbauchung für einen Verstärkungsfaktor $k_{Prop} = 10 \text{ min}^{-1}$*

stationären Ausbauchung beobachtet wurde.

Zusätzlich ist in Bild 56 der Einfluß der instationären Ausbauchung auf die Systemantwort h_{Bulg} dargestellt. Erwartungsgemäß läuft h_{Bulg} bei einer Erhöhung der Gießspiegelhöhe in den negativen Bereich. Ein entsprechendes Ergebnis wurde bereits in Kapitel 8 erzielt. Dieses Verhalten ist auf das elastische Nachgeben der Struktur bei einer erhöhten mechanischen Belastung zurückzuführen. Überlagert ist auch eine oszillatorische Antwort zu erkennen, deren Amplitude aber gering ist und mit der Zeit abnimmt. Durch die aufgebrachte Störung des stationären Ausbauchungszustandes wurde der Strangschale, wie in Kapitel 8.2.2 beschrieben, ein Krümmungsprofil aufgeprägt. Diese sog. instationäre Biegelinie, wird mit der Abzugsgeschwindigkeit durch das nachfolgende Rollengerüst transportiert und führt zu der dargestellten oszillatorischen Komponente von h_{Bulg} .

Da die Regelung die plötzlich auftretende Abweichung vom Sollwert nur sehr langsam ausgleicht, ist auch die Störung nur von geringer Intensität. Die Amplitude von h_{Bulg} ist etwa zwei Dekaden geringer als die Änderung

des Sollwertes. Eine Beeinflussung des Regelverhaltens ist für einen Verstärkungsfaktor $k_{Prop} = 10 \text{ min}^{-1}$ nicht gegeben.

Bild 57 zeigt das Regelverhalten für einen Verstärkungsfaktor $k_{Prop} = 100 \text{ min}^{-1}$. Die einzelnen Kurven entsprechen in ihrer Bedeutung der von Bild 56. Die Beeinflussung der instationären Ausbauchung fällt hier deutlich stärker aus. Dadurch wird auch das Gießspiegelsignal beeinflusst, das deutlich länger um den Sollwert oszilliert, als bei dem simulierten Regelungsverhalten ohne Berücksichtigung der instationären Ausbauchung. Auch hier klingt die Oszillation aber allmählich ab.

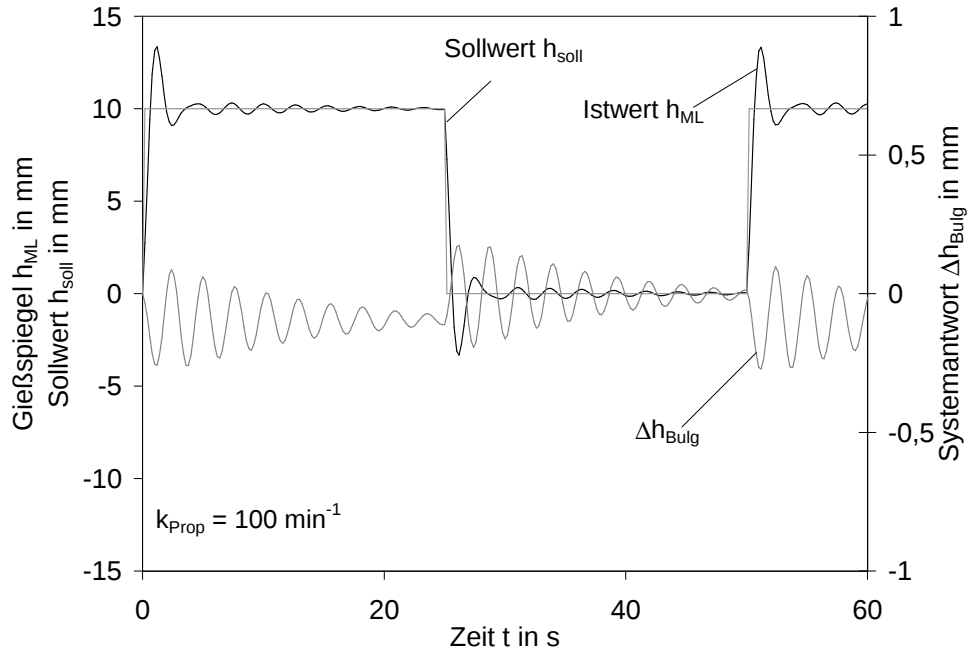


Bild 57: *Simuliertes Regelverhalten des Systems unter Berücksichtigung der instationären Ausbauchung für einen Verstärkungsfaktor $k_{Prop} = 100 \text{ min}^{-1}$*

Ergänzend zeigt Bild 58 das Amplitudenspektrum der Systemantwort. Erwartungsgemäß liegt die Frequenz im wesentlichen im Bereich der charakteristischen Frequenz f_{char} . Das bedeutet, daß bereits ein singulärer Impuls eine spürbare Reaktion des Systems bewirkt, die auch die Prozessregelung beeinflussen kann.

Das Ausregeln der plötzlichen Abweichung vom Sollwert führt zu einer Änderung der Biegebelastung auf die Strangschale. Je nachdem, in welchem

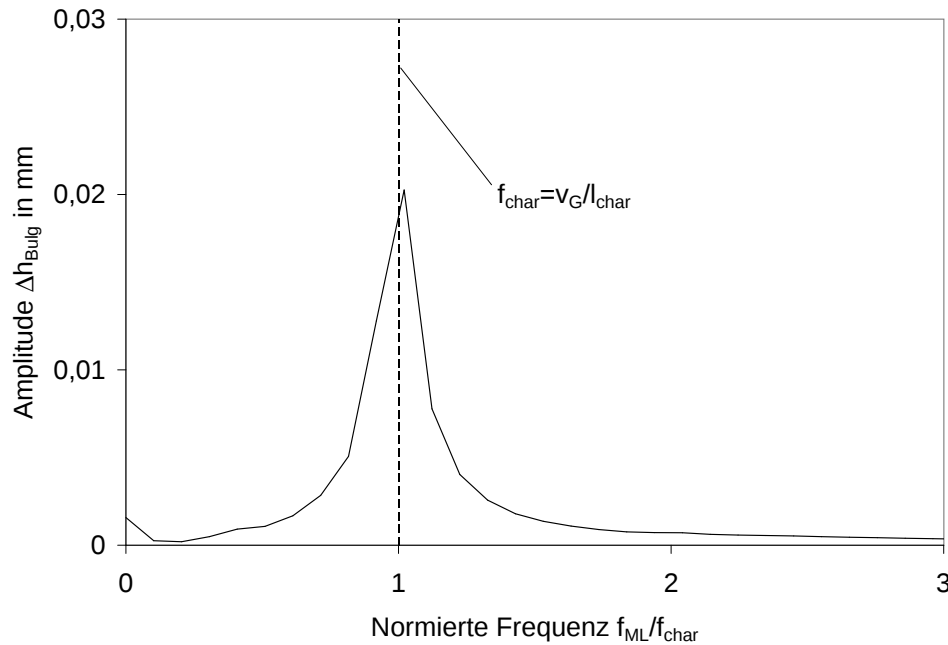


Bild 58: Amplitude der Systemantwort Δh_{Bulg} in Abhängigkeit von der Frequenz beim Regelungsvorgang der Gießspiegelhöhe

Zeitintervall die Änderung stattfindet, ergibt sich ein mehr oder weniger starkes Krümmungsprofil, das dann durch das Stützgerüst transprotiert wird. Aus den in Kapitel 8 erläuterten Ergebnissen kann gefolgert werden, daß vor allem eine Phasenlage von $\phi = 180^\circ$ zu einer weiteren Verstärkung der instationären Ausbauchung führt. Da für das hier behandelte vereinfachte Regelungssystem die Phasenlage zwischen dem Gießspiegel, d. h. der ferrostatischen Höhe, und dem Anteil h_{Bulg} bei etwa $\phi = -20^\circ$ liegt, bewirkt die Bewegung des Gießspiegels hier eine Abschwächung des Krümmungsprofils, und damit eine Egalisierung der damit verbundenen Gießspiegelschwankung.

11 Schlussbemerkungen

Beim Stranggießen können bei höheren Gießgeschwindigkeiten periodische Schwankungen des Gießspiegels in einer charakteristischen Frequenz auftreten, die den Produktionsprozess beeinträchtigen. Erste empirische Untersuchungen führten zu der Erkenntnis, daß diese Beobachtung mit einer instationären Ausbauchung der Strangschale zusammenhängt. Die physikalischen Vorgänge, die dabei von Bedeutung sind, waren trotz vieler Ansätze noch nicht erkannt worden.

Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, die Ursachen für die periodischen Gießspiegelschwankungen zu erklären. Die Abläufe beim Stranggießen, insbesondere diejenigen, die zur Ausbauchung der Strangschale führen, sollten hierzu numerisch simuliert und analysiert werden.

Zur theoretischen Beschreibung der Ausbauchung beim Stranggießen liegen bereits mehrere Untersuchungen vor. Allerdings wird dabei in der Regel der Strang nur über eine Stützweite betrachtet. Numerische Modelle, die sich über mehrere Stützweiten erstrecken, bei denen instationäre Bedingungen berücksichtigt werden und die auch im Bogenbereich der Anlage Gültigkeit haben, sind nicht bekannt.

Dementsprechend liegt der Schwerpunkt der Arbeiten zunächst in der Erstellung eines numerischen Modells, mit dem derartige instationäre Prozesse mit vertretbarem Zeitaufwand simuliert und alle relevanten Parameter berücksichtigt werden können. Dabei wurde auf bereits vorhandene Erkenntnisse bei der Anwendung von Balkenmodellen zur Beschreibung der stationären Ausbauchung zurückgegriffen. Das elastische Verhalten der Stützrollen, und damit auch unterschiedliche Segmentbauformen wurden durch eine Nachgiebigkeit berücksichtigt, die pro Stützrolle spezifiziert wird.

Die verlässliche Beschreibung des plastischen Werkstoffverhaltens bildet einen wesentlichen Teil der mathematischen Herleitung. Auf der Basis veröffentlichter Untersuchungen [14] [15] wurde eine Routine entwickelt, die abhängig von der jeweiligen Position in der Anlage die Parameter eines Kriechgesetzes bereitstellt, das dann in dem numerischen Modell zur Simulation der Ausbauchung verwendet wird. Dabei ist diese Prozedur zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens nicht unmittelbar mit dem mechanischen Modell verknüpft.

Die speziellen Gegebenheiten beim Stranggießen führen zu einer Verformung des Materials, die unmittelbar nach der Erstarrung beginnt, und von ständig oszillierenden mechanischen Belastungen und thermischen Bedingun-

gen gekennzeichnet ist. Das dabei gegebene Werkstoffverhalten wird von den veröffentlichten Daten nur unzureichend beschrieben. Aus diesem Grund wurde das numerische Modell durch die Ergänzung eines Korrekturparameters an eine Messung der stationären Ausbauchung an einer Brammenstranggießanlage angepaßt.

Am Beispiel einer Dünnbrammenstranggießanlage wurden systematische Untersuchungen zur instationären Verformung der Strangschale durchgeführt. Dabei wurde zunächst der stationäre Betriebszustand simuliert. Zu Beginn der instationären Untersuchung wurde ein Parameter zeitabhängig formuliert, und so das System dynamisch angeregt. Anregungsparameter waren dabei Gießgeschwindigkeit, Gießspiegelhöhe selbst sowie Schalendicke, die die Verformung der Strangschale entscheidend beeinflussen. Die Anregung war sowohl stochastisch als auch sinusförmig. Abhängig von diesen transienten Bedingungen wurde dann die instationäre Verformung der Strangschale untersucht.

Bei allen untersuchten Betriebsparametern wurde eine erhöhte Empfindlichkeit des Systems bei einer Frequenz beobachtet, die der charakteristischen Stützweite im Rollengerüst der Anlage entspricht. Auch bei einer stochastischen Anregung wurde bei dieser charakteristischen Frequenz eine signifikant höhere Amplitude der Systemantwort festgestellt. Davon betroffen sind vor allem das Niveau des Gießspiegels und der Anteil des Ausziehwiderstandes, der durch die Ausbauchung hervorgerufen wird. Dabei sind Schwankungen der Betriebsparameter ausreichend, die im betrieblichen Alltag immer gegeben sind. Die Intensität der Systemantwort hängt aber entscheidend von dem Parameter ab. So führt vor allem eine Oszillation der Gießgeschwindigkeit zu Schwankungen des Gießspiegels, die eine große Beeinträchtigung des Produktionsablaufes darstellen können. Bei der Schalendicke und Gießspiegelhöhe selbst ist die Systemantwort nicht so ausgeprägt. Der im Betrieb beobachtete Verstärkungseffekt konnte allerdings nicht nachvollzogen werden. Für eine Anregung der Gießspiegelhöhe selbst wurde sogar eine stabilisierende Wirkung der Systemantwort beobachtet.

Die plastisch verformbare Strangschale wird durch ein raumfestes Stützgerüst transportiert und dabei permanent mechanisch belastet. Der Zusammenhang zwischen der mechanischen Belastung und der Verformung beinhaltet dabei ein stark nichtlineares Werkstoffverhalten. Wird dieses komplexe System angeregt, sei es sinusförmig oder stochastisch, ist eine erhöhte Systemantwort bei einer charakteristischen Frequenz gegeben, für die das System besonders sensibel ist. Das nichtlineare Werkstoffgesetz beeinflusst dabei entscheidend die Intensität der Systemantwort. Qualitativ erinnert dieses

Verhalten an das Antwortverhalten von dynamischen Strukturen, die auf eine mechanische Anregung in einer bestimmten Frequenz verstärkt reagieren [23]. Der Wert der sog. Resonanzfrequenz ist von der mechanischen Struktur abhängig.

Die physikalischen Prozesse, die zu dieser Beobachtung führen, wurden detailliert untersucht. Die Ursache für die erhöhte Empfindlichkeit bei einer bestimmten Frequenz liegt in einer der Strangschale aufgeprägten, wellenförmigen Verformung, die mit der Ausziehgeschwindigkeit durch äquidistante Rollenteilungen transportiert wird, und somit streng periodischen Randbedingungen unterliegt. Deshalb wird diese instationäre Biegelinie von Rollenabstand zu Rollenabstand weiter verstärkt. Der Transport der wellenförmigen Kontur durch das Stützgerüst führt dann zu einem veränderlichen Volumen des Schalenkastens und zu der beobachteten Reaktion des Gießspiegels.

Für den Produktionsbetrieb sind die mit diesen Vorgängen verbundenen betrieblichen Konsequenzen von Nachteil. Im Extremfall muß der Gießprozess abgebrochen werden. Eine naheliegende Methode, ein derartig aufgeprägtes Krümmungsprofil zu verhindern, besteht in der Vermeidung vieler gleichlanger Rollenabstände im Stützgerüst. Dies ist allerdings anlagentechnisch nicht realisierbar, da aus Kostengründen mehrere Segmente gleicher Bauart verwendet werden müssen.

Eine weitere Methode ist die bereits in der Praxis angewandte, intensive Spritzkühlung unmittelbar unterhalb der Kokille. Damit verbunden ist ein hoher anlagentechnischer Aufwand und zusätzlich die Einschränkung des Produktionsspektrums der Anlage.

Die Reduzierung der Gießgeschwindigkeit führt ebenso wie die intensive Spritzkühlung zu einer höheren Biegesteifigkeit der Strangschale. Allerdings geht die Gießgeschwindigkeit auch direkt in die Produktionsleistung der Anlage ein.

Um die Entstehung der instationären Biegelinie zu verhindern, bzw., wenn sie bereits vorhanden ist, diese zu reduzieren, könnten einzelne Parameter mit einer dem stationären Sollwert überlagerten Oszillation beaufschlagt werden. Die dann gegebenen instationären Bedingungen würden zur Egalisierung der instationären Biegelinie genutzt. Zwingend erforderlich ist dabei die Kenntnis der Phasenlage zwischen Anregung und Systemantwort, die dieser Arbeit entnommen werden kann. Zunächst müßte aus dem gemessenen Gießspiegelsignal die zeitabhängige Position der instationären Biegelinie ermittelt werden. Danach könnte beispielsweise die Gießgeschwindigkeit bezüglich Frequenz und Phasenlage derart angeregt werden, daß die dadurch provozierte

instationäre Verformung der Strangschale das bestehende Wellenprofil egalisiert.

Schließlich könnte auch die Spritzkühlung pulsierend betrieben werden, so daß auf der Strangoberfläche unterschiedliche Temperaturbedingungen gegeben sind, die zu einer Verteilung der Biegesteifigkeit der Strangschale führen. Die Strategie ähnelt der zuvor beschriebenen. Auch hier ist die Kenntnis der Phasenlage zwischen Anregung und Systemantwort notwendig. Der Vorteil dieser Methode bestünde darin, daß sie lokal beschränkt werden kann, was auf der anderen Seite eine exakte Lokalisierung der instationären Biegelinie erfordert.

Das hier vorgestellte numerische Modell wurde zur Untersuchung der periodischen Gießspiegelschwankungen entwickelt und ist für diese Anwendung hinreichend. Die Beschreibung der instationären Verformung der Strangschale ist aber auch unter anderen Betriebsbedingungen von großem Interesse, bei denen beispielsweise die Gießgeschwindigkeit und damit der Betriebszustand der Anlage verändert wird. Um derartige Situationen mit diesem Modell betrachten zu können, kann als Erweiterung die Integration der thermischen Vorgänge vorgenommen werden. Die dazu erforderlichen Grundlagen sind bekannt. Eine thermische Berechnung wird pro Zeitschritt unabhängig von der mechanischen Berechnung durchgeführt.

Literatur

- [1] Seong-Yeon, Kim; Chan-Ju, Ko; Young-Seon, Park: The control of mold level fluctuation at TSMP in Kwangyang works. SEAISI, 1997. Vol 1. Session 7. S. 2.1-2.13
- [2] Niemann, M.; Adamy, J.; Nitsche, H. J.: Modular aufgebaute Gießspiegelregelung bei Stranggießanlagen. Stahl und Eisen 117. 1997. Nr.9. S. 77-83.
- [3] von Wyl, H.: Mold Level Hunting. Nicht veröffentlichter Bericht. Duisburg. 1997.
- [4] Schwerdtfeger, K.: Metallurgie des Stranggießens. Verlag Stahleisen (1992)
- [5] Grill, A.; Schwerdtfeger, K.: Finite Element analysis of bulging produced by creep in continuously cast steel slabs. Iron and Steelmaking. 1979. Nr. 3. S. 131-135.
- [6] Deisinger, M.: Der Richtvorgang mit flüssigem Kern beim Stranggießen von Brammen. VDI-Fortschritt - Berichte. Fertigungstechnik. Nr. 423. 1997.
- [7] Miyazawa, K.; Schwerdtfeger, K.: Computation of bulging of continuously cast slabs with a simple bending theory. Ironmaking and Steelmaking. 1979. No 2. S. 68-74.
- [8] Okamura, K.; Kawashima, H.: Calculation of bulging strain and its application to prediction of internal cracks in continuously cast products. Int. Conf. Computer - assisted Design and Process Simulation 1993. Tokio. S. 129-134.
- [9] Matsumiya, T.; Nakamura, Y.: Mathematical model of slab bulging during continuous casting. Application of mathematical and physical models in the iron and steel industry.
- [10] Tacke, K. H.; Harste, K.: Mechanische Vorgänge beim Stranggießen von Stahl. Umdruck zum Kontaktstudium Metallurgie, Gießen und Erstarren. Goslar, 1997.
- [11] Gancarz, J.; Lamant, J. Y.; Larrecq, M.: Comportement mecanique de la brame dans la zone de refroidissement secondaire d'une machine de coulee continue d'acier. La Revue de Metallurgie. Novembre 1992. S. 985-995.

- [12] Lamant, J. Y.; Larrecq, M.; Birat, J. P.; Hensgen, J. L.; Weber, J. D.; Dhuyvetter, J. C.: Study of slab bulging in continuous caster. Proc. Conf. Continuous Casting London. 1985. S. 37.1-37.8
- [13] Suzuki, T.; Tacke, K. H.; Wünnenberg, K.; Schwerdtfeger, K.: Creep properties of steel at continuous casting temperatures. Ironmaking and Steelmaking. 1988. Vol.15. Nr. 2. S. 90-100.
- [14] Harste, K.; Schwerdtfeger, K.: Thermomechanical properties of iron: viscoplasticity of ferrite and austenit - ferrite mixtures. Material science and technology. 1996. Vol 12. S 378-384.
- [15] Harste, K.; Suzuki, T.; Schwerdtfeger, K.: Thermomechanical properties of steel: viscoplasticity of γ iron and γ Fe - C alloys. Material science and technology. 1992. Vol 8. S 23-33.
- [16] Tacke, K. H.: CM, Heat transfer and solidification model. User Manual Düsseldorf, 1998.
- [17] Engeln-Müllges, G.; Reutter, F.: Numerik Algorithmen, VDI - Verlag, Düsseldorf. 8. Auflage. 1996.
- [18] Wünnenberg, K.: Strangausbauchung zwischen Stützrollen beim Stranggießen von Brammen. Stahl und Eisen 98. 1979. Nr. 6. S. 254-259.
- [19] Maeno, S.; Wada, K.; Itoh, Y.; Nagano, Y.: Measurement of bulging (studies on bulging of continuously cast slabs). Transactions ISIJ. Vol24. 1984. S. B-82-B-83.
- [20] Wünnenberg, K.: Persönliche Mitteilungen, September 1999
- [21] Niemann, M.; Adamy, J.; Nitsche, H. J.: Modular aufgebaute Gießspiegelregelung für Stranggießanlagen. Stahl und Eisen 117. 1997. Nr. 9. S. 77-83.
- [22] Horbach, U., Rödl, S., Abratis, H.; Höfer, F.: Strömungsuntersuchungen in geregelten Verteilerausgüssen zur Vermeidung von Clogging. Stahl und Eisen 115. 1995. Nr. 11. S. 71-76.
- [23] Thomson, W.T.: Theory of vibration with applications. Fourth edition. Chapman and Hall. London. 1993.

Lebenslauf

Geburtsdatum 10.11.1962
Geburtsort Neuss

1969 - 1973	St. Hubertus Grundschule, Neuss
1973 - 1983	Quirinus - Gymnasium, Neuss
1983 - 1984	Grundwehrdienst
1984 - 1990	Universität Kaiserslautern, Studium Maschinenwesen
1990 - 1995	Betriebsforschungsinsitut GmbH, Düsseldorf
1995 - 1996	Mannesmann Demag AG, Duisburg
seit 1999	Veitsch - Radex GmbH, Wien