

Beitrag zur vereinfachten Bemessung von stabilitätsgefährdeten Stahlstäben mit offenen Profilen unter Quer- und Torsionsbelastung

Vorgelegt von
Diplom-Ingenieur
Torsten Glitsch
aus Berlin

Vom Fachbereich VI
Planen – Bauen – Umwelt
der Technischen Universität Berlin
zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)
genehmigte Dissertation

Promotionsausschuss:

Vorsitzender: Univ.- Prof. Dr.-Ing. Y. Petryna.
Gutachter: Univ.-Prof. em. Dr.-Ing. J. Lindner
Gutachter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. K. Geißler

Tag der wissenschaftlichen Aussprache: 14. März 2008

Berlin 2008

D83

Beitrag zur vereinfachten Bemessung von
stabilitätsgefährdeten Stahlstäben mit offenen Profilen unter
Quer- und Torsionsbelastung

Vorgelegt von
Diplom-Ingenieur
Torsten Glitsch
aus Berlin

Vom Fachbereich VI
Planen – Bauen – Umwelt
der Technischen Universität Berlin
zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)
genehmigte Dissertation

Berlin, Juli 2008

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Metall- und Leichtbau der Technischen Universität Berlin in der Zeit vom Februar 2002 bis Januar 2008.

Mein größter Dank gilt Herrn Univ.-Prof. em. Dr.-Ing. Joachim Lindner für die zahlreichen Ideen, Anregungen und Diskussionen. Als mein akademischer Lehrer hat er wesentlichen Einfluss auf meine wissenschaftliche Ausbildung genommen und mich dabei großzügig gefördert wie auch hartnäckig gefordert.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Karsten Geißler danke ich für die Übernahme der Aufgabe des Zweitgutachters. Seine hilfreichen Bemerkungen und Hinweise haben meine Arbeit sehr vorangebracht.

Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Y. Petryna möchte ich mich für die Bereitschaft, den Prüfungsvorsitz zu übernehmen, bedanken.

Ein großer Dank gebührt meinen Kollegen am Institut für Metall- und Leichtbau und bei der GSE Ingenieur-Gesellschaft GmbH Saar, Enseleit und Partner für angeregte Diskussionen und die sehr freundliche Arbeitsatmosphäre.

Herrn Dr.-Ing. Christian Wolf vom Lehrstuhl für Stahl- und Verbundbau an der Ruhr-Universität Bochum möchte ich dankend für interessante fachliche Gespräche erwähnen.

Außerdem bedanke ich mich bei Herrn Ing. grad. Hilmar Wenke, Herrn Günter Fröhlich und Herrn Cevdet Günel für die gute Zusammenarbeit beim Aufbau der Versuchseinrichtung und der Messtechnik.

Meinen Eltern danke ich für die stete Unterstützung während meiner Ausbildungs- und Promotionszeit sowie ihren zusätzlichen Antriebe zur Erstellung dieser Arbeit. Auch meiner Tochter Sarah danke ich für ihr Verständnis für einige Entbehrungen.

Zuletzt möchte ich mich ganz besonders bei meiner Lebenspartnerin Dipl.-Ing. Sabine Schlosser sowohl für ihre tatkräftige Unterstützung als auch für ihr Verständnis und stete Motivation bedanken.

Kurzfassung

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit der vereinfachten Bemessung von Stäben aus Stahl mit offenen Profilen. Hierbei wird das Tragverhalten bei Doppelbiegung und zusätzlicher Torsionsbelastung anhand experimenteller und numerischer Untersuchungen analysiert. Unter Einbeziehung von plastischen Traglastreserven für die Wölbkrafttorsion wird eine Nachweisgleichung abgeleitet, welche die in DIN EN 1993-1-1:2005 vorgesehenen Ersatzstabverfahren für stabilitätsgefährdete und verdrehweiche Bauteile ergänzen kann. Dadurch wird für einen Großteil der Anwendungsfälle eine wirtschaftlichere Bemessung als bisher ermöglicht. Weitere Beiwerte beschreiben den Einfluss von Theorie II. Ordnung – Effekten, sowie der Interaktion mit den anderen Biegeschnittgrößen. Abgedeckt sind hierbei doppelsymmetrische und einfachsymmetrischen Walz – und Schweißprofile mit ausreichender Duktilität.

Abstract

The present thesis concerns the simplified design of steel beams with open cross sections. Here the load bearing behaviour of biaxial bending and additional torsional loading is analysed on the basis of experimental and numeric verifications. Taking into account the plastic load bearing reserve for warping torsion a design formula is developed, which is able to complete the provided equivalent member methods in DIN EN 1993-1-1:2005 for members which are prone to stability risks and susceptible to torsional deformations. In this way a more economic design as usual is enabled for most of the applications. Factors describe the influence of theory second order-effects, as well as interaction with the other bending moments. In this case hot rolled and welded beams with double- and mono symmetric cross sections which show sufficient ductility are investigated.

Inhaltsverzeichnis

1	Wissenschaftliche und praktische Problemstellung	4
2	Theoretische Grundlagen	7
2.1	Voraussetzungen und Abgrenzungen	7
2.2	Verwendete Formelzeichen	8
2.3	Zur Frage der Schnittgrößenermittlung	11
2.4	Plastische Grenzschnittgrößen	17
2.5	Ideales Biegedrillknickmoment	21
2.6	Ersatzstabverfahren und Knickspannungslinien	23
2.7	Stand der Forschung und Normung zur planmäßigen Torsion	27
2.7.1	Theoretische Ansätze	27
2.7.2	Experimentelle Ansätze	31
3	Zielsetzung der Arbeit	34
3.1	Allgemeines	34
3.2	Vereinfachte Nachweisgleichung	35
4	Verwendete Methoden zur Herleitung des Ingenieurmodells	37
4.1	Prinzipielle Vorgehensweise	37
4.2	Traglastversuche	38
4.2.1	Wahl der Versuchskörper und Parameter	38
4.2.2	Aufbau des Versuchsstandes – Umsetzung der Vorgaben	38
4.2.2.1	Allgemein	38
4.2.2.2	Auflagerkonstruktion	40
4.2.2.3	Lasteinleitung	40
4.2.3	Messeinrichtungen	43
4.2.3.1	Aufnahme der Last	43
4.2.3.2	Aufnahme der Weggrößen	43
4.2.4	Durchführung der Versuche	46
4.2.5	Übersicht der Versuche und Traglasten	47
4.2.6	Begleitende Untersuchungen	48
4.3	Traglastrechnungen mittels Finiter Element Methode	50
4.3.1	Allgemeines	50
4.3.2	Zur Wahl der Elemente	50
4.3.3	Plastisches Materialverhalten	51
4.3.4	Modellierung des Querschnitts	52
4.3.5	Nichtlineare Geometrie und Konvergenzverhalten	53
4.3.6	Vorverformungen	53
4.3.7	Eigenspannungen	54
4.4	Verwendung statistischer Auswerteverfahren und Sicherheitsbetrachtungen	57
4.4.1	Allgemeines	57

4.4.2	Ermittlung von γ_M und γ_M^* - Werte aus Versuchen	60
4.4.3	Praktische Auswertung des Bemessungsvorschlages	62
4.4.3.1	Struktur der Nachweisgleichung (3.2-1):	62
4.4.3.2	Basisvariablen	64
4.4.3.3	Ermittlung der statistischen Variablen	65
5	Anwendung auf Walzprofile	67
5.1	Rechnungen mittels FEM – Stabelementen	67
5.1.1	Nachrechnung der an der TU – Berlin durchgeführten Traglastversuche	67
5.1.2	Ergänzende Rechnungen zur Beurteilung des Bemessungskonzeptes	70
5.2	Schlussfolgerungen zum Tragverhalten und für die Entwicklung des Bemessungskonzeptes	73
5.2.1	Stabilitätseinfluss	73
5.2.2	Zum Einfluss von Biegung um die schwache Achse und der Torsion	75
5.3	Auswertung der vereinfachten Nachweisgleichung anhand der eigenen Versuche	78
5.4	Auswertung der vereinfachten Nachweisgleichung anhand der FEM – Rechnungen	82
5.5	Vergleich mit alternativen Bemessungsverfahren	87
5.5.1	Verfahren Obergurt als Druckstab	87
5.5.2	Interaktion mit Schnittgrößen nach Theorie II. Ordnung	90
6	Anwendung auf (einfachsymmetrische) Schweißprofile	91
6.1	Allgemeines	91
6.2	Rechnungen mit FEM - Schalenelementen	94
6.2.1	Nachrechnung von Versuchen	94
6.2.2	Weitere FEM – Test – Rechnungen	98
6.2.2.1	Stabilitätsverhalten bei planmäßigem M_y (Belastung F_z)	98
6.2.2.2	Tragverhalten bei planmäßigem M_z und M_x (Belastung q_y und m_x)	103
6.2.3	FEM – Rechnungen zur Beurteilung des Bemessungsvorschlags	107
6.3	Schlussfolgerungen zum Tragverhalten und zur vereinfachten Bemessung	110
6.4	Auswertungen der vereinfachten Nachweisgleichung anhand FEM – Rechnungen	112
6.4.1	Betrachtung der Laststeigerungsdivisoren f	112
6.4.2	Ermittlung der Teilsicherheitsbeiwerte γ_{rd} und γ_M	117
6.4.3	Anwendungen und Anwendungsgrenzen	121
6.5	Vergleich mit alternativen Bemessungsverfahren	122
6.5.1	Verfahren Obergurt als Druckstab	122
6.6	Beispiel Kranbahnträger mit vergleichenden Betrachtungen	124
6.6.1	System und Abmessungen	124
6.6.2	Querschnittswerte und M_{cr}	124
6.6.3	Berechnungen und Nachweise	126
6.6.3.1	Schnittgrößen	126
6.6.3.2	Nachweis des Obergurtes als Knickstab	126

6.6.3.3	Nachweis mit Schnittgrößen nach Theorie II. Ordnung	127
6.6.3.4	Nachweis nach Bemessungsvorschlag Gl. (3.2-1)	127
6.6.3.5	Zusammenfassung und Fazit	129
6.7	Betrachtungen zur Gebrauchstauglichkeit	130
7	Zusammenfassung und Ausblick	135
8	Literatur	137
8.1	Veröffentlichungen	137
8.2	Normen	148
9	Anhang	149
9.1	Beiwerte und Definitionen zur Ermittlung von M_{cr} nach [9]	149
9.2	Querschnittswerte	150
9.2.1	Allgemeines	150
9.2.2	Querschnittswerte verwendeter Profile	151
9.2.2.1	Profil 1 und Profil 2 zu Abschnitt 6.2.3	151
9.2.2.2	HEB 200 und UPE 200 zu Abschnitt 5.5.1	154
9.3	Traglasten der FEM Rechnungen Abschnitt 6.2.3	155

1 Wissenschaftliche und praktische Problemstellung

Für übliche Stahlbauprofile und gebräuchliche Stahlgüten gehören Tragsicherheitsnachweise auf Grundlage der Plastizitätstheorie zur gängigen Bemessungspraxis. Dies schlägt sich in aktuellen Regelwerken wie der derzeit in Deutschland gültigen DIN 18800:1990 sowie in der Stahlbaugrundnorm des Eurocode 3 nieder. In der endgültigen Fassung ist diese Grundnorm veröffentlicht als DIN EN 1993-1-1:2005. Die Eigenschaft des Stahls zu plastizieren und Spannungen umzulagern, kann sowohl innerhalb eines Querschnittes, als auch innerhalb eines gesamten Systems genutzt werden. Nach DIN 18800-1:1990 wird ersteres als Verfahren Elastisch – Plastisch und zweiteres als Plastisch – Plastisch bezeichnet. Voraussetzung hierfür sind Walzprofile (und Schweißprofile mit ähnlichen Abmessungen) mit ausreichenden duktilen Materialverhalten und ausgeprägtem Fließbereich. Kriterien hierfür sowie genormte Baustähle nach DIN EN 10025 sind in DIN EN 1993-1-1:2005 Abs. 3 zu finden. Neben den Imperfektionen muss – je nach Art und Belastung des Tragwerkes – der Einfluss der Verformung sowie das Stabilitätsverhalten auf die Tragsicherheit des Bauwerkes untersucht werden. Da Stahltragwerke i.A. als schlanke Konstruktionen ausgeführt werden, sind diese Theorie II. Ordnung – Effekte meistens zu berücksichtigen. In der Berechnung kann dies auf verschiedenen Wegen erfolgen. In [30] sind drei verschiedene Level angegeben, welche die Nachweisverfahren je nach Aufwand und Komplexität einteilen.

Level 1	simple interaction formulae for standard cases (analysis by hand)
Level 2	more accurate and comprehensive formulae for general cases (analysis by computer)
Level 3	numerical, non linear analysis (FE-software)

Bild 2.1-1 Nachweislevel nach [30]

So ist zum Beispiel die Traglastermittlung mittels FE – Analyse wie z.B. in Abschnitt 5.1 und 6.2 als Level 3 – Verfahren einzuordnen. Eine Stabwerksberechnung nach der Elastizitätstheorie II. Ordnung mit Ersatzimperfektionen und einer anschließenden Bemessung mittels plastischen Querschnittsgrößen kann als Beispiel für Level 2 gelten. Das in Abschnitt 2.6 beschriebene Verfahren der Bemessung mit Abminderungsfaktoren steht schließlich für eine Vorgehensweise nach Level 1. Den nach Theorie I. Ordnung ermittelten Schnittgrößen werden zugehörigen Grenzschnittgrößen und deren Interaktion gegenübergestellt (vgl. 2.4). In den

aktuellen Regelwerken fehlen jedoch Anteile der Schnittgrößen, welche durch Torsion hervorgerufen werden (sowie deren Einfluss auf das Stabilitätsverhalten). Torsion entsteht immer dann, wenn der Stab so belastet ist, dass er um die Stablängsachse verdreht wird. Das ist der Fall, wenn äußere Lasten wie in Bild 2.1-2 nicht im Schubmittelpunkt des Stabes angreifen.

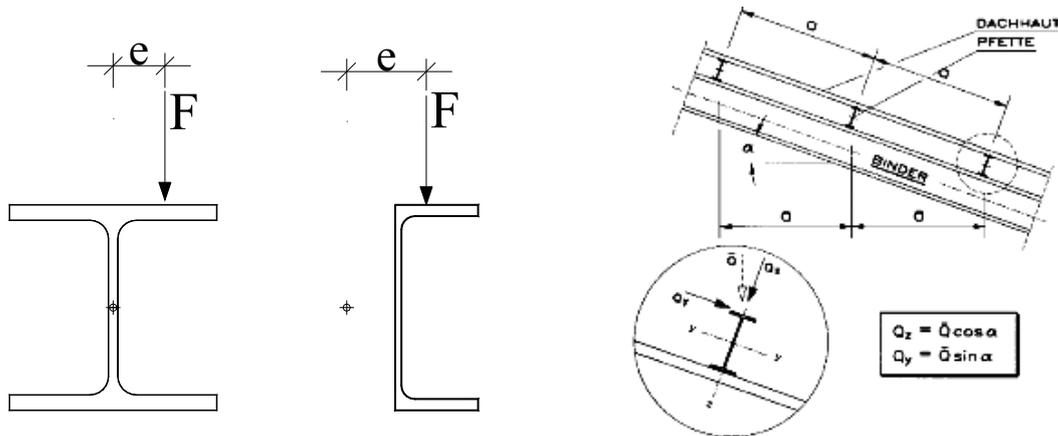


Bild 2.1-2 Außermittige Lastenleitung

Die außermittige Lastenleitung ist z.B. bei Dachpfetten von schrägen Dächern und besonders bei Kranbahnen der Fall. Bei Dachsystemen besteht häufig noch die Möglichkeit, konstruktive Elemente so anzusetzen, dass kein verdrehweiches System vorliegt. Bei Kranbahnträgern (Bild 2.1-3) ist eine seitliche Halterung zu realisieren, konstruktiv aufwendiger, da geometrische Randbedingungen dem meist entgegen sprechen.

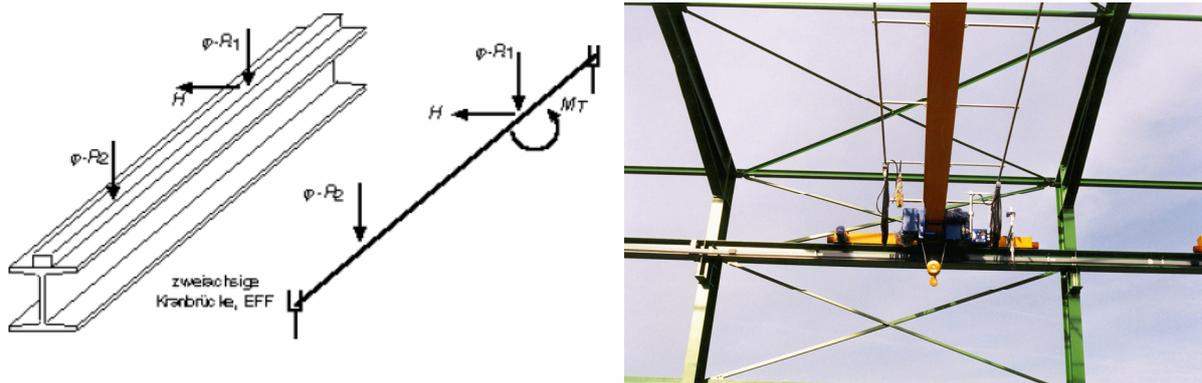


Bild 2.1-3 Kranbahnträger

Sofern möglich kann bei Kranbahnträgern die seitliche Halterung durch einen Horizontalverband hergestellt werden. So z.B. bei Kranbahnen außerhalb von Hallen. Bild 2.1-4 links zeigt eine Kranbahn mit Verband auf einem Lagerplatz der Fa. Noell in Würzburg. In Bild 2.1-4 rechts ist ein Horizontalverband einer Hallenkranbahn zusehen. In diesen Fällen kann auf den Biegedrillknicknachweis verzichtet werden.



Bild 2.1-4 Kranbahnträger mit horizontalem Verband am OG

Überwiegt die Torsionsbelastung, ist man darüber hinaus bestrebt, geschlossene Profilformen zu wählen, welche aufgrund der hohen St. Venantschen Torsionssteifigkeit die Torsionsbelastung fast ausschließlich über Schub abtragen. Ist die Torsionsbelastung gering (aber nicht vernachlässigbar) und es kommen dünnwandige offene Profile zum Einsatz, gewinnt zunehmend der Lastabtrag über das sekundäre Torsionsmoment und der damit verbundenen Wölbkrafttorsion, welche im Querschnitt Normalspannungen hervorruft, an Bedeutung. Diese können zu erheblichen Traglastminderungen führen und müssen deshalb i.A. berücksichtigt werden. Vergleichende Betrachtungen hierzu sind in [116] und [69] zu finden.

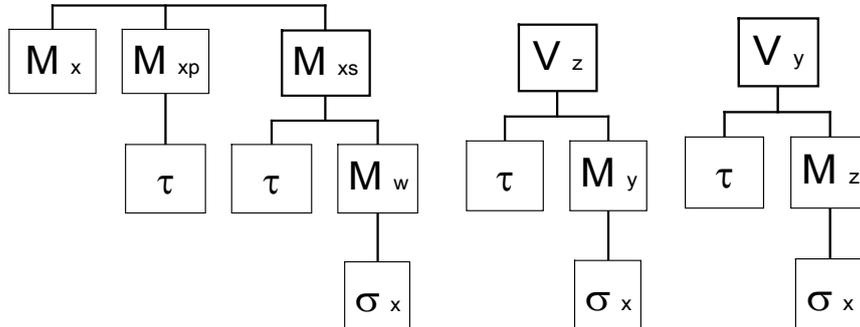


Bild 2.1-5 Stabschnittgrößen und zugehörige Spannungen (ohne N)

In diesem Falle können plastische Querschnittswiderstände jedoch nicht ausgenutzt und auch die auf diesen beruhenden vereinfachten Stabilitätsnachweise nicht angewendet werden. Im Allgemeinen muss eine aufwendige Rechnung nach der Biegetorsionstheorie II. Ordnung (vgl. 2.3) mit anschließender elastischer Bemessung durchgeführt werden. Das führt häufig zu einer unwirtschaftlichen Auslegung, da an den Randfasern des Profils die Fließspannung schnell erreicht werden kann. Ausnahmen hierzu bilden nur in der Fachliteratur vorhandenen Verfahren. Einige davon werden in Abschnitt 2.7.1 benannt. Ziel dieser Arbeit ist es nun unter Beachtung der Biegetorsionsschnittgrößen, welche Normalspannungen erzeugen (vgl. Bild 2.1-5), sowie des dazugehörigen Stabilitätsfalles des Biegedrillknickens eine Nachweisform nach Level 1 zu erarbeiten. Näheres hierzu ist Abschnitt 3 zu entnehmen.

2 Theoretische Grundlagen

2.1 Voraussetzungen und Abgrenzungen

Abschnitt 2.3 bis Abschnitt 2.6 enthalten weitergehende Angaben darüber, welche Voraussetzungen im Folgenden getroffen werden. Diese beziehen sich auf die Verwendung von Schnittgrößen (Stababmessungen, kleine Verformungen) Verzweigungslasten (Hooksches Gesetz) sowie die plastischen Querschnittseigenschaften. Darüber hinaus sollen folgende Einschränkungen gelten:

- Ein Versagen des Querschnittes durch lokale Stabilitätseinflüsse ist ausgeschlossen, d.h. dass die untersuchten Querschnitte nach DIN EN 1993-1-1:2005 den Querschnittsklassen 1 und 2 entsprechen. Die Grenzwerte (c/t) werden eingehalten.
- Der Werkstoff besitzt ausreichendes Plastizierungsvermögen, was bei den hier untersuchten Stahlsorten S235 und S355 als gegeben angesehen werden kann.
- Das Werkstoffverhalten wird immer als ideal linearelastisch – idealplastisch gemäß DIN 18800 – 2:1990 El. 113 (mit und ohne Verfestigung) modelliert.
- Es werden dünnwandige Querschnitte unterstellt, bei denen die Verwölbung durch die linearisierte Verwölbung der Profilmittellinie des Einzelbleches beschrieben wird.
- Schubeinflüsse werden vernachlässigt; es wird davon ausgegangen, dass diese gegenüber den Normalspannungseinflüssen gering sind.

Abweichungen davon sind an entsprechenden Stellen gekennzeichnet.

2.2 Verwendete Formelzeichen

Tabelle 2.2-1 Formelzeichen DIN 18800 – DIN EN 1993-1-1:2005

DIN EN 1993-1-1:2005	DIN 18800:1990	Bezeichnung
	Koordinaten und Schnittgrößen	
x-x	x	Stablängsachse
y-y, z-z (u-u, v-v bei unsymmetrischen Profilen)	y, z	Hauptachsen des Querschnitts
	s	Lokale Ordinate im Querschnitt
w	ω , w	Normierte Einheitsverwölbung
centroid	S	Schwerpunkt
shear center	M	Schubmittelpunkt
$y_0, z_0, (y_s, z_s)$	y_M, z_M	Koordinaten von M bez. S
	u	Verschiebung in Längsrichtung
δ	v, w	Verschiebung in Richtung y, z
	ϑ	Verdrehung um die x – Achse Positiv von y nach z
e_0	v_0, w_0, ϑ_0	Vorverformungen im spannungslosen Zustand
ϕ	φ_0	Stützenschiefstellung ¹
$M_y, M_z,$	$M_y, M_z,$	Momente um y bzw. z -Achse
ΔM_i		Zusatzmomente für Class 3 + 4 S.
$T = T_t + T_w$	$M_x = M_{xp} + M_{xs}$	Torsionsmoment als Schnittgröße
T_t	M_{xp}	Primäres Torsionsmoment
T_w	M_{xs}	Sekundäres Torsionsmoment
B	M_w	Wölbbimoment
V_y, V_z	V_y, V_z	Querkräfte in Richtung y und z
N	N	Normalkraft in Richtung x
	Spannungen, Dehnungen	
	$\sigma_x, (\sigma_y, \sigma_z)$	Normalspannungen
	$\tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz}$	Schubspannungen
	σ_v	Vergleichspannung v. Mises
	$\sigma_I, (\sigma_{II}, \sigma_{III})$	Hauptspannungen
	$\varepsilon_x, (\varepsilon_y, \varepsilon_z)$	Dehnungen
	$\gamma_{xy}, \gamma_{xz}, \gamma_{yz}$	Gleitungen

¹ Unterschiedliche Zahlenwerte und Verwendungen beachten.

	Physikalische Größen	
f_y	f_y	Streckgrenze
f_u	f_u	Zugfestigkeit
E	E	Elastizitätsmodul (21000 kN/cm ²)
G	G	Schubmodul (8100 kN/cm ²)
ν	ν	Querkontraktion (0.3)
	Querschnittsgrößen	
	A	Querschnittsfläche
	I_y, I_z	Hauptträgheitsmomente
I_t	I_T	Torsionsträgheitsmoment
I_w	I_ω	Wölbflächenmoment,
S	S_y, S_z	Statische Momente
i_y, i_z	i_y, i_z	Trägheitsradien bez. S
i	i_p	polarer Trägheitsradius bezüglich S
i_0	$i_M; i_M^2 = i_p^2 + y_M^2 + z_M^2$	polarer Trägheitsradius bezüglich M
	r_y, r_z, r_ω	Trägheitsmomente höherer Ordnung
r	r	Ausrundungsradius
A_w, t_w	A_{Steg}, t_s	Stegfläche und Dicke (web)
A_f, t_f	A_{Gurt}, t_g	Gurtfläche und Dicke (flange)
A_v	A_v	Schubfläche ¹
b	b	Breite gesamt
h	h	Höhe gesamt
d	$h - 2(tf + r)$	Steglänge zwischen Ausrundungen
	Belastungen	
	F_x, F_y, F_z (P_x, P_y, P_z)	Einzellasten
	q_x, q_y, q_z	Streckenlasten
	$M_{xL}(M_T), M_{yL}, M_{zL}$	Einzelmomente
	$m_{xL}(m_T), m_{yL}, m_{zL}$	Streckenmomente
	Systemgrößen	
L	L	Trägerlänge
L_{cr}	s_K	Knicklänge
N_{cr}	N_{Ki}	Eulerknicklast
M_{cr}	M_{Ki}	ideales Biegedrillknickmoment
λ	λ_K	Schlankheitsgrad
λ_1	λ_a	Bezugsschlankheit
$\bar{\lambda}$ (bez λ)	$\bar{\lambda}_K$ (bez λ_K)	bezogener Schlankheitsgrad (Biegeknicken)
$\bar{\lambda}_{LT}$ (bez λ_{LT})	$\bar{\lambda}_M$ (bez λ_M)	bezogener Schlankheitsgrad (Biegedrillknicken)

¹ Unterschiedliche Zahlenwerte und Verwendungen beachten.

α, α_{LT}	α	Imperfektionsbeiwerte
α_{ult}	α_{pl}	Laststeigerungsfaktor bis zum plastischen Querschnittsversagen
α_{cr}	η_{kl}	Laststeigerungsfaktor bis zur ideal elastischen Verzweigungslastlast
–	ε	Stabkennzahl
ε	–	$\varepsilon^2 = f_y(S235) / f_y$
z_a, y_a	$z_P, y_P (z_F, y_F)$	Angriffspunkt der Querlast
χ	κ	Abminderungsfaktor Biegeknicken ¹
χ_{LT}	κ_M	Abminderungsfaktor BDK ¹
$\chi_{LT,mod}$	–	modifiziertes χ_{LT}
	Beiwerte	
α, β	–	Exponenten für N, M_y , M_z Interaktion
	M_y^*, M_z^*, c_1, c_2	Hilfswerte für N, M_y , M_z Interaktion
k_y, k_z, k_{LT}	k_y, k_z	Interaktionsbeiwerte für Ersatzstabverfahren ¹
C_{my}, C_{mz}, C_{mLT}	β_m, β_M, ζ	Momentenformbeiwerte ¹
f	–	Wert für $\chi_{LT,mod}$
k_c	k_c	Druckkraftbeiwert
–	n	Trägerbeiwert für κ_M
	Indices	
E	–	Beanspruchung
R	R	Beanspruchbarkeit (Widerstand)
k	k	Charakteristischer Wert
d	d	Bemessungswert (design)
el, pl	el, pl	Widerstand elastisch, plastisch

¹ Unterschiedliche Zahlenwerte und Verwendungen beachten.

2.3 Zur Frage der Schnittgrößenermittlung

Zu Beginn erscheint es ratsam, einige Begriffe hinsichtlich der verwendeten Schnittgrößen zu erläutern und gegebenenfalls auch zu definieren. Immer größere EDV – Kapazitäten und der damit verbundene FEM – Einsatz, lässt die Frage aufkommen, auf welche Art und Weise und mit welcher Genauigkeit bzw. Näherungsstufen Schnittgrößen ermittelt werden, mit denen dann ein Tragsicherheitsnachweis geführt wird. Im ganz allgemeinen Fall sind Schnittgrößen als Hilfsdefinitionen (Integrale über Spannungsanteile) gar nicht mehr notwendig. Dies ist der Fall bei vollständiger FEM – Modellierung mit Schalen- oder Volumenelementen, wo eine Beurteilung nur noch über Spannungen und Verformungen möglich ist. Hier besteht das Problem darin, aus den ermittelten Spannungen überhaupt wieder zu Schnittgrößen zu gelangen [97]. Auch im Zuge vermehrter FEM Rechnungen treten verschiedene Auffassungen zutage, was Theorie I, II, usw. Ordnung sind, bzw. mit welchen Näherungsstufen diese zusammenhängen. Da in der Literatur viele auch unterschiedliche Definitionen zu finden sind (vgl.[101]), wird an dieser Stelle noch mal hervorgehoben, welche Klassifizierungen und Bezeichnungen dieser Arbeit zugrunde liegen.

Bei der Bezeichnung Schnittgrößen nach Theorie I. Ordnung und Theorie II. Ordnung, handelt es sich um Schnittgrößen im *baustatischen Sinn* und den dafür getroffenen Voraussetzungen. Die einzige Nichtlinearität der Theorie II. Ordnung besteht darin, dass die Gleichgewichtsbedingungen sich auf die verformte Lage des Tragwerkes beziehen müssen. Alle weiteren geometrischen Größen bleiben bei einer linearen Näherung. Insbesondere werden bei den Herleitungen der Grundlagen von Berechnungsformeln oder Methoden die Winkel als klein angesehen.

$$\rightarrow \sin \alpha = \tan \alpha = \alpha \text{ und } \cos \alpha = 1$$

Als klassisches Beispiel dieser Vereinfachung gilt das Verhältnis zwischen Moment und Krümmung bei reiner Biegung eines Stabes. Entgegen Bild 2.3-2 ändert sich der Stab oder auch das Stabelement bei Biegung (Krümmung) nicht in Längsrichtung.

Da es sich im vorliegenden Fall um ein Biegetorsionsproblem handelt, müssen jedoch alle am räumlichen Stab auftretenden Schnittgrößen nach Theorie II. Ordnung behandelt werden. Das heißt im allgemeinen Fall, dass Biege- und Torsionsmomente sich am verformten System beeinflussen. Bei Untersuchungen und Nachweisen dieser Art mit räumlichen Stabwerksprogrammen ist darauf besonders zu achten. Eine „räumliche Berechnung nach Theorie II. Ordnung“ beschränkt sich bei fast allen kommerziellen Programmen auf die Längskraft, also im Stabilitätsfall auf das Biegeknicken. Z.Z. ist es üblich, den Stabilitätsfall des Biegedrillknickens in einer Nachbemessung an herausgeschnittenen Systemen durchzuführen. Hierbei wird dann wiederum auf die Ersatzstabverfahren der einschlägigen Normen zurückgegriffen.

Kommerzielle Programme zur Beschreibung des Biegetorsionsproblems sind z.Z. auf gerade Stabzüge beschränkt.

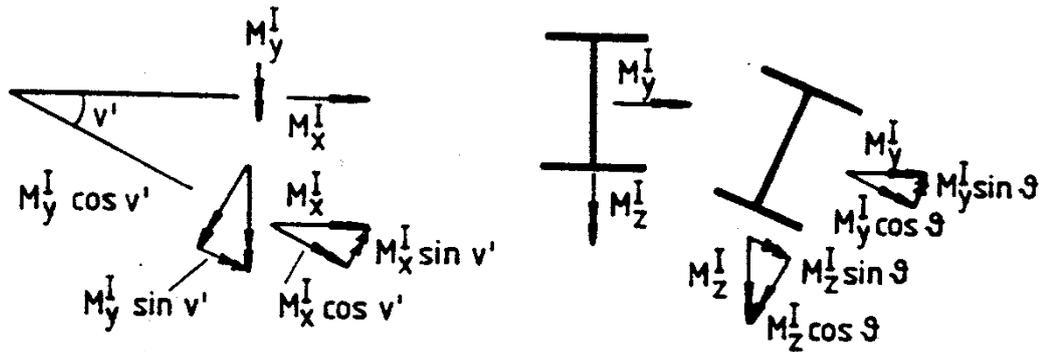


Bild 2.3-1 Gegenseitige Beeinflussung von Biege und Torsionsmomenten [69]

Mit oben erwähnter Theorie kleiner Winkel folgt:

$$M_y^{\text{II}} = M_y^{\text{I}} - M_x^{\text{I}} \cdot v' + M_z^{\text{I}} \cdot \vartheta \quad (2.3-1)$$

$$M_z^{\text{II}} = M_z^{\text{I}} - M_x^{\text{I}} \cdot w' - M_y^{\text{I}} \cdot \vartheta \quad (2.3-2)$$

$$M_x^{\text{II}} = M_x^{\text{I}} + M_y^{\text{I}} \cdot v' + M_z^{\text{I}} \cdot w' \quad (2.3-3)$$

Da die hier betrachteten Querschnitte nicht wölbfrei sind, muss das Torsionsmoment nach der Theorie der Wölbkrafttorsion behandelt werden. Das M_x spaltet sich danach in $M_x = M_{xp} + M_{xs}$ auf. Die entstehenden Längsspannungen (vgl. Bild 2.1-5) werden gemäß der Schnittgrößendefinition zu der gleichwertigen Schnittgröße M_w zusammengefasst:

$$M_w = \int_A \sigma_x \cdot w \cdot dA \quad (2.3-4)$$

I.A. werden bei baustatischen Berechnungen zuerst Schnittgrößen ermittelt. Danach werden Verformungen und Spannungen am Querschnitt abgeleitet. Zum Zusammenhang von Verdrehung M_{xs} , M_{xp} und M_w sind für einfache Systeme und Belastungen in einschlägigen Bautabellen z.B. [113] Formeln zu finden. Weitere Last- und Lagerfälle sind in [10] und [98] tabelliert. Weniger anschaulich, jedoch wesentlich besser schematisierbar, ist eine Herleitung über die virtuelle Arbeit. Mit

sämtlichen Anteilen nach Theorie II. Ordnung ist das vollständige Potential in [98] zu finden. Diese Formulierung ist Grundlage für die meisten numerischen Stablösungen des Biegetorsionsproblems Theorie II. Ordnung unter Berücksichtigung der Wölbkrafttorsion, wie Sie z.B. auch in den Programmen KSTAB [44] und DRILL [23] Verwendung findet.

Dem gegenüber stehen die Spannungen und Schnittgrößen der Finiten Elementberechnungen mittels kommerziellen wissenschaftlichen Programmen wie z.B. Abacus [20] oder Ansys [21] [54]:

Hier wird mit dem Begriff der geometrischen Nichtlinearitäten gearbeitet. Bezogen auf das hier verwendete Programmsystem Ansys (siehe auch Abschnitt 4.3) sind unter dem Begriff „geometrische Nichtlinearitäten“ folgende Sachverhalte zusammengefasst. Welche der aufgeführten geometrischen Nichtlinearitäten verwendet wird, hängt jeweils vom gewählten Element ab. Da die hier verwendeten Elemente Beam188 und Shell 181 alle drei beinhalten werden sie an dieser Stelle vom Grundsatz her kurz beschrieben.

- Stress Stiffening:

In Abhängigkeit von vorhandenen Spannungen (Schnittgrößen) wird die Steifigkeitsmatrix (verändert). Hierbei erfolgt jedoch keine Iteration. Ändern sich die abtreibenden Kräfte nicht wesentlich von einer linearen Berechnung entspricht das im Prinzip schon der Theorie II. Ordnung. Die Verschiebungs- Verzerrung -Bedingungen basieren auf kleinen Winkeln.

Alles was darüber hinausgeht, wird mittels iterativen Berechnungsmethoden behandelt, was die Theorie II. Ordnung Forderung, das Gleichgewicht am verformten System zu erfüllen, beinhaltet:

- Large Rotation:

Die Winkel werden nicht mehr als klein erachtet. Dieses entspricht einer Theorie III. Ordnung. In welcher Weise und mit welcher Näherungsstufe die Winkel beschrieben werden, ist hierbei noch nicht gesagt.

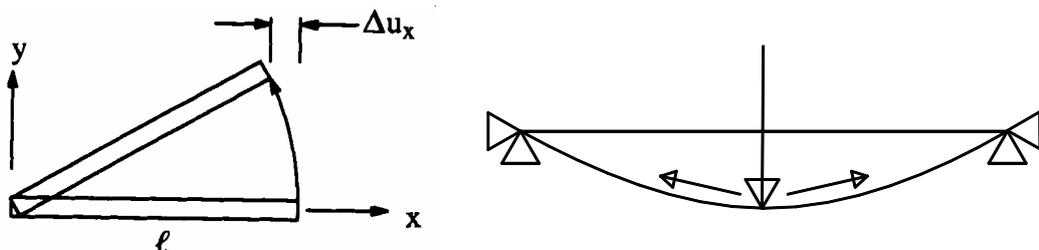


Bild 2.3-2 Effekte großer Winkel am Element und im System

$$\rightarrow u_{(s)} = - \vartheta' \cdot w \quad (2.3-7)$$

$$\rightarrow \sigma_w = - \frac{\partial u}{\partial x} \cdot E = - \vartheta'' \cdot w \cdot E \quad (2.3-8)$$

Aus Gleichgewichtsbetrachtungen und unter Einbeziehung der Anteile des primären Torsionsmoment folgt dann die bekannte Differentialgleichung des Torsionsstabes zu:

$$\rightarrow EI_w \cdot \vartheta'''' - GI_T \cdot \vartheta'' = m_T \quad (2.3-9)$$

Alle weiteren Herleitungen und Zwischenschritte sind z.B. in [99] zu finden. Wird die Vereinfachung der kleinen Winkel aufgegeben, lassen sich die Zusammenhänge und die Lösung der Differentialgleichung nicht mehr so einfach herleiten [145]. Das soll jedoch an dieser Stelle nicht Gegenstand der Untersuchungen sein. Zur vereinfachten Abschätzung des Einflusses von Theorien höherer Ordnung kann folgende Betrachtung dienen:

Aus Gleichung (2.3–7) und (2.3–8) wird nunmehr (bei Vertauschung des Differentialoperators d/dx mit der Tangensfunktion):

$$\rightarrow u_{(s)} = - \frac{d \tan \vartheta(x)}{dx} \cdot w = - (\tan \vartheta(x))' \cdot w \quad (2.3-10)$$

$$\rightarrow \sigma_w = - \frac{\partial u}{\partial x} \cdot E = - (\tan \vartheta(x))'' \cdot w \cdot E \quad (2.3-11)$$

Zum Vergleich der resultierenden Normalspannungen genügt es, sich den Unterschied bezüglich ϑ'' zu verdeutlichen. Durch zweimaliges Ableiten unter Verwendung von Ketten- und Produktregel folgt:

$$\rightarrow \frac{d \tan \vartheta(x)}{dx} = (\tan \vartheta(x))' = \frac{\vartheta(x)'' \cdot \cos^2 \vartheta(x) + 2 \cdot \vartheta(x)' \cdot \sin \vartheta(x) \cdot \cos \vartheta(x)}{\cos^4 \vartheta(x)} \quad (2.3-12)$$

An der Stelle der größten Verdrehung ($\vartheta' = 0$) bleibt lediglich der Faktor $\cos^2 \vartheta$ gegenüber 1 übrig.

Tabelle 2.3-1 Zahlenwerte des Faktors $\cos^2 \vartheta$

ϑ in [rad]	ϑ in [°]	$\cos \vartheta$	$\cos^2 \vartheta$
0.05	2.87	0.999	0.998
0.10	5.73	0.995	0.990
0.15	8.60	0.989	0.978
0.20	11.46	0.980	0.961
0.25	14.33	0.969	0.939
0.30	17.20	0.955	0.913
0.35	20.06	0.939	0.882
0.40	22.93	0.921	0.848

Aus Tabelle 2.2-1 ist ersichtlich, dass der Gültigkeitsbereich der baustatischen Näherung der kleinen Winkel eingeschränkt werden muss. Eine bewährte Beschränkung (vgl. [42]) liegt bei $0.3 \text{ rad} \sim 17^\circ$. Diese beruht wie oben ausgeführt nur auf den Rechenannahmen zur baustatischen Schnittgrößenermittlung und ist erforderlich, da diese mit Ergebnissen von FEM Traglastrechnungen (mit Effekten höherer Ordnung) in Relation gebracht werden. Für diesen Zahlenbereich lässt sich durch das Vorwählen eines Verlaufes für $\vartheta(x)$ und Ermittlung von $\vartheta'(x)$ leicht zeigen, dass $\vartheta(x)$ an den anderen Stellen keinen Einfluss auf das Ergebnis hat. Verformungsbetrachtungen im Sinne eines Gebrauchstauglichkeitsnachweises fließen in diese Abgrenzung nicht mit ein.

- Large strain:

Geometrieänderung aufgrund von Dehnungen werden ebenfalls in jedem Iterationsschritt mitberücksichtigt. Theoretisch würde das z.B. für einen Stabquerschnitt bedeuten, dass die Fläche, über die integriert wird, von den ermittelten Dehnungen abhängig ist. Dies ist z.B. der Fall, wenn ein Bauteil bei Längenänderung dünner wird und weitere Rechnungsschritte sich auf den verjüngten Querschnitt beziehen. Auch dieser Effekt hat im baustatischen Sinne der hier betrachteten Systeme und Materialeigenschaften keine Bedeutung.

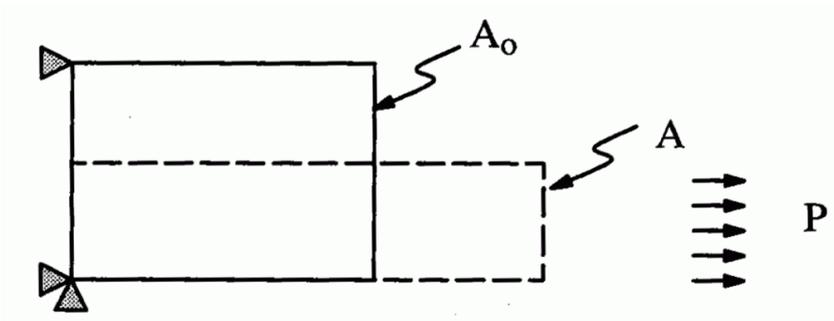


Bild 2.3-4 **Effekte großer Dehnungen am Element**

Fazit:

Weitere geometrische Nichtlinearitäten, die über Theorie II. Ordnung hinausgehen wie z.B. große Winkel, große Dehnungen spielen im baupraktischen Sinne keine Rolle. Wenn von Schnittgrößen und Verformungen gesprochen wird, die nicht mit Ansys ermittelt werden, handelt es sich immer um Größen der baustatischen Theorie I. bzw. II Ordnung, die im Rahmen dieser Betrachtungen völlig ausreichend sind. Bei FEM Berechnungen werden (zwangsläufig) Effekte höherer Ordnung mitberücksichtigt, die jedoch keinen nennenswerten Einfluss haben.

2.4 Plastische Grenzschnittgrößen

Zur Beurteilung einer Interaktionsbeziehung verschiedener Schnittgrößen im Hinblick auf die plastische Tragfähigkeit eines Querschnittes, ist es notwendig, die vollplastischen Schnittgrößen bei alleiniger Wirkung einer Schnittgröße zu kennen bzw. zu definieren. Die allgemeine Formulierung, wie Sie auch in DIN EN 1993-1-1:2005) zu finden ist, lautet:

$$M_R = f_y \cdot W_{pl} \tag{2.4-1}$$

W_{pl} stellt dabei das plastische Widerstandsmoment dar und wird nicht weiter definiert. In DIN 18800-1:1990 ist W_{pl} mit $W_{pl} = \alpha_{pl} \cdot W_{el}$ angegeben. Unter der Minimal- Voraussetzung, dass das vollplastische Moment, dasjenige Moment ist, das nicht mehr gesteigert werden kann, ergeben sich für die Biegemomente M_y , M_z und der Normalkraft bei doppelsymmetrischen Querschnitten eindeutige Größen und Spannungsverteilungen, welche in DIN 18800-1:1990 Bild 18 zu finden sind. Für den Fall der Normalspannung erzeugenden Wölbkrafttorsion ist als Erweiterung dazu in [60] ebenfalls eine vollplastische Schnittgröße angegeben:

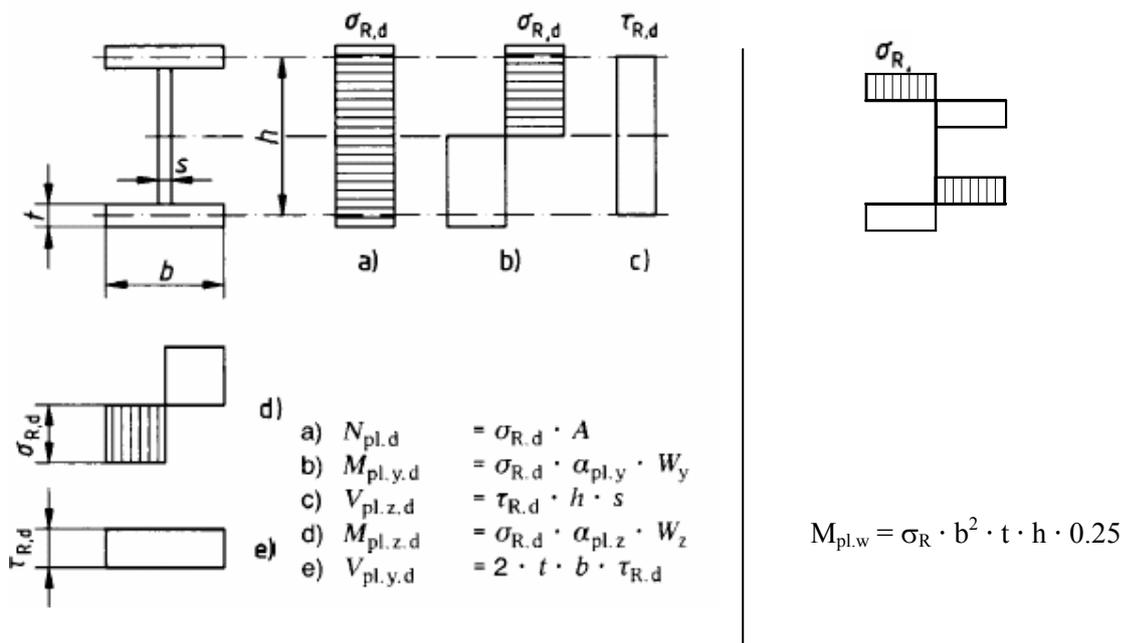


Bild 2.4-1 Plastische Grenzschnittgrößen für doppelsymmetrische I – Querschnitte nach [N1] und [60].

Anders stellt sich die Situation dar, wenn die Forderung der Doppelsymmetrie aufgegeben wird. Die plastischen Widerstandsmomente ergeben sich nicht wie die elastischen Widerstandsmomente aus reinen Querschnittsabmessungen, sondern entweder aus einer Dehnungsiteration (vgl. auch [60]) oder aus einer vorgewählten Spannungsverteilung. Letzteres entspricht der Vorgehensweise, ein Ingenieurmodell zu entwickeln. Die Auffassungen, welchen Bedingungen diese Verteilung genügen muss, gehen hierbei auseinander (vgl. z.B. [42] und [115]). Im Fall der reinen Biegung um die starke Achse ist das unstrittig und seit längerem anerkannt. Das $M_{pl,y}$ wird um die Flächenhalbierende gebildet, welche nicht mehr mit der Schwerlinie des Querschnittes übereinstimmt (siehe Bild 2.4-2). So kann sich in jedem Einzelblech ein Spannungsbild mit vollen Blöcken einstellen, ohne dass eine resultierende Normalkraft entsteht.

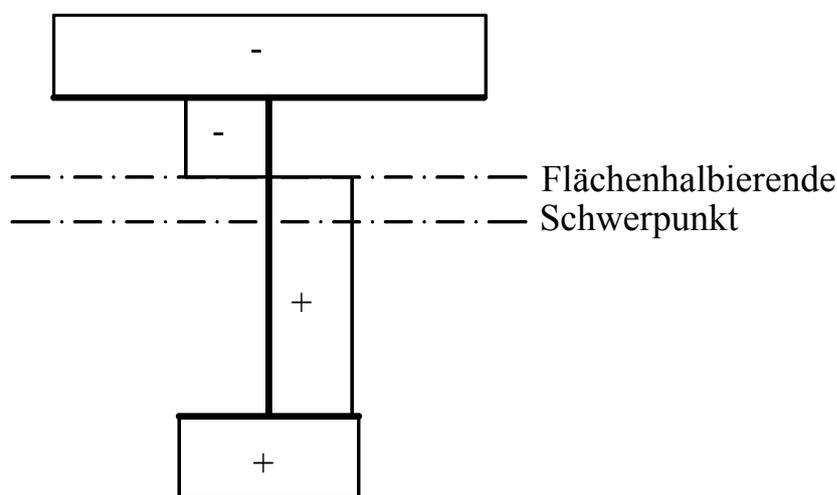
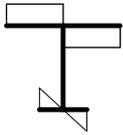
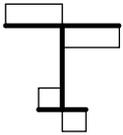
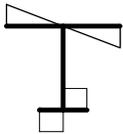
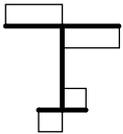


Bild 2.4-2 $M_{pl,y}$ am einfachsymmetrischen Querschnitt

In [47]-Teil 2 BO wird dargestellt, welche Konsequenzen die jeweiligen Annahmen für Spannungsverteilungen mit sich ziehen. Um Missverständnissen aus dem Weg zu gehen, werden hier vollplastische Momente analog zu [47]-Teil 2 BE so definiert, dass sich bei allen Schnittgrößen in den Einzelblechen sich „volle Spannungsblöcke“ einstellen können (vgl. Tabelle 2.2-1 (B)).

Dies hat zur Folge, dass im vollplastischen Zustand, aufgrund der Spannungsverteilung, weitere Schnittgrößen und damit auch Verschiebungen auftreten können. Da das gesamte baustatische System diese aufnehmen bzw. umlagern muss, liegt hier im strengen Sinne bereits ein Verfahren plastisch-plastisch vor. Ergänzend zu den Erläuterungen in [47]-Teil 2 BO werden in Tabelle 2.2-1 die so erhaltenen Grenzschnittgrößen und deren korrespondierenden Effekte aufgelistet.

Tabelle 2.4-1 Plastische Widerstandsgrößen

Zeile	Schnitt - Größe	Teilbereiche elastisch (A)	Teilbereiche mit vollen Spannungsblöcken (B)	Effekte zu (B)	
1	M_z			ϑ	erf. M_w
2	M_w			v	erf. M_z
3	M_y			ϑ	erf. M_w

Die Effekte in den Zeilen 1 und 3 sind in [47]-Teil 2 BO und [42] ausführlich beschrieben. Anzumerken ist noch, dass dort die Grenzschnittgrößen der Berechnungsmethode (A) als M_{pl} und nach (B) als $\max M$ bezeichnet werden. Dass in Zeile 1 der UG teilweise elastisch bleibt, erscheint zunächst ungewohnt, ergibt sich aber aus den Verhältnis der Verschiebungen v_{OG} und v_{UG} , welches 1 sein muss, damit $\vartheta = 0$ ist. Anders verhält es sich, wenn andere Gegebenheiten die Unsymmetrie hervorrufen:

→ Ist der OG bei gleicher Breite dicker als der UG, ergibt sich kein Unterschied nach (A) und (B).

→ Haben OG und UG die gleichen Abmessungen und der OG eine höhere Streckgrenze, bleibt nach (A) der OG teilweise elastisch.

In Zeile 2 wird deutlich, dass bei der Wahl dieser Spannungsverteilung es eine entscheidende Rolle spielt, von wo aus der Hebelarm für das Wölbmoment angesetzt wird. Im Folgenden wird davon ausgegangen, dass der Schubmittelpunkt sich nicht verschiebt und als Drillruhepunkt auch bei Plastizierung beibehalten bleibt. Die Wölbordinate bleibt unverändert.

Das vollplastische Wölbmoment ermittelt sich demnach mit $\sigma_x = \sigma_R = f_y$ und zu:

$$\rightarrow B_R = M_{pl.w} = \int_A f_y \cdot w \cdot dA \quad (2.4.2)$$

$$\rightarrow M_{pl.w} = 2 \cdot \left(\frac{1}{2} \cdot \frac{b_o}{2} \cdot t_o \cdot f_y \cdot r_{tfo} \cdot \frac{b_o}{2} \right) + 2 \cdot \left(\frac{1}{2} \cdot \frac{b_u}{2} \cdot t_u \cdot f_y \cdot r_{tfu} \cdot \frac{b_u}{2} \right) \quad (2.4.3)$$

$$\rightarrow M_{pl.w} = r_{tfo} \cdot M_{pl.z.OG} + r_{tfu} \cdot M_{pl.z.UG} \quad (2.4.4)$$

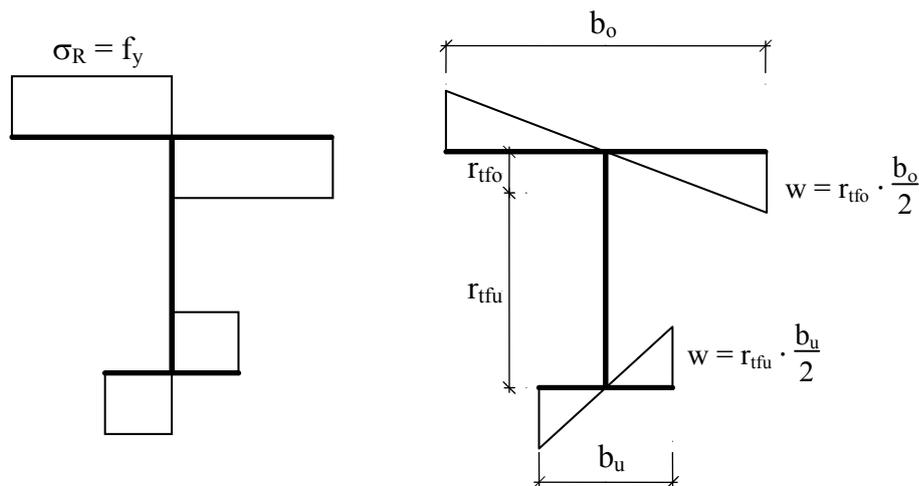


Bild 2.4-3 Spannungsverlauf und Wölbordinate des einfachsymmetrischen I-Querschnittes

Diese Vorgehensweise mit der Annahme der vollen Spannungsblöcke beinhaltet einige „Unschärfen“, auf die gesondert zu achten ist. In Bezug auf die Entwicklung einer Nachweisgleichung ist das eine Modellunsicherheit. Bei reiner Querschnittsbetrachtung kann sich dieser maximal erreichbare Widerstand nur einstellen, wenn ein M_z von außen einwirkt. Bei Systembetrachtungen zeigen sich im Falle reiner Torsionsbelastung deutlich größere Widerstände, welche jedoch mit anderen Ursachen zusammenhängen, was in Abschnitt 6.3 und 6.2.2.2 anhand von FEM Rechnungen beschrieben ist. Die Verwendung von anderen (kleineren) plastischen Wölbmomenten im Zusammenhang mit der hier betrachteten Nachweisgleichung ist somit auch abgedeckt. Diese beruhen nach Tabelle 2.4-1 (A) auf der betragsmäßigen Gleichheit der resultierenden Gurtmomente, sodass das plastische Gurtmoment des schmaleren Gurtes und h bzw. h' als Hebelarm verwendet werden können. Weitergehende Betrachtungen hierzu werden u.a. in [4], [136] und [143] angestellt.

2.5 Ideales Biegedrillknickmoment

Der kritische Lastzustand für den Stabilitätsfall ist durch die Verzweigungslast gekennzeichnet, welche den indifferenten Übergang vom stabilen zum labilen Lastzustand darstellt (Bild 2.5-1). Für die Belastungskombination $M_y - M_z - M_x$ ist das kritische Moment $M_{cr,y}$ (im Folgenden M_{cr} genannt) in Abhängigkeit der Länge, des Querschnittes, der Lastart und des Lastangriffpunktes sowie der Lagerungsbedingungen zu bestimmen. Wie man sich schnell überzeugt, spielen die anderen beiden Schnittgrößen bei der Bestimmung des Verzweigungslastfaktors eine untergeordnete Rolle. ($M_{cr,z} \gg M_{cr,y}$). Es besteht in diesem Fall ein Spannungsproblem Theorie II. Ordnung. Siehe hierzu auch Abschnitt 4.3 und 6.2. Soll ein Tragsicherheitsnachweis geführt werden, spielt M_{cr} eine wesentliche Rolle

- als Systemeingangswert beim Nachweis mit dem Ersatzstabverfahren z.B. nach DIN 18800-2:1990 oder DIN EN 1993-1-1:2005
- als Bestandteil von Näherungslösungen für Theorie II. Ordnung Rechnungen in Form von Vergrößerungsfaktoren wie sie z.B. in [73] oder [39] beschrieben sind
- bei der Plausibilitätskontrolle komplexer Rechnungen

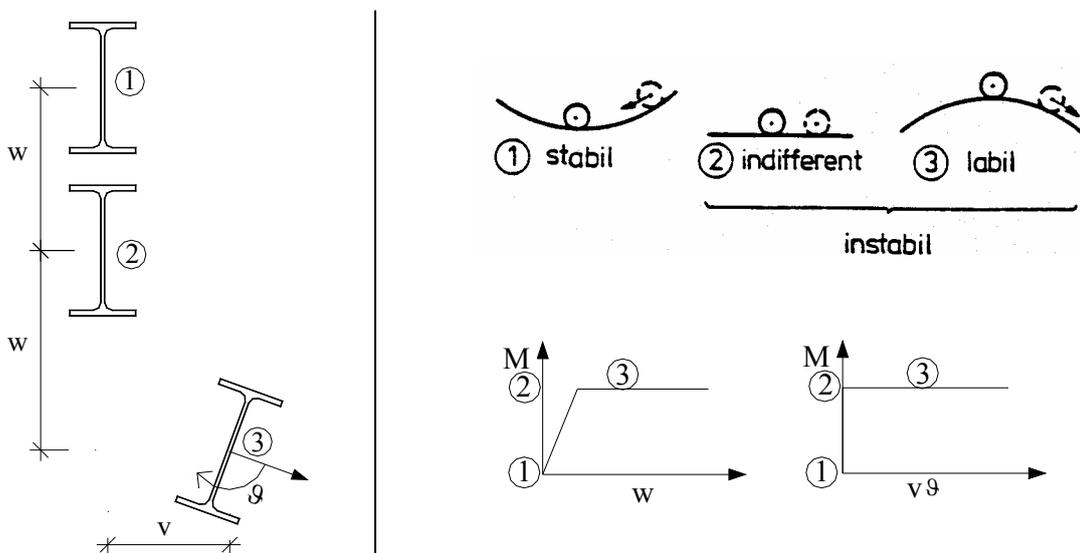


Bild 2.5-1 Verschiebungen im Stabilitätsfall bei reiner Momentenbeanspruchung M_y

Die Ermittlung des idealen Biegedrillknickmomentes (früher Kippmoment) und die Beschreibung des Spannungsproblems nach Theorie II. Ordnung am räumlich belasteten Stab ist Gegenstand jahrzehntelanger Forschungstätigkeit. Ausgangspunkt ist das gekoppelte Differentialgleichungssystem bzw. die Beschreibung des elastischen Potentials. Beides ist zu finden z. B. in [98]. Durch die homogenen Lösungen dieser Differentialgleichungen bzw. Gleichungssysteme werden Eigenwerte beschrieben, welche die Verzweigungslastfaktoren darstellen. Das gilt natürlich auch für Systeme, welche nicht mehr mit Stabformulierungen aufgestellt sind, wie z.B. die Beschreibung des Trägers mittels FEM – Schalenelementen. Die Voraussetzung hierfür ist uneingeschränkt ideal elastisches Verhalten sowie eine ideale Geometrie. Wie speziell bei Modellen der Baupraxis Eigenwerte ermittelt werden können, ist Gegenstand in [44]. Im Zusammenhang dieser Arbeit ist es jedoch wünschenswert, auch für diese Eingangsgröße eine Handformel zu verwenden. Für eine statistische Auswertung nach DIN EN 1990:2002, Annex D ist dies ebenfalls erforderlich, da M_{cr} nicht als schwankende Basisvariable angesehen werden kann (siehe hierzu Abschnitt 4.4).

In der Literatur lassen sich eine Vielzahl dieser Berechnungsformeln zu den verschiedensten Randbedingungen und unterschiedlichster Näherungsstufen finden. Einige davon werden in [50] vorgestellt. Für doppelsymmetrische Profile ist der in DIN 18800 – 2:1990 EI (311) angegebene Ausdruck der gebräuchlichste und wird auch hier zur Auswertung herangezogen. Für einfachsymmetrische Profile wird im Folgenden das M_{cr} aus prEN 1993-1-1:2002; Annex C verwendet, da diese die beste Übereinstimmung mit den oben beschriebenen genaueren Verfahren aufweist¹. Es sei angemerkt, dass bezüglich des Querschnittswertes r_z und des Lasthebelarmes z_p immer unterschiedliche Definitionen und Vorzeichenregelungen gebräuchlich sind. Auch die Beiwerte C1 – C4 dieser Gleichung sind unterschiedlich. Die im EC 3 von 1992 (DIN ENV 1993-1-1:1992) angegebenen Werte liefern bei Vergleichsrechnungen falsche Werte. Die Version 2002 enthält dagegen Werte, welche gute Übereinstimmungen liefern. In der endgültigen Fassung von 2005 sind keine Angaben zur Ermittlung von Biegedrillknickmomenten vorgesehen. Für einfachsymmetrische Profile wird M_{cr} nach folgender – in [9] angegebenen – Gleichung ermittelt:

$$M_{cr} := C_1 \cdot \pi^2 \cdot E \cdot \frac{I_z}{(k \cdot L)^2} \cdot \left[\sqrt{\left(\frac{k_z}{k_w} \right)^2 \cdot \frac{I_w}{I_z} + (k \cdot L)^2 \cdot G \cdot \frac{I_T}{\pi^2 \cdot E \cdot I_z} + (C_2 \cdot z_g - C_3 \cdot z_j)^2} - (C_2 \cdot z_g - C_3 \cdot z_j) \right] \quad (2.5-1)$$

Die Beiwerte und Vorzeichendefinitionen aus prEN 1993-1-1:2002 bzw. [9] sind im Anhang aufgeführt.

¹ Siehe Abschnitt 6.2.2.1. Hier ist auch ein Vergleich mit der M_{K1} - Formel der DIN 4114 zu finden. Weitere Formeln und Beiwerte im Anhang.

2.6 Ersatzstabverfahren und Knickspannungslinien

Mit den Abminderungsfaktoren für den aus dem Gesamttragwerk herausgeschnittenen Ersatzstab ist es möglich, den „charakteristischen Wert des Tragwiderstandes“ zu ermitteln. Neben der praktischen Anwendbarkeit ist es auch von Vorteil, ein abgesichertes vereinfachtes Rechenverfahren zur Kontrolle immer komplexer werdenden Berechnungen für des Gesamttragwerk zu haben. Für Traglasten im Stabilitätsfall haben sich dafür die europäischen Knickspannungslinien in „analytischer Darstellungsweise“ etabliert. Diese Linien sind durch Versuchsauswertungen abgesichert und durch eine große Anzahl von Simulationsrechnungen bestätigt worden. Zur Beschreibung des Biegedrillknickens unter alleiniger Wirkung von Biegemomenten z.B. wurden eine Vielzahl von Versuchen im Rahmen des EKS – Programms durchgeführt. Beispielhaft hierfür stehen die Versuche von Fukomoto / Itoh [25] und Lindner [61]. Alle Versuche, welche ausreichend dokumentiert und nachvollziehbar waren, sind in die Auswertungen eingeflossen. Auswahlkriterien sowie Versuchsübersichten und entsprechende Literaturhinweise können [26], [71] oder [72] entnommen werden. Die Knickspannungslinien beschreiben sowohl das Stabilitätsverhalten als auch Phänomene der Traglastminderung durch Imperfektionen. Als Eingangswerte werden die beiden Obergrenzen (kritische Lastzustände) des reinen Materialversagens und des reinen Stabilitätsversagens eingeführt. Im vorliegenden Fall des Versagens beim Biegedrillknicken sind das:

Für das Querschnittsversagen: $M_{pl,y}$ (vgl. Abschnitt 2.4)

Für das Stabilitätsversagen: M_{cr} (vgl. Abschnitt 2.5)

Zunächst kann gezeigt werden, dass eine Reihenschaltung zu einem Traglastmoment M_u führt, welches immer auf der sicheren Seite liegt. Nachweisgleichung (2.6-1) mit $n = 1$ wird als Merchant – Rankine – Formel bezeichnet:

$$\left(\frac{1}{M_u}\right)^n = \left(\frac{1}{M_{pl,y}}\right)^n + \left(\frac{1}{M_{cr}}\right)^n \quad (2.6-1)$$

Mit einem Exponenten $n > 1$ können Kurven erstellt werden, welches das reale Tragverhalten etwas günstiger beschreiben. Auf diese Weise kommen die BDK – Kurven der DIN 18800 – 2:1990 zustande:

$n = 2.0$ für Schweißprofile
 $n = 2.5$ für Walzprofile

Im Eurocode 3 findet dieser Ansatz keine Verwendung mehr. Das Biegedrillknicken wird analog zum Biegeknicken behandelt. Den Biegeknicklinien liegt (wie auch schon in der DIN 18800 – 2:1990 eine analytische Darstellung der Europäischen Knickspannungslinien zugrunde. Diese basiert auf einer Traglastermittlung am Einfeldstab mit Normalkraft, Biegemoment nach Theorie II. Ordnung und einer Vorverformung. Eine Ableitung hierzu ist in [115] wiedergegeben. Dort wird auch gezeigt, dass für das Biegedrillknicken bei Reduktion auf den Sandwichquerschnitt dieselbe Struktur entsteht. Das reale Tragverhalten wird über die Vorverformung und dem dazugehörigen Imperfektionsbeiwert α beschrieben. Dieser ist an eine Eichung an Versuchswerte bzw. an die europäischen KSL gebunden. Eine vollständige Formulierung einer Biegedrillknickkurve mit Vorverformung und Vorverdrehung ist in [87] zu finden. DIN EN 1993-1-1:2005 sieht nun in Abschnitt 6.3.2.2 vor, die Biegeknicklinien auch für das Biegedrillknicken zu verwenden. Die Zuordnung erfolgt über die zwei Parameter: Herstellungsart und h/b – Wert. Vergleiche mit abgesicherten geltenden Regeln (z.B. nach DIN 18800 – 2) und Traglastrechnungen (vgl. [30],[31]) zeigen jedoch, dass für Walzprofile und Schweißprofile mit ähnlichen Abmessungen diese Verwendung teilweise sehr weit auf der sicheren Seite liegt. Bei der Betrachtung äquivalenter n – Werte für die Anpassung der Formulierung nach Gleichung (2.6-1) an die KSL in [77] fällt dies auch schon auf.

Tabelle 2.6-1 Äquivalente n –Werte aus [77]

Europäische Knickkurven		Merchant-Rankine Verfahren
Knickkurve	Imperfektionsbeiwert	Anpassungswert n
a_0	0,13	1,81
a	0,21	1,49
b	0,34	1,14
c	0,49	1,04
d	0,76	0,88

Für Profile dieser Art bietet DIN EN 1993-1-1:2005 in Abschnitt 6.3.2.3 die Möglichkeit, alternativ Biegedrillknicklinien (BDK – Linien) zu verwenden. Im Folgenden wird bei Auswertungen und Schlussfolgerungen immer ein Abminderungswert χ_{LT} bzw. $\chi_{LT,mod}$ nach Abschnitt 6.3.2.3 des Eurocodes 3 verwendet. Damit ist eine Übertragbarkeit zu den etwas konservativeren Abminderungsfaktoren gewährleistet. Die Formulierung der Kurven bleibt prinzipiell beibehalten.

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\Phi_{LT} + \sqrt{\Phi_{LT}^2 - \beta \bar{\lambda}_{LT}^2}} \quad \text{jedoch} \quad \begin{cases} \chi_{LT} \leq 1,0 \\ \chi_{LT} \leq \frac{1}{\lambda_L} \end{cases}$$

$$\Phi_{LT} = 0,5 \left[1 + \alpha_{LT} \left(\bar{\lambda}_{LT} - \bar{\lambda}_{LT,0} \right) + \beta \bar{\lambda}_{LT}^2 \right]$$

Die Unterschiede zu DIN EN 1993-1-1:2005 Abschnitt 6.3.2.2 sind:

- Ein anderer Wert der Plateaulänge: $\bar{\lambda}_{LT,0} = 0.4$ (statt 0.2)
- Ein Korrekturfaktor β für BDK – Linien: $\beta = 0.75$ (statt 1.0)
- α_{LT} – Ermittlung mit Tabelle 6.5¹ (statt 6.4)
- Möglichkeit der Modifizierung mit f aufgrund der Momentenverteilung

$$\chi_{LT,mod} = \frac{\chi_{LT}}{f} \quad \text{jedoch} \quad \chi_{LT,mod} \leq 1$$

$$f = 1 - 0,5 (1 - k_c) [1 - 2,0 (\bar{\lambda}_{LT} - 0,8)^2] \quad \text{jedoch} \quad f \leq 1,0.$$

Der k_c – Wert ist in Tabelle 6.6 der DIN EN 1993-1-1:2005 angegeben. Er entspricht dem Druckkraftbeiwert nach DIN 18800 – 2:1990 Tabelle 8.

Hintergrundinformationen und weiteren Literaturangaben sind in [31] angegeben.

Für die hier untersuchten Profile sind die jeweiligen Kurven in Bild 2.6-1 für Walzprofile und Bild 2.3-1 für Schweißprofile dargestellt. Es bedeuten hierin:

- KSL a, b, c, d: Ermittlung von χ_{LT} nach Gl. 6.56 aus Abschnitt 6.3.2.2 mit Imperfektionsbeiwerten nach Tabelle 6.3 und 6.4.
- BDK a, b, c, d: Ermittlung von χ_{LT} nach Gl. 6.57 aus Abschnitt 6.3.2.3 mit Imperfektionsbeiwerten nach Tabelle 6.3 und 6.5.
- BDK_{mod} Ermittlung von $\chi_{LT,mod}$ mit einer dreieckförmigen M_y – Verteilung für eine Einzellast in Feldmitte ($k_c = 0.86$)

¹ In Bild 2.6-1 Bild 2.6-2 sind deshalb die Linien mit den gleichen h/b Werten zu vergleichen.

Knicklinien für BDK - Nachweis

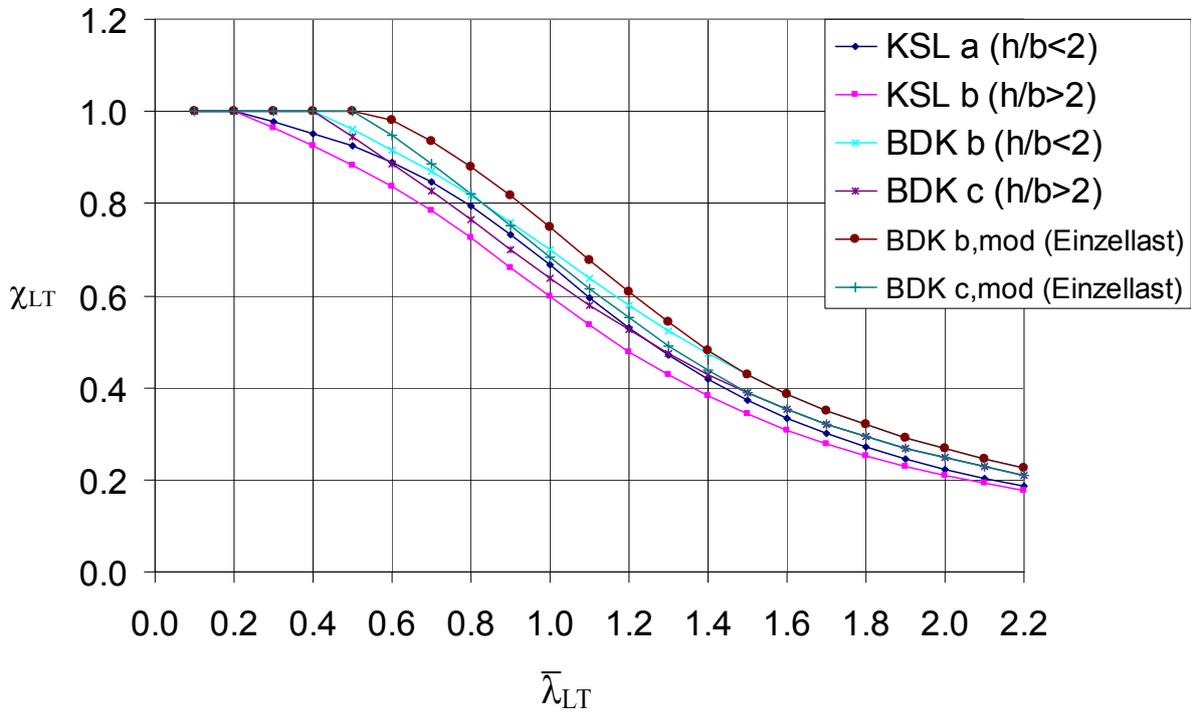


Bild 2.6-1 Vergleich BDK – Nachweise für Walzprofile

Knicklinien für BDK - Nachweis

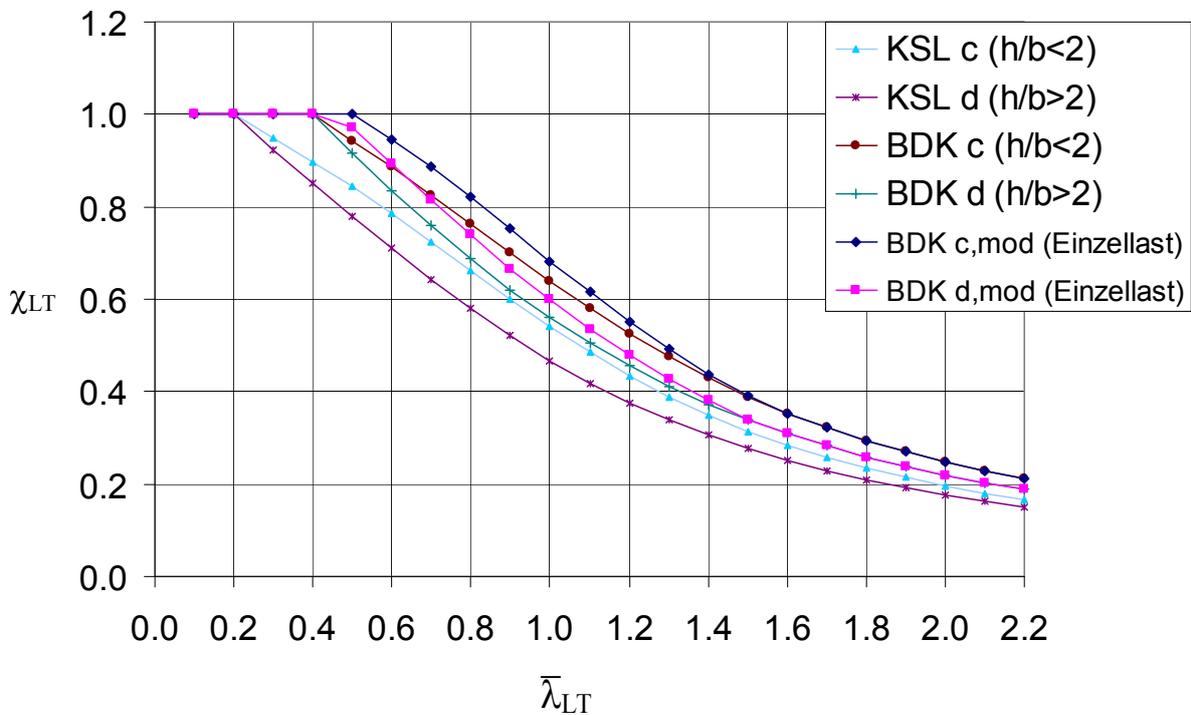


Bild 2.6-2 Vergleich BDK – Nachweise für Schweißprofile

2.7 Stand der Forschung und Normung zur planmäßigen Torsion

2.7.1 Theoretische Ansätze

Da das Biegetorsionsproblem nach Theorie II. Ordnung im allgemeinen Fall nicht geschlossen zu lösen ist, wurden zur vollständigen elastischen Schnittgrößenermittlung (bzw. Eigenwertermittlung; vgl. Abschnitt 2.5) diverse Lösungs- und Näherungsmethoden verwendet. Ohne Anspruch auf Vollständigkeit sind das hauptsächlich:

- Übertragungsmatrizenverfahren
- Reduktionsverfahren
- Finites Differenzen Verfahren
- Finites Element Verfahren

Zur Erfassung realer Traglasten wurden diese jeweils weiterentwickelt und um die Beschreibung von plastischen Materialeigenschaften und Imperfektionen (z.B. [84], [76]) ergänzt. Auch genauere Ansätze zur Beschreibung von Eigenspannungen sind hier schon enthalten [74]. Eine Übersicht und Erläuterung der Beschreibungsweise des Biegetorsionsproblems gibt Zhu in [145]. Am weitesten entwickelt und durchgesetzt hat sich hierbei die FEM, da hier die größten Möglichkeiten bestehen, Erweiterungen vorzunehmen, und eine breite Auswahl von kommerziellen Programmen zur Verfügung steht. Die Beschreibung der plastischen Eigenschaften erfolgt hierbei mittels Vergleichsspannung und Fliesszonen ([6], [32]). Es muss immer eine Iteration bis zum Erreichen der Traglast durchgeführt werden. Wie diese zu erfolgen hat, ist ebenfalls Gegenstand zahlreicher Abhandlungen ([6], [114])

Aktueller Gegenstand der Forschung in diesem Zusammenhang sind folgende Themengebiete:

- Erweiterung und Entwicklung von Stabelementen, welche vollständig unsymmetrische Querschnitte geometrisch nichtlinear beschreiben können: [107], [119]
- Behandlung von Wölbkrafttorsion an Rahmenecken bei Stabelementen: [108]
- Entwicklung von Ansätzen, dem Problem der der Torsion und den damit verbundenen Einflüssen mittels FEM – Volumenelementen näher zu kommen:[11], [88]

All diesen Verfahren ist gemeinsam, dass sie gemäß Bild 2.1-1 als Level 3 Nachweisverfahren eingestuft werden müssen. Um Nachweisformate gemäß Level 2 und Level 1 zu erhalten, war man bestrebt, die wesentlichen Merkmale des Problems zu trennen und zu vereinfachen:

Das ursprüngliche Modell, die Normalspannungen aus der Wölbbehinderung des I – Trägers zu beschreiben, besteht darin, das äußere Torsionsmoment in ein Kräftepaar aufzuteilen ([98], [99]). Die H – Ersatzlasten werden dann nur über Biegung der Flansche abgetragen. Der Abtrag über Saint – Venantsche Torsion wird vernachlässigt.

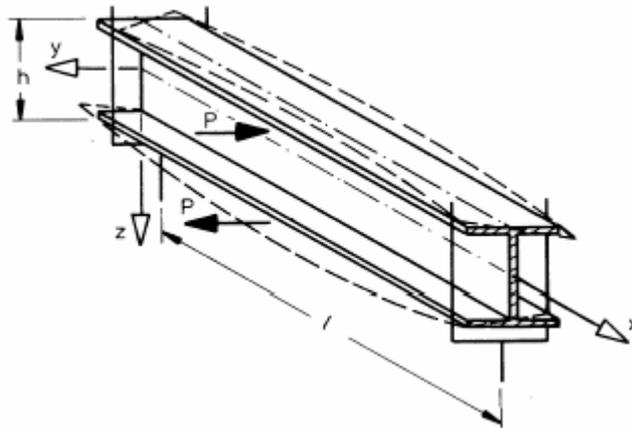


Bild 2.7-1 Beschreibung der Wölbkrafttorsion mittels Flanschbiegung

Daraus lassen sich in Verbindung mit den Schnittgrößen M_y und M_z verschiedene Nachweisformen ableiten. Mit dem planmäßigen Querbiegeanteil und dem Querbiegeanteil aus den Torsionsersatzlasten sowie einem Normalkraftanteil aus M_y kann der Obergurt gedanklich aus dem Tragwerk herausgetrennt werden. Der isolierte Obergurt wird als Druckstab entweder mit Abminderungsfaktoren oder nach Theorie II. Ordnung mit Vorverformung nachgewiesen, sodass ein BDK – Nachweis entfallen kann [58]. Letzteres ist auch so in DIN V ENV 1993-6:2001 zunächst vorgesehen. (Siehe hierzu auch das Beispiel in Abschnitt 5.5.1.) Ebenfalls auf dem Gedanken basierend das Wölbmoment in Querbiegemomente aufzulösen, beschreibt Seeßelberg in [117] und [118] den Biegedrillknicknachweis über κ_M nach DIN 18800 – 2:1990 (EL 322) mit einem zusätzlichen Term M_z^* . Dieser kann aus den Überlegungen aus Bild 2.7-1 oder aus Rückrechnung eines genaueren M_w nach Theorie I. Ordnung ermittelt werden. Dasselbe ist schon in [60] Beispiel 8.12 zu finden. Durch rückwärtiges Umstellen lässt sich leicht erkennen, dass das nichts anderes ist, als (EL 322) um den Term $m_w = \frac{M_w}{M_{pl,w}}$ zu erweitern. Ebenfalls in [60] wird alternativ vorgeschlagen, die Schnittgrößen nach Theorie II. Ordnung zu ermitteln und m_w der Interaktion nach DIN 18800 1:1990 (EL 757) als lineares Element hinzuzufügen.

Diese Schnittgrößen Theorie II. Ordnung vereinfacht zu errechnen war ebenfalls Gegenstand zahlreicher Forschungsaktivitäten. Im wesentlichen handelt es sich dabei um die Ermittlung von Vergrößerungsfaktoren für die Verdrehung ϑ sowie die Schnittgrößen M_z und M_w . Lindner stellt in [73] ein iteratives Verfahren zur Ermittlung von ϑ^{II} vor. Vergrößerungsfaktoren (vergleichbar dem in Abschnitt 3.2 vorgestellten Wert α) werden u.a. in [39], [22] und [41] auf Grundlage der Differentialgleichung angegeben.

Zum Ansatz einer angemessenen geometrischen Ersatzimperfection zur Erfassung von traglastreduzierenden Einflüssen ist leider nicht viel zu finden. Einige Untersuchungen von Friemann sind in [24] dokumentiert. Hier besteht noch Abklärungsbedarf, wie z.Z. laufende Arbeiten zeigen ([8], [124]).

In DIN 18800 – 2:1990 ist die seitliche Vorverformung in Abhängigkeit der Knickspannungslinie zu wählen. Der angegebene Wert v_0 darf im BDK – Fall um 50% abgemindert werden. In DIN EN 1993-1-1:2005 ist dies übernommen worden. Die Abminderung auf die Hälfte des Wertes bei alleiniger Wirkung von Biegemomenten ist auch vorgesehen.

Die Frage der reinen Querschnittsinteraktion der Schnittgrößen ist immer wieder Gegenstand zahlreicher (kontroverser) Diskussionen. Normungstechnisch erfasst ist derzeit die Interaktion der Schnittgrößen N , M_y , und M_z für doppelsymmetrische Querschnitte in DIN 18800 – 1:1990 EI (757) sowie in DIN EN 1993-1-1:2005 im Abschnitt 6.2.9. EI (757) geht auf Rubin zurück. In [106] sind die analytischen Ableitungen zu finden. Mit $N = 0$ folgt eine Interaktion, in welcher m_y mit einer Potenz von 2,3 eingeht. Der EC 3 liefert eine Interaktion mit m_y^2 . Herleitungen hierzu können auch [12] entnommen werden. Weitere vergleichende Betrachtungen sowie ein historischer Abriss über die Plastizitätstheorie sind in [28] zu finden. In beiden aktuell gültigen Regelwerken gehen m_y und m_z linear ein, wenn für stabilitätsgefährdete Bauteile ein Ersatzstabnachweis geführt wird. Torsionsanteile sind nicht vorgesehen. Eine vollständig analytische Beschreibung der Interaktion M_y , M_z und M_w ist in [55] vorhanden. Nach mehreren Fallunterscheidungen gelangt man zu einer Gleichung achten Grades. In [2] und [3] beschäftigen sich Åkesson und Bäcklund mit der Frage der plastischen Grenzschnittgrößen bei reiner Saint – Venantschen Torsion, reiner Wölbkrafttorsion, sowie dem gemischten Lastabtrag. In [3] wird die Problematik des plastischen Wölbwiderstandsmoment für einfachsymmetrische I sowie U – Profile behandelt, wobei herauskommt, dass theoretisch der stärkere Gurt teilweise elastisch bleiben muss (vergl. auch Abschnitt 2.4 und 6.2.2.2). Zu dem selben Resultat kommt Trahair in [128], sowie Osterrieder u.A. in [136]. Ebenda wird die Lösung der Interaktionsaufgabe über den in Lammellen aufgeteilten Querschnitt mittels der linearen Optimierung gelöst. In [90] sind für Walzprofile ausgewertete Diagramme zu finden. Fließgelenkmechanismen in Verbindung mit lokalen Instabilitäten werden von Pohlmann in [95] behandelt. Ebenso wie in [142] wird ein plastischer Torsionswiderstand ermittelt, welcher selbst aus einer Interaktion aus Wölbkrafttorsion und Saint – Venantscher Torsion besteht.

Der Wölbkrafttorsionsanteil ist dabei auf die Länge bezogen. Die Frage dieser Interaktion wird auch in [135] aufgegriffen. Weitere Betrachtungen zur Interaktion im Querschnitt bzw. des räumlichen Fließgelenkes sind zu finden in [131], [85] und [102].

Kindmann und Frickel sind in [42] den Weg der Aufteilung der Querschnitte in Einzelbleche gegangen. Hierbei werden die Einzelbleche durch die auf diese entfallenden Teilschnittgrößen betrachtet. Das plastische Querschnittsversagen ist erreicht, wenn ein Einzelblech versagt. Dieses Vorgehen ist eine konsequente Weiterentwicklung des von Unger in [130] vorgeschlagenen Verfahren. Der Vorteil liegt hierbei in der Einheitlichkeit und der Gleichbehandlung aller Stabschnittgrößen. Für Kombinationen mit mehreren Schnittgrößen ist jedoch eine EDV – mäßige Behandlung erforderlich. Integriert ist dieses Verfahren z.B. in den Programmen KSTAB [45] und BT II [92]. Mehrere Veröffentlichungen dazu (z.B. [42], [51]), haben in jüngster Zeit die Frage der Sonderstellung bzw. der Unabhängigkeit der Schnittgröße M_w aufgeworfen, was zu Kontroversen geführt hat (siehe z.B. [103], [104], [105] mit weiteren Literaturstellen)

Für die direkte Bemessung von planmäßig torsionsbeanspruchten Stahlstäben existieren lediglich für U – Profile Traglasttabellen, welche aus Traglastrechnungen gewonnen wurden, so z.B. in [38]. Für in Stegmitte belastete U – Profile (planmäßige Torsion) wird ein modifiziertes κ_M – Verfahren in [43] beschrieben.

Als Alternative zu einer vollständigen Modellierung aller Einflüsse, was z.Z. noch als praxisfern anzusehen ist, ist in DIN EN 1993-1-1:2005 Abschnitt 6.3.4 ein allgemeines Verfahren unter zu Hilfenahme von Abminderungsfaktoren vorgesehen. Hierbei wird das gesamte Tragwerk betrachtet. Analog zum Einzelbauteil wird ein globaler Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}_{op}$ eingeführt, welcher aus Laststeigerungsfaktoren zur räumlichen elastischen Verzweigungslast sowie zur Traglast in der Tragwerkebene besteht. In [N13] ist festgelegt, dass der Laststeigerungsfaktor zur Traglast ohne Stabilitätseinfluss (α_{ult}) mit FEM – Rechnungen (z.B. mit Schalenelementen) oder mit Laststeigerungen bis zur Bildung des ersten Fließgelenks, errechnet werden muss. Über die entsprechende KSL wird dann ein Abminderungsfaktor bestimmt, welcher auf den Laststeigerungsfaktor zur ebenen Traglast angewendet wird. Weitergehende Betrachtungen zu diesem Nachweiskonzept sind in [87] enthalten. Im Falle der planmäßigen Torsion sind hierfür folgende Unklarheiten zu beseitigen:

- Die Wahl der geeigneten KSL für gesamte Systeme (z.B. Rahmen) führt im BDk – Fall zu einer sehr auf der sicheren Seite liegenden Formulierung.
- Bei Vermeidung von Fließzonenrechnung muss das plastische Gelenk mit Torsion bzw. die Interaktionsbedingung klar sein, um einen Laststeigerungsfaktor bis zur Bildung des ersten Fließgelenks zu ermitteln, was auf oben angeführte Probleme stößt.

2.7.2 Experimentelle Ansätze

Aufgrund der vielen verschiedenen Theorien, Näherungsstufen und letztendlich der traglastmindernden Parameter, welche nicht vollständig erfasst werden können, war und ist es notwendig, die Berechnungsansätze und Ingenieurmodelle an der Realität zu orientieren. Am tragischsten ist dieser Abgleich, wenn bestehende Bauwerke einstürzen, wie z.B. beim Versagen diverser Strommasten im Münsterland im Winter 2004 oder der Einsturz der Eissporthalle in Bad Reichenhall am 02.01.2006. Das gibt immer wieder Anlass dazu, nach Ursachen zu forschen und theoretische Modelle zu hinterfragen. Zur exakten Auswertung sind solche Ereignisse aber nicht geeignet, da zu viele der streuenden Größen nur ungenau erfasst werden können. Deshalb sind experimentelle Untersuchungen mit Begleituntersuchungen zu Material und Querschnitt mit genauer Dokumentation erforderlich. Bereits erwähnte Versuche zum Biegedrillknicken beziehen sich nur auf den Fall der Beanspruchung unter alleiniger Wirkung von Biegemomenten M_y , was zu unplanmäßiger Torsion führt. Zur Beurteilung des Torsionseinflusses sind in der Literatur schon nicht mehr so viele dokumentierte Versuche zu finden. Im folgenden eine Übersicht über die wichtigsten zu dieser Thematik:

- Galambos / Farewell [19] untersuchten 1969 doppelsymmetrische I – Profile unter reiner Torsionsbelastung mit einer Gabellagerung mit freier Verwölbung an beiden Enden. Anhand der aufgetragenen Traglastkurven lässt sich deutlich erkennen, dass aufgrund von Effekten höherer Ordnung bei reiner Torsionsbeanspruchung kein eindeutiger Traglastpunkt auszumachen ist.
- Werner [138] stößt bei seinen Versuchen mit reiner Torsionsbelastung auf dasselbe Phänomen. Eine Erklärung ist für ihn im so genannten „Schraublinieneffekt“ zu sehen. Dieser Effekt tritt jedoch in den Hintergrund, sobald die Biegung dominiert. Der Versuchsaufbau beschränkt sich auf doppelsymmetrische Profile mit der Belastung „reine Torsion“, sowie Torsion und Biegung um die starke Achse. Es wird explizit darauf hingewiesen, dass dieser Versuchsaufbau so gestaltet ist, dass Stabilitätseffekte *keinen* Einfluss haben.
- Auch die Versuche von Aalberg [1] zielen aufgrund der Versuchseinrichtung darauf ab, ein reines Querschnittsversagen zu beschreiben. Es wird der Fall der reinen Torsion – mit denselben Beobachtungen wie oben – betrachtet. Darüber hinaus wird die Interaktion von Normalkraft, Biegung um die starke Achse sowie Torsionsbeanspruchung untersucht. Getestet wurden Walzprofile IPE 160 und IPE 180.
- Pohlmann [95] untersucht ebenfalls Querschnittstragfähigkeiten. Hierzu wurden 46 Versuche an HEB 200 Kragträgern in St 37 und St52 durchgeführt.

Um Stabilitätsversagen auszuschließen, wurde in Trägermitte der Querschnitt mittels einer Manschette zu einem Hohlquerschnitt verstärkt. Die Lastkombination besteht aus N , M_y und M_T . Das Augenmerk ist hier auf das Fließgelenk in Zusammenhang mit lokalen Instabilitäten gerichtet.

- Höss, Heil und Vogel [38] testeten die U – Profile U 100 und U 160 im Dreipunkt – Biegeversuch mit einer Belastung in Stegmitte, sodass planmäßige Torsion auftreten konnte. Die Lastverformungskurven zeigen hier schon deutlich, dass Stabilitätsversagen eine Rolle spielt und die Torsion nicht im Vordergrund steht.
- Von Snijder und Hoenderkamp [120], [121] wurden ebenso U- Profile untersucht. Im Vierpunkt Biegeversuch wurden die 160 mm hohen Profile der alten UPE Reihe in Stegmitte (7 Versuche), sowie im Schubmittelpunkt (ohne Torsion; 3 Versuche) jeweils in den Viertelpunkten belastet. Eine genauere Betrachtung mit Diskussion der Ergebnisse dieser Versuche ist in [42] und [22] zu finden. Die Schlankheiten der untersuchten Profile liegt bei $\bar{\lambda}_{LT} \sim 1$.

Somit lässt sich feststellen, dass der Schwerpunkt der bisherigen Forschung im Zusammenhang mit planmäßiger Torsionsbelastung, wie auch schon im theoretischen Teil zu erkennen ist, bei der Frage nach der Querschnittstragfähigkeit und der Interaktion der plastischen Schnittgrößen im Fließgelenk liegt.

Die geringe Anzahl der gemachten Versuche sowie die teilweise unvollständige Dokumentation gaben Anlass, im Rahmen des Forschungsvorhabens P554 der Forschungsvereinigung Stahlanwendung [47] weitere Versuche durchzuführen. Insbesondere werden hier folgende Fälle abgedeckt:

1. Bauteilversuche (Stabilitätsverhalten) mit U– und I–Profilen mit Normalkraft, Biegung und Torsion (Biegeknicken und Biegedrillknicken)
2. Bauteilversuche (Stabilitätsverhalten) mit U– und I–Profilen mit Doppelbiegung und Torsion (Biegedrillknicken)
3. Querschnittsversuche (plastisches Versagen im Fließgelenk) von U – Profilen bei einfacher und doppelter Biegung mit Torsion.
4. Querschnittsversuche (plastisches Versagen im Fließgelenk) von I – Profilen bei Doppelbiegung und Torsion

Das Forschungsvorhaben wurde durch die Stahlbau Lehrstühle der TU Berlin (BE), der RU Bochum (BO) und der RWTH Aachen (AC), PSP sowie der Peiner Träger AG Salzgitter realisiert. Die Aufteilung der insgesamt 71 Versuche der vier oben genannten Kategorien ist Tabelle 2.2-1 zu entnehmen.

Tabelle 2.7-1 Versuche zum Forschungsvorhaben P554

Partner	Reihe	Versuchsart	Profil	Lastgrößen	Anzahl
AC	IT	Querschnittstragfähigkeit	IPE 200	F_z	1
				F_z, F_y	2
				F_z, M_T	2
				F_z, F_y, M_T	2
AC	UT	Querschnittstragfähigkeit	UPE 200	F_z	1
				F_z, F_y	2
				F_z, M_T	3
				F_z, F_y, M_T	2
AC	HT	Querschnittstragfähigkeit	HEB 200	F_z	1
				F_z, F_y	1
				F_z, M_T	2
				F_z, F_y, M_T	3
BE		Bauteiltragfähigkeit	IPE 200	F_z, M_T	2
				F_z, F_y, M_T	6
BE		Bauteiltragfähigkeit	HEB 200	F_z, M_T	2
				F_z, F_y, M_T	6
BE		Bauteiltragfähigkeit	UPE 200	F_z, M_T	6
BO	I	Bauteiltragfähigkeit	UPE 200	N, F_z, M_T	8
				N, F_z, M_T	5
BO	II	Bauteiltragfähigkeit	HEB 200	N, F_y, M_T	4
				N, F_z	5
BO	III	Bauteiltragfähigkeit	HEB 200	N, M_z, M_y	8

Neben der Gesamtdokumentation [47] sind bereits weitere Beiträge hierzu erschienen: [46], [64], [75], [63], [115], [140]. Die 22 an der TU Berlin durchgeführten Versuche der Kategorie 2 sind in Abschnitt 4.2 beschrieben.

3 Zielsetzung der Arbeit

3.1 Allgemeines

Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, für die stabilitätsgefährdeten Stahlstäbe im mittleren Schlankheitsbereich, welche durchaus plastische Reserven aufweisen, ein einfaches wie auch wirtschaftliches Bemessungsverfahren zur Verfügung zu stellen. Um diesen beiden gegensätzlichen Ansprüchen zu genügen, werden folgende Kriterien verfolgt:

- Das Nachweisformat für Biegedrillknicken nach DIN EN 1993-1-1:2005 soll komplett beibehalten werden, d.h. im besonderen, dass für die Querschnittsklassen 1 und 2 die Widerstandsgrößen plastische Querschnittsgrößen sind. Insbesondere wird dem Wölbbimoment eine plastische Widerstandsgröße zugeordnet.
- Der Einfluss der Theorie II. Ordnung wird im Wesentlichen weiterhin durch den Abminderungsfaktor χ_{LT} beschrieben. Zur Erweiterung auf Torsion wird ein vereinfachter Vergrößerungsfaktor (siehe Abschnitt 5.2.1) eingeführt, so dass die Schnittgrößen bezogen auf den Stabilitätsfall BDK weiterhin nach Theorie I. Ordnung ermittelt werden können.
- Der Einfluss der Interaktion zwischen den Schnittgrößen M_y , M_z und M_w wird durch Interaktionsfaktoren beschrieben, welche lediglich dem neuen (Wölbkrafttorsionsterm-) Term zugeordnet werden. Diese werden zunächst an dem in den Versuchen und FEM – Nachrechnungen beobachteten Verhalten abgeleitet (siehe hierzu Abschnitt 5.2.2).
- Die Schnittgrößen sollen lediglich dem Betrag nach eingehen.
- Das Bemessungsformat soll für einfach- und doppelsymmetrische I – Profile, sowie für U – Profile gültig sein.

3.2 Vereinfachte Nachweisgleichung

Aus diesen Kriterien leitet sich folgendes Nachweisformat¹ ab:

$$\frac{M_y}{\chi_{LT,mod} \cdot M_{pl.y}} + C_{Mz} \frac{M_z}{M_{pl.z}} + \alpha \cdot k_{zw} \cdot k_w \cdot \frac{M_w}{M_{pl.w}} \leq 1 \quad (3.2-1)$$

a) In DIN EN 1993-1-1:2005 bereits vorhandene Terme:

- $\chi_{LT,mod}$: Abminderungsbeiwert für das Biegedrillknickens des reinen Biegeträgers nach DIN EN 1993-1-1:2005, Abschn.6.3.2.3, Gl. (6.57) und (6.58)
Weitere Erläuterungen hierzu sind in Abschnitt 2.6 zu finden.
- C_{Mz} : Äquivalenter Momentenbeiwert für den Verlauf des Biegemomentes M_z nach DIN EN 1993-1-1:2005 Tabelle B.3

b) Neue Terme zur Beschreibung des Torsionseinflusses:

- α : Vergrößerungsfaktor zur Beschreibung des Einflusses von Theorie II. Ordnung – Effekten auf das Wölbbimoment
Untersuchungen hierzu sind in Abschnitt 5.2.1. gemacht.
- k_w : Faktor zur Berücksichtigung der $M_y - M_w$ - Interaktion als Funktion von M_w
Die Herleitung in Abschnitt 5.2.2 erfolgt durch vergleichende Auswertungen der Versuche mit dem Profil IPE200 (Abschnitt 5.1.1) und der Traglastrechnungen mit den doppelt-symmetrischen Balkenelementen (Abschnitt 5.1.2) im Lastfall 2. Für die anderen Lastfälle und auch die einfachsymmetrischen Profile wird dieser Faktor übernommen und lediglich durch die Auswertungen in den Abschnitten 5.3, 5.4 und 6.4 bestätigt.

¹ Der Teil ohne Torsion ergibt sich nach [N3] Formel (6.62) und Tabellen B1 und B2 für verdrehweiche Bauteile mit Ausweichrichtung z. Mit $N = 0$ folgt: $k_{zy} = 1$ sowie $k_{zz} = C_{Mz}$

- k_{zw} : Faktor zur Berücksichtigung der M_y – , M_z – und M_w – Interaktion als Funktion von M_z
Dieser zweite Interaktionsfaktor ergab sich aus den Versuchsnachrechnungen, bei denen sich herausstellte, dass die Schnittgröße M_w mit fortschreitender Plastizierung und Ansteigen von M_z abgebaut wird. In Abschnitt 5.2.2 wird dieser Effekt anhand von Bild 5.2-4 und Bild 5.2-5 deutlich. Weitere Auswertungen bezogener Schnittgrößenverläufe sind in [46], [47] zu finden. In Abschnitt 6.2.2.2 wird näher auf den Abbau von M_w und die dazugehörigen Spannungsumlagerungen eingegangen.
- $M_{pl,w}$: Vollplastisches Wölbmoment
Diese Grenzschnittgröße ergibt sich aus den entgegengesetzten Flanschbiegemomenten mit dem entsprechenden Hebelarm. Bei doppelsymmetrischen Profilen ist der Ansatz der Spannungsverteilung und der Hebelarme eindeutig (vgl. Abschnitt 2.4). Die Verteilungen bei den einfachsymmetrischen Profilen werfen einige besondere Fragestellungen auf. Diese werden in den Abschnitten 2.4; 6.2.2.2 und 6.3 genauer behandelt.

4 Verwendete Methoden zur Herleitung des Ingenieurmodells

4.1 Prinzipielle Vorgehensweise

Um diese Beiwerte festzulegen, bzw. die Nachweisgleichung abzusichern, wird folgende Vorgehensweise in dieser Arbeit angewendet:

1. Durchführung von Traglastversuchen mit planmäßiger Torsion
→ Siehe hierzu Abschnitt 4.2.
2. Entwicklung von geeigneten FEM – Modellen mittels Balken– und Schalenelementen.
→ In Abschnitt 4.3 wird allgemein auf die Möglichkeiten der FEM – Rechnungen mit dem Programmsystem Ansys eingegangen. Abschnitt 5.1.1 enthält die Kalibrierung anhand von eignen Versuchsergebnissen (Balkenelemente). In den Abschnitten 6.2.1 und 6.2.2 werden anhand von Nachrechnungen fremder Versuchsergebnissen und weiteren Benchmarktests Modelle mit Schalenelementen untersucht.
3. Durchführung von FEM – Rechnungen als „elektronische Versuche“ mit erweitertem Parameterbereich
→ Siehe hierzu Abschnitte 5.1.2 (doppelsymmetrische Walzprofile mit Balkenelementen) und 6.2.3 (einfachsymmetrische Schweißprofile mittels Schalenelemente)
4. Herleitung des Ingenieurmodells
→ Hier: Gl. (3.2-1) aus Abschnitt 3.2
5. Auswertung und Beurteilung mittels Versuchsergebnissen und FEM – Rechnungen anhand der in EN 1990:2002 Annex D vorgeschriebenen Verfahren
→ In Abschnitt 4.4 wird das Verfahren mit den hier vorliegenden Besonderheiten beschrieben. Die konkreten Auswertungen sind in den Abschnitten 5.3, 5.4 und 6.4 zu finden.

4.2 Traglastversuche

4.2.1 Wahl der Versuchskörper und Parameter

Das Versuchsprogramm an der TU – Berlin zum Projekt P554 umfasst 22 Traglastversuche, bei denen der Stabilitätseinfluss des Biegedrillknickens berücksichtigt wurde. Untersucht wurden Laststellungen, welche folgende Schnittgrößenkombinationen (Theorie I. Ordnung) liefern:

- $M_y + M_T$
- $M_y + M_z + M_T$ (mit Variation der Anteile M_y und M_z)

Als Probekörper kamen die Profile IPE, HEB, UPE mit einer Nennhöhe von 200 mm mit einer nominellen Stahlgüte von S355 zum Einsatz. Das statische System ist ein gabelgelagerter Einfeldträger mit einer Einzellast in Feldmitte. Die Größe der drei Momentenanteile wurde dadurch gesteuert, dass der Versuchsträger mit einer Neigung α gegenüber der Horizontalen eingebaut wurde. Die vertikale Last musste richtungstreu eingeleitet werden. Die Feldlängen betragen 2,8, 4,0 und 5,6 m. Alle Ausgangsdaten sind in Tabelle 4.2-2 zusammengefasst.

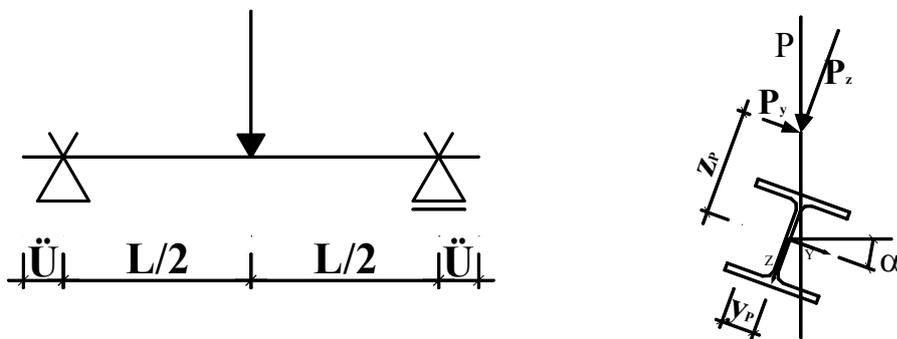


Bild 4.2-1 Statisches System

Bild 4.2-2 Lasteinleitung in Feldmitte zur Erzeugung von M_y , M_z , M_T

4.2.2 Aufbau des Versuchsstandes – Umsetzung der Vorgaben

4.2.2.1 Allgemein

Die verwendete Versuchsanlage bestand in Grundzügen schon aus vorangegangenen Forschungsvorhaben des FG Stahlbaues der TU Berlin (siehe z.B. [62] oder [61]). Eine Prinzipskizze zeigt Bild 4.2-3. Auf zwei Basisträgern können die Lagerscheiben in Längsrichtung verschoben werden und somit die Stützweite in einem Raster von 20 cm beliebig eingestellt werden. Die seitlich verschiebbliche Lasteinleitungsstruktur stützt sich auf die Basisträger ab. Die Messvorrichtung mit dem Drehpotentiometer ist an einem separaten Messgerüst angebracht. Im Wesentlichen mussten drei Änderungen gegenüber der bestehenden Anlage realisiert werden:

- Die Lagerscheiben mussten verbreitert werden, damit gedrehte Profile Platz darin finden.
- Das Auflager sollte für die verschiedenen Winkel nach Bild 4.2-2 gedreht werden können.
- Die Lasteinleitungskonstruktion war dem gedrehten Profil anzupassen, wobei zusätzlich die Verdrehung aus der Lastverformung mitberücksichtigt werden musste.

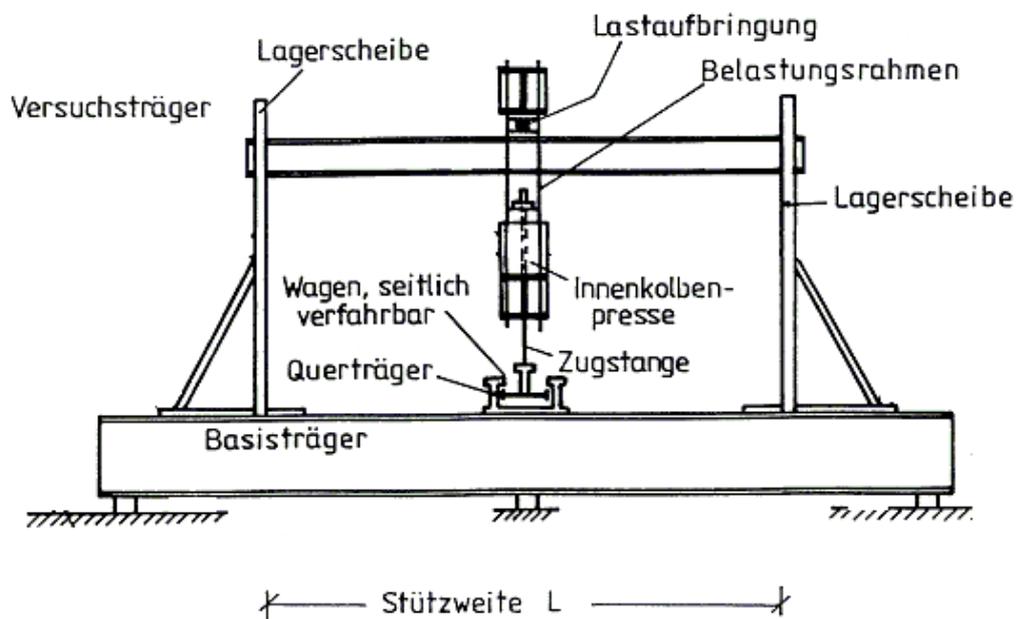


Bild 4.2-3

Skizze Versuchsstand Längsansicht

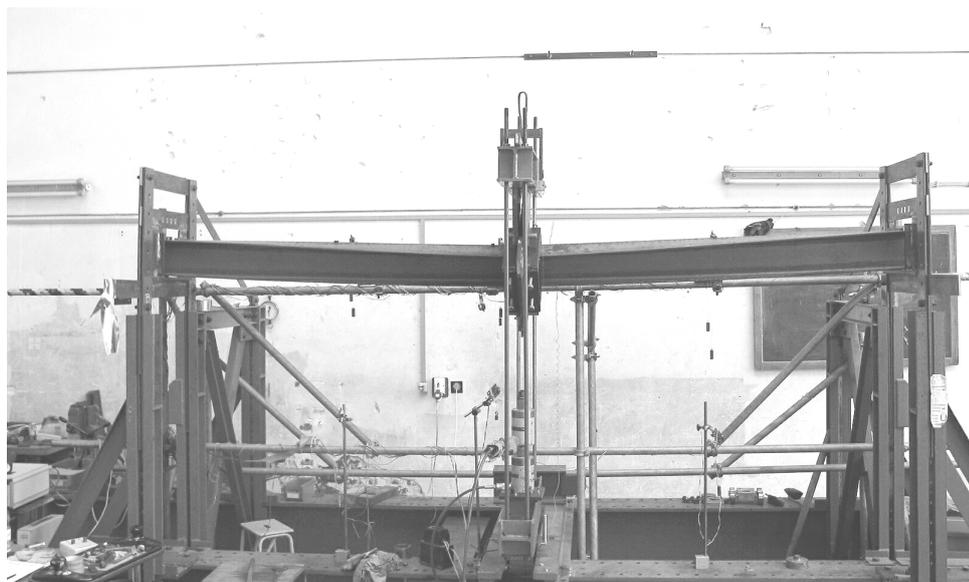


Bild 4.2-4

Versuchsstand Längsansicht

4.2.2.2 Auflagerkonstruktion

Die Auflagerkonstruktion sollte eine möglichst ideal gelenkige Gabelagerung ermöglichen, d. h. an den Stellen $x = 0$ und $x = L$ soll gelten:

$$\begin{array}{lll} v = 0, & w = 0, & \vartheta = 0, \\ w' \neq 0, & v' \neq 0, & \vartheta' \neq 0 \end{array}$$

Zu diesem Zweck wurde der Versuchskörper dreiseitig mittels gefetteten Rollen gelagert, welche in dafür vorgesehenen Ausfräsungen lagen. Da die beiden gegenüberliegenden Gabelager starr bleiben, während der Träger sich verformt, kann sich dadurch eine geringe Einspannwirkung um die schwache Trägerachse einstellen. Der Überstand bewirkt eine geringe Verwölbungsbehinderung für ϑ' , weil das Doppel-T-Profil als Querschnitt selbst nicht wölbefrei ist. Auf die Biegemomente M_y und M_z hat der Überstand keinen Einfluss, da sich das überstehende Ende als Starrkörper frei verschieben kann. Die Auflagerscheibe (Bild 4.2-5) ist links durch eine Schraube gehalten, um die das Auflager gedreht werden kann. Auf der rechten Seite befindet sich das Auflagerblech mit der jeweiligen Neigung der verschiedenen Laststellungen.

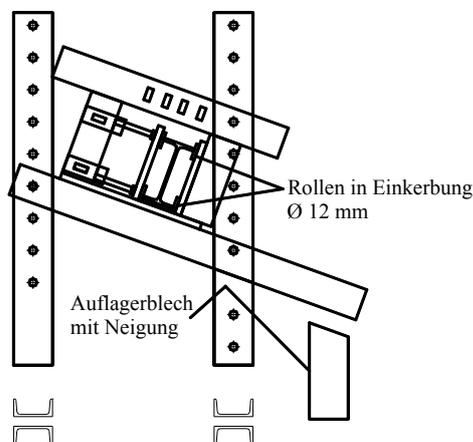


Bild 4.2-5 Auflagerungen der Versuchskörper hier: IPE 200

4.2.2.3 Lasteinleitung

Die Lasteinleitungsstruktur besteht aus zwei Querhäuptern, die durch 4 Gewindestangen verbunden sind und seitlich verschieblich sind. Die Last wird durch eine Innenkolbenpresse und ein Zugstange in das Querhaupt eingetragen. Ein Elektromotor sorgt dafür, dass die mittels Rollen gelagerte Zugstange mitgeführt wird, sodass die Last immer senkrecht bleibt. Die senkrechte Laststellung wird

mittels eines Pendels (Bild 4.2-9) kontrolliert, welches ein Impuls zum Elektromotor sendet, sobald das obere Querhaupt sich seitlich verschiebt.

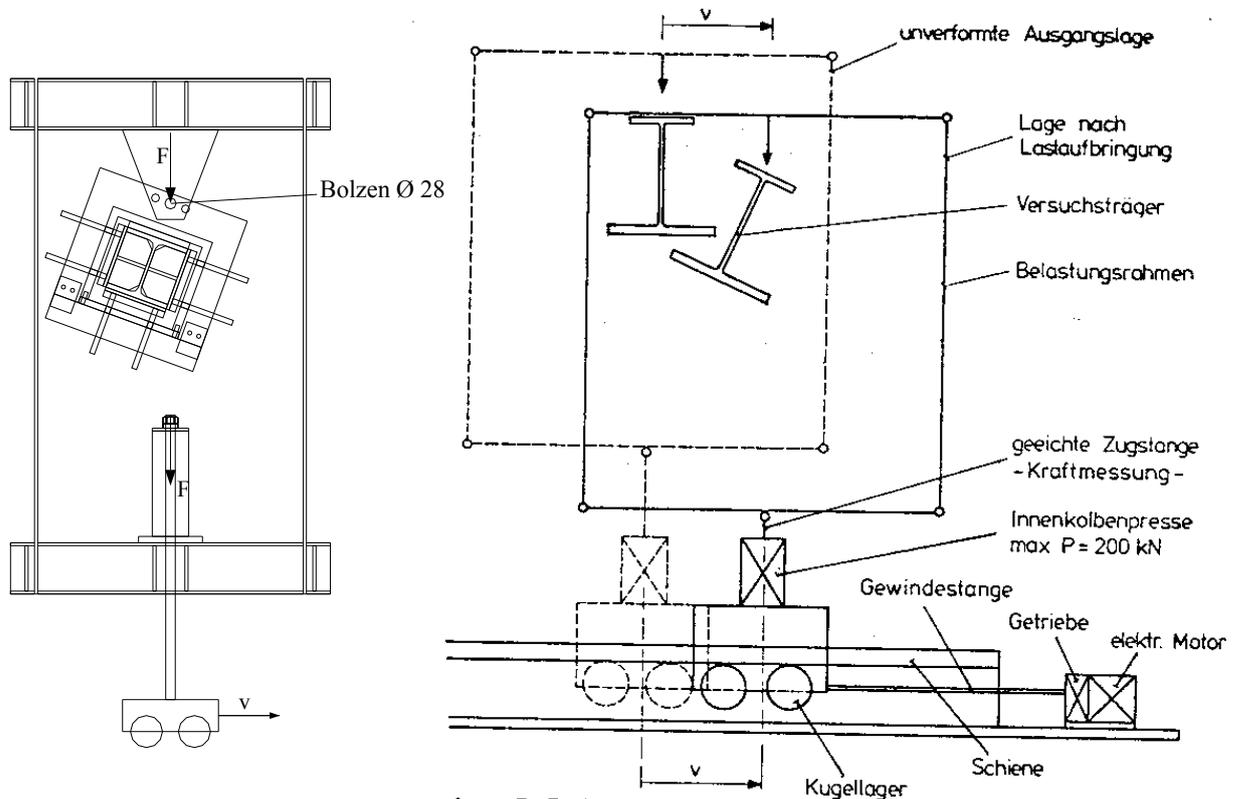


Bild 4.2-6 Prinzipskizzen Belastungskonstruktion / Belastungsablauf

In den Versuchskörper gelangt die Last mittels einer steifen Lasteinleitungsmanschette, die mit dem Querhaupt über einen Bolzen M28 verbunden ist. Zur besseren Drehbarkeit wurden die Löcher im Querhaupt mit zwei Glycodur Gleitlagern ausgestattet. Dadurch ist eine freie Verschiebbarkeit in v und w Richtung sowie eine freie Verdrehbarkeit des Versuchskörpers gewährleistet. Der Lasthebelarm z_p (Bild 4.2-2) berechnet sich somit zu:

$$z_p = \text{Abstand zwischen Schubmittelpunkt und Bolzenmittelpunkt}$$

Bild 4.2-6 zeigt nochmals das Prinzip der Lasteinleitungskonstruktion. Um bei der Lasteinleitung möglichst keine zusätzliche Wölbbehinderung zu erzeugen, wurden zunächst geschlitzte Steifen vorgesehen, welche jedoch nach den ersten Probeversuchen verschweißt wurden (Bild 4.2-10). Am oberen Punkt der Manschette befindet sich ebenfalls eine Rolle, damit eventuelle Reibungseffekte in Längsrichtung ausgeschlossen werden konnten (Bild 4.2-7).



Bild 4.2-7 Manschette mit Rolle

Bild 4.2-8 Vorrichtung am Versuchsträger

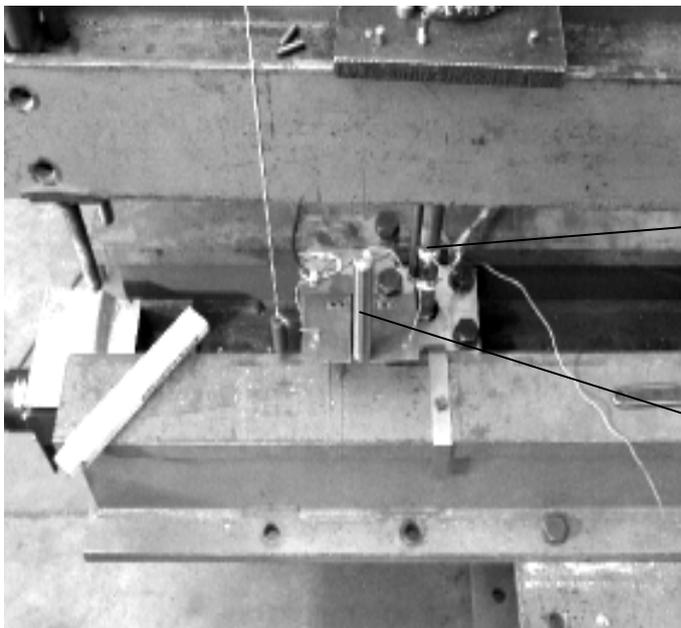
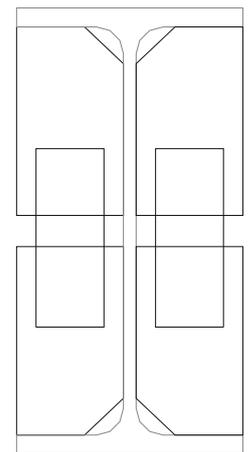
Zugstange
mit DMSPendel und
Kontakte

Bild 4.2-9 Führungsschiene mit Wagen

Bild 4.2-10 Steifen in Trägermitte

Die gesamte Lasteinleitung wird vor Versuchsbeginn auf den Träger aufgesetzt. Das bedeutet, dass vor Beginn der hydraulischen Lastaufbringung und den Lastmessungen eine Vorlast von $F_{\text{Vor}} = 2,7 \text{ kN}$ vorhanden ist.

Die Vorlast setzt sich zusammen aus:

- Oberes Querhaupt, Zugstangen und Schrauben:	103.3 kg
- Unteres Querhaupt:	91.6 kg
- Druckzylinder (Enerpac) und Manschette	<u>73.6 kg</u>
- Gesamt	268.5 kg

4.2.3 Messeinrichtungen

4.2.3.1 Aufnahme der Last

Die aufgebrachte Last wurde mit Hilfe einer geeichten Zugstange mit Dehnmessstreifen (Bild 4.2-9) gemessen. Um eventuelle Effekte aus ungewollter Biegung der Zugstange zu kompensieren, wurden zwei gegenüberliegende Dehnmessstreifen angeordnet und der Mittelwert gebildet. Dehnmessstreifen und Zugstange wurden vorher mittels einer Universalzugmaschine (Instron) im Lastbereich von 0 – 170 kN geeicht.

4.2.3.2 Aufnahme der Weggrößen

An den Viertelpunkten und in Nähe der Feldmitte (15 cm versetzt aufgrund der Lasteinleitung) wurden mittels Drehpotentiometer an drei Stellen im Querschnitt aufgenommen (Bild 4.2-11):

- Seitliche Verschiebung von Ober- und Untergurt
- Vertikale Verschiebung.

Als Rohergebnis wurde nur die Verlängerung bzw. Verkürzung der Messfäden aufgenommen und automatisch abgespeichert. Die Bestimmung der Anteile in horizontaler und vertikaler Richtung der Messpunkte sowie die Umrechnung auf den Schwerpunkt und die Hauptachsen müssen durch separate Nachlaufrechnungen erfolgen.

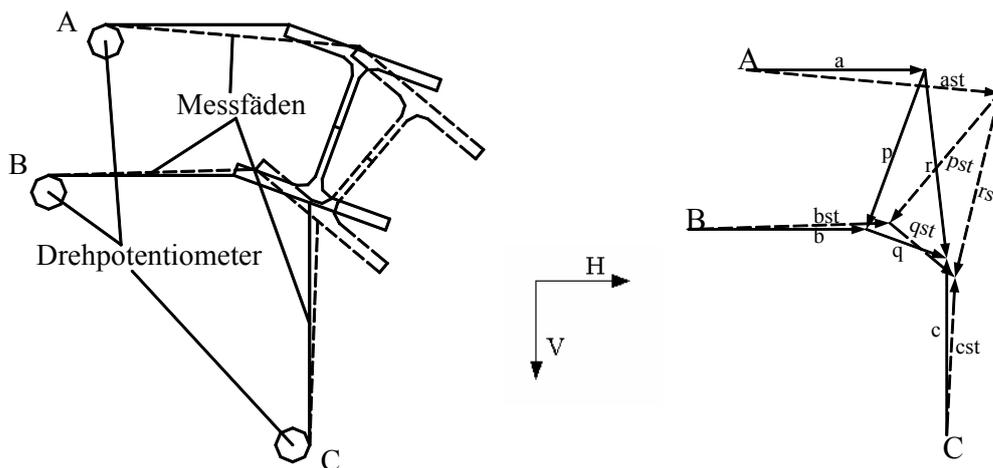


Bild 4.2-11 Messstellen am Versuchskörper

Bild 4.2-12 Starres Dreieck zur Ermittlung der horizontalen und vertikalen Verschiebungsanteile der Vektoren

Dazu wird gedanklich die Verschiebung des Trägers mittels eines Dreiecks beschrieben, welches zwischen den Messpunkten aufgespannt wird. Voraussetzung hierfür ist, dass das Dreieck sich starr verschiebt, d.h. der Träger sich nicht lokal verformt. Alle Vektoren die hierzu erforderlich sind, sind in Bild 4.2-12 skizziert. Dabei sind a, b, c die Vektoren vom Drehpotentiometer zur jeweiligen Messstelle. Die Vektoren p, q und r beschreiben das Dreieck im unverschobenen Zustand. Die jeweils verschobenen Vektoren sind mit st indiziert. Die Fadenlängen (Beträge der unverschobenen Vektoren) werden vor Versuchsbeginn ausgemessen.

Die Gleichungen für die H und V Komponenten werden wie folgt aufgestellt:

Abfahren der Wege:

$$A - B - A \quad (= 0) \quad (I, II)$$

$$A - C - A \quad (= 0) \quad (III, IV)$$

$$B - C - B \quad (= 0) \quad (V, VI)$$

+

Die Beträge der verschobenen Vektoren (ast, bst, cst) sind gleich dem Ausgangswert + Messwert der Drehpotentiometer. (VII, VIII, IX)

+

Bedingungen, dass das Dreieck starr bleibt. Hier: Alle drei Seiten bleiben gleich lang. (X, XI, XII)

→

1. H und V Komponenten der Messpunkte im globalen Koordinatensystem (KOS) können mittels eines nichtlinearen Gleichungssystem aus obigen Bedingungen (I-XII) ermittelt werden
2. Schwerpunktverschiebungen im globalen KOS (H - V)
3. Schwerpunktverschiebungen und Verdrehungen im lokalen KOS

Die 12 Gleichungen zu Punkt 1 können nicht explizit gelöst werden. Zur Lösung wird der iterative Solver von MS - Excel verwendet. Alle Gleichungen sind in Tabelle 4.2-1 aufgelistet.

Tabelle 4.2-1 Gleichungen zur Ermittlung der gesuchten Verschiebungsgrößen

$$p_H + bst_H + a_H - (b_H + pst_H + ast_H) = 0 \quad (I)$$

$$p_V + bst_V + a_V - (b_V + pst_V + ast_V) = 0 \quad (II)$$

$$cst_H + r_H + a_H - (rst_H + c_H + ast_H) = 0 \quad (III)$$

$$cst_V + r_V + a_V - (rst_V + c_V + ast_V) = 0 \quad (IV)$$

$$q_H + b_H + cst_H - (qst_H + c_H + bst_H) = 0 \quad (V)$$

$$q_V + b_V + cst_V - (qst_V + c_V + bst_V) = 0 \quad (VI)$$

$$WURZEL(a_H * a_H + a_V * a_V) + A = WURZEL(ast_H * ast_H + ast_V * ast_V) \quad (VII)$$

$$\text{WURZEL}(b_H * b_H + b_V * b_V) + B = \text{WURZEL}(bst_H * bst_H + bst_V * bst_V) \quad (\text{VIII})$$

$$\text{WURZEL}(c_H * c_H + c_V * c_V) + C = \text{WURZEL}(cst_H * cst_H + cst_V * cst_V) \quad (\text{IX})$$

$$\text{WURZEL}(p_H * p_H + p_V * p_V) = \text{WURZEL}(pst_H * pst_H + pst_V * pst_V) \quad (\text{X})$$

$$\text{WURZEL}(q_H * q_H + q_V * q_V) = \text{WURZEL}(qst_H * qst_H + qst_V * qst_V) \quad (\text{XI})$$

$$\text{WURZEL}(r_H * r_H + r_V * r_V) = \text{WURZEL}(rst_H * rst_H + rst_V * rst_V) \quad (\text{XII})$$

A, B, C sind die drei Messwerte der Drehpotentiometer. Die Verschiebungen des Schwerpunktes im globalen Koordinatensystem ergeben sich zu:

$$s_H = cst_H - c_H + 0.5 * (ast_H - a_H - bst_H + b_H) \quad (\text{XIII})$$

$$s_V = cst_V - c_V + 0.5 * (ast_V - a_V - bst_V + b_V) \quad (\text{XIV})$$

Die Verdrehung ergibt sich aus der Differenz des Winkels des Dreiecks:

$$\vartheta = (\text{ABS}(\text{ARCTAN}(pst_H / pst_V)) - \text{ABS}(\text{ARCTAN}(p_H / p_V))) \quad (\text{XV})$$

$$\text{ABS}(\text{ARCTAN}(p_H / p_V)) = \alpha$$

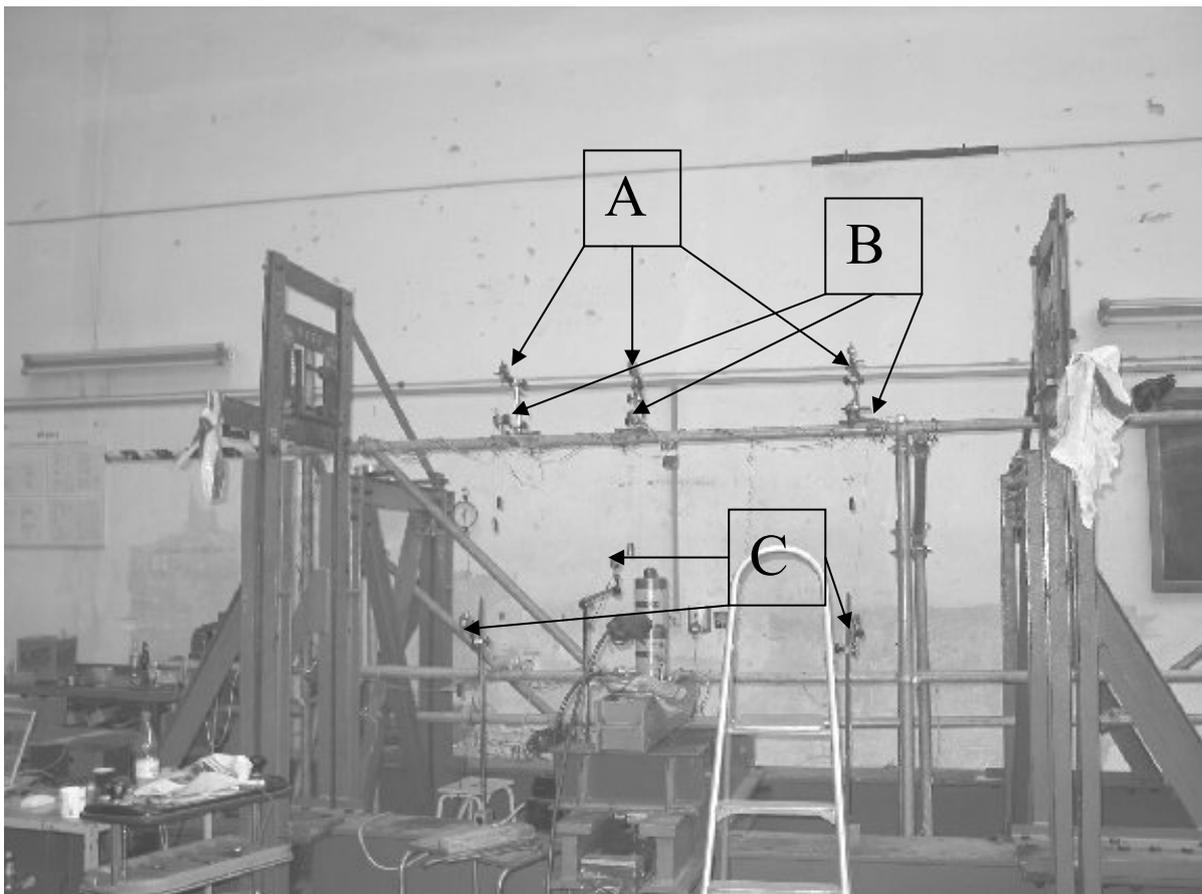


Bild 4.2-13 Messgerüst und Drehpotentiometer



Bild 4.2-14 Messwertaufnahme in Trägermitte

4.2.4 Durchführung der Versuche

Nach vorheriger Vorverformungsmessung wurde der Versuchsträger eingebaut und mit dem Eigengewicht und mit dem Gewicht der Lasteinleitungsstruktur belastet. Der Versuchskörper wurde manuell und weitestgehend gleichmäßig belastet. Hierbei sollte die in [18] angegebene Spannungszunahmegeschwindigkeit von $\Delta\sigma / \Delta t \approx 10 \text{ N} / (\text{mm}^2 \cdot \text{min}) = 1 \text{ kN} / (\text{cm}^2 \cdot \text{min})$ eingehalten werden. Die Spannungszunahme im Träger bezieht sich auf die Biegemomente $M_y + M_z + M_w$ in Feldmitte bei 60 - 70% der zu erwartenden Traglast und wird konstant gehalten. Ungenauigkeiten ergaben sich hier bei der manuellen Lastaufbringung der aus den Vorgaben errechneten Belastungsgeschwindigkeiten. Je nach Versuch betrug die Versuchsdauer 1/2 - 2 Stunden.

Bei 80 % der zu erwartenden Traglast bzw. bei Erreichen des Fließplateaus erfolgt bei einigen Versuchen eine Entlastung mit ca. 10-facher Geschwindigkeit. Bei welchen Versuchen Entlastungen vorgenommen wurden ist den Last - Verformungskurven zu entnehmen, welche in [47] Teil 1 BE dokumentiert sind. Dort sind ebenfalls begleitende Untersuchungen zu den Versuchen sowie eine Fotodokumentation zu finden.

4.2.5 Übersicht der Versuche und Traglasten

Tabelle 4.2-2 Übersicht der Versuche TU – Berlin

Reihe	L [cm]	Ü [cm] nach Bild 2.1-1	α [°]	y_p [cm]	z_p [cm]	f_y [kN/cm ²]	Traglast im Versuch
11 - IPE 200	280	5	0	2.5	-21.5	38	38
121	280	5	20	0	-21.5	38	25.8
122	280	5	20	-1	-21.5	38	26.4
13	280	5	-70	16.5	0	38	30.5
14	400	5	0	2.5	-21.5	38	21.9
151	400	5	20	0	-21.5	38	17
152	400	5	20	0	21.5	38	16.9
16	400	5	-70	16.5	0	38	20.5
Reihe	L [cm]	Ü [cm]	α [rad]	y_p [cm]	z_p [cm]	f_y [kN/cm²]	F_{QH} [kN]
21 - HEB 200	400	5	0	5	-21.5	41.4	173.5
221	400	5	20	0	-21.5	41.4	131.3
222	400	5	20	0	-21.5	41.4	133.7
23	400	5	-70	21.5	0	41.4	163.4
24	560	5	0	5	-21.5	39.3	110
251	560	5	20	0	-21.5	39.3	91.7
252	560	5	20	-5	-21.5	39.3	103.8
26	560	5	20	-5	-21.5	39.3	104.2
Reihe	L [cm]	Ü [cm]	α [rad]	y_p [cm]	z_p [cm]	f_y [kN/cm²]	F_{QH} [kN]
31 - UPE 200	280	5	0	-1.44 (OG/2)	-21.5	40	43
321	280	5	0	2.56 (Steg)	-21.5	40	51.2
322	280	5	0	3.56 (~Steg)	-21.5	40	57.4
33	400	5	0	1.56 (~Steg)	-21.5	40	31.8
341	400	5	0	2.56 (Steg)	-21.5	40	34.5
342	400	5	0	-1.44 (OG/2)	-21.5	40	30.4

4.2.6 Begleitende Untersuchungen

Zur Beurteilung der Versuche wurden Vorverformungen, Trägerabmessungen und Streckgrenzen der Versuchskörper aufgenommen (siehe [47]). Die sich daraus ergebenden elastischen und plastischen Querschnittswerte sind in Tabelle 4.2-3 und Tabelle 4.2-4 aufgelistet.

Tabelle 4.2-3 Elastische Querschnittswerte

Reihe-Nr	A [cm ²]	I _y [cm ⁴]	I _z [cm ⁴]	I _w [cm ⁶]	I _T [cm ⁴]
IPE 200-11	29.1	1918	150	13232	6.71
121	28.9	1930	147	13069	6.69
122	28.8	1856	148	12669	6.72
13	29.2	1980	148	13389	6.80
14	28.6	1948	143	13035	6.45
151	28.4	1845	145	12481	6.50
152	28.7	1903	145	12804	6.55
16	29.3	1964	157	13912	6.83
Mittelwert:	28.9	1918	148	13074	6.66
Standartabweichung:	0.3	45	4	421	0.13
Variationskoeffizient:	0.01	0.02	0.03	0.03	0.02
Nominalwert:	28.5	1943	142	12990	6.98
MW / Nominalwert:	1.01	0.99	1.04	1.01	0.95

HEB 200-21	79.3	5953	2158	185820	58.34
221	79.0	5889	2065	176860	59.32
222	78.9	5882	2066	176810	59.22
23	78.2	5837	2023	173880	57.59
24	77.2	5876	1995	173940	56.47
251	77.2	5872	1995	173920	56.39
252	77.8	5912	2030	176850	57.11
26	78.4	5865	2064	176580	58.59
Mittelwert:	78.3	5886	2049	176833	57.88
Standartabweichung:	0.8	32	49	3647	1.09
Variationskoeffizient:	0.01	0.01	0.02	0.02	0.02
Nominalwert:	78.1	5696	2003	171125	59.28
MW / Nominalwert:	1.00	1.03	1.02	1.03	0.98

UPE 200-31	29.5	1967	188	12102	9.56
321	29.7	1971	189	12099	9.65
322	29.3	1957	186	11976	9.43
33	29.6	2030	188	12476	9.47
341	29.3	1955	185	11943	9.32
342	29.6	1971	187	12055	9.60
Mittelwert:	29.5	1975	187	12109	9.50
Standartabweichung:	0.2	25	1	175	0.11
Variationskoeffizient:	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01
Nominalwert:	29.0	1909	187	11565	8.87
MW / Nominalwert:	1.02	1.03	1.00	1.05	1.07

Tabelle 4.2-4 Plastische Querschnittswerte

Reihe	Nr	f_y [kN/cm ²]	M_{ply} [kNcm]	M_{plz} [kNcm]	M_{plw} [kN/cm ²]	W_{ply} [cm ³]	W_{plz} [cm ³]	W_{plw} [cm ⁴]
IPE 200-1	1	38.0	8381	1745	15712	221	46	413
1	21	38.0	8399	1722	15575	221	45	410
1	22	38.0	8224	1730	15358	216	46	404
1	3	38.0	8444	1723	15608	222	45	411
1	4	38.0	8387	1686	15422	221	44	406
1	51	38.0	8147	1701	15163	214	45	399
1	52	38.0	8295	1701	15347	218	45	404
1	6	38.0	8528	1796	16280	224	47	428
Mittelwert:		38.0	8351	1726	15558	220	45	409
Standartabweichung:		0	115	32	317	3	1	8
Variationskoeffizient:		0.00	0.01	0.02	0.02	0.01	0.02	0.02
Nominalwert:		35.5	7832	1584	14446	221	45	407
MW / Nominalwert:		1.07	1.07	1.09	1.08	1.00	1.02	1.01

Reihe	Nr							
HEB 200-2	1	41.4	27411	13240	121898	662	320	2944
2	21	41.4	27196	12912	118512	657	312	2863
2	22	41.4	27174	12920	118555	656	312	2864
2	3	41.4	26916	12695	116698	650	307	2819
2	4	39.3	25525	11936	110578	649	304	2814
2	51	39.3	25510	11929	110497	649	304	2812
2	52	39.3	25702	12082	111875	654	307	2847
2	6	39.3	25907	12320	113521	659	313	2889
Mittelwert:		40.4	26418	12504	115267	655	310	2856
Standartabweichung:		1	775	472	3979	5	5	42
Variationskoeffizient:		0.03	0.03	0.04	0.03	0.01	0.02	0.01
Nominalwert:		35.5	22809	10858	98513	643	306	2775
MW / Nominalwert:		1.14	1.16	1.15	1.17	1.02	1.01	1.03

Reihe	Nr							
UPE 200-3	1	40.0	9016	2523	19542	225	63	489
3	21	40.0	9054	2523	19598	226	63	490
3	22	40.0	8970	2502	19388	224	63	485
3	3	40.0	9161	2516	19847	229	63	496
3	41	40.0	8948	2487	19323	224	62	483
3	42	40.0	9029	2514	19513	226	63	488
Mittelwert:		40.0	9030	2511	19535	226	63	488
Standartabweichung:		0	69	13	167	2	0	4
Variationskoeffizient:		0.00	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01	0.01
Nominalwert:		35.5	7813	2240	17344	220	63	489
MW / Nominalwert:		1.13	1.16	1.12	1.13	1.03	1.00	1.00

4.3 Traglastrechnungen mittels Finiter Element Methode

4.3.1 Allgemeines

Die Traglastrechnungen erfolgen mit dem Programmsystem Ansys der Version 7.1 [21]. Zur Berechnung der Traglasten von auf Biegung und Torsion beanspruchten Bauteilen werden vor allem die Möglichkeiten der Berücksichtigung nicht-linearen Materialverhaltens und nicht-linearer Geometrieigenschaften (siehe hierzu Abschnitt 2.3) in der statischen Strukturanalyse benötigt. Die Traglastermittlung erfolgt dann durch eine vollständige Modellierung der Plastizität, der Eigenspannungen und Vorverformungen. In welcher Art und Weise die Ansätze gewählt werden können, ist für Stahltragwerke in [17] vorgeschlagen.

4.3.2 Zur Wahl der Elemente

Zur Vereinfachung und zur Minimierung des Rechenaufwandes wurde zunächst ein Balkenelement gewählt, was für die Traglastermittlung an doppelsymmetrischen Profilen auch ausreichend genau ist. Bei Rechnungen mit Schalenelementen bestehen große Probleme mit dem immensen Rechenaufwand sowie speziell der ausreichend genauen Erfassung der jeweiligen Lasteinleitungspunkte. Bei den Balkenelementen hingegen besteht eine gewisse Problematik darin, dass nicht exakt alle Spannungsanteile und Arbeitsanteile erfasst oder in die Fließbedingung miteinbezogen werden. Aus diesem Grund muss in Abschnitt 6 zur Berechnung von einfachsymmetrischen Profilen auf ein Modell mit Schalenelementen zurückgegriffen werden. Die verwendeten Elemente müssen folgende Effekte berücksichtigen:

- Plastisches Materialverhalten mit geeigneten Fließbedingungen
- Möglichkeit nicht-lineare Geometrie zu berechnen.
- Freie Definition des Querschnittes
- Ansatz von Eigenspannungen
- Berücksichtigung von Vorverformungen
- Berücksichtigung der Wölbkrafttorsion

Daraus ergibt sich bei Ansys, dass Beam 188 für die Rechnungen mit Balkenelementen und Shell 181 für die Rechnungen mit Schalenelementen gewählt wurden.

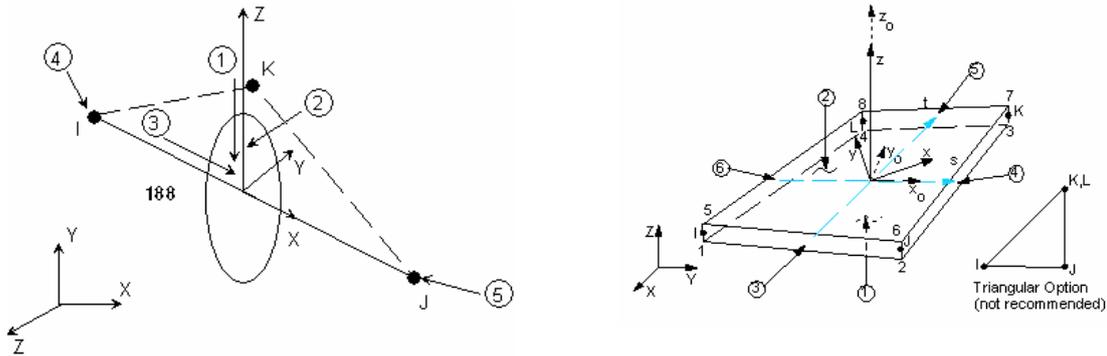


Bild 4.3-1 Beam 188 und Shell 181

4.3.3 Plastisches Materialverhalten

Den Traglastrechnungen liegt ein multilineares linearelastisch-idealplastisches Werkstoffverhalten zu Grunde. Als Fließkriterium wird die Vergleichsspannung nach van Mises (SEQV) verwendet. Bei den Balkenelementen bleibt jedoch teilweise offen, welche Spannungsanteile in das Fließkriterium einfließen. Hierbei stellen die Schubspannungen ein besonderes Problem dar. Die Querkraftschubspannungen gehen in die Vergleichsspannung nur additiv mit ein, d.h. sie werden nicht in die Fließbedingung miteinbezogen. SEQV kann somit größer werden als f_y , wenn Querkraftversagen maßgebend wird. Die Schubspannungen aus Torsion gehen in die Fließbedingung mit ein. Die Schubspannungsverteilung bzw. die Torsionskenngrößen werden jedoch am nicht durchplastizierten Ausgangsquerschnitt ermittelt. Weitere Benchmarktests hierzu sind in [47] Teil 2 BE enthalten. Bei der Modellierung mit Schalenelementen fallen diese Probleme automatisch weg. Die Knoten des Faltwerkes sind alle gleichwertig (in Längsrichtung und in der Querschnittsebene). Die Fließbedingungen können hier direkt – ohne eine nachgeschaltete Querschnittsiteration über die Querschnittszellen abgeprüft werden. Im Spannungs-Dehnungsdiagramm ist zu erkennen, dass bei ca. $10\epsilon_y$ eine Verfestigung einsetzt. Die Zugfestigkeit liegt bei den üblichen Baustählen ca. 50% höher als die Streckgrenze. Den FEM – Rechnungen liegt ein Materialmodell nach Bild 4.3-2 zugrunde. Die Vernachlässigung der Verfestigung würde jedoch gerade bei stabilitätsgefährdeten Systemen keinen Verlust an Genauigkeit darstellen, weil bei diesen Systemen die Dehnungen im Grenzzustand der Tragfähigkeit im Allgemeinen noch unterhalb der Verfestigungsdehnung liegen.

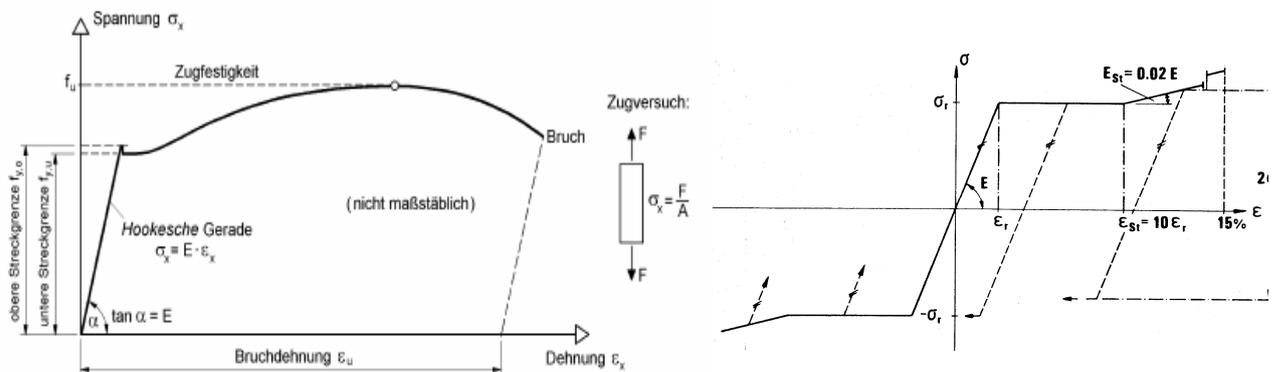


Bild 4.3-2 Materialverhalten und Fließbedingung mit Idealisierung nach [17]

4.3.4 Modellierung des Querschnitts

Bei den FEM – Rechnungen ist es wünschenswert, so nah wie möglich an die nominellen Werte zu gelangen. Dies stellt besonders bei den Torsionskenngrößen aufgrund der Ausrundungsradien ein Problem dar. Es werden flächengleiche Rechtecke mit der Kantenlänge a eingeführt, um die Ausrundungsradien mit zu berücksichtigen. Mit dieser Vorgehensweise wird eine fast 100%ige Übereinstimmung bei I_y , I_z und A erzielt. Bei den Torsionskenngrößen liegen die Abweichungen in einem Bereich von bis zu -4 %. Zur Genauigkeit der Berechnung von Torsionskenngrößen sei auf [49] und [57] verwiesen.

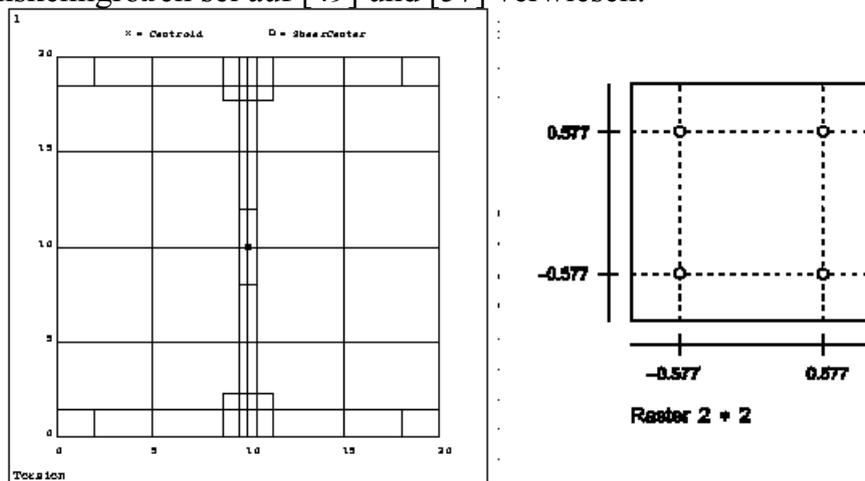


Bild 4.3-3 Profil HEB 200 mit idealisierten Ausrundungsradien; Querschnittszelle und Integrationspunkten

Der Umriss des Querschnitts wird polygonal über die Eckpunkte eingegeben. Der Querschnitt wird in Zellen aufgeteilt. Bei den einfachsymmetrischen Profilen werden Schweißprofile mittels Schalenelementen untersucht. Das bedeutet in diesem Zusammenhang:

- Der Querschnitt wird über Linien modelliert, entlang denen sich die Elemente mit der Breite t_s bzw. t_g befinden (Bild 4.3-4)
- Es gibt keine untergeordneten Zellen.
- Es werden weder Querschnittsgrößen noch Stabschnittgrößen vom Programm ermittelt.
- Da shell 181 ein nicht – lineares Scheiben – Platten – Element ist, werden Profilverformungen und lokale Instabilitäten mit abgebildet¹.

¹ Wie bei den gewählten Profilen zu erwarten war, spielen diese Effekte keine Rolle. Es sei nur angemerkt, dass hier eine prinzipielle Erweiterbarkeit auf beulgefährdete Profile vorhanden ist.

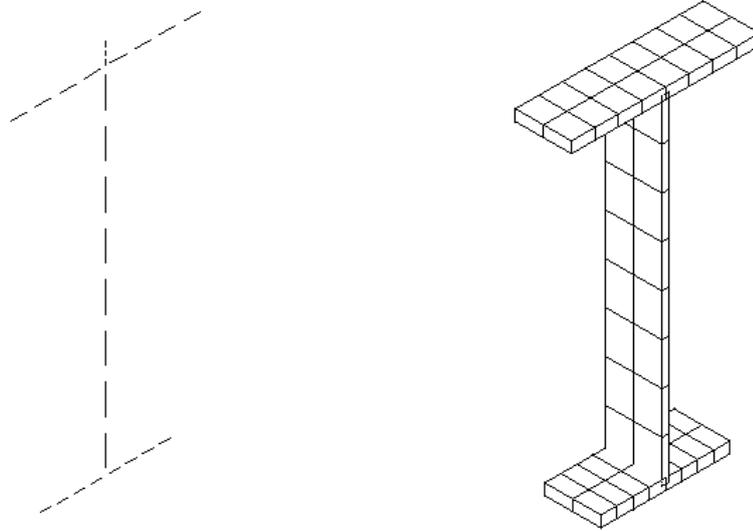


Bild 4.3-4 Querschnitt mit Schalenelementen – Mittellinienmodell für geschweißte Querschnitte (ohne Ausrundungsradius)

Auf die Frage der Form, Längen und Anzahl der Elemente wird in den jeweiligen Kapiteln der konkreten Rechnungen eingegangen.

4.3.5 Nichtlineare Geometrie und Konvergenzverhalten

Werden nicht-lineare Geometrieigenschaften aktiviert, berücksichtigt Ansys beim Element Beam 188 den Einfluss großer Verformungen, sowie den Einfluss großer Dehnungen. Das Verhalten beim Biegedrillknicken kann anhand der Benchmarktests im Ansys Manual ([21], Beispiel VM 121) nachvollzogen werden. Um bei den Problemen mit Torsion / Wölbkrafttorsion nahe an die Versuchstraglasten zu gelangen, benötigt man eine Vielzahl von Lastschritten. Die Lastschrittweiten können automatisch mit dem Automatic TIME – Stepper ermittelt werden. Die Abbruch- und Konvergenzkriterien müssen so gewählt werden, dass die Rechnung bis zur Traglast weiter geführt werden kann (horizontale Tangente der Lastverformungskurve). Das erfordert manchmal, dass die Lösung lokal nicht zu konvergieren braucht. Ob die erreichte Traglast realistisch errechnet wurde, muss anhand der Lastverformungskurve festgestellt werden.

4.3.6 Vorverformungen

Als Vorverformung, welche nur rein geometrischer Natur ist, wird in [17] eine parabelförmige Kurve mit einem Stich von $L/1000$ vorgeschlagen. Diese ist bei BDK in y – Richtung vorzusehen. Eine Vorverdrehung ist nicht vorgesehen.

Es werden folgende Ansätze gemacht:

→ Balkenelemente:

- Die Werte der Vorverformungen werden in den Trägerviertelpunkten angegeben. Die Schwerpunktlinie der Balkenelemente wird dann mittels Splinefunktionen generiert. Durch horizontales Verschieben des Orientierungspunktes (Bild 4.3-1, Knoten k) könnte zusätzlich eine Vorverdrehung mitberücksichtigt werden.

→ Schalenelemente:

- In einer Vorlaufrechnung wird der Träger durch eine Einzellast F_y in Feldmitte im Schubmittelpunkt belastet. Die Verformungen (Parabel 3. Grades) werden so skaliert, dass in Feldmitte der Stich den Zahlenwert von $L/1000$ annimmt. Mit dem Befehl „upgeom“ wird die Geometrie der Knoten und Elemente in diese Lage transformiert.

Das Aufbringen der Vorverformung kann auch auf anderem Wege erfolgen, so dass auch Vorverdrehungen mit eingebracht werden. Der korrekteste Weg wäre, die Geometrie in diejenige der Eigenform zu transformieren. Der Grund der gewählten Vorgehensweise liegt darin, dass diese in [17] vorgeschlagen wurde, und auf diese Art schon eine Reihe von Traglastrechnungen durchgeführt worden sind (siehe z.B. [30]). Somit ist auch eine bessere Vergleichbarkeit zwischen den verschiedenen Rechnungen gegeben. Über die Auswirkung der verschiedenen Ansätze wird in [56] berichtet. Es bleibt festzuhalten, dass die Vorverformung umso mehr an Bedeutung verliert, desto stärker der Einfluss von M_z und M_x ausgeprägt ist.

4.3.7 Eigenspannungen

Zur Beschreibung der Walzeigenspannungen wird der lineare Ansatz nach [17] verwendet (Bild 4.3-5). Die Eigenspannungen müssen beim Stabelement an den Integrationspunkten der Querschnittszellen (siehe Bild 4.3-3) angesetzt werden.

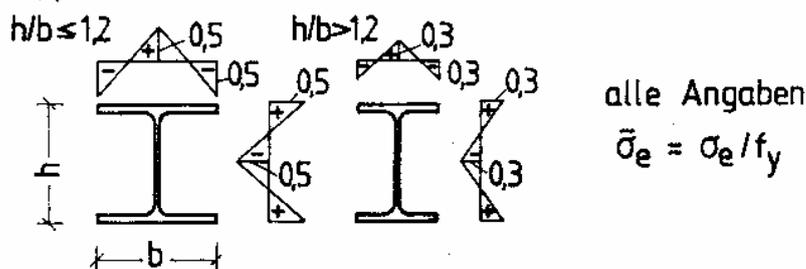


Bild 4.3-5 Linearer Eigenspannungsverlauf

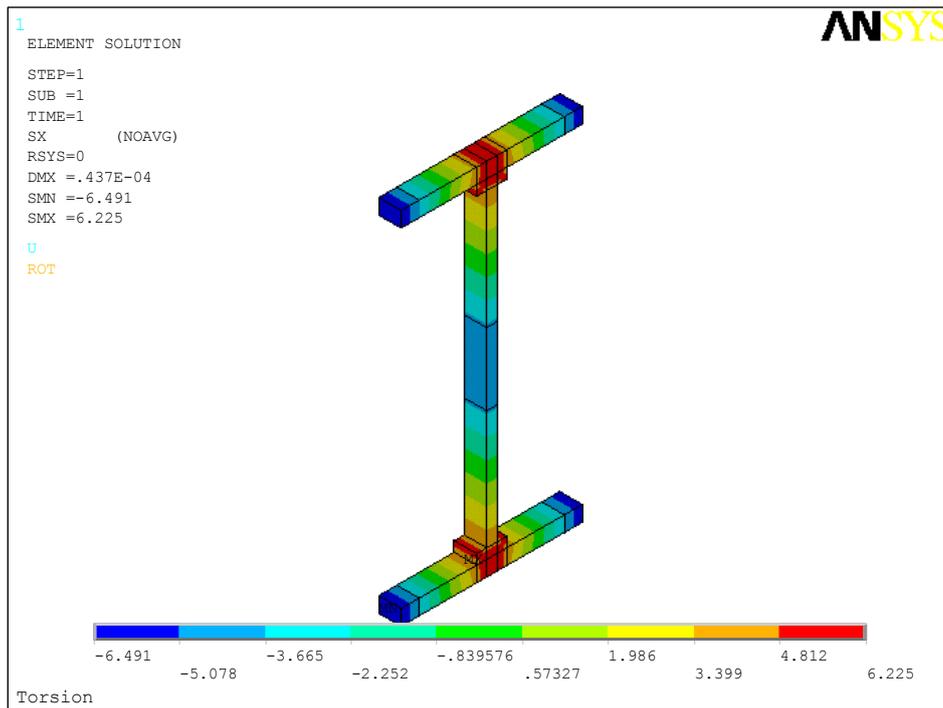


Bild 4.3-6 Eigenspannungen am Balkenelement IPE 200

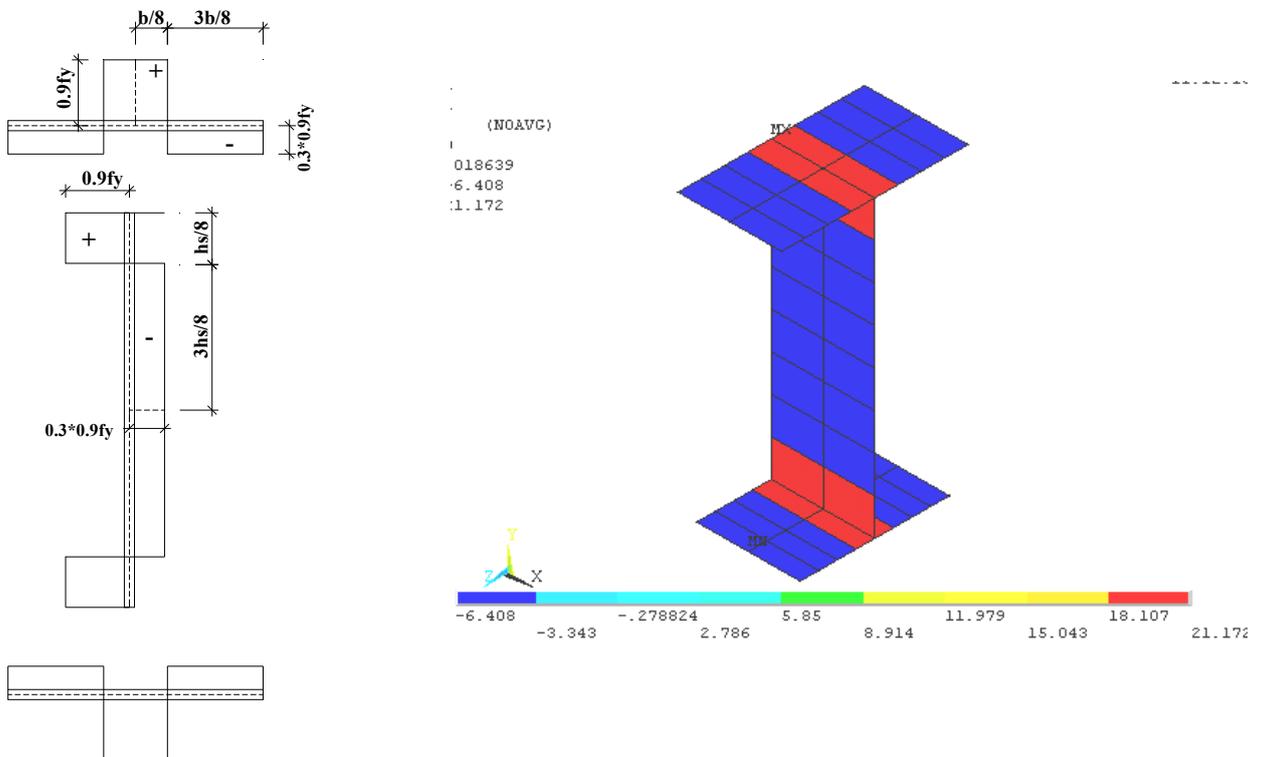


Bild 4.3-7 Schweißeigenspannungen und Umsetzung bei Querschnitten mit Schalenelementen.

Bei den Rechnungen mit Schalenelementen kann pro Element ein konstanter Eigenspannungswert angegeben werden. Wenn dieser zu nah an der Streckgrenze des Materials liegt, kann es zu numerischen Schwierigkeiten kommen. Es werden nur Schweißeigenspannungen berücksichtigt. Etwas abweichend von [17] werden diese blockweise so angesetzt, dass die einzelnen Querschnittsteile im Gleichgewicht stehen. Siehe hierzu Bild 4.3-7.

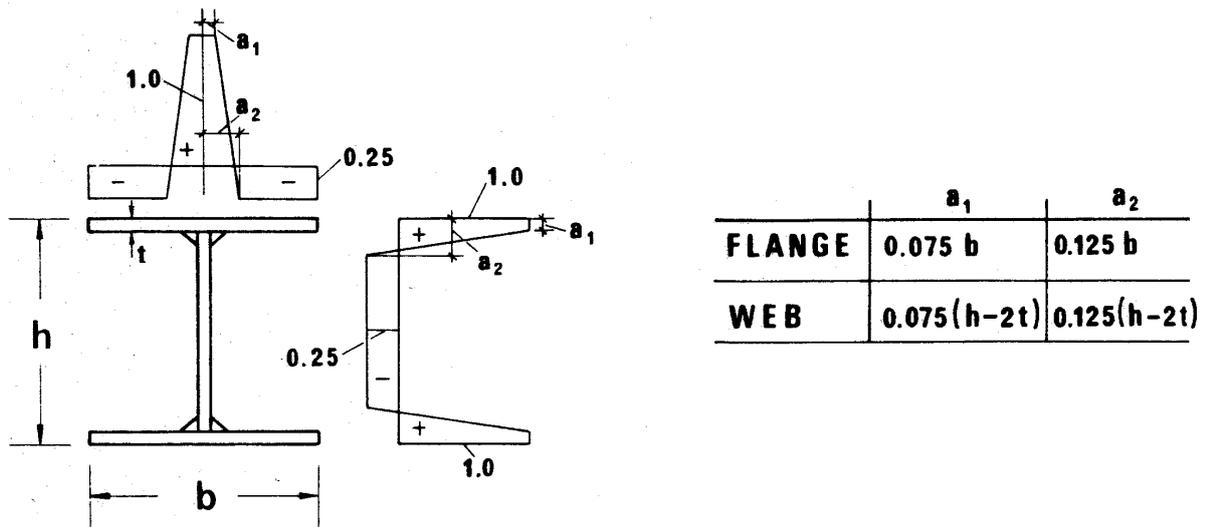


Bild 4.3-8 Schweißeigenspannungen nach [17]

4.4 Verwendung statistischer Auswerteverfahren und Sicherheitsbetrachtungen

4.4.1 Allgemeines

Mit Einführung der Eurocodes soll zwecks Harmonisierung ein einheitliches Sicherheitskonzept für Bauprodukte und Bemessungsverfahren realisiert werden. Die Ableitung der Widerstandsgrößen soll in beiden Fällen auf der gleichen Grundlage stattfinden. Die Auswerteverfahren sollen in den Produktnormen und Werkstoffnormen sowie zur Bestimmung des Tragwerkswiderstandes (z.B. Widerstand gegen Stabilitätsversagen in EN 1993-1-1:2005) die gleichen sein. Die Widerstandsgrößen R_k sind anhand statistischer Auswertungen zu ermitteln. Steht in den Werkstoffnormen die Bestimmung eines charakteristischen Wertes, welcher eingehalten werden muss (z.B. f_y), im Vordergrund, muss beim Bauteilversagen eine Rechenregel – im Folgenden als Ingenieurmodell bezeichnet – für die Widerstandsseite erstellt werden. Dieses Modell enthält in der Regel mehrere Komponenten, welche sich auf Material, Querschnitts und Systemeigenschaften beziehen:

$$R_k = f(L, f_y, E, A, I, \text{etc})$$

Alle Eingangsgrößen werden als Basisvariablen bezeichnet und unterliegen selbst gewissen Streuungen. Die einzuhaltenden charakteristischen Werte bzw. die unvermeidlichen Toleranzen werden durch die verschiedenen Werkstoffnormen und Produktnormen festgelegt, wie z.B.:

- EN 10025: Lieferbedingungen Materialeigenschaften: f_y, E
- EN 10025/prEN 1090-1: Lieferbedingungen Querschnittsabmessungen:
h, b, t → Fläche Trägheitsmomente
- prEN 1090-2: Herstellungs- und Montagetoleranzen: L, z_p

Die Güte des Ingenieurmodells in Abhängigkeit der Streuung der Basisvariablen wird durch das Auswerteverfahren nach EN 1990:2002 Annex D bestimmt. Hierbei werden unter Zuhilfenahme statistischer Methoden γ_M bzw. γ_M^* - Werte ermittelt. Im Vergleich mit den festgelegten γ_M - Werten lässt sich die Brauchbarkeit der Bemessungsregel bestimmen. Das Verfahren ist nach Bild aus EN 1990:2002 Annex C als Zuverlässigkeitsmethode 1. Ordnung (Stufe I, Methode c) einzustufen. Das bedeutet, dass eine Trennung der Teilsicherheiten der Einwirkung und der Widerstände bereits vorweg vorgenommen wurde. Es kann im folgenden also nur die Widerstandsseite beurteilt werden. Sämtliche Streuungen und Kombinationen auf der Einwirkungsseite werden nicht betrachtet.

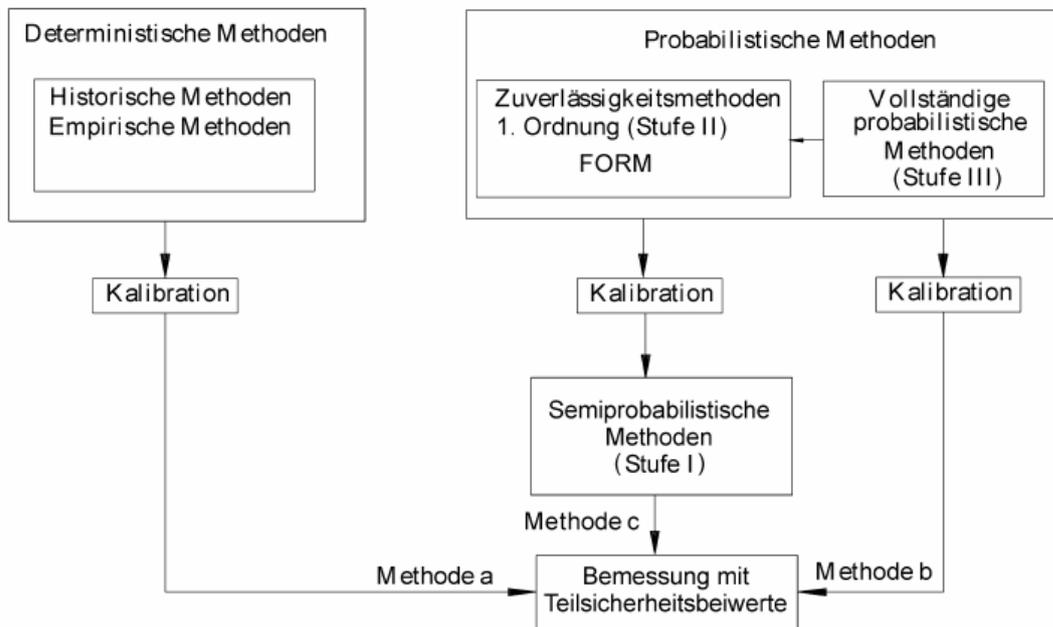


Bild C.1 — Überblick über Zuverlässigkeitsmethoden

Bild 4.4-1 Bild C.1 aus EN 1990:2002

Dies erscheint zur Entwicklung einer Widerstandsfunktion gerechtfertigt. Die einzelnen Einflüsse können besser sichtbar gemacht werden, wenn die Einwirkungsseite als feste Größe vorausgesetzt wird. Erschwerend kommt hier hinzu, dass die Widerstandsfunktion als Interaktionsformulierung selbst von den Verhältnissen der vorhandenen Schnittgrößen abhängig ist. (vgl. Abschnitt 4.4.3). Vorgesehen ist das standardisierte Auswerteverfahren zur Kalibrierung von Bemessungsmodellen anhand von Versuchen. In [123] ist ein Vorschlag gemacht, Versuche und FEM – Rechnungen gemeinsam statistisch auszuwerten und somit die Unsicherheiten im Übergang zum FEM – Modell mit zu berücksichtigen. Voraussetzung hierfür ist jedoch, dass bei der Modellierung der FEM – Rechnungen die Basisvariablen selbst variieren. Aufgrund der geringen Anzahl und Unterschiedlichkeit der „elektronische Versuche“ wird hiervon kein Gebrauch gemacht. Ein etwas praktikablerer Weg wird in [14] vorgeschlagen. Bei Verwendung von nominellen Werten für das Materialverhalten (und auch für die Querschnittsgeometrie) für die Ermittlung von realen Traglasten (hier „elektronische Versuchsergebnisse mittels FEM.) kann ermittelt werden, inwieweit die Nachweisgleichung an sich Streuungen aufweist. Aufgrund der Tatsache, dass keine gemessenen Werte für die einzelnen Rechnungen vorliegen, kann auch kein γ_M^* ermittelt werden. Deshalb wird folgende an [14] angelehnte Vorgehensweise für eine alleinig auf FEM – basierten Ergebnissen angewendet:

Gemäß DIN EN 1990:2002 wird ein Teilsicherheitsbeiwert aufgrund der FEM – Rechnungen ermittelt, welcher im folgenden γ_{rd} genannt wird. Da auf der „elektronischen Versuchsseite“ die Materialwerte¹ nicht schwanken, können diese extra erfasst werden. Hierfür wird vorgeschlagen γ_m – Werte zu verwenden, welche aus vorhergehenden Untersuchungen zu ermitteln sind. Hierbei handelt es sich im Wesentlichen um Zugproben, welche in Umfangreichen Maß ausgewertet worden sind. Der eigentliche Teilsicherheitsbeiwert ergibt sich dann zu:

$$\rightarrow \gamma_M = \gamma_m \cdot \gamma_{rd}$$

Ohne Verlust an Genauigkeit kann γ_m – aufgrund einer Normalverteilung – ermittelt werden:

$$\rightarrow \gamma_m = \frac{f_{y,nom}}{m_{fy} \cdot (1 - 1,64 \cdot V_{fy})}$$

Der Mittelwert m_{fy} und der Variationskoeffizient V_{fy} werden getrennt für repräsentative Reihen von Zugproben ermittelt, was auch den Vorteil hat, dass diese immer wieder den neuen technologischen Standards angepasst werden können. Für Walzprofile sind in [14] FEM – Rechnungen zum Biegedrillknicken anhand drei Reihen von Materialproben ausgewertet worden. Diese werden ebenfalls für die Auswertung von FEM – Rechnungen mit Walzprofilen in Abschnitt 5.4 verwendet. Für die Auswertung von geschweißten Profilen werden Werte aus [126] herangezogen (vgl. hierzu Abschnitt 6.4.2).

¹ Hierunter werden in Anlehnung an [14] auch Geometrieigenschaften wie h , b , t_s , t_f erfasst, welche gegenüber f_y eine eher untergeordnete Rolle spielen.

4.4.2 Ermittlung von γ_M und γ_M^* - Werte aus Versuchen

Die Ermittlung von γ_M – Werten ist in Annex D aus DIN EN 1990 – 2002 festgeschrieben und somit werkstoffübergreifend. In wesentlichen Teilen ist dieser Anhang den Entwürfen des Stahlbau Eurocodes (prEN 1993-1-1 -1992 Annex Z) übernommen. Anhand von 7 Schritten wird in Kapitel D8.2 und D8.3 beschrieben, wie man zu den charakteristischen – und Bemessungswerten der Widerstandsfunktion gelangt. Weitere Erläuterungen sind in [34] und [87] zu finden. Der γ_M – Wert ergibt sich dann zu:

$$\gamma_M = \frac{r_k}{r_d}$$

Rein formal kann ein γ_M – Wert auch mittels der herkömmlichen Statistik anhand von Versuchen ermittelt werden, wie dies in [47] Teil 2 BE beschrieben ist. Liegt die logarithmische Normalverteilung zugrunde werden die Werte der Widerstandsfunktionen ermittelt zu:

$$r_k = \mu \cdot \exp(-k \cdot V)$$

$$r_d = \mu \cdot \exp(-k_d \cdot V)$$

mit:

μ = Mittelwert des Widerstandes

V = Variationskoeffizient

$k = 1,64$

Fraktalfaktor für charakteristische Werte (5% Fraktile der Normalverteilung)

$k_d = 3,09^1$

Fraktalfaktor im Bemessungspunkt (0,1% Fraktile der Normalverteilung)

Gegenüber dem Auswerteverfahren nach DIN EN 1990:2002 sind hierbei nicht enthalten:

1. der Einfluss der statistischen Unsicherheit, welcher aus einer begrenzten Versuchsanzahl herrührt
2. eine Mittelwertkorrektur der Bemessungsfunktion mittels der Methode der kleinsten Fehlerquadrate
3. der Einfluss der Streuung der Basisvariablen auf die Bemessungsfunktion

¹ $k_d = 3,04$ nach EN 1990:2002 folgt abweichend dazu aus den Sicherheitsbetrachtungen in Annex C.

Diese Einflüsse werden durch folgende Faktoren in den Ausdrücken D.17 bzw. D.21 (aus EN 1990:2002) abgedeckt:

1. Einführung von k_n als Fraktilefaktor in Abhängigkeit der Versuchsanzahl bei Verwendung der Student-t-Verteilung für die Wahrscheinlichkeitsdichte.
2. Einführung von b als Mittelwertkorrektur.
3. Einführung von Q , Q_{rt} , Q_δ in Abhängigkeit der Variationskoeffizienten der Basisvariablen.

Erläuterungen zu den einzelnen Elementen sind in DIN EN 1990:2002 zu finden. Die Werte der Widerstandsfunktion werden jetzt folgendermaßen ausgedrückt:

$$r_k = b g_R(\underline{X}_m) \exp(-k_\infty \alpha_{rt} Q_{rt} - k_n \alpha_\delta Q_\delta - 0,5 Q^2) \quad (4.4-1)$$

für den charakteristischen Bauteilwiderstand, sowie

$$r_d = b g_{rt}(\underline{X}_m) \exp(-k_{d,\infty} \alpha_{rt} Q_{rt} - k_{d,n} \alpha_\delta Q_\delta - 0,5 Q^2) \quad (4.4-2)$$

für den Bauteilwiderstand im Bemessungspunkt.

Für die Basisvariablen der Widerstandsfunktion sind die Mittelwerte der gemessenen Eigenschaften (X_M) des jeweiligen Versuches einzusetzen. Werden anstatt der Mittelwerte die nominellen Werte (Trägheitsmomente aus Profiltafeln; Streckgrenze nach Mindestlieferbedingung) eingesetzt, ergibt sich der nominelle Widerstand r_n woraus γ_M^* folgt zu:

$$\gamma_M^* = k_{ci} \cdot \frac{r_k}{r_d} \quad \text{mit } k_{ci} = \frac{r_n}{r_k} \quad (4.4-3)$$

Für die praktische Ermittlung der Teilsicherheitsbeiwerte der Widerstandsfunktion g_{rt} in Form einer Interaktionsgleichung für das Bauteilversagen im Falle des Biegedrillknickens ergeben sich jedoch weitere Schwierigkeiten und Unklarheiten, welche im Folgenden diskutiert werden sollen. Notwendige Modifikationen werden angegeben.

4.4.3 Praktische Auswertung des Bemessungsvorschlages

4.4.3.1 Struktur der Nachweisgleichung (3.2-1):

Zunächst ist ersichtlich, dass Gl. (3.2.1) aus drei Termen mit den Widerstandsschnittgrößen und den Belastungsschnittgrößen besteht, welche i. A. auch aus mehreren Einwirkungen herrühren können. Die verwendeten Faktoren hängen darüber hinaus teilweise von den Belastungsschnittgrößen ab. In diesem Fall ist es notwendig, auf eine Iteration mittels Laststeigerungsfaktoren bzw. Laststeigerungsdivisoren zurückzugreifen. Die auszuwertende Widerstandsfunktion erhält dann die dimensionslose Form:

$$g_{rt} = \left(\frac{M_y}{\chi_{LT,mod} \cdot M_{pl.y}} + C_{Mz} \frac{M_z}{M_{pl.z}} + \alpha \cdot k_{zw} \cdot k_w \cdot \frac{M_w}{M_{pl.w}} \right) \quad (4.4-4)$$

Die f – Werte werden so ermittelt, dass $\frac{g_{rt}}{f} = 1.0$ wird. Mit einer aus den Versuchstraglasten ermittelten Belastungskombination bedeutet das, dass Werte $f > 1$ für die Bemessungsfunktion auf der sicheren Seite liegen. Durch diesen Schritt geht jedoch der lineare Zusammenhang der direkten Lasten verloren, was zur Folge hat, dass eine Mittelwertkorrektur mittels der Methode der kleinsten Fehlerquadrate – wie in Annex D EN 1990:2002 vorgesehen – entfallen muss. In Abschnitt 5.3 wird dieser Effekt verdeutlicht.

Einteilung der Versuche:

Des Weiteren ist zu überlegen, wie die Versuche einzuordnen sind, ob Untergruppen zu bilden sind und ob alle miteinander ausgewertet werden können. Bei Betrachtung von Tabelle 4.2-2 und Tabelle 4.4-1 lässt sich schon Folgendes bei der Frage nach der Gruppierung der Versuchsreihe herauskristallisieren:

- eine Einteilung nach der Versuchsart (Dreipunktbiegeversuch mit richtungstreuer Einzellast in Feldmitte) ergibt einen gleichen Typ, d. h. 22 Versuche
- eine Einteilung nach Belastungs- und Versagensart liefert 19 und 3 ähnliche Versuche:
 - Bei $m_y > m_z$ erfolgt eher ein Stabilitätsversagen.
 - Bei $m_z > m_y$ erfolgt eher ein Querschnittsversagen
 - (Die vorherrschende Belastung ist in Tabelle 4.4-1 zuerst genannt.)

→ Eine Einteilung nach Profilart (U – Profil, I – Profil) ergibt 18 + 4 Versuche:

Darüber hinaus folgen weitere Kriterien, welche von den Basisvariablen abhängig und bei Bildung von Mittelwerten und Widerständen zu berücksichtigen sind:

- Einteilung nach M_{cr}
- Einteilung nach f_y
- Einteilung nach $\bar{\lambda}_{LT}$
- Einteilung nach h/b – Werten

Als pragmatische Herangehensweise wird vorgeschlagen, bei der Bestimmung der Fraktilwerte als Versuchsanzahl 22 gelten zu lassen (siehe auch: DIN EN 1990:2005 Annex D Absatz 4). Aus den gemessenen Werten der Profile zur Bestimmung der Basisvariablen folgt letztendlich, dass für jeden einzelnen Versuch ein γ_M^* ermittelt werden muss. Es kann zur Beurteilung die Angabe der Ober und Untergrenze von γ_M^* , sowie die des Mittelwertes erfolgen.

Tabelle 4.4-1 Übersicht über Schlankheiten und Belastungsart der Versuche

$\bar{\lambda}_{LT}$	Belastung	Anzahl	Profil
~1.4	$M_y - M_x$	1	IPE 200
~1.4	$M_y - M_z - M_x$	2	IPE 200
~1.0	$M_z - M_y - M_x$	1	IPE 200
~1.7	$M_y - M_x$	1	IPE 200
~1.7	$M_y - M_z - M_x$	2	IPE 200
~1.2	$M_z - M_y - M_x$	1	IPE 200
~0.9	$M_y - M_x$	1	HEB 200
~0.9	$M_y - M_z - M_x$	2	HEB 200
~0.7	$M_z - M_y - M_x$	1	HEB 200
~1.1	$M_y - M_x$	1	HEB 200
~1.1	$M_y - M_z - M_x$	3	HEB 200
~1.3	$M_y - M_x$	3	UPE200
~1.5	$M_y - M_x$	3	UPE 200
	$\Sigma=$	22	

4.4.3.2 Basisvariablen

Die Frage, als was Basisvariablen in Sinne der Auswertung gelten können, ist in diesem Falle noch nicht hinreichend geklärt und wohl auch eine Frage der Handhabbarkeit und Zweckmäßigkeit. Rein theoretisch sind das die Werte, welche direkt aufgrund des Herstellungsprozesses schwanken und für jeden Versuch begleitend gemessen wurden. Für die Stahlprofile also (vgl. auch Bild 4.4-2)

- f_y , (E) für das Material
- Höhe, Breite, Steg- und Flanschdicken der Profile für die Geometrie des Querschnitts.

Als abgeleitete Größen folgen daraus:

- Elastische Querschnittswerte: I_y , I_z , I_w und I_T (sowie zusätzlich r_z und y_M für die Erweiterung auf einfachsymmetrische Profile)
- Plastische Querschnittswerte: $W_{pl,y,z,w}$

Als abgeleitete bzw. zusammengesetzten Größen daraus folgen schließlich:

- Elastisch: M_{cr}
- Plastisch: $M_{pl,y,z,w}$

sowie schließlich:

- $\bar{\lambda}_{LT}$ und $\chi_{,LT,mod}$

In [115] und in einem etwas anders gelagerten Beispiel bei Holberndt in [37] wird direkt mit der den Basisvariablen der ersten Stufe die Auswertung vorgenommen. Darüber hinaus ist es bei Problemen dieser Art jedoch üblich, auch die zweite Stufe der ermittelten Querschnittswerte zu verwenden, wie z.B. bei der Auswertung der Biegedrillknickversuche von Fukomoto in [15]. Dies bietet sich an, wenn z.B. wie im vorliegenden Fall die Querschnittswerte vorab (eventuell mit unterschiedlichen Hilfsmitteln) ermittelt wurden. Die Ermittlung von M_{pl} und M_{cr} ist dahingegen schon Gegenstand der mechanischen Modellbildung, welche in verschiedenen Näherungsstufen stattfinden kann. Es muss der Einfluss der schwankenden Variablen daraufhin mitberücksichtigt werden. M_{cr} ist in Abhängigkeit der Basisvariablen zu beschreiben. Die genauesten Ergebnisse im Rahmen der Stabstatik stellen hierbei numerische Lösungen aufgrund von Eigenwertanalysen dar. Dies ist jedoch im

Rahmen der statischen Auswertung wiederum unpraktisch. Es wird deshalb die Formel gesucht, welche der exakten M_{cr} – Lösung für die untersuchten Lastfälle am nächsten kommt.

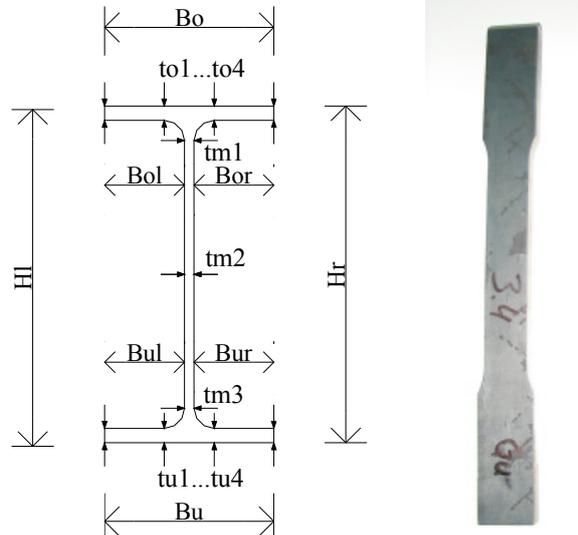


Bild 4.4-2 Aufgenommene Basisvariablen der Berliner Versuchsreihe zu P554 [47] Teil 1 BE

4.4.3.3 Ermittlung der statistischen Variablen

Zur Bestimmung der wesentlichen statistischen Eingangsparmeter gehört die Kenntnis der Variationskoeffizienten. Da die Ergebnisse der begleitenden Untersuchungen zu einer Versuchsreihe nicht als repräsentativ angesehen werden können, muss hierbei auf Erfahrungswerten aus umfangreicheren Erhebungen zurückgegriffen werden. Tabelle 4.4-2 enthält die für den Stahlbau üblichen Variationskoeffizienten, welche in [16] vorgeschlagen sind.

Tabelle 4.4-2 Erfahrungswerte für Variationskoeffizienten (links)

Nr	Name	V
1	E	0.070
2	f_y	0.070
3	W_{ply}	0.030
4	W_{plz}	0.030
5	W_{plw}	0.030
6	I_z	0.030
7	I_w	0.030
8	I_T	0.030
9	r_z	0.030
10	Z_M	0.030

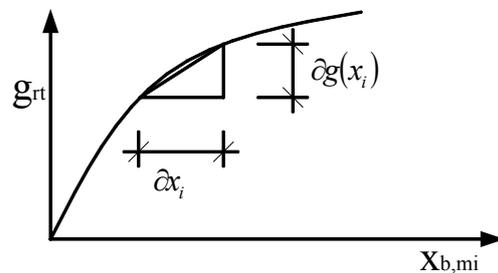


Bild 4.4-3 Sekantensteigung der Widerstandsfunktion bei Änderung einer Basisvariablen (z.B. f_y) (rechts)

Bei Gebrauch dieser Werte kann mit den Zeilen „ V_x bekannt“ der Tabellen D.1 und D.2 in EN 1990:2002 gearbeitet werden. Die für Gleichung D.16b in Schritt 7 benötigte Standardabweichung σ_i ergibt sich dann aus den (gemessenen) Mittelwerten zu:

$$\sigma_{b,i} = V_{x_b,x,i} \cdot X_{b,m,i} \quad (4.4-5)$$

Gleichung D.16b (hier Gl. 4.4-6.) zur Bestimmung des Variationskoeffizienten der Widerstandsfunktion V_{rt} bewirkt eine von reiner Tabellenkalkulation abweichende numerische Behandlung, da die partiellen Ableitungen $\frac{\partial g_{rt}}{\partial x_i}$ nicht analytisch dargestellt werden können.

$$V_{rt}^2 = \frac{1}{g_{rt}^2} \cdot \sum_{i=1}^j \left(\frac{\partial g_{rt}}{\partial X_i} \cdot \sigma_i \right)^2 \quad (4.4-6)$$

Mit $j = 10$ Basisvariablen, wobei die Systemwerte L und z_p nicht als Zufallsvariable behandelt werden. Die Ableitungen werden durch Sekantensteigungen m , welche durch eine geringe Variation des der entsprechenden Basisvariable (hier: +1%) entsteht, ersetzt.

$$m_i = \frac{\partial g(x_i)}{\partial x_i} = \frac{g(x_1; x_2; \dots; 1,01 \cdot x_i; \dots; x_j) - r_i}{0,01 \cdot x_i} \quad (4.4-7)$$

$$V_{rt} = \frac{\sqrt{\sum_{b=1}^j (m_i \cdot v_{xi} \cdot x_{m,i})^2}}{r_{m,i}} \quad (4.4-8)$$

Das Aufsummieren der V_{rt} – Werte erfolgt in den Auswertungstabellen mittels eines Unterprogramms in Visual Basic in Form eines Excel – Makros.

5 Anwendung auf Walzprofile

5.1 Rechnungen mittels FEM – Stabelementen

5.1.1 Nachrechnung der an der TU – Berlin durchgeführten Traglastversuche

Mit den in Abschnitt 4.3 beschriebenen Ansätzen werden zunächst die durchgeführten Versuche nachgerechnet. Die Größe der Eigenspannungen, wird hierbei so reduziert, dass die Lastverformungskurven besser beschrieben werden können (Bild 5.1-1.)

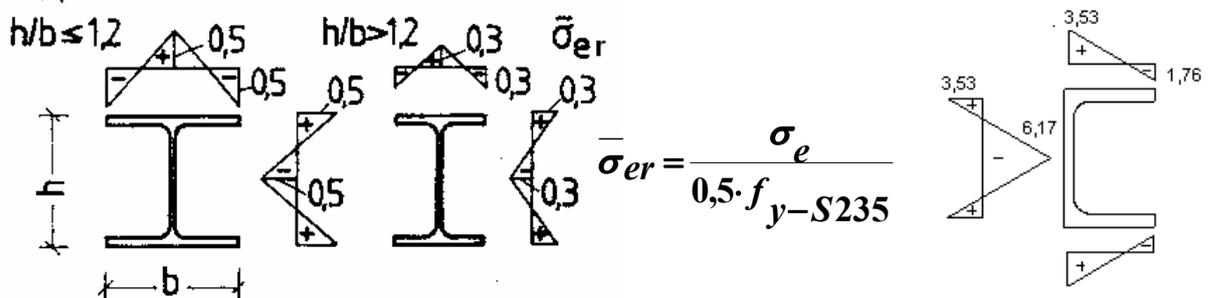


Bild 5.1-1 Reduzierte Eigenspannungen zur Versuchsnachrechnung in kN/cm^2

Um möglichst nah an die Versuchstraglasten zu gelangen, wurden für Material, Querschnitt und Vorverformung die gemessenen Werte, welche in [47] Teil 2 BE dokumentiert sind, verwendet. Die angegebene Länge L ist die Stützweite zwischen den Auflagerpunkten. Hinzu kommt jeweils ein Überstand von 5 cm. Bei den Versuchen wurde das Profil gedreht eingebaut, um die gewünschte Schnittgrößenkombination zu erzeugen. In den Rechnungen wird die Querhauptlast P entsprechend zerlegt. Die Lasteinleitungskonstruktion wird rechnerisch durch ein starres Balkenelement realisiert, welches mit dem Elementknoten in Feldmitte verbunden ist. An den Auflagerknoten sind die Verschiebungen v und w sowie die Verdrehung um die x -Achse (ϑ) behindert (Gabellager).

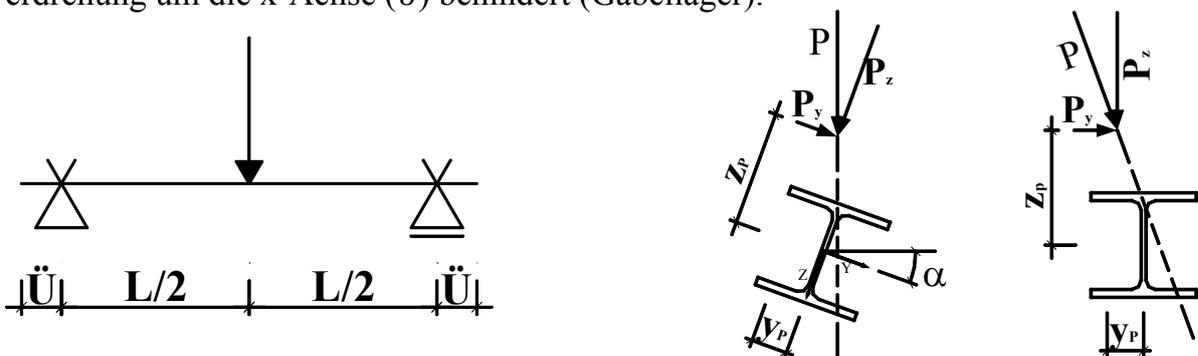


Bild 5.1-2 Statisches System

Tabelle 5.1-1. enthält die Übersicht aller nachgerechneten Versuche. Es zeigt sich, dass mit den gemachten Annahmen eine gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Rechnung bezüglich der Traglasten erzielt werden kann (vgl. auch Bild 5.1-4). Beim Vergleich der Lastverformungskurven zeigt sich die Tendenz, dass die Versuche noch weitere Steifigkeiten aufweisen, welche durch die idealen Randbedingungen nicht mit abgedeckt werden können. Dies können z.B. trotz sorgfältig geplanter Auflagerungen geringfügig ungewollte Teileinspannungen an diesen Stellen sein.

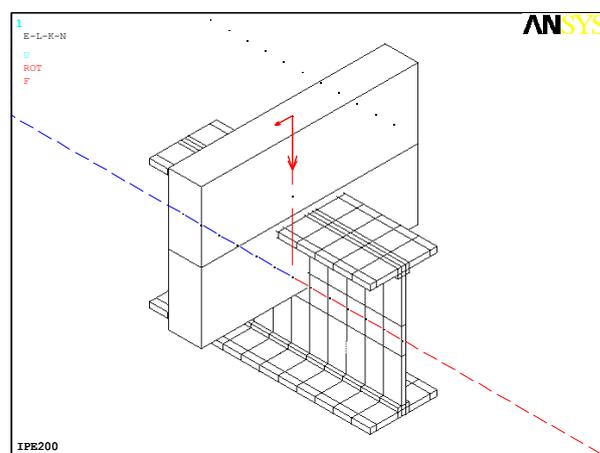


Bild 5.1-3 Modellierung der Lasteinleitung

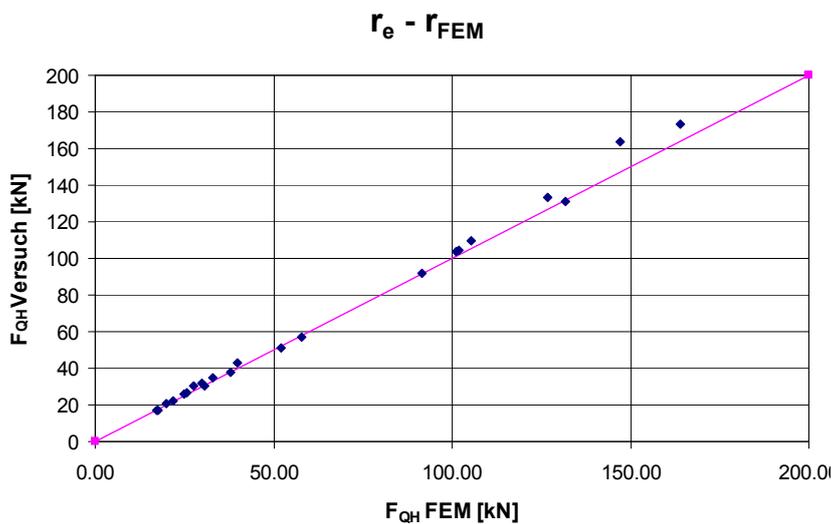


Bild 5.1-4 Vergleich zwischen Versuch und Berechnung (FEM)

Tabelle 5.1-1 Versuchsergebnisse und Nachrechnung mit dem FEM – Modell

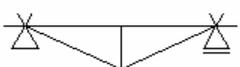
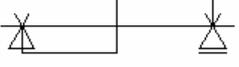
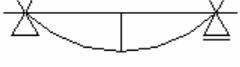
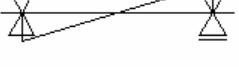
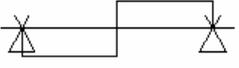
Versuch Nr.	L [cm]	α [°]	y_p [cm]	z_p [cm]	f_y [kN/cm ²]	Versuch	FEM		FEM / Versuch
							ES-NEU		
Reihe 1: IPE 200									
11	280	0	2.5	-21.5	38	38	38.00		1.00
121	280	20	0	-21.5	38	25.8	24.80		0.96
122	280	20	-1	-21.5	38	26.4	25.70		0.97
13	280	-70	16.5	0	38	30.5	30.17		0.99
14	400	0	2.5	-21.5	38	21.9	21.95		1.00
151	400	20	0	-21.5	38	17	17.30		1.02
152	400	20	0	21.5	38	16.9	17.60		1.04
16	400	-70	16.5	0	38	20.5	20.00		0.98
Reihe 2: HEB 200									
21	400	0	5	-21.5	41.4	173.5	163.90		0.94
221	400	20	0	-21.5	41.4	131.3	131.90		1.00
222	400	20	0	-21.5	41.4	133.7	130.00		0.97
23	400	-70	21.5	0	41.4	163.4	147.00		0.90
24	560	0	5	-21.5	39.3	110	105.20		0.96
251	560	20	0	-21.5	39.3	91.7	91.50		1.00
252	560	20	-5	-21.5	39.3	103.8	101.00		0.97
26	560	20	-5	-21.5	39.3	104.2	101.90		0.98
Reihe 1: UPE 200									
31	280	0	-1.44 (OG/2)	-21.5	40	43	40.3		0.94
321	280	0	2.56 (Steg)	-21.5	40	51.2	51		1.00
322	280	0	3.56 (~Steg)	-21.5	40	57.4	56.3		0.98
33	400	0	1.56 (~Steg)	-21.5	40	31.8	29.7		0.93
341	400	0	2.56 (Steg)	-21.5	40	34.5	32		0.93
351	400	0	-1.44 (OG/2)	-21.5	40	30.4	27.6		0.91

5.1.2 Ergänzende Rechnungen zur Beurteilung des Bemessungskonzeptes

Mit dem FEM – Modell werden numerische Parameteruntersuchungen durchgeführt, Dabei werden die Lastfälle nach Tabelle 5.1-2 untersucht. Der Parameterbereich bei den Torsionsanteilen wurde auf den baupraktischen Bereich beschränkt, sodass der Fall der reinen Torsion damit nicht erfasst ist. Die Längen werden (exakt) so gewählt, dass bezogene Schlankheitsgrade bezüglich des Biegedrillknickens $\bar{\lambda}_{LT} = 0.5, 1.0$ und 1.5 herauskommen. Die Berechnungen gehen von folgenden Voraussetzungen aus:

- Vorverformung: $v_0 = L / 1000$
- übliche Eigenspannungen für Walzprofile nach [60] (lineare Verteilung)
- nominelle Streckgrenze: $f_y = 23.5 \text{ kN/cm}^2$
- kein Überstand
- Nominelle Querschnittsabmessungen
- $M_w/M_{pl,w} : 0$ bis etwa 0.5
- $\vartheta^I : 0$ bis etwa 0.3
- $V/V_{pl} < 0.33$

Tabelle 5.1-2 Lastfälle mit planmäßiger Torsion

	Belastung	$M_y - M_z$	M_x
LF 1			
LF 2			
LF 3			
LF 4			

Die Ergebnisse dieser Rechnungen fließen in die statistische Auswertung ein. Die in Tabelle 5.1-3 aufgelisteten Gruppen von Rechnungen enthalten in der Regel jeweils 5 Einzelrechnungen, bei denen die Anteile m_y, m_z, m_w variiert werden. Die zweite Ziffer der Lastfallbezeichnung kennzeichnet weitere Eigenschaften:

- x0: Schnittgrößenkombination M_y , und M_w mit Querlastangriff im Obergurt
- x1: Schnittgrößenkombination M_y , M_z und M_w mit Querlastangriff im Obergurt
- x2: Schnittgrößenkombination M_y , M_z und M_w mit Querlastangriff Schwerpunkt

Bei den Rechnungen werden im ersten Lastschritt die Eigenspannungen sowie die Belastungen M_T bzw. m_T und ggf. P_y und q_y aufgebracht. Die Querlasten P_z bzw. q_z werden im zweiten Lastschritt bis zum Versagen des Systems gesteigert. M_T und P_y greifen im Schwerpunkt an. P_z greift je nach Lastfall bei $z_p = -H/2$ oder im Schwerpunkt ($z_p=0$) an. Im Lastfall 3 (Streckenlasten) wird von jedem Elementknoten ein starres Balkenelement vom Schwerpunkt zum jeweiligen Lastangriffspunkt geführt. Bei den U – Profilen wird zweckmäßigerweise eine andere Vorgehensweise angewendet. Der Angriffspunkt der Querlast P_z wird variiert (e). Somit wird hier das erzeugte M_T in diesem Fall auch bis zum Versagen mitgesteigert.

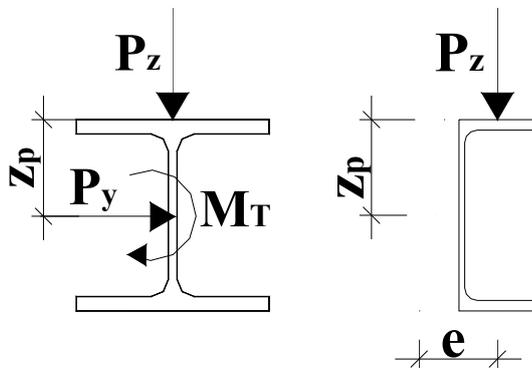


Bild 5.1-5 Lastangriffspunkte bei den Traglastrechnungen

Anzumerken ist noch, dass jeweils nur die äußeren Lasten, nicht jedoch die Schnittgrößen, festgehalten werden.

Tabelle 5.1-3 Traglastrechnungen mit Ansys Balkenelementen

Gruppe	Profil	LF	L [m]	z_p	$M_{cr,y}$ [kNm]	$M_{pl,y}$ [kNm]	$\bar{\lambda}_{LT}$	KSL_{LT}	n_{BDK}	$\chi_{LT,mod}$	κ_M
1201005	IPE 200	10	1.24	-	208.31	51.85	0.50	b	2.0	0.96	0.97
1201010		10	3.02	-	51.87	51.85	1.00	b	2.0	0.70	0.71
1201015		10	5.86	-	23.06	51.85	1.50	b	2.0	0.43	0.41
1202005		20	1.14	-h/2	207.60	51.85	0.50	b	2.5	1.00	0.99
1202010		20	3.00	-h/2	51.95	51.85	1.00	b	2.5	0.75	0.76
1202015		20	6.61	-h/2	23.06	51.85	1.50	b	2.5	0.43	0.42
1202205		22	1.48	0	207.20	51.85	0.50	b	2.5	1.00	0.99
1202210		22	3.81	0	51.87	51.85	1.00	b	2.5	0.75	0.76
1202105		21	1.14	-h/2	207.60	51.85	0.50	b	2.5	1.00	0.99
1202110		21	3.00	-h/2	51.95	51.85	1.00	b	2.5	0.75	0.76
1202115		21	6.61	-h/2	23.06	51.85	1.50	b	2.5	0.43	0.42
1203010		30	2.57	-h/2	51.87	51.85	1.00	b	2.5	0.72	0.76
1203015		30	5.45	-h/2	23.03	51.85	1.50	b	2.5	0.43	0.42
1203110		31	2.57	-h/2	51.87	51.85	1.00	b	2.5	0.72	0.76
1203210		32	3.29	0	51.84	51.85	1.00	b	2.5	0.72	0.76
1204005		40	1.74	-	207.86	51.85	0.50	b	2.5	1.00	0.99
1204010		40	4.75	-	51.96	51.85	1.00	b	2.5	0.79	0.76
1204015		40	9.95	-	23.04	51.85	1.50	b	2.5	0.43	0.42
1162010	IPE 160	20	2.67	-h/2	29.08	29.11	1.00	b	2.5	0.75	0.76
1502010	IPE 500	20	4.98	-h/2	512.70	515.6	1.00	c	2.5	0.68	0.76
2201005	HEB 200	10	3.10	-	601.1	151.0	0.50	b	2.0	0.96	0.97
2201010		10	9.70	-	150.3	151.0	1.00	b	2.0	0.70	0.71
2202005		20	2.99	-h/2	597.0	151.0	0.50	b	2.5	1.00	0.99
2202008		20	7.09	-h/2	235.8	151.0	0.80	b	2.5	0.88	0.89
2202010		20	11.44	-h/2	150.2	151.0	1.00	b	2.5	0.75	0.76
2202105		21	2.99	-h/2	597.0	151.0	0.50	b	2.5	1.00	0.99
2202108		21	7.09	-h/2	235.8	151.0	0.80	b	2.5	0.88	0.89
2202110		21	11.44	-h/2	150.2	151.0	1.00	b	2.5	0.75	0.76
2203005		30	2.59	-h/2	597.2	151.0	0.50	b	2.5	0.98	0.99
2203008		30	5.85	-h/2	235.9	151.0	0.80	b	2.5	0.84	0.89
2203010		30	9.31	-h/2	151.1	151.0	1.00	b	2.5	0.72	0.76
2203105		31	2.59	-h/2	597.2	151.0	0.50	b	2.5	0.98	0.99
2203108		31	5.85	-h/2	235.9	151.0	0.80	b	2.5	0.84	0.89
2203110		31	9.31	-h/2	151.1	151.0	1.00	b	2.5	0.72	0.76
2602010	HEB 600	20	9.89	-h/2	1515.0	1510.0	1.00	b	2.5	0.75	0.76
3202008	UPE 200	20	2.49	-h/2	77.69	51.7	0.82	c	2.5	0.81	0.88
3202010		20	3.97	-h/2	48.03	51.7	1.04	c	2.5	0.66	0.73
3202105		21	1.25	-h/2	193.00	51.7	0.52	c	2.5	0.99	0.99
3202108		21	2.49	-h/2	77.69	51.7	0.82	c	2.5	0.81	0.88
3202110		21	3.97	-h/2	48.03	51.7	1.04	c	2.5	0.66	0.73
3202205		22	1.71	0	193.00	51.7	0.52	c	2.5	0.99	0.99
3202210		22	5.00	0	48.00	51.7	1.04	c	2.5	0.66	0.73
3403111	UPE 400	31	4.63	-h/2	244.5	296.4	1.10	c	2.5	0.59	0.68

5.2 Schlussfolgerungen zum Tragverhalten und für die Entwicklung des Bemessungskonzeptes

5.2.1 Stabilitätseinfluss

Zur Herleitung einfacher Nachweisgleichungen werden die einzelnen Einflüsse genauer betrachtet. Zuerst erfolgt eine Betrachtung zum Einfluss von Theorie II. Ordnung Effekten, welche nicht durch den Abminderungsfaktor χ_{LT} abgedeckt sind. Hierzu sind in Gleichung (3.2-1) bzw. (4.4-4) die Interaktionsfaktoren k_{zw} und k_w zunächst auf 1 gesetzt. Wird der Faktor α ebenfalls auf 1 gesetzt, ergeben sich die Laststeigerungsdivisoren nach Bild 5.2-1.

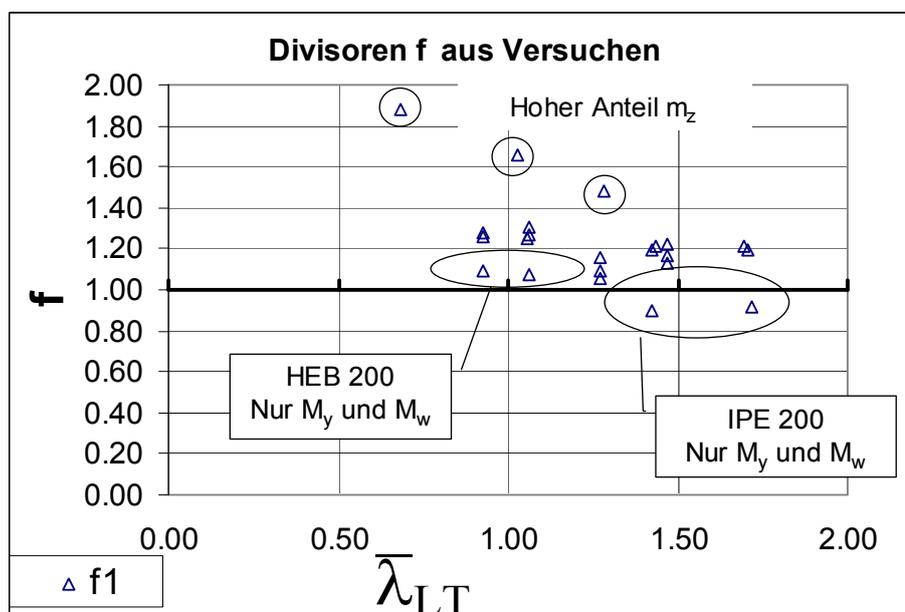


Bild 5.2-1 Laststeigerungsdivisoren f_1 mit $\alpha = k_w = k_{zw} = 1$

Lediglich die schmalen IPE – Profile mit großer Schlankheit liegen hier auf der unsicheren Seite, was bedeutet, dass der traglastmindernde Stabilitätseinfluss nicht durch den etwas konservativeren Ansatz bei der Interaktion der Schnittgrößen kompensiert werden kann. Aus diesem Grund wird vor der Optimierung hinsichtlich der Wirtschaftlichkeit zunächst der Erhöhungsfaktor α gewählt. Um möglichst mit nur einfachen Thermen zu arbeiten, werden hier nur α_2 und α_3 untersucht:

$$\alpha_2 = \frac{1}{1 - \left(\frac{M_y}{M_{y,cr}}\right)^2} \quad (5.2-1)$$

sowie
$$\alpha_3 = \frac{1}{1 - \frac{M_y}{M_{y,cr}}} \quad (5.2-2)$$

Bild 5.2-2 und Bild 5.2-3 enthält die Auswertung der Versuchsergebnisse. Mit α_2 liegen die Werte für die IPE – Profile am günstigsten. Zu Erkennen ist aber auch, dass die Streuung der Werte hier größer ist. (Siehe auch Tabelle 5.2-1)

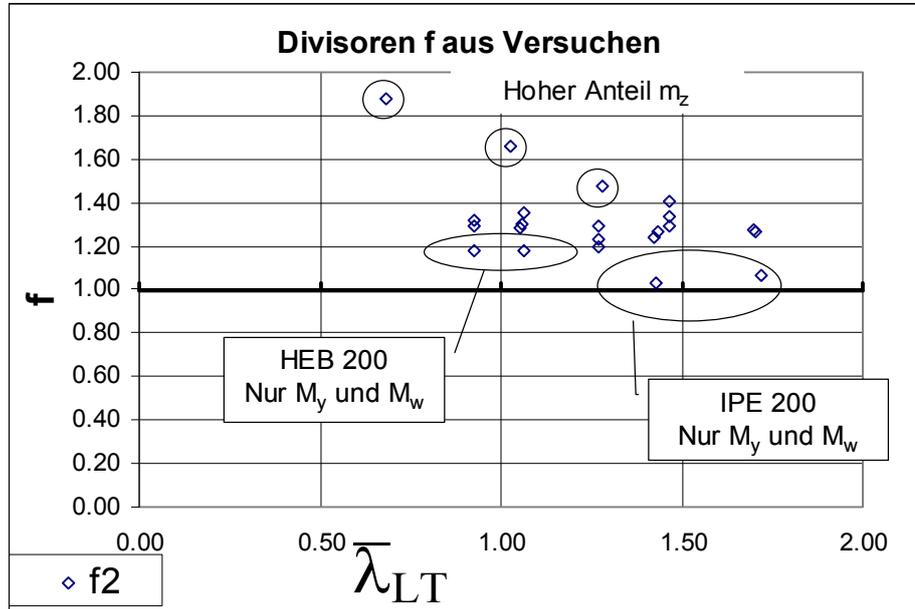


Bild 5.2-2 Laststeigendivisoren f_2 mit $\alpha = \alpha_2$ und $k_w = k_{zw} = 1$

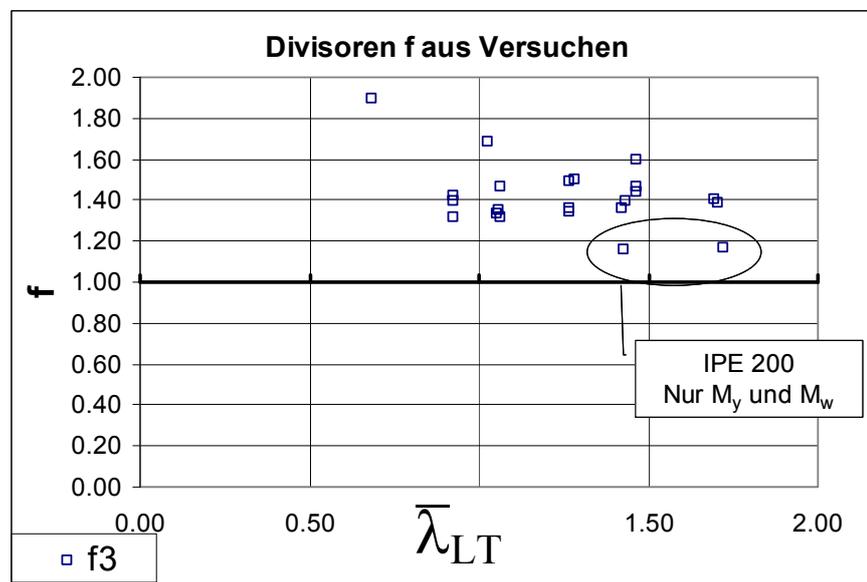


Bild 5.2-3 Laststeigendivisoren f_3 mit $\alpha = \alpha_3$ und $k_w = k_{zw} = 1$

Tabelle 5.2-1 Statistische Werte obiger Auswertungen

Faktor α :	$\alpha_1 = 1$	α_2	α_3
Mittelwert:	1.227	1.310	1.420
Standardabweichung:	0.213	0.177	0.155
Variationskoeffizient:	0.174	0.135	0.109

Wie aus Tabelle 5.2-1 zu ersehen ist, liefert der Ansatz mit α_3 die besten Ergebnisse mit dem kleinsten Variationskoeffizienten. Die Auswertung der Traglastrechnungen ergaben dieselbe Tendenz, weswegen im Folgenden immer der Vergrößerungsfaktor mit $\alpha = \alpha_3$ festgesetzt wird.

5.2.2 Zum Einfluss von Biegung um die schwache Achse und der Torsion

Wie die Auswertung der Versuche und der Traglastrechnungen gezeigt haben, liegt die Bemessungsgleichung ohne die Interaktionsfaktoren k_w und k_{zw} bei Ansteigen des Anteiles m_z (vgl. Bild 5.2-1) mehr auf der sicheren Seite. Das liegt zum einen daran, dass der m_y Anteil (Stabilität) in den Hintergrund tritt. Die dem Ersatzstabnachweis zugrunde liegende lineare Interaktion der plastischen Schnittgrößen bewirkt, dass hier noch Traglastreserven vorhanden sind. Bei Betrachtung der FEM – Rechnungen wird ein weiterer Effekt deutlich, welcher jedoch nur bei Verwendung der Fließzonentheorie auftritt. Die bezogene Schnittgröße m_w wird abgebaut, während M_x und ϑ weiter ansteigen (Bild 5.2-4 und Bild 5.2-5). Die Torsion wird zunehmend durch primäre Torsion und Schubspannungen abgetragen, was jedoch unberücksichtigt bleiben kann, wie die Auswertungen weiter unten zeigen.

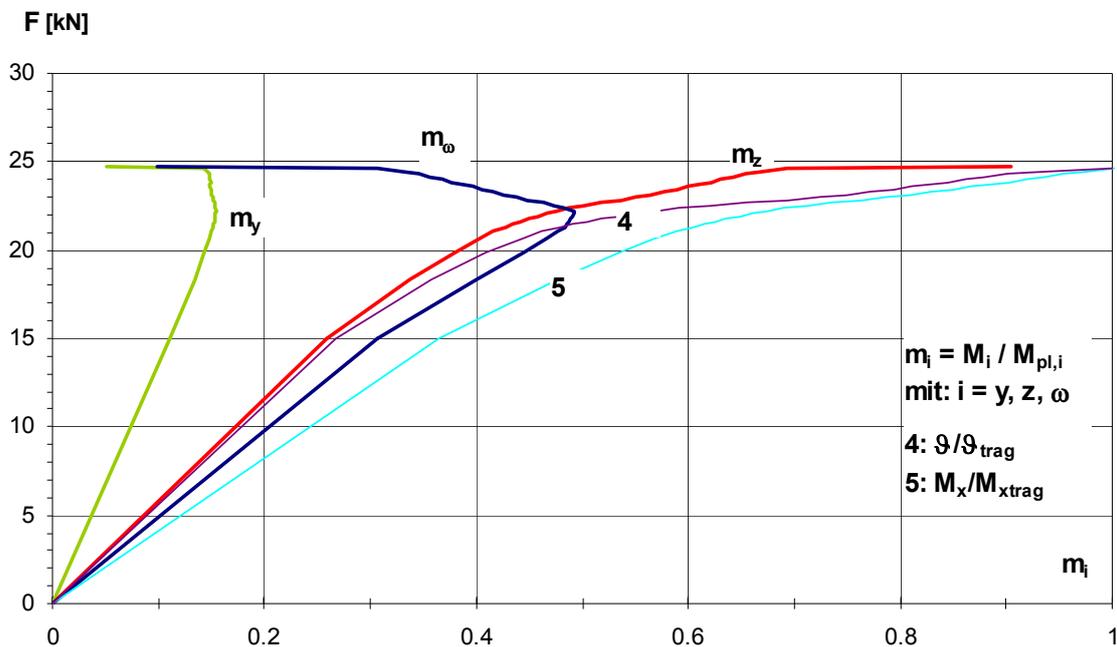


Bild 5.2-4 Versuch 121: IPE 200

Dieser Rückgang von M_w ist bei großen Anteilen von M_z besonders ausgeprägt. Um diesem Verhalten Rechnung zu tragen, wird ein zusätzlicher Korrekturterm nach Gl. (5.2-3) eingeführt, der möglichst einfach gewählt wurde.

$$k_{zw} = 1 - 1,0 \cdot m_z \quad (5.2-3)$$

Dieser Korrekturterm besagt, dass bei voller Auslastung durch M_z gar kein Wölbmomentenanteil M_w vom I-Profil aufgenommen werden kann. Dies ist für I-Profile auch zutreffend, da bei voller Plastizierung eines Gurtes das doppelsymmetrische I-Profil für andere weitere Spannungsanteile zu einem einfachsymmetrischen T-Profil wird, dessen Wölbwiderstand I_w gleich Null ist.

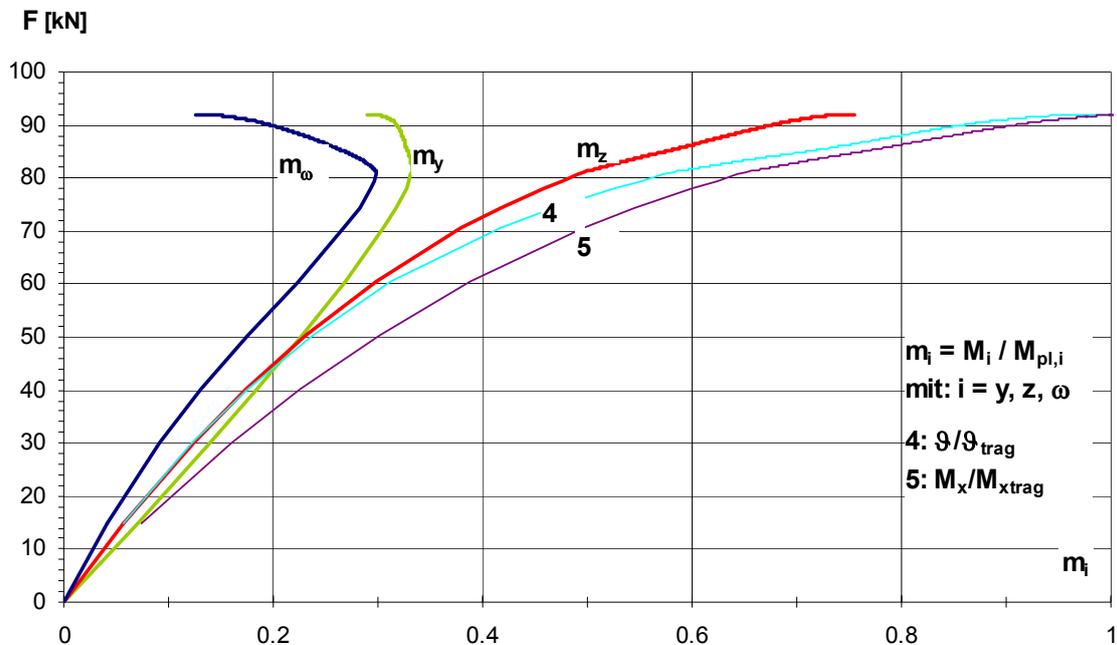


Bild 5.2-5 Versuch 251: HEB 200

Bei größerem Torsionsanteil ist dies ebenfalls zu beobachten (Bild 5.2-6).

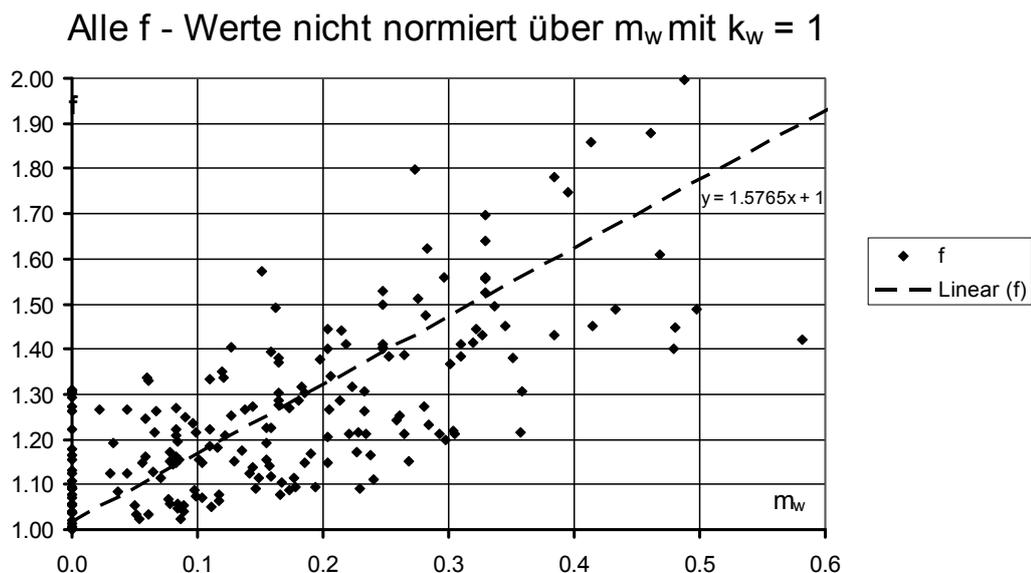


Bild 5.2-6 Entwicklung der f - Werte der Traglastrechnungen

Für den Lastfall 2 (Einzellast in Feldmitte) sind Zahlenwerte für k_w in Bild 5.2-7 dargestellt. Für die Versuche, sowie für die Traglastrechnungen wurden diese so ermittelt, dass die Bemessungsfunktion gerade 1 ergibt.

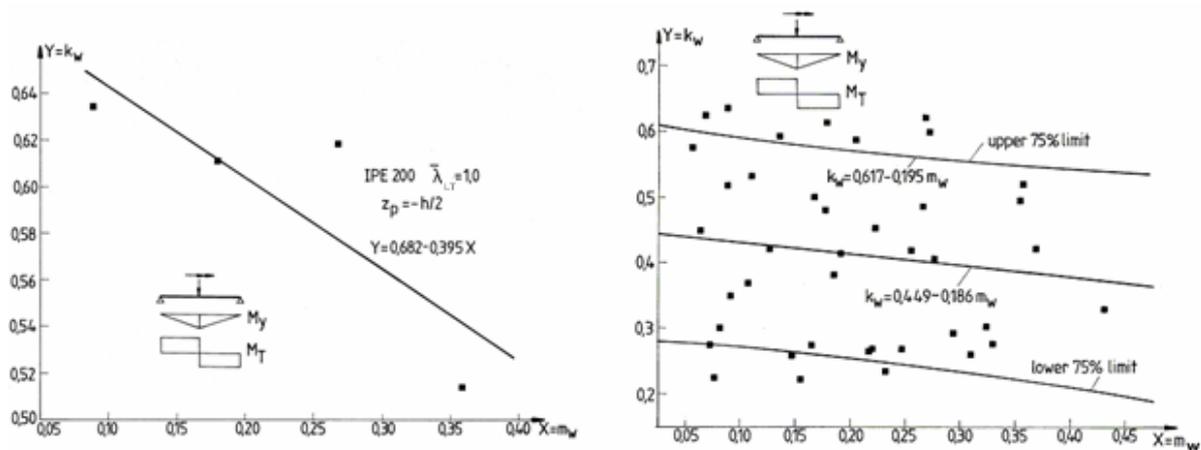


Bild 5.2-7 Zu $f = 1$ zugehörige k_w - Werte
Links: 4 Versuchswerte; Rechts: 40 FEM – Rechnungen

Es ist zu erkennen, dass eine große Variationsbreite vorhanden ist. Die in Bild 5.2-7 angegebene obere statistische Grenze wird nur von wenigen Ergebnissen überschritten. Aus diesem Grunde wird für das weitere Vorgehen – auch für die anderen Lastfälle – ein weiterer Korrekturterm nach Gl. (5.2-4) eingeführt.

$$k_w = 0.7 - 0.2 m_w \quad (5.2-4)$$

Dieser Faktor setzt natürlich voraus, dass zumindest ein m_y und / oder m_z vorhanden ist, was aber den Voraussetzungen mit $m_w \leq 0.5$ entspricht.

5.3 Auswertung der vereinfachten Nachweisgleichung anhand der eigenen Versuche

Nach der in Abschnitt 4.4.3 beschriebenen Prozedur kann folgender Schluss gezogen werden:

Mit den in Tabelle 5.3-2 ermittelten Teilsicherheitsbeiwerten für die Widerstandsseite von

$$\gamma_M = 1,14 \text{ sowie } \gamma_M^* = 1,02$$

kann der Bemessungsvorschlag als geeignet angesehen werden. Tabelle 5.3-2 enthält ebenfalls die statischen Zwischenwerte zu diesem Ergebnis. Zur zahlenmäßigen Auswertung wurden letztendlich zugrunde gelegt:

$$\alpha = \frac{1}{1 - \frac{M_y}{M_{y,cr}}}; \quad C_{Mz} = 0,9; 0,95; \quad k_{zw} = 1 - \frac{M_z}{M_{pl,z}}; \quad k_w = 0,7 - 0,2 \cdot \frac{M_w}{M_{pl,w}}$$

Zur Ermittlung von $\chi_{LT,mod}$ nach DIN EN 1993-1-1:2005 Abschnitt 6.3.2.3 kommen folgende BDK – Linien zum Ansatz:

Tabelle 5.3-1 h/b – Werte der Versuchsträger

Profil Nr	h [cm]	b [cm]	h/b	BDK - Linie
1 - IPE 200	20	10	2.0	b
2 - HEB 200	20	20	1.0	b
3 - UPE 200	20	8	2.5	c

Die einwirkenden Schnittgrößen nach Theorie I. Ordnung ergeben sich aus den Last- und Systemwerten aus Tabelle 4.2-2.

Tabelle 5.3-2 Auswertung der Versuche

f (Übertrag)	b ₁	δ ₁	Δ ₁	Δ ₁ - Δ	(Δ ₁ - Δ) ²	V _{ni}	V _i	Q _{it}	Q	α _{ri}	α _g	k _k	t _d	γ _M	γ _M	k _c	f _{ri} (Übertrag)
1.039	0.9625	1.11685	0.11051	0.11308	0.01279	0.050065	0.089060	0.050023	0.088884	0.562795	0.827628	0.740	0.650	1.138	1.019	0.895	0.663
1.041	0.9610	1.11513	0.10897	0.11154	0.01244	0.045671	0.086672	0.045647	0.086510	0.527657	0.803341	0.743	0.655	1.134	1.015	0.895	0.665
1.036	0.9652	1.12001	0.11334	0.11591	0.01344	0.046021	0.086857	0.045996	0.086693	0.530564	0.848540	0.743	0.655	1.135	1.015	0.895	0.665
1.167	0.8569	0.99429	-0.00573	-0.00316	0.00001	0.065444	0.098535	0.065374	0.098297	0.666071	0.748373	0.728	0.632	1.153	1.038	0.900	0.656
1.068	0.9366	1.08686	0.08329	0.08586	0.00737	0.052175	0.090269	0.052140	0.090086	0.576783	0.816588	0.739	0.648	1.140	1.020	0.895	0.661
1.124	0.8993	1.03196	0.03146	0.03403	0.00116	0.044642	0.086134	0.044619	0.085975	0.518983	0.855634	0.744	0.656	1.134	1.013	0.894	0.665
1.105	0.9047	1.04984	0.04864	0.05121	0.00262	0.045021	0.086331	0.044988	0.086171	0.522195	0.853687	0.744	0.656	1.134	1.014	0.894	0.665
1.122	0.8915	1.03454	0.03395	0.03652	0.00133	0.063433	0.097211	0.063370	0.096982	0.653415	0.758517	0.730	0.634	1.151	1.036	0.900	0.657
1.171	0.8541	0.99114	-0.00890	-0.00633	0.00004	0.046443	0.086134	0.044621	0.085975	0.518995	0.855627	0.744	0.656	1.134	1.014	0.895	0.667
1.118	0.8943	1.03768	0.03689	0.03956	0.00156	0.049567	0.088786	0.049536	0.088612	0.559025	0.830166	0.740	0.651	1.138	1.019	0.896	0.663
1.139	0.8443	1.01863	0.01845	0.02103	0.00044	0.049105	0.088529	0.049075	0.088356	0.555421	0.832568	0.741	0.651	1.137	1.019	0.896	0.663
1.338	0.7471	0.86996	-0.14276	-0.14019	0.01965	0.061550	0.095993	0.061492	0.095773	0.642063	0.768099	0.731	0.637	1.149	1.035	0.901	0.659
1.199	0.8342	0.96797	-0.02355	-0.02098	0.00090	0.043280	0.085436	0.043260	0.085281	0.507267	0.862594	0.745	0.658	1.132	1.012	0.894	0.666
1.225	0.8162	0.94713	-0.05432	-0.05174	0.00268	0.044187	0.085699	0.044166	0.085741	0.515104	0.857962	0.744	0.657	1.133	1.013	0.894	0.665
1.220	0.8194	0.95065	-0.05039	-0.04782	0.00229	0.045966	0.086838	0.045962	0.086675	0.530279	0.848717	0.743	0.655	1.135	1.015	0.895	0.665
1.205	0.8301	0.96319	-0.03750	-0.03493	0.00122	0.046401	0.087059	0.046376	0.086894	0.533705	0.846578	0.743	0.654	1.135	1.016	0.895	0.665
1.177	0.8495	0.98575	-0.01435	-0.01178	0.00014	0.042954	0.085271	0.042934	0.085117	0.504417	0.864254	0.745	0.658	1.132	1.013	0.895	0.666
1.126	0.8683	1.03078	0.03032	0.03289	0.00108	0.047267	0.087523	0.047240	0.087356	0.540779	0.842102	0.742	0.653	1.136	1.017	0.896	0.665
1.184	0.8443	0.97970	-0.02051	-0.01794	0.00032	0.047943	0.087890	0.047916	0.087721	0.546228	0.836596	0.742	0.653	1.136	1.018	0.896	0.664
1.234	0.8101	0.94009	-0.06178	-0.05921	0.00351	0.046620	0.087175	0.046595	0.087011	0.535504	0.845447	0.742	0.654	1.135	1.014	0.894	0.664
1.298	0.7704	0.89400	-0.11205	-0.10948	0.01199	0.046726	0.087233	0.046701	0.087067	0.536378	0.844896	0.742	0.654	1.135	1.014	0.893	0.663
1.324	0.7555	0.87166	-0.13165	-0.12908	0.01866	0.042679	0.085133	0.042660	0.084980	0.502001	0.865652	0.745	0.658	1.132	1.011	0.893	0.666
1.166	0.8662	1.00000	-0.00257	=m:	Σ=	0.11364					m=	0.741	0.652	1.137	1.018	0.895	0.663
				s _v =		0.00541149					s=	0.005	0.007	0.006	0.008	0.002	0.003
				V _i =		0.07366244					v=5m=	0.006	0.011	0.005	0.007	0.002	0.004
				Q _i =		0.07356281					min=	0.728	0.632	1.132	1.011	0.893	0.656
											max=	0.745	0.658	1.153	1.038	0.901	0.666

Anzahl Versuche: 22
 Anzahl B- Variablen: 8

Charakteristisch:
 k_v = 1.640
 k_{ri} = 1.678

Bemessung:
 k_v = 3.040
 k_{ri} = 3.154

Nr	Name	V	ft
1	E	0.070	0.010
2	f _y	0.070	0.010
3	W _{ply}	0.030	0.010
4	W _{pe}	0.030	0.010
5	W _{plw}	0.030	0.010
6	l _z	0.030	0.010
7	l _w	0.030	0.010
8	l _T	0.030	0.010
9	γ _M	0.030	0.010
10	z _{pl}	0.030	0.010

$r_e r_t$ - Diagramm

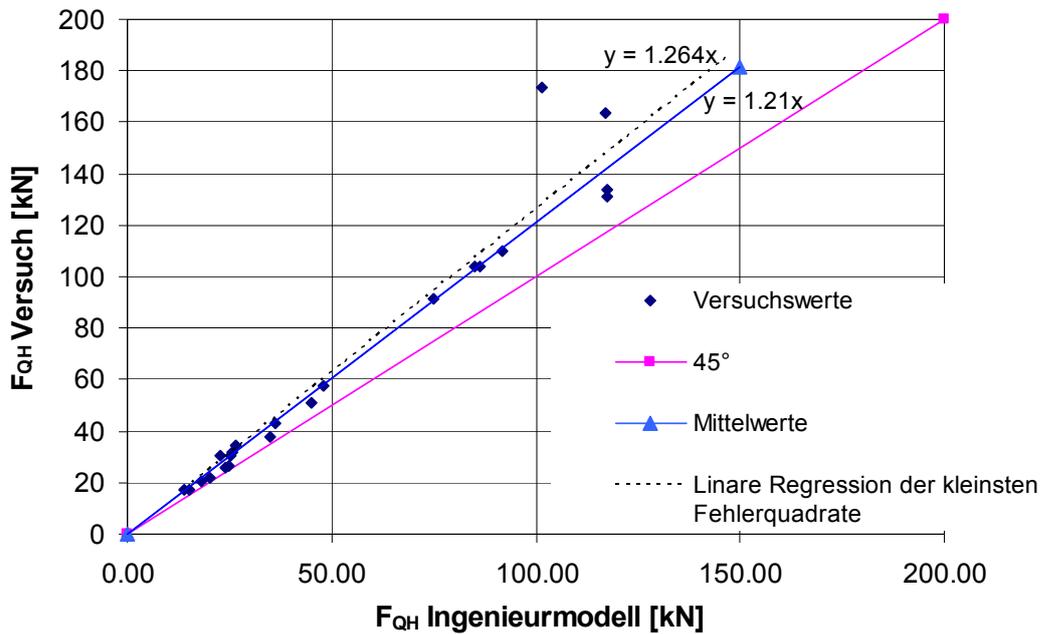


Bild 5.3-1 Vergleich zwischen Versuch und Bemessungsgleichung (3.2-1) (gemessene Werte)

$r_e r_t$ - Diagramm

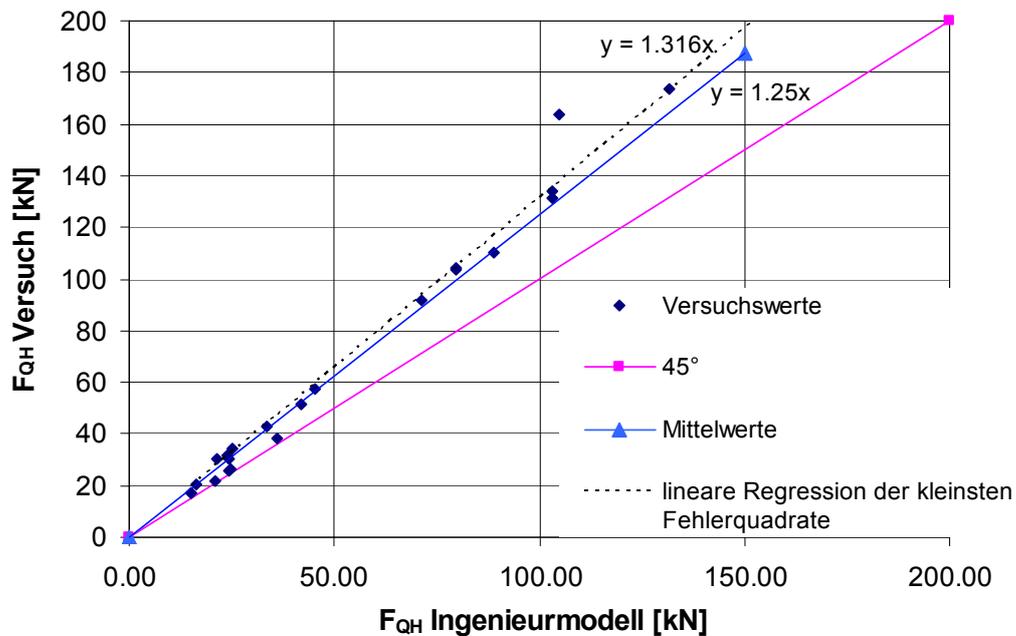


Bild 5.3-2 Vergleich zwischen Versuch und Bemessungsgleichung (3.2-1) (nominelle Werte)

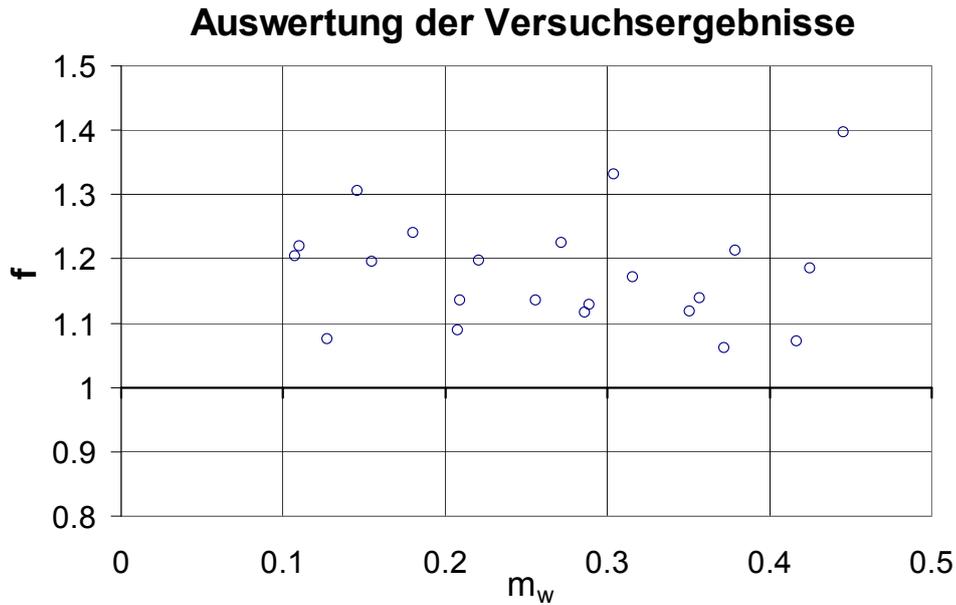


Bild 5.3-3 Vergleich zwischen Versuch und Nachweisgleichung anhand der Laststeigerungsdivisoren (gemessene Werte)

Die dimensionslose Größe f lässt sich am besten darstellen, wenn sie über einen aussagekräftigen Wert aufgetragen wird. In Bild 5.3-3 ist das der Anteil des bezogenen Wölbmomentes. Es entsteht hier eine Punktwolke, aus der ein (nur ein) Mittelwert ableitbar ist. Dieser ist identisch mit der Steigung der jeweils mit „Mittelwerte“ bezeichneten Geraden in Bild 5.3-1. und beträgt $f_{\text{Mittel}} = 1.21$. Die gestrichelten Linien mit Angabe der Steigung beschreiben die Geraden, welche mittels Verfahren der Fehlerquadrate (Schritt 3 DIN EN 1990:2002 Annex D) ermittelt wurden. Aufgrund der Vereinheitlichung der Auswertung von Versuchen und FEM – Rechnungen mit Hilfe der Laststeigerungsdivisoren werden die weiteren Auswertungen (z.B. zur Bestimmung der Fehlerterme) mit den normalen Mittelwerten vorgenommen (So wie noch in Annex Z von prEN 1993-1-1:1992/A2:1998 vorgeschrieben).

5.4 Auswertung der vereinfachten Nachweisgleichung anhand der FEM – Rechnungen

Ein Teil der in Tabelle 5.1-3 aufgeführten FEM – Rechnungen sind bereits in [47] statistisch ausgewertet:

→ es sind alle Werte $f > 1$

Auswertung der FEM - Rechnungen

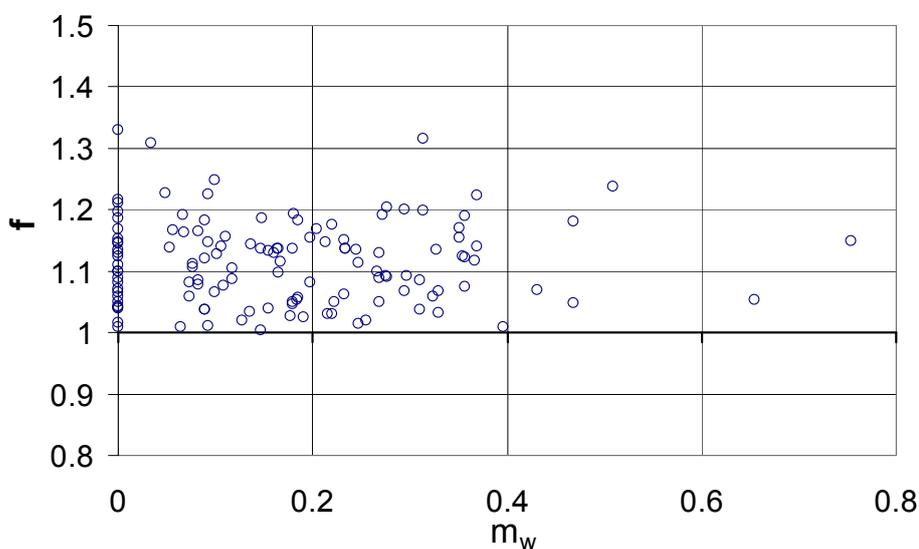


Bild 5.4-1 Ergebnisse für die Werte f aus der Auswertung einiger FEM-Traglastrechnungen nach Tabelle 5.1-3 in Abhängigkeit von m_w

Die Auswertungen beziehen sich auf die Nachweisgleichung nach DIN EN 1993-1-1:2005 Abschnitt 6.3.2.3 mit $\chi_{LT,mod}$. Die Ergebnisse liegen insgesamt auf der sicheren Seite. Hierbei wurde eine Normierung derart vorgenommen, dass der bereits vorhandene Bemessungsgrundfall zu 100 % gesetzt wurde (vgl. auch [47]). Dies bedeutet, dass alle Laststeigerungsfaktoren der einzelnen Rechnungen durch denjenigen geteilt werden, der für die jeweilige Reihe (gleiches Profil, gleiches $\bar{\lambda}_{LT}$ und gleiche Momentenverteilung) keinen Anteil mit planmäßiger Torsion enthält.

→ $f_{norm} = f / f_{(m_w = 0 \text{ in der selben Reihe})}$

Diese Vorgehensweise ist darin begründet, die bestehende Nachweisgleichung aus DIN EN 1993-1-1:2005 nur zu erweitern. Die Unsicherheit (falls vorhanden) im Fall ohne Torsion wird dementsprechend mitgenommen. Ergeben sich für die normierten Laststeigerungsdivisoren Werte < 1 , so heißt das, dass durch den zusätzlichen Torsionsterm weitere Unsicherheiten hinzukommen, was i.A. nicht vorkommen

sollte. Gleichwohl können die normierten Laststeigerungsfaktoren geringer ausfallen, wenn die Nachweisgleichung im Grundlastfall schon auf der sicheren Seite liegt.

Um statistische Unsicherheiten zu umgehen, kann die Grundgesamtheit nochmals in verschiedene Klassen eingeteilt werden. Die insgesamt 211 zur Auswertung gelangten Rechnungen sind in Bild 5.4-2 und Bild 5.4-3 in klassifiziert dargestellt. Der Parameter ist hierbei der Verhältniswert h/b :

- Gruppe 1: $h/b = 1,0$
- Gruppe 2: $h/b = 2,0$ (1,95)
- Gruppe 3: $h/b = 2,5$ (3,5)

Weitere sinnvolle Klassifizierungsmerkmale wären in diesem Zusammenhang der Anteil der bezogenen Schnittgröße m_z , die Schlankheit $\bar{\lambda}_{LT}$, die Torsionsstabkennzahl ε_T , der Lastfall, usw..

Die Teilsicherheitsbeiwerte beschreiben die Ungenauigkeiten der Nachweisgleichung bei Variation der Eingangsparameter und sind gemäß DIN EN 1990:2002 Annex D ermittelt (vgl. Abschnitt 4.4). Die Tatsache, dass die nominelle Streckgrenze bereits einen garantierten Fraktilwert darstellt, wird in Anlehnung an [14] über den Faktor γ_m berücksichtigt. Als Referenzwerte für Walzprofile werden die ebenfalls in [14] zusammengestellten Mittelwerte und Variationskoeffizienten für Streckgrenzen verwendet, welche aus umfangreichen Zugproben stammen.

Laststeigerungsdivisoren f nicht normiert

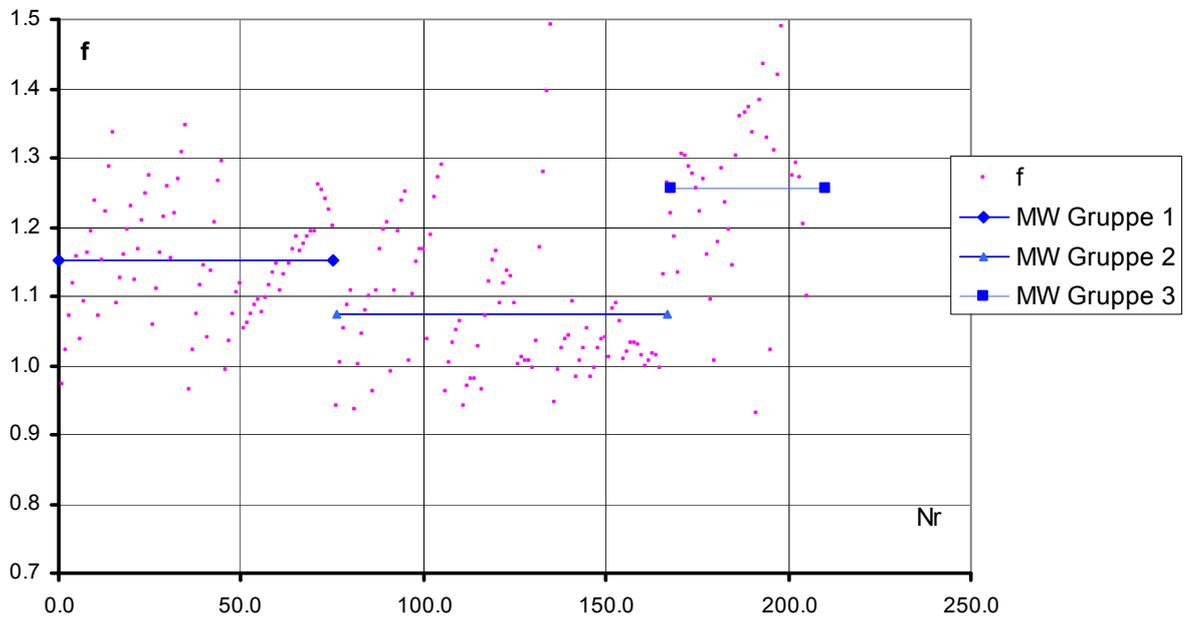


Bild 5.4-2 f – Werte nicht normiert

Laststeigerungsdivisoren f normiert

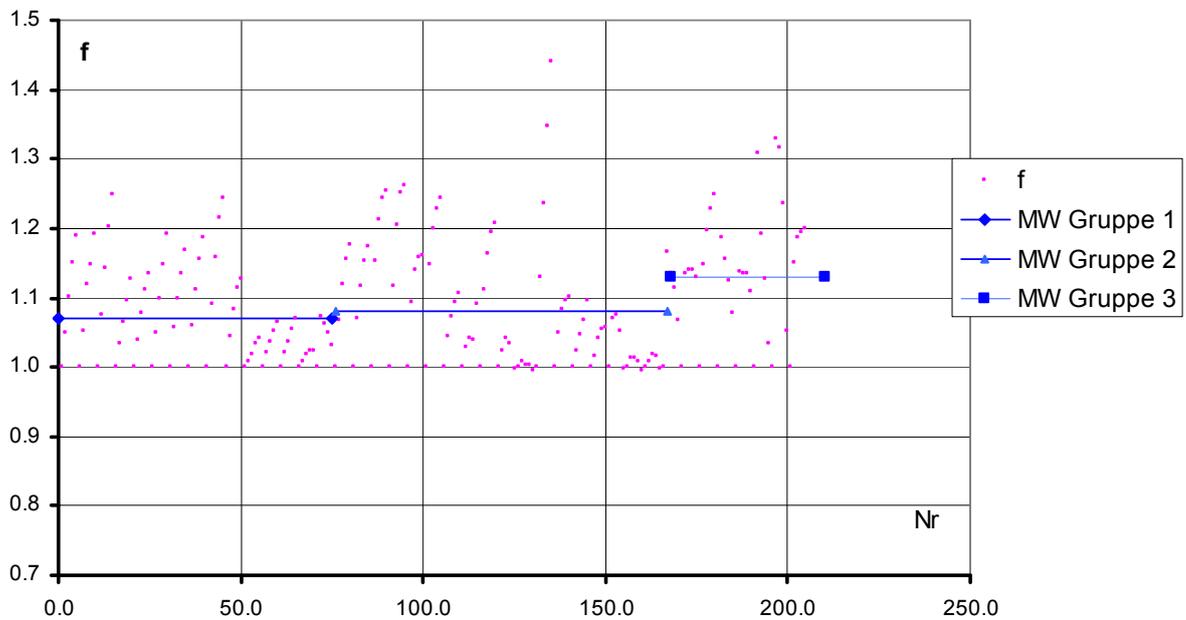


Bild 5.4-3 f – Werte normiert

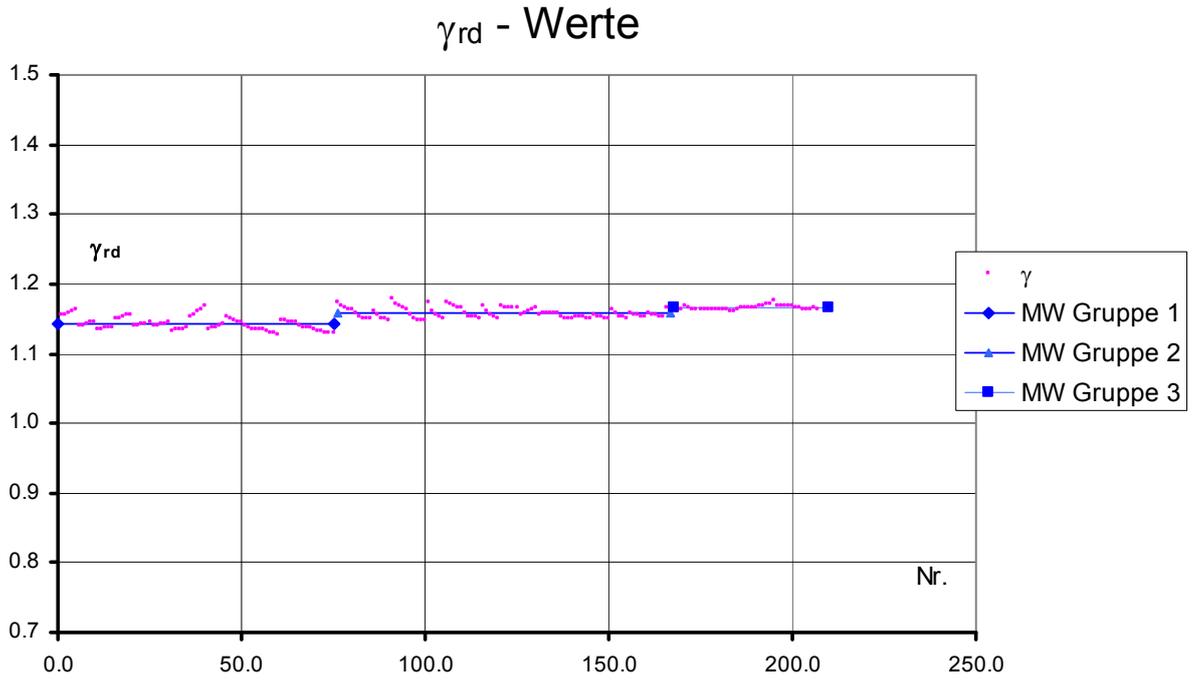


Bild 5.4-4 γ_{rd} – Werte nicht normiert

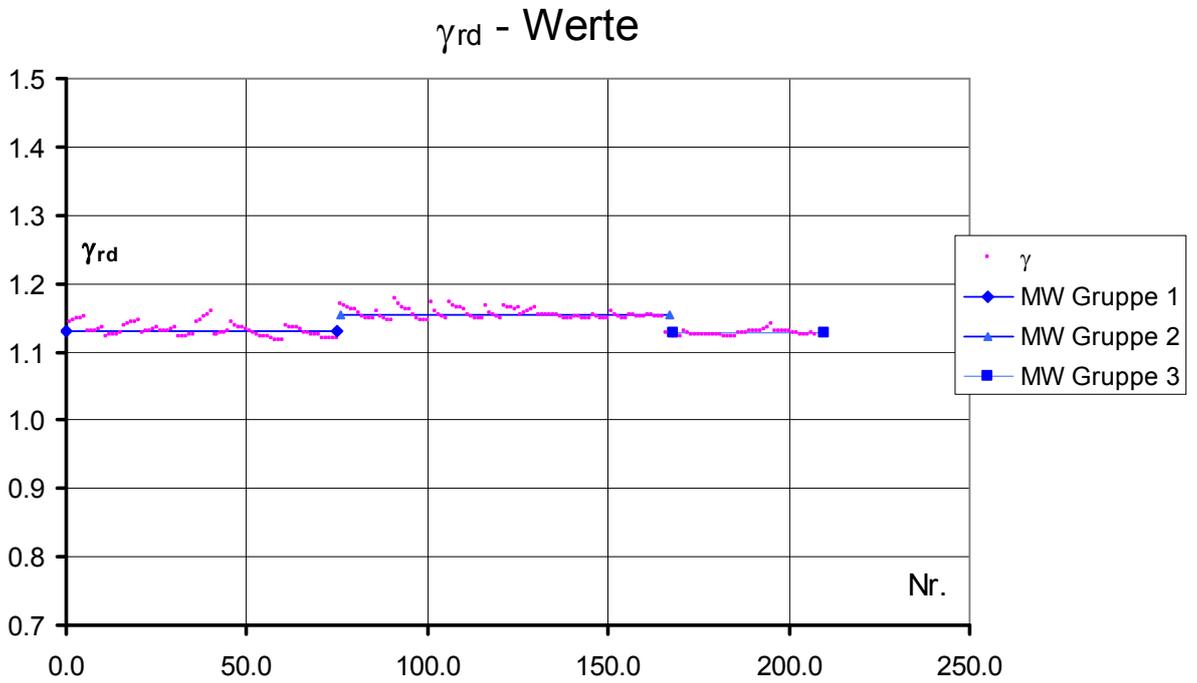


Bild 5.4-5 γ_{rd} – Werte normiert

Tabelle 5.4-1 Auswertung der FEM – Rechnungen mit Korrekturfaktor nach [14] mit nicht normierten Werten

Gruppe	Quelle	m_{fy} [kN/cm ²]	V_{fy} [-]	f_{yd} [kN/cm ²]	$f_{y,nom}$ [kN/cm ²]	γ_m [-]	γ_{rd} [-]	γ_M [-]
1	[14] Tabelle 7	260.42	0.0600	234.8	235.0	1.001	1.143	1.144
1	[14] Tabelle 11	297.30	0.0600	268.0	235.0	0.877	1.143	1.002
1	[14] Tabelle 18	279.78	0.0700	247.7	235.0	0.949	1.143	1.085
2	[14] Tabelle 7	260.42	0.0600	234.8	235.0	1.001	1.158	1.159
2	[14] Tabelle 11	297.30	0.0600	268.0	235.0	0.877	1.158	1.015
2	[14] Tabelle 18	279.78	0.0700	247.7	235.0	0.949	1.158	1.099
3	[14] Tabelle 7	260.42	0.0600	234.8	235.0	1.001	1.165	1.166
3	[14] Tabelle 11	297.30	0.0600	268.0	235.0	0.877	1.165	1.021
3	[14] Tabelle 18	279.78	0.0700	247.7	235.0	0.949	1.165	1.105

Tabelle 5.4-2 Auswertung der FEM – Rechnungen mit Korrekturfaktor nach [14] mit normierten Werten

Gruppe	Quelle	m_{fy} [kN/cm ²]	V_{fy} [-]	f_{yd} [kN/cm ²]	$f_{y,nom}$ [kN/cm ²]	γ_m [-]	γ_{rd} [-]	γ_M [-]
1	[14] Tabelle 7	260.42	0.0600	234.8	235.0	1.001	1.132	1.133
1	[14] Tabelle 11	297.30	0.0600	268.0	235.0	0.877	1.132	0.992
1	[14] Tabelle 18	279.78	0.0700	247.7	235.0	0.949	1.132	1.074
2	[14] Tabelle 7	260.42	0.0600	234.8	235.0	1.001	1.155	1.156
2	[14] Tabelle 11	297.30	0.0600	268.0	235.0	0.877	1.155	1.013
2	[14] Tabelle 18	279.78	0.0700	247.7	235.0	0.949	1.155	1.096
3	[14] Tabelle 7	260.42	0.0600	234.8	235.0	1.001	1.127	1.128
3	[14] Tabelle 11	297.30	0.0600	268.0	235.0	0.877	1.127	0.988
3	[14] Tabelle 18	279.78	0.0700	247.7	235.0	0.949	1.127	1.069

Die ungünstigsten Werte ergeben sich für Gruppe 2, allerdings auch hier sehr dicht am angestrebten Wert von $\gamma_M = 1.1$.

5.5 Vergleich mit alternativen Bemessungsverfahren

5.5.1 Verfahren Obergurt als Druckstab

Im Folgenden soll das vorgestellte Verfahren mit der in [58] beschriebenen Vorgehensweise des „Nachweises des Druckflansches als Druckstab“ (siehe auch Abschnitt 2.7.1) verglichen werden. Es werden die in Abschnitt 4.2 beschriebenen Versuche ausgewertet. Der Druckstab besteht aus dem Obergurt sowie 1/5 – der Stegfläche. Für die Versuchsauswertung wird jeweils der Mittelwert der gemessenen Querschnittsabmessungen zugrunde gelegt. Für Reihe 1 ergibt sich so z.B.:

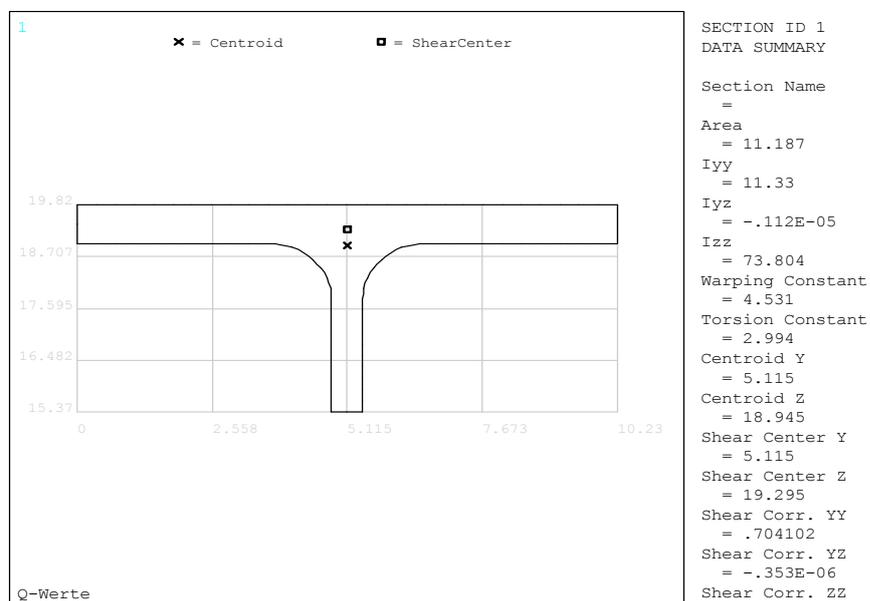


Bild 5.5-1 Querschnittswerte des gedrückten Obergurtes für IPE 200; Mittelwerte aus Reihe 1

$$f_y = 38 \text{ kN/cm}^2$$

$$N_{p1OG} = f_y \cdot A = 38 \cdot 11.19 = 425.22 \text{ kN}$$

$$M_{plzOG} = f_y \cdot (b_o/2)^2 \cdot t_o = 38 \cdot 5.11^2 \cdot 0.824 = 817.62 \text{ kNcm}$$

$$N_{KizOG} = \pi^2 \cdot EI/s_k^2$$

$$N_{KizOG} = 3.14^2 \cdot 21000 \cdot 73.8 / 280^2 = 195.1 \text{ kN}$$

Für Versuch 11-13

$$N_{KizOG} = 3.14^2 \cdot 21000 \cdot 73.8 / 400^2 = 95.5 \text{ kN}$$

Für Versuch 14-16

Die Werte der anderen Profile sind im Anhang (Abschnitt 9.2.2.2) zu finden. Die Belastungen bzw. Schnittgrößen für den Druckflansch ergeben sich nach Bild 5.5-2 zu:

$$\rightarrow M_{zOG} = M_z / 2$$

$$\rightarrow N = M_y / H'$$

$$\rightarrow H_T = M_T / H'$$

$$\rightarrow M_{zOG}^* = H_T \cdot L / 4$$

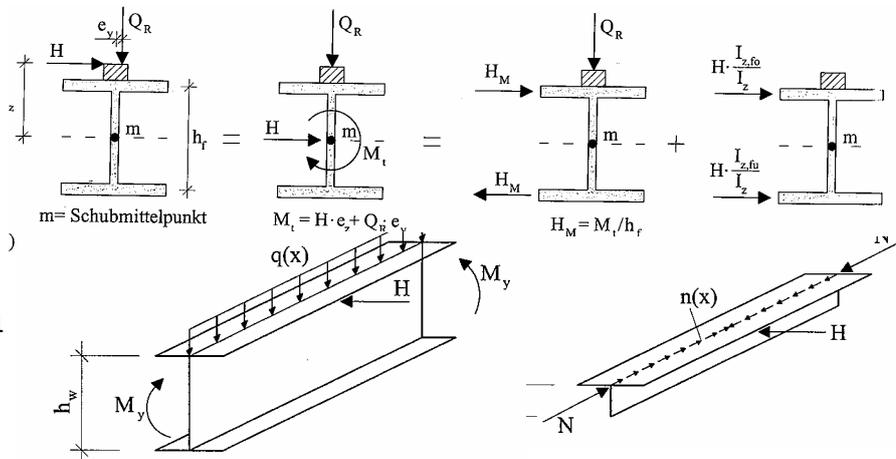


Bild 5.5-2 Aufteilung der Schnittgrößen nach [58]

Die Eingangsgrößen M_y , M_T , M_z ergeben sich nach Theorie I. Ordnung aus den Versuchstraglasten P sowie L , y_p , z_p und α nach Tabelle 4.2-2 für den jeweiligen Versuch.

Der an die DIN 18800 – 2:1990 angelehnte Nachweis sieht wie folgt aus:

$$\bar{\lambda}_K = \sqrt{N_{plOG} / N_{KizOG}}$$

$$\kappa = f(\bar{\lambda}_K, KSL c)$$

$$\left(\frac{N}{\kappa \cdot N_{plOG}} + \frac{(M_{zOG} + M_{zOG}^*)}{M_{pl,z,OG}} \right) \leq 1$$

Für die Nachweisauswertung wird f ermittelt aus:

$$\left(\frac{N}{\kappa \cdot N_{plOG}} + \frac{(M_{zOG} + M_{zOG}^*)}{M_{pl,z,OG}} \right) \cdot \left(\frac{1}{f} \right) = 1$$

Der Laststeigerungsdivisor f kann ohne Iteration als Kehrwert berechnet werden. Die Ergebnisse sind Tabelle 5.5-1 zu entnehmen. Wie zu erwarten, ist zu erkennen, dass der Druckstabnachweis auf der sicheren Seite liegt¹. Bei dem hier vorgestellten Biegedrillknicknachweis können gegenüber dem vereinfachten Nachweis

¹ Das liegt auch daran, dass die Normalkraft im Gurt konstant angenommen wurde. Bei einer dem Moment affinen Normalkraftverteilung ergeben sich etwas günstigere Werte. Knicklängenbeiwerte hierzu sind in [94] zu finden.

Traglastreserven von 25 – 50 % ausgenutzt werden. Die Verwendung einer Rechnung nach Theorie II. Ordnung mit einer Vorkrümmung von $v_0 = L/200$ für den Druckstab liefert im Wesentlichen keine anderen Ergebnisse.

Tabelle 5.5-1 f – Werte der untersuchten Nachweismethoden

Versuch Nr.	f (Bem - Vorschlag) Gl. (3.2.1)	f (Druckstab) DIN 18800 - T2	f _{Bem - Vorschlag} / f _{Druckstab}
11	1.089	1.449	0.751
121	1.072	1.884	0.569
122	1.062	1.816	0.585
13	1.212	2.283	0.531
14	1.075	1.867	0.576
151	1.128	2.265	0.498
152	1.117	2.252	0.496
16	1.135	2.408	0.471
21	1.171	1.981	0.591
221	1.119	2.060	0.543
222	1.139	2.098	0.543
23	1.396	2.637	0.529
24	1.198	2.445	0.490
251	1.225	2.588	0.473
252	1.220	2.320	0.526
26	1.205	2.329	0.517
31	1.185	2.651	0.447
321	1.135	2.106	0.539
322	1.195	2.067	0.578
33	1.240	3.088	0.402
341	1.306	3.097	0.422
342	1.331	3.620	0.368

f - Werte / Vergleich

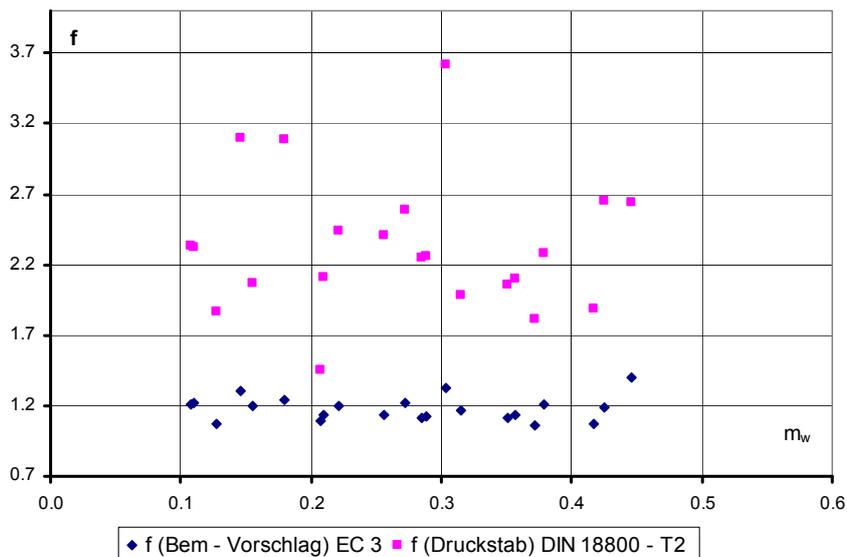


Bild 5.5-3 Werte aus Tabelle 5.5-1 für 22 Traglastversuche

5.5.2 Interaktion mit Schnittgrößen nach Theorie II. Ordnung

Übertragen auf DIN EN 1993-1-1:2005 Abschnitt 6.2.9.1 sähe der in Abschnitt 2.7.1 beschriebene Lösungsweg unter Verwendung von Schnittgrößen nach Theorie II. Ordnung wie folgt aus:

$$\left(\frac{M_y^{II}}{M_{pl,y}} \right)^\alpha + \left(\frac{M_z^{II}}{M_{pl,z}} \right)^\beta + \left(\frac{M_w^{II}}{M_{pl,w}} \right)^\gamma \leq 1 \quad (5.5-1)$$

Hierin sind die Exponenten zunächst wie folgt festgelegt:

$$\alpha = 2, \quad \beta = 1 \quad \text{sowie} \quad \gamma = 1$$

Die Werte M_i^{II} sind mit KSTAB ermittelt. Hierbei liegen die gemessenen Querschnittswerte der Versuche zugrunde. Die seitliche Vorverformung v_0 beträgt $L/250$ (KSL b) für IPE 200 bzw. $L/200$ (KSL c) für HEB 200 und UPE 200. Die Ausgangsbelastung stellen die Komponenten F_z und F_y der Versuchstraglasten dar (Tabelle 5.1-1). In jedem Iterationsschritt müssen die Schnittgrößen neu ermittelt werden. Dazu wird der Laststeigerungsdivisor f so lange erhöht, bis obige Gleichung genau 1 ergibt.

Tabelle 5.5-2 f – Werte bezüglich einiger Versuchstraglasten

Versuch Nr.	f (Bem - Vorschlag) EC 3	f (Th II O) EC 3	$f_{\text{Bem - Vorschlag}} / f_{\text{Th II O}}$
121	1.072	1.240	0.865
151	1.128	1.235	0.913
221	1.119	1.235	0.906
251	1.225	1.299	0.943
31	1.185	1.230	0.963
341	1.306	1.276	1.024

Es zeigt sich, dass bei der Schnittgrößenberechnung nach Theorie II. Ordnung mit obiger Interaktion Werte herauskommen, die in vielen Fällen weit auf der sicheren Seite liegen. Die Exponenten könnten noch kalibriert werden, was aber hier nicht Gegenstand der Betrachtung ist.

6 Anwendung auf (einfachsymmetrische) Schweißprofile

6.1 Allgemeines

Zur weiteren Auswertung werden Profile mit einem verbreiterten Obergurt herangezogen. Aus der Entwicklung heraus haben sich Abmessungen ergeben, welche an Walzprofile angelehnt sind, bzw. in der Literatur bereits behandelt wurden. Dies geschieht zur Klärung des Tragverhaltens bzw. zur Durchführung von Benchmarktests. Es werden 4 Profiltypen näher betrachtet¹:

- Profil 1: IPE 600 mit verbreitertem OG: $b_o = 32$ cm statt 22cm
- Profil 2: HEB 800 mit verbreitertem OG: $b_o = 50$ cm statt 30cm
- Profil 3: OG: 500/20 mm, UG:400/15 mm, Steg 780/8 mm (Bild 6.2-10)
- Profil 4: OG: 300/10 mm, UG:150/7.5 mm, Steg 300/7.5 mm (Bild 6.2-11)

Mit dem Verlassen der Forderung des doppelsymmetrischen Querschnitts wird das Traglastproblem deutlich komplizierter. Das gilt sowohl für die Handrechnung, als auch für die FEM – Modellierung, welche Schalenelemente erfordert. (Siehe hierzu Abschnitt 6.2.2). Erkennbar wird das auch daran welche zusätzlichen Querschnitts- und Systemgrößen gebraucht werden. Bild 6.1-1 und Bild 6.1-2 verdeutlichen das. Die Querschnittswerte sind zweckmäßigerweise automatisch zu ermitteln.

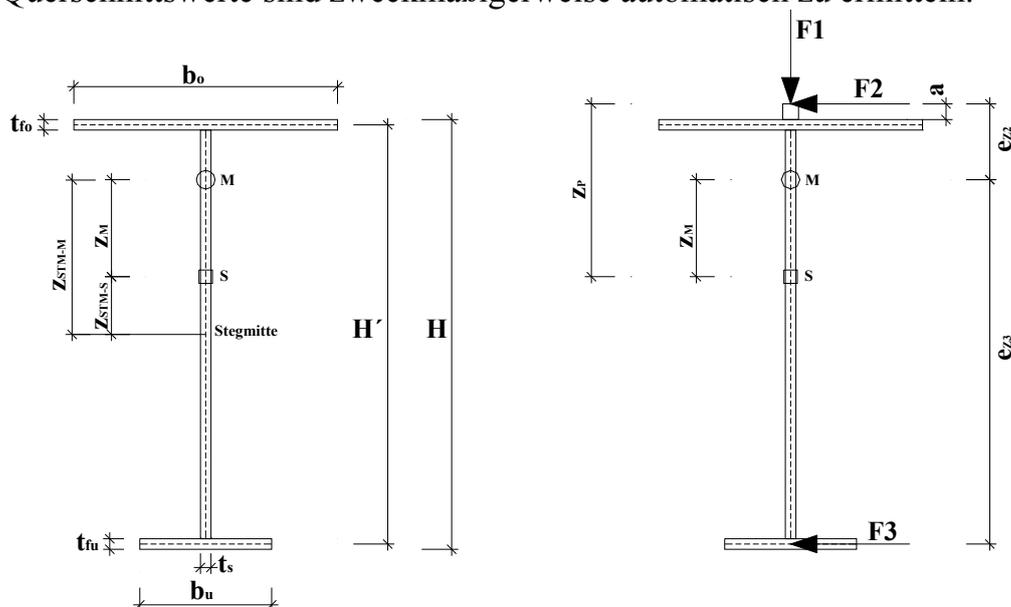
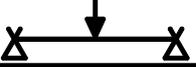
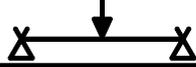


Bild 6.1-1 Querschnittsbezeichnungen 1

¹ Ohne das doppelsymmetrische Profil in Abschnitt 6.2.1

Tabelle 6.1-1 Laststellungen

Nr	Lastangriff	Druck im		Nr	Lastangriff	Druck im	
1	OG	OG		5	M	OG	
2	UG	OG		6	M	UG	
3	OG	UG					
4	UG	UG					

Bezüglich des plastischen Querschnittswiderstandes $M_{pl,y}$ verhält sich das doppelsymmetrische Profil gleicher Querschnittsfläche etwas günstiger (3-7 %). Ist jedoch der starke Gurt gedrückt (Zeile 1 in Tabelle 6.1-1), was den Normalfall darstellen sollte, weist das einfachsymmetrische Profil ein wesentlich günstigeres Stabilitätsverhalten auf. Diese positive Eigenschaft ist zurückzuführen auf:

- eine höhere Seitensteifigkeit des stabilitätsgefährdeten Gurtes
- einen geringeren Abstand des Lastangriffes zum Schubmittelpunkt
- Einfluss der Querschnittsstrecke r_z

Im entgegengesetzten Fall (Zeile 4) wirken sich oben angeführte Punkte dann dementsprechend besonders ungünstig aus. Der letzte Punkt spielt gegenüber den ersten beiden eine untergeordnete Rolle, ist aber nicht zu vernachlässigen. Um diesen Einfluss herauszukristallisieren, müssen die Profile im Schubmittelpunkt belastet werden (Zeile 5 und 6). Die Testrechnungen in Abschnitt 6.2.2.1 verdeutlichen dies. Zu erwarten ist jetzt jedoch, dass diese Eigenschaften auf das oben genannte Nachweisformat keinen Einfluss nehmen. Die wesentliche Stabilitätsgefährdung wird durch M_y verursacht. Das im bereits vorhandenen Nachweisformat enthaltene M_{cr} berücksichtigt diese Punkte. Dass das Ersatzstabverfahren nach DIN EN 1993-1-1:2005 im Falle der einachsigen Biegung für einfachsymmetrische Profile geeignet ist, wird in [29] dargestellt.

6.2 Rechnungen mit FEM - Schalenelementen

6.2.1 Nachrechnung von Versuchen

In [65] sind verschiedene Biegedrillknickversuche an Schweißprofilen zusammengetragen. Leider sind hier keine Versuche mit einfachsymmetrischen Profilen aufgelistet. Auch in späteren Publikationen ist weder eine Quelle mit noch ohne planmäßige Torsionsbelastung dieser Profile zu finden. Eine Nachrechnung kann sich somit nur auf oben genannten Fall beschränken, um folgende Einflüsse zu testen:

- Stabilitätsverhalten allgemein
- Vorverformungen
- Eigenspannungen

Um die in Abschnitt 4.3 gemachten Ansätze für die FEM – Rechnungen zu überprüfen, werden die Versuche von Fukomoto, welche in [25] beschrieben sind, nachgerechnet. Als Referenzwerte werden die Angaben der jeweiligen Mittelwerte zu Serie D verwendet. Es handelt sich um Dreipunktbiegeversuche mit Einzellast in Feldmitte. Der Lastangriff erfolgt am Obergurt.

$L = 180 \text{ cm}$, $h = 25 \text{ cm}$, $b = 10 \text{ cm}$, $t_g = 0.8 \text{ cm}$, $t_s = 0.6 \text{ cm}$, $\bar{u} = 3 \text{ cm}$,
 $f_y = 30 \text{ kN/cm}^2$, $M_{cr} = 94.4 \text{ kNm}$, $M_{pl} = 85.4 \text{ kNm}$, $\bar{\lambda}_{LT} = 0.93$

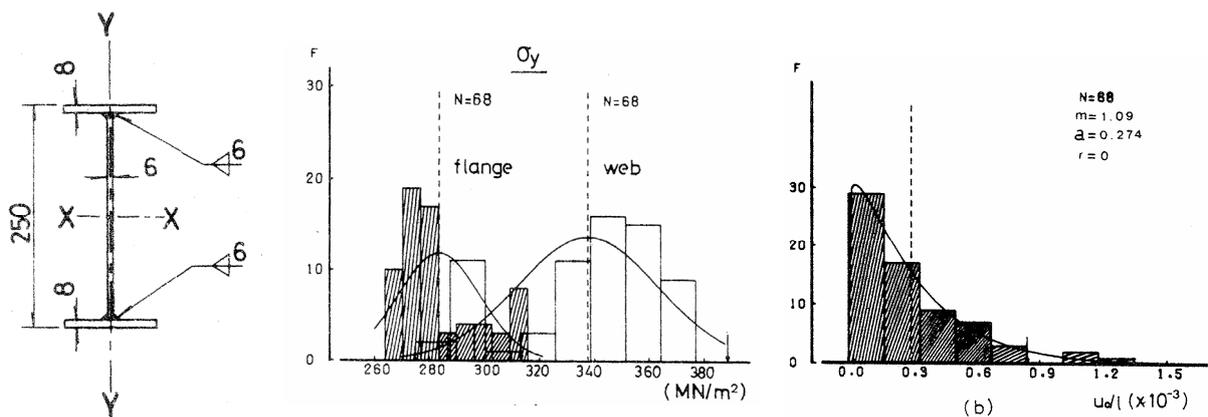


Bild 6.2-1 Versuche aus [25]; Querschnitt – Streckgrenze - Vorverformung

¹ Im Mittel angesetzt für den ganzen Querschnitt.

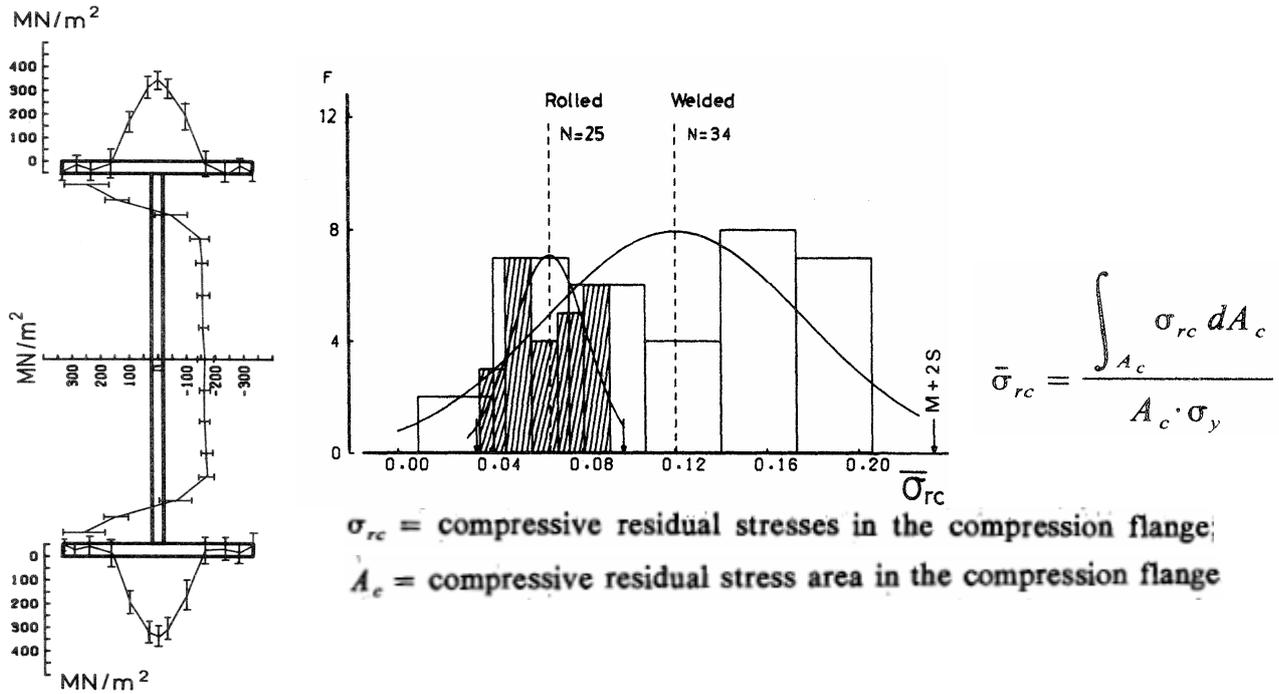


Bild 6.2-2 Versuche aus [25]; Eigenspannungen

Als Voraussetzung für weitere Rechnungen werden zunächst die ideal-plastische Grenzlast (mit dazugehörigem M_{pl}) und die Verzweigungslast (mit dazugehörigem M_{cr}) überprüft:

$$M_{crFEM} = 21.43 \cdot 10 \cdot 1.8 / 4 = 96.43 \text{ kNm} \quad (\text{Bei } F_z = 10 \text{ kN am OG; Bild 6.2-3})$$

$$M_{plFEM} = 0.97 \cdot 200 \cdot 1.8 / 4 = 87.3 \text{ kNm} \quad (\text{Bei } F_z = 200 \text{ kN am OG; Bild 6.2-4})$$

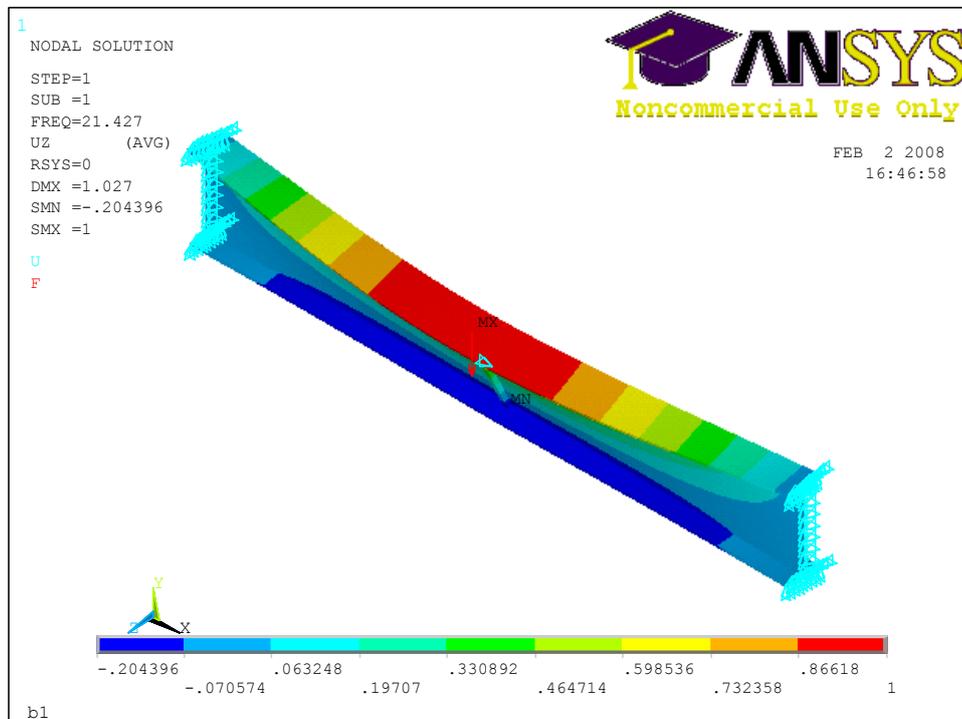


Bild 6.2-3 1. Eigenwert bei LSF (Freq) = 21.34 und zugehöriger Eigenform

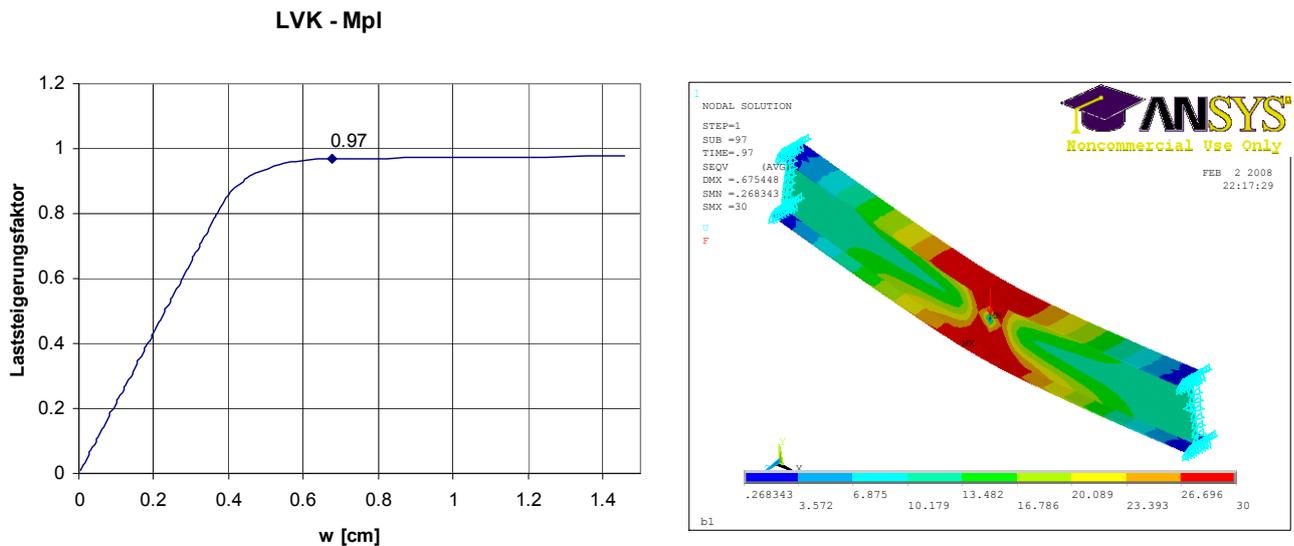


Bild 6.2-4 Last – Verformungsdiagramm zur Ermittlung von M_{pl} mit Vergleichsspannungen

Tabelle 6.2-1 Ergebnisse der FEM – Traglastrechnungen

Nr.	v_0	σ_{eD} / f_y	L	P_{FEM}	$P_{Versuch}$	$P_{Versuch} / P_{FEM}$
-	-	-	cm	kN	kN	-
1	0.000296*L	0	180	162.1	149.8	0.92
2	0.000296*L	0.12	180	147.6	149.8	1.01
3	0.000296*L	0.21	180	134	149.8	1.12
4	0.000296*L	0.27	180	126	149.8	1.19

Tabelle 6.2-1 zeigt, dass die Versuchstraglasten gut angenähert können. Der Ansatz von Eigenspannungen wirkt sich im Falle der Schweißprofile schwerwiegender aus, als bei den Walzprofilen, was der allgemeinen Erkenntnis entspricht [60]. Wird als Referenzwert der Wert der Druckeigenspannungen im Flansch zugrunde gelegt, ist die Übereinstimmung bei fast 100%. Die Werte der Eigenspannungen für die FEM - Idealisierung sind Tabelle 6.2-2 zu entnehmen. Die Werte für die hier definierte Eigenspannungsverteilung (vgl. Bild 4.3-7) ergeben sich aus den Gleichgewichtsbedingungen. Da die maßgebenden Anteile die Druckspannung in den Flanschen darstellt, wird hier darauf verzichtet, etwas höhere Werte für den Steg zu definieren.

Tabelle 6.2-2 Werte der Eigenspannungen

Nr.	f_y	σ_{eD} / f_y	σ_{eD}	σ_{eZ}	Anmerkung
-	kN/cm ²	-	kN/cm ²	kN/cm ²	
1	30.0	0	0	0	
2	30.0	0.12	3.6	12.0	Mittelwert der Messwerte
3	30.0	0.21	6.3	21.0	Ansatz nach Bild 4.3-7 bei S235
4	30.0	0.27	8.1	27.0	Ansatz nach Bild 4.3-7 bei $f_y = 30$ kN/cm ²

Als Vorverformung wird ein seitlicher Stich von $v_0 = 0.000296 \cdot L \sim L/3400$, welcher dem gemessenen Mittelwert entspricht, angesetzt. Deutlich geringere Traglasten liefert der eigentlich anzusetzende Wert von $v_0 = L/1000$. Des Weiteren kann aus der Übereinstimmung des kritischen Biegedrillknickmomentes darauf geschlossen werden, dass Steg und Flansch mit jeweils 8 Elementen ausreichend fein elementiert sind (siehe Bild 6.2-6 mit gröberer und feinerer Elementierung). Weitere Einflüsse – insbesondere die der Einfachsymmetrie und der planmäßigen Torsion – müssen durch andere Plausibilitätskontrollen getestet werden. Einige Versuche zur Absicherung wären auf diesem Gebiet sicherlich sehr wünschenswert.

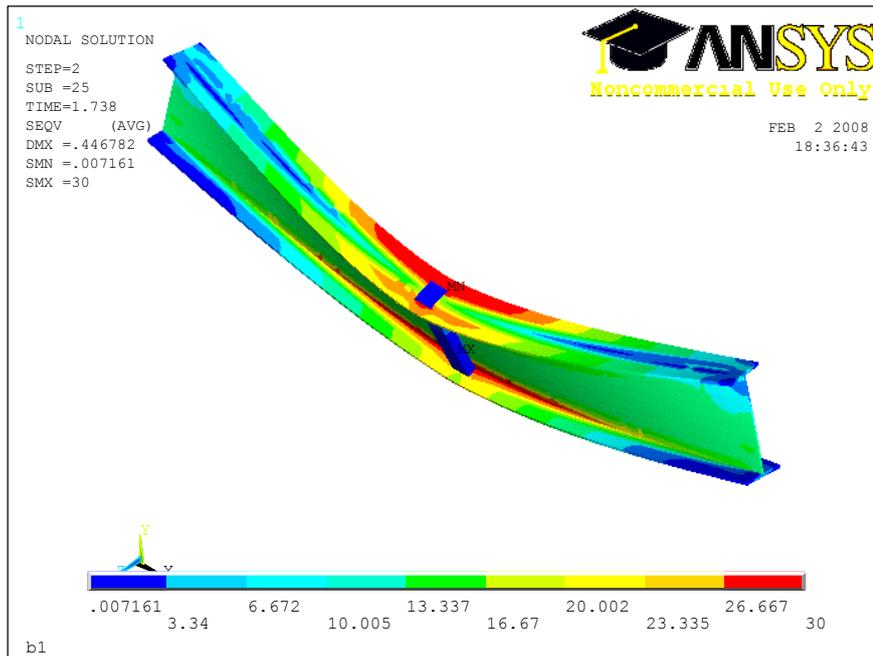


Bild 6.2-5 Vergleichsspannungen im Traglastzustand bei Rechnung 2

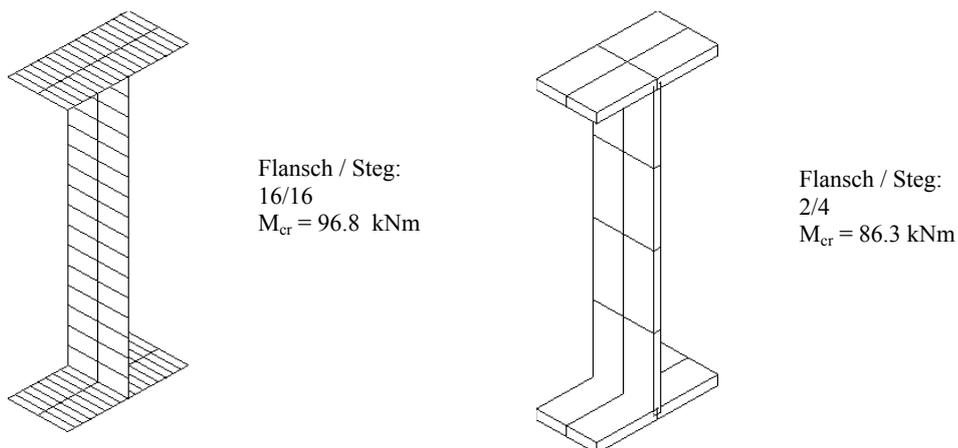


Bild 6.2-6 Elementierung und M_{cr} zum Vergleich.

6.2.2 Weitere FEM – Test – Rechnungen

6.2.2.1 Stabilitätsverhalten bei planmäßigem M_y (Belastung F_z)

Schon in [119] und [107] wird anhand von T – Profilen darauf hingewiesen, dass die Balkenelemente von Ansys und Abacus bezüglich des Stabilitätsverhaltens Mängel aufweisen. Das hat sich auch für die einfachsymmetrischen I Profile bestätigt. In [79] werden Traglastrechnungen und Eigenwertberechnungen an einem einfachsymmetrischen Profil (hier: Profil 3) im Vergleich zum flächengleichen doppelsymmetrischen Profil vorgestellt. In Bild 6.2-10 sind die Ergebnisse der Nachrechnungen der Fälle 1 und 4 (Tabelle 6.1-1) für das einfach symmetrische Profil eingetragen. Tabelle 6.2-3 enthält eine Übersicht der Abweichungen zur Balkenlösung mittels Variation des Potentials. Diese Lösungen werden als „Stand der Technik angesehen“ und als Vergleichswerte herangezogen. Die Rechnungen in [79] wurden mit KIBAL erstellt. Die kommerziell zugänglichen Programme KSTAB und DRILL liefern identische Lösungen. Als Fazit bleibt festzuhalten:

- Die Ansys Balkenelemente liefern falsche Ergebnisse. Am deutlichsten wird das in den Laststellungen 5 und 6 sowohl im Vergleich mit der Variationslösung als auch mit den Schalenelementen. Zu vermuten ist, dass Arbeitsanteile im Zusammenhang mit der Querschnittsstrecke r_z bei der Elementformulierung nicht berücksichtigt wurden. Es wird deutlich, dass die Lösungen bei Druck im schwachen Gurt auf der unsicheren Seite liegen.
- In Bezug auf Abschnitt 2.5 lässt sich sagen, dass Gleichung (2.5-1), was in Tabelle 6.2-3 der letzten Spalte entspricht, für die untersuchten Fälle ideale Werte liefert. Für andere Begebenheiten wird die Brauchbarkeit vorausgesetzt, hier aber nicht weiter dokumentiert.

Tabelle 6.2-3 Zusammenstellung der kritischen Last P_{cr} (Verzweigungslast) für Profil 3 bezogen auf die Lösung mittels Variation des Potentials

L=6m

Belastung nach	Kibal/Drill/Kstab	Beam 188	SHELL 181	DIN 4114	EC3 [N5]	EC3 [N4]
Tab.6.1-1 Zeile:	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[kNm]
1	100%	83%	57%	109%	177%	100%
2	100%	87%	20%	100%	144%	102%
3	100%	118%	27%	90%	57%	100%
4	100%	114%	78%	101%	71%	101%
5	100%	83%	41%	105%	169%	100%
6	100%	119%	38%	93%	59%	100%

L=10m

Belastung nach	Kibal/Drill/Kstab	Beam 188	SHELL 181	DIN 4114	EC3 [N5]	EC3 [N4]
Tab.6.1-1 Zeile:	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[kNm]
1	100%	84%	88%	108%	92%	100%
2	100%	86%	75%	98%	72%	99%
3	100%	118%	80%	91%	33%	100%
4	100%	114%	94%	101%	42%	101%
5	100%	84%	84%	105%	87%	100%
6	100%	119%	85%	94%	35%	101%

L=14m

Belastung nach	Kibal/Drill/Kstab	Beam 188	SHELL 181	DIN 4114	EC3 [N5]	EC3 [N4]
Tab.6.1-1 Zeile:	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[kNm]	[kNm]
1	100%	86%	95%	107%	165%	100%
2	100%	91%	92%	100%	141%	102%
3	100%	117%	91%	91%	61%	100%
4	100%	114%	97%	101%	73%	101%
5	100%	85%	94%	105%	160%	100%
6	100%	118%	92%	94%	63%	101%

Bei den Schalenelementen zeigt sich ein eindeutiger Einfluss lokaler Effekte in Bezug auf die ermittelten Eigenformen, was sich auch in Tabelle 6.2-3 anhand sehr niedriger Werte widerspiegelt. Anhand der Verformungsfigur der Eigenwertlösung ist ersichtlich, ob globales Versagen (BDK) oder lokales Versagen zuerst auftritt. Um mit den Eigenwertberechnungen mit Schalenelementen auf die Stablösung zu kommen, muss das Ebenbleiben der Querschnitte durch eine Koppelung der Knoten bezüglich der Verdrehung um die Längsachse in jeder Knotenebene vorgenommen werden. In Bild 6.2-7 ist dargestellt, wie das in Ansys geschehen kann.

$i=1$

```
*DO,1,1,102,
NSEL,S,LOC,X,i*EL
cp,i,rotx,all
ALLSELL,ALL
*ENDDO
```

EL: Elementlänge

cp:

Defines a set of coupled degrees of freedom.

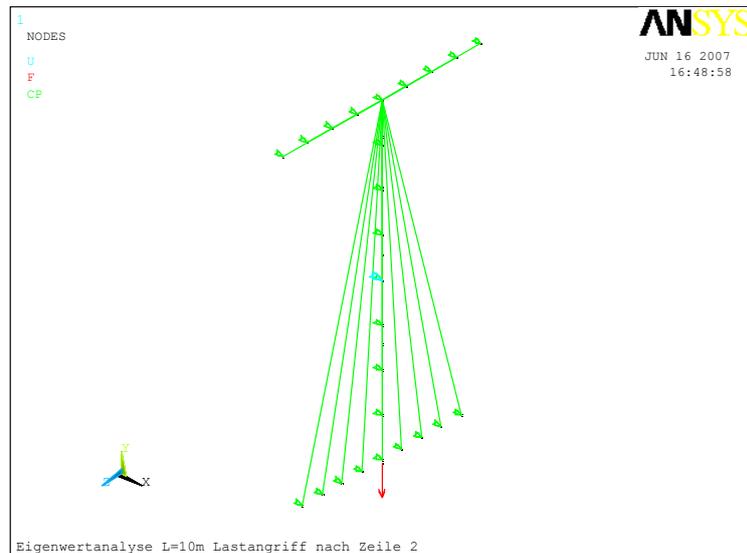


Bild 6.2-7 Koppelung von Knoten in einer Querschnittsebene bezüglich der Rotation um die Längsachse

Hiezu einige herausgezogenen Beispiele:

A)

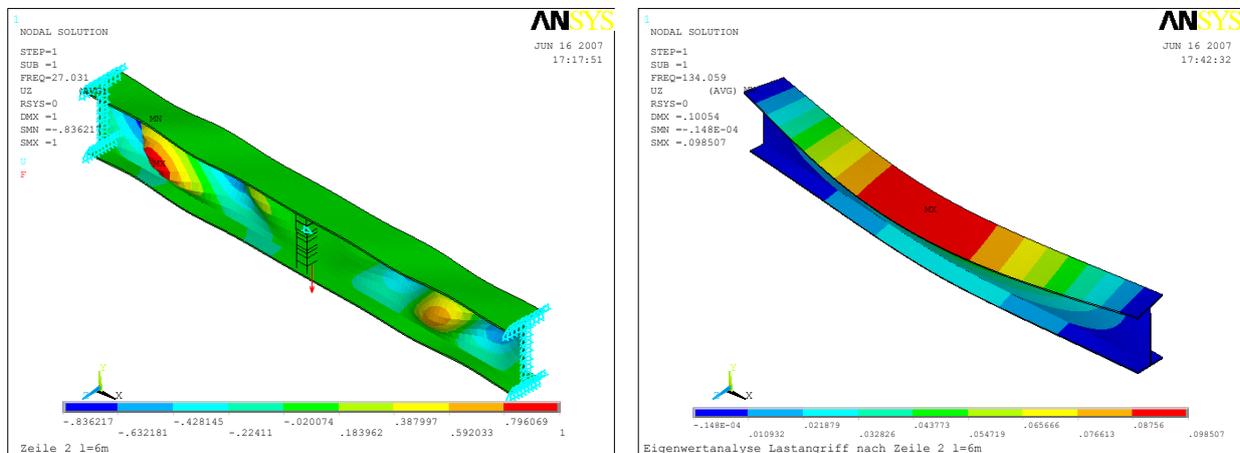


Bild 6.2-8 Eigenformen bei L = 6m Belastung UG mit Druck im OG (Zeile 2)

Schalenelemente:

$F_{Ki1} = 2703 \text{ kN}$ (ohne Knotenkoppelung; links; entspricht 20%)

$F_{Ki2} = 13406 \text{ kN}$ (mit Knotenkoppelung; rechts; entspricht 98%)

Stablösung:

$F_{Ki3} = 13730 \text{ kN}$

B)

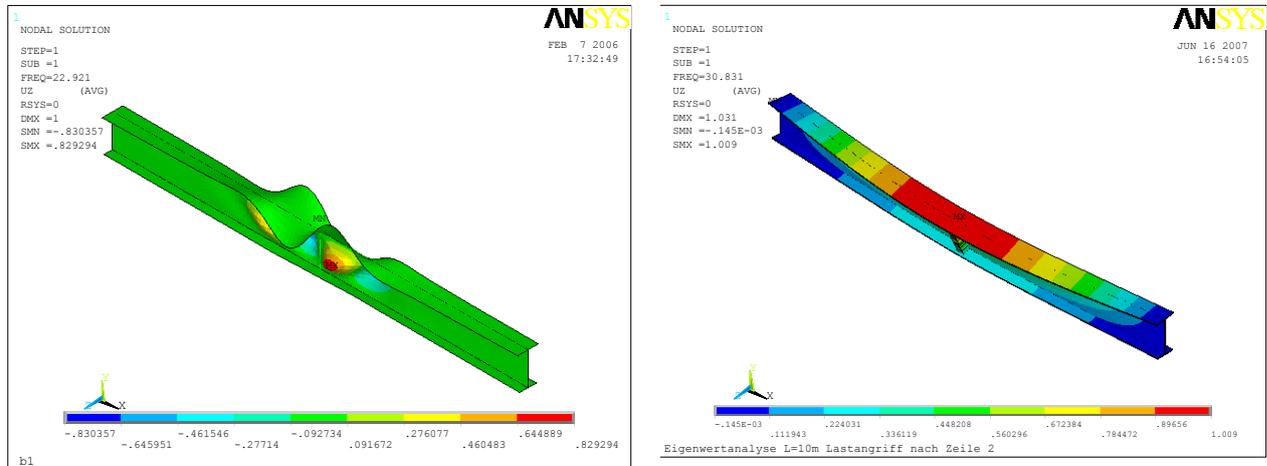


Bild 6.2-9 Eigenformen bei L = 10m Belastung UG mit Druck im OG (Zeile 2)

Schalenelemente:

$F_{Ki1} = 2292 \text{ kN}$ (ohne Knotenkoppelung; links; entspricht 75%)

$F_{Ki2} = 3083 \text{ kN}$ (mit Knotenkoppelung; rechts; entspricht 100%)

Stablösung:

$F_{Ki3} = 3090 \text{ kN}$

Wird durch eine geeignete Profilwahl lokales Beulen ausgeschlossen, bevor es zum reinen Querschnittsversagen kommt, ist das Modell mit 8/8 Ansys Shell 181 Elementen gut geeignet¹. Das Ausschließen lokaler Effekte erfolgt über die Einhaltung der Grenzwerte (c/t). Eine Koppelung der Querschnittsknoten ist dann bei Traglastrechnungen nicht erforderlich. Aufgrund der Berücksichtigung der Eigenschaften in Querschnittsebene ist es das genauere Modell. Der Übergang zur Untersuchung dünnwandiger Querschnittsteile ist hiermit gegeben.

¹ Dies ist hier auch der Fall. Die Lasten werden aber weitergesteigert, da hier kein Traglastkriterium untersucht wird.

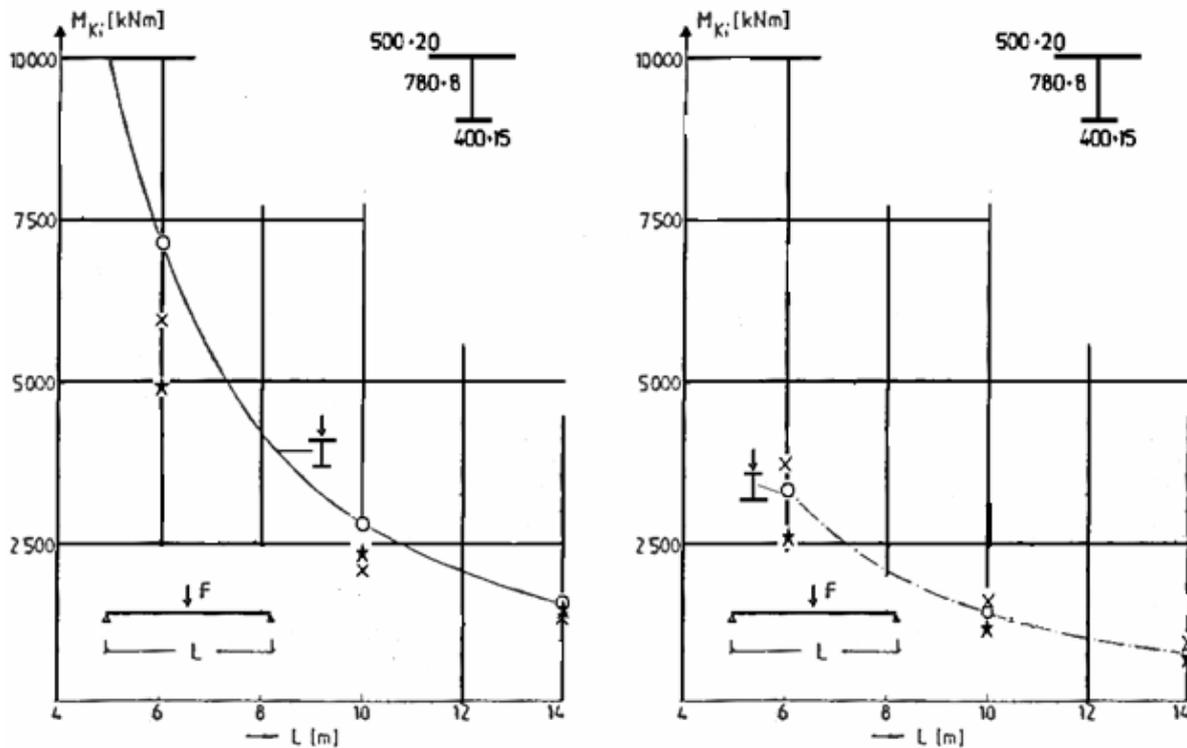


Bild 6.2-10 M_{cr} aus [79]; Belastungsart nach Tabelle 6.1-1 Zeile 1 (links) und Zeile 4 (rechts)

- ★ FEM – Rechnung mit Shell 181 Elementen – ohne Koppelung der Knoten
- ✕ FEM – Rechnung mit Beam 188 Elementen
- FEM – Rechnung mit Shell 181 Elementen – mit Koppelung der Knoten
(entspricht der Handrechnung nach Gleichung (2.5-1))

Für den Belastungsfall nach Zeile 4 (Druck im schwachen Gurt und Lastangriff im schwachen Gurt) ist die Darstellung gedanklich zu drehen. Der oben beschriebene Effekt bezüglich der Querschnittsstrecke bei den Rechnungen mit Beam 188 – Elementen wird im linken Bildteil deutlich. Es sind die einzigen Rechnungen, welche auf der unsicheren Seite liegen.

6.2.2.2 Tragverhalten bei planmäßigem M_z und M_x (Belastung q_y und m_x)

Als letzte Testrechnung wird ein Beispiel aus [42] herangezogen. Ein einfachsymmetrisches I – Profil wird mit einer Querlast (Streckenlast q_y) im Schubmittelpunkt sowie außermittig belastet. Da im Wesentlichen keine Stabilitätsgefährdung vorliegt, kann hier die Frage der vollplastischen Schnittgrößen und der Interaktion diskutiert werden. Das Ergebnis des FEM – Modells mit 8/8 Ansys Schalenelementen deckt sich im Wesentlichen mit demjenigen aus [42], was aus dem Vergleich von Bild 6.2-11 mit Bild 6.2-13 deutlich wird.

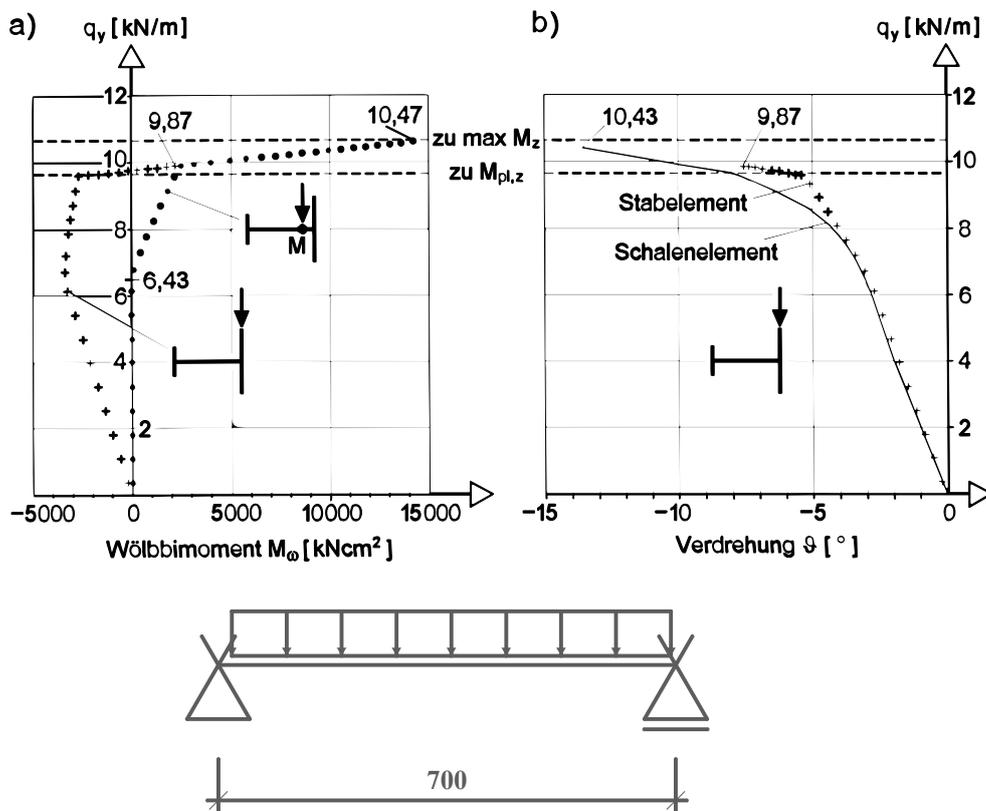


Tabelle 4.16 Querschnittskennwerte des einfachsymmetrischen I-Querschnitts

	Obergurt (o)	$l_{z,o} =$	2 250,0 cm ⁴	91,43%
	Untergurt (u)	$l_{z,u} =$	210,9 cm ⁴	8,57%
		$I_z =$	2 460,9 cm ⁴	100%
		$I_\omega =$	173 571 cm ⁶	
		$I_T =$	16,3 cm ⁴	
		$M_{pl,z} =$	3 937 kNcm	
		$M_{pl,z} =$	5 906 kNcm	
		max $M_z =$	6 413 kNcm	
		erf $M_\omega =$	13 886 kNcm ²	zu max M_z

$o: 300 \cdot 10$
 $u: 150 \cdot 7,5$
 $s: 300 \cdot 7,5$
 $\bar{z}_u = \bar{z}_o = -150$
 $f_y = 24 \text{ kN/cm}^2$
 siehe auch Bild 4.28

Bild 6.2-11 Traglastrechnungen aus [42] Kap 4.9

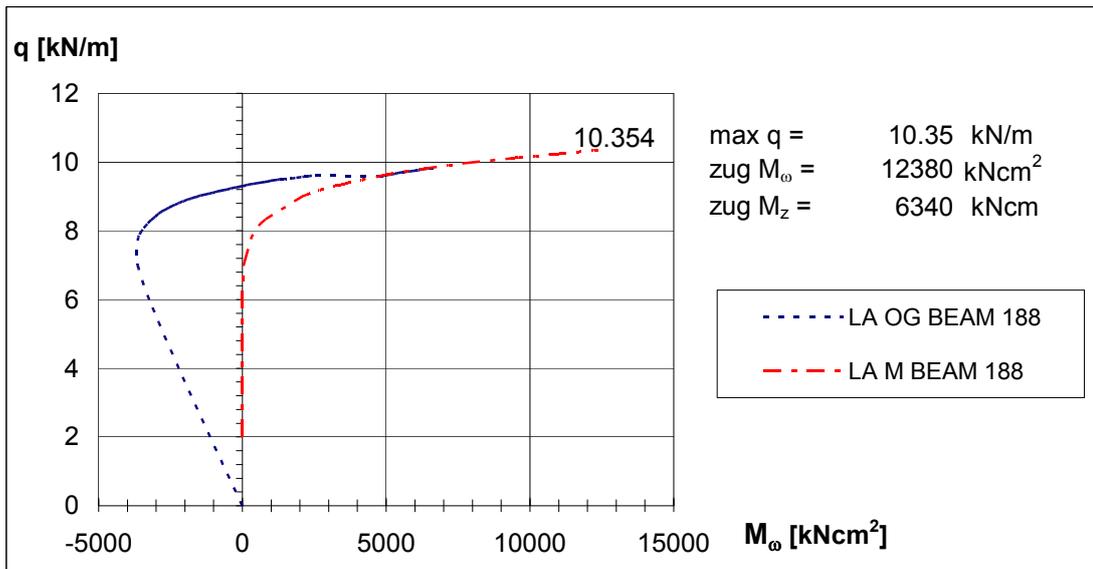


Bild 6.2-12 Nachrechnungen zu Bild 6.2-11: Schnittgrößenverlauf M_ω (Stabmodell)

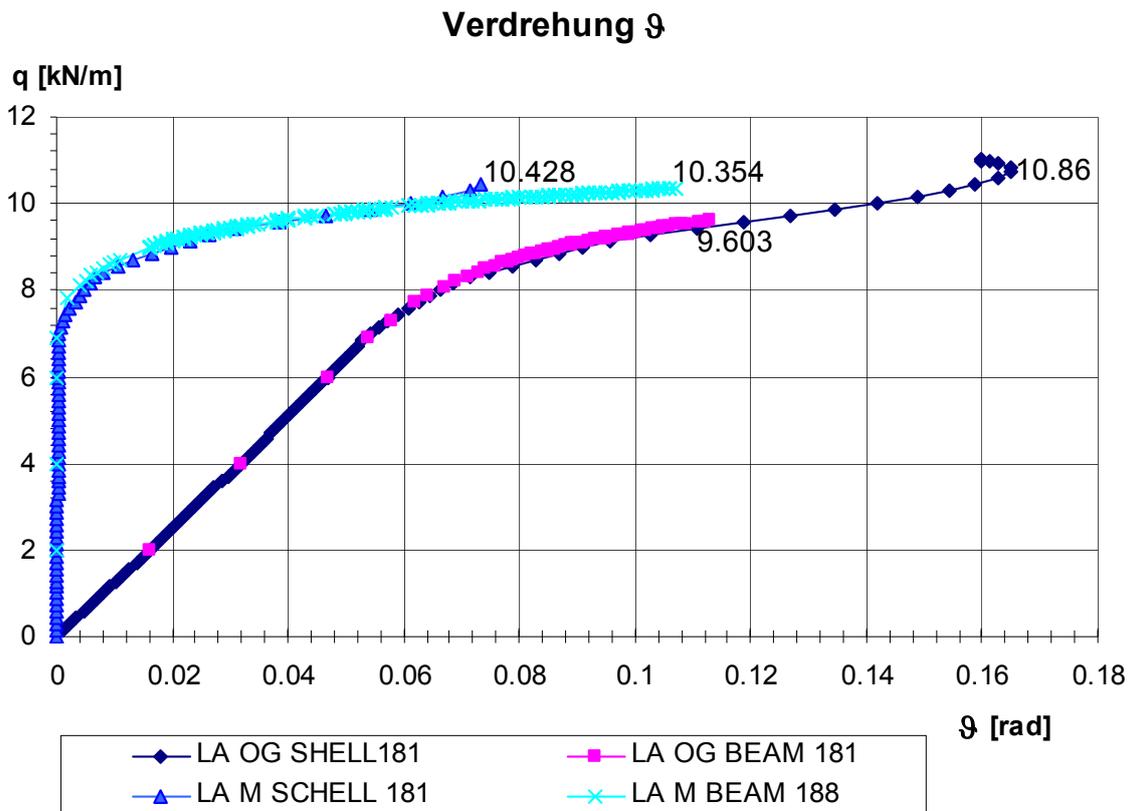
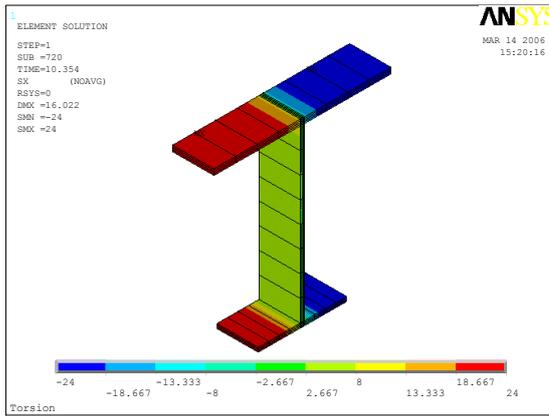
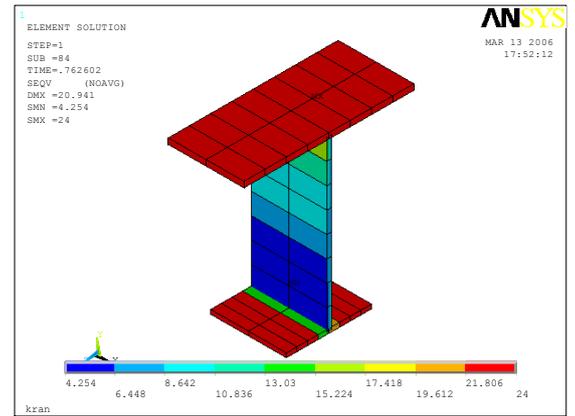


Bild 6.2-13 Mit Ansys ermittelte Verdrehungen bei Belastung mit und ohne planmäßiger Torsion



a: BEAM 188



b: SHELL 181

Bild 6.2-14 Querschnitt in Feldmitte bei vollem $M_{pl,z}$

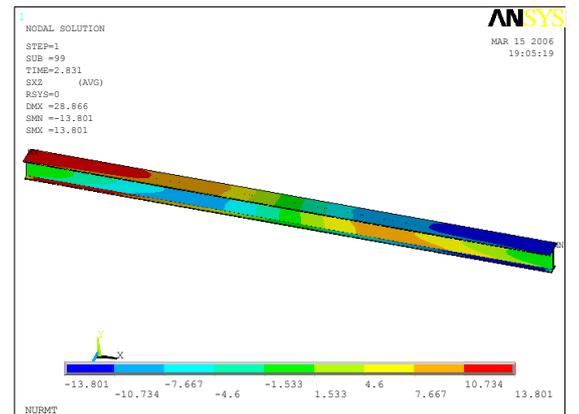
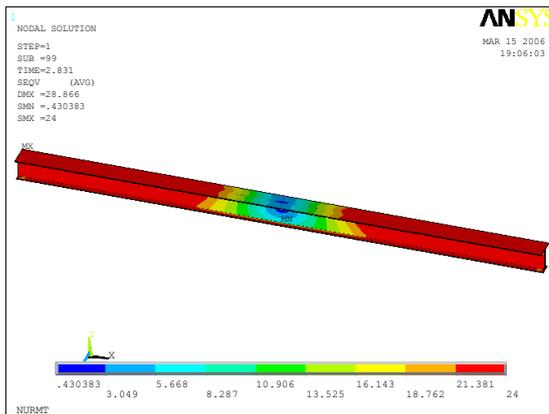
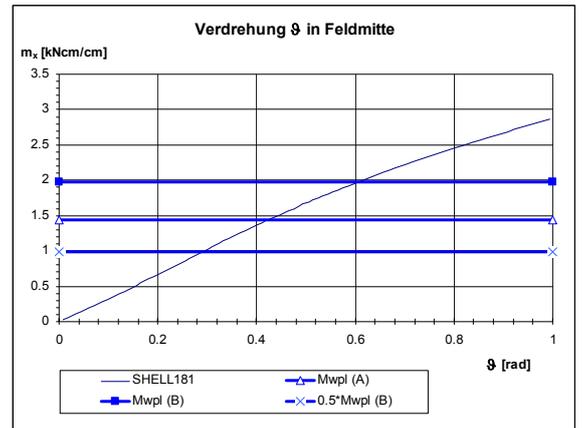
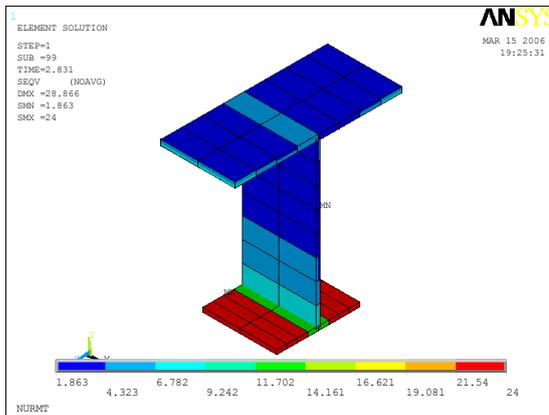


Bild 6.2-15 Querschnitt und System im (reinen)Torsionstraglastzustand

Im Vergleich zu den Abacus-Rechnungen treten keine Unterschiede auf, was zeigt, dass das hier verwendete Schalenmodell keine groben Fehler oder Unklarheiten aufweist. Die Ansys Stabelemente weisen im Gegensatz zu den Abacus-Elementen keine gravierenden Unterschiede auf und sind im Falle von nicht stabilitätsgefährdeten Systemen durchaus brauchbar. Um jedoch zu dem Spannungsbild nach Bild 6.2-14 und somit zu q_{\max} zu gelangen, braucht es für die Stabelemente jedoch eine sehr feine Einteilung des Querschnittes in Lamellen (Bild 6.2-14a) sowie eine sehr feine Lastinkrementierung. Eine Netzverfeinerung des Schalenmodells (Bild 6.2-14b) führte hingegen zu keinem genaueren Ergebnis.

Der durchplastizierte Querschnitt bei $M_{pl,z}$ ist in Bild 6.2-14 zu erkennen. Wie zu erwarten war, stellt sich auch bei Belastung im Schubmittelpunkt schließlich eine Verdrehung ein. Genauere Untersuchungen zu diesem Phänomen sind in [22] zu finden. Die nach Tabelle 2.4-1 erforderliche Schnittgröße M_w kann sich aufgrund des Plastizierungsprozesses selbst einstellen.

Bei einer reinen Torsionbelastung hingegen ist das Zustandekommen des erforderlichen M_z aus dem Plastizierungsvorgang selbst heraus nicht möglich. Das Tragverhalten wird durch andere Mechanismen bestimmt (Bild 6.2-15). Die Lastumlagerung erfolgt hier dadurch, dass sich zunehmend Schubspannungen aufbauen, die sich im Extremfall über den ganzen Träger erstrecken. Eine Laststeigerung, auch weit über eine Last, welche zu einem theoretischen $M_{w,pl}$ führen würde, ist durchaus möglich. Ein $M_{w,pl}$ nach Gl. (2.4-3) ist somit eigentlich realistisch nicht denkbar und nur als Modell zu verstehen, welches diesem Lastumlagerungsprozess durch einen etwas größeren Widerstand Rechnung trägt. Tabelle 6.2-4 enthält im konkreten Fall für Profil 1 – 4 vergleichende Werte der plastischen Wölbwiderstandsmomente. Nach Tabelle 2.4-1 wird mit (A) der Ansatz bezeichnet, bei welchem der Spannungsverlauf im Flansch teilweise elastisch bleibt, wohingegen beim Ansatz (B) mit vollen Spannungsblöcken im Flansch gerechnet wird. Das zur Methode (B) korrespondierende Querbiegemoment M_z , welches aus Gleichgewichtsgründen erforderlich ist, ist in der letzten Spalte (erf M_z) aufgelistet. Erf. M_z ist auf Grundlage einer Dehnungsiteration im Querschnitt mit dem Programm QST – FZ aus [42] ermittelt worden. Zum Vergleich ist – die wesentlich höhere – FEM Traglast für Profil 2 und 4 in Spalte 5 angegeben.

Tabelle 6.2-4 Zahlenwerte von $M_{w,pl}$ für Profil 1 – 4 mit erf M_z

Profil Nr	$M_{pl,w}$ (A)	$M_{pl,w}$ (B)	$M_{pl,w}$ (A) / $M_{pl,w}$ (B)	FEM - Traglast	erf M_z
-	kNcm ²	kNcm ²	-	kNcm ²	kNcm
1	314000	400000	0.78	-	6028
2	1338000	1763000	0.76	6071000	31020
3	1148400	1615000	0.71	-	20400
4	30375	41651	0.73	59950	4387

Weitere Anmerkungen:

- Das $M_{w,pl}$ der FEM – Rechnung ergibt sich aus dem elastisch ermittelten M_w multipliziert mit dem Laststeigerungsfaktor der FEM – Rechnung. Bei Profil 2 mit Einzeltorsionsmoment in Feldmitte bei $L = 700$ cm. Bei Profil 4 mit Streckentorsionsmoment bei $L = 700$ cm.
- Bei Profil 3 und 4 ist aus Vergleichsgründen mit $f_y = 24$ kN/cm² gerechnet.

6.2.3 FEM – Rechnungen zur Beurteilung des Bemessungsvorschlags

Mit den in Abschnitt 6.1 vorgestellten Profilen 1 und 2 werden Rechnungen durchgeführt, welche zur Auswertung der Nachweisgleichung dienen. Es werden die Lastfälle 2, 3 und 4 nach Tabelle 6.2-5 untersucht. Als Lastangriffspunkt wird überwiegend Nr. 1 aus Tabelle 6.1-1 gewählt, da das den Normalfall darstellen dürfte. Der Schlankheitsbereich ist hierbei zwischen $\bar{\lambda}_{LT} = 0.6$ und $\bar{\lambda}_{LT} = 1.3$ angesiedelt. Gegenüber den Traglastrechnungen mit den Balkenelementen in Abschnitt 5.1.2 ändern sich darüber hinaus noch folgende Punkte:

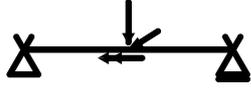
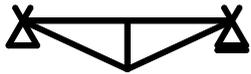
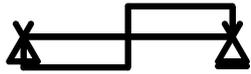
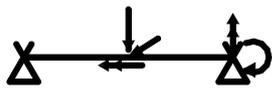
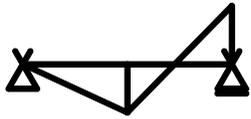
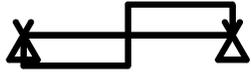
- Ausrundungsradien entfallen
- modifizierte Schweißbeigenspannungen (siehe Abschnitt 4.3.7)
- Streckgrenze: $f_y = 23.5$ kN/cm²
- Torsionsmomente werden nicht direkt angesetzt. Der Torsionseinfluss wird über F_2 und F_3 (siehe Bild 6.1-1) gesteuert. (F_3 negativ → mehr Torsion; F_3 : positiv → weniger Torsion; $F_2 = -F_3 \rightarrow M_z = 0$ usw.)
- Es werden alle Lasten gleichmäßig bis zum Erreichen der Traglast gesteigert.

Tabelle 6.2-6 enthält alle zur Auswertung gekommenen Rechnungen mit Angabe des bezogenen Schlankheitsgrades und der dazugehörigen $\chi_{LT,mod}$ – Werte nach DIN EN 1993-1-1, Gl. (6.58). Diesen Werten liegt als Bezugsbreite jeweils diejenige des gedrückten Gurtes zugrunde, was zunächst willkürlich gewählt ist. Dies kann leicht dazu führen, dass die Bemessung in einigen Fällen auf der unsicheren Seite liegt, was aber auch schon im Grundlastfall ohne Torsion der Fall ist. Wie brauchbar die Bemessung in diesem Fall ist, kann aus dem Quotient $\frac{m_y}{\chi_{LT}}$ in Tabelle 6.2-6 ersehen werden. Dieser entspricht dem Laststeigerungsdivisor f .¹ Bezüglich der Beurteilung der neu hinzugekommenen Torsionsterme können die f – Werte der jeweiligen Bemessung auf diesen Grundlastfall derart normiert werden, dass durch den f – Wert

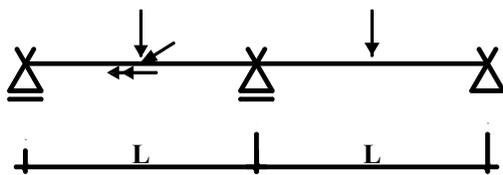
¹ Hier ist f mit dem Quotienten identisch, da keine Widerstandsterme vorkommen, bei denen die Lastgrößen vorkommen.

im Grundlastfall dividiert wird (vgl hierzu Abschnitt 5.4). Darüber hinaus bietet sich z.B. bei Profil 1 an, durch Wahl einer anderen Bezugsbreite auf eine andere BDK – Kurve zu gelangen (siehe Abschnitt 6.3).

Tabelle 6.2-5 Lastfälle für FEM – Rechnungen mit Schalenelementen

	Belastung	$M_y - M_z$	M_x
LF 2			
LF 3			
LF 4			

In Lastfall 4 ist der herausgeschnittene Ersatzstab dargestellt. Gerechnet ist ein Zweifeldträger mit entgegengesetzter seitlicher Vorverformung v_0 . Die Einzellasten werden gleich groß und jeweils in Feldmitte angesetzt. Torsionsmoment und Querlast F_y werden bei Rechnung im zweiten Feld zu Null gesetzt.



$$\frac{M_{y,\text{Feld}}}{M_{y,\text{Stütz}}} = -0.83$$

$$\frac{M_{z,\text{Feld}}}{M_{z,\text{Stütz}}} = -0.46$$

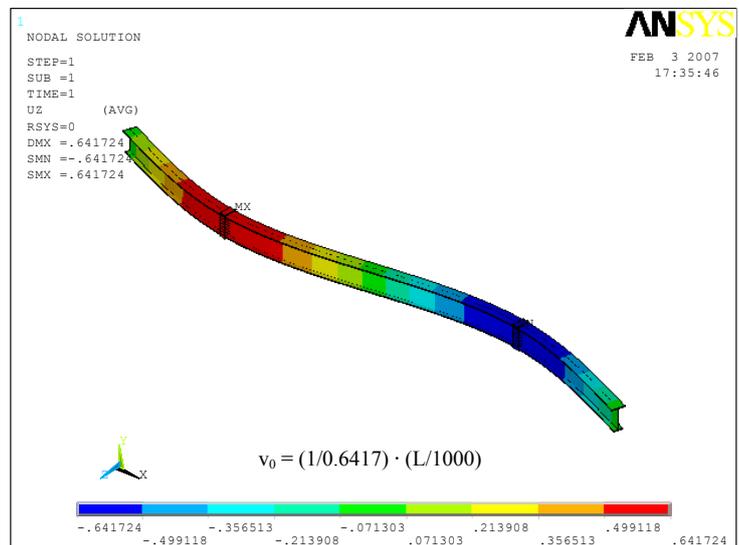


Bild 6.2-16 Statisches System und Vorverformung im Lastfall 4

Tabelle 6.2-6 Traglastrechnungen mit Ansys Schalenelementen

Profil	Nr.	LF	LA	$\bar{\lambda}_{LT}$	$\chi_{LT,mod}$	m_y	m_z	m_w	$m_y / \chi_{LT,mod}$
1	1	20	1	0.68	0.90	0.86	0.00	0.00	0.95
	2-4	20	1	0.68	0.90	var	0.00	var	
	5-13	21	1	0.68	0.90	var	var	var	
1	14	20	1	0.94	0.72	0.66	0.00	0.00	0.92
	15-17	20	1	0.94	0.72	var	0.00	var	
	18-26	21	1	0.94	0.72	var	var	var	
1	27	20	1	1.30	0.49	0.49	0.00	0.00	0.99
	28-30	20	1	1.30	0.49	var	0.00	var	
	31-39	21	1	1.30	0.49	var	var	var	
1	40	30	1	0.43	1.00	0.96	0.00	0.00	0.96
	41	30	1	0.43	1.00	0.96	0.00	0.25	
	42-44	31	1	0.43	1.00	var	var	var	
1	45	30	1	0.96	0.69	0.61	0.00	0.00	0.89
	46	30	1	0.96	0.96	var	0.00	0.26	
	47-49	31	1	0.96	0.96	var	var	var	
1	50	30	1	1.34	0.46	0.44	0.00	0.00	0.95
	51	30	1	1.34	0.46	0.44	0.00	0.16	
	52-54	31	1	1.34	0.46	var	var	var	
1	55	40	1	1.03	0.68	0.72	0.00	0.00	1.06
	56-59	41	1	1.03	0.68	var	var	var	
1	60	40	1	1.35	0.47	0.51	0.00	0.00	1.09
	61-64	41	1	1.35	0.47	var	var	var	

Profil	Nr.	LF	LA	$\bar{\lambda}_{LT}$	$\chi_{LT,mod}$	m_y	m_z	m_w	$m_y / \chi_{LT,mod}$
2	1	20	1	0.57	0.97	0.99	0.00	0.00	1.02
	2-6	20	1	0.57	0.97	var	0.00	var	
	7-15	21	1	0.57	0.97	var	var	var	
2	16	20	1	0.75	0.86	0.87	0.00	0.00	1.01
	17-24	20	1	0.75	0.86	var	0.00	var	
	25-32	21	1	0.75	0.86	var	var	var	
2	33	20	1	0.94	0.73	0.73	0.00	0.00	1.01
	34-37	20	1	0.94	0.73	var	0.00	var	
	38-45	21	1	0.94	0.73	var	var	var	
2	46	20	4	0.93	0.64	0.61	0.00	0.00	0.95
	47-50	21	4	0.93	0.64	var	var	var	
2	51	20	4	1.15	0.50	0.50	0.00	0.00	1.00
	52-55	21	4	1.15	0.50	var	var	var	
2	56	20	4	1.36	0.40	0.43	0.00	0.00	1.08
	57-60	21	4	1.36	0.40	var	var	var	

LF: Lastfall (x0: M_y , und M_w ; x1: M_y , M_z und M_w)

LA: Lastangriff nach Tabelle 6.1-1

m_y : $M_y / M_{pl,y}$ nach Theorie I. Ordnung bei Erreichen der FEM – Traglast

var: variierende Anteile

Die sich aus den Abmessungen ergebenden Querschnittswerte sowie alle Ergebnisse und dazugehörige Lastanteile sind im Anhang zu finden.

6.3 Schlussfolgerungen zum Tragverhalten und zur vereinfachten Bemessung

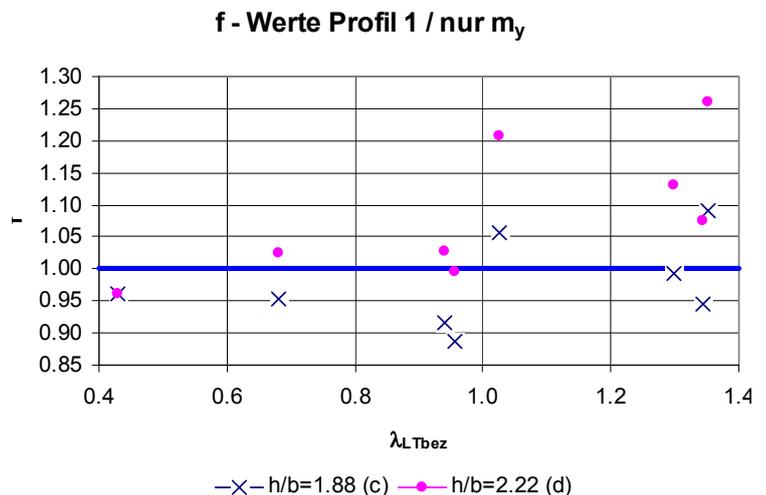
Aus Tabelle 6.2-6 ist ersichtlich, dass bei Profil 1 im interessierenden mittleren Schlankheitsbereich von 0,6 – 1,4 die $\chi_{LT,mod}$ – Werte auf der unsicheren Seite liegen¹. Gerade in diesem Bereich ist der traglastmindernde Einfluss der Imperfektionen ausschlaggebend. Bei Profil 2 ist dieser Effekt jedoch nicht so ausgeprägt. Bei der Wahl von b der h/b – Werte zur Auswahl der Knickspannungslinie können folgende Modifikationen vorgenommen werden:

1. b ist die Breite des gedrückten Gurtes (hier zunächst angenommen).
2. b ist die mittlere Breite aus Ober – und Untergurt.
3. b ist die Breite des schwächeren Gurtes.

Ist der schwächere Gurt gedrückt, sind 3. und 1. identisch, liefern akzeptable Werte und sollten für diese Fälle beibehalten werden. Bei Lastangriff LA 1 ändert sich für Profil 2 nichts, Profil 1 hingegen muss in BDK – Linie d statt c eingeordnet werden. Tabelle 6.3-1 zeigt die Laststeigerungsdivisoren f für diesen Fall. In Abschnitt 6.4 ist für Profil 1 zum Vergleich ebenfalls eine Auswertung mit BDK – Linie d vorgesehen.

Tabelle 6.3-1 $\chi_{LT,mod}$ im Grundlastfall für Profil 1 Biegedrillknicklinie d

Nr.	$\chi_{LT,mod,2}$	$m_y / \chi_{LT,mod,2}$
1	0.84	1.02
14	0.65	1.03
27	0.43	1.13
40	1.00	0.96
45	0.61	0.99
50	0.40	1.08
55	0.59	1.21
60	0.41	1.26



Profil Nr	h	b_o	b_u	b_{mittel}	h/b_o	h/b_u	h/b_{mittel}
1	60	32	22	27	1.9	2.7	2.2
2	80	50	30	40	1.6	2.7	2.0

¹ Siehe hierzu Rechnungen 1-54 zu Lastfall 2 und 3 in Tabelle 6.2-5. Bei Lastfall (Durchlaufträger, Rechnungen 55-64) ist das nicht der Fall.

Wie die folgenden Auswertungen zeigen, sind bei jeder Reihe die Grundlastfälle ohne Torsion diejenigen, welche am meisten auf der unsicheren Seite liegen. Es liegt daher nahe, dieselben Korrekturterme k_w und k_{zw} wie bei den Walzprofilen zu verwenden, zumal die FEM – Vergleichsrechnungen bezüglich M_w und M_z auch dieselben Tendenzen zeigen. Die Wahl der plastischen Grenzschnittgröße $M_{w,pl}$ innerhalb der Nachweisgleichung macht die Sonderstellung dieser Schnittgröße nochmals deutlich. Es erfolgen nicht nur Umlagerungen von Normalspannungen, sondern auch deren Abbau. Obgleich die Schubspannungserzeugenden Schnittgrößen M_{xs} und M_{xp} nicht in das Nachweisformat mit einfließen, ist deren Zusammenhang mit M_w maßgeblich für das Verhalten im Fließzustand. Es hat sich auch bestätigt, dass Plastizierungsvorgänge Verdrehungen hervorrufen können, wie z.B. im Fall von $M_{pl,z}$. Im umgekehrten Fall ist es nicht möglich, durch ein $M_{pl,w}$ eine Verschiebung zu erzwingen, so dass ein $M_{pl,w}$ mit vollen Spannungsblöcken nicht zustande kommen kann. Beides lässt sich anschaulich durch eine Verschiebung des Schubmittelpunktes im plastizierten Zustand erklären. Im Fall der reinen Biegung durch M_z plastiziert der OG zuerst, sodass der Schubmittelpunkt nach unten wandert; durch die neue Exzentrizität e_{pl} entstehen Verdrehung und ein zusätzliches M_w (Bild 6.3-1). Die Frage, was passiert, wenn M_z nicht durch Querlasten erzeugt wird, muss hier leider offen bleiben. Im zweiten Fall plastizieren OG und UG gleichzeitig. Der Schubmittelpunkt verlagert sich nach oben. Wenn der kleinere Gurt durchplastiziert ist, ist der größere noch elastisch (oder teilweise elastisch), sodass sich der Schubmittelpunkt in den Schnittpunkt OG – Steg verlagert. Daraus folgt aber wiederherum, dass $I_w = 0$ wird und keine Wölbkrafttorsion mehr vorhanden ist.

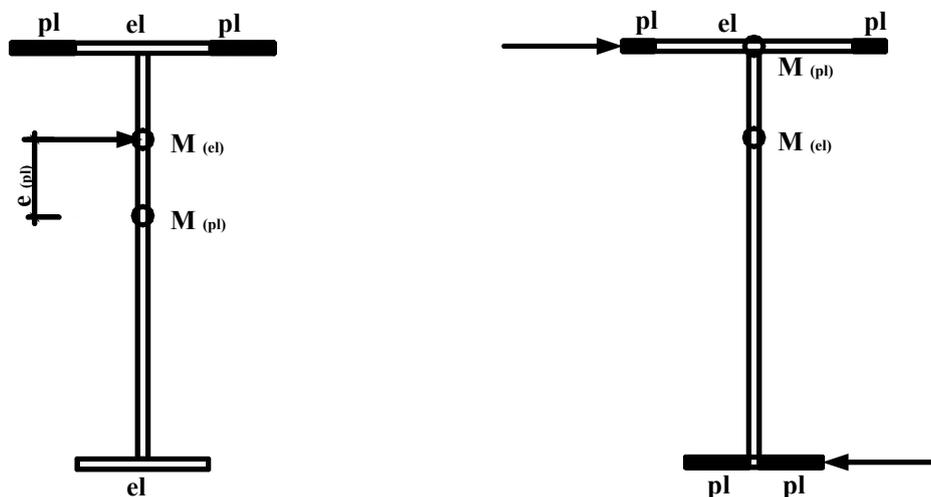


Bild 6.3-1 Verschiebung der Schubmittelpunkte vom elastischen Fall ($M_{(el)}$) zum plastischen Fall ($M_{(pl)}$)

Das Problem liegt hier also darin, dass in diesen Fällen die plastischen Querschnittswerte von den elastischen Querschnittswerten und dem System (Lagerbedingungen, Art der Belastung) abhängig sind. Um bei der Auswertung der Nachweisgleichung auf der sicheren Seite zu liegen, werden jeweils die Werte mit vollen Spannungsblöcken angesetzt. Für Profil 2 erfolgt alternativ eine Auswertung mit teilweise elastischen Spannungsblöcken für $M_{w,pl}$.

6.4 Auswertungen der vereinfachten Nachweisgleichung anhand FEM – Rechnungen

6.4.1 Betrachtung der Laststeigerungsdivisoren f

Vor der eigentlichen statistischen Auswertung müssen die Laststeigerungsdivisoren genauer betrachtet werden. Dies ist gemäß Schritt 2 aus DIN EN 1990:2005 Voraussetzung dafür, um weitere Aussagen treffen zu können. Zunächst kann festgehalten werden, dass wieder herum die f –Werte (ggf. mit Normierung; vgl. hierzu Abschnitt 5.4) auf der sicheren Seite liegen, was heißt, dass das Bemessungsmodell erst einmal angenommen werden kann. In den Bildern 6.4 -1 bis 6.4 - 10 sind die Laststeigerungsdivisoren jeweils bezogen auf m_z und m_w dargestellt.

Laststeigerungsdivisoren f

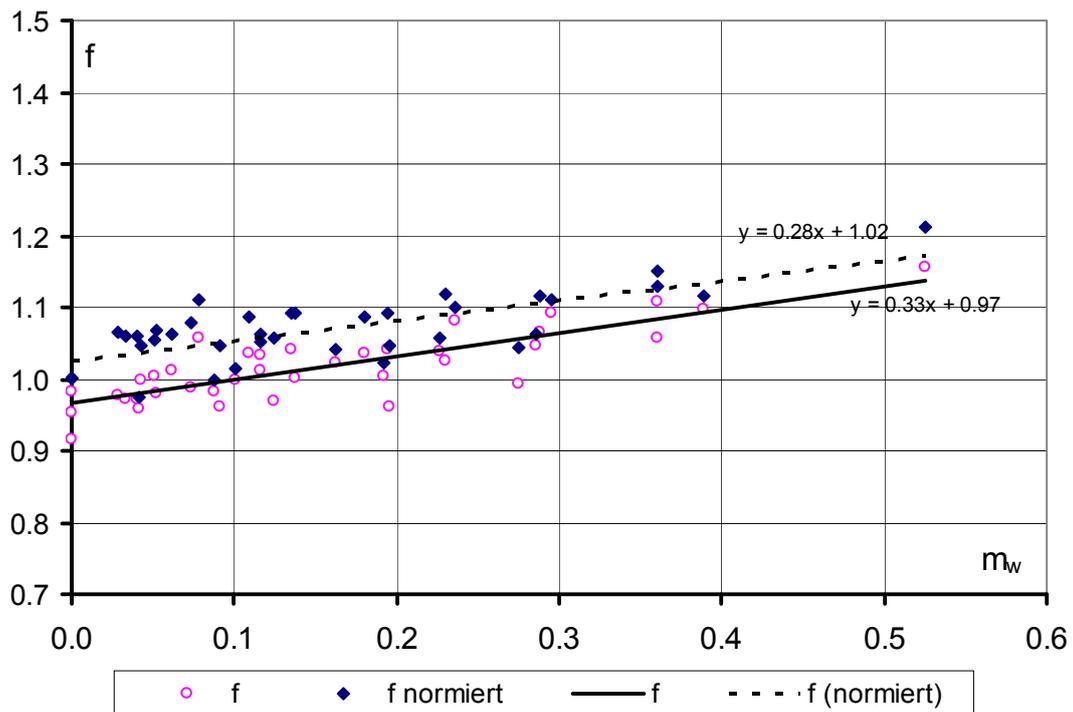


Bild 6.4-1 Profil 1 – Lastfall 2: f- Werte über m_w aufgetragen mit BDK – Linie c

Laststeigerungsdivisoren f

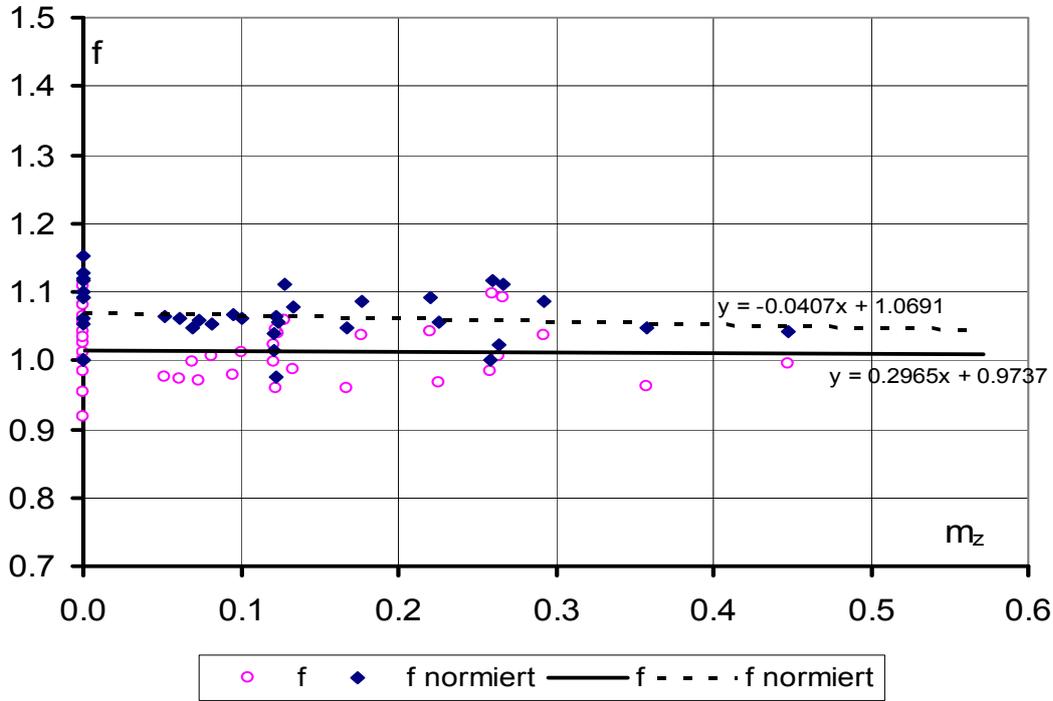


Bild 6.4-2 Profil 1 – Lastfall 2: f-Werte über m_z aufgetragen mit BDK – Linie c
Laststeigerungsdivisoren f

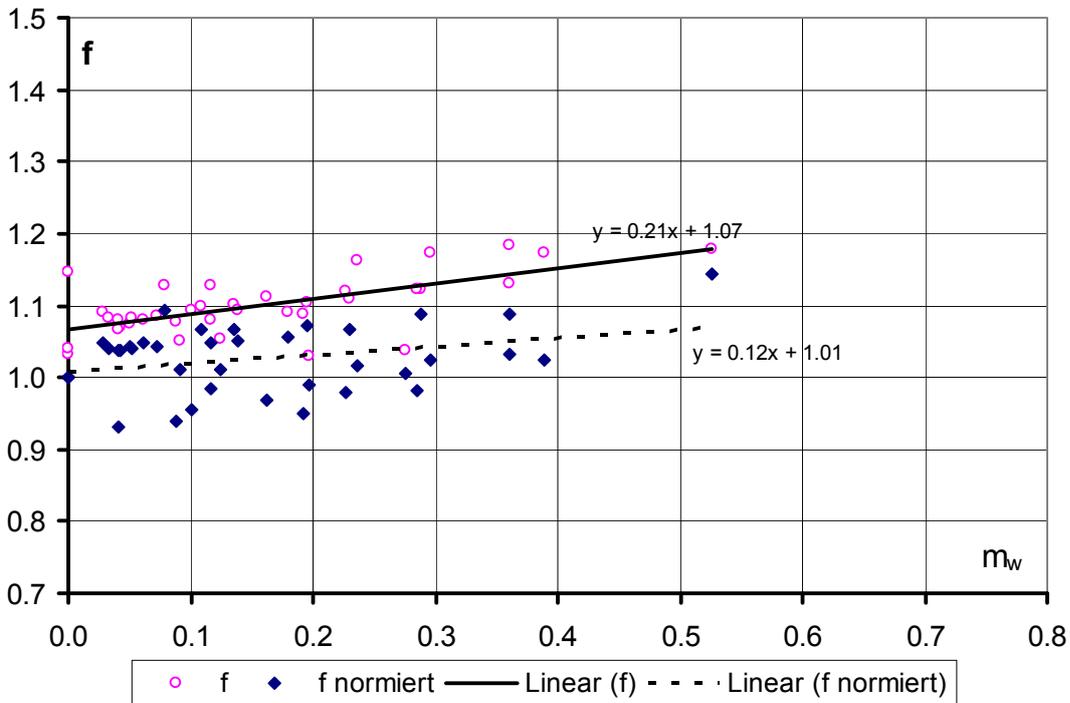


Bild 6.4-3 Profil 1 – Lastfall 2 Auswertung mit BDK – Linie d

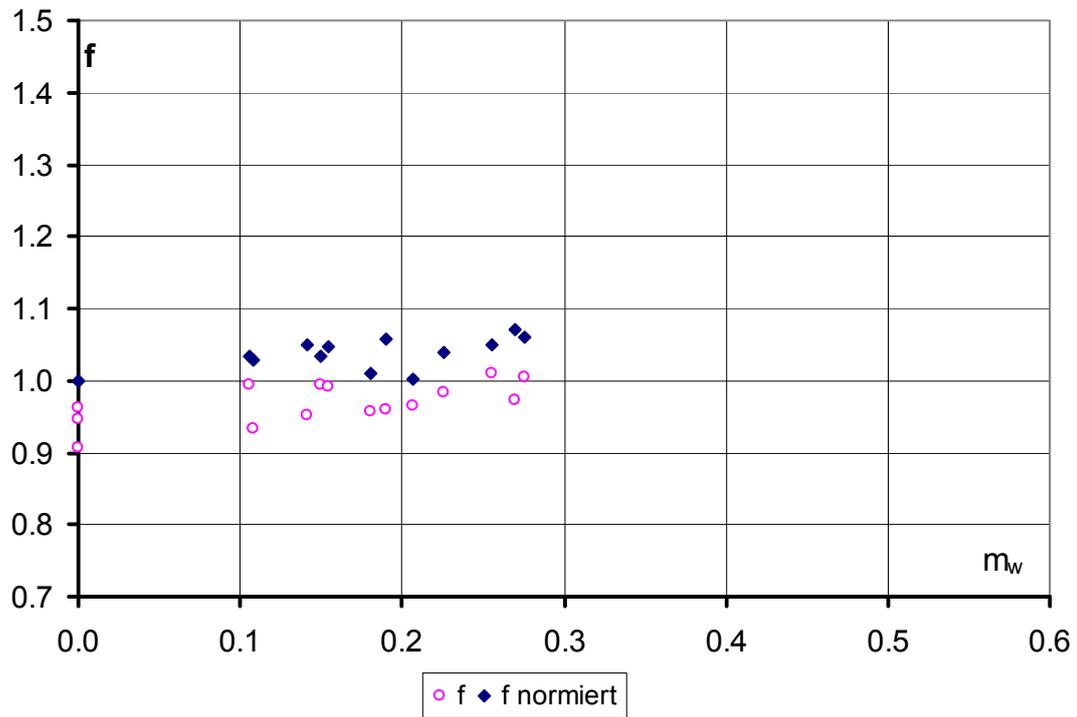
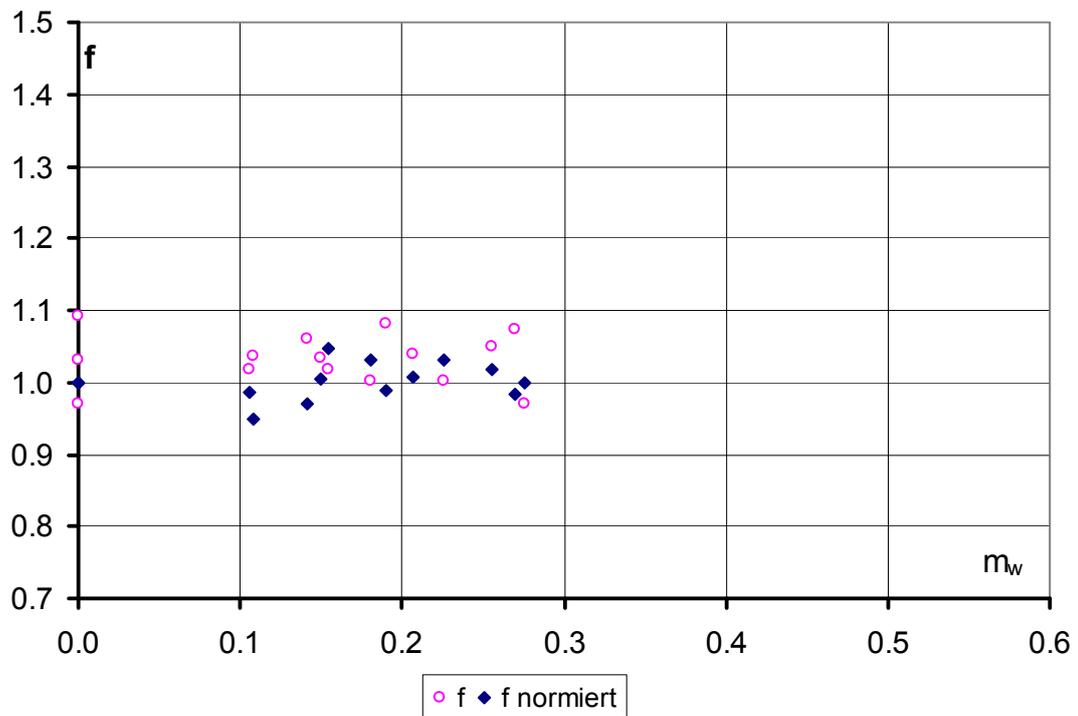
Laststeigerungsdivisoren f Bild 6.4-4 Profil 1 – Lastfall 3 $m_z \approx 0.2$ mit BDK – Linie cLaststeigerungsdivisoren f 

Bild 6.4-5 Profil 1 – Lastfall 3 Auswertung mit BDK – Linie d

Laststeigerungsdivisoren f

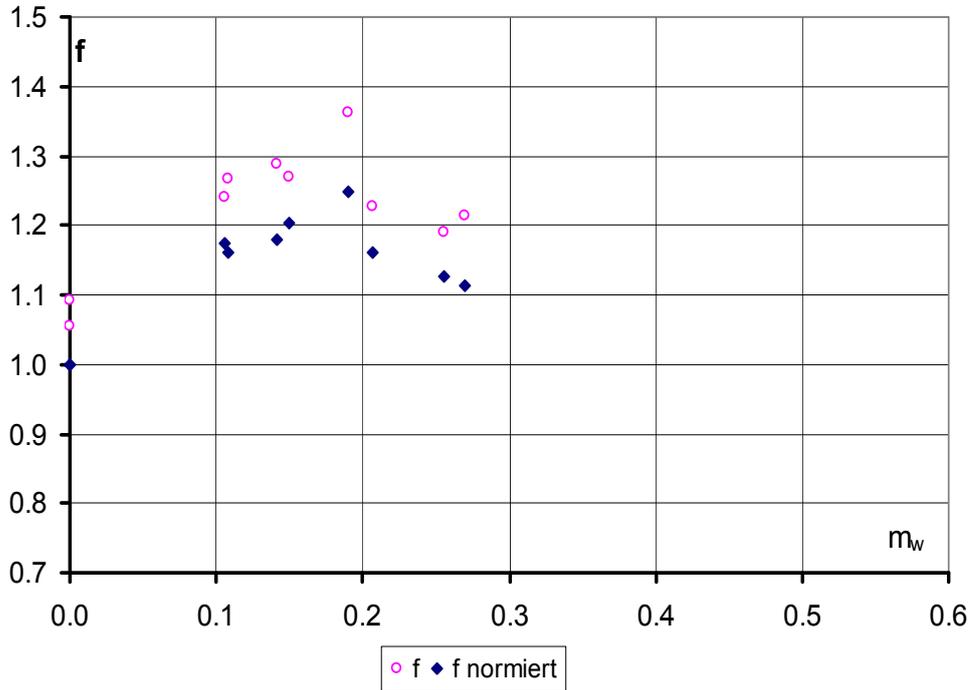


Bild 6.4-6 Profil 1 – Lastfall 4 $m_z \approx 0.2$ mit BDK – Linie c

Laststeigerungsdivisoren f

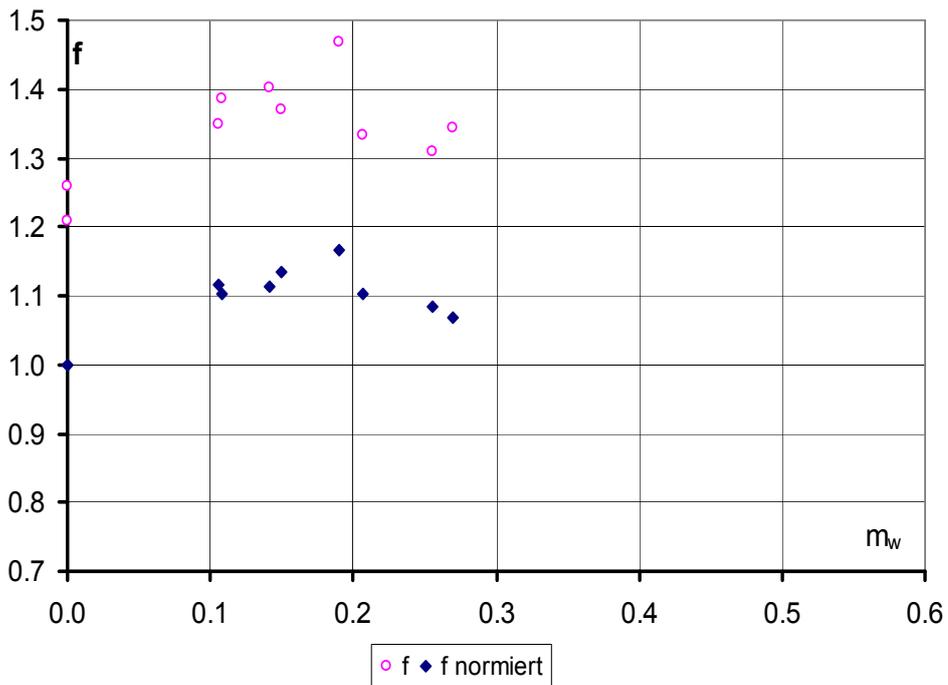


Bild 6.4-7 Profil 1 – Lastfall 4 Auswertung mit BDK – Linie d

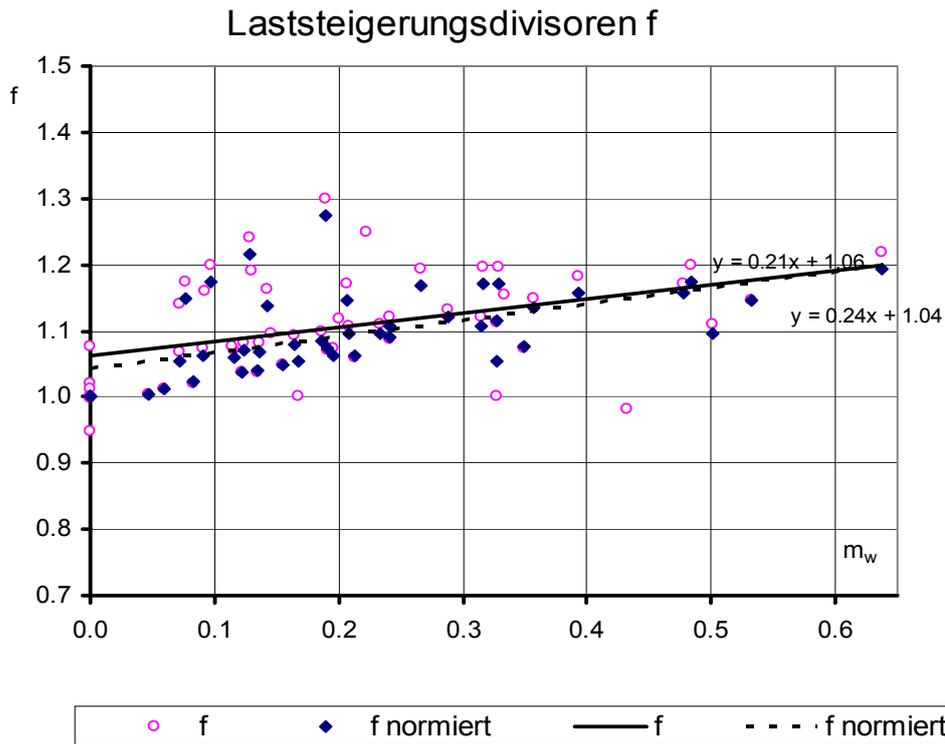


Bild 6.4-8 **Profil 2 – Lastfall 2: f- Werte über m_w aufgetragen (BDKL c)**
Laststeigerungsdivisoren f

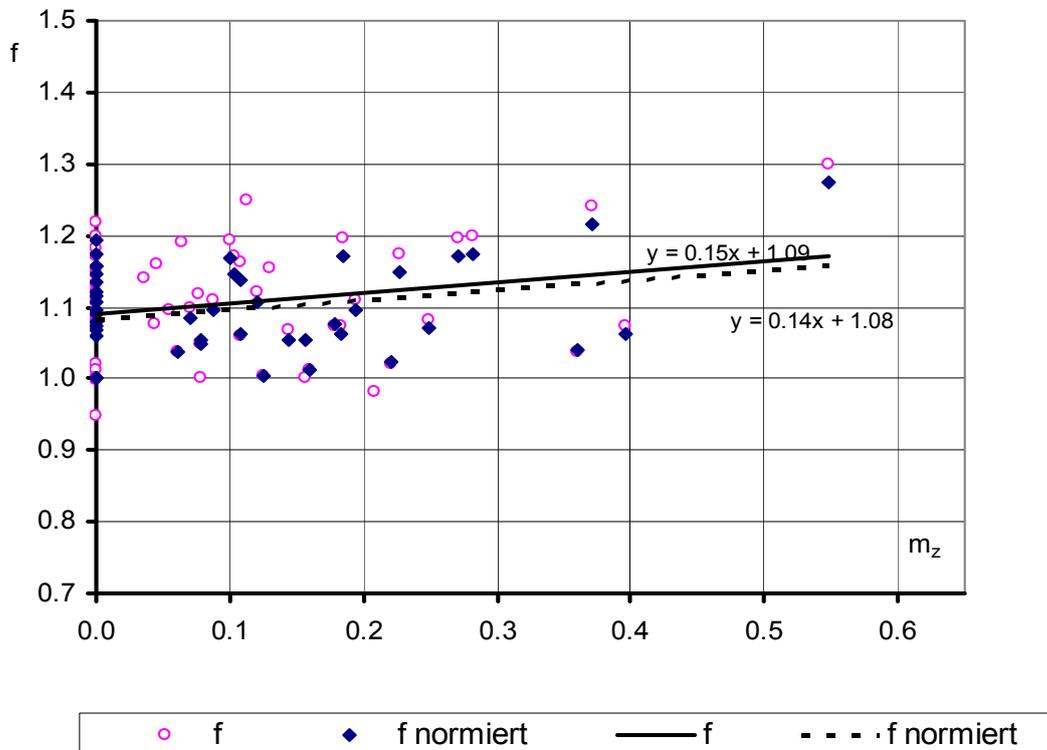


Bild 6.4-9 **Profil 2 – Lastfall 2: f- Werte über m_z aufgetragen (BDKL c)**

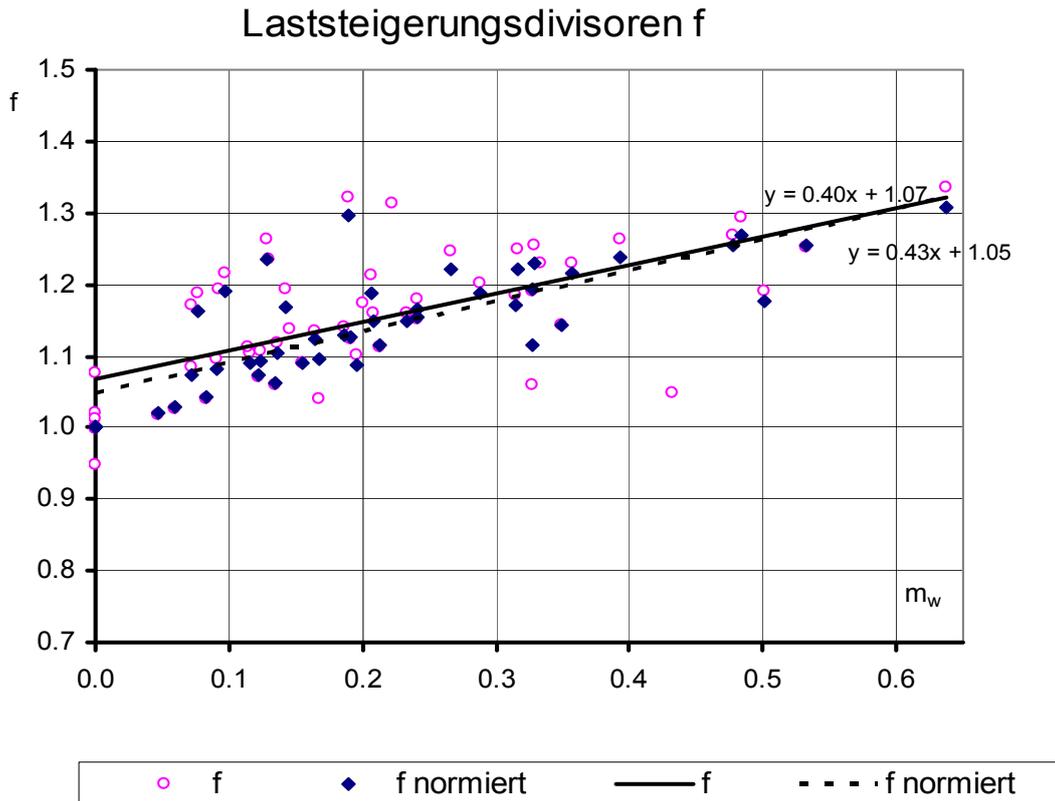


Bild 6.4-10 Profil 2 – Lastfall 2 Auswertung mit $M_{w,pl}$ (A) (BDKL c)

Im Fall, dass die Bemessung im Grundlastfall bereits auf der sicheren Seite liegt, kann es vorkommen, dass die normierten f – Werte kleiner sind als die unnormierten. Insbesondere trifft das zu für die Auswertungen im LF 4 (Bild 6.4-6 und Bild 6.4-7), wo die FEM – Rechnungen hohe Traglastwerte liefern. Selbst bei Wahl von BDKL c (Bild 6.4-6) liegt der f Wert ohne Torsion schon bei 1,06 für $\bar{\lambda}_{LT} = 1,03$ und bei 1,09 für $\bar{\lambda}_{LT} = 1,35$. Für BDKL d sind die entsprechenden Werte 1,21 ($\bar{\lambda}_{LT} = 1,03$) und 1,26 ($\bar{\lambda}_{LT} = 1,03$). Die normierten f – Werte sind durch Bezug hierauf entsprechend geringer. So z.B. bei Rechnung Profil 1 Nr. 64 mit $m_w = 0.19$ und der Auswertung zu BDKL d. Hier ist der f – Wert 1,47 (größter Wert in Bild 6.4-7). Der zugehörige normierte Wert ergibt sich zu $1,47/1,26 = 1,17$.

6.4.2 Ermittlung der Teilsicherheitsbeiwerte γ_{rd} und γ_M

Für die FEM – Rechnungen werden die Teilsicherheitsbeiwerte γ_{rd} in den Bildern Bild 6.4-11 bis Bild 6.4-14 für nicht normierte Werte angegeben. Zum Vergleich sind in Bild 6.4-11 und Bild 6.4-13 die γ_{rd} – Werte für die normierten Laststeigerungsdivisoren miteingetragen. Analog zu Abschnitt 5.4 werden diese nach dem Auswerteverfahren nach DIN EN 1990:2005 Annex D ermittelt und beschreiben die Ungenauigkeiten in der Modellbildung. Die Streuung der Materialkennwerte fließt hier mit ein. Die Tatsache, dass die nominelle Streckgrenze bereits einen garantierten Fraktilwert darstellt, wird in Anlehnung an [14] über den Faktor γ_m berücksichtigt. Als Referenzwerte für geschweißte Profile werden die Erhebungen

von Streckgrenzen aus [126] für S235 an Blechen mit einer Dicke von 20 mm verwendet.

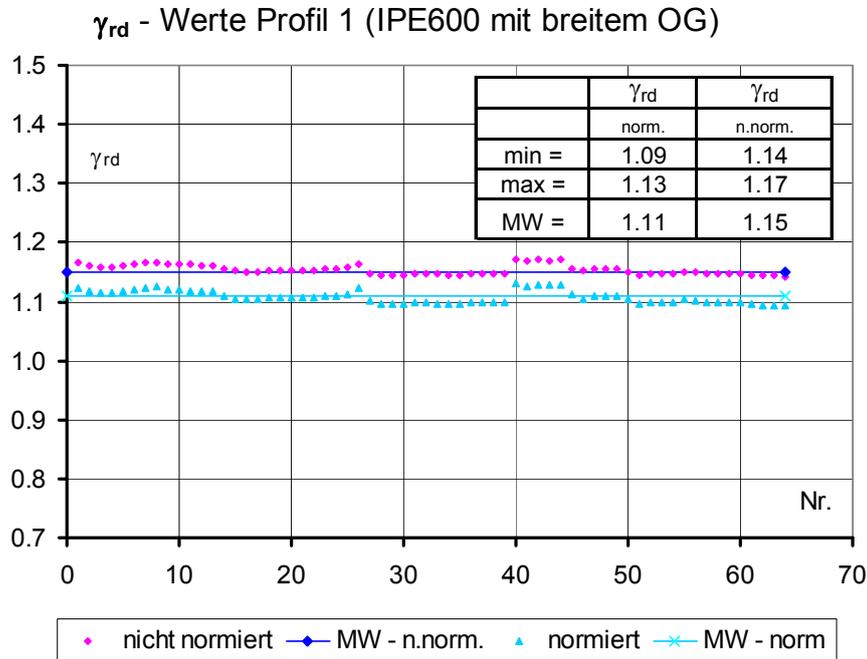


Bild 6.4-11 Auswertung Profil 1 Lastfall 2,3,4 mit BDk – Linie c

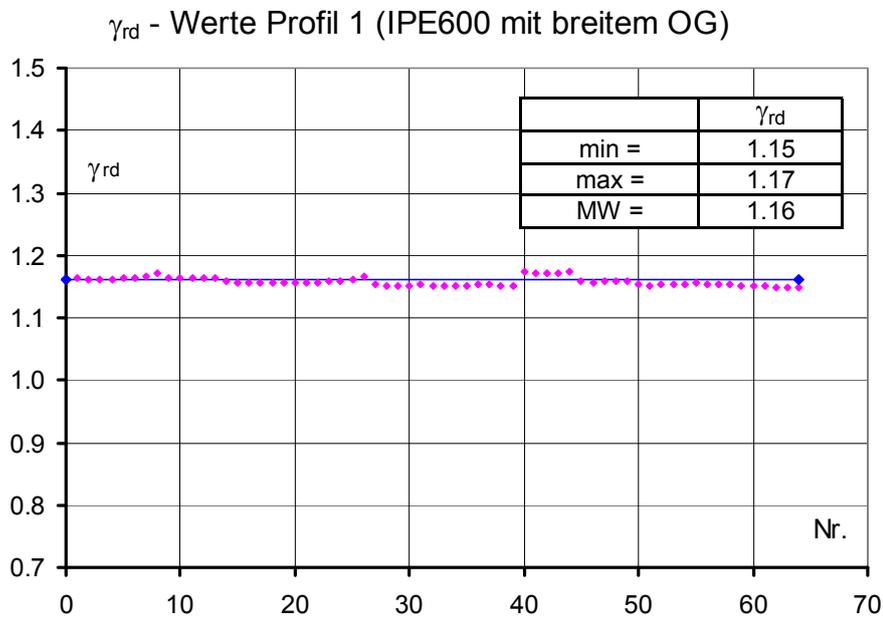


Bild 6.4-12 Auswertung Profil 1 Lastfall 2,3,4 mit BDk – Linie d

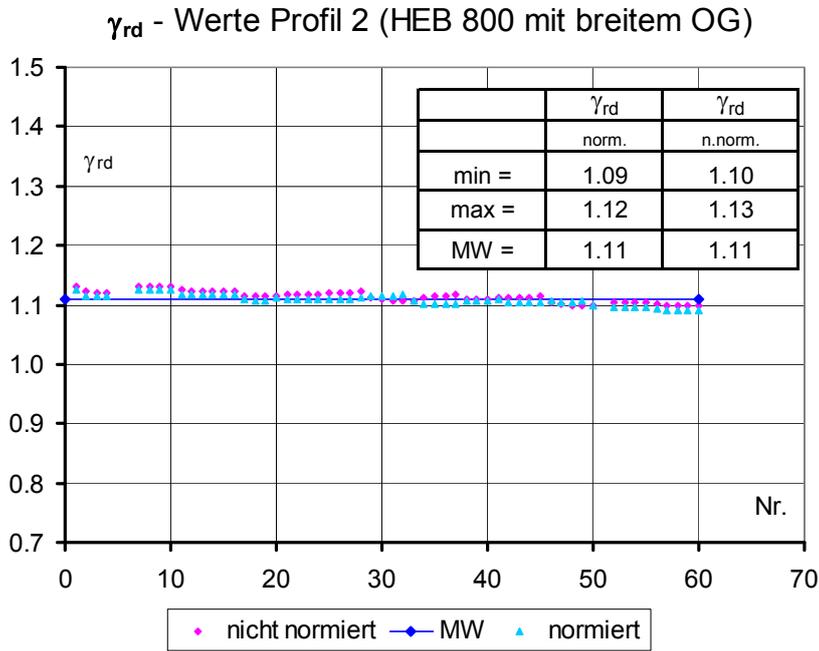


Bild 6.4-13 Auswertung Profil 2 Lastfall 2 (BDKL c)

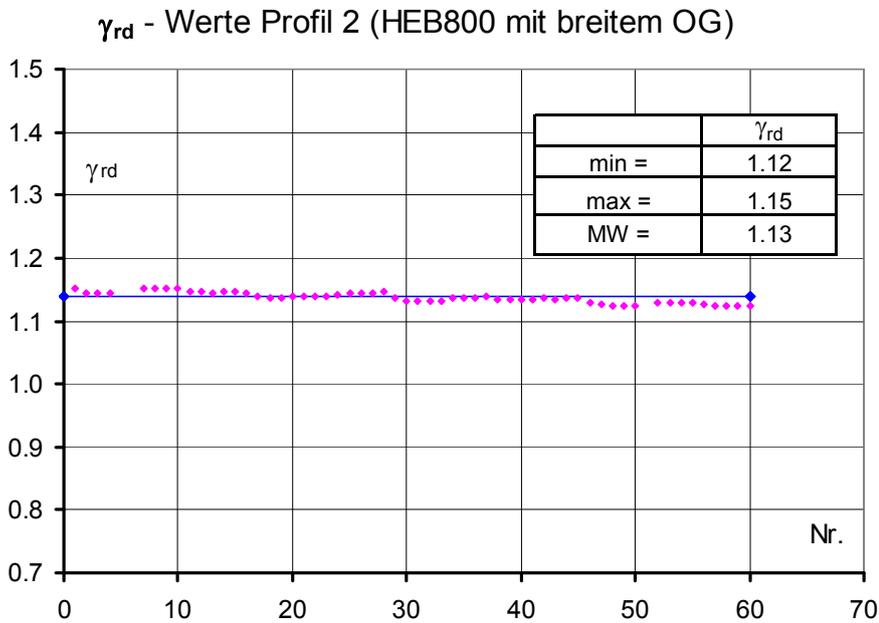


Bild 6.4-14 Auswertung Profil 2 mit $M_{w,pl}(A)$ (BDKL c)

Tabelle 6.4-1 Auswertung der FEM – Rechnungen mit Korrekturfaktor nach [14] mit nicht normierten Werten

Rechnung	Quelle	m_{fy} [kN/cm ²]	V_{fy} [-]	f_{yd} [kN/cm ²]	$f_{y,nom}$ [kN/cm ²]	γ_m [-]	γ_{rd} [-]	γ_M [-]
Profil 1	[126] Tabelle 1 / Spalte 1	289.01	0.0686	256.5	235.0	0.92	1.15	1.054
Profil 1	[126] Tabelle 1 / Spalte 4	284.57	0.0764	248.9	235.0	0.94	1.15	1.086
Profil 2	[126] Tabelle 1 / Spalte 1	289.01	0.0686	256.5	235.0	0.92	1.11	1.017
Profil 2	[126] Tabelle 1 / Spalte 4	284.57	0.0764	248.9	235.0	0.94	1.11	1.048

Tabelle 6.4-2 Auswertung der FEM – Rechnungen mit Korrekturfaktor nach [14] mit normierten Werten

Rechnung	Quelle	m_{fy} [kN/cm ²]	V_{fy} [-]	f_{yd} [kN/cm ²]	$f_{y,nom}$ [kN/cm ²]	γ_m [-]	γ_{rd} [-]	γ_M [-]
Profil 1	[126] Tabelle 1 / Spalte 1	289.01	0.0686	256.5	235.0	0.92	1.11	1.017
Profil 1	[126] Tabelle 1 / Spalte 4	284.57	0.0764	248.9	235.0	0.94	1.11	1.048
Profil 2	[126] Tabelle 1 / Spalte 1	289.01	0.0686	256.5	235.0	0.92	1.11	1.017
Profil 2	[126] Tabelle 1 / Spalte 4	284.57	0.0764	248.9	235.0	0.94	1.11	1.048

Sowohl die Betrachtung der unterschiedlichen f – Werte sowie die ermittelten Teilsicherheitsbeiwerte zeigen ein befriedigendes Ergebnis im Hinblick auf die Erweiterung des Nachweisformates des Biegedrillknickens aus DIN EN 1993-1-1: 2005. Die Korrelation der „elektronischen Versuchswerte“ mit denen der theoretischen Widerstandsfunktion ist ausreichend. Bei Streuung der Basisvariablen liegt die Bemessungsfunktion auf der sicheren Seite, da ein Teilsicherheitsbeiwert von $\gamma_M = 1.1$ vorgeschrieben ist. Es wird vorgeschlagen, auf der sicheren Seite liegend folgende Bezugsbreite zur Ermittlung der maßgebenden BDK – Linie zu verwenden:

$b_{\text{Bezug}} = b_{\text{Mittel}}$, wenn ausschließlich der starke Gurt gedrückt ist.

$b_{\text{Bezug}} = b_u$, wenn ausschließlich oder teilweise (z.B. bei Durchlaufträgern) der schwache Gurt gedrückt ist.

6.4.3 Anwendungen und Anwendungsgrenzen

Aus Tabelle 6.2-6 ist ersichtlich, dass der Großteil der Rechnungen sich zunächst auf den gängigsten Fall mit Druckspannungen im stärkeren Gurt bezieht. Zum geringeren Teil sind Fälle untersucht, welche planmäßig Druckspannungen im schwächeren Gurt über den ganzen Träger (Profil 2, LF 2, LA 4), bzw. mit durchschlagendem Moment, untersucht. Obgleich auch hier die Werte auf der sicheren Seite liegen, sollte die Anwendung zunächst auf Einfeldträger, mit Druck im stärkeren Gurt beschränkt bleiben. Damit sind dann auch die Bezeichnungen Zug – und Druckgurt eindeutig festgelegt. Die Steifigkeiten sind dann in diesem Fall:

$$\begin{aligned} \rightarrow I_{z,c} &= b_o^3 \cdot t_o / 12 && \text{für den Druckgurt.} \\ \rightarrow I_{z,t} &= b_u^3 \cdot t_u / 12 && \text{für den Zuggurt.} \end{aligned}$$

Werden die Flansche zu klein, stößt die Bemessung mit plastischen Wölbmomenten auf Ihre Grenzen. Im Grenzfall bilden sich wölbfreie T oder Rechteckprofile heraus, welche hier nicht mit abgedeckt werden können. Aus diesem Grund ist das Bemessungsverfahren begrenzt auf gewalzte und gleichartige Schweißprofile. Tabelle 6.4-3 zeigt die Gurtsteifigkeiten der untersuchten Profile.

Tabelle 6.4-3 Verhältnis der Gurtsteifigkeiten der untersuchten Profile

Profil Nr.	b_o	t_o	b_u	t_u	$I_{z,c}$	$I_{z,t}$	$I_{z,t}/I_{z,c}$
-	cm	cm	cm	cm	cm ⁴	cm ⁴	-
1	32	1.9	22	1.9	5188	1686	0.32
2	50	3.3	30	3.3	34375	7425	0.22

Aufgrund der vorliegenden Daten wird vorgeschlagen, folgende Begrenzung einzuhalten:

$$\rightarrow I_{z,t} / I_{z,c} \geq 0,2$$

6.5 Vergleich mit alternativen Bemessungsverfahren

6.5.1 Verfahren Obergurt als Druckstab

Analog Abschnitt 5.5.1 wird eine Auswertung der FEM-Rechnungen vorgenommen. Die Aufteilung der Schnittgrößen und die Ermittlung der Querschnittswerte erfolgt ebenfalls wie in Abschnitt 5.5.1. Das Moment M_z wird gemäß den Steifigkeiten der Gurte aufgeteilt (vgl. Bild 5.5-2).

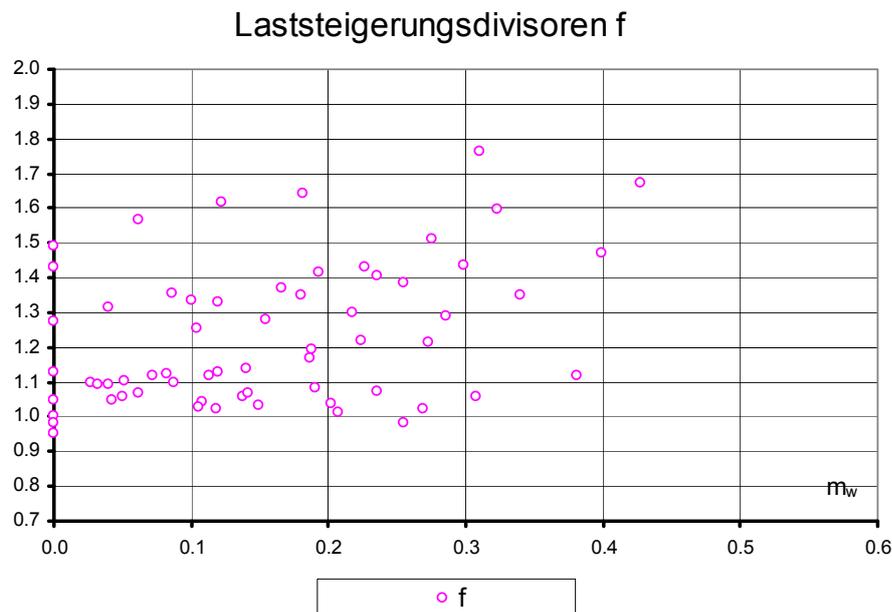


Bild 6.5-1 Laststeigerungsdivisoren Profil 1 – Verfahren isolierter Druckstab

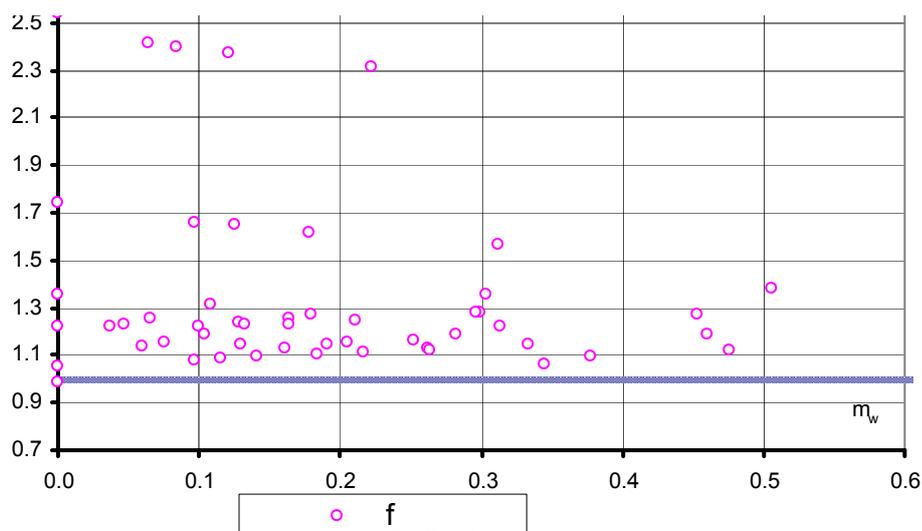


Bild 6.5-2 Laststeigerungsdivisoren Profil 2 – Verfahren isolierter Druckstab

Wie zu erkennen ist, liegen die f – Werte auf der sicheren Seite und über denen für den Bemessungsvorschlag nach Gl. (3.2-1). Auf eine Auswertung bzgl. der γ_M – Werte wird an dieser Stelle verzichtet. Zur Interpretation der Ergebnisse im Vergleich zum Bemessungsvorschlag können folgende Überlegungen angeführt werden. Folgende Gründe sprechen dafür (bzw. dagegen), dass der Obergurt als Druckstab betrachtet auf der sicheren Seite liegt:

- Bei der Aufteilung der Momente M_y :

Für diesen Anteil in den jeweiligen Nachweisgleichungen ist

$$m_u = M_y / \chi_{LT} * M_{pl} \text{ gleichzusetzen mit } n_{u,OG} = N_{OG} / \kappa * N_{pl,OG}.$$

Bei der Bestimmung der Schlankheiten für die Abminderungsfaktoren ist bei M_{cr} die Verdrehsteifigkeit des Gesamtprofils (über I_T und I_w) enthalten, was bei $N_{Ki,OG}$ nicht der Fall ist (praktisch gesehen etwas günstiger, da die Ermittlung von M_{cr} entfällt).

Bei der Wahl der Knickspannungslinie ist für κ im Knickfall immer eine ungünstigere zu wählen als für χ_{LT} beim BDK (in DIN 18800-2:1990 ebenso wie in DIN EN 1993-1-1:2005).

$M_{pl,y}$ des Gesamtprofils ergibt etwas höhere Werte als wenn das der Fall wäre, als wenn Hebelarm * $N_{pl,OG}$ gerechnet wird.

Im Gegensatz ist bei $N_{Ki,OG}$ der Lasthebelarm z_p nicht enthalten.

- Bei der Aufteilung der Momente M_x :

Das Torsionsmoment wird beim Verfahren Obergurt als Druckstab direkt in Flanschbiegemomente aufgeteilt. Auch hierbei wird der Einfluss von I_T auf der sicheren Seite liegend vernachlässigt.

Im Gegensatz ist beim Verfahren Druck im OG eine Vergrößerung der Momente M_x nach Spannungstheorie II. Ordnung nicht enthalten (vgl. Faktor α , Abschnitt 5.2.1.).

- Bei der Interaktion der Biegeschnittgrößen:

Das Verfahren Druck im OG bezieht sich – wie die anderen Ersatzstabverfahren auch – auf eine lineare Interaktion der Biegeschnittgrößen. Mit dem Bemessungsvorschlag nach Abschnitt 3.2 wird über k_w und k_{zw} eine Interaktion berücksichtigt, welche nicht nur im Querschnitt stattfindet, sondern auch eine Umwandlung von M_{xs} und M_w zu M_{xp} im System in Betracht zieht.

6.6 Beispiel Kranbahnträger mit vergleichenden Betrachtungen

6.6.1 System und Abmessungen

Als abschließendes Beispiel zur Bemessung wird ein Kranbahnträger betrachtet. Hierzu dienen System und Abmessungen von Beispiel 1 aus [116].

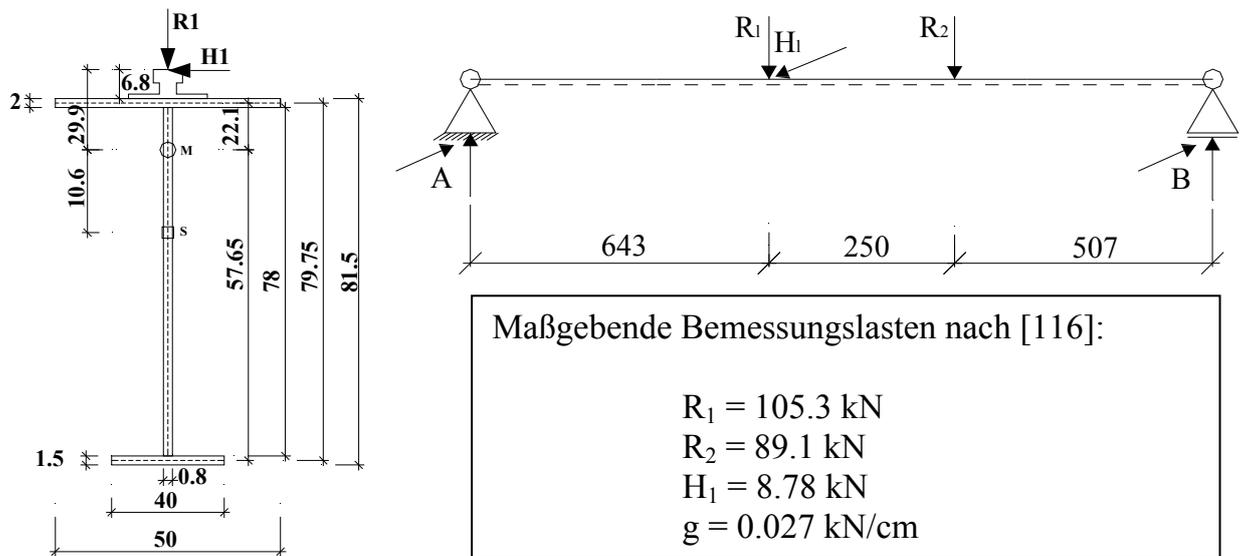


Bild 6.6-1 System und Abmessungen und Lasten; Alle Angaben cm

6.6.2 Querschnittswerte und M_{cr}

Tabelle 6.6-1 Elastische Querschnittswerte

Normierte Querschnittswerte (Blechmittellinienmodell):

Querschnittsfläche:	$A =$	222.40	cm^2
Schwerpunkt S im Eingabe-KOS:	$y_S =$	0.000	cm
	$z_S =$	-7.262	cm
Hauptachsenehewinkel:	$\alpha =$	0.000	Grad
	$=$	0.000	Bogenmaß
Trägheitsmomente:	$I_y =$	274 713	cm^4
	$I_z =$	28 833	cm^4
Torsionsträgheitsmoment	$I_T =$	191.65	cm^4
Wölbwiderstand	$I_\omega =$	36 763 367	cm^6
Wölbordinate	$\omega_K =$	0.000	cm^2
Schubmittelpunkt M	$y_M =$	0.000	cm
	$z_M =$	-10.611	cm
Schubmittelpunkt M im Eingabe-KOS	$y_M =$	0.000	cm
	$z_M =$	-17.873	cm
Größen für Theorie II. Ordnung/Stabilität	$r_y =$	0.000	cm
	$r_z - 2z_M =$	32.624	cm

Tabelle 6.6-2 plastische Querschnittswerte für S235

$M_{pl,y} =$	166892 kNcm
$M_{pl,z,OG} = \frac{b_o^2}{4} \cdot t_o \cdot f_y = \frac{50^2}{4} \cdot 2 \cdot 23.5 =$	29375 kNcm
$M_{pl,z,UG} = \frac{b_u^2}{4} \cdot t_u \cdot f_y = \frac{40^2}{4} \cdot 1.5 \cdot 23.5 =$	14100 kNcm
$M_{pl,z} = M_{pl,z,OG} + M_{pl,z,UG} =$	43475 kNcm
$M_{pl,w} = 22.1 \cdot M_{pl,z,OG} + 57.65 \cdot M_{pl,z,UG} =$	1462052 kNcm ²
$(M_{pl,w} = 79.75 \cdot M_{pl,z,UG} =$	1124475 kNcm ² (A))

Für M_{cr} können folgende Werte ermittelt werden:

→ KSTAB liefert zur Schnittgrößenermittlung den Laststeigerungsfaktor zur elastischen Grenzlast zu:

- $\eta_{ki} = 2.1 \rightarrow M_{cr} = 2.1 \cdot 63930 = 134250 \text{ kNcm}$

→ Mit Gl. (2.5-1) erhält man:

- $M_{cr} = 123572 \text{ kNcm}$

$$M_{cr} := C_1 \cdot \pi^2 \cdot E \cdot \frac{I_z}{(k \cdot L)^2} \cdot \left[\sqrt{\left(\frac{k_z}{k_w} \right)^2 \cdot \frac{I_w}{I_z} + (k \cdot L)^2 \cdot G \cdot \frac{I_T}{\pi^2 \cdot E \cdot I_z} + (C_2 \cdot z_g - C_3 \cdot z_j)^2} - (C_2 \cdot z_g - C_3 \cdot z_j) \right]$$

Hierin sind:

$$k = k_z = k_w = 1; C_1 = 1.04; C_2 = 0.42; C_3 = 0.562$$

als Beiwerte für Lagerungsbedingungen und Momentenverläufe, sowie:

$$z_j = 14.2 \text{ cm und } z_g = 29.9 \text{ cm}$$

als Querschnittswerte für die Unsymmetrie und den Lasthebelarm in Beschreibungs- und *Vorzeichenkonvention* des Eurocodes (siehe Anhang sowie [9])

6.6.3 Berechnungen und Nachweise

6.6.3.1 Schnittgrößen

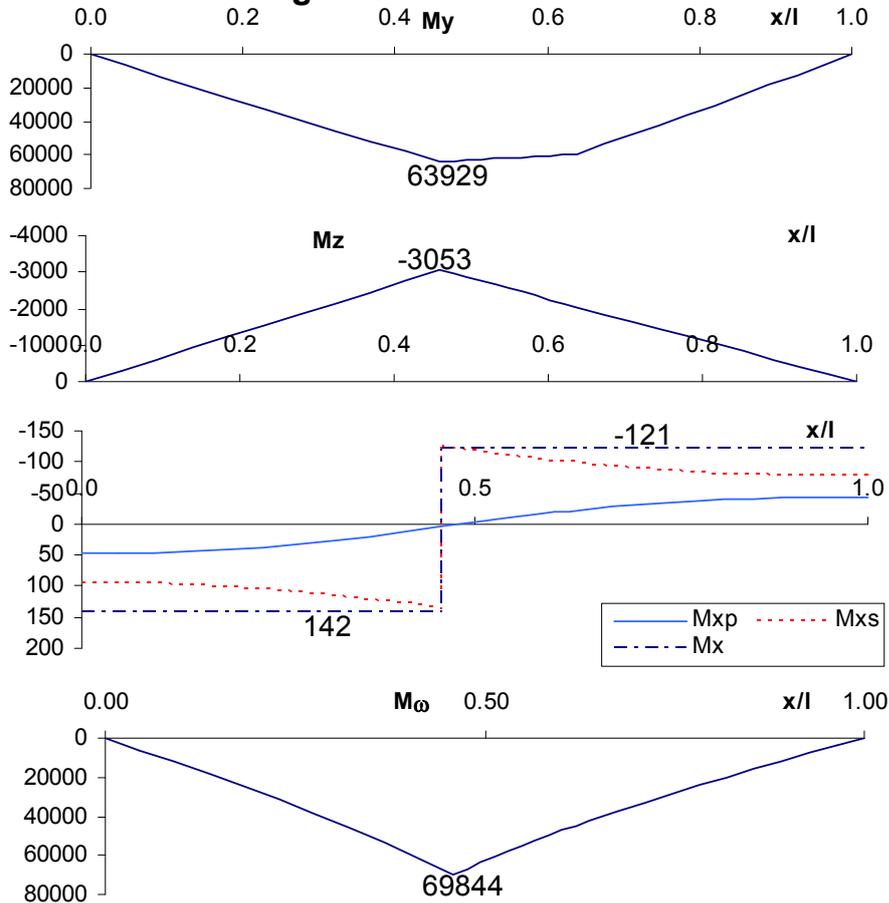


Bild 6.6-2 Schnittgrößen nach Theorie I. Ordnung in kNcm und kNcm²

6.6.3.2 Nachweis des Obergurtes als Knickstab

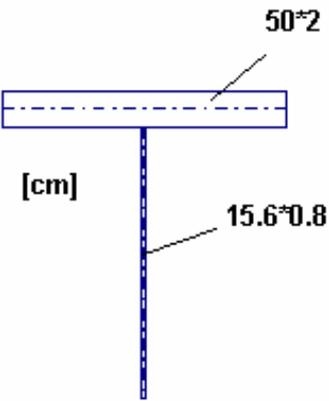
Da sich beim Knickstabnachweis keine wesentlichen Unterschiede zur DIN EN 1993-1-1:2005 ergeben, wird der Nachweis in Anlehnung an DIN 18800 – 2:1990 geführt. Die Schnittgrößen für den OG ergeben sich zu:

$$M_{z,OG} = \frac{I_{z,OG}}{I_{z,OG}} \cdot M_z + M_z^* \quad \text{mit: } M_z^* = \frac{M_T}{h'} \cdot \frac{L_1 \cdot L_2}{L}$$

$$M_{z,OG} = \frac{20833}{28833} \cdot 3053 + \frac{265}{79.75} \cdot \frac{643 \cdot 757}{1400} = 2206 + 1155 = \underline{\underline{3361 \text{ kNcm}}}$$

$$N_{OG} = \frac{M_y}{h'} = \frac{63929}{79.75} = \underline{\underline{802 \text{ kN}}}$$

Tabelle 6.6-3 Querschnitt des isolierten Obergurtes

	$h_s/5=78/5=$	15.6 cm
	$A =$	112.5 cm ²
	$I_{z,OG} =$	20833 cm ⁴
	$i_{zg} =$	13.61 cm
	$N_{pl,OG} =$	2644 kN
	$N_{Ki,z,OG} = \pi^2 \cdot EI/s_k^2 =$	2201 kN
	$\bar{\lambda}_K = \sqrt{N_{pl,OG} / N_{Ki,z,OG}} =$	1.1
	$\kappa = f(\bar{\lambda}_K, KSL c) =$	0.48
	$N_u = \kappa \cdot N_{pl,OG} =$	1296 kN

Der zahlenmäßige Nachweis lautet:

$$\frac{N_{OG}}{N_u / \gamma_M} + \frac{M_{z,OG}}{M_{plz,OG} / \gamma_M} = 0.69 + 0.12 = 0.81$$

6.6.3.3 Nachweis mit Schnittgrößen nach Theorie II. Ordnung

Mit einer seitlichen Vorverformung $v_0 = L / 150$ werden nach Berechnung nach Theorie I. Ordnung mit KSTAB folgende Ausnutzungsgrade erreicht:

→ Mit einer Interaktion nach dem Teilschnittgrößenverfahren (TSV,[42]):

$$\frac{S_d}{R_d} = 0.75 < 1.0$$

→ Mit einer Interaktion angelehnt an EC3 (Gl. (5.5-1)):

$$\frac{S_d}{R_d} = \left(\frac{63466}{166892/1.1} \right)^2 + \frac{12764}{43475/1.1} + \frac{626234}{1462052/1.1} = 0.17 + 0.32 + 0.47 = 0.97 < 1.0$$

6.6.3.4 Nachweis nach Bemessungsvorschlag Gl. (3.2-1)

Es ergeben sich folgende Zahlenwerte:

Bezogene Schnittgrößen TH.I.O.:

$$m_{yd} = \frac{63929}{166892/1.1} = 0.42; \quad m_{zd} = \frac{3053}{43475/1.1} = 0.08; \quad m_{wd} = \frac{69844}{1462052/1.1} = 0.05$$

Abminderungsfaktoren und Beiwerte nach [N3]:

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{M_{pl} / M_{cr}} = \sqrt{166892 / 134250} = 1.12 \rightarrow \chi_{LT,mod} = 0.61 \quad (k_c = 0.86; f = 0.94)$$

$$C_{Mz} = 0.9$$

Vergrößerungsfaktor und Korrekturbeiwerte für planmäßige Torsion:

$$\alpha = \frac{1}{1 - \frac{M_y}{M_{cr}}} = \frac{1}{1 - \frac{63929}{134250}} = 1.9$$

$$k_{zw} = 1 - 1.0 \cdot m_z = 0.92; \quad k_w = 0.7 - 0.2 \cdot m_w = 0.05$$

Nachweis:

$$\frac{S_d}{R_d} = \frac{m_{yd}}{\chi_{LT,mod}} + C_{Mz} \cdot m_{zd} + a \cdot k_{zw} \cdot k_w \cdot m_{wd} = \underline{0.696 + 0.069 + 0.058 = 0.823 < 1.0}$$

In [116] ist ein Laststeigerungsfaktor von 1.16 angegeben. Dieser ist mit dem Programm BT II [92] ermittelt und bezieht sich auf eine Rechnung Theorie II. Ordnung mit einer Vorverformung von $v_0 = 0.5 \cdot 2/3 \cdot L/200$. Der Traglastzustand wurde nach dem Verfahren el – el mit erlaubter örtlicher Plastizierung definiert, d.h.:

$$\sigma_{rd} = 1.1 \cdot f_{yd}$$

6.6.3.5 Zusammenfassung und Fazit

In Tabelle 6.6-4 sind nochmals die Ergebnisse der Bemessungen (BEM) dargestellt. Zur besseren Vergleichbarkeit sind ebenfalls noch die Laststeigerungsfaktoren (LSF) dargestellt, mit denen die Bemessungslasten noch gesteigert werden könnten, bis eine Ausnutzung von 1.0 herauskommt. Darüber hinaus sind zwei weitere Lastfälle enthalten, bei denen die Querlasten mit dem Faktoren 2.5 und 5 erhöht wurden. Die Vertikallasten wurden verringert mit 0.8 und 0.6. Dies heißt, dass die Biegung um die schwache Achse sowie der Torsionsanteil erhöht wird. Zu erkennen ist, dass alle Verfahren gegenüber der Traglastrechnung brauchbare Ergebnisse liefern. Bei den 5 – fach erhöhten Querlasten wird deutlich, dass Traglastreserven vorhanden sind, welche über die Querschnittstragfähigkeit hinausgehen. Diese können mit Nachweisverfahren Nr.2 abgebildet werden. Mit $m_w = 0.24$ (Bemessung Theorie I. Ordnung) und $\vartheta = 0.08$ im Gebrauchslastzustand liegt dieser Fall noch innerhalb der oben definierten Anwendungsgrenzen.

Tabelle 6.6-4 Übersichten der Ergebnisse und der Laststeigerungsfaktoren

Nr	Schnittgrößen	Verfahren	BEM	LSF	0.8R / 2.5H		0.6R / 5H	
					BEM	LSF	BEM	LSF
1	1.O.	Druckstab: $\kappa, N (M_y), M_z^*, M_z$ (DIN 18800)	0.81	1.23	0.87	1.15	1.06	-
2	1.O.	$\chi_{LT}, \alpha^* k_{zw}^* k_w^* m_w$ Gl. (3.2-1)	0.82	1.20	0.83	1.19	0.90	1.12
3	2.O. $v_0 = L/150$	TSV	0.75	1.17	0.80	1.15	1.04	-
4	Keine	Traglastrechnung	-	1.22	-	1.20	-	1.13

6.7 Betrachtungen zur Gebrauchstauglichkeit

Neben dem Tragsicherheitsnachweis sind die Nachweise der Gebrauchstauglichkeit zu führen. In DIN EN 1993-1-1:2005 sind keine maximalen Verformungen angegeben. Hier müssen Grenzwerte aufgrund der vorhandenen Nutzung festgelegt werden. Als Anhaltswert ist in der Praxis eine Durchbiegung von $L/300$ ein gebräuchlicher Wert. Für Kranbahnträger sind DIN EN 1993-6: 2007 Grenzwerte für horizontale Verformungen des Obergurts (Tabelle 7.1) und vertikale Verformungen (Tabelle 7.2) beschrieben. Die Verformungen sollten den Wert von $L/600$ bzw. 25mm nicht überschreiten. Die Obergurtverformung setzt sich aus den Anteilen aus dem Biegemoment M_z sowie aus der Verdrehung um den Schubmittelpunkt zusammen. Darüber hinaus wird in Abschnitt 7.5 gefordert, dass bei der charakteristischen Lastfallkombination die Spannungen an keiner Stelle im Querschnitt die Streckgrenze überschreiten. I.A. ist bei Anwendungen des Verfahrens el-pl. im Stahlbau diese Forderung erfüllt, da die Teilsicherheitsbeiwerte der Einwirkungen im Gebrauchstauglichkeitsfall zu 1 gesetzt werden. Bei hohen Torsionsanteilen ist die plastische Tragfähigkeitsreserve besonders ausgeprägt. Aufgrund des Wölbmomentes ist in diesem Fall die Streckgrenze an der äußeren Faser schnell erreicht. Durch große Verdrehungen nimmt die Obergurtverformung schnell zu. Die Gebrauchslasten betragen ca. 66.7 % der Traglasten (Faktor 1.5 bei veränderlichen Lasten). Zur Veranschaulichung ist diese Grenze in der Lastverformungskurve in Bild 6.7-1 eingetragen. Es ist zu erkennen, dass der elastische Bereich verlassen ist.

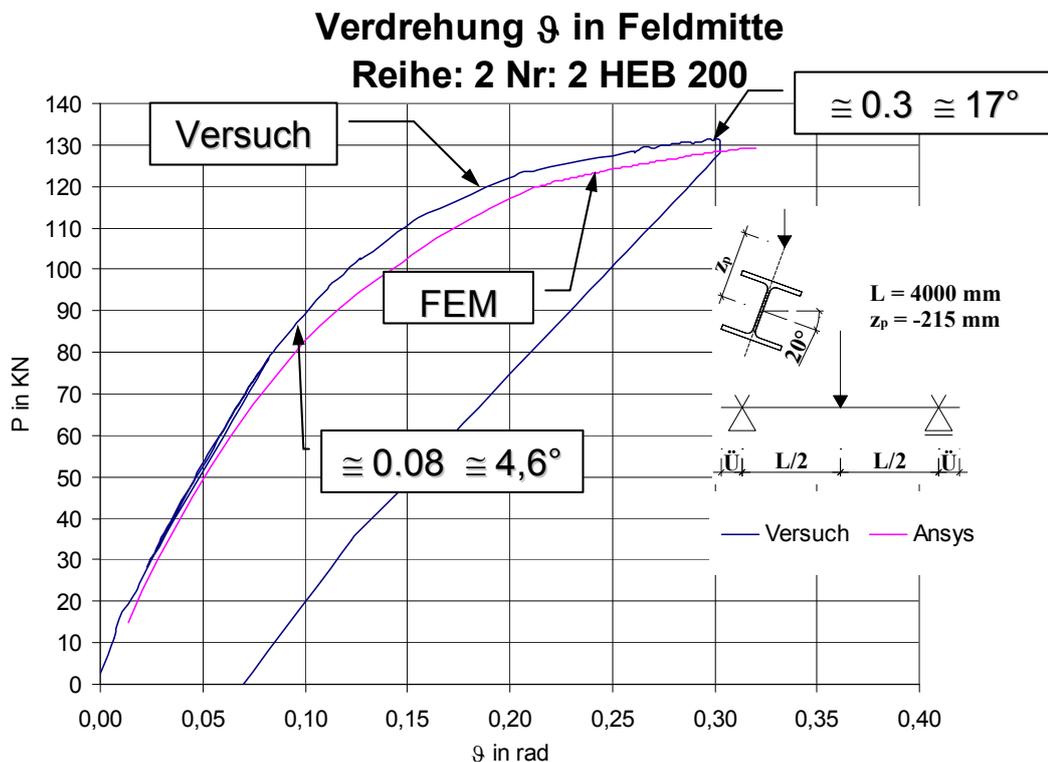


Bild 6.7-1 Lastverformungskurve Versuch Nr. 22

Eine generelle Erfüllung der Gebrauchstauglichkeitskriterien bei Anwendung der Nachweisgleichung (3.2-1) kann nicht garantiert werden. Zur Übersicht der Brauchbarkeit der Nachweisgleichung (3.2-1) sind in Tabelle 6.7-1 bis Tabelle 6.7-4. Rechnungen zur Gebrauchstauglichkeit zusammengestellt. Hierzu wurden die Traglastrechnungen verwendet. Die angegebene Spannungen und Verformungen sind nach der Elastizitätstheorie II. Ordnung bei 66.7 % der Traglast mit dem Programm KSTAB ermittelt. Die bezogenen Momentenanteile sind für den Traglastfall (100%) dargestellt.

Tabelle 6.7-1 Spannungen und Verformungen im Gebrauchszustand IPE 200

Nr	L	λ_{LTbez}	my	mz	mw	σ	w	v_{OG}	σ / f_y	w / (L/600)	$v_{OG} / (L/600)$
	cm					kN / cm ²	cm	cm			
120200500	114	0.500	0.980	0.000	0.000						
120200505	114	0.500	0.939	0.000	0.092	20.30	0.08	0.07	0.86	0.42	0.37
120200510	114	0.500	0.891	0.000	0.185	22.13	0.08	0.07	0.94	0.42	0.37
120200515	114	0.500	0.842	0.000	0.277	23.77	0.08	0.09	1.01	0.42	0.47
120200520	114	0.500	0.792	0.000	0.369	25.33	0.07	0.12	1.08	0.37	0.63
120201000	300	0.999	0.705	0.000	0.000						
120201005	300	0.999	0.605	0.000	0.089	16.20	0.38	0.34	0.69	0.76	0.68
120201010	300	0.999	0.538	0.000	0.179	18.19	0.34	0.53	0.77	0.68	1.06
120201015	300	0.999	0.481	0.000	0.268	19.95	0.31	0.70	0.85	0.62	1.40
120201020	300	0.999	0.463	0.000	0.357	22.79	0.29	0.88	0.97	0.58	1.76
120201500	661	1.500	0.413	0.000	0.000						
120201505	661	1.500	0.366	0.000	0.073	12.29	1.13	1.47	0.52	1.03	1.33
120201510	661	1.500	0.344	0.000	0.147	15.73	1.06	2.37	0.67	0.96	2.15
120201515	661	1.500	0.324	0.000	0.220	18.74	1.00	3.14	0.80	0.91	2.85
120201520	661	1.500	0.302	0.000	0.294	21.29	0.93	3.77	0.91	0.84	3.42
120210500	114	0.500	0.836	0.300	0.000						
120210505	114	0.500	0.806	0.300	0.092	25.65	0.07	0.12	1.09	0.37	0.63
120210510	114	0.500	0.771	0.300	0.185	27.54	0.07	0.14	1.17	0.37	0.74
120210515	114	0.500	0.714	0.300	0.277	28.90	0.07	0.17	1.23	0.37	0.89
120210520	114	0.500	0.633	0.300	0.369	29.69	0.06	0.19	1.26	0.32	1.00
120211000	300	0.999	0.548	0.300	0.000						
120211005	300	0.999	0.492	0.300	0.089	22.23	0.31	0.93	0.95	0.62	1.86
120211010	300	0.999	0.440	0.300	0.179	23.99	0.28	1.08	1.02	0.56	2.16
120211015	300	0.999	0.399	0.300	0.268	25.81	0.25	1.23	1.10	0.50	2.46
120211020	300	0.999	0.360	0.300	0.357	27.49	0.23	1.37	1.17	0.46	2.74
120211500	661	1.500	0.328	0.299	0.000						
120211505	661	1.500	0.303	0.299	0.138	23.24	0.91	5.29	0.99	0.83	4.80
120211510	661	1.500	0.284	0.299	0.275	28.72	0.84	6.61	1.22	0.76	6.00
120211515	661	1.500	0.270	0.299	0.413	34.07	0.79	7.86	1.45	0.72	7.13
120211520	661	1.500	0.254	0.299	0.551	38.74	0.73	8.93	1.65	0.66	8.11
120301000	257	1.00	0.707	0.000	0.000						
120301005	257	1.00	0.643	0.000	0.053	15.68	0.37	0.27	0.67	0.86	0.63
120301010	257	1.00	0.609	0.000	0.106	17.37	0.36	0.42	0.74	0.84	0.98
120301015	257	1.00	0.575	0.000	0.160	18.83	0.33	0.56	0.80	0.77	1.31
120301020	257	1.00	0.539	0.000	0.213	20.06	0.31	0.68	0.85	0.72	1.59
120301500	545	1.50	0.433	0.000	0.000						
120301505	545	1.50	0.387	0.000	0.049	13.04	1.02	1.70	0.55	1.12	1.87
120301510	545	1.50	0.356	0.000	0.099	15.99	0.93	2.70	0.68	1.02	2.97
120301515	545	1.50	0.322	0.000	0.148	17.90	0.84	3.45	0.76	0.92	3.80
120301520	545	1.50	0.281	0.000	0.198	18.70	0.74	3.93	0.80	0.81	4.33
120311000	257	1.00	0.529	0.299	0.000						
120311005	257	1.00	0.503	0.299	0.053	21.37	0.29	0.81	0.91	0.68	1.89
120311010	257	1.00	0.471	0.299	0.106	22.56	0.27	0.93	0.96	0.63	2.17
120311015	257	1.00	0.441	0.299	0.160	23.68	0.26	1.04	1.01	0.61	2.43
120311020	257	1.00	0.407	0.299	0.213	24.54	0.24	1.14	1.04	0.56	2.66
120361000	329	1.00	0.514	0.300	0.000						
120361005	329	1.00	0.479	0.300	0.063	12.15	0.17	0.46	0.52	0.31	0.84
120361010	329	1.00	0.450	0.300	0.125	13.30	0.16	0.56	0.57	0.29	1.02
120361015	329	1.00	0.418	0.300	0.188	14.35	0.15	0.65	0.61	0.27	1.19
120361020	329	1.00	0.380	0.300	0.251	15.26	0.13	0.75	0.65	0.24	1.37

Tabelle 6.7-2 Spannungen und Verformungen im Gebrauchszustand HEB 200

Nr	L	$\lambda_{LT,bez}$	M_{cr}	my	mz	mw	σ	w	v_{OG}	σ / f_y	w / (L/600)	$v_{OG} / (L/600)$
	cm						kN / cm ²	cm	cm			
220200500	299	0.503	59702.75	0.990	0.000	0.000						
220200500	299	0.503	59702.75	0.967	0.000	0.077	20.12	0.61	0.10	0.86	1.22	0.20
220200500	299	0.503	59702.75	0.945	0.000	0.155	22.04	0.59	0.18	0.94	1.18	0.36
220200500	299	0.503	59702.75	0.920	0.000	0.232	23.87	0.58	0.25	1.02	1.16	0.50
220200500	299	0.503	59702.75	0.888	0.000	0.310	25.53	0.53	0.32	1.09	1.06	0.64
220200800	709	0.800	23577.62	0.912	0.000	0.000						
220200805	709	0.800	23577.62	0.851	0.000	0.082	19.65	3.00	0.68	0.84	2.54	0.58
220200810	709	0.800	23577.62	0.817	0.000	0.165	22.38	2.88	1.15	0.95	2.44	0.97
220200815	709	0.800	23577.62	0.763	0.000	0.247	24.46	2.70	1.55	1.04	2.28	1.31
220200820	709	0.800	23577.62	0.725	0.000	0.330	26.67	2.55	1.95	1.13	2.16	1.65
220101000	1144	1.003	15018.93	0.799	0.000	0.000						
220101005	1144	1.003	15018.93	0.726	0.000	0.082	18.84	6.66	1.98	0.80	3.49	1.04
220101010	1144	1.003	15018.93	0.684	0.000	0.165	21.80	6.00	3.26	0.93	3.15	1.71
220101015	1144	1.003	15018.93	0.648	0.000	0.247	24.91	5.95	4.44	1.06	3.12	2.33
220101020	1144	1.003	15018.93	0.611	0.000	0.330	27.64	5.61	5.39	1.18	2.94	2.83
220210500	299	0.503	59702.75	0.835	0.300	0.000						
220210505	299	0.503	59702.75	0.817	0.300	0.077	24.74	0.51	0.36	1.05	1.02	0.72
220210510	299	0.503	59702.75	0.796	0.300	0.155	26.58	0.50	0.44	1.13	1.00	0.88
220210515	299	0.503	59702.75	0.776	0.300	0.232	28.38	0.48	0.51	1.21	0.96	1.02
220210520	299	0.503	59702.75	0.755	0.300	0.310	30.16	0.47	0.58	1.28	0.94	1.16
220210800	709	0.800	23577.62	0.750	0.300	0.000						
220210805	709	0.800	23577.62	0.717	0.300	0.082	24.60	2.51	2.18	1.05	2.12	1.84
220210810	709	0.800	23577.62	0.688	0.300	0.165	27.70	2.39	2.59	1.18	2.02	2.19
220210815	709	0.800	23577.62	0.658	0.300	0.247	29.39	2.28	2.98	1.25	1.93	2.52
220210820	709	0.800	23577.62	0.622	0.300	0.330	31.41	2.14	3.33	1.34	1.81	2.82
220210825	709	0.800	23577.62	0.850	0.100	0.000						
220210830	709	0.800	23577.62	0.803	0.100	0.082	21.22	2.82	1.19	0.90	2.39	1.01
220210835	709	0.800	23577.62	0.765	0.100	0.165	23.77	2.69	1.63	1.01	2.28	1.38
220210840	709	0.800	23577.62	0.731	0.100	0.247	26.33	2.56	2.04	1.12	2.17	1.73
220210845	709	0.800	23577.62	0.698	0.100	0.330	28.55	2.44	2.43	1.21	2.06	2.06
220100500	310	0.50	60107.46	0.926	0.000	0.000						
220100505	310	0.50	60107.46	0.882	0.000	0.117	19.61	0.89	0.16	0.83	1.72	0.31
220100510	310	0.50	60107.46	0.835	0.000	0.234	21.90	0.84	0.27	0.93	1.63	0.52
220100515	310	0.50	60107.46	0.783	0.000	0.351	24.04	0.79	0.38	1.02	1.53	0.74
220100520	310	0.50	60107.46	0.728	0.000	0.468	26.06	0.74	0.38	1.11	1.43	0.74
220101000	970	1.00	15027.29	0.727	0.000	0.000						
220101005	970	1.00	15027.29	0.664	0.000	0.099	16.76	6.57	1.63	0.71	4.06	1.01
220101010	970	1.00	15027.29	0.616	0.000	0.198	19.62	6.02	2.62	0.83	3.72	1.62
220101015	970	1.00	15027.29	0.575	0.000	0.297	22.35	5.69	3.50	0.95	3.52	2.16
220101020	970	1.00	15027.29	0.528	0.000	0.396	24.62	5.22	4.23	1.05	3.23	2.62
220310500	257	0.50	60350.30	0.809	0.300	0.000						
220310505	257	0.50	60350.30	0.793	0.300	0.065	24.06	0.46	0.33	1.02	1.07	0.77
220310510	257	0.50	60350.30	0.771	0.300	0.130	25.48	0.45	0.40	1.08	1.05	0.93
220310515	257	0.50	60350.30	0.755	0.300	0.195	27.02	0.44	0.46	1.15	1.03	1.07
220310520	257	0.50	60350.30	0.738	0.300	0.260	28.54	0.43	0.53	1.21	1.00	1.24
220310800	585	0.80	23591.38	0.742	0.300	0.000						
220310805	585	0.80	23591.38	0.722	0.300	0.040	23.50	2.15	1.83	1.00	2.21	1.88
220310810	585	0.80	23591.38	0.704	0.300	0.079	24.90	2.09	2.15	1.06	2.14	2.21
220310815	585	0.80	23591.38	0.685	0.300	0.119	26.24	2.02	2.46	1.12	2.07	2.52
220310820	585	0.80	23591.38	0.662	0.300	0.159	27.44	1.95	2.75	1.17	2.00	2.82
220311000	931	1.00	15110.75	0.703	0.300	0.000						
220311005	931	1.00	15110.75	0.673	0.300	0.028	23.92	5.03	5.10	1.02	3.24	3.29
220311010	931	1.00	15110.75	0.644	0.300	0.056	25.36	4.77	6.02	1.08	3.07	3.88
220311015	931	1.00	15110.75	0.614	0.300	0.084	26.56	4.50	6.80	1.13	2.90	4.38
220311020	931	1.00	15110.75	0.580	0.300	0.112	27.41	4.21	7.50	1.17	2.71	4.83

Tabelle 6.7-3 Spannungen und Verformungen im Gebrauchszustand Profil 1

Nr.	L	$\bar{\lambda}_{LT}$	m_y	m_z	m_w	σ	w	v_{OG}	σ / f_y	w / (L/600)	$v_{OG} / (L/600)$
	cm					kN / cm ²	cm	cm			
1	500	0.681	0.86	0.00	0.00						
2	500	0.681	0.80	0.00	0.12	22.4	0.47	0.26	0.95	0.56	0.32
3	500	0.681	0.75	0.00	0.20	23.7	0.44	0.33	1.01	0.53	0.40
4	500	0.681	0.70	0.00	0.31	26.3	0.41	0.45	1.12	0.49	0.54
15	750	0.941	0.59	0.00	0.14	19.1	0.77	0.69	0.81	0.62	0.55
16	750	0.941	0.54	0.00	0.24	21.8	0.70	0.96	0.93	0.56	0.77
17	750	0.941	0.48	0.00	0.38	25.9	0.63	1.34	1.10	0.50	1.07
28	1200	1.298	0.40	0.00	0.12	15.4	1.33	1.82	0.65	0.67	0.91
29	1200	1.298	0.35	0.00	0.25	20.2	1.18	2.95	0.86	0.59	1.48
30	1200	1.298	0.31	0.00	0.40	25.0	1.05	3.95	1.06	0.53	1.98
5	500	0.681	0.66	0.23	0.14	21.4	0.38	0.55	0.91	0.46	0.66
6	500	0.681	0.58	0.30	0.19	21.5	0.34	0.68	0.92	0.41	0.82
7	500	0.681	0.42	0.44	0.27	21.8	0.25	0.93	0.93	0.30	1.12
8	500	0.681	0.19	0.99	0.61	33.7	0.11	1.90	1.43	0.13	2.28
9	500	0.681	0.80	0.07	0.04	19.4	0.47	0.23	0.82	0.56	0.28
10	500	0.681	0.79	0.08	0.05	19.6	0.46	0.26	0.83	0.55	0.31
11	500	0.681	0.77	0.10	0.06	19.8	0.45	0.29	0.84	0.54	0.35
12	500	0.681	0.77	0.14	0.08	20.9	0.45	0.37	0.89	0.54	0.44
13	500	0.681	0.70	0.18	0.11	20.7	0.41	0.46	0.88	0.49	0.55
14	750	0.941	0.66	0.00	0.00						
18	750	0.941	0.64	0.06	0.03	16.4	0.84	0.52	0.70	0.67	0.42
19	750	0.941	0.63	0.07	0.03	16.4	0.82	0.56	0.70	0.66	0.45
20	750	0.941	0.61	0.08	0.04	16.5	0.80	0.63	0.70	0.64	0.50
21	750	0.941	0.59	0.10	0.05	16.9	0.78	0.74	0.72	0.62	0.59
22	750	0.941	0.56	0.15	0.07	17.5	0.73	0.93	0.74	0.58	0.74
23	750	0.941	0.51	0.18	0.09	17.2	0.67	1.05	0.73	0.54	0.84
24	750	0.941	0.47	0.24	0.12	18.6	0.61	1.33	0.79	0.49	1.06
25	750	0.941	0.37	0.38	0.19	19.3	0.48	1.88	0.82	0.38	1.50
26	750	0.941	0.22	0.58	0.29	22.1	0.29	2.59	0.94	0.23	2.07
27	1200	1.298	0.49	0.00	0.00						
31	1200	1.298	0.38	0.12	0.04	13.1	1.29	2.07	0.56	0.65	1.04
32	1200	1.298	0.36	0.12	0.10	15.4	1.21	2.64	0.65	0.61	1.32
33	1200	1.298	0.34	0.12	0.17	17.7	1.14	3.21	0.75	0.57	1.61
34	1200	1.298	0.32	0.13	0.24	20.2	1.06	3.76	0.86	0.53	1.88
35	1200	1.298	0.30	0.13	0.30	21.9	1.00	4.15	0.93	0.50	2.08
36	1200	1.298	0.32	0.25	0.09	15.6	0.96	4.46	0.66	0.48	2.23
37	1200	1.298	0.29	0.27	0.19	19.1	0.96	4.46	0.81	0.48	2.23
38	1200	1.298	0.28	0.29	0.32	24.7	0.92	5.74	1.05	0.46	2.87
39	1200	1.298	0.26	0.29	0.43	27.7	0.84	6.29	1.18	0.42	3.15
45	750	0.96	0.62	0.00	0.00						
46	750	0.96	0.46	0.00	0.27	21.4	0.75	1.44	0.91	0.60	1.15
47	750	0.96	0.44	0.20	0.11	17.4	0.72	1.53	0.74	0.57	1.22
48	750	0.96	0.44	0.19	0.14	18.5	0.72	1.63	0.79	0.57	1.30
49	750	0.96	0.42	0.18	0.19	20.0	0.70	1.80	0.85	0.56	1.44
50	1200	1.34	0.44	0.00	0.00						
51	1200	1.34	0.33	0.00	0.15	16.6	1.40	3.35	0.71	0.70	1.68
52	1200	1.34	0.27	0.19	0.18	18.4	1.10	5.40	0.78	0.55	2.70
53	1200	1.34	0.26	0.20	0.23	20.4	1.08	6.11	0.87	0.54	3.06
54	1200	1.34	0.25	0.20	0.28	21.5	1.05	6.26	0.91	0.53	3.13
40	300	0.43	0.97	0.00	0.00						
41	300	0.43	0.82	0.00	0.26	24.8	0.21	0.46	1.06	0.42	0.92
42	300	0.43	0.75	0.19	0.11	20.2	0.20	0.18	0.86	0.39	0.36
43	300	0.43	0.72	0.19	0.15	21.1	0.19	0.20	0.90	0.38	0.40
44	300	0.43	0.66	0.19	0.21	21.7	0.17	0.23	0.92	0.35	0.45
55	750	1.026	0.72	0.00	0.00						
56	750	1.026	0.61	0.17	0.10	14.8	0.47	0.80	0.63	0.38	0.64
57	750	1.026	0.57	0.17	0.22	15.3	0.44	1.03	0.65	0.36	0.82
58	750	1.026	0.52	0.17	0.34	16.4	0.41	1.27	0.70	0.33	1.02
59	750	1.026	0.60	0.05	0.22	16.9	0.47	0.77	0.72	0.38	0.62
60	1200	1.351	0.51	0.00	0.00						
61	1200	1.351	0.45	0.15	0.06	11.5	0.90	1.91	0.49	0.45	0.96
62	1200	1.351	0.43	0.16	0.12	12.2	0.87	2.40	0.52	0.43	1.20
63	1200	1.351	0.41	0.16	0.18	13.1	0.82	2.77	0.56	0.41	1.39
64	1200	1.351	0.39	0.17	0.31	15.6	0.78	3.62	0.66	0.39	1.81

Tabelle 6.7-4 Spannungen und Verformungen im Gebrauchszustand Profil 2

Nr	L	$\bar{\lambda}_{LT}$	m_y	m_z	m_w	σ	w	v_{OG}	σ / f_y	w / (L/600)	$v_{OG} / (L/600)$
	cm					kN / cm ²	cm	cm			
1	700	0.567	0.99	0.00	0.00						
2	700	0.567	0.84	0.00	0.38	31.0	0.71	0.53	1.32	0.61	0.45
3	700	0.567	0.80	0.00	0.48	33.4	0.67	0.64	1.42	0.57	0.55
4	700	0.567	0.72	0.00	0.65	37.4	0.60	0.81	1.59	0.51	0.69
7	700	0.567	0.86	0.27	0.06	24.3	0.72	0.52	1.03	0.62	0.45
8	700	0.567	0.82	0.34	0.08	26.0	0.69	0.65	1.11	0.59	0.56
9	700	0.567	0.74	0.46	0.11	28.9	0.62	0.89	1.23	0.53	0.76
10	700	0.567	0.57	0.71	0.17	35.1	0.49	1.38	1.50	0.42	1.18
11	700	0.567	0.91	0.13	0.13	24.4	0.77	0.45	1.04	0.66	0.39
12	700	0.567	0.88	0.12	0.19	25.7	0.74	0.51	1.09	0.63	0.44
13	700	0.567	0.86	0.12	0.25	27.4	0.72	0.58	1.17	0.62	0.50
14	700	0.567	0.76	0.22	0.31	27.6	0.64	0.80	1.17	0.55	0.69
15	700	0.567	0.70	0.32	0.30	26.0	0.59	0.94	1.11	0.51	0.81
16	1000	0.746	0.87	0.00	0.00						
17	1000	0.746	0.74	0.00	0.26	26.0	1.27	0.95	1.11	0.76	0.57
18	1000	0.746	0.71	0.00	0.33	27.8	1.21	1.13	1.18	0.73	0.68
19	1000	0.746	0.65	0.00	0.46	31.0	1.11	1.42	1.32	0.67	0.85
20	1000	0.746	0.82	0.00	0.10	21.5	1.41	0.50	0.91	0.85	0.30
21	1000	0.746	0.81	0.00	0.12	22.1	1.39	0.55	0.94	0.83	0.33
22	1000	0.746	0.80	0.00	0.14	22.8	1.37	0.63	0.97	0.82	0.38
23	1000	0.746	0.78	0.00	0.18	23.9	1.33	0.74	1.02	0.80	0.44
24	1000	0.746	0.76	0.00	0.22	24.8	1.31	0.83	1.05	0.79	0.50
25	1000	0.746	0.74	0.08	0.16	22.8	1.27	0.94	0.97	0.76	0.56
26	1000	0.746	0.71	0.10	0.21	23.8	1.22	1.12	1.01	0.73	0.67
27	1000	0.746	0.65	0.13	0.28	25.4	1.11	1.42	1.08	0.67	0.85
28	1000	0.746	0.52	0.22	0.45	28.3	0.98	2.03	1.20	0.59	1.22
29	1000	0.746	0.75	0.15	0.06	19.9	1.28	0.92	0.85	0.77	0.55
30	1000	0.746	0.71	0.20	0.08	19.7	1.22	1.11	0.84	0.73	0.67
31	1000	0.746	0.65	0.27	0.10	19.8	1.12	1.42	0.84	0.67	0.85
32	1000	0.746	0.51	0.43	0.16	19.5	0.88	2.06	0.83	0.53	1.24
33	1400	0.940	0.72	0.00	0.00						
34	1400	0.940	0.61	0.00	0.16	20.4	2.07	1.45	0.87	0.89	0.62
35	1400	0.940	0.59	0.00	0.21	21.8	2.00	1.72	0.93	0.86	0.74
36	1400	0.940	0.56	0.00	0.30	24.2	1.87	2.17	1.03	0.80	0.93
37	1400	0.940	0.48	0.00	0.51	29.9	1.60	3.10	1.27	0.69	1.33
38	1400	0.940	0.61	0.13	0.04	16.4	2.03	1.59	0.70	0.87	0.68
39	1400	0.940	0.59	0.16	0.05	16.6	1.97	1.91	0.71	0.84	0.82
40	1400	0.940	0.55	0.23	0.07	17.0	1.83	2.47	0.72	0.78	1.06
41	1400	0.940	0.45	0.37	0.11	17.8	1.51	3.71	0.76	0.65	1.59
42	1400	0.940	0.61	0.06	0.10	18.3	2.06	1.53	0.78	0.88	0.66
43	1400	0.940	0.59	0.08	0.13	19.2	1.98	1.82	0.82	0.85	0.78
44	1400	0.940	0.55	0.11	0.18	20.6	1.85	2.32	0.88	0.79	0.99
45	1400	0.940	0.46	0.19	0.30	23.7	1.55	3.41	1.01	0.66	1.46
46	700	0.933	0.61	0.00	0.00						
47	700	0.933	0.50	0.08	0.13	18.4	0.42	0.39	0.78	0.36	0.33
48	700	0.933	0.41	0.16	0.26	24.9	0.34	0.76	1.06	0.29	0.65
49	700	0.933	0.35	0.20	0.34	28.3	0.29	0.96	1.20	0.25	0.82
50	1000	1.159	0.50	0.00	0.00						
52	1000	1.153	0.45	0.05	0.10	11.9	0.77	0.26	0.51	0.46	0.16
53	1000	1.153	0.44	0.06	0.13	13.0	0.75	0.35	0.55	0.45	0.21
54	1000	1.153	0.42	0.09	0.18	14.9	0.71	0.51	0.63	0.43	0.31
55	1000	1.153	0.36	0.15	0.31	19.3	0.62	0.94	0.82	0.37	0.56
56	1400	1.363	0.43	0.00	0.00						
57	1400	1.363	0.39	0.04	0.06	9.6	1.32	0.36	0.41	0.57	0.15
58	1400	1.363	0.38	0.05	0.08	10.4	1.29	0.47	0.44	0.55	0.20
59	1400	1.363	0.37	0.08	0.12	12.0	1.25	0.71	0.51	0.54	0.30
60	1400	1.363	0.34	0.14	0.22	16.0	1.15	1.35	0.68	0.49	0.58

7 Zusammenfassung und Ausblick

Bei der Untersuchung von stabilitätsgefährdeten Biegeträgern, welche gleichzeitig durch planmäßige Torsion belastet sind, hat sich gezeigt, dass eine sichere, aber auch wirtschaftliche Bemessung auf Grundlage des Ersatzstabverfahrens mit Abminderungsfaktoren möglich ist. Der in DIN EN 1993-1-1:2005 Abschnitt 6.3.2.3 vorhandene Nachweis kann durch einen Term zur Beschreibung des Einflusses der Wölbkrafttorsion erweitert werden. Dieser basiert ebenfalls auf einer plastischen Widerstandsgröße. Weitere Beiwerte beschreiben den Einfluss von Theorie II. Ordnung – Effekten, sowie der Interaktion mit den anderen Biegeschnittgrößen. Abgedeckt sind hierbei doppelsymmetrische und einfachsymmetrischen Walz – und Schweißprofile mit ausreichender Duktilität. Die räumlichen Schnittgrößen des Ersatzstabes können weiterhin nach Theorie I. Ordnung ermittelt werden. Die Zuverlässigkeit der vereinfachten Bemessung wird durch die standardisierte Auswertung der Versuche und Rechnungen nach DIN EN 1990:2002 Annex D abgesichert. Es kann gezeigt werden, dass mit Gl. (3.2-1) der geforderte Teilsicherheitsbeiwert von $\gamma_M = 1.1$ für Stabilitätsfälle eingehalten wird. Aus den vorliegenden Untersuchungen ergeben sich folgende Anwendungsgrenzen der vorgestellten Nachweisgleichung:

- Die Grenzwerte (c/t) für die Querschnittsklassen 1 und 2 müssen eingehalten werden.
- Die Gleichung ist gültig für Baustähle nach DIN EN 1993-1-1:2005 Tabelle 3.1 bis zur Festigkeitsklasse S355.
- Das statische System stellt einen Einfeld- oder Mehrfeldträger dar.
- Der Anteil des bezogenen Wölbmomentes ist kleiner 0.3.
- Es treten keine Normalkräfte auf.
- Die Gebrauchstauglichkeit ist gesondert zu untersuchen. (I.A. ist hierzu eine elastische Rechnung ausreichend).
- Bei einfachsymmetrischen Profilen ist zusätzlich das Verhältnis der Gurtsteifigkeiten $I_{z,t} / I_{z,c} \geq 0,2$ einzuhalten.

Die Erweiterungen basieren auf durchgeführten Versuchen sowie Traglastrechnungen mit FEM – Modellen nach der Fließzonentheorie. Hierbei können teilweise Tragfähigkeiten erreicht werden, welche die Querschnittstragfähigkeit nach dem Verfahren elastisch – plastisch überschreiten. Dies trifft insbesondere zu, wenn die Stabilitätsgefährdung in den Hintergrund tritt. Bei zunehmender Torsionsbelastung lässt sich kein definiertes Traglastniveau mehr finden. Hier ist es erforderlich selbst bei Traglastbetrachtungen ein verformungsbegrenzendes Kriterium einzuführen, um sich von den Grenzen der baustatischen Stabtheorie, welche der Schnittgrößenermittlung zugrunde liegt, nicht zu weit zu entfernen. Es ist jedoch

davon auszugehen, dass schon Verformungsbetrachtungen im Gebrauchszustand diese Fälle ausschließen. Es bleibt in diesem Zusammenhang zu klären, ob teilweise Plastizierungen im Gebrauchszustand in Bezug auf Wölbkrafttorsion zugelassen werden können. Darüber hinaus stellt sich in diesem Fall die Frage nach einer vereinfachten Verformungsberechnung. Um die Möglichkeiten der Methoden zum Tragsicherheitsnachweis bei Biegung und planmäßiger Torsion zu erweitern, müssen weitere Untersuchungen zum Ansatz von geometrischen Ersatzimperfectionen für Berechnungen nach Theorie II. Ordnung angestellt werden. Die reine Querschnittsinteraktion aus DIN EN 1993-1-1:2005 kann hierbei noch optimiert werden. Alternativ kann das Verfahren mit Teilschnittsgrößen angewendet werden. Zur Vervollständigung ist es sinnvoll, weitere Untersuchungen mit Querschnitten der Klasse 3 und 4 durchzuführen. Hierbei muss der Einfluss der Torsion auf örtliche Effekte mit untersucht werden.

8 Literatur

8.1 Veröffentlichungen

- [1] Aalberg, A. und Larsen, P. K.: Reponse of Beam-Columns Subjected to Axial Force, Bending and Torsion, Proceeding of the 3rd International Conference on Steel and Aluminium Structures, pp 223-230, Istanbul 1995
- [2] Äkesson, B. und Bäcklund, J.: Plastische Traglast gemischt tordierter Stäbe mit offenem Profil. Stahlbau 42 (1973), S.77
- [3] Äkesson, B. und Bäcklund, J.: Plastisches Saint-Venantsches Torsionswiderstandsmoment offener Walzprofile. Stahlbau 41 (1972) S.303
- [4] Äkesson, B. und Bäcklund, J.: Plastisches Wlassowsches Wölbwiderstandsmoment offener Walzprofile. Stahlbau 42 (1973), S.13-19
- [5] Bamm, D. und Lindner, J.: KIBAL – EDV-Programm zur Berechnung der idealen Biegedrillknicklasten von beliebig gelagerten geraden Stabsystemen – Fassung Lindner KIBL2F. TU Berlin 2004, Berlin.
- [6] Bathe, K.-J.: Finite-Elemente-Methode, Deutsche Übersetzung von P. Zimmermann, Springer, Berlin. 1990
- [7] Beverungen, G.: Geometrisch nichtlineare Berechnung des Spannungs- und Stabilitätsproblems räumlich gekrümmter Stäbe, TWM Nr. 74-8, Ruhr-Universität Bochum, 1974
- [8] Beyer, J.: Traglastuntersuchung zum Biegedrillknicken (Arbeitstitel) Dissertation geplant, Ruhr Universität Bochum
- [9] Boissonade, N., Greiner, R., Jaspert, J. P., Lindner, J.: European Convention for Constructional Steelwork / TC 8: Publication N° 119: Rules for Member Stability in EN 1993-1-1, Background documentation and design guidelines. 2006
- [10] Bornscheuer, F. W.: Systematische Darstellung des Biege- und Verdrehvorganges unter besonderer Berücksichtigung der Wölbkrafttorsion. Stahlbau 21 (1952), S. 1–9
- [11] Brehm, M.: Grenztragfähigkeit von Biegeträgern unter willkürlicher Belastung. 14. DASt – Forschungskolloquium Stahlbau, Forschungsbericht 1/2003, S.11-12., Stahlbau Verlags- und Service GmbH, Düsseldorf.
- [12] Centre Technique Industriel de la Construction Metallique: manuel pour le calcul en plasticite de contruktions en acier, Puteuax, Juin 1978
- [13] Chwalla, E.: Einführung in die Baustatik. 2. Auflage. Köln: Stahlbau-Verlag 1954.

- [14] Da Silva, S., Rebelo, C., Marques, L., Simoes, R.: Statistical Assessment of the Influence of the Variability of Steel Properties on the LTB Resistance of Steel Beams; ECCS TC 8 Working Paper, Ghent, 2007
- [15] EC 3 Editorial Group (Hg): Background Document N°. 5.03 to EC 3, Evaluation of test results on columns, beams and beam columns with cross – sectional-classes 1-3 in order to obtain strength function and suitable model factors, April 1989
- [16] Europäisches Komitee für Normung: Background Document D.05: High strength steel columns according to EN 10113, CEN/TC N 244 E, First draft October 1992.
- [17] European Convention for Constructional Steelwork: Publication N°. 33: Ultimate Limit State Calculation of Sway Frames with Rigid Joints, Brüssel, 1984
- [18] European Convention for Constructional Steelwork: Second International Colloquium on Stability, Introductory Report, Tokio 1976, Liege 1977, Washington 1977
- [19] Farwell, C.R., Galambos, T.V.: Nonuniform Torsion of Steel Beams in Inelastic Range. Journal of Structural Division, ASCE, Vol. 95, No ST 12 pp 2813-2829, Dec. 1969
- [20] FEM Programmsystem ABAQUS, Version 6.3 Hibbit, Karlsson and Sorensen Inc., Pawtucket, R.I., USA.
- [21] FEM Programmsystem Ansys, Version 7.1, SAS IP Inc, inkl. Online Manual
- [22] Frickel, J.: Zur Torsionsbeanspruchung von Stäben unter Berücksichtigung der geometrischen und physikalischen Nichtlinearität; VDI Fortschritt – Berichte Reihe 4 Nr.191, VDI – Verlag; Düsseldorf 2003
- [23] Friemann, H.: Biegedrillknicken gerader Träger – Grundlagen zum Programm Drill. Veröffentlichung des Instituts für Stahlbau und Werkstoffmechanik der TH – Darmstadt, Darmstadt 1996
- [24] Friemann, H.: Biegedrillknicken Traglastnachweis nach E – DIN 18800 im Vergleich mit genauen Lösungen; Beitrag zum Kurt Klöppel Gedächtnis Kolloquium TH Darmstadt, Eigenverlag Darmstadt 1986
- [25] Fukomoto, Y. und Itoh, Y.: Statistical Study of Experiments on Welded Beams. Journal of the Structural Division 107 (1981) S. 89-103
- [26] Fukomoto, Y. und Kubo, M.: A Supplement of a Survey of Tests on Lateral Buckling Strength of Beams. Final Report, Second International Colloquium on Stability of Steel Structures, ECCS, Liege 1977
- [27] Gebbeken, N.: Eine Fließgelenktheorie höherer Ordnung für räumliche Stabtragwerke. Stahlbau 57 (1988) S. 365

- [28] Gebbeken, N.: Eine Fließgelenktheorie höherer Ordnung für räumliche Stabtragwerke (zugleich ein Beitrag zur historischen Entwicklung), Mitteilung Nr. 32 des Instituts für Statik der Uni Hannover, Hannover 1988
- [29] Greiner, R. und Kaim, P.: Erweiterung der Traglastuntersuchungen an Stäben unter Druck und Biegung auf einfach-symmetrische Querschnitte. Stahlbau 72 (2003), S. 157-172
- [30] Greiner, R.: Background Information on the Beam-Column Interaction Formulae at Level 1, ECCS-TC8, Report No 2001-21
- [31] Greiner, R.; Lindner, J.: Die neuen Regelungen in der europäischen Norm EN 1993-1-1 für Stäbe unter Druck und Biegung. Stahlbau 72 (2003), S. 173-180
- [32] Groth, C. und Mueller, G.: FEM für Praktiker, Band1: Grundlagen, 6. Auflage expert verlag, Reinnigen 2001
- [33] Guggenberger, W.: Effect of Bending-Torsional Coupling on the elastoplastic limit behaviour of Steel Beams under combined loading, in: NSCC 2001 9th Nordic Steel Construction Conference, Helsinki Juni 2001
- [34] Heger, J., Beutel, R., Hoffmann, S.: Statistische Auswertung von Versuchen, Beurteilung von Bemessungsansätzen. Beton und Stahlbetonbau 94 (1999), S.427
- [35] Herzog, M.: Die Größe der Eigenspannungen in Walz- und Schweißprofilen nach Messungen. Stahlbau 46 (1977), S.283
- [36] Hirt, M. und Betz, R.: Stahlbau: Grundbegriffe und Bemessungsverfahren, Verlag Ernst und Sohn, Berlin, 1998
- [37] Holberndt, T.: Entwicklung eines Bemessungskonzeptes für den Nachweis von stabilitätsgefährdeten Glasträgern unter Biegebeanspruchung, Dissertation, Fraunhofer IRB Verlag, Stuttgart 2006
- [38] Höß, P., Heil, W., Vogel, V.: Bemessung von Einfeld- und Durchlaufträgern aus rundkantigem U-Stahl (DIN 1026) nach dem Traglastverfahren. Projekt P174 der Studiengesellschaft Stahlanwendung e.V. Düsseldorf 1991
- [39] Jenny - Wölfer, R.: Zum Tragsicherheitsnachweis biegedrillgefährdeter Träger mit planmäßiger Torsion, Schriftenreihe des Lehrstuhls für Stahl- und Verbundbau der RUB, Band 4, März 1996
- [40] Jiang, Sh. und Becker, A.: Traglastberechnungen räumlicher Rahmen mit Einbeziehung von Torsion unter Verwendung von Fließgelenken. Stahlbau 57 (1988), S.359-364
- [41] Kindmann, R. und Ding, K.: Alternativer Biegedrillknicknachweis für Träger aus I – Profilen. Stahlbau 66 (1997) S. 488 – 497

- [42] Kindmann, R. und Frickel, J.: Elastische und plastische Querschnittstragfähigkeit; Grundlagen, Methoden, Berechnungsverfahren, Beispiele. Verlag Ernst & Sohn, Berlin 2002
- [43] Kindmann, R. und Frickel, J.: Modifiziertes Kappa-M-Verfahren für U-Profile mit Biege- und Torsionsbeanspruchung, RUBSTAHL – Bericht 1-2002, Ruhr-Universität Bochum 2002.
- [44] Kindmann, R. und Laumann, J.: Ermittlung von Eigenwerten und Eigenformen für Stäbe und Stabwerke, Stahlbau 73 (2004), S. 26-36
- [45] Kindmann, R. und Laumann, J.: RUB-KSTAB 2002. Finte-Element-Programm, Lehrstuhl für Stahl- und Verbundbau, Ruhr Universität Bochum, Version 05/2003.
- [46] Kindmann, R. und Wolf, C.: Ausgewählte Versuchsergebnisse und Erkenntnisse zum Tragverhalten von Stäben aus I- und U-Profilen. Stahlbau 73 (2004), S. 683–692.
- [47] Kindmann, R., Lindner, J., Sedlacek, G., Wolf, C., Glitsch, T., Stangenberg, H.: Untersuchungen zum Einfluss der Torsionseffekte auf die plastische Querschnittstragfähigkeit;
Teil 1: Zusammenfassung und Versuchsdokumentation
Teil 2: Entwicklung von Bemessungsmodellen
Forschungsvorhaben P 554 der Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V., Düsseldorf 2004
- [48] Kindmann, R.: Die neuen UPE 80 – 400, Konstruktion und Bemessung, Preussag – Stahl Eigenverlag.
- [49] Kindmann, R.: Neue Berechnungsformel für das I_T von Walzprofilen und Berechnung der Schubspannungen, Stahlbau 75 (2006), S. 371-374
- [50] Kindmann, R.: Vergleich verschiedener Berechnungsformeln zur Ermittlung von M_{Ki} . Festschrift Joachim Lindner - 60 Jahre, Technische Universität Berlin, Fachgebiet Stahlbau, März 1998.
- [51] Kindmann, R.: Grenztragfähigkeit von häufig verwendeten Stabquerschnitten für beliebige Schnittgrößen. Stahlbau 68 (1999), S. 817-828
- [52] Kindmann, R.: Grenztragfähigkeit von I-Querschnitten für beliebige Schnittgrößen Stahlbau 68 (1999), S.290-301
- [53] Koch, A. F.: Zur Bestimmung der Fließspannung für die Auswertung von Versuchen, Materialprüfung 18 (1976), S.54 - 56
- [54] Kohnke, P.: ANSYS Theory Manual . 001369 . Twelfth Edition . SAS IP, Inc.
- [55] Kollbrunner, C. F. und Hajdin, N.: Dünnwandige Stäbe Band. 2; Springer Verlag; Berlin 1975

- [56] Krampe P.: Untersuchungen zum Ansatz von Imperfektionen beim Biegedrillknicken, Diplomarbeit am FG Stahlbau der TU – Berlin, November 2002
- [57] Kraus, M.: Genaue Torsionskenngrößen von UPE- und UAP-Profilen auf Grundlage der FE – Methode RUBSTAHL – Bericht 3-2005, Ruhr-Universität Bochum 2005.
- [58] Kuhlmann, U., Dürr, A., Günther, H.-P.: Kranbahnen und Betriebsfestigkeit. In: Kuhlmann, U. (Hrsg.): Stahlbau-Kalender 2003. Ernst & Sohn, 2003, S. 375-496.
- [59] La Poutre, D. B., Snijder, H. H., Hoenderkamp, J. C. D.: Lateral torsional buckling of channel shaped beams; experimental research published in: Proceedings of the Third International Conference on Coupled Instabilities in Metal Structures , CIMS 2000, Portugal
- [60] Lindner, J., Scheer, J., Schmidt, H.: Stahlbauten, Erläuterungen zu DIN 18 800 Teil 1 bis Teil 4. Beuth und Ernst u. Sohn, Berlin 1993, 3. Aufl. 1998.
- [61] Lindner, J. und Kurth, W.: Ermittlung der Biegedrillknicklasten an querbelasteten Walzträgern IPE 200 Bericht Nr. VR2005, TU Berlin , Institut für Baukonstruktion und Festigkeit, 1977
- [62] Lindner, J. und Gietzelt, R.: Biegedrillknicklasten einfachsymmetrischer Profile mit I – Querschnitt unter Richtungstreuer Last. Forschungsbericht VR 2014, TU - Berlin FG Stahlbau, Berlin 1980
- [63] Lindner, J. und Glitsch, T.: Simplified design of crane girders with open cross sections subjected to biaxial bending and torsion. Advances in steel structures (Shanghai June 2005), Proceedings pp. 95-104, Elsevier, London, 2005
- [64] Lindner, J. und Glitsch, T.: Vereinfachter Nachweis für I- und U-Träger – beansprucht durch doppelte Biegung und Torsion. Stahlbau 73 (2004), S. 704–715.
- [65] Lindner, J. und Gregull, T.: Eurocode 3 (Stahlkonstruktionen) Dokumentation, Teil jj Biegedrillknicken von geschweißten Profilen unter einachsiger Biegung. Auswertung von Versuchsergebnissen, Bericht Nr. 2090 des Instituts für Baukonstruktion und Festigkeit der TU – Berlin, Berlin 1987
- [66] Lindner, J. und Kurth, W.: Biegedrillknicken hochfester Stähle. Forschungsvorhaben P 78 der Studiengesellschaft für Anwendungstechnik von Eisen und Stahl e.V., Düsseldorf 1982
- [67] Lindner, J. und Kurth, W.: Einfluss von Eigenspannungen auf die Tragfähigkeit von Kaltprofilen mit offenem Querschnitt. Forschungsvorhaben P 22 der Studiengesellschaft für Anwendungstechnik von Eisen und Stahl e.V. Düsseldorf 1979
- [68] Lindner, J. und Kurth, W.: Zum Einfluss der Eigenspannungen bei querbelasteten Kaltprofilen. Stahlbau 16 (1980), S. 297
- [69] Lindner, J., Heyde, S.: Schlanke Stabtragwerke. In: Stahlbau-Kalender 2004, S. 373–448, Verlag Ernst & Sohn, Berlin 2004

- [70] Lindner, J., Rusch, A., Heyde, S.: Evaluation different design concepts for flexural buckling with regard to test results and ultimate load calculations; Report 2131E; TU - Berlin FG Stahlbau; Nov 1998
- [71] Lindner, J.: Biegedrillknicken von geschweißten Profilen unter einachsiger Biegung; Auswertung von Versuchen, VR 2090; TU Berlin FG Stahlbau; 1987
- [72] Lindner, J.: Biegedrillknicken von Walzprofilen unter einachsiger Biegung; Auswertung von Versuchen, VR 2086; TU Berlin FG Stahlbau; 1986
- [73] Lindner, J.: Biegedrillknicken. In: Stahlbau Handbuch Teil1 2. Auflage S. 493, Stahlbau-Verlagsgesellschaft, Köln 1982
- [74] Lindner, J.: Der Einfluss von Eigenspannungen auf die Traglast von I – Trägern, Habilitationsschrift, TU Berlin, 1972
- [75] Lindner, J.: Extension of interaction formulae level 1 for open cross sections to biaxial bending and torsion" Proceeding CIMS '04, Fourth Intern. Conference on coupled instabilities in metal structures, pp. 545-554, Rom Italy, 2004
- [76] Lindner, J.: LIDUR – Programm zur Berechnung der Traglast von Einzelstäben, die durch Normkräfte, Querlasten und zweiachsige Biegung beansprucht sein können. Berlin, 1993
- [77] Lindner, J.: Näherungen für die europäischen Knickspannungskurven. Bautechnik 55 (1978), S. 344-347
- [78] Lindner, J.: Näherungsweise Ermittlung der Traglasten von auf Biegung und Torsion beanspruchten Stäben, Dissertation TU – Berlin 1970
- [79] Lindner, J.: The Ulimate Load of Monosymmetric Sections due to Lateral Torsional Buckling, IABSE, Final Report of tenth congress, Tokyo 1976, S.353
- [80] Lindner, J.: Traglastkurven für I – Träger, die durch außermittige Querlasten beansprucht werden. Stahlbau 43 (1974), S.307-313
- [81] Lindner, J. und Heyde, S.: Evaluation of interaction formulae for level 1 approach with regard to test results and ultimate load calculations – flexural buckling and lateral torsional buckling. Report 2144E. TU - Berlin FG Stahlbau; Nov 1998
- [82] Maier, W., Weiler, P.: Grenzschnittgrößen im plastischen Zustand. Stahlbau 66 (1997), S.143 – 151
- [83] Maquoi, R., Rondal, J.: Analytische Formulierung der neuen europäischen Knickspannungslinien. Acier / Stahl / Steel, 1/1978
- [84] Meister, J.: Zur Traglastbestimmung von auf Biegung und Torsion beanspruchter Durchlaufträger. Dissertation Karlsruhe 1977

- [85] Morino, S., Lu, L.-W.: Inelastic instability analysis of space frames, Third Int. Clloquium, Stability of Metal Structures, preliminary report, Paris 16, Nov. 1983.
- [86] Müller, A. und Werner, F.: Biegetorsionsberechnungen von dünnwandigen Profilmuffen im räumlichen Gesamtsystem in: Priebe, J. (Hg), Festschrift Valtinat Hamburg 2001
- [87] Müller, C.: Zum Nachweis ebener Tragwerke aus Stahl gegen seitliches Ausweichen. Dissertation RWTH Aachen, 2003.
- [88] Nasdala, L., Hohn, B., Schröder, K.-U.: FE-Untersuchungen zur Interaktion von Biegedrillknicken und plastischem Querschnittsversagen bei Durchlaufträgern. Stahlbau 74 (2005), S 319-330
- [89] Ofner, R.: Traglasten von Stäben aus Stahl bei Druck und Biegung, TU - Graz, Institut für Stahlbau, Holzbau und Flächentragwerke, Dissertation Graz 1997
- [90] Osterrieder, P., Richter, St.: Kranbahnträger aus Walzprofilen. Nachweise und Bemessungsdiagramme. Vieweg – Verlag, Braunschweig 1999
- [91] Osterrieder, P., Werner, F., Kretschmar, J.: Biegedrillknicknachweis Elastisch-Plastisch für gewalzte I-Querschnitte Stahlbau 67 (1998), S 794–801.
- [92] Osterrieder, P.: Programm BT II. Ingenieurbüro Friedrich und Lochner, Stuttgart, 1998
- [93] Petersen, Ch.: Stahlbau - Grundlagen der Berechnung und baulichen Ausbildung von Stahlbauten. Verlag Vieweg & Sohn, Braunschweig, Wiesbaden 1993
- [94] Petersen, Ch.: Statik und Stabilität der Baukonstruktionen. Verlag Vieweg & Sohn, Braunschweig, Wiesbaden 1982
- [95] Pohlmann, D.: Experimentelle und theoretische Untersuchung der Querschnittstragfähigkeit an Fließgelenken von I- und Kastenträgern, die durch Längskraft, Biege- und Torsionsmoment beansprucht werden – unter besonderer Beachtung lokaler Instabilitäten bei der Fließgelenkbildung. Dissertation TH Darmstadt 1983
- [96] Reckling, K. A.: Plastizitätstheorie und ihre Anwendung auf Festigkeitsprobleme Springer Verlag Berlin 1967 Kap 11: Torsion von Stäben
- [97] Richter, R.: Rückrechnung von Stabschnittgrößen aus FE – Schalenmodellen, Stahlbau 70 (2001), S. 784
- [98] Roik, K., Carl, J., Lindner, J.: Biegetorsionsprobleme grader dünnwandiger Stäbe, Verlag Wilhelm Ernst und Sohn, Berlin 1972
- [99] Roik, K.: Vorlesungen über Stahlbau, Grundlagen. 2. überarbeitete Auflage, Ernst und Sohn Berlin, 1983

- [100] Roik, K.: Biegedrillknicken mittig gedrückter Stäbe mit offenem Profil im unelastischen Bereich, Stahlbau 25 (1956), S.10-17, S.32-35
- [101] Rothert, H., Genischen, V.: Nichtlineare Stabstatik. Springer Verlag, Berlin, 1987
- [102] Rothert, H.: Zur Berechnung räumlicher Stabtragwerke nach der Fließgelenktheorie. Baustatik-Baupraxis 3, Universität Stuttgart (1987) S. 12.1-12.30,
- [103] Rubin, H.: Analytische Berechnung von Stäben mit linear veränderlicher Höhe unter Berücksichtigung von M-, Q- und N-Verformungen. Stahlbau 68 (1999), S. 112-119
- [104] Rubin, H.: Das Tragverhalten von I-Trägern unter N-, M_y - und M_z - Beanspruchung nach Fließzonentheorie I. und II. Ordnung unter Berücksichtigung der Torsionseinflüsse. Stahlbau 70 (2001), S. 846-856
- [105] Rubin, H.: Grundlage für die N- M_y - M_z - Interaktionsbeziehungen von I-Querschnitten, Bernoulli oder $M_w = 0$? Stahlbau 69 (2000), S. 807-812
- [106] Rubin, H.: Interaktionsbeziehungen zwischen Biegemoment, Querkraft und Normalkraft für doppelt und – einfachsymmetrische I-Querschnitte bei Biegung um die schwache Achse. Stahlbau 47 (1978) S. 76 - 85 ; S. 145 - 151; S.174-181
- [107] Salzgeber, G., Guggenberger, W.: Geometrisch und materiell nichtlineare Berechnung von Stabstrukturen mit Abacus – Möglichkeiten, Einschränkungen und Verbesserungsvorschläge. Beitrag zum 8. österr. ABAQUS – Anwendertreffen 6.10.1998
- [108] Salzgeber, G.: Nichtlineare Berechnung von räumlichen Stabtragwerken aus Stahl; Dissertation, Institut für Stahlbau, Holzbau und Flächentragwerke der TU – Graz. 2000
- [109] Schardt, R.: Verallgemeinerte Technische Biegetheorie. Springer - Verlag, Berlin 1989
- [110] Schardt, R., Schardt, C.: Anwendungen der Verallgemeinerten Technische Biegetheorie im Leichtbau. Stahlbau 70 (2001), S. 710 – 717;
- [111] Scheer, J., Bahr, G.: Interaktionsdiagramme für Querschnittstraglasten außermittig längsbelasteter, dünnwandiger Winkelprofile. Bauingenieur 56 (1981), S. 459
- [112] Schmidt, H.: Stabilitätsnachweise mit Abminderungsfaktoren - noch zeitgemäß? In: Festschrift Joachim Lindner, Berlin: Techn. Universität/IBF (1998), 405-414
- [113] Schneider, K.-J.: Bautabellen für Ingenieure, 12. Auflage, Werner Verlag, Düsseldorf 1996
- [114] Schweizerhof, K.: Quasi - Newton Verfahren und Kurvenverfolgungsalgorithmen für die Lösung nichtlinearer Gleichungssysteme in der Strukturmechanik; Institut für Baustatik, Univ. Karlsruhe, Heft 9, 1989
- [115] Sedlacek, G., Stangenberg, H.: Untersuchungen zum Einfluss der Torsionseffekte auf die plastische Querschnittstragfähigkeit und Bauteiltragfähigkeit von Stahlprofilen.

- Beitrag zum 5. Stahlsymposium der Forschungsvereinigung für Stahlanwendung, CD Version , Düsseldorf 2005
- [116] Seeßelberg, C.: Zum Biegedrillknicknachweis von Kranbahnträgern nach DIN 18800 T2; in: Festschrift zum 20-jährigen Jubiläum der Friedrich + Lochner GmbH, S. 39 - 49; F+L GmbH; Stuttgart, November 1998
- [117] Seeßelberg, C.: Zum neuen Tragsicherheitsnachweis von Kranbahnträgern nach Anpassungsrichtlinie Stahlbau und DIN 18 800. Stahlbau 66 (1997), S. 830–839.
- [118] Seeßelberg, C.: Zur wirtschaftlichen Bemessung von Walzprofil-Kranbahnträgern für Laufkrane; in: Stahlbau 71 (2002), Heft 9, S. 661-669
- [119] Smida, M.: Tragfähigkeit von biegebeanspruchten Kragträgern mit T – förmigen Querschnitt aus Stahl, Dissertation, Fakultät Bauwesen der Universität Dortmund, 2004
- [120] Snijder, H. H., Hoenderkamp, J. C. D., Bakker, D. B.: Lateral Torsional Buckling of channel shaped Beams Experimental Research, Proceeding of the 3rd International Conference on Coupled Instabilities in Metal Structures, pp 265-275, CIMS 2000, Lissabon, September 2000
- [121] Snijder, H. H., Hoenderkamp, J. C. D., La Poutre, M. C. M.: Strength and stability of channel sections used at Beams, TUE BCO 99.31 Eindhoven University of technology, faculteit bouwkunde, 1999
- [122] Sokolovskij, V.: Theorie der Plastizität, VEB Verlag Technik, Berlin 1955
- [123] Stangenberg, H. und Sedlacek, G.: Proposal for a supplement to Annex D of EN 1990:2002, Second draft August 2002, RWTH Aachen
- [124] Stangenberg, H.: Zum Bauteilnachweis offener, stabilitätsgefährdeter Stahlbauprofile unter Einbeziehung seitlicher Beanspruchungen und Torsion. Shaker – Verlag, Aachen 2007
- [125] Steinmann, R.: Zur plastischen Querschnittstragfähigkeit von Walzprofilen. Stahlbau 70 (2001), S. 730
- [126] Strauss, A., Kala, Z., Bergmeister, K., Hoffmann, S., Novák, D.: Technologische Eigenschaften von Stählen im europäischen Vergleich. Stahlbau 75 (2006), S. 55-60
- [127] Trahair, N. S., The, L. H., Second order moments in torsion members, Engineering Structures 23 (2001) 631-642
- [128] Trahair, N. S.: Plastic Torsion Analysis of Monosymmetric and Point – Symmetric Beams, Journal of Structural Engineering, February 1999 S. 175.
- [129] Uhlmann, W.: Traglastversuche an gewalzten Breitflanschprofilen. Stahlbau 48 (1979), S. 239

- [130] Unger, B.: Einige Überlegungen zur Zuschärfung der Traglastberechnungen von normalkraft-, biege-, und torsionsbeanspruchten Trägern mit Hilfe der Spannungstheorie II. Ordnung. Stahlbau 44 (1975), S. 330-335 und S. 367 - 373
- [131] Vayas, I.: Interaktion der plastischen Grenzschnittgrößen doppelsymmetrischer I-Querschnitte Stahlbau 69 (2000), S. 693-706
- [132] Wagner, W., Gruttmann, F.: Genaue Berechnung der elastischen Grenzmomente von Walzprofilen bei Torsionsbelastung. Stahlbau 71 (2002), S.803-814.
- [133] Wagner, W., Heil, W., Höss, P.: Bemessung von Einfeld- und Durchlaufträgern aus rundkantigem U-Stahl (DIN 1026) nach dem Traglastverfahren unter Berücksichtigung einer Drehbettung und einer Normalkraftbelastung. Forschungsvorhaben P251 der Studiengesellschaft Stahlanwendung e.V. Düsseldorf 1996
- [134] Wagner, W., Sauer, R., Gruttmann, F.: Tafeln der Torsionskenngrößen von Walzprofilen unter Verwendung von FE - Diskretisierungen, Stahlbau 68 (1999), S. 102-111
- [135] Weber, M.: Traglasten von torsionsbeanspruchten dünnwandigen Stäben. Stahlbau 72 (2003), S. 254-261
- [136] Werner, F. und Osterrieder, P.: Plastic Flexural-Torsional Buckling Design of Beams with with open cross-sections. Proceedings of the 5th International Colloquium on Stability and Ductility of Steel structures, Nagoya 97
- [137] Werner, F. und Osterrieder, P.: Plastic section capacity of steel beams with arbitrary loading. 7th International Conference on STEEL & SPACE STRUCTURES, Singapore 2002.
- [138] Werner, G.: Experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Ermittlung des Tragverhaltens biege -und verdrehbeanspruchter Stäbe mit I - Querschnitt, Bericht Nr.74 - 2, Institut für Baustatik der Universität Stuttgart.1974
- [139] Wlassow, W. S.: Dünnwandige elastische Stäbe, Band 1 und 2 VEB Verlag . Berlin 1964 und 1965
- [140] Wolf, C.: Tragfähigkeit von Stäben aus Baustahl - Nichtlineares Tragverhalten, Stabilität, Nachweisverfahren, Dissertation, Ruhr – Uni – Bochum, Shaker Verlag, Aachen 2006
- [141] Yong Lin, P., Trahir, N. S.: Inelastic Torsion and Bending I - Beams, University of Sydney, NSW 2006 Australia, Research Report No.R683:
- [142] Yong Lin, P., Trahir, N. S.: Inelastic Torsion of Steel I – Beams, University of Sydney, NSW 2006 Australia, Research Report No.R679:
- [143] Yong Lin, P., Trahir, N. S.: Plastic Collapse Analysis of Torsion, University of Sydney, NSW 2006 Australia, Research Report No.R685.

-
- [144] Yong Lin, P., Trahir, N. S.: Torsion and Bending Design of Steel Members, University Sydney, NSW 2006 Australia, Research Report No.R686.
- [145] Zhu, J.: Theorie und Grundlagen der nichtlinearen Berechnung von Biegetorsionsproblemen. Dissertation Universität Dortmund, Shaker Verlag Aachen 1995
- [146] Rohde, M.: Zur Qualitätssicherung mechanischer Eigenschaften von Baustahl. 1987, Braunschweig, Dissertation.

8.2 Normen

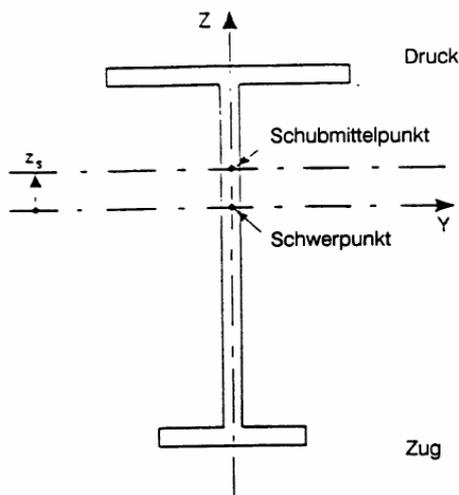
- [N1] DIN 18800-1:1990: Stahlbauten, Bemessung und Konstruktion.
- [N2] DIN 18800-2:1990: Stahlbauten, Stabilitätsfälle, Knicken von Stäben und Stabwerken.
- [N3] DIN EN 1993-1-1:2005: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau
- [N4] prEN 1993-1-1:2002 Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-1: General - General rules and rules for buildings
- [N5] DIN ENV 1993-1-1:1992: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau
- [N6] DIN EN 1990:2002: Eurocode 0: Grundlagen der Tragwerksplanung
- [N7] DIN V ENV 1993-6: 2001-02: Eurocode 3 - Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 6: Kranbahnen;
- [N8] Nationales Anwendungsdokument (NAD) - Richtlinie zur Anwendung von DIN V ENV 1993-6:2001-02 - Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 6: Kranbahnen
- [N9] Dast – Richtlinie 103: Nationales Anwendungsdokument (NAD) - Richtlinie zur Anwendung von DIN V ENV 1993-1-1:- Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-1; 11/93
- [N10] DIN EN 10025-1:2004 Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen - Teil 1: Allgemeine technische Lieferbedingungen
- [N11] prEN 1090-1:2004: Tragende Stahl- und Aluminiumbauteile - Teil 1: Allgemeine Lieferbedingungen
- [N12] prEN 1090- 2:2005:Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken - Teil 2: Technische Anforderungen an die Ausführung von Tragwerken aus Stahl
- [N13] Entwurf DIN EN 1993-1-1/NA: 2007, Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter.
- [N14] DIN EN 1993-6: 2007: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 6: Kranbahnen

9 Anhang

9.1 Beiwerte und Definitionen zur Ermittlung von M_{cr} nach [9]

$$M_{cr} := C_1 \cdot \pi^2 \cdot E \cdot \frac{I_z}{(k \cdot L)^2} \cdot \left[\sqrt{\left(\frac{k_z}{k_w} \right)^2 \cdot \frac{I_w}{I_z} + (k \cdot L)^2 \cdot G \cdot \frac{I_T}{\pi^2 \cdot E \cdot I_z} + (C_2 \cdot z_g - C_3 \cdot z_j)^2} - (C_2 \cdot z_g - C_3 \cdot z_j) \right]$$

Die Richtung der z – Achse ist so definiert, dass sie positiv in die Richtung des gedrückten Flansches zeigt.



$z_a :=$ Lastangriffspunkt

$z_g := z_a - z_s$

$$z_j := z_s - 0.5 \cdot \int_A (y^2 + z^2) \cdot \frac{z}{I_y} dA$$

Bild 9.1-1 Vorzeichenkonvention und Bezeichnungen nach [9]

Tabelle 9.1-1 Beiwerte C_1, C_2 und C_3 nach [9]

Values of factors C_1, C_2 and C_3 corresponding to values of effective length factor k_z : Transverse loading cases

Loading and support conditions	Bending moment diagram	Values of k_z	Values of factors		
			C_1	C_2	C_3
		1,0	1,132	0,459	0,525
		0,5	0,997	0,407	0,478
		1,0	1,363	0,553	0,411
		0,5	1,087	0,449	0,338
		1,0	1,040	0,431	0,562
		0,5	0,960	0,404	0,539

9.2 Querschnittswerte

9.2.1 Allgemeines

(9) For an I-section with unequal flanges:

$$I_w = (1 - \psi_f^2) I_z \left(\frac{h_s}{2} \right)^2 \quad (\text{C.6})$$

where $\psi_f = \frac{I_{fc} - I_{ft}}{I_{fc} + I_{ft}}$

I_{fc} is the second moment of area of the compression flange about the minor axis of the cross-section

I_{ft} is the second moment of area of the tension flange about the minor axis of the cross-section

h_s is the distance between the shear centres of the flanges. (h')

(10) The following approximations for z_j can be used:

$$z_j = 0,8\psi_f \frac{h_s}{2} \quad \text{when } \psi_f \geq 0 \quad \text{GREATER FLANGE IS IN COMPRESSION} \quad (\text{C.7})$$

$$z_j = \psi_f \frac{h_s}{2} \quad \text{when } \psi_f < 0 \quad \text{SMALLER FLANGE IS IN COMPRESSION} \quad (\text{C.8})$$

Bild 9.2-1 Handformeln für I_w und z_j nach [9]

Bei Verwendung von Bild 6.1-1 und Bild 6.1-2 mit

$$r_z := \int_A (y^2 + z^2) \cdot \frac{z}{I_y} dA \quad r_z := \frac{\left[(z_M \cdot I_z - b_o \cdot t_{fo} \cdot h'_o{}^3 + b_u \cdot t_{fu} \cdot h'_u{}^3) - \frac{t_s}{4} \cdot (h'_o{}^4 - h'_u{}^4) \right]}{I_y}$$

ist folgendes zu beachten:

$$|z_s| = |z_M|$$

$$|z_a| = |z_p|$$

$$z_j = z_s - 0,5 \cdot r_{z,EC}$$

z_M und r_z beziehen sich auf das Ursprungskoordinatensystem mit der z -Achse nach unten. Nach Bild 9.2-1 wäre das nur der Fall, wenn der schwächere Untergurt Druck erhält. Für den Normalfall mit Druck im stärkeren Obergurt folgt:

$$z_s = -z_M > 0$$

$$z_a = -z_p > 0$$

$$z_j = z_s + 0,5 \cdot r_z > 0$$

9.2.2 Querschnittswerte verwendeter Profile

9.2.2.1 Profil 1 und Profil 2 zu Abschnitt 6.2.3

Tabelle 9.2-1 Profil 1 – elastische Querschnittswerte

Querschnittswerte von Drei- oder Zweiblechquerschnitten Typ 2

(Excel-Programm Q-3Blech: 21.10.2000, R. Kindmann)

Kommentar:

Profil 1: IPE 600 mit verbreitertem OG: $b_o = 32$ cm statt 22cm

Beschreibung des Querschnitts(alle Größen in cm):

Obergurt(horizontal)

$t_o =$	1.900
$b_o =$	32.000
$y_o =$	0.000
$z_o =$	-29.050

Steg(vertical)

$t_s =$	1.200
$h_s =$	56.200

Untergurt(horizontal)

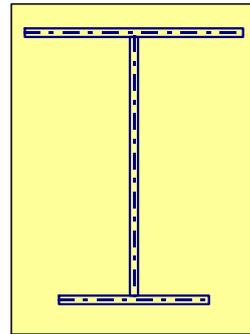
$t_u =$	1.900
$b_u =$	22.000
$y_u =$	0.000
$z_u =$	29.050

Hinweise

Begrenzung von ξ_{pl} ?

Beiwert für I_T c = 1.00

Bezugs-KOS in Mitte Steg: y(quer !) nach links, z(quer !) nach unten



Teilflächen:

$A_o =$	60.80	$A_s =$	67.44	$A_u =$	41.80
---------	-------	---------	-------	---------	-------

Ergebnisse nach Normierung und Durchführung der Transformationen:

Querschnittsfläche		A=	170.04 cm ²
Schwerpunkt S (Bezugs-KOS)	$y_s =$ 0.000	$z_s =$	-3.246 cm
Hauptachseneckwinkel	$\xi \tau$ 0.000	Bogenmaß	0.000 Grad
Hauptträgheitsmomente	$I_y =$ 102 543	$I_z =$	6 874 cm ⁴
Ordinaten des Bezugspunktes	$y_D =$ 0.000	$z_D =$	3.246 cm
St. Venantscher Torsionswiderstand		$I_T =$	155.83 cm ⁴
Wölbwiderstand		$I_\xi =$	4 295 293 cm ⁶
Transformationskonstante für die Wölbordinate		$\xi_k =$	0.00 cm ²
Schubmittelpunkt M	$y_M =$ 0.000	$z_M =$	-11.555 cm
Schubmittelpunkt M (Bezugs-KOS)	$y_M =$ 0.000	$z_M =$	-14.801 cm

Ordinaten im Bezugssystem:

Ordinaten im Hauptsystem:

	y	z	ξ	y	z	ξ
OG/links	16.00	-29.05	464.80	16.00	-25.80	227.99
OG/rechts	-16.00	-29.05	-464.80	-16.00	-25.80	-227.99
Steg/oben	0.00	-28.10	0.00	0.00	-24.85	0.00
Steg/unten	0.00	28.10	0.00	0.00	31.35	0.00
UG/links	11.00	29.05	-319.55	11.00	32.30	-482.36
UG/rechts	-11.00	29.05	319.55	-11.00	32.30	482.36

Beiwerte	$r_y =$	0.0000 cm
für Theorie II. Ordnung	$r_z - 2z_M =$	27.587 cm
	$r_\xi =$	0.000

Tabelle 9.2-2 Profil 2 – elastische Querschnittswerte

Querschnittswerte von Drei- oder Zweiblechquerschnitten Typ 2

(Excel-Programm Q-3Blech: 21.10.2000, R. Kindmann)

Kommentar:

Profil 2: HEB 800 mit verbreitertem OG: $b_o = 50$ cm statt 30cm

Beschreibung des Querschnitts(alle Größen in cm):

Obergurt(horizontal)

$t_o =$	3.300
$b_o =$	50.000
$y_o =$	0.000
$z_o =$	-38.350

Steg(vertikal)

$t_s =$	1.750
$h_s =$	73.400

Untergurt(horizontal)

$t_u =$	3.300
$b_u =$	30.000
$y_u =$	0.000
$z_u =$	38.350

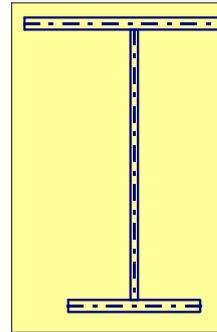
Hinweise

Begrenzung von α_{pl} ?Beiwert für I_T c =

1.00

Bezugs-KOS in Mitte Steg: y(quer !) nach links, z(quer !) nach unten

Teilflächen:

 $A_o = 165.00$ $A_s = 128.45$ $A_u = 99.00$ 

Ergebnisse nach Normierung und Durchführung der Transformationen:

Querschnittsfläche		A =	392.45 cm ²
Schwerpunkt S (Bezugs-KOS)	$y_s = 0.000$	$z_s =$	-6.449 cm
Hauptachseneckwinkel	$\alpha = 0.000$	Bogenmaß	0.000 Grad
Hauptträgheitsmomente	$I_y = 429\,616$	$I_z =$	41\,800 cm ⁴
Ordinaten des Bezugspunktes	$y_D = 0.000$	$z_D =$	6.449 cm
St. Venantscher Torsionswiderstand		$I_T =$	1\,089.45 cm ⁴
Wölbwiderstand		$I_\omega =$	35\,921\,429 cm ⁶
Transformationskonstante für die Wölbordinate		$\omega_k =$	0.00 cm ²
Schubmittelpunkt M	$y_M = 0.000$	$z_M =$	-18.276 cm
Schubmittelpunkt M (Bezugs-KOS)	$y_M = 0.000$	$z_M =$	-24.726 cm

Ordinaten im Bezugssystem:

Ordinaten im Hauptsystem:

	y	z	ω	y	z	ω
OG/links	25.00	-38.35	958.75	25.00	-31.90	340.61
OG/rechts	-25.00	-38.35	-958.75	-25.00	-31.90	-340.61
Steg/oben	0.00	-36.70	0.00	0.00	-30.25	0.00
Steg/unten	0.00	36.70	0.00	0.00	43.15	0.00
UG/links	15.00	38.35	-575.25	15.00	44.80	-946.13
UG/rechts	-15.00	38.35	575.25	-15.00	44.80	946.13

Beiwerte $r_y = 0.0000$ cmfür Theorie II. Ordnung $r_z - 2z_M = 45.703$ cm $r_\omega = 0.000$

Tabelle 9.2-3 Plastische Querschnittswerte und Hebelarme Profil 1

$H = 60 \text{ cm}$	$H' = 58.1 \text{ cm}$		
$t_{fo} = 1.9 \text{ cm}$	$t_{fu} = 1.9 \text{ cm}$	$t_s = 1.2$	
$b_o = 32 \text{ cm}$	$b_u = 22 \text{ cm}$	$a = 3 \text{ cm}$	$z_p = 29.75 \text{ cm}$
$z_M = 11.52 \text{ cm}$			
$r_{tfo} = 14.29 \text{ cm}$	$r_{tfu} = 43.81 \text{ cm}$	$z_{STM-F_{LH}} = 7.92 \text{ cm}$	
$W_{pl,y} =$	3853	cm^3	
$W_{pl,z} =$	736.5	cm^3	
$W_{pl,w} =$	17020	cm^4	

Tabelle 9.2-4 Plastische Querschnittswerte und Hebelarme Profil 2

$H = 80 \text{ cm}$	$H' = 76.7 \text{ cm}$		
$t_{fo} = 3.3 \text{ cm}$	$t_{fu} = 3.3 \text{ cm}$	$t_s = 1.75$	
$b_o = 50 \text{ cm}$	$b_u = 30 \text{ cm}$	$a = 3 \text{ cm}$	$z_p = 36.55 \text{ cm}$
$z_M = 18.22 \text{ cm}$			
$r_{tfo} = 13.68 \text{ cm}$	$r_{tfu} = 63.02 \text{ cm}$		
$W_{pl,y} =$	11858	cm^3	
$W_{pl,z} =$	2864	cm^3	
$W_{pl,w} =$	75007	cm^4	
$(W_{pl,w} =$	56950	$\text{cm}^2 \text{ (A)}$	

9.2.2.2 HEB 200 und UPE 200 zu Abschnitt 5.5.1

HEB 200:

$$H = 20.28$$

$$B = 20.21$$

$$t_f = 1.489$$

$$t_s = 0.89$$

$$r = 1.8$$

$$H' = 20.28 - 1.489 = 18.79$$

$$H_s = H - 2 \cdot t_f = 17.3$$

$$H_s / 5 = 3.46$$

$$f_y = 41.4 \text{ (L = 400)}$$

$$f_y = 39.3 \text{ (L = 560)}$$

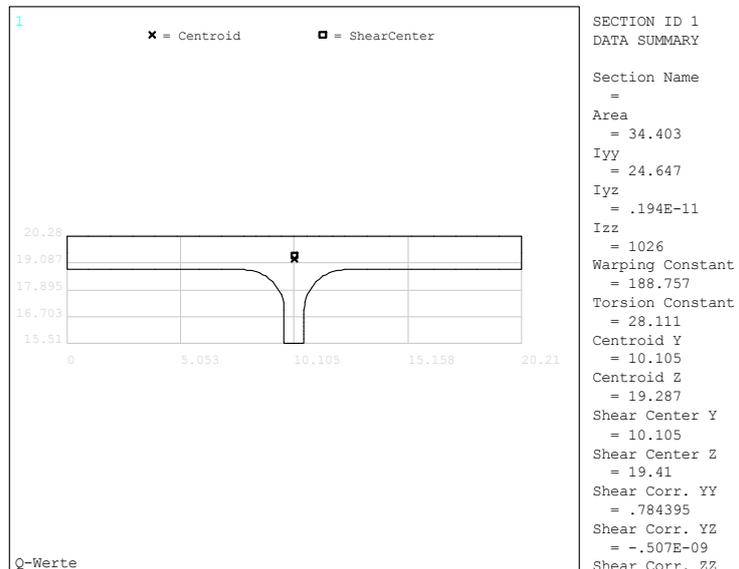


Bild 9.2-2 Querschnittswerte in cm und kN

UPE 200:

$$H = 20.19$$

$$B = 7.94$$

$$t_f = 1.134$$

$$t_s = 0.605$$

$$r = 1.3$$

$$H' = 20.19 - 1.134 = 19.06$$

$$H_s = H - 2 \cdot t_f = 17.92$$

$$H_s / 5 = 3.58$$

$$f_y = 40 \text{ (L = 280)}$$

$$f_y = 40 \text{ (L = 400)}$$

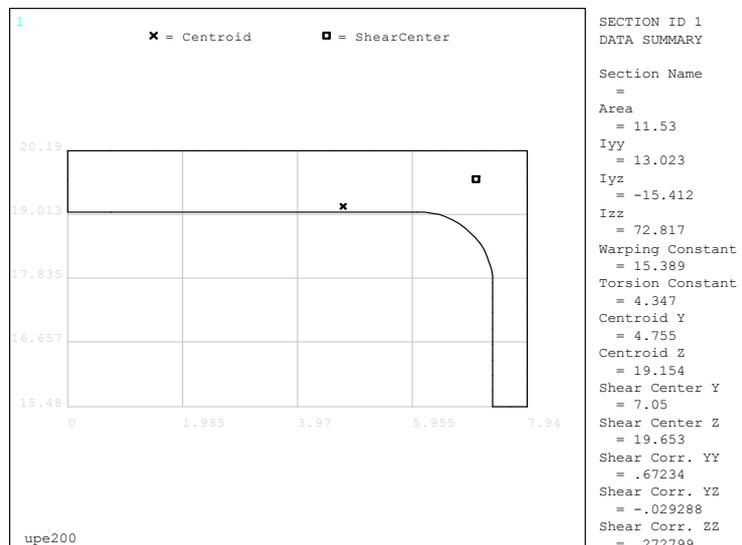


Bild 9.2-3 Querschnittswerte in cm und kN

9.3 Traglasten der FEM Rechnungen Abschnitt 6.2.3

Tabelle 9.3-1 Traglasten und Schnittgrößen zu Profil 1 in kN und kNcm

F₁ bis F₃ nach Bild 6.1-1

Nr	M _y	M _z	M _T	M _w	F1	F2	F3
2	72141	0	484	47152	577.1	7.8	-7.8
3	68275	0	831	81005	546.2	13.4	-13.4
4	63500	0	1262	122959	508.0	20.3	-20.3
15	53025	0	470	55195	282.8	7.6	-7.6
16	48488	0	802	94152	258.6	12.9	-12.9
17	43148	0	1298	152332	230.1	20.9	-20.9
28	35922	0	372	47982	119.7	6.0	-6.0
29	31815	0	790	101972	106.1	12.7	-12.7
30	28230	0	1237	159646	94.1	19.9	-19.9
1	77563	0	0	0	620.5	0.0	0.0
5	59488	3966	578	56348	475.9	31.7	0.0
6	52500	5250	766	74594	420.0	42.0	0.0
7	38475	7695	1122	109333	307.8	61.6	0.0
8	17088	17088	2492	242785	136.7	136.7	0.0
9	72550	1209	176	17180	580.4	9.7	0.0
10	71575	1432	209	20339	572.6	11.5	0.0
11	70063	1752	255	24887	560.5	14.0	0.0
12	70113	2337	341	33206	560.9	18.7	0.0
13	63438	3172	463	45067	507.5	25.4	0.0
14	60131	0	0	0	320.7	0.0	0.0
18	57938	966	94	11017	309.0	5.2	0.0
19	56700	1134	110	12939	302.4	6.0	0.0
20	55275	1382	134	15767	294.8	7.4	0.0
21	53644	1788	174	20402	286.1	9.5	0.0
22	50625	2531	246	28881	270.0	13.5	0.0
23	46369	3091	301	35270	247.3	16.5	0.0
24	42188	4219	410	48134	225.0	22.5	0.0
25	33056	6611	643	75432	176.3	35.3	0.0
26	20081	10041	976	114560	107.1	53.6	0.0
27	44340	0	0	0	147.8		
31	34776	2029	123	15914	115.9	6.8	0.0
32	32776	2086	312	40229	109.3	9.9	-3.0

Fortsetzung Tabelle 9.3-1:

33	30780	2155	513	66214	102.6	13.3	-6.2
34	28728	2234	730	94235	95.8	17.0	-9.6
35	27030	2226	925	119354	90.1	20.1	-12.7
36	29298	4395	267	34475	97.7	14.6	0.0
37	26081	4603	597	77071	86.9	20.5	-5.1
38	25200	5040	1001	129253	84.0	28.0	-11.2
39	23100	4950	1325	171002	77.0	33.0	-16.5
45	56250	0	0	0	0.80		
46	41344	0	2.85	107714	0.59	0.05	-0.05
47	39656	3503	1.15	43467	0.56	0.06	-0.01
48	39656	3305	1.49	56407	0.56	0.06	-0.01
49	38475	3038	2.01	76115	0.55	0.07	-0.02
50	39420	0	0.00	0	0.22		
51	30240	0	1.12	61795	0.17	0.02	-0.02
52	24300	3240	1.30	72182	0.14	0.04	-0.02
53	23688	3384	1.63	90517	0.13	0.04	-0.02
54	22932	3528	1.99	110139	0.13	0.05	-0.03
40	87525	0	0.00	0	7.78		
41	74149	0	10.31	102168	6.59	0.18	-0.18
42	67500	3375	4.29	42483	6.00	0.30	0.00
43	65250	3375	6.03	59756	5.80	0.33	-0.03
44	59625	3375	8.35	82786	5.30	0.37	-0.07
55	64860	0	0	0	460.0	0.0	0.0
56	54990	2969	355	41717	390.0	19.5	0.0
57	51523	2908	743	87211	365.4	25.5	-6.4
58	47467	2957	1157	135832	336.6	32.4	-12.9
59	54465	817	764	89609	386.3	16.1	-10.7
60	46248	0	0	0	205.0		
61	40569	2577	193	24894	179.8	10.6	0.0
62	39164	2728	378	48787	173.6	14.0	-2.8
63	37292	2777	562	72488	165.3	17.1	-5.7
64	35194	2923	963	124365	156.0	24.0	-12.0

Tabelle 9.3-2 Traglasten und Schnittgrößen zu Profil 2 in kN und kNcm

Nr	M_y	M_z	M_T	M_w	F1	F2	F3
1	274750	0	0	0	1570.0		
2	234115	0	5442	665691	1337.8	66.9	-66.9
3	221550	0	6866	839951	1266.0	84.4	-84.4
4	200375	0	9315	1139507	1145.0	114.5	-114.5
7	239050	17929	-900	-110126	1366.0	68.3	34.2
8	227150	22715	-1141	-139547	1298.0	86.5	43.3
9	206500	30975	-1555	-190262	1180.0	118.0	59.0
10	159950	47985	-2409	-294744	914.0	182.8	91.4
11	254100	8470	1872	228953	1452.0	60.5	-12.1
12	244860	8162	2752	336668	1399.2	70.0	-23.3
13	239820	7994	3624	443390	1370.4	79.9	-34.3
14	212100	14847	4513	552102	1212.0	121.2	-36.4
15	196245	21805	4311	527410	1121.4	149.5	-24.9
16	241400	0	0	0	965.6		
17	206000	0	3352	462058	824.0	41.2	-41.2
18	196500	0	4263	587666	786.0	52.4	-52.4
19	180650	0	5878	810396	722.6	72.3	-72.3
20	228300	0	1238	170692	913.2	15.2	-15.2
21	225950	0	1470	202722	903.8	18.1	-18.1
22	222350	0	1809	249366	889.4	22.2	-22.2
23	216500	0	2348	323740	866.0	28.9	-28.9
24	212300	0	2763	380951	849.2	34.0	-34.0
25	206900	5173	2062	284322	827.6	41.4	-20.7
26	197600	6587	2626	362056	790.4	52.7	-26.3
27	181300	9065	3614	498285	725.2	72.5	-36.3
28	145300	14530	5793	798685	581.2	116.2	-58.1
29	207850	10393	762	105047	831.4	41.6	0.0
30	198250	13217	969	133594	793.0	52.9	0.0

Fortsetzung Tabelle 9.3-1:

31	181300	18130	1329	183258	725.2	72.5	0.0
32	143150	28630	2099	289391	572.6	114.5	0.0
33	201530	0	0	0	575.8		
34	171290	0	1991	288517	489.4	24.5	-24.5
35	165410	0	2563	371484	472.6	31.5	-31.5
36	155190	0	3607	522797	443.4	44.3	-44.3
37	132440	0	6157	892315	378.4	75.7	-75.7
38	169960	8498	445	64505	485.6	24.3	0.0
39	163450	10897	571	82712	467.0	31.1	0.0
40	151900	15190	796	115301	434.0	43.4	0.0
41	125930	25186	1319	191176	359.8	72.0	0.0
42	170660	4267	1215	176113	487.6	24.4	-12.2
43	164500	5483	1562	226342	470.0	31.3	-15.7
44	153580	7679	2187	316974	438.8	43.9	-21.9
45	129570	12957	3690	534840	370.2	74.0	-37.0
46	170100	0	0	0	972.0		
47	140700	-5276	1900	232445	804.0	0.0	-30.2
48	114046	-10527	3791	463779	651.7	0.0	-60.2
49	98139	-13774	4960	606808	560.8	0.0	-78.7
50	139520	0	0	0	558.1		
52	125350	3134	1249	170735	501.4	25.1	-12.5
53	122000	4067	1621	221563	488.0	32.5	-16.3
54	115650	5783	2306	315046	462.6	46.3	-23.1
55	101050	10105	4029	550548	404.2	80.8	-40.4
56	119000	0	0	0	340.0		
57	109200	2730	778	112689	312.0	15.6	-7.8
58	107100	3570	1017	147363	306.0	20.4	-10.2
59	103600	5180	1475	213821	296.0	29.6	-14.8
60	94850	9485	2701	391523	271.0	54.2	-27.1