

Koordinierung der Bautechnik auf dem Gebiet der Stabstabilität im Stahlbau

T 2177

T 2177

Dieser Forschungsbericht wurde mit modernsten Hochleistungskopierern auf Einzelanfrage hergestellt.

Die in dieser Forschungsarbeit enthaltenen Darstellungen und Empfehlungen geben die fachlichen Auffassungen der Verfasser wieder. Diese werden hier unverändert wiedergegeben, sie geben nicht unbedingt die Meinung des Zuwendungsgebers oder des Herausgebers wieder.

Die Originalmanuskripte wurden reprototechnisch, jedoch nicht inhaltlich überarbeitet. Die Druckqualität hängt von der reprototechnischen Eignung des Originalmanuskriptes ab, das uns vom Autor bzw. von der Forschungsstelle zur Verfügung gestellt wurde.

© by Fraunhofer IRB Verlag

Vervielfältigung, auch auszugsweise,
nur mit ausdrücklicher Zustimmung des Verlages.

Fraunhofer IRB Verlag

Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau

Postfach 80 04 69
70504 Stuttgart

Nobelstraße 12
70569 Stuttgart

Telefon (07 11) 9 70 - 25 00
Telefax (07 11) 9 70 - 25 08

E-Mail irb@irb.fraunhofer.de

www.baufachinformation.de

16.49

TECHNISCHE UNIVERSITÄT BERLIN
Institut für Baukonstruktionen und Festigkeit

o. Prof. Dr.-Ing. J. Lindner

Schlußbericht
zum Forschungsvorhaben 400/84

Koordinierung der Bautechnik
auf dem Gebiet der Stabstabilität im Stahlbau

Bericht Nr. 2099

1.9.1989

Dieser Bericht besteht aus 123 Seiten

Schlußbericht
zum Forschungsvorhaben 400/84

**Koordinierung der Bautechnik
auf dem Gebiet der Stabstabilität im Stahlbau**

2099

1.9.1989

Dieser Bericht besteht aus 123 Seiten

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt I vom 1.9.1989

zum Bericht 2099

Inhaltsverzeichnis		Seite
1.	Einleitung	1
2.	Ersatzimperfektionen	4
2.1	Allgemeines	4
2.2	Ersatzimperfektionen bei Anwendung der Nachweisverfahren Elastisch-Plastisch und Plastisch-Plastisch	6
2.3	Ersatzimperfektionen bei Anwendung des Nachweisverfahrens Elastisch-Elastisch	15
3.	Biegedrillknicken - Nachweis des Druckgurtes als Druckstab	22
3.1	Vernachlässigung des Steganteils	22
3.2	Abgrenzungskriterium bei nichtgewalzten Trägern	25
4.	Interaktionsbedingungen	34
4.1	Formelmäßige Interaktionsbedingungen	34
4.2	Genauere Auswertung der Interaktionsbeziehungen	55
5.	Auswirkung des Teilsicherheitsbeiwertes γ_M auf der Widerstandsseite	59

6.	Zweiachsig außermitig gedrückte Stäbe - Vergleich der Traglastrechnungen Matthey mit verschiedenen Bemessungsvorschlägen	62
6.1	Einleitung	62
6.2	Bezeichnungen	63
6.3	Untersuchte Bemessungskonzepte	65
6.4	Vergleich der Bemessungskonzepte mit Traglastrechnungen	70
6.4.1	Traglastrechnungen Matthey	70
6.4.2	Durchführung der Vergleichsrechnungen	76
6.5	Ergebnisse der statistischen Auswertung	83
6.5.1	Statistische Auswertung	83
6.5.2	Darstellung der statistischen Auswertung	85
6.5.3	Zur Bemessungssicherheit und Wirtschaftlichkeit der Bemessungskonzepte	88
6.6	Zusammenfassung	93
7.	Momentenbeiwerte β_M für den Biegedrillknicknachweis	94
8.	Knicken von Stäben mit über die Stablänge veränderlichem Querschnitt	97
8.1	Allgemeines	97
8.2	Verfahren Elastisch-Plastisch	98
8.3	Ersatzstabverfahren	99
8.4	Vergleich mit der Fließzonentheorie	99
8.5	Schlußfolgerung	101

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt III vom 1.9.1989

zum Bericht 2099

9.	Bemessung von dünnwandigen U- und C-Profilen nach dem Verfahren Elastisch-Plastisch und Vergleich mit Versuchsergebnissen	102
9.1	Einleitung	102
9.2	Wirksame Breiten der Teilflächen	103
9.3	Ideales Biegedrillknickmoment	108
9.4	Beispiel	110
9.6	Vergleichsrechnungen	114
9.6	Schlußfolgerungen	117
10.	Zusammenfassung mit Wertung für die praktische Anwendung	118
11.	Literatur	119

1. EINLEITUNG

Die Bemessungsregeln für die Stabilität von Stahlstäben sind in den letzten 35 Jahren unverändert geblieben. Zwar wurden besondere ω -Zahlen für Rundrohr eingeführt und Ergänzungen zur Untersuchung von Rahmen herausgegeben, jedoch waren dies Erweiterungen im Geiste der bisherigen Norm DIN 4114. Diese beruht auf der Idee der Benutzung der Verzweigungslasten nach der Elastizitätstheorie und Zurückführung der unterschiedlichsten Fälle auf den einfachen beidseitig gelenkig gelagerten Stab. Für diesen lagen Traglastergebnisse nach Jezek in Form der ω -Zahlen vor. Man benutzte also durchgängig die Idee eines Ersatzstabverfahrens. Die Weiterentwicklung in den letzten Jahrzehnten im Inland und Ausland führten demgegenüber zur weitgehenden Verwendung der Traglast am imperfekten Stab in fast allen Bereichen. So wird also mit den neueren Untersuchungen jeweils ein Bezug zur tatsächlichen Tragfähigkeit hergestellt. Daß dabei dann trotzdem z.T. immer noch die Verzweigungslast benutzt wird, geschieht aus Gründen der einfachen Handhabung. Es war notwendig, den neuen Entwicklungen Rechnung zu tragen. Aus diesem Grunde begann man schon 1972 mit der Überarbeitung der Norm DIN 4114, die 1980 zur Herausgabe eines "Gelbdruckes" [1] führte. Aus verschiedenen Gründen führte [1] nicht zur Herausgabe eines "Weißdruckes":

- Neugliederung der Stahlbaunormen in Grundnormen und Fachnormen, damit ergab sich die
- Notwendigkeit von übergreifenden Regelungen in DIN 18800 Teil 1
- Erarbeitung von Regelungen auf Europäischer Ebene durch den Eurocode 3
- Einsprüche der Fachöffentlichkeit

Im Zuge der 1983 begonnenen Weiterbearbeitung der Norm DIN 18800 Teil 2 wurden zahlreiche zusätzliche Untersuchungen und Vergleichsrechnungen durchgeführt. Damit sollten u.a. die Güte und das Sicherheitsniveau verschiedener Berechnungsvorschläge überprüft werden. Weiterhin waren auf verschiedenen Teilgebieten neue vereinfachte Rechenmodelle zu erarbeiten. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen dienten als Entscheidungsgrundlage für die Sitzungen des NABau-Arbeitsausschusses DIN 18800 Teil 2. Außerdem wurden für die Sitzungen jeweils Formulierungs-

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 2 vom 1.9.1989

zum Bericht 2099

vorschläge erarbeitet. Nachdem der Fachbereich VIII (Stahlbau) in Übereinstimmung mit dem DIN die Entscheidung getroffen hatte, das sogenannte "Siebke-Konzept" anzuwenden, ergab sich die Notwendigkeit, den gesamten Text umzustellen und z.T. umzuformulieren. Zum Zeitpunkt dieses Berichtes liegt die Norm DIN 18800 Teil 2 als Normvorlage August 1989 [1] vor, womit die Bearbeitung dieser Norm zunächst abgeschlossen ist.

Parallel zu diesen Aktivitäten wurde in Europa der Eurocode 3 vorangetrieben. Es war von Anfang an das Bestreben auch des Arbeitsausschusses von DIN 18800 Teil 2, möglichst viele übereinstimmende Regelungen zu haben. In der Fassung 1984 des Eurocode 3 war das in sehr starkem Maße der Fall, in den späteren Arbeitsfassungen z.T. aufgrund der notwendigen Kompromisse im europäischen Raum in etwas geringerem Maße, obwohl völlig divergierende Regelungen in beiden Regelwerken nicht vorhanden sind. Im Zuge dieses Vorhabens, über das hier berichtet wird, wurde der Eurocode durch viele Vorschläge, Stellungnahmen und Kommentare begleitet, um weitgehende Übereinstimmung zu erreichen.

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 3 vom 1.9.1989

zum Bericht 2099

In der Bundesrepublik wurden parallel mit der Erarbeitung der DIN 18800 Teil 2 die DASt-Richtlinie 016 [9] abgeschlossen und die DASt-Richtlinie 015 [10] als Entwurf vorgelegt. Bei beiden Richtlinien war sicherzustellen, daß die dort vorhandenen Regelungen in Übereinstimmung mit DIN 18800 Teil 2 und Teil 3 sind und keine Widersprüche auftreten. Auch diese Arbeiten wurden durch Vorschläge, Stellungnahmen und Kommentare begleitet.

Die durchgeführten Untersuchungen entstanden während der Bearbeitungszeit der Norm 1984 bis 1989. In der Normvorlage August 1989 der DIN 18800 Teil 2 wurden in Abstimmung mit DIN 18800 Teil 1 und Teil 3 z.T. die Bezeichnungen geändert. Dies geschah in Hinblick auf internationale Entwicklungen (ISO, Eurocode 3, CEN) und in Hinblick auf die konsequente Anwendung des neuen Sicherheitskonzeptes mit Teilsicherheitsfaktoren γ_F und γ_M . In diesem Bericht wurden aber die ursprünglichen Bezeichnungen, die auch im 2. Gelbdruck dieser Norm DIN 18800 Teil 2 [2] enthalten sind, beibehalten.

Dieser hier vorgelegte Bericht stellt eine Zusammenfassung der wichtigsten durchgeführten Untersuchungen und Vergleichsrechnungen dar. Da es sich hierbei nicht um einen einheitlichen Themenkomplex handelt, sondern um einzelne Teiluntersuchungen, wird jedes Thema in einem eigenen Abschnitt behandelt. Die verschiedenen erstellten Textfassungen zur Norm DIN 18800 Teil 2 werden hier nicht aufgeführt.

2. Ersatzimperfektionen

2.1 Allgemeines

Im allgemeinen sind als Imperfektionen sowohl Vorkrümmungen als auch Vorverdrehungen anzusetzen. Wenn die Stäbe am verformten System keine Stabdrehwinkel ψ_0 aufweisen, genügt der Ansatz von Vorkrümmungen.

Für planmäßig mittig gedrückte Stäbe sind auch in [2] und [3] die Europäischen Knickspannungskurven übernommen worden, die auf umfangreichen theoretischen und experimentellen Forschungen im Bereich der Europäischen Konvention für Stahlbau (EKS-ECCS) zurückgehen. Mit den planmäßig mittig gedrückten Stäben, die beidseitig gelenkig gelagert sind, sind jedoch nur wenige Fälle der Praxis erfaßt. Eine Berechnung nach Fließzonentheorie II. Ordnung, bei der Vorverformungen, Eigenspannungen und die Ausbreitung plastizierter Zonen erfaßt werden, ist für Einzelstäbe und z.T. auch für Systeme möglich, wegen des Aufwandes jedoch auf Forschungsvorhaben beschränkt. Als praxisgerechte, einfache und zuverlässige Methode bietet sich für andere Fälle die Berechnung nach der Theorie II. Ordnung (Elastizitätstheorie oder Fließgelenktheorie) an. Je nachdem, auf welche Art die Berechnung der Schnittgrößen erfolgt und wieweit die Beanspruchbarkeit des Querschnitts ausgenutzt wird, ergeben sich die drei in Tabelle 1.1 angegebenen Nachweisverfahren ([2],[3]).

Da bei der Ermittlung der Schnittgrößen nach der Elastizitätstheorie II. Ordnung und der Fließgelenktheorie II. Ordnung die genannten Effekte nicht erfaßt werden können, werden deren Wirkungen durch vergrößerte Vorverformungen, sogenannte geometrische Ersatzimperfektionen erfaßt. Diese geometrischen Ersatzimperfektionen decken also neben den rein geometrischen Imperfektionen den Einfluß von Eigenspannungen infolge Walzens, Schweißens und von Richtarbeiten, Werkstoffinhomogenitäten sowie den Einfluß der Ausbreitung der Fließzonen auf die Traglast ab.

Nachweisverfahren	Berechnung der	
	Schnittgrößen infolge der Einwirkungen	Beanspruchbarkeiten
	nach	
Elastisch-Elastisch	Elastizitätstheorie	Elastizitätstheorie
Elastisch-Plastisch	Elastizitätstheorie	Plastizitätstheorie
Plastisch-Plastisch	Plastizitätstheorie	Plastizitätstheorie

Tabelle 2.1 Nachweisverfahren

Bei der Bestimmung der Ersatzimperfektion wird wie folgt vorgegangen: Bei einer Berechnung nach Theorie II. Ordnung wird die geometrische Ersatzimperfektion so angesetzt, daß sich gerade die gleiche Grenzlast ergibt wie aus der genauen Berechnung nach der Fließzonentheorie unter Berücksichtigung von Eigenspannungen und geometrischen Vorverformungen.

Die geometrischen Ersatzimperfektionen wurden ursprünglich für den planmäßig mittig gedrückten Stab ermittelt und sind dann Grundlage auch für die Berechnung anders belasteter und gelagerter Stäbe. Erste Angaben stammen von Vogel [4]. In [5] wurde über weitere Untersuchungen berichtet, bei denen insbesondere für die Knickspannungskurve b gezeigt wurde, daß die Werte für die rückgerechneten Ersatzimperfektionen vom bezogenen Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}$ abhängig sind. Um die praktische Anwendung einfach zu gestalten, bleibt die Schlankheitsabhängigkeit unberücksichtigt und für den gesamten Schlankheitsbereich werden konstante Zahlenwerte benutzt. Zahlenwerte aus [5] für den Stich der Vorkrümmung w_0 bzw. v_0 für einteilige Stäbe entsprechend dem Stand von 1978 sind in Tabelle 1.2 angegeben. Diese Werte waren (bis auf den Wegfall der Linie a_0) auch in den ersten Gelbdruck der EDIN 18800 Teil 2 [1] übernommen worden.

Tabelle 2.2 Stich der Vorkrümmung für einteilige Stäbe (aus [5])
Verfahren Elastisch-Plastisch und Plastisch-Plastisch

Zuordnung zu Knickspannungslinie	Stich w_0 und v_0
a_0	1/750
a	1/500
b	1/250
c	1/200
d	1/140

2.2 Ersatzimperfectionen bei Anwendung der Nachweisverfahren Elastisch-Plastisch und Plastisch-Plastisch

In Erweiterung der Ergebnisse nach [3] und [4] für planmäßig mittig gedrückte Stäbe wurden Untersuchungen für Beanspruchung durch Druck und Biegung durchgeführt [7].

Für die Berechnung nach der Fließgelenktheorie II.Ordnung wurden geometrische Ersatzimperfectionen $w_0 = L/j$ untersucht, wobei j zwischen 150 und 500 variiert wurde. Mit den geometrischen Ersatzimperfectionen wurden die exakten Schnittgrößen nach der Elastizitätstheorie II.Ordnung ermittelt und damit die für jedes Profil zugehörige exakte Querschnittsinteraktion N-M ausgewertet. Dabei wurde unterstellt, daß die Querkraft zu keiner Abminderung führt, also $Q \leq (Q_{pl} / 3)$ ist.

Die Berechnung der Traglast nach der Fließzonentheorie erfolgte mit dem Programm LIDUR (Fassung 1984), das in [6] beschrieben ist. Dabei wurden Eigenspannungen nach Bild 2.1 angesetzt und parabelförmige Vorverformungen mit einem Stich von $w_0 = 1/1000$ in Feldmitte berücksichtigt.

Profile mit

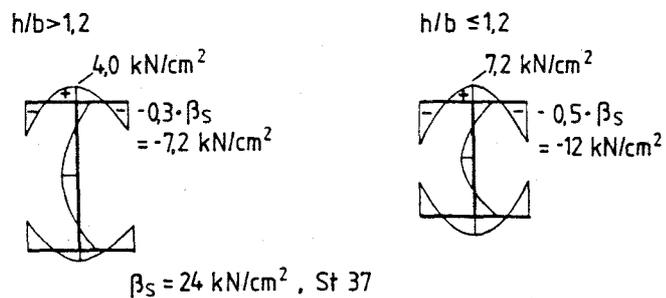


Bild 2.1 Eigenspannungen

Als statisches System wurde ein Einfeldträger untersucht, wobei verschiedene Belastungen berücksichtigt wurden. Es wurden jeweils verschiedene Längen untersucht. Diese wurden so gewählt, daß sich bezogene Schlankheitsgrade von $\bar{\lambda} = 0,6, 0,8, 1,0, 1,5, 2,0, 2,5$ und $3,0$ ergaben. Es wurden die in Bild 2.2 angegebenen Profile und Belastungen untersucht.

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 8 vom 1.9.1989

zum Bericht 2099

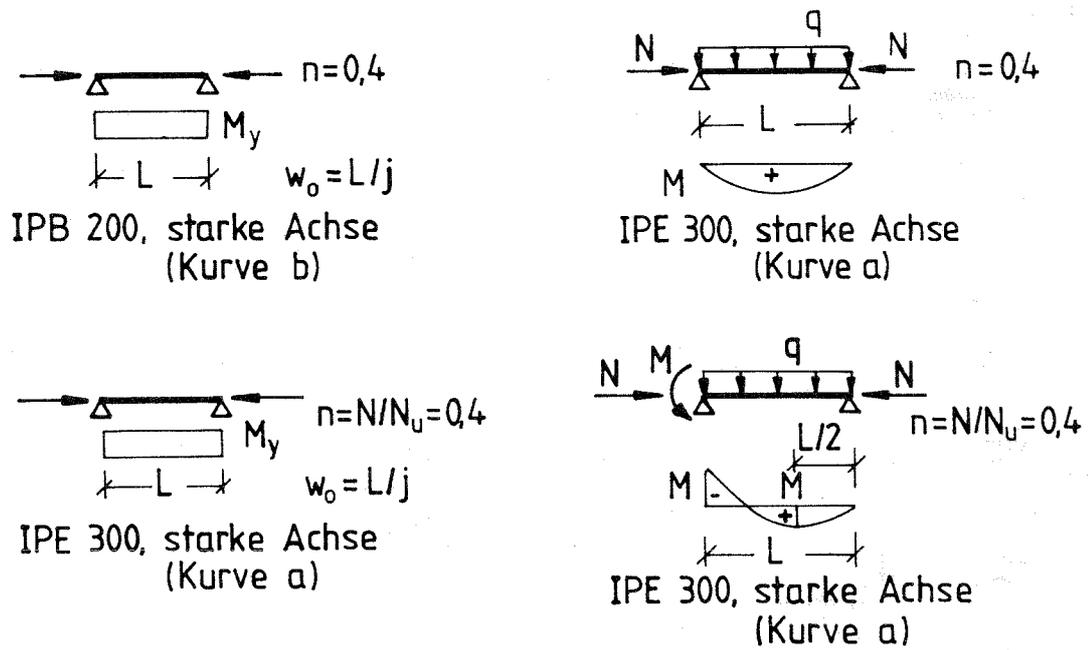


Bild 2.2 Untersuchte Systeme und Profile

Aus der Darstellung von Traglastkurven in dimensionsloser Form n - m mit

$$n = N / N_u, \quad m = M / M_{pl}$$

ist bekannt, daß diese im Bereich mittelgroßer n -Werte besonders stark von der geradlinigen Verbindung abweichen. Aus diesem Grunde wurden alle Untersuchungen für ein Verhältnis von $n = 0,4$ durchgeführt.

In den Bildern 2.3 - 2.6 sind die Traglastfaktoren F aufgetragen, mit denen die Lasten aus der Traglastrechnung zu multiplizieren sind, um die Nachweisgleichungen der Fließgelenktheorie II.Ordnung zu erfüllen. Ergeben sich also Faktoren kleiner als 1, liegt das Ergebnis nach der Fließgelenktheorie II.Ordnung auf der sicheren Seite, bei Faktoren größer als 1 auf der unsicheren Seite.

Aus Bild 2.3 für die Knickspannungskurve b ist zu ersehen, daß nur im Bereich sehr großer bezogener Schlankheitsgrade $\bar{\lambda} > 2,5$ bei Anwendung des Vorschlags der EDIN 18800 Teil 2 [1], die Abweichungen größer als 5% sind. Aus dem Bild 2.4 für die Knickspannungskurve a ergeben sich generell ungünstigere Werte. Zum Erreichen von nur 5% Abweichung ist bei $\bar{\lambda} = 0,8$ ein Wert j von ca. 250 erforderlich, bei 7% Abweichung ein Wert von ca. 300.

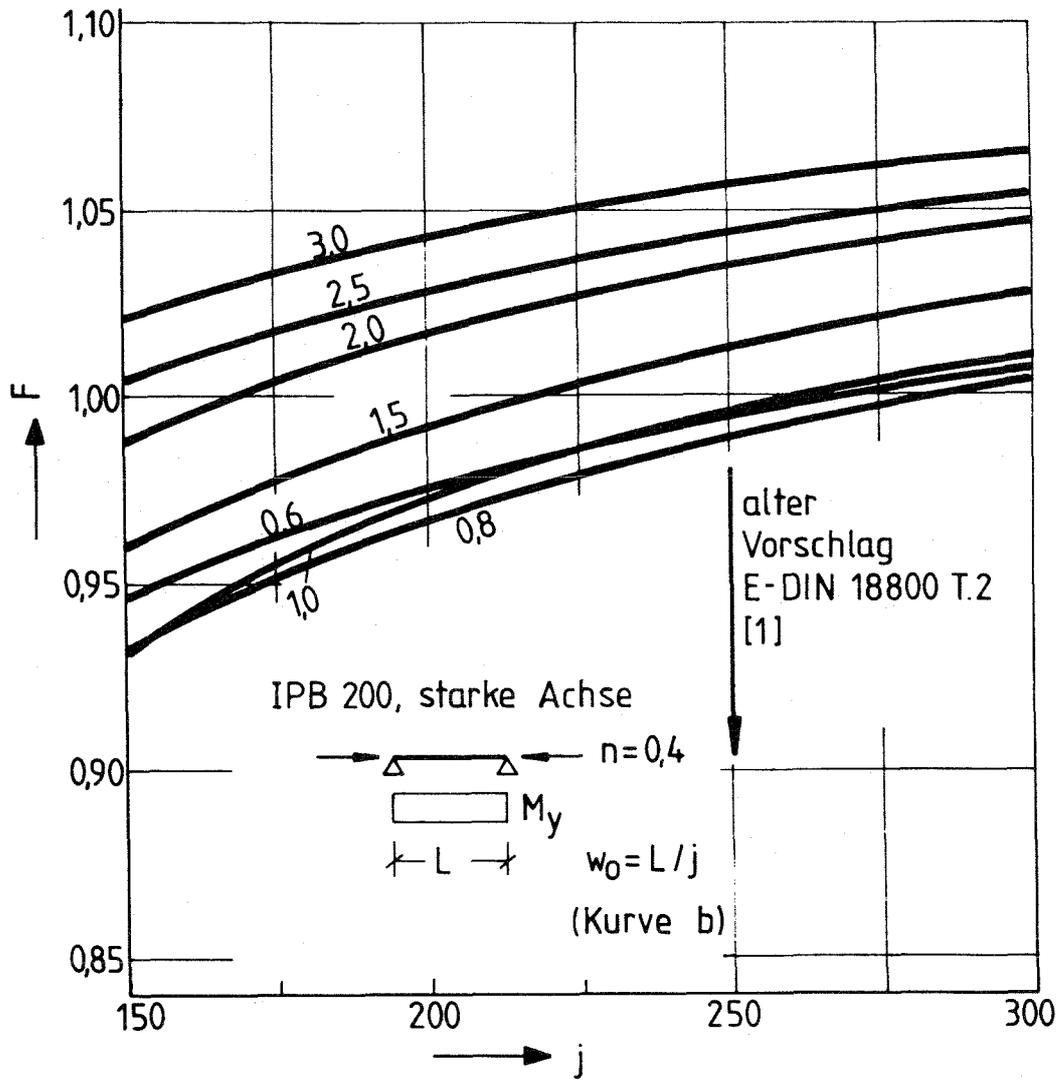


Bild 2.3 Traglastfaktoren für verschiedene repräsentative Vorverformungen $w_0=L/j$. Knickspannungskurve b

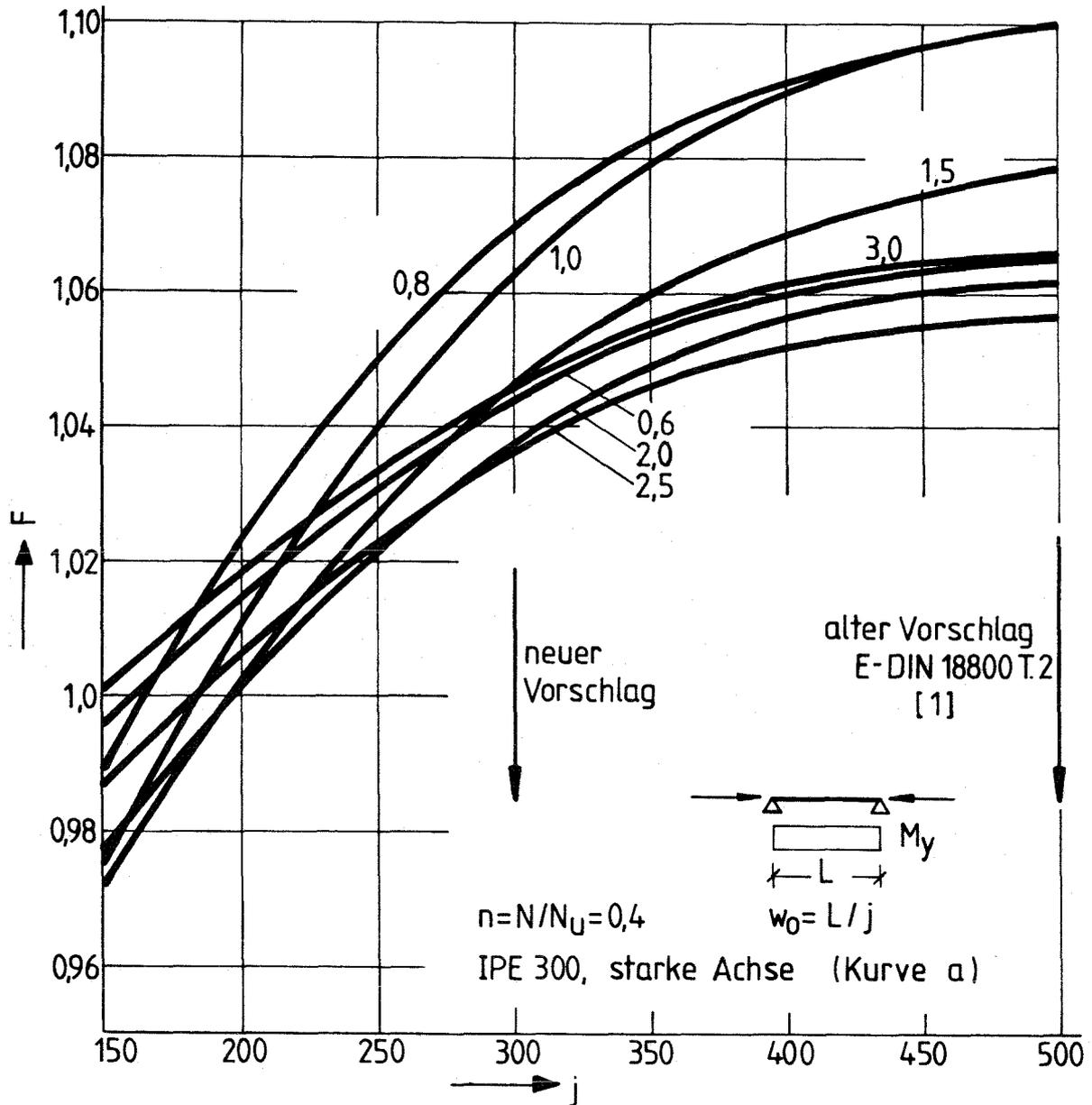


Bild 2.4 Traglastfaktoren für verschiedene repräsentative Vorverformungen $w_0 = L/j^*$. Knickspannungskurve a

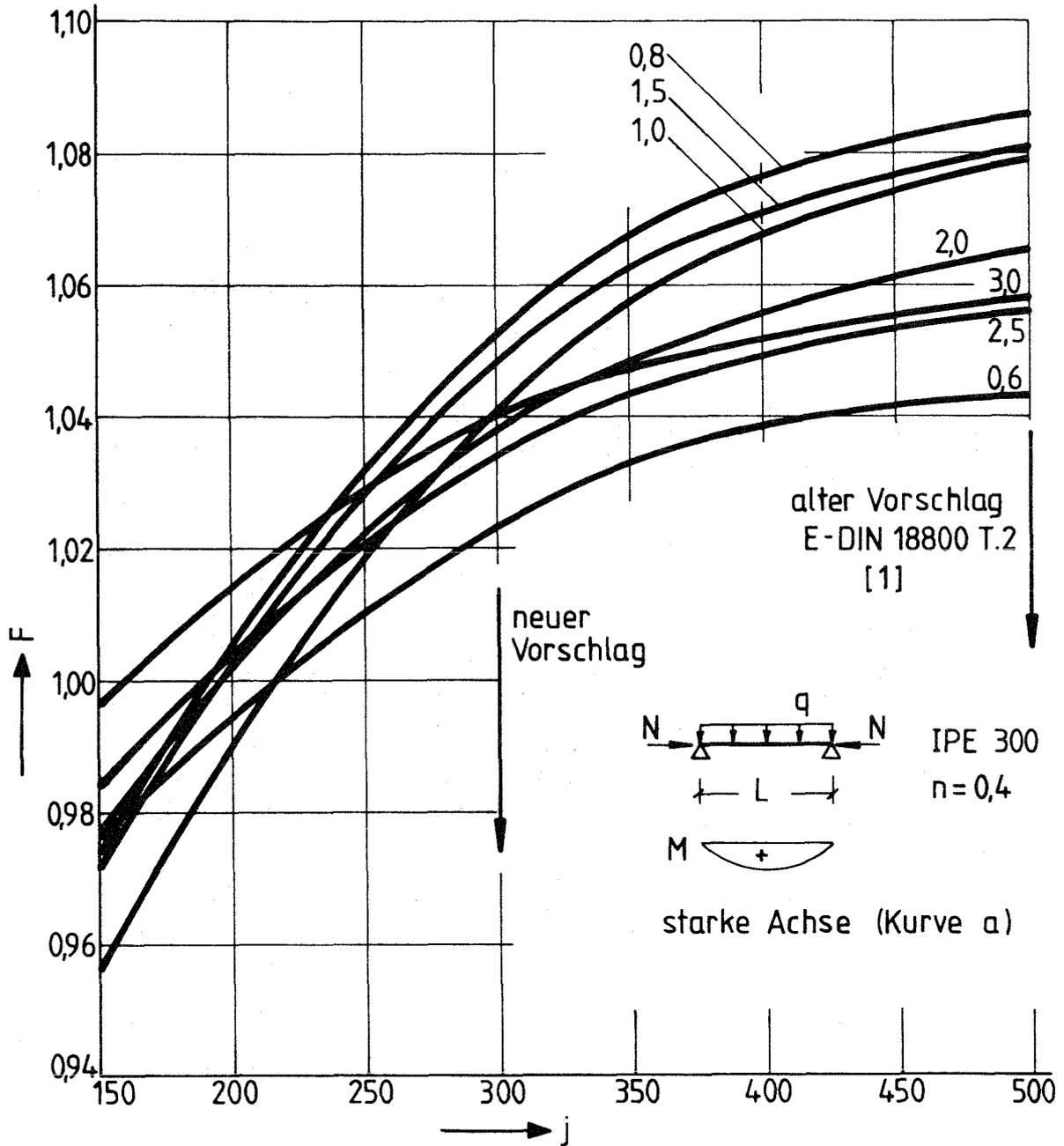


Bild 2.5 Traglastfaktoren für verschiedene repräsentative Vorverformungen $w_0 = L/j^*$. Knickspannungskurve a

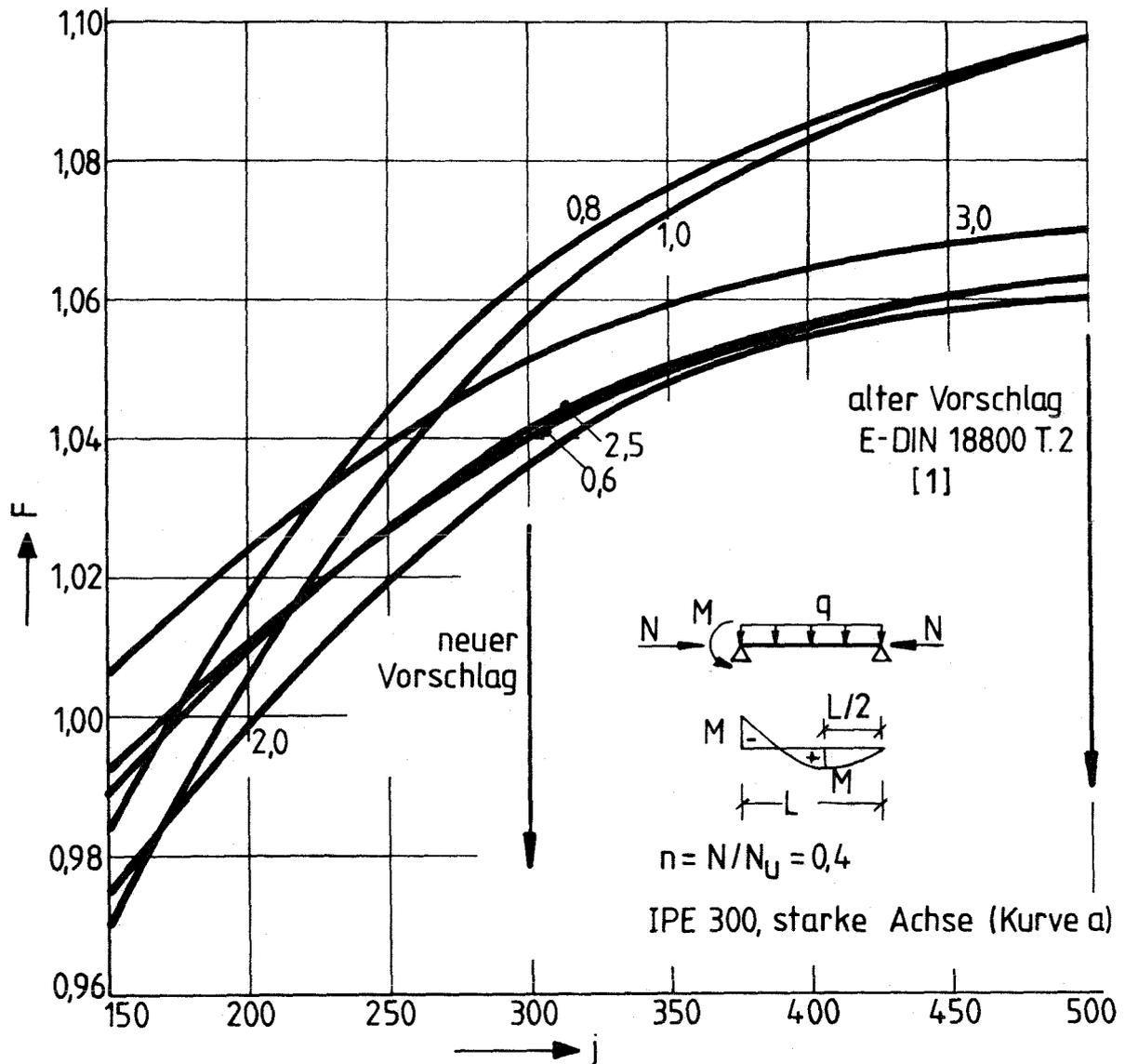


Bild 2.6 Traglastfaktoren für verschiedene repräsentative Vorverformungen $w_0 = L/j^*$. Knickspannungskurve a

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 14 vom 1.9.1989

zum Bericht 2099

Bei der Wertung für die praktische Anwendung sind zwei Dinge zu berücksichtigen:

- der Lastfall des konstanten Moments tritt in der Praxis nur sehr selten auf,
- für den Nachweis nach der Fließgelenktheorie werden üblicherweise die κ -Werte benutzt, die in der Norm EDIN 18800, Teil 2 angegeben sind. Diese sind im allgemeinen kleiner als die tatsächlichen, hier gerechneten Abminderungsfaktoren κ nach der Fließzonentheorie für planmäßig mittigen Druck, wodurch sich insgesamt eine kleinere Traglast ergibt.

Weiterhin ist noch einmal zu wiederholen, daß die Untersuchungen für das besonders ungünstige Längskraftverhältnis $n = 0,4$ durchgeführt wurden. Unter Beachtung dieser Argumente wird vorgeschlagen, in einem kleinen Bereich eine Abweichung von 7% zu akzeptieren. Aus diesem Grund wird empfohlen, den Wert für j in EDIN 18800 Teil 2 [2], [3] zu ändern in

$j = 300$ statt 500 für Knickspannungskurve a

Für $j = 300$ ergibt sich für das hier untersuchte Profil IPE 300 für die betrachteten Werte $0,6 < \bar{\lambda} < 3,0$ dann eine mittlere Abweichung von ca. 5%. Für zwei weitere Belastungsfälle mit Gleichlast sind die Ergebnisse in den Bildern 2.5 und 2.6 aufgetragen. Auch hier ist deutlich zu erkennen, daß der alte Vorschlag nach EDIN 18800 Teil 2 ([1]) zu Ergebnissen weit auf der unsicheren Seite führt, die zum Teil beim Fall mit Eckmoment bei kleinen bezogenen Schlankheitsgraden $\bar{\lambda}$ Werte von 10% erreichten. Für den neuen Vorschlag ergeben sich größte Abweichungen von ca 6% beim Lastfall Gleichlast mit Eckmoment und von ca 5% beim Lastfall Gleichlast, jeweils bei kleinen bezogenen Schlankheitsgraden $\bar{\lambda}$.

2.3 Ersatzimperfectionen bei Anwendung des Nachweisverfahrens Elastisch-Elastisch

In DIN 18800 Teil 2 [3] sind die Vorkrümmungen für das Verfahren Elastisch-Plastisch und Plastisch-Plastisch entsprechend Tabelle 2.3 festgelegt. Für das Nachweisverfahren Elastisch-Elastisch können kleinere Ersatzimperfectionen gewählt werden, da die plastischen Querschnittsreserven bei diesen Nachweisverfahren nicht ausgenutzt werden. Es wird angestrebt, daß sich bei der Anwendung des Verfahrens Elastisch-Elastisch und Elastisch-Plastisch im Mittel gleiche Traglasten ergeben.

Tabelle 2.3 Stich der Vorkrümmung w_0 , v_0 nach [3]

	Stabart	Stich w_0 , v_0 der Vorkrümmung
	<u>Einteilige Stäbe mit Querschnitten, denen nach Tabelle 5 folgende Knickspannungslinie zugeordnet ist.</u>	
1	a	$l/300$
2	b	$l/250$
3	c	$l/200$
4	d	$l/150$

Zur Festlegung des Abminderungsfaktors, mit dem die Ersatzimperfectionen der Tabelle 2.3 bei Anwendung des Verfahrens Elastisch-Plastisch abgemindert werden dürfen, wurden Rechnungen durchgeführt, in denen die Traglasten mit den Ergebnissen des vorverformten Stabes nach der Elastizitätstheorie II.0. verglichen wurden.

Die Traglastrechnungen wurden mit dem Programm LIDUR / (Fassung 1984) durchgeführt, dessen Grundlagen in [6] beschrieben sind. In diesem Programm werden die Wirkungen von Vorverformungen, von Eigenspannungen und von in Stablängsrichtung ausgebreiteten Fließzonen berücksichtigt.

In Anlehnung an Festlegungen im Rahmen der Europäischen Konvention für Stahlbau, TC 8 TWG 8.1, werden Eigenspannungen nach Bild 2.1 berücksichtigt. Die Vorverformungen wurden parabelförmig mit einem Stich in Feldmitte von v_0 bzw. $w_0 = L/1000$ angenommen. Als statisches System wurde ein Einfeldträger unter verschiedenen Belastungen behandelt. Es wurden jeweils verschiedene Längen untersucht, die so gewählt wurden, daß sich ein bezogener Schlankheitsgrad von $\bar{\lambda} = 0,6, 0,8, 1,0, 1,5, 2,0, 2,5, 3,0$ ergab.

Die Untersuchungen wurden für ungünstige, mittlere Werte von $n = N/N_u = 0,4$ bzw. $0,6$ durchgeführt.

Es wurden die Profile und Belastungen nach Bild 2.7 untersucht:

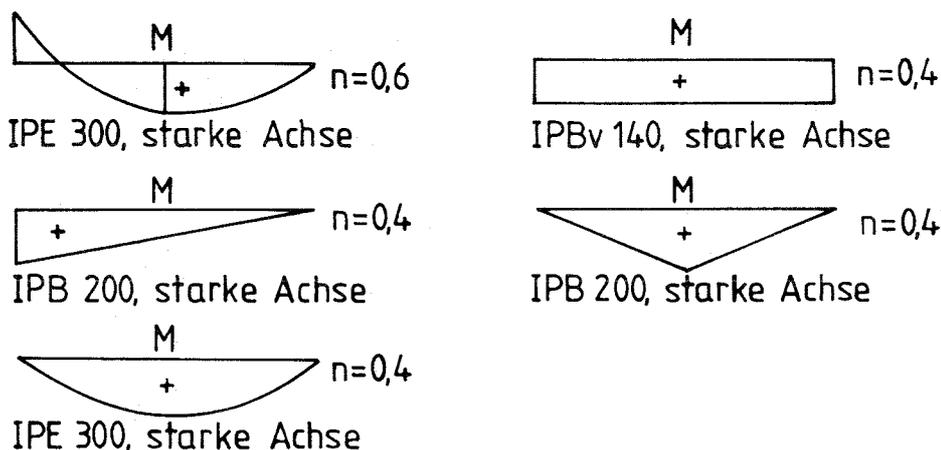


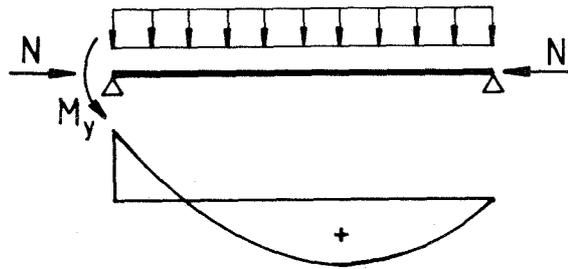
Bild 2.7 Untersuchte Profile und Belastungen

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 17 vom 1.9.1989

zum Bericht 2099

Die Stablängen und die Lastkombinationen, unter denen die Träger versagen, sind in den Tabellen 2.4 bis 2.8 zusammengestellt.



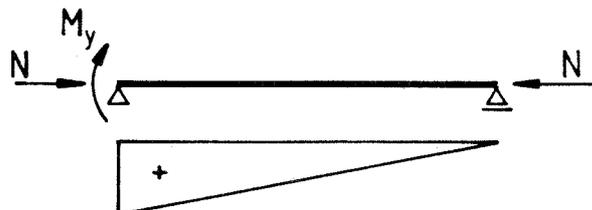
L [m]	$\bar{\lambda}$	Ergebnisse Traglastrechnung [6]			
		Nu [kN]	qu [kN/m]	My,u [kNm]	F
6,97	0,60	684	13,1	-53,0	0,91
9,33	0,81	651	6,60	-47,9	0,91
11,62	1,00	530	3,81	-42,9	0,93
17,44	1,51	295	1,69	-42,9	0,98
23,24	2,01	177	1,00	-45,0	1,00
29,05	2,51	116	0,65	-45,3	1,02
34,86	3,01	81,6	0,46	-46,9	1,02

Tabelle 2.4

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

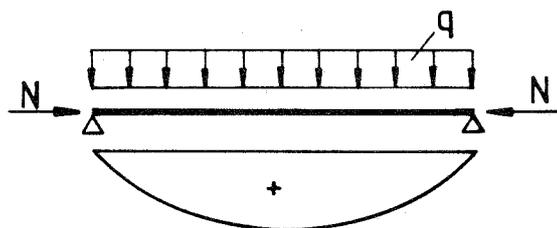
Blatt 18 vom 1.9.1989

zum Bericht 2099



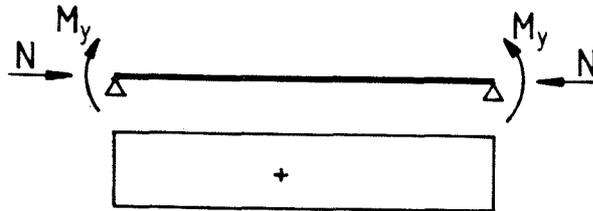
L [m]	$\bar{\lambda}$	Ergebnisse Traglastrechnung [6]		
		Nu [kN]	My,u [kNm]	F
4,76	0,60	666	112	0,85
6,35	0,80	595	114	0,87
7,94	1,00	501	116	0,90
11,91	1,50	283	124	0,94
15,88	2,00	169	127	0,98
19,85	2,50	111	127	1,01
23,82	3,00	78,5	125	1,04

Tabelle 2.5



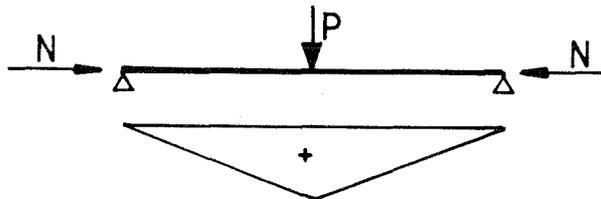
L [m]	$\bar{\lambda}$	Ergebnisse Traglastrechnung [6]		
		Nu [kN]	qu [kN/m]	F
6,97	0,60	456	14,5	0,86
9,33	0,81	410	7,30	0,89
11,62	1,00	353	4,50	0,89
17,44	1,51	197	2,01	0,92
23,24	2,01	118	1,17	0,93
29,05	2,51	77,3	0,76	0,94
34,86	3,01	54,4	0,53	0,95

Tabelle 2.6



L [m]	$\bar{\lambda}$	Ergebnisse Traglastrechnung [6]		
		Nu [kN]	My,u [kNm]	F
3,56	0,60	682	64,7	0,85
4,75	0,80	609	59,5	0,86
5,94	1,00	514	56,5	0,86
8,91	1,50	291	55,8	0,89
11,88	2,00	174	56,0	0,92
14,85	2,50	115	55,7	0,94
17,82	3,00	81,1	55,5	0,95

Tabelle 2.7



L [m]	$\bar{\lambda}$	Ergebnisse Traglastrechnung [6]		
		Nu [kN]	Pu [kN]	F
4,76	0,60	666	76,0	0,87
6,35	0,80	595	54,6	0,87
7,94	1,00	501	43,0	0,87
11,91	1,50	283	29,9	0,89
15,88	2,00	169	22,8	0,91
19,85	2,50	111	18,4	0,93
23,82	3,00	78,5	15,2	0,94

Tabelle 2.8

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 20 vom 1.9.1989

zum Bericht 2099

Für die Berechnung nach der Elastizitätstheorie II. Ordnung wurden die Vorverformungen

$$\bar{w}_0 = (2/3)L/300 \text{ für Kurve a}$$

$$\bar{w}_0 = (2/3)L/250 \text{ für Kurve b}$$

angesetzt. Die Lasten aus der Traglastrechnung nach den Tabellen 2.6 - 2.8 wurden proportional solange gesteigert, bis nach der Elastizitätstheorie II.0. die Streckgrenze erreicht wurde. Der Laststeigerungsfaktor F , der in den Tabellen 2.4 - 2.8 und in Bild 2.8 angegeben ist, ist das Verhältnis

$$F = \frac{\text{Last nach der Elastizitätstheorie II. Ordnung}}{\text{Last nach der Traglastrechnung}}$$

Ergeben sich also Faktoren kleiner als 1, ist die Rechnung nach der Elastizitätstheorie II.0. mit den Ersatzimperfectionen $\bar{w}_0 = 2/3 w_0$ auf der sicheren Seite, bei Faktoren größer als 1 auf der unsicheren Seite.

Aus Bild 2.8 ist zu ersehen, daß der Abminderungsfaktor $2/3$ für das Verfahren Elastisch-Elastisch gute Ergebnisse liefert. Die Abweichung von etwa 10% zur sicheren Seite bei kleinen Schlankheiten sind unter Beibehaltung einer konstanten Ersatzimperfection im gesamten Schlankheitsbereich unvermeidbar, da bei kleinen Schlankheiten die Eigenspannungen nur einen geringen Einfluß auf die Traglast haben. In den Ersatzimperfectionen ist ihr Anteil aber enthalten. Wollte man dies abändern, müßte man eine schlankheitsabhängige Ersatzimperfection definieren. Dies wäre aber für die praktische Handhabung zu umständlich.

Zusammenfassend ist festzustellen, daß die geometrischen Ersatzimperfectionen der Tabelle 2.3 mit dem Faktor $2/3$ abgemindert werden dürfen, wenn das Verfahren Elastisch-Elastisch angewendet wird.

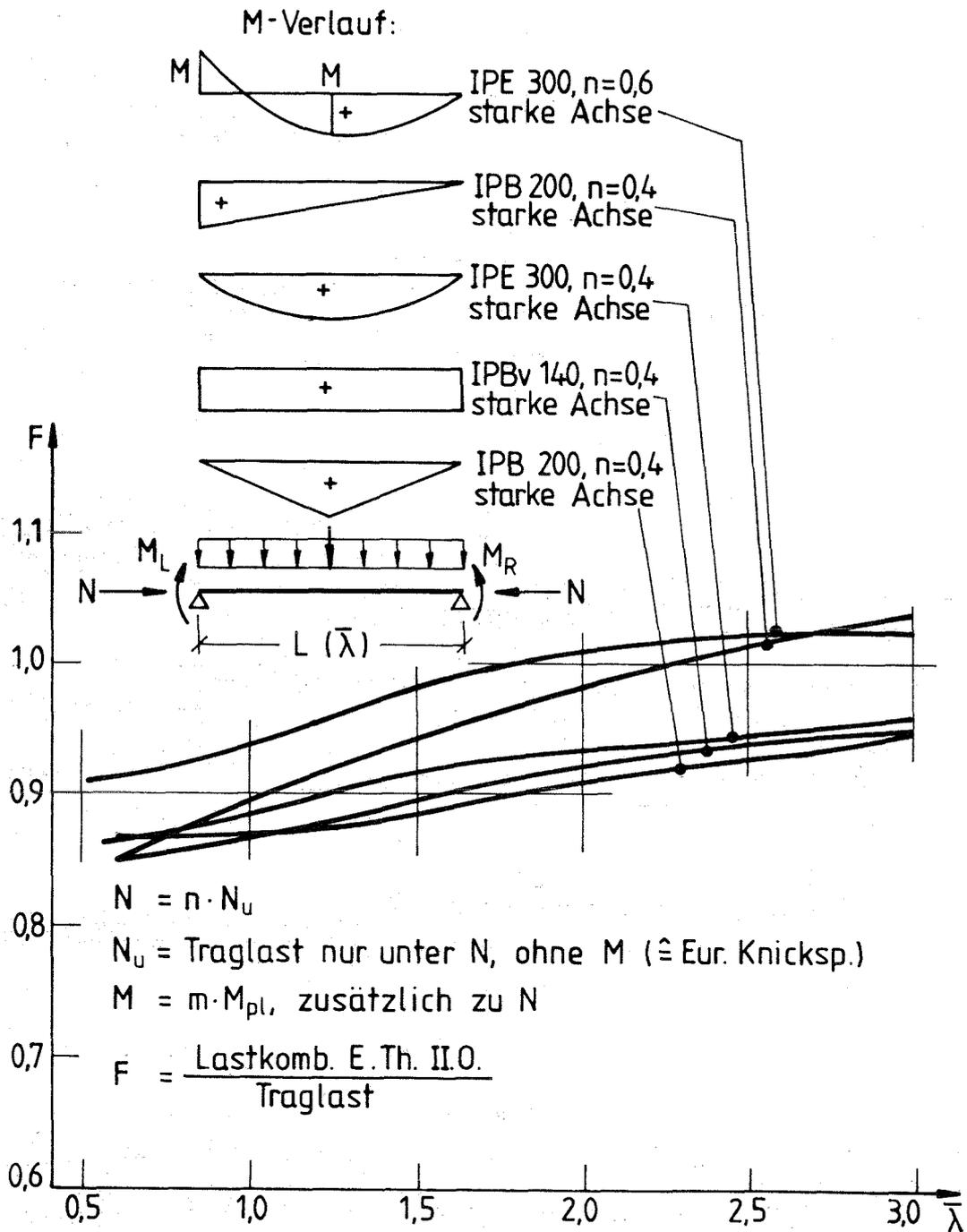


Bild 2.8 Traglastfaktor F aus dem Vergleich von Berechnungen nach der Elastizitätstheorie mit $\bar{w}_0 = (2/3) w_0$ und Berechnung nach der Fließzonentheorie

3. Biegedrillknicken - Nachweis des Druckgurtes als Druckstab

3.1 Vernachlässigung des Steganteils

Bei I-Trägern mit zur Stegachse symmetrischem Querschnitt und Biegung um die y-Achse ist eine genaue Biegedrillknickenuntersuchung nicht erforderlich, wenn der Druckgurt im Abstand c seitlich unverschieblich gehalten ist und für den Bereich zwischen den Halterungen ein vereinfachter Biegedrillknickenachweis geführt wird, in dem der Druckgurt als Druckstab betrachtet wird. Das aufnehmbare Moment ergibt sich bei voller Ausnutzung aus

$$M_u = M_{pl} \frac{\kappa_c}{0,843} \quad (3.1)$$

mit

$\kappa_c = f(\bar{\lambda})$ Abminderungsfaktor Knickspannungskurve c

$$\bar{\lambda} = \frac{c}{i_{z,g} * \lambda_a} \quad (3.2)$$

$$i_{z,g} = \sqrt{\frac{I_{z,g}}{A_g + A_g/5}} \quad (3.3)$$

Beim Trägheitsradius $i_{z,g}$ muß 1/5 des Stegflächenanteils berücksichtigt werden, da die Abtriebskräfte des gedrückten Steges auch vom Druckgurt aufzunehmen sind.

Bei Stäben mit dünnwandigen Querschnittsteilen besteht die übliche Berechnungsmethode darin, mit einem wirksamen Querschnitt zu arbeiten. Wenn der Steg eine große Plattenschlankheit b/t aufweist, kann der gedrückte Teil des Steges ausfallen.

Es stellt sich die Frage, ob die völlige Vernachlässigung des Steges beim vereinfachten Nachweis des Druckgurtes als Druckstab zu Ergebnissen führt, die auf der sicheren Seite liegen. Aus diesem Grunde wurden vier Profile untersucht, die ein breites Spektrum möglicher Profile abdecken :

- Stegdicken von 1,5 bis 30 mm
- Profilhöhen von 300 bis 1000 mm
- Stegflächenanteile klein ($A_s/A = 0,11$) und groß ($A_s/A = 0,43$)

In Bild 3.1 sind die Ergebnisse der Gl. 3.1 für die 4 Profile und den Längen $L = 4 - 16$ m sowohl mit Berücksichtigung des Steges in M_{pl} und $i_{z,g}$ (durchgezogene Linien) als auch ohne Berücksichtigung des Steges (gestrichelte Linien) graphisch aufgetragen.

Es zeigt sich, daß die Kurven bei Vernachlässigung des Steges unter denen mit Berücksichtigung des Steges liegen, also kleinere aufnehmbare Momente M_u ergeben. Bei kleinen Stegflächenanteilen $A_s / A = 0,1$ ergibt sich eine Abweichung zur sicheren Seite von ca. 5%. Bei großen Stegflächenanteilen $A_s / A = 0,43$ wächst diese Abweichung insbesondere bei kleinen bezogenen Schlankheiten $\bar{\lambda}$ auf 25% an. Es zeigt sich also, daß die Vernachlässigung des Steges bei der Ermittlung von M_{pl} und $i_{z,g}$ insbesondere bei Profilen mit großem Stegflächenanteil zu Ergebnissen auf der sicheren Seite führt. Andererseits ist aber auch zu ersehen, daß diese Methode z.T. zu unwirtschaftliche Ergebnisse liefert.

Als Ergebnis ist festzuhalten:

Will man den Steganteil beim Trägheitsradius $i_{z,g}$ vernachlässigen, so darf man den Steg auch bei der Berechnung von M_{pl} nicht berücksichtigen. Die Vernachlässigung des Steganteils nur bei $I_{z,g}$ dagegen ist nicht zulässig.

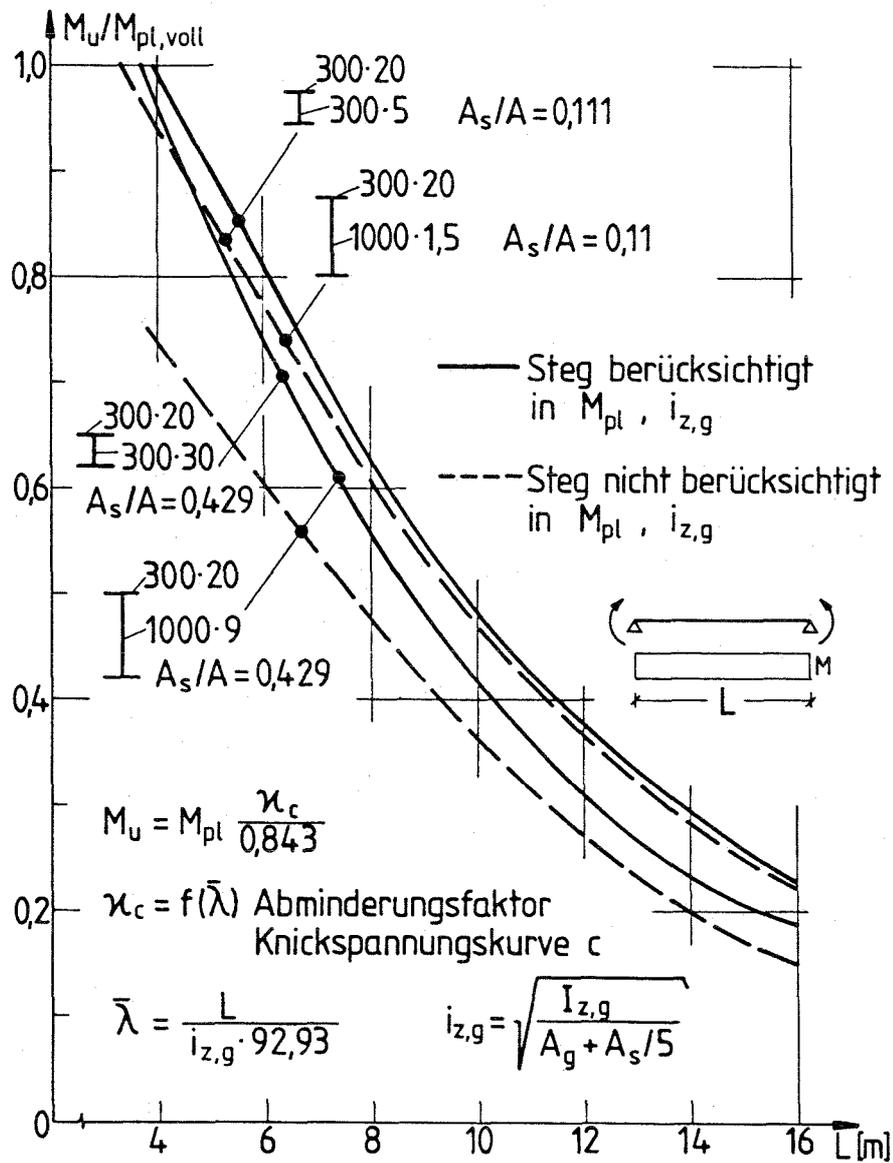


Bild 3.1 Ergebnisse der Vergleichsrechnung zur Vernachlässigung des Steges

3.2 Abgrenzungskriterium bei nichtgewalzten Trägern

In [11] wurde gezeigt, daß der Nachweis des Druckgurtes als Druckstab zu hinreichend genauen Ergebnissen führt. Dabei wurde unterstellt, daß der Systemfaktor n (in [3] Trägerbeiwert genannt) bei beliebigen Profilen den Wert

$$n = 2,5$$

hat.

Aufgrund genauerer Untersuchungen von geschweißten Profilen und solchen, die über die Stablänge keinen konstanten Querschnitt aufweisen, ergab sich, daß für solche Fälle mit einem kleineren Systemfaktor n zu rechnen ist. Aus diesem Grunde enthalten [2] und [3] eine Tabelle, in der für Fälle, die keine gewalzten Träger mit konstantem Querschnitt darstellen, solche kleineren n -Werte angegeben sind.

Aufgrund einer Zuschrift von Lohse ([12]) wurde untersucht, ob der in [2] angegebene vereinfachte Nachweis unabhängig vom n -Wert beibehalten werden kann. Die nachstehenden Untersuchungen werden für $n = 2,0$ durchgeführt.

Aus dem genaueren Biegedrillknicknachweis folgt

$$\kappa = (1/(1 + \bar{\lambda}_M^4))^{0,5} \quad (3.4)$$

und daraus

$$\bar{\lambda}_M^4 = 1/\bar{\kappa}^2 - 1 \quad (3.5)$$

Hierbei ist

$$\bar{\kappa} = \kappa/0,843 = 1,186 \kappa \quad (3.6)$$

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 26 vom 1.9.1989

zum Bericht 2099

Für doppeltsymmetrische Querschnitte gilt

$$M_{pl} = 2 S B_s = 2 B_s 0,5 h (A_g + A_g/4)$$

$$M_{pl} \approx 1,05 B_s h (A_g + A_g/5) \quad (3.7)$$

Für das ideale Biegedrillknickmoment eines gabelgelagerten Einfeldträgers unter Querlast nach der Elastizitätstheorie gilt für einen Hebelarm der Querlast von

$$z_p = 0,5 h$$

und

$$I_w/I_z = 0,25 h^2$$

$$M_{ki} = \zeta (\pi^2 E I_z/L^2) (0,25 h (2,236 w - 1)) \quad (3.8)$$

wobei eingesetzt wurde

$$I_T = 2 b t^3 / 3$$

$$I_z = 2 t b^3 / 12$$

$$w = \sqrt{1 + 0,5 L^2 t^2 / (h^2 b^2)} \quad (3.9)$$

Der bezogene Schlankheitsgrad für das Biegedrillknicken ist definiert durch

$$\bar{\lambda}_M^2 = M_{pl} / M_{ki}$$

Mit

$$\bar{\lambda}^* = L / (i_{z,g}) \quad (3.10)$$

$$\bar{\lambda}^2 = \bar{\lambda}^{*2} k_c$$

wobei k_c den Druckkraftbeiwert nach DIN 18800, Abschnitt 3.3.3 darstellt, ergibt sich schließlich der Faktor c_n als Abgrenzungskriterium

$$c_n = h^2 (1 + A_s / (5 A_g)) / t^2$$

$$\leq \frac{\bar{\lambda}^{*2} \lambda_a^2}{24 \frac{1,05 \bar{\lambda}^{*2} 0,894 / \zeta}{\sqrt{(1/\bar{\kappa}^2) - 1}} + 0,447)^2 - 1} \quad (3.11)$$

Die Bedingung (3.10) wurde für verschiedene Werte von $\bar{\lambda}^*$, $\bar{\lambda}$ und k_c ausgewertet. Dabei wurde eine Traglastdifferenz von 3% zwischen dem genauen Biegedrillknicknachweis und dem vereinfachten Nachweis als Druckstab zugelassen.

Tabelle 3.1. Faktoren c_h für St 37, Knickspannungslinie c

$\bar{\lambda}$	$k_c = 1.00$			$k_c = 0.94$			$k_c = 0.86$			$k_c = 0.75$		
	$\bar{\lambda}^*$	κ	c_h	$\bar{\lambda}^*$	κ	c_h	$\bar{\lambda}^*$	j	c_h	$\bar{\lambda}^*$	κ	c_h
.60	.60	.904	367	.56	.929	290	.52	.960	181	.45	.999	6
.65	.65	.870	484	.61	.897	425	.56	.932	340	.49	.979	117
.70	.70	.834	572	.66	.864	537	.60	.903	499	.53	.954	277
.75	.75	.799	638	.71	.831	622	.65	.873	636	.56	.930	460
.80	.80	.762	689	.75	.797	688	.69	.843	743	.60	.904	639
.85	.85	.726	733	.80	.763	741	.73	.812	825	.64	.878	796
.90	.90	.691	773	.85	.729	787	.77	.781	891	.68	.852	925
.95	.95	.656	813	.89	.696	829	.82	.750	946	.71	.826	1027
1.00	1.00	.622	853	.94	.663	871	.86	.719	995	.75	.799	1109
1.05	1.05	.589	895	.99	.630	913	.90	.689	1042	.79	.771	1178
1.10	1.10	.558	937	1.03	.599	956	.95	.658	1088	.83	.744	1239
1.15	1.15	.528	982	1.08	.569	1000	.99	.629	1135	.86	.717	1295
1.20	1.20	.499	1027	1.13	.541	1046	1.03	.601	1182	.90	.691	1348
1.25	1.25	.473	1074	1.17	.513	1092	1.07	.573	1231	.94	.664	1401
1.30	1.30	.448	1123	1.22	.488	1141	1.12	.547	1281	.97	.639	1454
1.35	1.35	.424	1173	1.27	.463	1191	1.16	.521	1333	1.01	.613	1508
1.40	1.40	.402	1225	1.32	.440	1242	1.20	.497	1386	1.05	.589	1563
1.45	1.45	.381	1278	1.36	.418	1295	1.25	.474	1441	1.09	.565	1619
1.50	1.50	.362	1333	1.41	.398	1349	1.29	.453	1497	1.12	.542	1677
1.55	1.55	.344	1388	1.46	.379	1404	1.33	.432	1555	1.16	.521	1736
1.60	1.60	.327	1446	1.50	.361	1461	1.38	.413	1614	1.20	.499	1797
1.65	1.65	.312	1504	1.55	.344	1519	1.42	.394	1675	1.24	.479	1859
1.70	1.70	.297	1564	1.60	.328	1578	1.46	.377	1737	1.27	.460	1922
1.75	1.75	.283	1626	1.64	.313	1639	1.50	.360	1800	1.31	.442	1988
1.80	1.80	.270	1688	1.69	.299	1701	1.55	.345	1865	1.35	.424	2054
1.85	1.85	.258	1752	1.74	.286	1764	1.59	.330	1931	1.39	.407	2122
1.90	1.90	.247	1818	1.79	.274	1829	1.63	.316	1998	1.42	.392	2191
1.95	1.95	.236	1885	1.83	.262	1895	1.68	.303	2067	1.46	.377	2262
2.00	2.00	.226	1953	1.88	.251	1962	1.72	.291	2137	1.50	.362	2334
2.05	2.05	.216	2022	1.93	.241	2031	1.76	.280	2209	1.54	.349	2408
2.10	2.10	.208	2093	1.97	.231	2101	1.81	.269	2282	1.57	.336	2483
2.15	2.15	.199	2166	2.02	.222	2172	1.85	.258	2356	1.61	.323	2559
2.20	2.20	.191	2239	2.07	.213	2245	1.89	.248	2432	1.65	.312	2636
2.25	2.25	.184	2314	2.11	.205	2319	1.93	.239	2509	1.69	.300	2715
2.30	2.30	.177	2391	2.16	.197	2394	1.98	.230	2587	1.72	.290	2795
2.35	2.35	.170	2469	2.21	.190	2471	2.02	.222	2667	1.76	.280	2877
2.40	2.40	.164	2548	2.26	.183	2549	2.06	.214	2748	1.80	.270	2960
2.45	2.45	.158	2628	2.30	.177	2628	2.11	.206	2831	1.84	.261	3044
2.50	2.50	.153	2710	2.35	.170	2709	2.15	.199	2915	1.87	.252	3130

Tabelle 3.2. Faktoren c_h für St 37, Knickspannungslinie d

$\bar{\lambda}$	$k_c = 1.00$			$k_c = 0.94$			$k_c = 0.86$			$k_c = 0.75$		
	$\bar{\lambda}^*$	κ	c_h	$\bar{\lambda}^*$	κ	c_h	$\bar{\lambda}^*$	j	c_h	$\bar{\lambda}^*$	κ	c_h
.60	.60	.818	-917	.56	.846	-905	.52	.884	-857	.45	.938	-1818
.65	.65	.779	-1287	.61	.809	-1194	.56	.850	-1001	.49	.907	-1140
.70	.70	.741	-1955	.66	.772	-1694	.60	.816	-1268	.53	.877	-1172
.75	.75	.703	-3379	.71	.737	-2628	.65	.783	-1697	.56	.847	-1361
.80	.80	.668	-8038	.75	.702	-4799	.69	.750	-2407	.60	.818	-1678
.85	.85	.633	94209	.80	.668	-14341	.73	.717	-3712	.64	.788	-2159
.90	.90	.600	8614	.85	.636	24521	.77	.686	-6722	.68	.759	-2904
.95	.95	.568	5053	.89	.604	7801	.82	.656	-19930	.71	.731	-4140
1.00	1.00	.538	3833	.94	.574	5080	.86	.626	33495	.75	.703	-6491
1.05	1.05	.509	3236	.99	.546	3994	.90	.598	10586	.79	.676	-12443
1.10	1.10	.482	2897	1.03	.518	3428	.95	.570	6833	.83	.650	-53434
1.15	1.15	.457	2689	1.08	.492	3094	.99	.544	5325	.86	.624	30671
1.20	1.20	.433	2556	1.13	.468	2883	1.03	.519	4532	.90	.600	13308
1.25	1.25	.411	2472	1.17	.445	2746	1.07	.496	4057	.94	.576	9069
1.30	1.30	.390	2420	1.22	.423	2657	1.12	.473	3751	.97	.553	7188
1.35	1.35	.370	2392	1.27	.403	2600	1.16	.452	3547	1.01	.531	6146
1.40	1.40	.352	2381	1.32	.383	2568	1.20	.431	3408	1.05	.509	5498
1.45	1.45	.335	2383	1.36	.365	2553	1.25	.412	3314	1.09	.489	5067
1.50	1.50	.318	2396	1.41	.348	2552	1.29	.394	3253	1.12	.469	4769
1.55	1.55	.303	2418	1.46	.332	2563	1.33	.377	3215	1.16	.451	4558
1.60	1.60	.289	2447	1.50	.317	2582	1.38	.360	3197	1.20	.433	4408
1.65	1.65	.276	2482	1.55	.303	2609	1.42	.345	3193	1.24	.416	4301
1.70	1.70	.264	2522	1.60	.290	2642	1.46	.331	3200	1.27	.400	4227
1.75	1.75	.252	2567	1.64	.277	2680	1.50	.317	3218	1.31	.385	4178
1.80	1.80	.241	2616	1.69	.266	2724	1.55	.304	3244	1.35	.370	4149
1.85	1.85	.231	2668	1.74	.254	2771	1.59	.292	3278	1.39	.356	4137
1.90	1.90	.221	2724	1.79	.244	2823	1.63	.280	3317	1.42	.343	4138
1.95	1.95	.212	2783	1.83	.234	2878	1.68	.269	3362	1.46	.330	4149
2.00	2.00	.203	2845	1.88	.225	2936	1.72	.259	3411	1.50	.318	4171
2.05	2.05	.195	2910	1.93	.216	2997	1.76	.249	3465	1.54	.307	4200
2.10	2.10	.188	2977	1.97	.208	3060	1.81	.240	3523	1.57	.296	4237
2.15	2.15	.180	3046	2.02	.200	3127	1.85	.231	3584	1.61	.286	4280
2.20	2.20	.174	3118	2.07	.193	3196	1.89	.223	3649	1.65	.276	4328
2.25	2.25	.167	3192	2.11	.185	3267	1.93	.215	3717	1.69	.267	4382
2.30	2.30	.161	3268	2.16	.179	3340	1.98	.207	3788	1.72	.258	4440
2.35	2.35	.155	3346	2.21	.172	3415	2.02	.200	3861	1.76	.249	4502
2.40	2.40	.150	3426	2.26	.166	3493	2.06	.193	3937	1.80	.241	4568
2.45	2.45	.145	3508	2.30	.161	3572	2.11	.187	4015	1.84	.233	4638
2.50	2.50	.140	3592	2.35	.155	3654	2.15	.180	4096	1.87	.226	4711

Tabelle 3.3. Faktoren c_h für St 52, Knickspannungslinie c

$\bar{\lambda}$	$k_c = 1.00$			$k_c = 0.94$			$k_c = 0.86$			$k_c = 0.75$		
	$\bar{\lambda}^*$	κ	c_h	$\bar{\lambda}^*$	κ	c_h	$\bar{\lambda}^*$	j	c_h	$\bar{\lambda}^*$	κ	c_h
.60	.60	.904	245	.56	.929	193	.52	.960	121	.45	.999	4
.65	.65	.870	323	.61	.897	284	.56	.932	227	.49	.979	78
.70	.70	.834	382	.66	.864	358	.60	.903	333	.53	.954	185
.75	.75	.799	426	.71	.831	415	.65	.873	424	.56	.930	307
.80	.80	.762	460	.75	.797	459	.69	.843	496	.60	.904	426
.85	.85	.726	489	.80	.763	494	.73	.812	551	.64	.878	531
.90	.90	.691	516	.85	.729	525	.77	.781	594	.68	.852	617
.95	.95	.656	543	.89	.696	553	.82	.750	631	.71	.826	685
1.00	1.00	.622	569	.94	.663	581	.86	.719	664	.75	.799	740
1.05	1.05	.589	597	.99	.630	609	.90	.689	695	.79	.771	786
1.10	1.10	.558	626	1.03	.599	638	.95	.658	726	.83	.744	827
1.15	1.15	.528	655	1.08	.569	667	.99	.629	757	.86	.717	864
1.20	1.20	.499	686	1.13	.541	698	1.03	.601	789	.90	.691	900
1.25	1.25	.473	717	1.17	.513	729	1.07	.573	821	.94	.664	935
1.30	1.30	.448	750	1.22	.488	761	1.12	.547	855	.97	.639	970
1.35	1.35	.424	783	1.27	.463	795	1.16	.521	889	1.01	.613	1006
1.40	1.40	.402	818	1.32	.440	829	1.20	.497	925	1.05	.589	1043
1.45	1.45	.381	853	1.36	.418	864	1.25	.474	962	1.09	.565	1081
1.50	1.50	.362	889	1.41	.398	900	1.29	.453	999	1.12	.542	1119
1.55	1.55	.344	927	1.46	.379	937	1.33	.432	1038	1.16	.521	1159
1.60	1.60	.327	965	1.50	.361	975	1.38	.413	1077	1.20	.499	1199
1.65	1.65	.312	1004	1.55	.344	1014	1.42	.394	1118	1.24	.479	1241
1.70	1.70	.297	1044	1.60	.328	1053	1.46	.377	1159	1.27	.460	1283
1.75	1.75	.283	1085	1.64	.313	1094	1.50	.360	1201	1.31	.442	1327
1.80	1.80	.270	1127	1.69	.299	1135	1.55	.345	1244	1.35	.424	1371
1.85	1.85	.258	1170	1.74	.286	1177	1.59	.330	1289	1.39	.407	1416
1.90	1.90	.247	1213	1.79	.274	1221	1.63	.316	1334	1.42	.392	1463
1.95	1.95	.236	1258	1.83	.262	1265	1.68	.303	1380	1.46	.377	1510
2.00	2.00	.226	1303	1.88	.251	1310	1.72	.291	1427	1.50	.362	1558
2.05	2.05	.216	1350	1.93	.241	1355	1.76	.280	1474	1.54	.349	1607
2.10	2.10	.208	1397	1.97	.231	1402	1.81	.269	1523	1.57	.336	1657
2.15	2.15	.199	1445	2.02	.222	1450	1.85	.258	1573	1.61	.323	1708
2.20	2.20	.191	1495	2.07	.213	1498	1.89	.248	1623	1.65	.312	1760
2.25	2.25	.184	1545	2.11	.205	1548	1.93	.239	1675	1.69	.300	1812
2.30	2.30	.177	1596	2.16	.197	1598	1.98	.230	1727	1.72	.290	1866
2.35	2.35	.170	1648	2.21	.190	1649	2.02	.222	1780	1.76	.280	1920
2.40	2.40	.164	1700	2.26	.183	1701	2.06	.214	1834	1.80	.270	1976
2.45	2.45	.158	1754	2.30	.177	1754	2.11	.206	1889	1.84	.261	2032
2.50	2.50	.153	1809	2.35	.170	1808	2.15	.199	1945	1.87	.252	2089

Tabelle 3.4. Faktoren c_h für St 52, Knickspannungslinie d

$\bar{\lambda}$	$k_C = 1.00$			$k_C = 0.94$			$k_C = 0.86$			$k_C = 0.75$		
	$\bar{\lambda}^*$	κ	c_h	$\bar{\lambda}^*$	κ	c_h	$\bar{\lambda}^*$	j	c_h	$\bar{\lambda}^*$	κ	c_h
.60	.60	.818	-612	.56	.846	-604	.52	.884	-572	.45	.938	-1213
.65	.65	.779	-859	.61	.809	-797	.56	.850	-668	.49	.907	-761
.70	.70	.741	-1305	.66	.772	-1131	.60	.816	-846	.53	.877	-782
.75	.75	.703	-2255	.71	.737	-1754	.65	.783	-1133	.56	.847	-909
.80	.80	.668	-5365	.75	.702	-3203	.69	.750	-1606	.60	.818	-1120
.85	.85	.633	62884	.80	.668	-9573	.73	.717	-2477	.64	.788	-1441
.90	.90	.600	5750	.85	.636	16367	.77	.686	-4486	.68	.759	-1938
.95	.95	.568	3372	.89	.604	5207	.82	.656	-13303	.71	.731	-2763
1.00	1.00	.538	2558	.94	.574	3391	.86	.626	22358	.75	.703	-4332
1.05	1.05	.509	2160	.99	.546	2666	.90	.598	7066	.79	.676	-8306
1.10	1.10	.482	1934	1.03	.518	2288	.95	.570	4561	.83	.650	-35667
1.15	1.15	.457	1794	1.08	.492	2065	.99	.544	3554	.86	.624	20473
1.20	1.20	.433	1706	1.13	.468	1924	1.03	.519	3025	.90	.600	8883
1.25	1.25	.411	1650	1.17	.445	1833	1.07	.496	2708	.94	.576	6054
1.30	1.30	.390	1615	1.22	.423	1773	1.12	.473	2504	.97	.553	4798
1.35	1.35	.370	1596	1.27	.403	1736	1.16	.452	2367	1.01	.531	4102
1.40	1.40	.352	1589	1.32	.383	1714	1.20	.431	2275	1.05	.509	3670
1.45	1.45	.335	1590	1.36	.365	1704	1.25	.412	2212	1.09	.489	3382
1.50	1.50	.318	1599	1.41	.348	1704	1.29	.394	2171	1.12	.469	3183
1.55	1.55	.303	1614	1.46	.332	1710	1.33	.377	2146	1.16	.451	3043
1.60	1.60	.289	1633	1.50	.317	1723	1.38	.360	2134	1.20	.433	2942
1.65	1.65	.276	1656	1.55	.303	1741	1.42	.345	2131	1.24	.416	2871
1.70	1.70	.264	1683	1.60	.290	1763	1.46	.331	2136	1.27	.400	2821
1.75	1.75	.252	1713	1.64	.277	1789	1.50	.317	2148	1.31	.385	2789
1.80	1.80	.241	1746	1.69	.266	1818	1.55	.304	2165	1.35	.370	2770
1.85	1.85	.231	1781	1.74	.254	1850	1.59	.292	2188	1.39	.356	2761
1.90	1.90	.221	1818	1.79	.244	1884	1.63	.280	2214	1.42	.343	2762
1.95	1.95	.212	1858	1.83	.234	1921	1.68	.269	2244	1.46	.330	2770
2.00	2.00	.203	1899	1.88	.225	1959	1.72	.259	2277	1.50	.318	2784
2.05	2.05	.195	1942	1.93	.216	2000	1.76	.249	2313	1.54	.307	2804
2.10	2.10	.188	1987	1.97	.208	2043	1.81	.240	2351	1.57	.296	2828
2.15	2.15	.180	2033	2.02	.200	2087	1.85	.231	2392	1.61	.286	2857
2.20	2.20	.174	2081	2.07	.193	2133	1.89	.223	2436	1.65	.276	2889
2.25	2.25	.167	2131	2.11	.185	2180	1.93	.215	2481	1.69	.267	2925
2.30	2.30	.161	2181	2.16	.179	2229	1.98	.207	2528	1.72	.258	2964
2.35	2.35	.155	2233	2.21	.172	2280	2.02	.200	2577	1.76	.249	3005
2.40	2.40	.150	2287	2.26	.166	2331	2.06	.193	2628	1.80	.241	3049
2.45	2.45	.145	2341	2.30	.161	2384	2.11	.187	2680	1.84	.233	3096
2.50	2.50	.140	2397	2.35	.155	2439	2.15	.180	2734	1.87	.226	3144

Die Ergebnisse der Auswertung sind in den Tabellen 3.1 bis 3.4 angegeben. Es ist zu ersehen, daß die Benutzung der Knickspannungslinie c nicht hinreichend ist. Es ergeben sich z.T. so kleine Faktoren c_h , daß nur ein eingeschränkter Anwendungsbereich übrig bliebe. Bei Verwendung der Knickspannungslinie d ist dies nicht der Fall. Außerdem ist hier auch jeweils ein ausgeprägtes Minimum vorhanden.

Der kleinste Wert ergibt sich für $k_c = 1.0$.

Dieser Fall gilt für konstantes Moment. Ein nahezu konstantes Moment könnte bei einem in diskreten Abständen seitlich gestützten Träger im mittleren Feldbereich vorhanden sein. Dann ist dieser mittlere Feldbereich aber in den angrenzenden Feldern elastisch eingespannt, so daß tatsächlich günstigere Verhältnisse vorliegen. Da bei der Ableitung die ungünstige Wirkung einer Querlast am Obergurt berücksichtigt wurde, wird für die weitere Vereinfachung der Fall eines Druckkraftbeiwertes $k_c = 0.94$ als maßgebend erachtet. Dies entspricht dem Fall eines Trägers unter Gleichstreckenlast.

Für St 37 beträgt der kleinste Wert in Tab. 3.2

$$c_h = 2552$$

Für den Faktor $(1 + A_s / (5 A_g))$ wird ein Wert von 1,3 eingesetzt. Dies entspricht etwa einem Wert, wie er bei den Walzprofilen HEM 1000 und HEB 1000 vorhanden ist. Geschweißte Profile, die hier ja betrachtet werden, weisen üblicherweise einen kleineren Steg auf, da man ja gerade den Steg nur so dick machen möchte, wie zur Übertragung der Querkraft erforderlich ist.

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 33 vom 1.9.1989

zum Bericht 2099

Damit ergibt sich

$$h/t \leq \sqrt{2552/1,3} \leq 44 \quad (3.12)$$

Für St 52 ergibt sich entsprechend aus Tab. 3.4 ein Zahlenwert von

$$h/t \leq \sqrt{1704/1,3} \leq 36 \quad (3.13)$$

und dieser Wert ergibt sich etwa auch, wenn der Wert aus Bed. (3.12) mit dem Verhältnis der Wurzel aus den Streckgrenzen verzerrt wird, so daß die allgemeine Bedingung als Bed. (3.14) geschrieben werden kann.

$$h/t \leq 44 \sqrt{240/\beta_s} \quad (3.14)$$

Diese Bedingung ist als Bed. (15) in Abschnitt 3.3.3 von [3] enthalten.

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 34 vom 1.9.1989

zum Bericht 2099

4. Interaktionsbedingungen

4.1 Formelmäßige Interaktionsbedingungen

Bei den Nachweisverfahren Elastisch-Plastisch und Plastisch-Plastisch darf die Querschnittstragfähigkeit bei der Beanspruchung durch Schnittgrößenkombinationen N , M und Q mit Hilfe von Interaktionsbedingungen nachgewiesen werden. Für diese Interaktionsbedingungen stehen mehrere Vorschläge zur Diskussion. Hier werden einige dieser Interaktionsbedingungen mit den Ergebnissen der exakten Lösung nach der Plastizitätstheorie verglichen, um eine Aussage über die Güte und das Sicherheitsniveau dieser Vorschläge zu erhalten.

Es wurden Interaktionsbedingungen für doppelsymmetrische I-Profile mit den Schnittgrößenkombinationen N , M_y , und Q_z (Biegung um die starke Achse) sowie N , M_z , und Q_y (Biegung um die schwache Achse) untersucht. Die Interaktionsbedingungen sind in den Tabellen 4.1 bis 4.7 zusammengestellt.

Für den Vorschlag D (Tabelle 4.4) wurden die Gleichungen der Interaktionsbedingungen C (Tabelle 4.3) derart umgestellt, daß keine Faktoren im Nenner stehen.

Tabelle 4.1 Interaktionsbedingungen für Biegung um die starke Achse, Vorschlag A/Y nach Eurocode 3, Fassung 1985, [15]

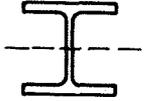
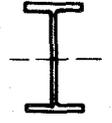
Querschnitt	Interaktionsformel M-N	Interaktionsformel N-Q, M-Q
 HEA, HEB HEM 100-600	$M_{Red} = 1,11 M_{pl,Q} \left(1 - \frac{N}{N_{pl,Q}}\right) \leq M$	$N_{pl,Q} = N_{pl} \left(1,1 - 0,4 \frac{Q}{Q_{pl}}\right) \leq N_{pl}$ $M_{pl,Q} = M_{pl} \left(1,1 - 0,3 \frac{Q}{Q_{pl}}\right) \leq M_{pl}$
 IPE	$M_{Red} = 1,22 M_{pl,Q} \left(1 - \frac{N}{N_{pl,Q}}\right) \leq M_{pl,Q}$	$N_{pl,Q} = N_{pl} \left(1,1 - 0,4 \frac{Q}{Q_{pl}}\right) \leq N_{pl}$ $M_{pl,Q} = M_{pl} \left(1,1 - 0,3 \frac{Q}{Q_{pl}}\right) \leq M_{pl}$

Tabelle 4.2 Interaktionsbedingungen für Biegung um die starke Achse, Vorschlag B/Y L'Escoarc'h (EKS) für Eurocode 3

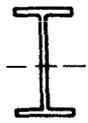
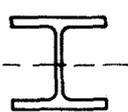
Querschnitt	Gültigkeitsbereich	$\frac{Q}{Q_{pl}} + 0,2 \frac{N}{N_{pl}} \leq 0,6$	$0,6 < \frac{Q}{Q_{pl}} + 0,2 \frac{N}{N_{pl}} \leq 1$
 IPE	$\frac{N}{N_{pl}} \leq 0,18$	$\frac{M}{M_{pl}} \leq 1$	$\frac{M}{M_{pl}} + 0,6 \frac{Q}{Q_{pl}} + 0,12 \frac{N}{N_{pl}} \leq 1,36$
	$\frac{N}{N_{pl}} > 0,18$	$\frac{M}{1,22 \cdot M_{pl}} + \frac{N}{N_{pl}} \leq 1$	$\frac{M}{M_{pl}} + 0,6 \frac{Q}{Q_{pl}} + 1,34 \frac{N}{N_{pl}} \leq 1,58$
 HE	$\frac{N}{N_{pl}} \leq 0,10$	$\frac{M}{M_{pl}} \leq 1$	$\frac{M}{M_{pl}} + 0,3 \frac{Q}{Q_{pl}} + 0,06 \frac{N}{N_{pl}} \leq 1,18$
	$\frac{N}{N_{pl}} > 0,10$	$\frac{M}{1,11 \cdot M_{pl}} + \frac{N}{N_{pl}} \leq 1$	$\frac{M}{M_{pl}} + 0,3 \frac{Q}{Q_{pl}} + 1,17 \frac{N}{N_{pl}} \leq 1,29$

Tabelle 4.3 Interaktionsbedingungen für Biegung um die starke Achse, Vorschlag C/Y nach EDIN 18800 Teil 1, Entwurf März 1988, [13]

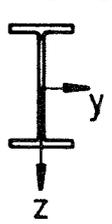
Momente um	Gültigkeitsbereich	$\frac{Q}{Q_{pl}} \leq \frac{1}{3}$	$\frac{1}{3} < \frac{Q}{Q_{pl}} \leq 0,9$
y-Achse 	$\frac{N}{N_{pl}} < \frac{1}{11}$	$\frac{M}{M_{pl}} = 1$	$\frac{M}{1,15 \cdot M_{pl}} + 0,39 \cdot \frac{Q}{Q_{pl}} \leq 1$
	$\frac{1}{11} < \frac{N}{N_{pl}} \leq 1$	$\frac{M}{1,1 \cdot M_{pl}} + \frac{N}{N_{pl}} \leq 1$	$\frac{M}{1,25 \cdot M_{pl}} + \frac{0,88 \cdot N}{N_{pl}} + 0,36 \cdot \frac{Q}{Q_{pl}} \leq 1$

Tabelle 4.4 Interaktionsbedingungen für Biegung um die starke Achse, Vorschlag D/Y nach EDIN 18800 Teil 1, Normvorschlag August 1989, [14]

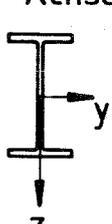
Momente um	Gültigkeitsbereich	$\frac{Q}{Q_{pl}} \leq 0,33$	$0,33 < \frac{Q}{Q_{pl}} \leq 0,9$
y-Achse 	$\frac{N}{N_{pl}} \leq 0,1$	$\frac{M}{M_{pl}} = 1$	$\frac{M}{0,88 \cdot M_{pl}} + 0,37 \cdot \frac{Q}{Q_{pl}} \leq 1$
	$0,1 < \frac{N}{N_{pl}} \leq 1$	$0,9 \frac{M}{M_{pl}} + \frac{N}{N_{pl}} \leq 1$	$0,8 \frac{M}{M_{pl}} + \frac{0,89 \cdot N}{N_{pl}} + 0,33 \cdot \frac{Q}{Q_{pl}} \leq 1$

Tabelle 4.5 Interaktionsbedingungen für Biegung um die schwache Achse, Vorschlag A/Z nach Eurocode 3, Fassung 1985, [15]

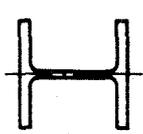
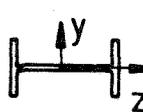
Querschnitt	Interaktionsformel M-N	Interaktionsformel N-Q, M-Q
 HEA, HEB HEM 100-600	$M_{Red} = M_{pl,Q} \left(1 - \left(\frac{N}{N_{pl,Q}} - 0,2 \right)^2 \right)$ $\leq M_{pl,Q}$ für $N/N_{pl,Q} > 0,2$	$N_{pl,V} = (A_{Steg} + 2A_{Flansch} \sqrt{1 - \left(\frac{Q}{Q_{pl}} \right)^2}) \cdot \beta_S$ $M_{pl,V} = \frac{A_{Flansch}}{2} b \sqrt{1 - \left(\frac{Q}{Q_{pl}} \right)^2} \cdot \beta_S$ für $Q/Q_{pl} > 1/3$
 IPE	$M_{Red} = M_{pl,Q} \left(1 - \left(\frac{N}{N_{pl,Q}} - 0,36 \right)^2 \right)$ $\leq M_{pl,Q}$ für $N/N_{pl,Q} > 0,36$	$N_{pl,V} = (A_{Steg} + 2A_{Flansch} \sqrt{1 - \left(\frac{Q}{Q_{pl}} \right)^2}) \cdot \beta_S$ $M_{pl,V} = \frac{A_{Flansch}}{2} b \sqrt{1 - \left(\frac{Q}{Q_{pl}} \right)^2} \cdot \beta_S$ für $Q/Q_{pl} > 1/3$

Tabelle 4.6 Interaktionsbedingungen für Biegung um die schwache Achse, Vorschlag C/Z nach EDIN 18800 Teil 1, Entwurf März 1988, [13]

Momente um	Gültigkeitsbereich	$\frac{Q}{Q_{pl}} \leq 0,25$	$0,25 < \frac{Q}{Q_{pl}} \leq 0,9$
z - Achse 	$\frac{N}{N_{pl}} \leq 0,3$	$\frac{M}{M_{pl}} \leq 1$	$\frac{M}{1,05 \cdot M_{pl}} + 0,75 \left(\frac{Q}{Q_{pl}} \right)^2 \leq 1$
	$0,3 < \frac{N}{N_{pl}} \leq 1$	$\frac{M}{1,1 \cdot M_{pl}} + \left(\frac{N}{N_{pl}} \right)^2 \leq 1$	$\frac{M}{1,16 \cdot M_{pl}} + \left(\frac{N}{N_{pl}} \right)^2 + 0,75 \left(\frac{Q}{Q_{pl}} \right)^2 \leq 1$

Tabelle 4.7 Interaktionsbedingungen für Biegung um die schwache Achse, Vorschlag D/Z nach EDIN 18800 Teil 1, Normvorlage August 1989, [14]

Momente um	Gültigkeitsbereich	$\frac{Q}{Q_{pl}} \leq 0,25$	$0,25 < \frac{Q}{Q_{pl}} \leq 0,9$
z-Achse 	$\frac{N}{N_{pl}} \leq 0,3$	$\frac{M}{M_{pl}} \leq 1$	$\frac{0,95M}{M_{pl}} + 0,82 \left(\frac{Q}{Q_{pl}}\right)^2 \leq 1$
	$0,3 < \frac{N}{N_{pl}} \leq 1$	$\frac{0,91M}{M_{pl}} + \left(\frac{N}{N_{pl}}\right)^2 \leq 1$	$\frac{0,87M}{M_{pl}} + 0,95 \left(\frac{N}{N_{pl}}\right)^2 + 0,75 \left(\frac{Q}{Q_{pl}}\right)^2 \leq 1$

Zur Auswertung wurden für unterschiedliche Walzprofile zu vorgegebenen Schnittgrößenverhältnissen N/N_{pl} und Q/Q_{pl} das aufnehmbare Moment $M_{pl,N,Q}$ nach der exakten Lösung ermittelt. Das Aufnehmbare Moment $M_{pl,N,Q}$ ergibt sich dabei mit

- b Gurtbreite
- t Gurtstärke
- h Steghöhe zwischen den Gurten, ggf. einschließlich der Ausrundungsradien
- s Stegdicke
- H Gesamthöhe, $H = h - 2t$

wie nachstehend angegeben.

Biegung um die starke Achse:

Für die Aufnahme der Querkraft wird die Stegfläche zwischen den Flanschen einschließlich der Ausrundungsradien angesetzt. Aus der Querkraft Q ergibt sich eine verminderte Stegfläche

$$s = s \sqrt{1 - (Q/Q_{pl})^2}$$
$$A_{St,Q} = A_{St} \sqrt{1 - (Q/Q_{pl})^2}$$

und damit die verminderte Gesamtfläche

$$A_Q = t_{Fl} b \cdot 2 + \sqrt{1 - (Q/Q_{pl})^2} (A - t_{Fl} b \cdot 2)$$

und das verminderte plastische Widerstandsmoment

$$W_{pl,Q} = b t_{Fl} (H - t_{Fl}) + \sqrt{1 - (Q/Q_{pl})^2} (W_{pl} - b t_{Fl} (H - t_{Fl}))$$

die zur Aufnahme von σ -Spannungen allein zur Verfügung stehen.

Bei der Berechnung des Aufnehmbaren Momentes $M_{pl,N,Q}$ muß zwischen 2 Bereichen unterschieden werden:

-Nulllinie im Steg

$$M_{p1,N,Q} = 1 - (N/N_{p1,Q}) \frac{A_Q}{A_Q} / (4s W_{p1})$$

-Nulllinie im Flansch

$$M_{p1,N,Q} = \frac{b}{W_{p1,Q}} \left\{ \frac{A_Q}{2b} \frac{H}{b} \left(1 - \frac{N}{N_{p1,Q}}\right) - \frac{A_Q^2}{2b b} \left(1 - \frac{N}{N_{p1,Q}}\right)^2 \right\}$$

In Din 18800 Teil 1, Normvorlage 1989 [4] wurde die Definition für Q_{pl} geändert. Jetzt wird für Q_{pl} die Fläche des Steges zur Mittellinie des Gurtes angesetzt. Dieses Q_{pl} wird hier zur Unterscheidung mit Q_{pl2} bezeichnet.

Biegung um die schwache Achse:

Für die Aufnahme der Querkraft werden die Flanschflächen ohne die Ausrundungsradien angesetzt. Aus der Querkraft ergibt sich eine verminderte Flanschfläche

$$t_{F1,Q} = t_{F1} \sqrt{1 - (Q/Q_{pl})^2}$$

$$A_{F1,Q} = A_{F1} \sqrt{1 - (Q/Q_{pl})^2}$$

und damit die verminderte Gesamtfläche

$$A_Q = A + (t_{F1,Q} - t_{F1}) \cdot b \cdot b / 2$$

und das verminderte plastische Widerstandsmoment

$$W_{p1,Q} = W_{p1} + (t_{F1,Q} - t_{F1}) \cdot b \cdot b / 2$$

die zur Aufnahme von σ -Spannungen allein zur Verfügung stehen.

Bei der Berechnung des Aufnehmbaren Momentes $M_{pl,N,Q}$ muß zwischen 2 Bereichen unterschieden werden:

-Nulllinie im Steg

$$M_{pl,N,Q} = 1 - (N/N_{pl,Q})^2 \frac{A_Q^2}{(4h W_{pl,Q})}$$

-Nulllinie im Flansch

$$M_{pl,N,Q} = \frac{(1 - N/N_{pl,Q}) A_Q}{2W_{pl,Q}} \left\{ b - \frac{A_Q (1 - N/N_{pl,Q})}{4t_{Fl,Q}} \right\}$$

Diese aufnehmbare Schnittgrößenkombination wurde in die zu untersuchende Interaktionsbedingung eingesetzt und der Laststeigerungsfaktor F bestimmt, unter dem die Interaktionsbedingung gerade noch erfüllt ist. Dieser Faktor F ist das Verhältnis zulässiger Schnittgrößen nach der Interaktionsbedingung zu tatsächlich aufnehmbaren Schnittgrößen. Bei Werten < 1 liegt die Interaktionsbedingung auf der sicheren Seite und bei Werten > 1 auf der unsicheren Seite.

In den Auswertungen wurden die Belastungen N/N_{pl} und Q/Q_{pl} variiert. Daraus ergibt sich für jedes Profil und jede Interaktionsbedingung eine Tabelle. Es wurden die Profile IPE 100, 300, 600, HE-B 100, 300, 600, 650, 1000, HE-A 100, 300, 600, 650, 1000 und HE-M 100, 300, 600, 650, 1000 untersucht.

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 42 vom 1.9.1989

zum Bericht 2099

Von den insgesamt vorhandenen 126 Tabellen sind hier beispielhaft die Ergebnisse für das Profil HE-B 1000 (Biegung um die starke Achse) und HE-B 300 (Biegung um die schwache Achse) als Tabellen 4.8. bis 4.15 angegeben. Darin bedeuten :

- F : möglicher Laststeigerungsfaktor nach der jeweiligen Interaktionsbedingung
- .00 : Nulllinie im Bereich der Ausrundungsradien oder bei der exakten Lösung ist kein Moment mehr aufnehmbar
- *** : durch die jeweilige Interaktionsbedingung ausgeschlossener Bereich

Weiterhin sind unter jeder Tabelle der Mittelwert und die Standardabweichung aller Zahlenwerte der jeweiligen Tabelle und die Anzahl der benutzten Ergebnisse (in der Regel etwa 340) angegeben.

Alle, auch die hier nicht abgedruckten Ergebnisse, wurden weiter ausgewertet. Dazu wurden in den Tabellen 4.16 und 4.17 für alle untersuchten Profile die Mittelwerte M_w , die Standardabweichung s , die in der jeweiligen Tabelle vorhandenen kleinsten Laststeigerungsfaktoren F_{min} und größten Laststeigerungsfaktoren F_{max} angegeben. Für M_w und s wurden dabei nicht die gerundeten Werte aus den Tabellenausdrücken, sondern die im Rechner vorhandenen Werte mit mehr gültigen Ziffern verwendet.

Q/Qp1	.00	.05	.10	.15	.20	.25	.30	.35	.40	.45	.50	.55	.60	.65	.70	.75	.80	.85	.90
N/Np1	1.00	1.00	1.00	1.00	1.01	1.01	1.01	1.01	1.01	1.00	.99	.98	.98	.98	.97	.97	.98	.98	1.00
.00	1.00	1.00	1.01	1.01	1.01	1.01	1.02	1.02	1.01	1.00	.99	.99	.98	.98	.98	.98	.98	.99	1.01
.05	1.00	1.00	1.01	1.01	1.01	1.01	1.02	1.02	1.01	1.00	.99	.99	.97	.97	.97	.96	.97	.97	.99
.10	1.00	1.00	1.01	1.01	1.01	1.01	1.02	1.01	1.00	.99	.99	.98	.94	.94	.93	.93	.94	.95	.97
.15	.97	.97	.97	.97	.98	.98	.98	.98	.97	.96	.95	.95	.94	.94	.93	.93	.94	.95	.97
.20	.95	.95	.95	.95	.95	.95	.96	.95	.94	.94	.93	.92	.92	.91	.91	.91	.92	.93	.96
.25	.93	.93	.93	.93	.93	.94	.94	.93	.93	.92	.91	.90	.90	.90	.90	.90	.92	.93	.96
.30	.91	.92	.92	.92	.92	.93	.92	.92	.91	.91	.90	.90	.89	.89	.89	.90	.91	.93	.97
.35	.91	.91	.91	.91	.92	.92	.92	.92	.91	.90	.90	.90	.89	.89	.90	.90	.92	.94	.97
.40	.91	.91	.91	.91	.91	.91	.92	.92	.91	.90	.90	.90	.89	.90	.90	.91	.92	.94	.97
.45	.90	.90	.90	.90	.92	.92	.92	.92	.91	.91	.90	.90	.90	.90	.90	.91	.92	.94	.97
.50	.92	.92	.92	.92	.93	.93	.93	.92	.92	.91	.91	.90	.90	.90	.91	.91	.92	.94	.98
.55	.92	.92	.92	.93	.93	.94	.93	.93	.92	.92	.91	.91	.91	.91	.91	.92	.93	.95	.98
.60	.93	.93	.93	.93	.94	.94	.94	.93	.93	.92	.92	.91	.91	.91	.91	.92	.93	.95	.98
.65	.94	.94	.94	.94	.95	.95	.95	.94	.93	.93	.92	.92	.91	.92	.92	.93	.94	.96	.99
.70	.94	.94	.95	.95	.96	.96	.95	.95	.94	.93	.93	.92	.92	.92	.92	.93	.94	.96	.99
.75	.95	.95	.95	.96	.96	.97	.96	.95	.94	.94	.93	.93	.93	.93	.93	.94	.95	.97	.99
.80	.96	.96	.96	.97	.97	.98	.97	.96	.95	.94	.94	.93	.93	.93	.94	.94	.95	.97	.99
.85	.97	.97	.97	.98	.98	.99	.98	.97	.96	.95	.95	.94	.94	.94	.94	.94	.95	.97	.99
.90	.98	.98	.98	.98	.99	1.00	.99	.98	.97	.96	.95	.95	.95	.95	.95	.95	.96	.98	.99
.95	.99	.99	.99	1.00	1.00	1.00	1.00	.98	.98	.97	.97	.97	.97	.97	.97	.97	.98	.99	1.00

MITTELWERT = .946 STANDARDABWEICHUNG = .033 ANZAHL = 342

Tabelle 4.8 Ergebnisse für HE-B 1000 (Biegung um die starke Achse) für den Vorschlag A/Y, Eurocode 3 nach Tabelle 4.1

Q/Qp1	.00	.05	.10	.15	.20	.25	.30	.35	.40	.45	.50	.55	.60	.65	.70	.75	.80	.85	.90
N/Np1	1.00	1.00	1.00	1.00	1.01	1.01	1.01	1.02	1.03	1.03	1.04	1.05	1.06	1.06	1.05	1.05	1.05	1.06	1.07
.00	1.00	1.00	1.01	1.01	1.01	1.01	1.02	1.02	1.03	1.03	1.04	1.05	1.06	1.06	1.05	1.05	1.05	1.06	1.07
.05	1.01	1.01	1.02	1.02	1.02	1.03	1.03	1.04	1.04	1.04	1.05	1.06	1.06	1.06	1.06	1.06	1.06	1.07	1.08
.10	.98	.98	.98	.98	.99	.99	.99	1.00	1.00	1.01	1.02	1.03	1.03	1.03	1.03	1.03	1.04	1.05	1.07
.15	.95	.95	.95	.96	.96	.96	.97	.97	.98	.99	.99	1.00	1.01	1.01	1.01	1.01	1.02	1.04	1.07
.20	.93	.93	.94	.94	.94	.94	.95	.95	.96	.97	.98	.99	.99	.99	1.00	1.01	1.02	1.04	1.07
.25	.92	.92	.92	.92	.93	.93	.94	.94	.95	.96	.97	.98	.98	.99	.99	.00	1.02	1.05	1.08
.30	.91	.91	.92	.92	.92	.93	.93	.94	.95	.96	.97	.98	.99	.99	.99	1.00	1.01	1.03	1.05
.35	.91	.91	.91	.92	.92	.92	.93	.94	.95	.96	.97	.98	.99	.99	.99	1.00	1.01	1.03	1.05
.40	.91	.91	.91	.92	.92	.92	.93	.94	.95	.96	.97	.98	.99	.99	.99	1.00	1.01	1.03	1.05
.45	.90	.90	.90	.90	.90	.93	.94	.94	.95	.96	.98	.99	.99	.99	1.00	1.00	1.02	1.03	1.06
.50	.92	.92	.92	.93	.93	.94	.94	.95	.96	.97	.98	.99	.99	.99	1.00	1.01	1.02	1.04	1.06
.55	.93	.93	.93	.93	.94	.94	.95	.96	.97	.98	.99	.99	.99	1.00	1.01	1.01	1.03	1.04	1.07
.60	.93	.93	.94	.94	.94	.95	.95	.96	.97	.98	.99	.99	.99	1.00	1.01	1.02	1.03	1.05	1.08
.65	.94	.94	.94	.94	.95	.95	.96	.97	.98	.99	.99	1.00	1.01	1.01	1.02	1.03	1.04	1.06	1.08
.70	.95	.95	.95	.95	.96	.96	.97	.98	.99	.99	1.00	1.01	1.01	1.02	1.03	1.04	1.06	1.09	1.10
.75	.95	.95	.96	.96	.96	.97	.98	.99	1.00	1.01	1.01	1.01	1.02	1.02	1.04	1.05	1.07	1.10	.00
.80	.96	.96	.96	.97	.97	.98	.99	1.00	1.01	1.01	1.02	1.02	1.02	1.03	1.04	1.06	1.08	.00	.00
.85	.97	.97	.98	.98	.98	.99	1.00	1.00	1.02	1.02	1.02	1.02	1.03	1.04	1.05	.00	.00	.00	.00
.90	.98	.98	.99	.99	.99	1.00	1.00	1.01	1.03	1.03	1.03	1.03	1.04	.00	.00	.00	.00	.00	.00
.95	.99	.99	.99	1.00	1.00	1.01	1.02	1.03	1.04	1.03	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00

MITTELWERT = .996 STANDARDABWEICHUNG = .044 ANZAHL = 338

Tabelle 4.9 Ergebnisse für HE-B 1000 (Biegung um die starke Achse) für den Vorschlag B/Y, L'Escoarc'h (EKS) für Eurocode 3, nach Tabelle 4.2

Q/Qp1	.00	.05	.10	.15	.20	.25	.30	.35	.40	.45	.50	.55	.60	.65	.70	.75	.80	.85	.90
N/Np1	1.00	1.00	1.00	1.00	1.01	1.01	1.01	1.01	.99	.98	.97	.96	.95	.95	.94	.94	.93	.93	.94
.00	1.00	1.00	1.01	1.01	1.01	1.01	1.02	1.01	1.00	.99	.97	.96	.96	.96	.94	.94	.94	.94	.95
.05	1.01	1.01	1.02	1.02	1.02	1.03	1.02	1.01	1.00	1.00	.99	.98	.98	.97	.97	.96	.96	.97	.98
.10	.98	.98	.98	.98	.99	.99	.99	.98	.97	.96	.96	.96	.95	.95	.94	.94	.94	.95	.96
.15	.95	.95	.96	.96	.96	.97	.97	.96	.95	.94	.93	.93	.93	.93	.93	.93	.93	.94	.00
.20	.93	.93	.94	.94	.94	.94	.95	.95	.94	.93	.92	.92	.92	.92	.92	.92	.92	.95	.97
.25	.92	.92	.92	.93	.93	.93	.94	.94	.93	.93	.92	.92	.92	.92	.92	.92	.92	.95	.98
.30	.91	.91	.92	.92	.92	.93	.93	.94	.93	.93	.92	.92	.92	.92	.92	.93	.94	.96	.98
.35	.91	.91	.92	.92	.92	.92	.93	.94	.93	.93	.92	.92	.92	.92	.93	.94	.95	.96	.98
.40	.91	.91	.92	.92	.92	.92	.93	.94	.93	.93	.92	.92	.92	.92	.93	.94	.95	.96	.99
.45	.91	.91	.92	.92	.92	.92	.93	.94	.93	.93	.92	.92	.92	.92	.93	.94	.95	.96	.99
.50	.92	.92	.92	.93	.93	.94	.94	.95	.94	.94	.93	.93	.93	.93	.94	.95	.96	.98	1.00
.55	.93	.93	.93	.93	.94	.94	.95	.96	.95	.95	.94	.94	.94	.94	.95	.95	.97	.98	1.00
.60	.93	.93	.94	.94	.94	.95	.95	.96	.96	.95	.95	.95	.95	.95	.95	.96	.97	.99	1.01
.65	.94	.94	.94	.95	.95	.95	.96	.96	.96	.96	.95	.95	.95	.95	.96	.96	.97	.99	1.02
.70	.95	.95	.95	.95	.96	.96	.97	.97	.96	.96	.96	.96	.96	.96	.97	.98	.98	1.00	1.03
.75	.95	.96	.96	.96	.96	.97	.98	.98	.97	.97	.97	.97	.97	.97	.98	.98	.99	1.01	1.04
.80	.96	.96	.96	.97	.97	.98	.99	.99	.98	.98	.98	.97	.98	.98	.98	.99	1.01	1.02	.00
.85	.97	.97	.97	.98	.98	.99	1.00	1.00	.99	.99	.98	.98	.98	.98	.99	.99	.99	.99	.00
.90	.98	.98	.99	.99	.99	1.00	1.01	1.01	1.00	1.00	.99	.99	.99	.99	.99	.99	.99	.99	.00
.95	.99	.99	.99	1.00	1.00	1.01	1.02	1.02	1.01	1.01	.99	.99	.99	.99	.99	.99	.99	.99	.00
MITTELWERT = .962 STANDARDABWEICHUNG = .028 ANZAHL = 342																			

Tabelle 4.11 Ergebnisse für HE-B 1000 (Biegung um die starke Achse) für den Vorschlag D/Y, DIN 18800 Teil 1, (Normvorlage August 1989) nach Tabelle 4.4

Q/Qp1	.00	.05	.10	.15	.20	.25	.30	.35	.40	.45	.50	.55	.60	.65	.70	.75	.80	.85	.90
N/Np1	1.00	1.00	1.00	1.00	1.01	1.01	1.01	1.02	1.01	1.00	.99	.98	.97	.96	.95	.95	.95	.95	.96
.00	1.00	1.00	1.01	1.01	1.01	1.01	1.02	1.01	1.00	1.00	.99	.98	.97	.96	.95	.95	.95	.95	.96
.05	1.01	1.01	1.01	1.02	1.02	1.03	1.03	1.03	1.01	1.00	1.00	1.00	.99	.98	.97	.97	.98	.98	.99
.10	.98	.98	.98	.99	.99	.99	.99	1.00	.99	.98	.97	.96	.96	.95	.95	.95	.96	.97	.98
.15	.95	.95	.95	.96	.96	.96	.97	.97	.96	.96	.95	.94	.94	.94	.94	.94	.95	.96	.97
.20	.93	.93	.94	.94	.94	.95	.95	.96	.95	.94	.94	.93	.93	.93	.93	.93	.93	.93	.94
.25	.92	.92	.92	.93	.93	.93	.94	.94	.94	.93	.93	.92	.92	.92	.92	.93	.93	.93	.94
.30	.91	.91	.92	.92	.93	.93	.93	.94	.94	.93	.93	.92	.92	.92	.93	.93	.94	.94	.95
.35	.91	.91	.91	.92	.92	.92	.93	.93	.94	.93	.93	.92	.92	.92	.93	.93	.94	.94	.95
.40	.91	.91	.91	.92	.92	.92	.93	.93	.94	.93	.93	.92	.92	.92	.93	.93	.94	.94	.95
.45	.90	.90	.90	.90	.90	.90	.91	.91	.91	.90	.90	.89	.89	.89	.90	.90	.91	.91	.92
.50	.92	.92	.92	.93	.93	.93	.94	.94	.94	.93	.93	.92	.92	.92	.93	.93	.94	.94	.95
.55	.93	.93	.93	.93	.94	.94	.94	.95	.95	.94	.94	.93	.93	.93	.94	.94	.95	.95	.96
.60	.93	.93	.94	.94	.94	.94	.95	.95	.96	.95	.94	.94	.94	.94	.95	.95	.96	.96	.97
.65	.94	.94	.94	.94	.95	.95	.96	.96	.96	.96	.95	.95	.95	.95	.96	.96	.97	.97	.98
.70	.95	.95	.95	.95	.96	.96	.96	.97	.97	.96	.96	.96	.96	.96	.97	.97	.98	.98	.99
.75	.95	.96	.96	.96	.96	.97	.97	.98	.98	.97	.97	.97	.97	.97	.98	.98	.99	.99	1.00
.80	.96	.96	.97	.97	.97	.98	.98	.99	.99	.98	.98	.98	.98	.98	.99	.99	1.00	1.00	1.00
.85	.97	.97	.97	.98	.98	.99	.99	1.00	1.00	.99	.99	.99	.99	.99	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
.90	.98	.98	.99	.99	.99	1.00	1.01	1.01	1.00	1.00	1.00	.99	.99	.99	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
.95	.99	.99	.99	1.00	1.00	1.01	1.02	1.02	1.01	.99	.99	.99	.99	.99	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00
MITTELWERT = .965 STANDARDABWEICHUNG = .028 ANZAHL = 341																			

Tabelle 4.12 Ergebnisse für HE-B 1000 (Biegung um die starke Achse) für den Vorschlag D/Y, DIN 18800 Teil 1, (Normvorlage August 1989) nach Tabelle 4.4 mit Q_{p12}

Q/Qp1	.00	.05	.10	.15	.20	.25	.30	.35	.40	.45	.50	.55	.60	.65	.70	.75	.80	.85	.90
N/Np1	1.00	1.00	1.01	1.01	1.02	1.03	1.02	1.01	1.00	1.00	.99	.98	.98	.97	.96	.96	.96	.97	.98
.00	1.00	1.00	1.01	1.01	1.02	1.03	1.02	1.01	1.00	1.00	.99	.98	.98	.97	.96	.96	.96	.97	.98
.05	1.00	1.00	1.01	1.01	1.02	1.03	1.02	1.01	1.00	1.00	.99	.98	.98	.97	.96	.96	.96	.97	.98
.10	1.00	1.00	1.01	1.01	1.02	1.03	1.02	1.01	1.00	1.00	.99	.98	.98	.97	.96	.96	.96	.97	.98
.15	1.00	1.00	1.01	1.01	1.02	1.03	1.02	1.01	1.00	1.00	.99	.98	.98	.97	.96	.96	.96	.97	.98
.20	1.00	1.00	1.01	1.01	1.02	1.03	1.02	1.01	1.00	1.00	.99	.98	.98	.97	.96	.96	.96	.97	.98
.25	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
.30	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
.35	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
.40	.00	.00	1.00	1.00	1.01	1.00	1.00	1.00	.99	.98	.98	.97	.96	.96	.95	.95	.95	.96	.97
.45	.98	.98	.99	.99	1.00	1.00	1.00	.99	.98	.98	.97	.96	.96	.96	.95	.95	.96	.96	.97
.50	.97	.98	.98	.98	.99	1.00	.99	.98	.98	.97	.97	.96	.96	.96	.95	.96	.96	.96	1.00
.55	.97	.97	.97	.98	.99	.99	.98	.98	.97	.97	.97	.96	.96	.96	.96	.96	.97	.99	1.03
.60	.97	.97	.97	.98	.98	.99	.98	.98	.97	.97	.97	.96	.96	.96	.97	.97	.99	1.01	.00
.65	.97	.97	.97	.98	.98	.99	.98	.98	.97	.97	.97	.97	.97	.97	.98	.99	1.00	.00	.00
.70	.97	.97	.97	.98	.98	.99	.98	.98	.97	.97	.97	.97	.97	.97	.98	.99	1.00	.00	.00
.75	.97	.97	.97	.98	.98	.99	.98	.98	.98	.98	.98	.98	.98	.99	.99	1.00	.00	.00	.00
.80	.97	.97	.98	.98	.99	1.00	.98	.98	.98	.99	.99	.99	1.00	1.00	.00	.00	.00	.00	.00
.85	.98	.98	.99	.99	1.00	1.00	.99	.99	.99	.99	.99	1.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
.90	.99	.99	.99	.99	1.00	1.01	.99	.99	1.00	1.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00
.95	.99	.99	1.00	1.00	1.01	1.02	1.00	1.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00	.00

MITTELWERT = .985 STANDARDABWEICHUNG = .018 ANZAHL = 283

Tabelle 4.14 Ergebnisse für HE-B 300 (Biegung um die schwache Achse) für den Vorschlag C/Z, EDIN 18800 Teil 1, (Entwurf März 1988) nach Tabelle 4.6

Aus den Rechnungen lassen sich folgende Schlußfolgerungen ziehen:

- Die Vorschläge A, C und D sind vom Sicherheitsniveau durchaus vertretbar und unterscheiden sich im wesentlichen nur in der Handhabung. Vorschlag A hat einen zweiteiligen Aufbau, bei dem in einem ersten Schritt $N_{pl,Q}$ und $M_{pl,Q}$ ermittelt werden müssen, während Vorschlag B einen dreiteiligen Aufbau hat und in einem Schritt direkt die Schnittgrößen N, M und Q eingesetzt werden können. Für Walzprofile ist der Arbeitsaufwand bei A größer, da bei C und D die Werte N_{pl} und M_{pl} bereits Tabellen entnommen werden können. Die Vorschläge C und D unterscheiden sich in ihrem Sicherheitsniveau so gut wie gar nicht. Der Vorschlag D ist etwas anwenderfreundlicher, da hier keine Faktoren im Nenner stehen.
- Die Vorschläge C und D weisen gegenüber A für die meisten Profile einen größeren Mittelwert M_w und eine geringere Standardabweichung s auf. Sie erfassen damit insgesamt offensichtlich einheitlicher die genaue Tragfähigkeit.
- Der Vorschlag B hat ebenfalls einen dreiteiligen Aufbau, liegt aber im Vergleich zu A, C und D im Sicherheitsniveau niedriger und liefert zum Teil sehr unsichere Ergebnisse. Er ist daher nicht empfehlenswert.

Um die Auswirkungen der Änderung von Q_{pl2} abschätzen zu können, wurde die Auswertung für den Vorschlag D mit der geänderten Fläche für die Querkraftaufnahme für Biegung um die starke Achse erneut durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Tabelle 4.18 zusammengestellt. Ein Vergleich mit Tabelle 4.16 zeigt, daß die Änderungen minimal sind und sich sogar in einigen Fällen positiv in Form eines größeren Mittelwertes und einer kleineren Standardabweichung auswirken.

Profil	Vorschlag A/Y Eurocode			Vorschlag B/Y L'Escoarc'h			Vorschlag C/Y EDIN 18800 Teil 1 [13]			Vorschlag D/Y DIN 18800 Teil 1 [14]		
	Mw	s	Fmin Fmax	Mw	s	Fmin Fmax	Mw	s	Fmin Fmax	Mw	s	Fmin Fmax
IPE 100	,982	,030	,92 1,05	1,012	,021	,97 1,09	,956	,027	,91 1,02	,964	,024	,92 1,03
300	,985	,028	,93 1,05	1,015	,021	,98 1,09	,958	,026	,91 1,02	,966	,024	,92 1,03
600	,987	,026	,94 1,05	1,014	,023	,97 1,10	,957	,028	,91 1,02	,965	,027	,92 1,04
HE-B 100	,940	,046	,85 1,02	,996	,014	,97 1,05	,953	,037	,87 1,02	,961	,033	,87 1,03
300	,947	,045	,85 1,02	1,002	,013	,98 1,05	,959	,036	,87 1,02	,967	,032	,88 1,03
600	,945	,034	,90 1,01	,998	,024	,95 1,05	,955	,029	,89 1,02	,963	,025	,90 1,03
650	,945	,032	,89 1,01	,998	,026	,95 1,05	,955	,028	,90 1,02	,963	,024	,90 1,03
1000	,946	,033	,89 1,02	,996	,044	,91 1,10	,953	,030	,91 1,02	,962	,028	,91 1,04
HE-A 100	,945	,044	,86 1,02	1,001	,014	,98 1,05	,957	,035	,87 1,02	,965	,031	,88 1,03
300	,951	,042	,87 1,02	1,006	,013	,98 1,06	,962	,034	,88 1,02	,970	,030	,88 1,03
600	,948	,033	,90 1,01	1,001	,023	,96 1,05	,957	,028	,89 1,02	,966	,024	,90 1,03
650	,947	,032	,90 1,01	1,000	,026	,95 1,06	,956	,028	,90 1,02	,965	,024	,91 1,03
1000	,948	,032	,90 1,02	,998	,044	,91 1,10	,955	,029	,91 1,02	,963	,028	,91 1,04
HE-B 100	,925	,051	,83 1,02	,981	,019	,96 1,04	,939	,040	,85 1,02	,947	,036	,86 1,03
300	,935	,050	,83 1,02	,992	,015	,97 1,05	,948	,040	,86 1,02	,956	,036	,86 1,03
600	,942	,035	,89 1,01	,995	,024	,95 1,05	,952	,029	,89 1,02	,960	,026	,90 1,02
650				,995	,026	,95 1,05	,952	,029	,89 1,02	,960	,025	,90 1,03
1000				,995	,043	,91 1,10	,952	,030	,91 1,02	,961	,028	,91 1,04

Tabelle 4.16 Zusammenstellung von Kenndaten der Interaktionsbedingungen für Biegung um die starke Achse

Profil	Vorschlag A/Z Eurocode			Vorschlag C/Z EDIN 18800 Teil 1 [13]			Vorschlag D/Z DIN 18800 Teil 1 [14]		
	Mw	s	Fmin Fmax	Mw	s	Fmin Fmax	Mw	s	Fmin Fmax
IPE 100	,977	,053	,82 1,09	,969	,036	,90 1,06	,967	,035	,91 1,06
300	,976	,047	,81 1,09	,963	,039	,90 1,05	,961	,037	,90 1,05
600	,955	,057	,76 1,08	,956	,044	,88 1,05	,954	,042	,88 1,05
HE-B 100	,988	,036	,87 1,09	,987	,018	,96 1,04	,984	,023	,94 1,04
300	,987	,035	,87 1,09	,985	,018	,95 1,03	,984	,022	,94 1,04
600	,956	,048	,79 1,07	,971	,031	,92 1,05	,970	,031	,92 1,05
650	,951	,052	,78 1,07	,970	,033	,91 1,05	,968	,032	,92 1,05
1000	,919	,070	,71 1,06	,957	,044	,88 1,05	,955	,042	,88 1,05
HE-A 100	,982	,038	,86 1,09	,984	,019	,95 1,04	,984	,023	,94 1,04
300	,979	,037	,85 1,09	,980	,020	,94 1,03	,980	,023	,94 1,03
600	,956	,049	,79 1,07	,970	,032	,92 1,05	,968	,031	,92 1,05
650	,950	,053	,78 1,06	,968	,034	,91 1,05	,966	,033	,91 1,05
1000	,919	,070	,71 1,06	,955	,045	,87 1,05	,953	,042	,88 1,05
HE-M 100	,997	,040	,89 1,10	,996	,019	,97 1,06	,995	,025	,93 1,06
300	,999	,034	,90 1,10	,992	,016	,96 1,04	,992	,022	,94 1,04
600	,957	,049	,79 1,07	,974	,030	,92 1,06	,972	,030	,93 1,06
650				,971	,032	,92 1,05	,970	,032	,92 1,05
1000				,958	,043	,88 1,05	,956	,041	,89 1,05

Tabelle 4.17 Zusammenstellung von Kenndaten der Interaktionsbedingungen für Biegung um die schwache Achse

		Vorschlag D/Y DIN 18800 Teil 1 [14] Qp12			
Profil		Mw	s	Fmin	Fmax
IPE	100	,968	,022	,94	1,03
	300	,969	,023	,93	1,03
	600	,968	,027	,92	1,05
HE-B	100	,964	,030	,89	1,03
	300	,969	,030	,89	1,03
	600	,966	,023	,91	1,03
	650	,966	,023	,92	1,03
	1000	,965	,028	,91	1,05
HE-A	100	,968	,029	,89	1,03
	300	,972	,029	,89	1,03
	600	,968	,022	,91	1,03
	650	,967	,022	,92	1,03
	1000	,966	,028	,91	1,03
HE-M	100	,953	,031	,90	1,03
	300	,960	,032	,88	1,03
	600	,964	,023	,92	1,03
	650	,964	,023	,92	1,03
	1000	,965	,028	,91	1,05

Tabelle 4.18 Zusammenstellung von Kenndaten der Interaktionsbedingungen für Biegung um die starke Achse mit Qp12

4.2 Genaue Auswertung der Interaktionsbeziehungen

Statt formelmäßige Interaktionsbedingungen entsprechend den Tabellen 4.1 bis 4.4 anzuwenden, in die die vollplastischen Schnittgrößen M_{pl} , N_{pl} und Q_{pl} eingehen, ist es auch möglich, die exakten Interaktionsbeziehungen graphisch auszuwerten. Dies bietet sich bei Walzprofilen an, für die die vollplastischen Schnittgrößen festliegen.

Solche Auswertungen sind für I-förmige Walzprofile bei Beanspruchung um die starke Achse vorgenommen worden, [41]. Die entsprechenden Diagramme sind in Bild 4.1 angegeben. Bei diesen Diagrammen ist zunächst vorausgesetzt, daß die Wirkung der Querkraft vernachlässigt werden darf, also die Bedingung

$$Q / Q_{pl} < 0,33$$

eingehalten ist. Wenn diese Bedingung nicht eingehalten ist, dürfen die Diagramme näherungsweise benutzt werden. Die Berücksichtigung der Querkraft erfolgt dann dadurch, daß das vorhandene Moment mit dem Faktor $1/(1,1 - 0,3 Q/Q_{pl})$ vergrößert wird.

Bei den Diagrammen ist vorausgesetzt, daß eine Streckgrenze von $\beta_s = 24 \text{ kN/cm}^2$ vorhanden ist. Bei anderen Streckgrenzen β_s^* sind entsprechende Umrechnungen erforderlich. Wenn zu vorgegebenen Schnittgrößen N, M die zu ihrer Aufnahme erforderlichen Profile abgelesen werden sollen, dann sind N und M mit dem Faktor $24/\beta_s^*$ zu multiplizieren. Damit können diese Diagramme auch bei dem in [14] vorausgesetzten Sicherheitssystem mit γ_M und γ_F verwendet werden, wenn wie oben beschrieben vorgegangen wird.

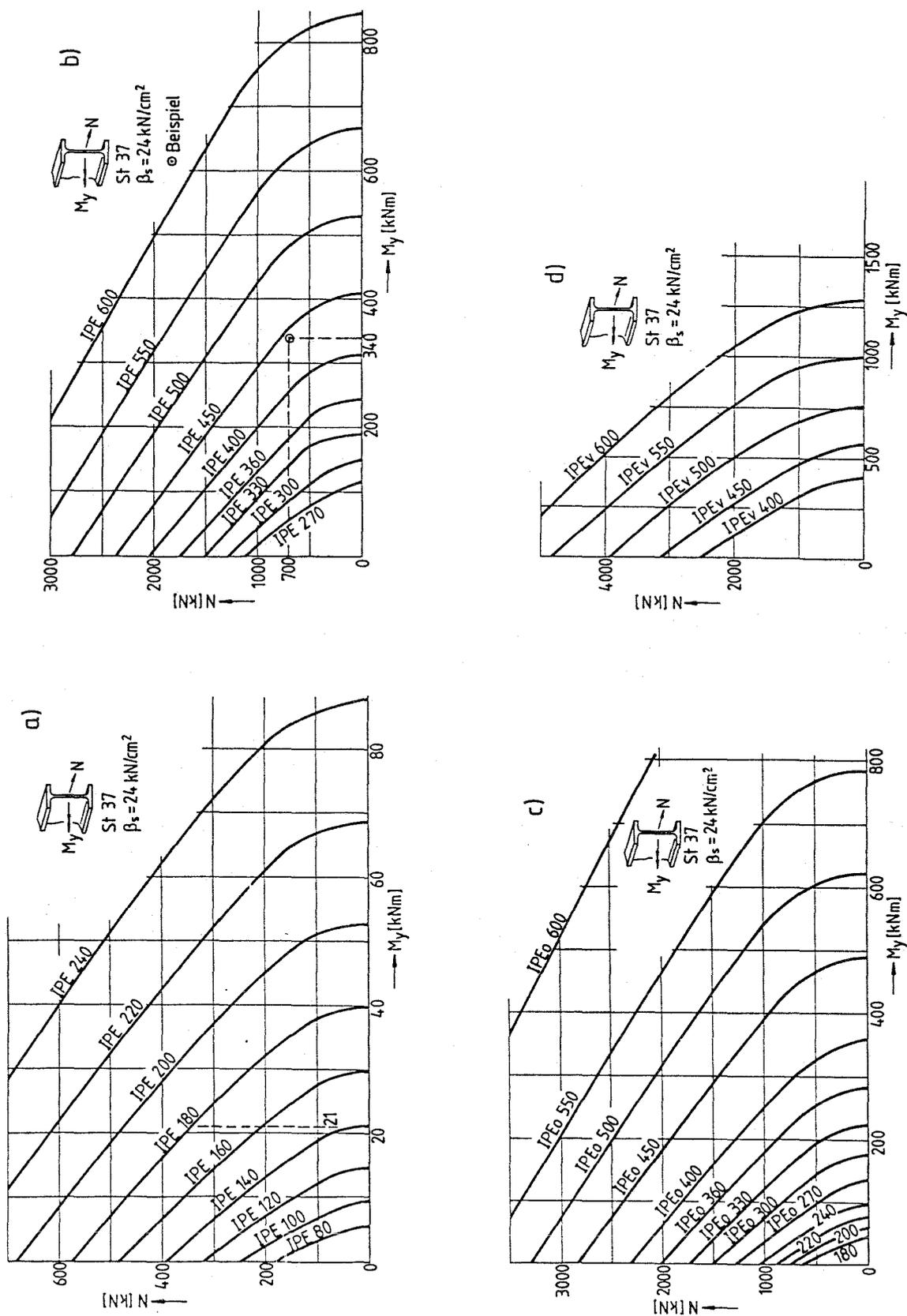


Bild 4.10 Vollplastische Schnittgrößeninteraktion - Biegung um die starke Achse, St 37, $\beta_s = 24 \text{ kN/cm}^2$

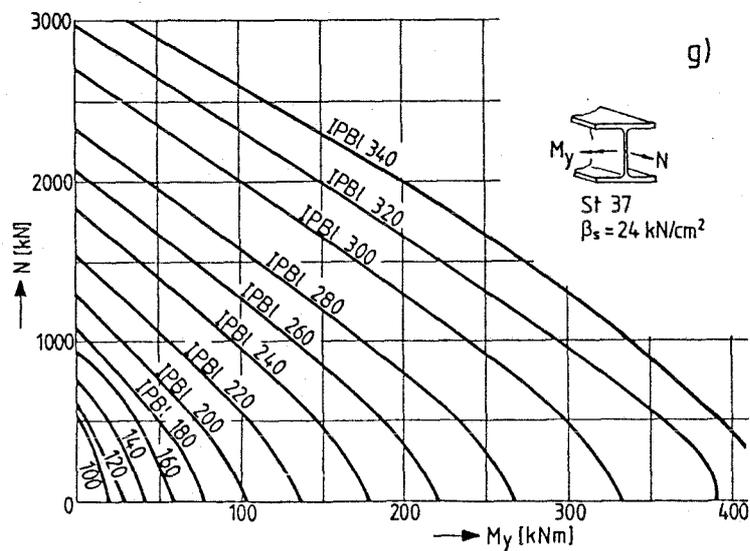
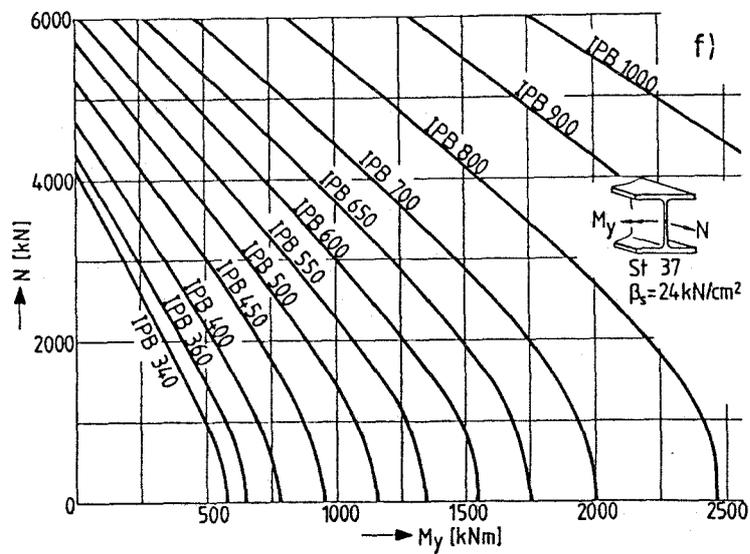
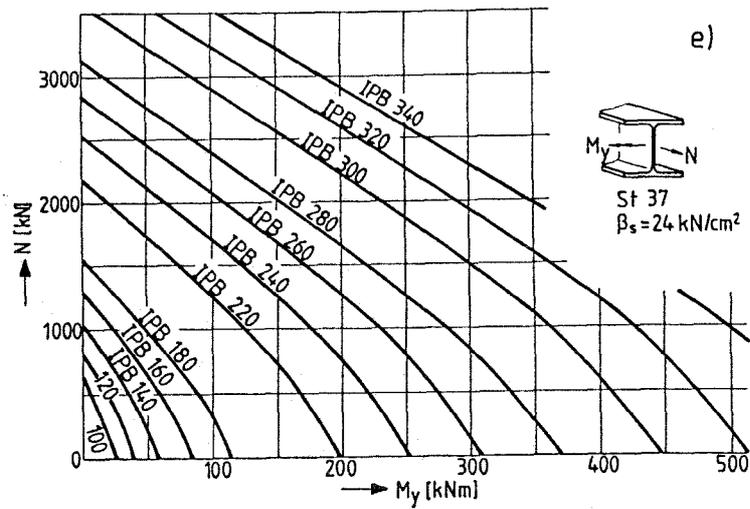


Bild 4.10 - Forts.: Vollplastische Schnittgrößeninteraktion - Biegung um die starke Achse, St 37, $\beta_s = 24 \text{ kN/cm}^2$

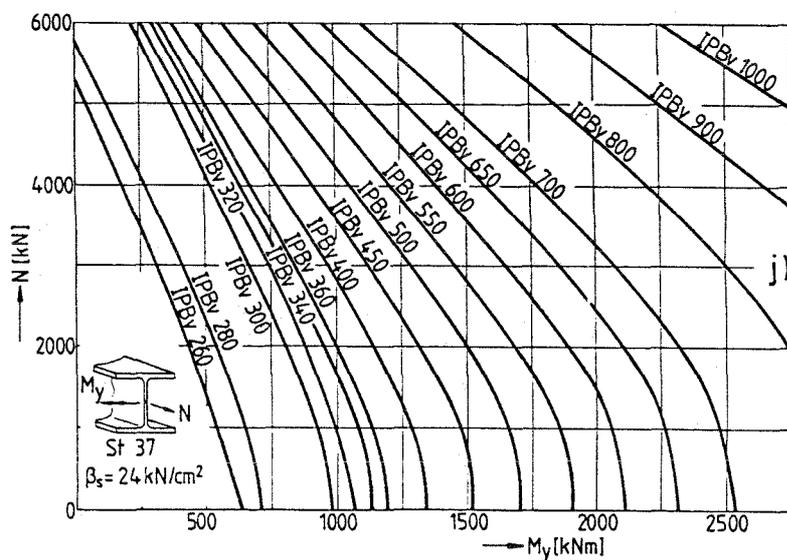
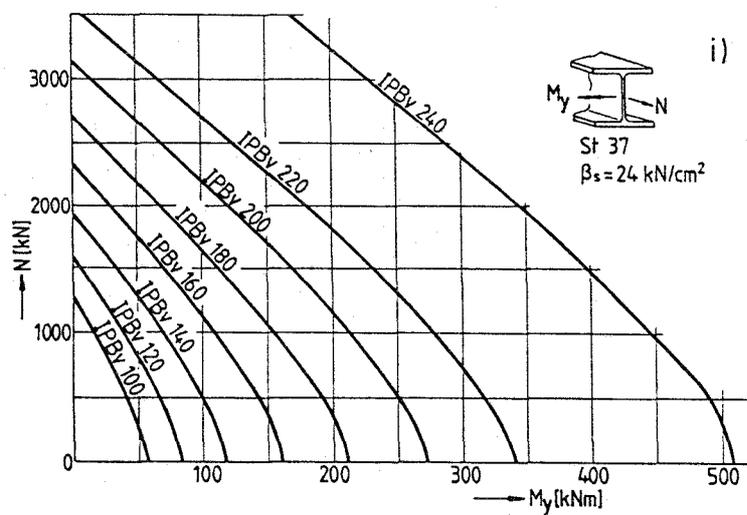
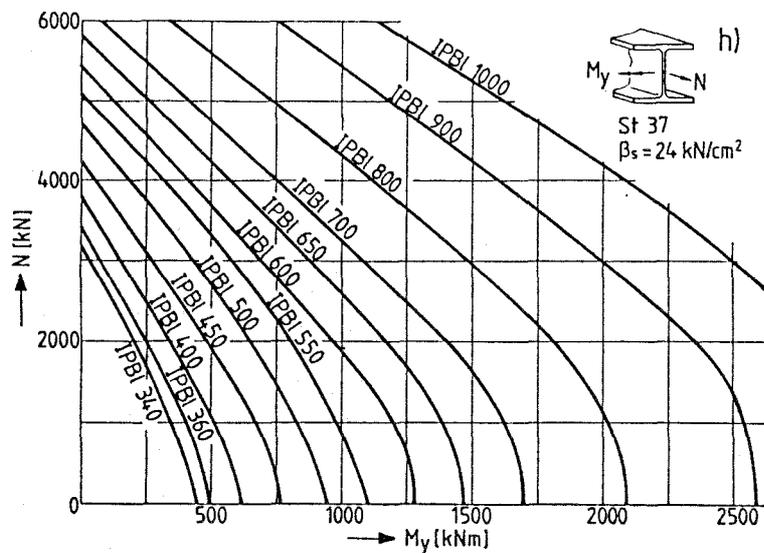


Bild 4.10 - Forts.: Vollplastische Schnittgrößeninteraktion - Biegung um die starke Achse, St 37, $\beta_s = 24 \text{ kN/cm}^2$

5. Auswirkung des Teilsicherheitsbeiwertes γ_M auf der Widerstandsseite

Aufgrund bauartübergreifender Vereinheitlichungen wurde zwischen den Fachbereichen für den Stahlbau die Verwendung eines Teilsicherheitsbeiwertes $\gamma_M = 1,1$ vereinbart, der für den Stahlbau vereinfachend auf der Widerstandsseite bei der Streckgrenze angesetzt wird.

Da im elastischen Bereich bei großen Schlankheiten die kritischen Knicklasten praktisch unabhängig von der Streckgrenze sind, würde sich bei genereller Verwendung von $\beta_s/1,1$ in diesem Bereich eine ca. 9% kleinere Sicherheit ergeben als im plastischen Bereich. Dies ist aber nicht gerechtfertigt, da der Teilsicherheitsbeiwert γ_M insgesamt die Streuung der jeweiligen Widerstandsgröße abdecken soll. Hierzu gehören neben der Materialfestigkeit ebenso die Querschnittsabmessungen, die Steifigkeiten sowie die Ungenauigkeiten im mechanischen Modell zur Berechnung der Beanspruchbarkeiten und Systemempfindlichkeiten.

Da sich Streuungen bei den Querschnittsabmessungen, den Steifigkeiten und beim mechanischen Modell auch bei hochschlanken Stäben auf die Traglast auswirken, scheint es erforderlich bei, schlanken Stäben eine Korrektur anzubringen, um das Sicherheitsniveau beizubehalten.

Eine Möglichkeit besteht darin, die Abminderungsfaktoren κ für das Biegeknicken und κ_M für das Biegedrillknicken mit einem schlankheitsabhängigen Korrekturfaktor F zu multiplizieren.

$$\bar{\lambda} < 0,8 \quad F = 1,0 \quad (5.1a)$$

$$0,8 < \bar{\lambda} \leq 1,8 \quad F = 1,08 - 0,1 \bar{\lambda} \quad (5.1b)$$

$$1,8 < \bar{\lambda} \quad F = 0,9 \quad (5.1c)$$

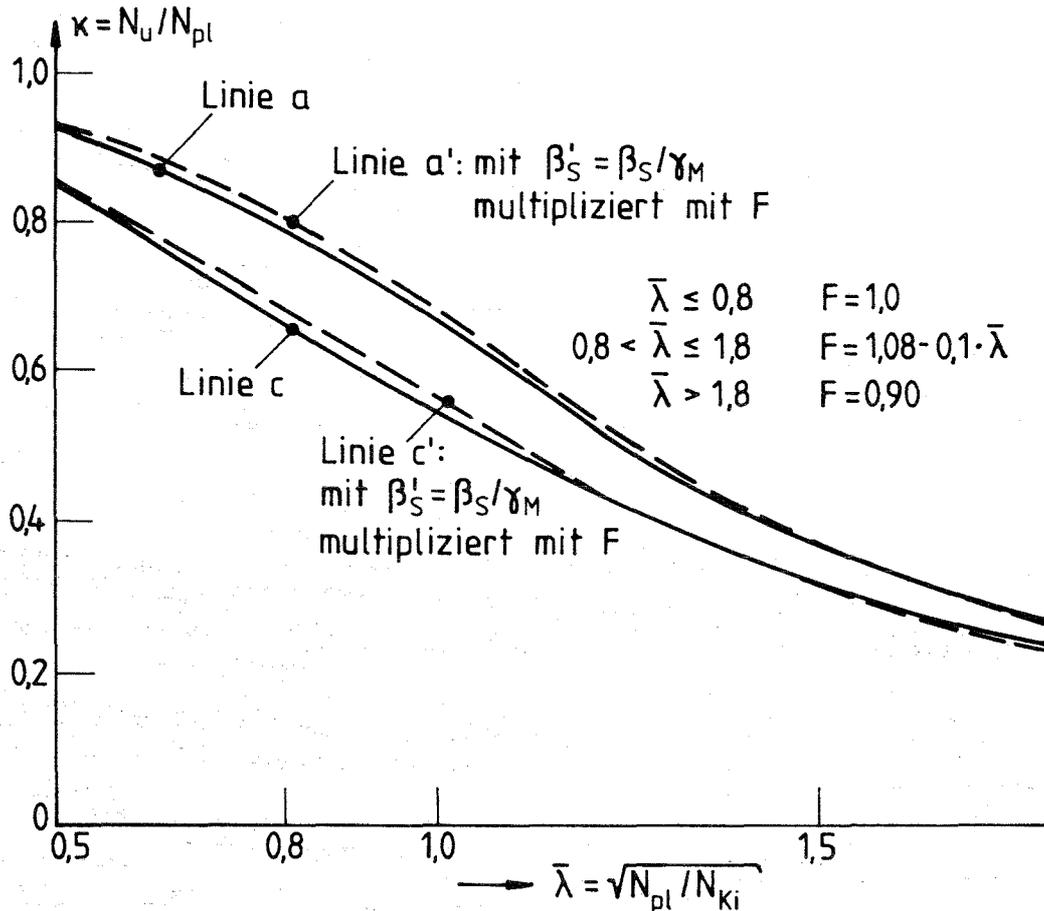


Bild 5.1 Berücksichtigung eines Korrekturfaktors F beim Abminderungsfaktor κ für das Biegeknicken

In Bild 1 ist der Vergleich zwischen der alten Regelung (Sicherheitsbeiwert auf der Lastseite) und der neuen Regelung (Sicherheitsbeiwert bei der Streckgrenze) mit dem Korrekturfaktor F für die Knickspannungskurven a und c graphisch aufgetragen.

Ein Vergleich der Kurven a (bisher) und a' (neu) sowie c (bisher) und c' (neu) zeigt, daß die Abweichungen ca. 1% betragen, so daß das bisherige Sicherheitsniveau durch den Korrekturfaktor F erhalten bleibt.

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 61 vom 1.9.1989

zum Bericht 2099

Nachteilig ist, daß dieser Korrekturfaktor F bei Berechnungen nach Theorie II. Ordnung (z.B. mit Hilfe von EDV-Berechnungen) nicht direkt verwendet werden kann. Er löst daher das Problem nicht allgemein.

Eine andere Möglichkeit würde theoretisch darin bestehen, daß die Sicherheits-einbuße bei den Rechnungen nach Theorie II. Ordnung durch vergrößerte geometrische Ersatzimperfectionen aufgefangen wird. Dazu sind dann aber sehr große zusätzliche Ersatzimperfectionen im Bereich großer Schlankheiten erforderlich, während im Bereich kleiner Schlankheiten keine zusätzlichen Ersatzimperfectionen notwendig sind. Damit würde man automatisch zu schlankheitsabhängigen Ersatzimperfectionen kommen, die von der Anwendung her nachteilig sind. Weiterhin würden auch die Unterschiede in den Ersatzimperfectionen für verschiedene Profile wesentlich größer werden als bei den jetzigen Regelungen. Entsprechende Untersuchungen liegen im Detail bisher nicht vor. Aus diesen Gründen wird dieser Weg nicht für gangbar gehalten.

Eine weitere Möglichkeit besteht darin, bei stabilitätsgefährdeten Bauteilen, d.h. Bauteile bei denen die Verformungen bei der Bestimmung des Gleichgewichts berücksichtigt werden müssen, die Steifigkeiten ebenfalls mit dem Teilsicherheitsbeiwert $\gamma_M = 1,1$ zu reduzieren. Dies bedeutet also, daß die Dehnsteifigkeit ($E \cdot A$), die Biegesteifigkeit ($E \cdot I$), die Schubsteifigkeit ($G \cdot A_0$) sowie alle weiteren Steifigkeiten zur Berechnung von Verformungen bei der Ermittlung der Schnittgrößen nach Theorie II. Ordnung und in den vereinfachten Nachweisen nach EDIN 18800 T.2 mit dem Teilsicherheitsbeiwert $\gamma_M = 1,1$ zu reduzieren sind.

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 62 vom 1.9.1989

zum Bericht VR 2099

6. Zweiachsig außermitig gedrückte Stäbe **- Vergleich der Traglastrechnungen Matthey mit verschiedenen Bemessungsvorschlägen**

6.1 Einleitung

Insbesondere Eckstützen in Rahmentragwerken werden in vielen Fällen durch Druckkräfte und Biegemomente um beide Hauptachsen beansprucht. Wird bei I-förmigen Stahlprofilen das Verdrehen der Querschnitte nicht durch konstruktive Maßnahmen ausreichend behindert, so versagen die Stützen durch Biegedrillknicken. Insbesondere im Rahmen der Neufassung der Stabilitätsnorm DIN 4114 sowie im Hinblick auf eine einheitliche Normung in Europa stehen mehrere Bemessungsvorschläge zum Nachweis der Sicherheit gegenüber Biegedrillknicken zur Diskussion. In der vorliegenden Arbeit werden sieben dieser Bemessungskonzepte mit Traglastrechnungen von Matthey [16] verglichen, um eine Aussage über die Güte und das Sicherheitsniveau dieser Bemessungskonzepte zu erhalten.

Bei der Auswahl der untersuchten Bemessungskonzepte wurden die Ergebnisse früherer Untersuchungen [19], [20], [21] und [22] berücksichtigt, in denen eine Reihe weiterer Bemessungsvorschläge in gleicher Art und Weise auf deren Übereinstimmung mit Traglastversuchen und Traglastrechnungen überprüft wurden. Da aus Kreisen der Praxis verschiedentlich Kritik an der Verwendung von nicht-ganzzahligen Exponenten in den Nachweisgleichungen zu hören war, wurden Bemessungsgleichungen mit entsprechendem Aufbau bei dieser Auswertung nicht berücksichtigt.

Der Aufbau der sieben Bemessungsgleichungen wird im Abschnitt 3 erläutert. Das Vorgehen beim Vergleich zwischen Traglastrechnungen und Bemessungskonzepten entspricht der prinzipiellen Vorgehensweise in [19] und [22] und wird im Abschnitt 4 dieses Berichtes erläutert.

6.2 Bezeichnungen

N Normalkraft

M_y Biegemoment um die (starke) Achse y

M_z Biegemoment um die (schwache) Achse z

N_{pl}
 $M_{pl,y}$
 $M_{pl,z}$ } Schnittgrößen im vollplastischen Zustand

N_{Kiy}
 N_{Kiz} } Eulerknicklasten

$\bar{\lambda}_z$ Bezogener Schlankheitsgrad für das Knicken um die (schwache) Achse z

$N_{u,z} = \kappa_z \cdot N_{pl}$ (κ_z nach Knickspannungskurven) - Traglast

$M_{u,y} = \kappa_M \cdot M_{pl,y}$ ($\kappa_M = \frac{1}{1 + \bar{\lambda}_M^{2n}}$; $n=2,5$) - Tragemoment um die (starke) Achse y unter Berücksichtigung des Biegedrillknickens

$\bar{\lambda}_M = \sqrt{M_{pl,y} / M_{Ki,y}}$

M_{Ki} idealelastisches Biegedrillknickmoment z.B. nach [26]

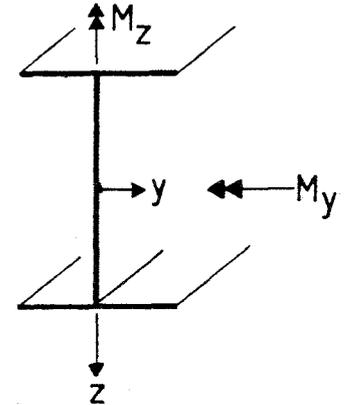
$n = N / N_{u,z}$

$m_y = M_y / M_{u,y}$

$m_z = M_z / M_{pl,z}$

β_{My}
 β_{Mz} } Momentenbeiwert zur Erfassung des Verlaufs der Interaktionskurven

β_y
 β_z } Beiwerte zur Berücksichtigung eines nicht konstanten Biegemomentenverlaufes



o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 64 vom 1.9.1989

zum Bericht VR 2099

Δm_y }
 Δm_z } Differenzmomente zur Erfassung des Verlaufs der
Interaktionskurven

Weitere Bezeichnungen werden im jeweiligen Zusammenhang erläutert.

6.3 Untersuchte Bemessungskonzepte

Alle sieben hier untersuchten Konzepte gehen von einer Interaktion zwischen den bezogenen Schnittgrößen n (bezogene Längskraft), m_y (bezogenes Biegemoment um die starke Achse) und m_z (bezogenes Biegemoment um die schwache Achse) aus. Der Verlauf der schlankheits- und momentenabhängigen Interaktionsbedingungen zwischen n , m_y und m_z wird in den ausgewählten Bemessungsvorschlägen durch Faktoren bei den Momentenanteilen oder durch Differenzanteile Δm_y und Δm_z angenähert. Die Bemessungskonzepte 1 bis 6 entsprechen den in [21] untersuchten Vorschlägen 4 bis 9.

Konzept 1 wurde aus der von Ballio [23] für einachsige Biegung mit Längskraft ohne Biegedrillknicken entworfenen Bemessungsgleichung in [22] für den allgemeinen Fall erweitert und verbessert.

Konzept 2 und 3 sind in [18] und [22] entwickelt worden, um zum einen eine gute Anpassung der Bemessungsvorschläge an die theoretischen Interaktionskurven nach [11] und [28] ohne Exponenten zu erreichen und zum anderen auch für die Sonderfälle nur N und M_y oder N und M_z oder M_y und M_z zufriedenstellende Ergebnisse zu erzielen. Konzept 3 entspricht dem in [21] zur Anwendung empfohlenen Konzept und wurde auch in die neueste Fassung des Entwurfs zur DIN 18800 Teil 2 übernommen. Gegenüber Konzept 2 wurde die Formulierung und die untere Kurvenbegrenzung der N - M_z Interaktion zur besseren Ausnutzung des Querschnitts geändert.

Konzept 4 wird, wie in [21] beschrieben, nur zu Vergleichszwecken aufgenommen, da durch die lineare Interaktion bei N - M_z und größeren Schlankheiten Unsicherheiten auftreten müssen.

Bei Konzept 5 und 6 handelt es sich um auf der sicheren Seite liegende Vereinfachungen der Konzepte 2 und 3.

Konzept 7 entspricht im Aufbau dem Bemessungsvorschlag 3, aus dem auch die n - m_y Interaktion übernommen wurde. Der Kurvenparameter k_y^* wurde in [24] für die n - m_y Interaktion bei Druck und einachsiger Biegung um die starke Achse vorgeschlagen und hier für die n - m_z Interaktion abgewandelt.

Die Bemessungskonzepte lauten im einzelnen:

Konzept 1 (in Anlehnung an [23])

$$n + m_y \cdot \beta_y \cdot \left(\frac{1}{1 - \frac{N}{N_{Ki,y}}} \right) + m_z \cdot \beta_z \cdot \left(\frac{1}{1 - \frac{N}{N_{Ki,z}}} \right) \leq 1$$

$$\beta_y, \beta_z = \begin{cases} \beta_1 & , n \geq 0,667 \\ 1 - 1,5 \cdot (1 - \beta_1) \cdot n & , n < 0,667 \end{cases}$$

Stäbe ohne Querlasten:

$$\beta_1 = 0,6 + 0,4 \cdot M_1/M_2$$

Stäbe mit Querlasten:

$$\beta_1 = 0,5 + 0,70 \cdot M_m/M_o$$

		M_o	M_i	M_m/M_o
		$\frac{FL}{4}$	0	0,75
		$\frac{qL^2}{8}$	0	0,667
		$\frac{FL}{4}$	0	0,50
	M_i	$0,07qL^2$	$\frac{qL^2}{8}$	0,298
	M_i	$\frac{5}{32} FL$	$\frac{3}{16} FL$	0,170

Bild 6.1: Zur Definition von M_m

Dabei ist M_m definiert: $M_m = \int_x M(x) dx / M_o \cdot l$

Konzept 2

$$n + m_y + \Delta m_y + m_z + \Delta m_z \leq 1,0$$

$$\Delta m_y = n \cdot m_y \cdot a_y$$

$$a_y = -0,15 \cdot \bar{\lambda}_z \cdot \beta_{My} + 0,15 \quad \geq -0,80$$

$$\Delta m_z = n \cdot m_z \cdot a_z \quad \leq 0,15$$

$$a_z = \bar{\lambda}_z \cdot (4 - 2 \cdot \beta_{Mz}) - 0,50 \quad \geq -0,80$$

Momentenbeiwerte β_{My}, β_{Mz}

Momentenverlauf	β_{My}, β_{Mz}
	1,1
	1,3
	1,4
	1,8
	2,5
	1,3
	1,4

Konzept 3

$$n + m_y \cdot k_y + m_z \cdot k_z \leq 1,0$$

$$k_y = 1 - n \cdot a_y \quad \leq 1,0$$

$$k_z = 1 - n \cdot a_z \quad \leq 1,5$$

$$a_y = 0,15 \cdot \bar{\lambda}_z \cdot \beta_{My} - 0,15 \quad \leq 0,90$$

$$a_z = \bar{\lambda}_z \cdot (2 \cdot \beta_{Mz} - 4) + 0,50 \quad \leq 0,90$$

β_{My}, β_{Mz} wie bei Konzept 2

Konzept 3a

$$n + m_y \cdot k_y + m_z \cdot k_z \leq 1,0$$

$$k_y = 1 - n \cdot a_y \leq 1,0$$

$$k_z = 1 - n \cdot a_z \leq 1,5$$

$$a_y = 0,15 \cdot \bar{\lambda}_z \cdot \beta_{My} - 0,15 \leq 0,80$$

$$a_z = \bar{\lambda}_z (2 \cdot \beta_{Mz} - 4) + 0,50 \leq 0,80$$

β_{My}, β_{Mz} wie bei Konzept 2

Konzept 4

$$n + m_y + m_z \leq 1,0$$

Konzept 5

$$n + m_y + m_z \leq 0,85$$

Konzept 6

$$n + m_y + 1,5 \cdot m_z \leq 1,0$$

Konzept 7 (Erweiterung von [24])

$$n + m_y \cdot k_y + m_z \cdot k_z^* \leq 1$$

k_y wie bei Konzept 3

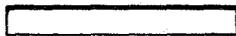
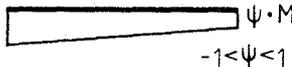
$$k_z^* = \frac{1}{1 - n \cdot \kappa_z^2 \cdot \bar{\lambda}_z^2} \cdot \bar{\beta}_z \cdot k_M$$

Tabelle 6.1: Faktoren k_M

	k_M
$\bar{\lambda}_z \leq 1$	0,9
$1 < \bar{\lambda}_z \leq 3$	$0,9 + (\alpha_{pl,z} - 0,9) \frac{\bar{\lambda}_z - 1}{2}$
$\bar{\lambda}_z > 3$	$\alpha_{pl,z}$

mit $\alpha_{pl,z}$ plastischer Formbeiwert um die (schwache) Achse z

Tabelle 6.2: Faktoren $\bar{\beta}_z$

Momentenverteilung	$\bar{\beta}_z$	
M 	1,10	
M 	0,66	$\bar{\beta}_z \geq (1 - \frac{N}{N_{Kiz}}) = (1 - \bar{\lambda}_z^2 \cdot \frac{N}{N_{pl}})$
M  M	0,44	
M  $\psi \cdot M$ $-1 < \psi < 1$	$0,66 + 0,44 \cdot \psi \geq 0,44$	
Für Stäbe mit Querlasten	1,0	

6.4 Vergleich der Bemessungskonzepte mit Traglastrechnungen

6.4.1 Traglastrechnungen Matthey

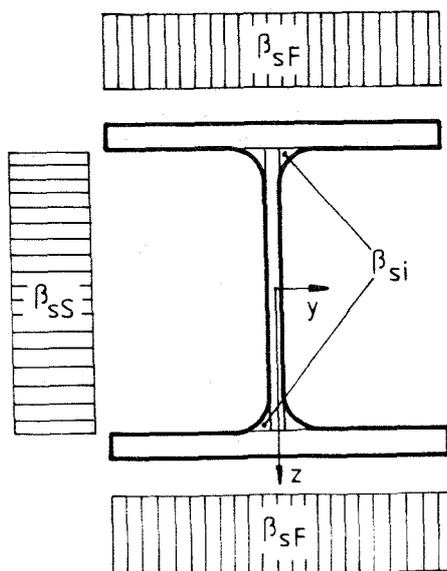
Die sieben Bemessungskonzepte wurden mit insgesamt 2528 Traglastrechnungen [16] (Längskraft mit Endmomenten um beide Hauptachsen) im Hinblick auf Übereinstimmung überprüft.

Im folgenden werden die wichtigsten Angaben zu den Traglastrechnungen aufgeführt.

Querschnitt: HE 200 A , St 37

Statisches System: Einfeldträger mit Gabellagerung

Materialverhalten: Den Rechnungen wurde eine linear-elastische-idealplastische Spannungs-Dehnungs-Beziehung zugrunde gelegt. Der Elastizitätsmodul betrug 206000 N/mm². Die Verteilung der Streckgrenze β_s kann Bild 6.2 entnommen werden.



$$\beta_{sF} = 235,0 \quad \text{N/mm}^2$$

$$\beta_{sS} = 254,0 \quad \text{N/mm}^2$$

$$\beta_{si} = \frac{235+254}{2} = 244,5 \quad \text{N/mm}^2$$

Bild 6.2: Verteilung der Streckgrenze β_s

Imperfektionen: Als geometrische Imperfektionen wurde für die Verformung in z- und y-Richtung sowie für die Verdrehung ϑ in Stablängsrichtung eine quadratische Parabel mit maximalem Stich in Feldmitte angenommen.

$$w_0(x=L/2) = L/1000$$

$$v_0(x=L/2) = L/1000$$

$$\vartheta_0(x=L/2) = 0,0001 \quad [\text{rad}]$$

Die Verteilung der angenommenen Eigenspannungen ist im Bild 6.3 dargestellt.

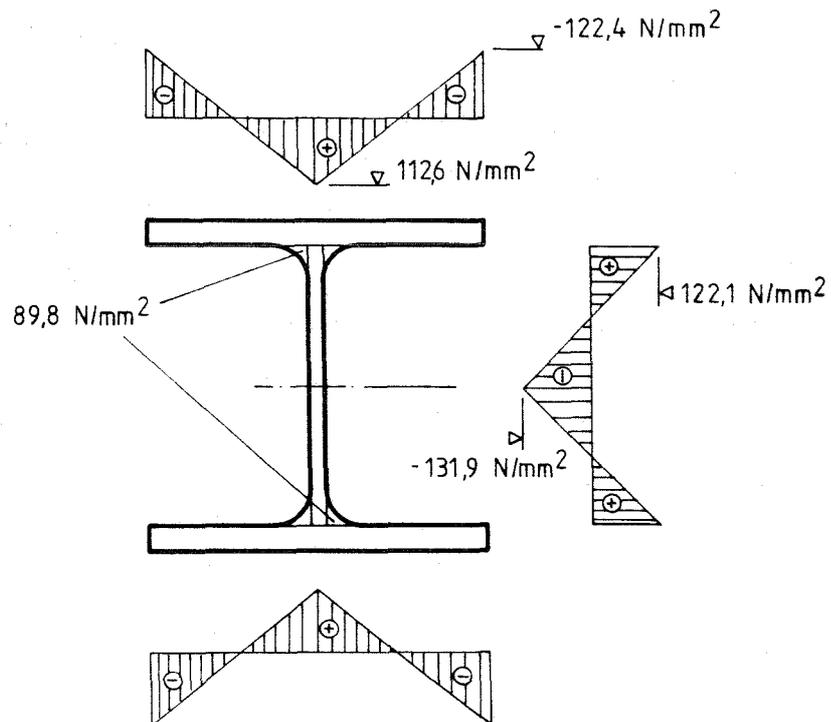


Bild 6.3: Eigenspannungsverteilung bei Matthey

In [16] wurde eine aus 5 Ziffern bestehende systematische Numerierung der Traglastrechnungen eingeführt, aus der man Stabschlankheit, Normalkraft, Verteilung von M_y (ψ_y) und M_z (ψ_z) sowie das Verhältnis $M_{y\max}/M_{z\max}$ ablesen kann. Da diese Numerierung in der im Anhang wiedergegebenen Auswertung beibehalten wurde, werden die Kennziffern im folgenden erläutert.

Die 1. Ziffer kennzeichnet das Verhältnis der Endmomente um die schwache Achse.

$$\begin{aligned} i &= 1, 2, 3, 4 \\ \psi_i &= 1,0, 0,5, 0,0, -0,5 \\ \text{mit } \psi &= M_{z\max}/M_{z\min} \end{aligned}$$

Die 2. Ziffer kennzeichnet das Verhältnis der Endmomente um die starke Achse.

$$\begin{aligned} j &= 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7 \\ \psi_j &= 1,0, 0,5, 0,0, -0,5, -0,5, 0,0, 0,5 \\ \text{mit } \psi &= M_{y\max}/M_{y\min} \end{aligned}$$

Für $j=1-4$ sind $M_{y\max}$ und $M_{z\max}$ am gleichen Stabende.

Für $j=5-7$ sind $M_{y\max}$ und $M_{z\max}$ am entgegengesetzten Stabende (vgl. Bild 6.4).

		ψ_y	1,0	0,5	0,0	-0,5	-0,5	0,0	0,5
	M_y								
	M_z	i	1	2	3	4	5	6	7
1,0		1	11	12	13	14	-	-	-
0,5		2	21	22	23	24	25	26	27
0,0		3	31	32	33	34	35	36	37
-0,5		4	41	42	43	44	45	46	47

Bild 6.4: Kombination der Belastungen M_y und M_z

Die 3. Ziffer kennzeichnet die Schlankheit (Länge) des Stabes.

$$k = 1, 2, 3, 4$$

$$\bar{\lambda}_{zk} = 0,5, 1,0, 1,5, 2,0$$

Die 4. Ziffer kennzeichnet die Größe der aufgebrachten Längskraft.

$$l = 2, 3, 4, 5$$

$$r_l = 0,2, 0,4, 0,6, 0,8$$

mit $r = N/N_u$

$$N_u = \kappa_z^* N_{p1} \quad \text{wobei } \kappa_z^* \text{ nach [25] zu berechnen ist.}$$

Tabelle 6.3: Vergleich der Abminderungsfaktoren nach [25] und [2] für Knickspannungskurve c

$\bar{\lambda}_z$	0,5	1,0	1,5	2,0
κ_z^* [25]	0,8073	0,5436	0,3226	0,2016
κ_z [2]	0,8430	0,5399	0,3145	0,1962

Für die Auswertung der Bemessungskonzepte wurden die Abminderungsfaktoren κ_c nach [2] für Knickspannungskurve c verwendet.

Die 5. Ziffer kennzeichnet das Verhältnis $M_{y,max}/M_{z,max}$ entsprechend Bild 6.5.

m = Punkt 1 2 3 4 5 6 7 8

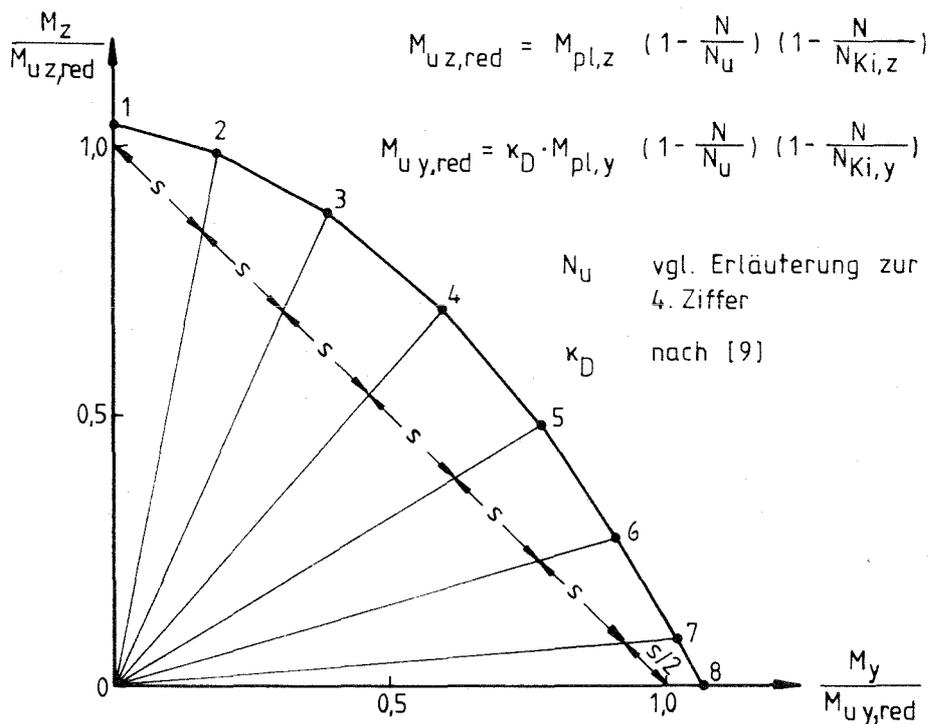
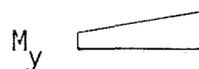


Bild 6.5: Verhältnis von $M_{y,max}/M_{z,max}$

Beispiel: 37 - 425

3 $\cong M_{z,max}/M_{z,min} = 0,0$

7 $\cong M_{y,max}/M_{y,min} = 0,5$



4 $\cong \bar{\lambda}_z = 2,0$

2 $\cong N/N_u = 0,2$

→ mit Tab. 6.3 $N/N_{p1} = 0,0403$

5 $\cong M_y/M_z$: Punkt 5 im Bild 6.5

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 75 vom 1.9.1989

zum Bericht VR 2099

Bei der Kombination aller Parameter ergeben sich 3200 Traglastrechnungen, wobei aber einige für $M_y/M_z=0$ mehrfach auftreten, da sie jeweils identisch sind, so daß insgesamt 2528 unterschiedliche Rechnungen ausgewertet wurden. Hierin sind auch die Sonderfälle nur Längskraft und Biegung um die starke Achse sowie nur Längskraft und Biegung um die schwache Achse für $\psi=1/0,5/0$ und $-0,5$ enthalten.

Die aus [16] übernommenen Ergebnisse der Traglastrechnungen können dem vollständigen Bericht [29] entnommen werden.

Die vollplastischen Schnittgrößen ergaben sich aus den Traglastrechnungen von Matthey und wurden bei der Auswertung der Bemessungskonzepte übernommen. Sie unterscheiden sich geringfügig von anderen bekannten Werten aufgrund der Idealisierung des Querschnitts und den angenommenen Streckgrenzen.

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 76 vom 1.9.1989

zum Bericht VR 2099

6.4.2 Durchführung der Vergleichsrechnungen

Ausgehend von den Traglastrechnungen wurde für jedes Bemessungskonzept der jeweilige Lastfaktor ermittelt, durch den die rechnerischen Traglasten N , M_y und M_z nach Matthey zu dividieren sind, damit die jeweilige Interaktionsbedingung gerade den Wert 1 liefert.

Die Lastfaktoren wurden iterativ ermittelt, wobei die Iteration abgebrochen wurde, wenn die jeweilige Interaktionsbedingung den Wert $1 \pm 0,005$ ergab.

Da der Lastfaktor der Quotient aus Traglast/Bemessungskonzept-Last ist, liefern alle Werte, die größer als 1 sind, eine sichere, diejenigen, die kleiner als 1 sind, eine unsichere Bemessung.

Die Auswertung erfolgte sowohl für zugehörige Schnittgrößen in Zehntelpunkten, als auch für die jeweiligen extremalen Schnittgrößen, was einer auf der sicheren Seite liegenden Vereinfachung entspricht.

In den Tabellen 6.4, 6.5 und 6.6 sind beispielhaft die Einzelergebnisse der Auswertung mit den zugehörigen Schnittgrößen für jedes Bemessungskonzept zusammengestellt. Taucht im Traglastfaktor eine Null auf, so ist dieser Belastungsfall schon vorher ausgewertet worden und wird deshalb bei der statistischen Auswertung nicht noch einmal berücksichtigt.

In [29] sind alle Ergebnisse in 49 Tabellen enthalten.

Tabelle 6.4: Traglastfaktoren

KONZEPT	1	2	3	3A	4	5	6	7
I 11-321	.970	1.008	1.116	1.116	.858	1.008	1.185	1.000
I 11-322	1.070	1.133	1.199	1.199	.966	1.136	1.286	1.099
I 11-323	1.158	1.245	1.263	1.263	1.063	1.250	1.356	1.180
I 11-324	1.198	1.274	1.274	1.274	1.115	1.312	1.354	1.207
I 11-325	1.204	1.245	1.245	1.245	1.132	1.332	1.305	1.194
I 11-326	1.169	1.172	1.172	1.172	1.109	1.305	1.209	1.139
I 11-327	1.123	1.086	1.086	1.086	1.075	1.264	1.107	1.074
I 11-328	1.035	1.037	1.037	1.037	1.053	1.238	1.053	1.037
I 11-331	.998	.974	1.039	1.039	.828	.974	1.039	.948
I 11-332	1.071	1.066	1.114	1.114	.911	1.071	1.117	1.020
I 11-333	1.134	1.152	1.168	1.168	.987	1.150	1.175	1.080
I 11-334	1.178	1.217	1.192	1.192	1.045	1.229	1.202	1.117
I 11-335	1.211	1.249	1.199	1.199	1.096	1.289	1.214	1.142
I 11-336	1.208	1.197	1.162	1.162	1.111	1.307	1.182	1.129
I 11-337	1.170	1.105	1.092	1.092	1.093	1.286	1.115	1.081
I 11-338	1.150	1.058	1.058	1.058	1.083	1.275	1.083	1.058
I 11-341	.994	.972	.938	.938	.826	.972	.938	.907
I 11-342	1.037	1.026	.981	.981	.876	1.030	.985	.949
I 11-343	1.085	1.090	1.026	1.026	.934	1.098	1.034	.995
I 11-344	1.120	1.145	1.055	1.055	.993	1.156	1.067	1.028
I 11-345	1.155	1.166	1.081	1.081	1.032	1.215	1.097	1.059
I 11-346	1.176	1.145	1.091	1.091	1.071	1.260	1.111	1.077
I 11-347	1.174	1.098	1.078	1.078	1.090	1.282	1.103	1.073
I 11-348	1.165	1.064	1.064	1.064	1.090	1.283	1.090	1.064
I 11-351	.984	1.011	.919	.919	.882	1.037	.919	.915
I 11-352	1.005	1.026	.938	.938	.904	1.063	.940	.934
I 11-353	1.032	1.045	.963	.963	.933	1.097	.967	.958
I 11-354	1.068	1.069	.995	.995	.971	1.142	1.002	.990
I 11-355	1.112	1.095	1.034	1.034	1.019	1.199	1.046	1.029
I 11-356	1.139	1.097	1.057	1.057	1.056	1.242	1.073	1.054
I 11-357	1.149	1.081	1.067	1.067	1.080	1.270	1.086	1.065
I 11-358	1.154	1.071	1.071	1.071	1.092	1.285	1.092	1.071
I 11-421	.975	.998	1.169	1.169	.848	.998	1.169	1.038
I 11-422	1.077	1.123	1.270	1.270	.960	1.128	1.276	1.190
I 11-423	1.162	1.233	1.325	1.325	1.056	1.243	1.346	1.262
I 11-424	1.216	1.305	1.336	1.336	1.121	1.319	1.361	1.285
I 11-425	1.230	1.201	1.301	1.301	1.148	1.351	1.323	1.259
I 11-426	1.211	1.227	1.224	1.224	1.143	1.345	1.246	1.197
I 11-427	1.169	1.124	1.120	1.120	1.115	1.311	1.148	1.112
I 11-428	1.145	1.067	1.067	1.067	1.098	1.291	1.098	1.067
I 11-431	1.005	.960	1.022	1.022	.816	.960	1.022	.991
I 11-432	1.078	1.050	1.096	1.096	.900	1.058	1.102	1.062
I 11-433	1.140	1.133	1.148	1.148	.977	1.148	1.161	1.115
I 11-434	1.136	1.195	1.173	1.173	1.039	1.222	1.193	1.145
I 11-435	1.219	1.252	1.178	1.178	1.091	1.284	1.206	1.157
I 11-436	1.226	1.227	1.152	1.152	1.116	1.315	1.198	1.139
I 11-437	1.201	1.122	1.093	1.093	1.115	1.312	1.137	1.089
I 11-438	1.183	1.060	1.060	1.060	1.108	1.304	1.108	1.060
I 11-441	1.014	.968	.931	.931	.823	.968	.931	.927
I 11-442	1.058	1.021	.974	.974	.875	1.029	.980	.969
I 11-443	1.101	1.078	1.012	1.012	.930	1.093	1.026	1.006
I 11-444	1.145	1.138	1.048	1.048	.985	1.162	1.071	1.043
I 11-445	1.137	1.195	1.080	1.080	1.047	1.232	1.112	1.075
I 11-446	1.206	1.177	1.087	1.087	1.088	1.280	1.127	1.084
I 11-447	1.210	1.110	1.077	1.077	1.113	1.309	1.126	1.076
I 11-448	1.223	1.082	1.082	1.082	1.136	1.336	1.136	1.082
I 11-451	.931	1.026	.906	.906	.873	1.026	.906	.909
I 11-452	1.012	1.049	.925	.925	.896	1.053	.925	.928
I 11-453	1.046	1.073	.954	.954	.930	1.094	.963	.956
I 11-454	1.090	1.102	.991	.991	.976	1.148	1.007	.993
I 11-455	1.140	1.126	1.033	1.033	1.031	1.213	1.057	1.034
I 11-456	1.177	1.126	1.064	1.064	1.075	1.269	1.096	1.064
I 11-457	1.196	1.101	1.079	1.079	1.112	1.309	1.118	1.079
I 11-458	1.207	1.087	1.087	1.087	1.131	1.331	1.131	1.087

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 80 vom 1.9.1989

zum Bericht VR 2099

Beispiel 1:

Traglastrechnung 11 - 342, Konzept 2

$$\left. \begin{array}{l} N/N_{p1} = 0,190 \\ M_y/M_{p1,y} = 0,044 \\ M_z/M_{p1,z} = 0,216 \end{array} \right\} \text{Traglastrechnung}$$

$$\psi_y = 1, \quad \psi_z = 1, \quad \bar{\lambda}_z = 1,5, \quad \kappa_z = 0,3145$$

$$\bar{\lambda}_M = 0,9613, \quad \kappa_M = 0,7869$$

Traglastfaktor: 1,026 siehe Tabelle 6.4

$$n = 0,190 / (0,3145 \cdot 1,026) = 0,5888$$

$$m_y = 0,044 / (0,7869 \cdot 1,026) = 0,0545$$

$$m_z = 0,216 / 1,026 = 0,2105$$

$$a_y = -0,15 \cdot 1,5 \cdot 1,1 + 0,15 = -0,0975$$

$$\Delta m_y = 0,5888 \cdot 0,0545 \cdot (-0,0975) = -0,0031$$

$$a_z = 1,5 \cdot (4 - 2 \cdot 1,1) - 0,50 = 2,2$$

$$\Delta m_z = 0,5888 \cdot 0,2105 \cdot 2,2 = 0,2727 > 0,15$$

$$0,5888 + 0,0545 - 0,0031 + 0,2105 + 0,15 = 1,0007 \sim 1$$

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 81 vom 1.9.1989

zum Bericht VR 2099

Beispiel 2:

Traglastrechnung 26 - 344, Konzept 3

$$\left. \begin{array}{l} N/N_{p1} = 0,190 \\ M_y/M_{p1,y} = 0,244 \\ M_z/M_{p1,z} = 0,253 \end{array} \right\} \text{Traglastrechnung}$$

$$\psi_y = 0,0 \quad , \quad \psi_z = 0,5 \quad , \quad \bar{\lambda}_z = 1,5 \quad , \quad \kappa_z = 0,3145$$

$$\bar{\lambda}_M = 0,7131 \quad , \quad \kappa_M = 0,9345$$

Traglastfaktor: 1,015 siehe Tabelle 6.5

$$n = 0,190 / (0,3145 \cdot 1,015) = 0,5952$$

$$m_y = 0,244 / (0,9345 \cdot 1,015) = 0,2572$$

$$m_z = 0,253 / 1,015 = 0,2493$$

$$a_y = 0,15 \cdot 1,5 \cdot 1,8 - 0,15 = 0,255$$

$$k_y = 1 - 0,5952 \cdot 0,255 = 0,8482$$

$$a_z = 1,5 \cdot (2 \cdot 1,45 - 4) + 0,50 = -1,150$$

$$k_z = 1 - 0,5952 \cdot (-1,15) = 1,68 > 1,5$$

Auswertung für verschiedene Stellen in Stablängsrichtung:

$x=0 \cdot L$	$0,5952 + 0,2493 \cdot 1,5$	$= 0,9692$
$x=0,1 \cdot L$	$0,5952 + 0,1 \cdot 0,2572 \cdot 0,8482 + 0,95 \cdot 0,3740$	$= 0,9723$
$x=0,2 \cdot L$	$0,5952 + 0,2 \cdot 0,2182 + 0,9 \cdot 0,3740$	$= 0,9754$
$x=0,3 \cdot L$	$0,5952 + 0,3 \cdot 0,2182 + 0,85 \cdot 0,3740$	$= 0,9785$
$x=0,4 \cdot L$	$0,5952 + 0,4 \cdot 0,2182 + 0,80 \cdot 0,3740$	$= 0,9816$
$x=0,5 \cdot L$	$0,5952 + 0,5 \cdot 0,2182 + 0,75 \cdot 0,3740$	$= 0,9847$
$x=0,6 \cdot L$	$0,5952 + 0,6 \cdot 0,2182 + 0,70 \cdot 0,3740$	$= 0,9879$
$x=0,7 \cdot L$	$0,5952 + 0,7 \cdot 0,2182 + 0,65 \cdot 0,3740$	$= 0,9910$
$x=0,8 \cdot L$	$0,5952 + 0,8 \cdot 0,2182 + 0,60 \cdot 0,3740$	$= 0,9941$
$x=0,9 \cdot L$	$0,5952 + 0,9 \cdot 0,2182 + 0,55 \cdot 0,3740$	$= 0,9972$
$x=L$	$0,5952 + 1,0 \cdot 0,2182 + 0,50 \cdot 0,3740$	$= 1,0003$

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 82 vom 1.9.1989

zum Bericht VR 2099

maßgebend: $x=L$ 1,0003 ~ 1

Zum Vergleich der Bemessungskonzepte werden die Lastfaktoren statistisch ausgewertet. Im Abschnitt 5 dieses Berichtes sind die Mittelwerte, die Standardabweichung sowie die Anzahl der Werte angegeben, die kleiner als 1,0 bzw. kleiner als 0,95 sind, also die Anzahl der Fälle, die eine unsichere Bemessung zur Folge haben.

Die statistische Auswertung wurde durchgeführt für:

- alle Traglastrechnungen mit zugehörigen Schnittgrößen (Tabelle 6.7)
- alle Traglastrechnungen mit extremalen Schnittgrößen (Tabelle 6.8)
- nur Normalkraft und Biegung um die starke Achse ($n-m_y$ -Interaktion) (Tabelle 6.9)
- nur Normalkraft und Biegung um die schwache Achse ($n-m_z$ -Interaktion) (Tabelle 6.10)

6.5 Ergebnisse der statistischen Auswertung

6.5.1 Statistische Auswertung

Tabelle 6.7: Alle Traglastrechnungen mit zugehörigen Schnittgrößen

	Mittelwert \bar{m}	Standardab- weichung s	Variations- koeffizient $v=s/\bar{m}$	Werte < 1,0	Werte < 0,95
Konzept: 1	1,195	0,132	0,110	120	29
Konzept: 2	1,226	0,141	0,115	111	25
Konzept: 3	1,218	0,147	0,121	190	58
Konzept: 3a	1,222	0,146	0,120	181	51
Konzept: 4	1,244	0,177	0,142	233	126
Konzept: 5	1,464	0,208	0,142	5	0
Konzept: 6	1,412	0,272	0,193	78	20
Konzept: 7	1,204	0,156	0,130	265	109

Anzahl: $n = 2528$

Tabelle 6.8: Alle Traglastrechnungen mit extremalen Schnittgrößen

	Mittelwert \bar{m}	Standardab- weichung s	Variations- koeffizient $v=s/\bar{m}$	Werte < 1,0	Werte < 0,95
Konzept: 1	1,247	0,166	0,133	69	21
Konzept: 2	1,279	0,174	0,136	70	15
Konzept: 3	1,271	0,180	0,142	140	41
Konzept: 3a	1,273	0,179	0,141	132	36
Konzept: 4	1,298	0,211	0,163	185	100
Konzept: 5	1,527	0,249	0,163	5	0
Konzept: 6	1,478	0,312	0,211	62	18
Konzept: 7	1,258	0,191	0,152	185	66

Anzahl: $n = 2528$

Tabelle 6.9: Normalkraft und Biegung um die starke Achse
($n-m_y$ -Interaktion)

	Mittelwert \bar{m}	Standardabweichung s	Variationskoeffizient $v=s/\bar{m}$	Werte < 1,0	Werte < 0,95
Konzept: 1	1,118	0,090	0,081	7	3
Konzept: 2	1,163	0,084	0,072	0	0
Konzept: 3	1,162	0,085	0,073	0	0
Konzept: 3a	1,162	0,085	0,073	0	0
Konzept: 4	1,209	0,123	0,102	0	0
Konzept: 5	1,422	0,145	0,102	0	0
Konzept: 6	1,209	0,123	0,102	0	0
Konzept: 7	1,162	0,085	0,073	0	0

Anzahl: n = 64

Tabelle 6.10: Normalkraft und Biegung um die schwache Achse
($n-m_z$ -Interaktion)

	Mittelwert \bar{m}	Standardabweichung s	Variationskoeffizient $v=s/\bar{m}$	Werte < 1,0	Werte < 0,95
Konzept: 1	1,090	0,087	0,080	14	0
Konzept: 2	1,074	0,102	0,095	17	5
Konzept: 3	1,071	0,119	0,111	19	11
Konzept: 3a	1,077	0,111	0,103	18	11
Konzept: 4	1,079	0,177	0,164	23	20
Konzept: 5	1,270	0,209	0,165	5	0
Konzept: 6	1,371	0,307	0,224	9	6
Konzept: 7	1,052	0,125	0,119	28	20

Anzahl: n = 64

6.5.2 Darstellung der statistischen Auswertung

Die Ergebnisse der statistischen Auswertung werden in den Bildern 6.6 bis 6.9 veranschaulicht. Dort sind in Form von Balkendiagrammen die Werte der Tabellen 6.6, 6.7, 6.8 und 6.9 dargestellt. Die maximale Balkenhöhe gibt den jeweiligen Mittelwert, der schraffierte Bereich die einfache Standardabweichung an, so daß die untere Grenze des schraffierten Bereiches dem Wert $m-s$ (Mittelwert minus Standardabweichung) zeigt. Weiterhin wird durch die gestrichelte Horizontale in jedem Balken der Wert $m-2s$ angegeben.

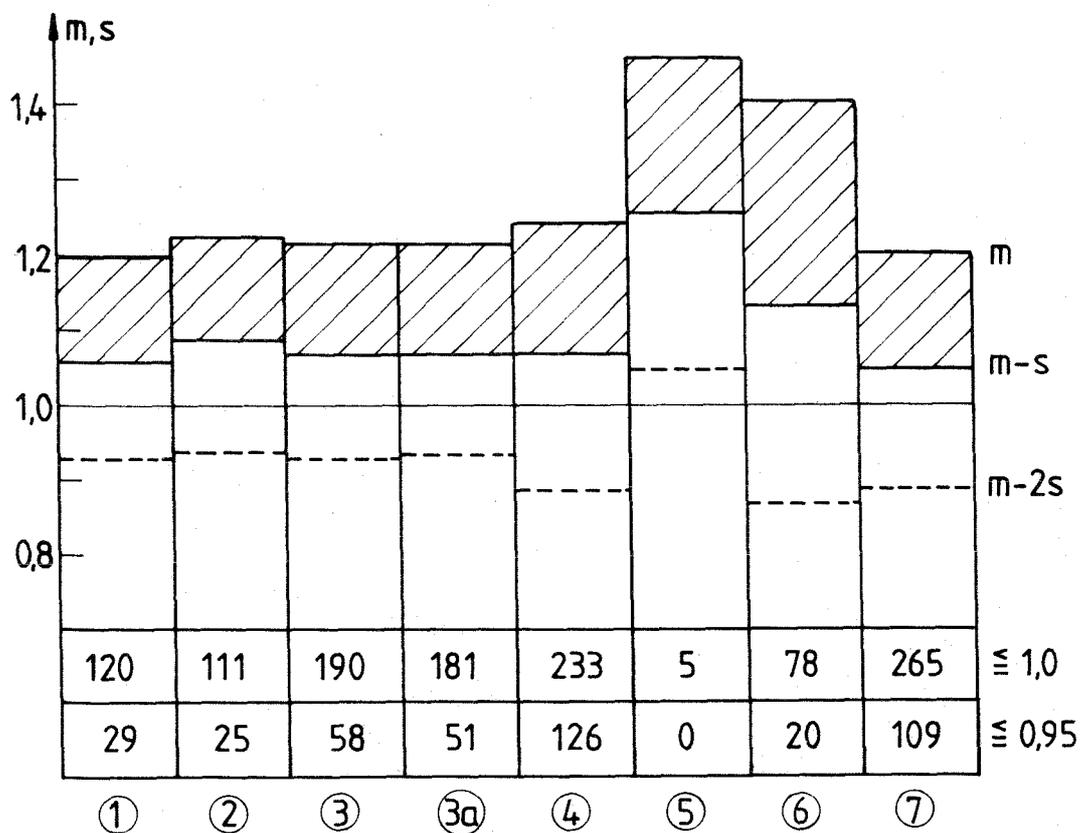


Bild 6.6: Statistische Auswertung aller Traglastrechnungen mit zugehörigen Schnittgrößen

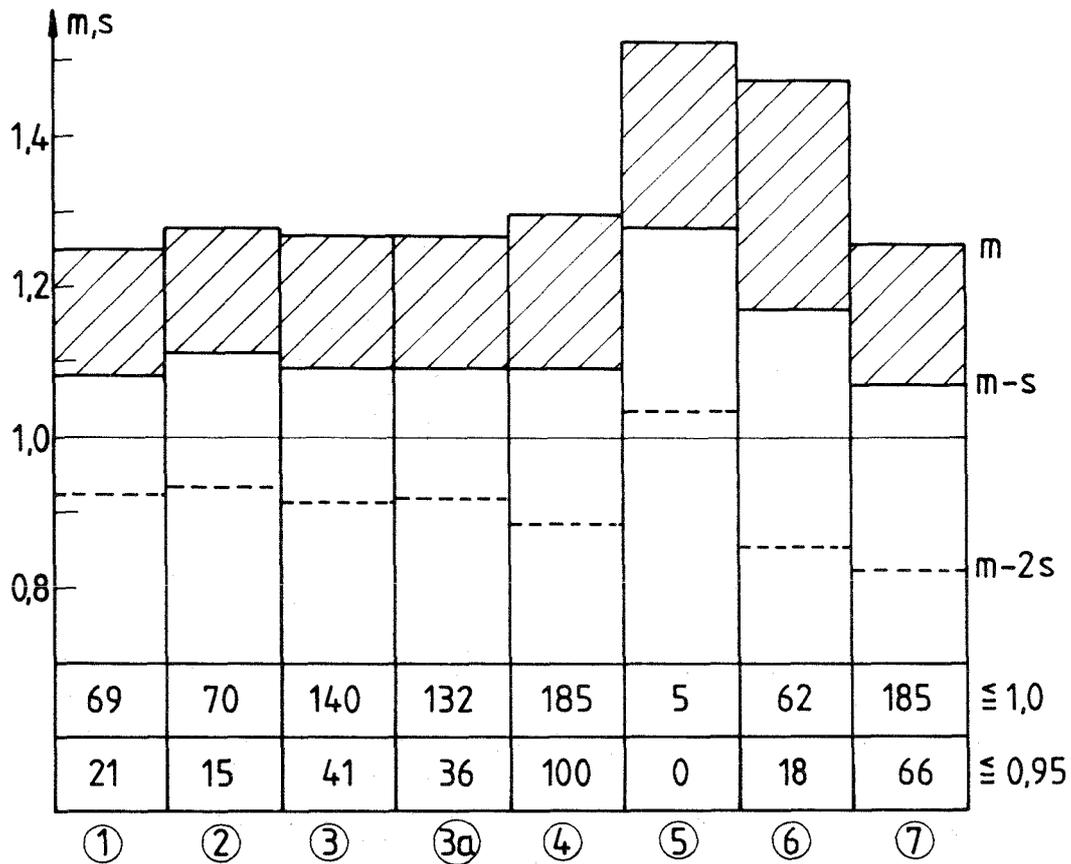


Bild 6.7: Statistische Auswertung aller Traglastrechnungen mit extremalen Schnittgrößen

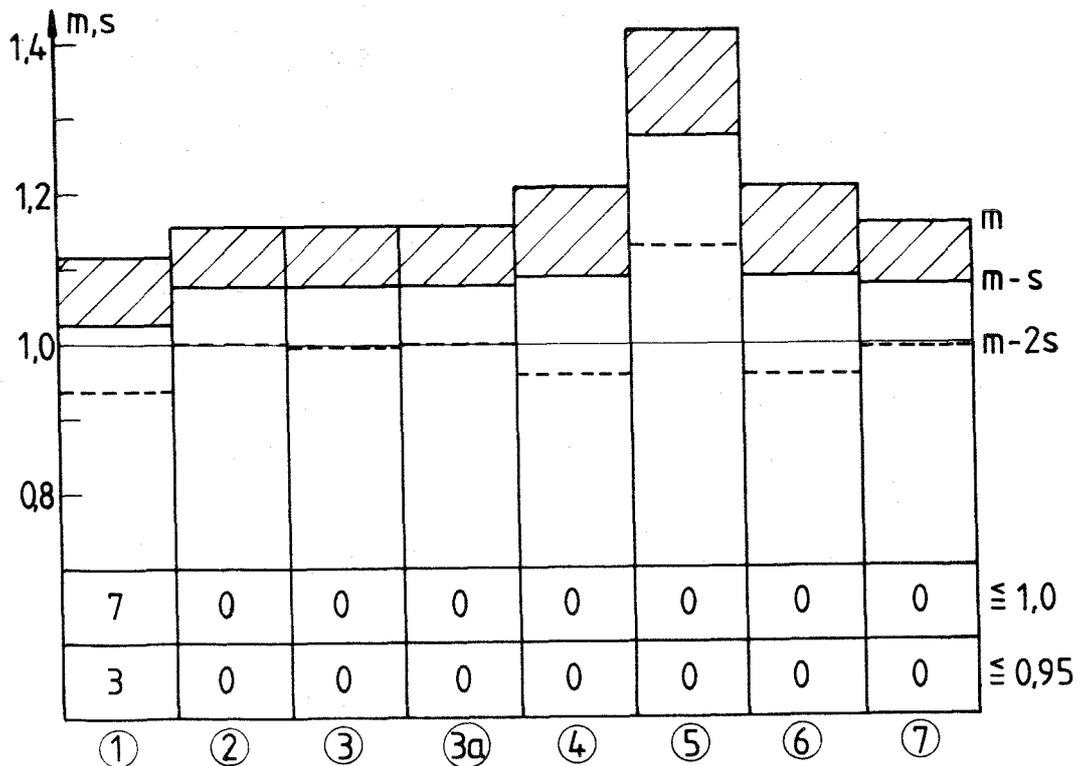


Bild 6.8: Statistische Auswertung der N- M_y -Interaktion

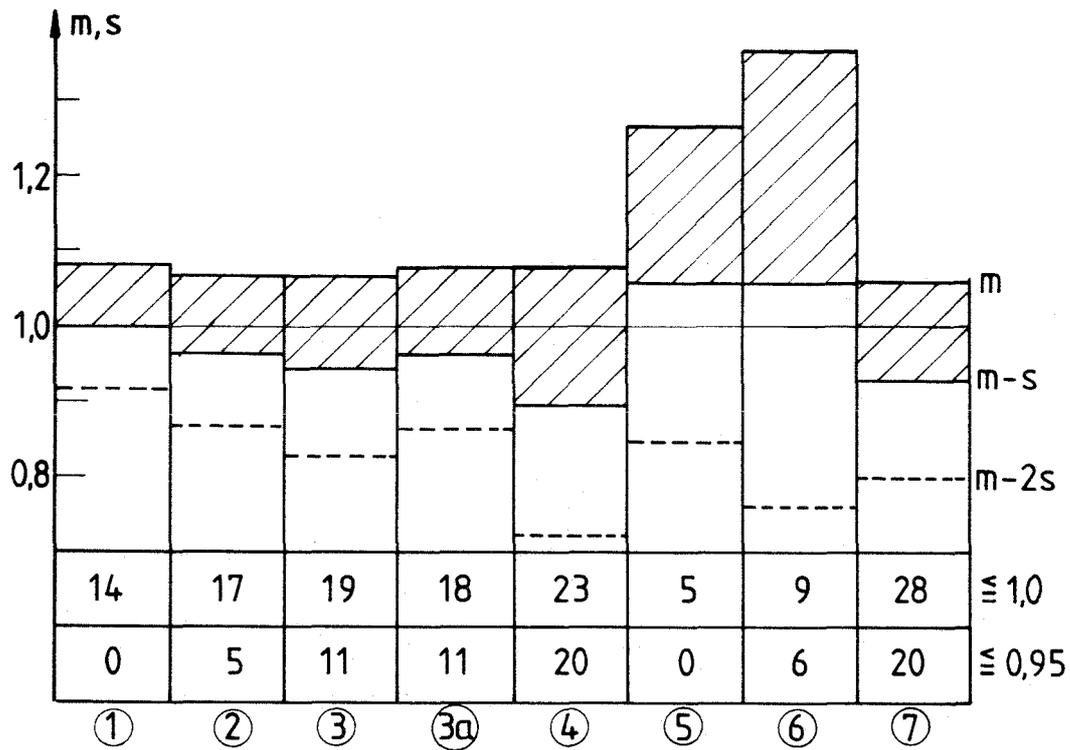


Bild 6.9: Statistische Auswertung der N-M_z-Interaktion

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 88 vom 1.9.1989

zum Bericht VR 2099

6.5.3 Zur Bemessungssicherheit und Wirtschaftlichkeit der Bemessungskonzepte

In [19] und [22] wurde bereits erläutert, daß der Wert $m-2\cdot s$ als Kriterium für die Sicherheit der Bemessungskonzepte nicht zu empfehlen ist, da es bei Auswertung relativer, bezogener Werte keine sinnvollen Ergebnisse liefert.

In [22] wurde diese Feststellung darauf zurückgeführt, daß bei der Auswertung der Bemessungskonzepte die Querschnittstragfähigkeit ($N_{p1}, M_{p1,y}, M_{p1,z}$) mit der Streckgrenze der Traglastrechnungen ermittelt wurde. Damit ist aber ein sehr maßgebender Teil der durch eine statistische Auswertung abzudeckenden Unsicherheit bereits planmäßig erfaßt.

Am zuverlässigsten ist daher der Mittelwert anzusehen. Zusätzlich sollte der Variationskoeffizient $v=s/m$ für die Empfindlichkeit herangezogen werden.

Als Maß für die Güte eines Bemessungskonzeptes kann neben den statistischen Größen m und s auch die Anzahl der Ergebnisse herangezogen werden, die eine unsichere Bemessung zur Folge haben (Werte <1). Legt man hierbei ungünstig (wegen Verwendung der tatsächlichen Streckgrenze, s.o.), trotz der vorher gemachten Ausführungen, die 5% Fraktile zugrunde und interpretiert diese so, daß damit 5% aller Werte unter einer vorgegebenen Bemessungskurve liegen, so darf folgender Wert nicht überschritten werden:

$$2528 \cdot 0,05 = 126.$$

Aufgrund der erläuterten Kriterien lassen sich die Bemessungskonzepte im Hinblick auf die Bemessungssicherheit wie folgt beurteilen:

Wie schon im Abschnitt 6.3 angedeutet, kann das Konzept 4 wegen der großen Anzahl der Werte <1 nicht zur Anwendung empfohlen werden. Konzept 7 ist ebenfalls wegen unzureichender Sicherheit nicht zu empfehlen.

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 89 vom 1.9.1989

zum Bericht VR 2099

Die Konzepte 1, 2 und 3 liegen bezüglich Mittelwert und Standardabweichung etwa auf gleichem Niveau. Konzept 1 läßt eine geringfügig wirtschaftlichere Bemessung gegenüber 2 und 3 zu, ist aber in der Anwendung aufwendiger.

Bei der $N-M_z$ -Interaktion, überwiegendem n -Anteil und dem Sonderfall $\psi_z = -0,5$ liefert das Konzept 3 z.T. auf der unsicheren Seite liegende Ergebnisse. Ca. 3% davon sind aber allein auf die gewählten kleineren Gurt-Streckgrenzen von Matthey zurückzuführen (s. Abschnitt 6.4.1). Aus dem Bild 6.9 ist zu ersehen, daß alle Konzepte bei der $N-M_z$ -Interaktion kleinere Mittelwerte und relativ viele Werte <1 liefern.

Vergleichsrechnungen mit dem Programm LIDUR [6] ergaben für diese Fälle teilweise höhere Traglasten (vgl. Bild 6.10 und 6.11). Hierbei wurde mit $\beta_s = 240 \text{ N/mm}^2$, $E = 210000 \text{ N/mm}^2$ sowie $v_0 = L/1000$ (Vorverformung in y -Richtung) gerechnet. Der Verlauf der Eigenspannungen wurde als quadratische Parabel mit den Werten $-0,5 \cdot \beta_s / 0,3 \cdot \beta_s$ (Gurt außen / Gurt mitte) angesetzt. Berücksichtigt man diese höheren Traglasten bei der Auswertung (Bild 6.12), so verringert sich die Anzahl der auf der unsicheren Seite liegenden Werte so, daß Konzept 3 auch eine zufriedenstellende Bemessung für diese Sonderfälle liefert. Allerdings ist zu empfehlen, die Veränderung des Parameters a_z auf 0,8 entsprechend Konzept 3a zu berücksichtigen.

Ein Vergleich der Bilder 6.6 und 6.7 unter Berücksichtigung des letzten Absatzes zeigt, daß eine Bemessung mit zugeordneten Schnittgrößen ohne nennenswerten Sicherheitsverlust möglich ist. Hierdurch läßt sich in gewissen Fällen durch höheren Rechenaufwand eine wirtschaftlichere Bemessung erzielen.

Mit Konzept 5 und 6 wird gegenüber 2 und 3 eine wesentliche Vereinfachung der Bemessung erreicht. In vielen Fällen ist dies jedoch mit einer unwirtschaftlichen Bemessung verbunden.

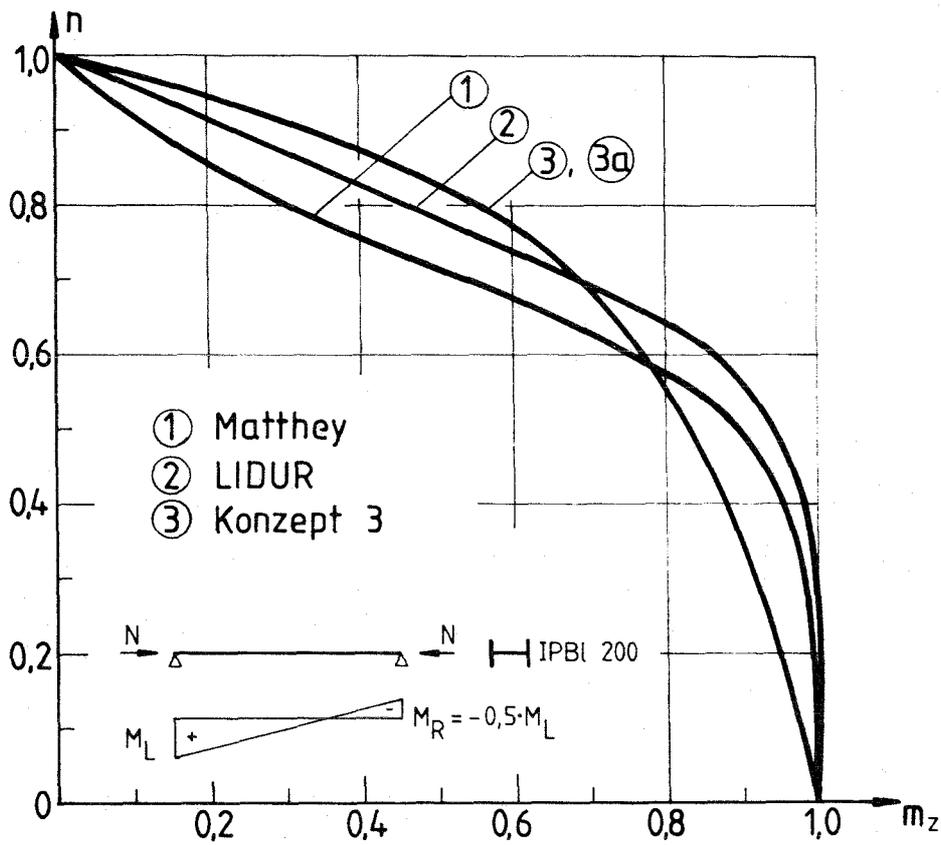


Bild 6.10: Vergleich der Traglastrechnungen für N - M_z -Interaktion;
 $\bar{\lambda}_z = 1,0$
(Bezug: Traglasten $N_{u,z}$, $M_{pl,z}$ nach Matthey)

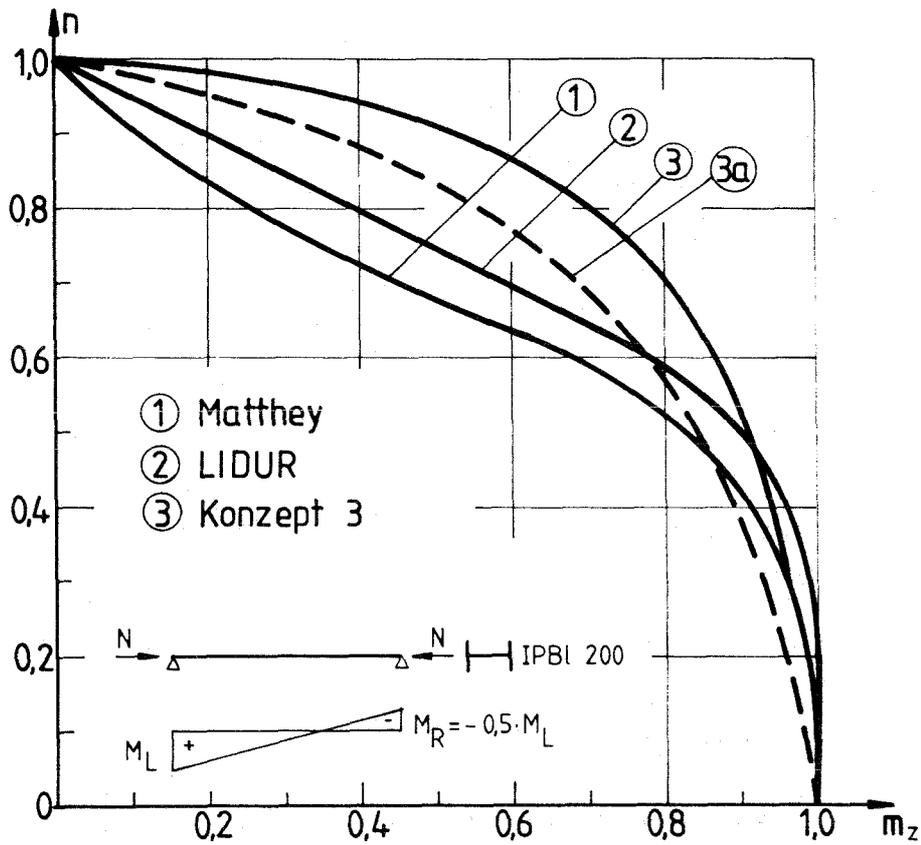


Bild 6.11: Vergleich der Traglastrechnungen für N- M_z -Interaktion;
 $\bar{\lambda}_z = 2,0$

(Bezug: Traglasten $N_{u,z}$, $M_{pl,z}$ nach Matthey)

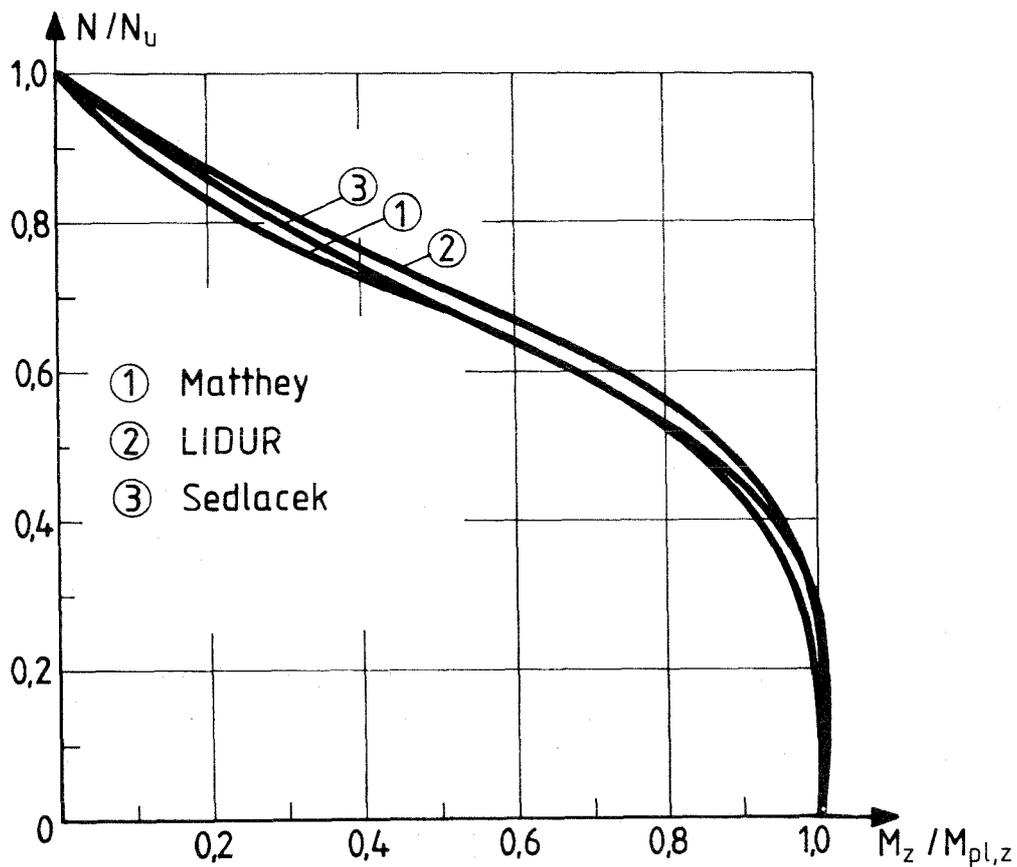


Bild 6.12: Vergleich Traglastrechnungen für N- M_z -Interaktion;
 $\bar{\lambda}_z = 2,0$
(Bezug: Traglasten $N_{u,z}$, $M_{pl,z}$ nach den jeweiligen Rechenprogrammen)

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 93 vom 1.9.1989

zum Bericht VR 2099

6.6 Zusammenfassung

Für die Bemessung von biegedrillknickgefährdeten Stahlprofilen unter Druck und zweiachsiger Biegung werden insgesamt 7 Bemessungsvorschläge im Hinblick auf ihre Übereinstimmung mit 2528 Traglastrechnungen überprüft. Aufgrund der Auswertung ist insbesondere Konzept 3 zu empfehlen, das auch dem internationalen Trend entspricht, in Interaktionsgleichungen mit Multiplikationsfaktoren zu arbeiten.

7. Momentenbeiwerte β_M für den Biegedrillknicknachweis

Für Stäbe mit konstanter Druckkraft N und Biegemoment M_y ist der Biegedrillknicknachweis künftig nach der DIN 18800 Teil 2 [3] mit der Gleichung (7.1) zu führen.

$$\frac{N}{\kappa_z N_{pl}} + \frac{M_y}{\kappa_M M_{pl,y}} k_y \leq 1 \quad (7.1)$$

Mit dem in dieser Gleichung vorhandenen Beiwert k_y wird der Momentenverlauf im Stab und die jeweils vorhandene Stabschlankheit bei der Bemessung berücksichtigt. Dieser Beiwert hängt dementsprechend u.a. von dem Momentenbeiwert β_M und der Stabschlankheit λ_z ab.

Im 1. Entwurf zur DIN 18800 Teil 2 vom Dezember 1980 [1] wurden die Beiwerte β_M zunächst für die Sonderfälle der Gleichstreckenlast ($\beta_M = 1,3$), der Einzellast in Feldmitte ($\beta_M = 1,4$) und der Endmomentenbeanspruchung $\beta_M = 1,8 - 0,7 \psi$ ($-1 \leq \psi \leq 1$) angegeben. Grundlage hierfür bildeten eine Vielzahl von Versuchsauswertungen und Traglastrechnungen.

In den 2. Entwurf der DIN 18800 Teil 2 vom März 1988 [2] werden diese β_M - Werte beibehalten, aber im Hinblick auf eine beliebige Stabelastung mit der folgenden Formulierung erweitert.

$$\beta_M = \beta_{M,\psi} + \frac{M_Q}{\Delta M} (\beta_{M,Q} - \beta_{M,\psi}) \quad (7.2)$$

$$M_Q = / \max M / \text{ nur aus Querlast}$$

$$\Delta M = / \max M / \quad \text{bei nicht durchschlagendem Momentenverlauf}$$

$$\Delta M = / \max M / + / \min M / \quad \text{bei durchschlagendem Momentenverlauf}$$

Diese Erweiterung entspricht einer linearen Interpolation zwischen den β_M - Werten für Querlasten und den β_M - Werten für Endmomente, in Abhängigkeit von den jeweiligen Biegemomentenanteilen. Zur Veranschaulichung der Gl. (7.2) sind die β_M - Werte in den Bildern 7.1 und 7.2 graphisch dargestellt.

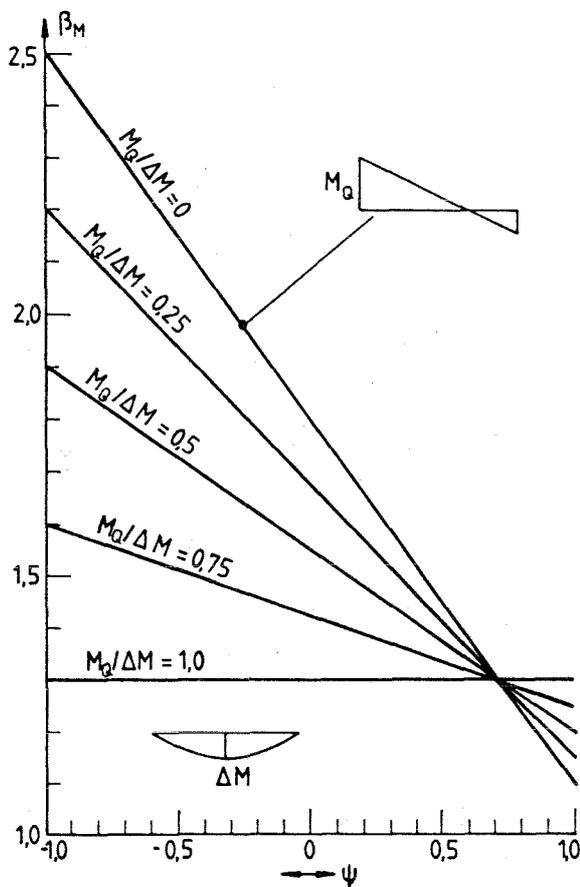


Bild 7.1
Darstellung der β_M - Werte
für Endmomente und Gleich-
streckenlast

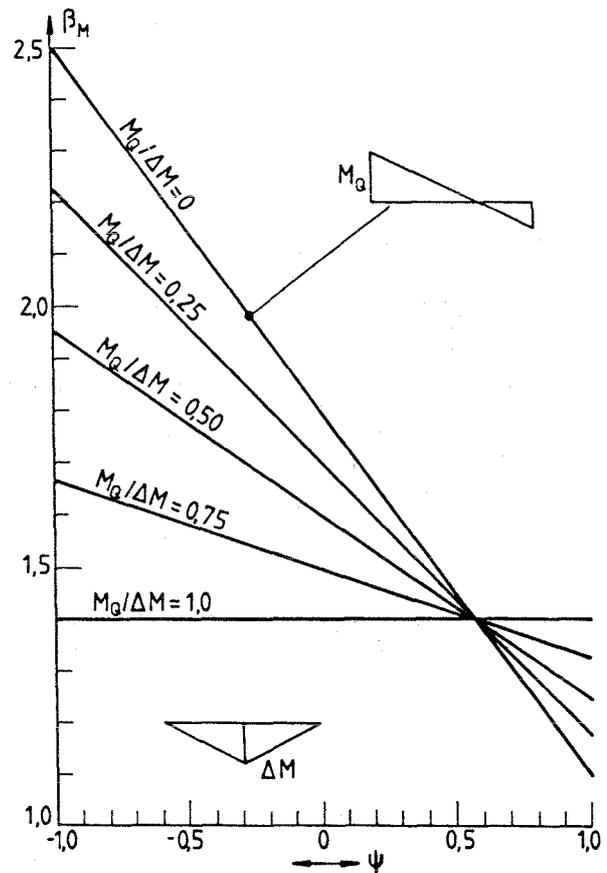


Bild 7.2
Darstellung der β_M - Werte
für Endmomente und Einzel-
last in Feldmitte

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 96 vom 1.9.1989

zum Bericht 2099

Die Bilder 7.1 und 7.2 können auch direkt zur Ermittlung von β_M benutzt werden. Zwischenwerte sind dabei geradlinig zu interpolieren.

Eine auf der sicheren Seite liegende Vereinfachung für die β_M - Werte ist möglich, indem ohne Berücksichtigung des im Stab vorhandenen Momentenverlaufs in allen Fällen mit

$$\beta_M = 1,3$$

gerechnet wird, dabei ist für das Endmomentenverhältnis folgende Bedingung einzuhalten :

$$\psi \leq 0,7$$

Die Zulässigkeit dieser Vereinfachung geht auch aus den Bildern 7.1 und 7.2 anschaulich hervor, da sich für $\psi < 0,7$ und alle $M_0 / \Delta M$ - Verhältnisse keine kleineren β_M - Werte ergeben.

8. Knicken von Stäben mit über die Stablänge veränderlichem Querschnitt

8.1. Allgemeines

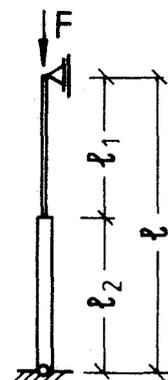
Die meisten Bemessungsregeln in [2] bzw [3] sind für Stäbe entwickelt worden, die über die Stablänge konstanten Querschnitt aufweisen. Daher ist stets zu prüfen, ob sie auch bei Stäben angewendet werden dürfen, die diese Voraussetzung nicht erfüllen.

Über entsprechende Untersuchungen an I-förmigen Walzprofilen wurde in [32] berichtet. Dabei handelte es sich um beidseitig gelenkig gelagerte Stäbe mit abgestuften Querschnitten. Es wurde gezeigt, daß bei einer Berechnung nach der Fließgelenktheorie II. Ordnung unter Ansatz der üblichen Ersatzimperfectionen sich kleinere Traglasten ergeben als bei der Berechnung nach dem Ersatzstabverfahren, das in [2] bzw [3] Eingang gefunden hat. Gleichzeitig konnte aber auch gezeigt werden, daß aus genaueren Berechnungen nach der Fließzonentheorie unter Ansatz von geometrischen Imperfectionen, Eigenspannungen und Berücksichtigung der Fließzonenausbreitung sich eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Ersatzstabverfahren und Fließzonentheorie ergibt. Die Fließgelenktheorie unterschätzt also die Tragfähigkeit.

Im Zuge der Einsprüche zu [2] tauchte diese Frage wieder auf. In diesem Falle war eine Rohrstütze, die in Bild 8.1 dargestellt ist, nach dem Ersatzstabverfahren und dem Verfahren Elastisch-Plastisch (Fließgelenktheorie) untersucht worden.

$$\begin{aligned}l_1 &= l_2 = 1,0 \text{ m} \\I_2 &= 4I_1 = 2 \cdot 10^5 \text{ cm}^4 \\A_2 &= 2A_1 = 2,5 \cdot 10^2 \text{ cm}^2\end{aligned}$$

Bild 8.1. Beispiel einer abgestuften Rohrstütze



8.2 Verfahren Elastisch-Plastisch

Die ideale Knicklast der abgestuften Rohrstütze ergibt sich nach [33] zu

$$N_{Kl} = \phi E I_2 \pi^2 / l^2 \quad (8.1)$$

mit

$$l_1 / l = 0,5 \quad \sqrt{I_1 / I_2} = 0,5 \quad \text{und daraus} \quad \phi = 0,36$$

ergibt sich

$$N_{Kl} = 0,36 \cdot 2,1 \cdot 10^4 \cdot 2 \cdot 10^5 \cdot \pi^2 / (2 \cdot 10^3)^2 = 3730 \text{ kN}$$

Die Ersatzimperfektion w_0 beträgt für Knickspannungskurve a

$$w_0 = l / 300 = 0,667 \text{ cm}$$

Das Moment ergibt sich nach Theorie II. Ordnung zu

$$M'' = N w_0 / (1 - N / N_{Kl}) \quad (8.2)$$

Die Interaktionsbedingung für ein dünnwandiges Rohr lautet:

$$M_u'' / M_{Pl} = \cos \left(\pi \sqrt{N_u / (2 N_{Pl})} \right) \quad (8.3)$$

Nach dem Einsetzen von (8.2) in (8.3) und iterativer Verbesserung der vorge-schätzten Normalkraft N_u ist Gl. (8.3) für $N_u = 1968 \text{ kN}$ erfüllt:

$$\frac{1968 \cdot 0,6667}{5,39 \cdot 1000 \cdot (1 - 1968 / 3730)} = 0,515 \stackrel{!}{=} \cos \left(\frac{\pi}{2} \sqrt{\frac{1968}{3000}} \right) = 0,514$$

Die Traglast für das Verfahren Elastisch-Plastisch ergibt sich also zu

$$N_u = 1968 \text{ kN.}$$

8.3 Ersatzstabverfahren

Mit der idealen Knicklast $N_{Kl} = 3730$ kN ergeben sich für die obere und untere Stütze folgende Werte:

$$\begin{array}{lll} \bar{\lambda}_1 = 0,90 & \kappa = 0,739 & N_u = 3000 \cdot 0,739 = 2217 \text{ kN} \\ \bar{\lambda}_2 = 1,27 & \kappa = 0,498 & N_u = 6000 \cdot 0,498 = 2988 \text{ kN} \end{array}$$

Der obere Teil der Stütze wird maßgebend, so daß die Traglast für das Ersatzstabverfahren

$$N_u = 2217 \text{ kN}$$

beträgt.

Die Traglast nach dem Ersatzstabverfahren ist etwa 13% größer als die Traglast nach dem Verfahren Elastisch-Plastisch.

8.4 Vergleich mit der Fließzonentheorie

Um eine Aussage über die richtige Traglast machen zu können, wurde die Rohrstütze mit dem Programm "STAHL" [34] nach der Fließzonentheorie nachgerechnet. Dieses Programm berechnet die Traglast von Stäben und Stabwerken unter Berücksichtigung von Eigenspannungen und der Ausbreitung von Fließzonen.

Die Rohrquerschnitte wurden durch 12-Ecke mit gleicher Fläche und gleichem Trägheitsmoment I angenähert, s. Bild 8.2.

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 100 vom 1.9.1989

zum Bericht 2099

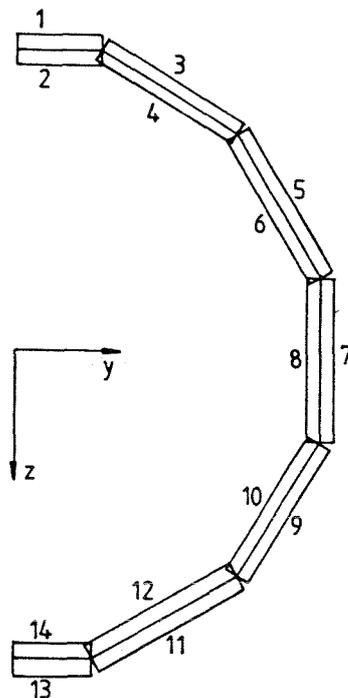


Bild 8.2 Annäherung des Rohrquerschnitts durch Rechtecke

Als geometrische Vorverformung wurde $w_0 = 1 / 1000$ angesetzt und zusätzlich wurden die Eigenspannungen nach Bild 8.3 in Anlehnung an [35] angesetzt.

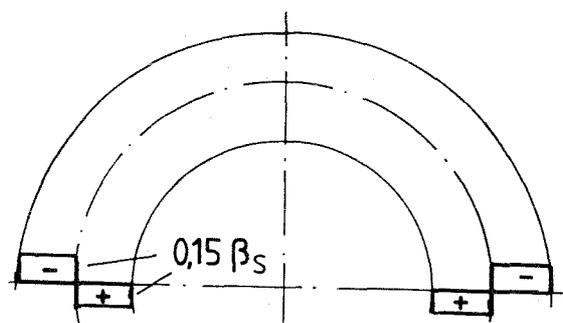


Bild 8.3 Verteilung der Eigenspannungen über die Wanddicke t

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 101 vom 1.9.1989

zum Bericht 2099

Es ergibt sich eine Traglast von

$$N_u = 2207 \text{ kN,}$$

was dem Ergebnis der Rechnung nach dem Ersatzstabverfahren entspricht.

8.5 Schlußfolgerung

Beim Verfahren Elastisch-Plastisch ergibt sich die Ersatzimperfektion aus der Stablänge l . Der rein geometrische Anteil an der Ersatzimperfektion, der direkt abhängig von der Stablänge ist, beträgt etwa $1 / 1000$. Der andere Anteil soll strukturelle Imperfektionen, z.B. Eigenspannungen, berücksichtigen.

Bei dem vorliegenden Beispiel machen sich die strukturellen Imperfektionen aber nur im oberen Teil der Stütze bemerkbar, da das untere Rohr nicht voll ausgenutzt wird. Daher ist die angesetzte Ersatzimperfektion beim Verfahren Elastisch-Plastisch zu ungünstig.

Beim Ersatzstabverfahren werden die Imperfektionen über die Europäischen Knickspannungskurven berücksichtigt. Als Eingangsgröße wird die ideale Knicklast N_k bzw. die ideale Knicklänge s_k verwendet. Im vorliegenden Beispiel beträgt die Knicklänge $s_k = 1,667 \text{ m} < l = 2,0 \text{ m}$. Hier wird also berücksichtigt, daß die strukturellen Imperfektionen des unteren Rohres nur einen geringen Einfluß auf die Traglast haben.

Generell wäre es also denkbar, für die Ersatzimperfektion nicht die geometrische Länge l , sondern die Knicklänge s_k anzusetzen. Dies wäre allerdings in der praktischen Anwendung aufwendig, da dann immer die Knicklänge bzw. die Knicklast N_k bestimmt werden müßte. Außerdem sind die bisherigen Ableitungen der geometrischen Ersatzimperfektion auf der Basis der Stablänge durchgeführt worden.

9. Bemessung von dünnwandigen U- und C-Profilen nach dem Verfahren Elastisch-Plastisch und Vergleich mit Versuchsergebnissen

9.1 Einleitung

Bei dünnwandigen Bauteilen ist der Einfluß des örtlichen Beulens einzelner Querschnittsteile auf das globale Knicken und Biegedrillknicken zu beachten. In Bild 1 sind für konstanten Druck im betrachteten Querschnittsteil die maximalen b/t Verhältnisse angegeben ab denen der Querschnitt als dünnwandig bezeichnet wird und der Einfluß des Beulens berücksichtigt werden muß.

Nachweisverfahren	Berechnung der		max (b/t)-Verhältnis	
	Schnittgrößen infolge der Einwirkungen	Beanspruchbarkeiten	Δ	Δ
Elastisch-Elastisch	El.-Theorie	El.-Theorie	$0,42\sqrt{E/\beta_s}$	$1,28\sqrt{E/\beta_s}$
Elastisch-Plastisch	El.-Theorie	Pl.-Theorie	$0,34\sqrt{E/\beta_s}$	$1,19\sqrt{E/\beta_s}$

Bild 9.1 Grenz b/t Verhältnisse

Das Vorgehen beim Verfahren Elastisch-Elastisch wird bereits seit einiger Zeit bei der Bemessung von Kaltprofilen angewendet. Es wird nachgewiesen, daß für den wirksamen Querschnitt unter γ -fachen Lasten (Bemessungslasten) nach der Elastizitätstheorie in der höchstbeanspruchten Faser die Streckgrenze nicht überschritten wird.

Für kompakte Querschnitte (d.h. die zul. b/t Verhältnisse für das Verfahren Elastisch-Plastisch sind nicht überschritten) dürfen andererseits die vollen plastischen Schnittgrößen N_{pl} , M_{pl} und Q_{pl} ausgenutzt werden. Um einen nahtlosen Übergang von den dünnwandigen Querschnitten zu den kompakten Querschnitten zu

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 103 vom 1.9.1989

zum Bericht 2099

erhalten, ist in EDIN 18800 Teil 2 auch ein Verfahren Elastisch-Plastisch vorgesehen. Für den nach diesem Verfahren ermittelten wirksamen Querschnitt dürfen ebenfalls die vollplastischen Schnittgrößen angesetzt werden.

In [15] wird über Versuche an dünnwandigen U- und C-Profilen berichtet, die durch Endmomente belastet wurden und durch Biegedrillknicken versagten. Diese Versuche wurden nach dem in EDIN 18800 Teil 2 [2] erlaubten Verfahren Elastisch-Plastisch nachgerechnet, um die Güte des dort angegebenen Rechenmodells beurteilen zu können

9.2 Wirksame Breiten der Teilflächen

Beim Verfahren des wirksamen Querschnitts wird die tatsächlich vorhandene Breite b eines dünnwandigen Querschnittsteils auf die wirksame Breite b_{ef} reduziert.

Abhängig von den Randbedingungen der Plattenelemente und unter der Annahme elastischen Materialverhaltens des Querschnitts (Zeile 1 der Tabelle 1) ergibt sich die wirksame Breite nach folgenden Gleichungen

Zweiseitig gelagert

$$b_{ef} = b \quad \text{für } \bar{\lambda} \leq 0,673 \quad (9.1)$$

$$b_{ef} = b \cdot (1 - 0,22/\bar{\lambda}) / \bar{\lambda} \quad \text{für } \bar{\lambda} > 0,673 \quad (9.2)$$

Einseitig gelagert

$$b_{ef} = b \quad \text{für } \bar{\lambda} \leq 0,7 \quad (9.3)$$

$$b_{ef} = b \cdot 0,7 / \bar{\lambda} \quad \text{für } \bar{\lambda} > 0,673 \quad (9.4)$$

Gleichung (9.2) entspricht der bekannten Winter-Formel, [36]. Die bezogene Schlankheit $\bar{\lambda}$ ergibt sich aus Gleichung (9.5) oder (9.6)

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{\beta_S}{k \sigma_e}} \quad (9.5)$$

oder

$$\bar{\lambda} = 1,052 \frac{b}{t} \sqrt{\frac{\beta_S}{k E}} \quad (9.6)$$

wobei k der Plattenbeulwert ist. Für ein- und zweiseitig gelagerte Platten kann k dem Bild 9.2 entnommen werden. Beulwerte für ganze Profile können teilweise der Literatur entnommen werden, z.B. [38].

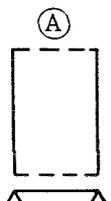
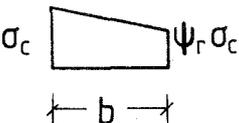
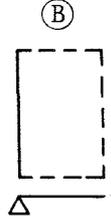
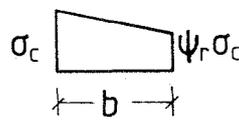
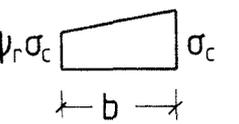
	1	2	3	4	5	6	7
Lagerungs- bedingung		Spannungs- verteilung	$\psi_r = 1$	$0 < \psi_r < 1$	$\psi_r = 0$	$-1 < \psi_r < 0$	$\psi_r = -1$
1	zweiseitig gelagert 		4	$\frac{8,2}{\psi_r + 1,05}$	7,81	$7,81 - 6,29\psi_r + 9,79\psi_r^2$	23,9
2	einseitig gelagert 		0,43	$\frac{0,578}{\psi_r + 0,34}$	1,70	$1,70 - 5\psi_r + 17,1\psi_r^2$	23,8
				$0,57 - 0,21\psi_r + 0,07\psi_r^2$		0,57	

Bild 9.2 Beulwerte k

Beim Verfahren Elastisch-Plastisch ist die größte Druckdehnung größer als die Fließdehnung. Aus diesem Grund müssen die wirksamen Breiten weiter reduziert werden. Im Falle des konstanten Drucks können die maximalen b/t Verhältnisse, bei denen noch keine Abminderung erfolgt, dem Bild 9.1, Zeile 2, entnommen werden. Es wird nun angenommen, daß nur diese maximale Breite b wirksam ist, auch wenn das b/t Verhältnis anwächst, vergleiche Bild 9.3. Einem Vorschlag in [37] folgend, wurden die Werte des Bildes 9.4 in EDIN 18800 Teil 2 [2] aufgenommen. Für nicht konstante Spannungsverteilung im Plattenelement hängt die wirksame Breite vom Dehnungsverhältnis $\Psi_\epsilon = \epsilon_2/\epsilon_1$ ab, s. Bild 9.5. Aus diesem Bild kann ebenfalls die Definition der drei Teile b_{ef}^1 , b_{ef}^2 und b_{ef}^3 entnommen werden.

$$b_{ef} = b_{ef}^1 + b_{ef}^2 + b_{ef}^3 \leq b \quad (9.7)$$

Um Bild 9.4 anzuwenden, ist es erforderlich, das Dehnungsverhältnis Ψ_ϵ zu bestimmen. Hierzu ist meist eine Iteration erforderlich. Das ganze Verfahren darf nur angewendet werden, wenn der Einfluß der Schubspannungen vernachlässigbar ist.

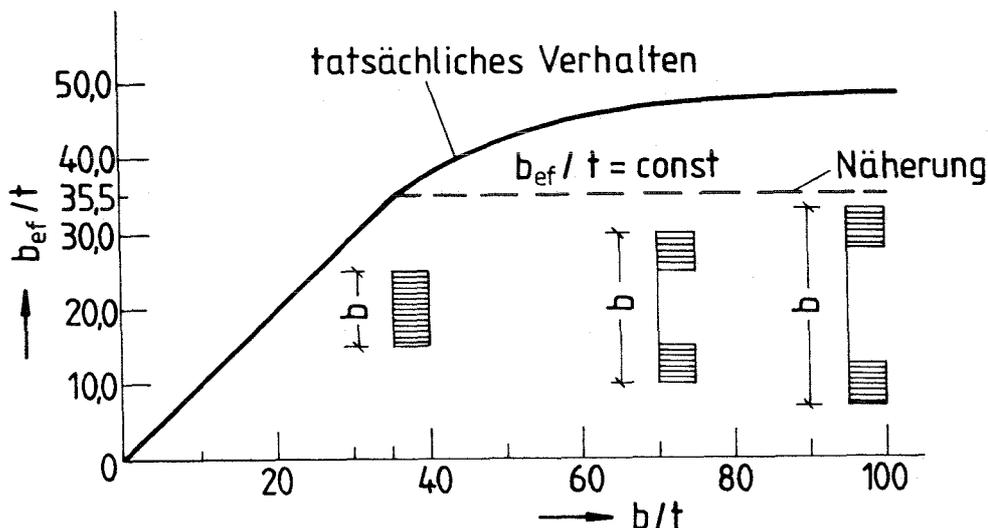


Bild 9.3 Wirksame Breite für konstante Druckspannungen ($\beta_s = 235 \text{ N/mm}^2$), [37]

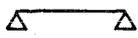
Lagerungsbedingung												
1	<p style="text-align: center;">zweiseitig gelagert</p> 	$1 \geq \psi_\epsilon \geq -1:$ $b_{ef}^1 = k_1 t \cdot \sqrt{235/\beta_s}$ $b_{ef}^2 = k_2 t \cdot \sqrt{235/\beta_s}$ $b_{ef}^3 = \frac{\psi_\epsilon}{\psi_\epsilon - 1} \cdot b \quad (\psi_\epsilon < 0)$ <p>where</p> $k_1 = 17,75$ $k_2 = 25,25 - 7,5 \psi_\epsilon $										
2	<p style="text-align: center;">einseitig gelagert</p> 	$b_{ef}^1 = k_1 t \cdot \sqrt{235/\beta_s}$ $b_{ef}^2 = k_2 t \cdot \sqrt{235/\beta_s}$ $b_{ef}^3 = \frac{\psi_\epsilon}{\psi_\epsilon - 1} \cdot b \quad (\psi_\epsilon < 0)$ <p>where</p> <table style="width: 100%; border: none;"> <tr> <td style="padding-right: 10px;"> $1 \geq \psi_\epsilon > 0:$ </td> <td style="padding-right: 10px;"> $k_1 = 0$ $k_2 = 13 - 2,7 \cdot \psi_\epsilon$ </td> <td rowspan="2" style="font-size: 2em; vertical-align: middle;">} Fall b)</td> </tr> <tr> <td style="padding-right: 10px;"> $0 \geq \psi_\epsilon \geq -1:$ </td> <td style="padding-right: 10px;"> $k_1 = 0$ $k_2 = 13 + 5 \cdot \psi_\epsilon$ </td> </tr> <tr> <td style="padding-right: 10px;"> $1 \geq \psi_\epsilon > 0:$ </td> <td style="padding-right: 10px;"> $k_1 = 0$ $k_2 = 19 - 8,7 \cdot \psi_\epsilon$ </td> <td rowspan="2" style="font-size: 2em; vertical-align: middle;">} Fall c)</td> </tr> <tr> <td style="padding-right: 10px;"> $0 \geq \psi_\epsilon \geq -1:$ </td> <td style="padding-right: 10px;"> $k_1 = 17,75 \psi_\epsilon$ $k_2 = 19 + 1,25 \cdot \psi_\epsilon$ </td> </tr> </table>	$1 \geq \psi_\epsilon > 0:$	$k_1 = 0$ $k_2 = 13 - 2,7 \cdot \psi_\epsilon$	} Fall b)	$0 \geq \psi_\epsilon \geq -1:$	$k_1 = 0$ $k_2 = 13 + 5 \cdot \psi_\epsilon$	$1 \geq \psi_\epsilon > 0:$	$k_1 = 0$ $k_2 = 19 - 8,7 \cdot \psi_\epsilon$	} Fall c)	$0 \geq \psi_\epsilon \geq -1:$	$k_1 = 17,75 \psi_\epsilon $ $k_2 = 19 + 1,25 \cdot \psi_\epsilon$
$1 \geq \psi_\epsilon > 0:$	$k_1 = 0$ $k_2 = 13 - 2,7 \cdot \psi_\epsilon$	} Fall b)										
$0 \geq \psi_\epsilon \geq -1:$	$k_1 = 0$ $k_2 = 13 + 5 \cdot \psi_\epsilon$											
$1 \geq \psi_\epsilon > 0:$	$k_1 = 0$ $k_2 = 19 - 8,7 \cdot \psi_\epsilon$	} Fall c)										
$0 \geq \psi_\epsilon \geq -1:$	$k_1 = 17,75 \psi_\epsilon $ $k_2 = 19 + 1,25 \cdot \psi_\epsilon$											

Bild 9.4 Aufteilung der wirksamen Breiten beim Verfahren Elastisch-Plastisch, nach [2]

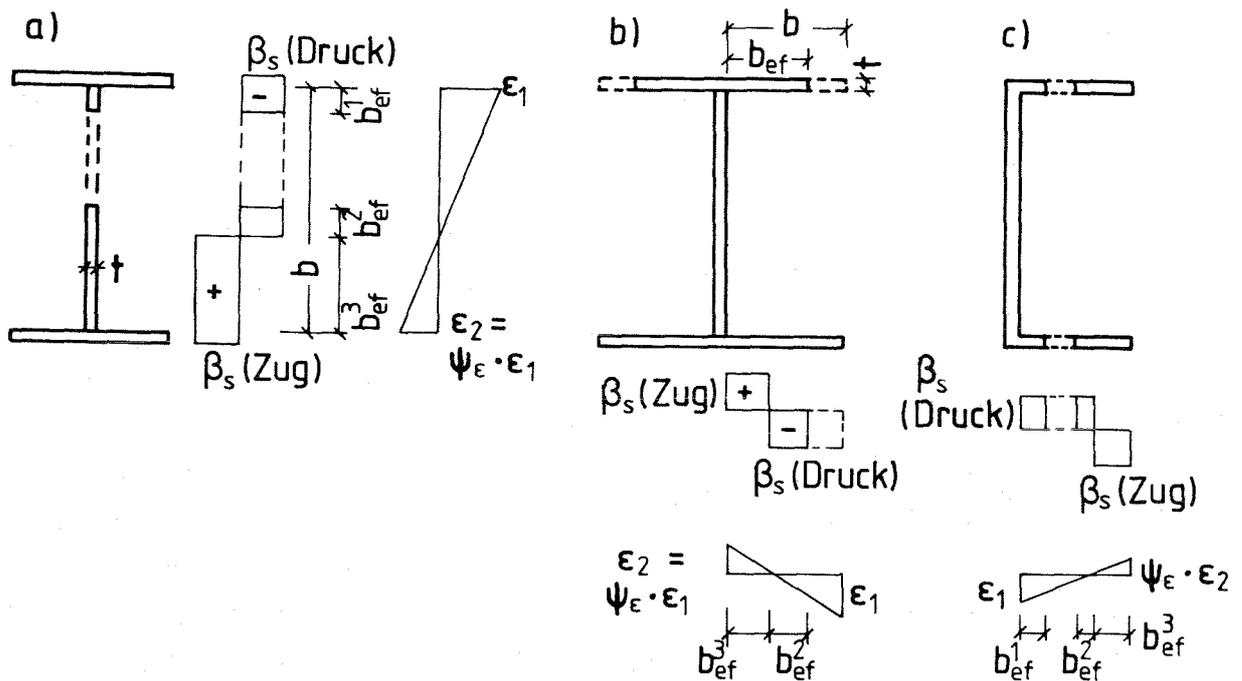


Bild 9.5 Definition und Verteilung der wirksamen Breiten

Die in Bild 9.4 angegebenen wirksamen Breiten führen bei einseitig gelagerten Elementen unter konstantem Druck zu einem Wert $\text{grenz } (b/t) = 10,3$. Entsprechend ergibt sich bei zweiseitiger Lagerung ein Wert von $\text{grenz } (b/t) = 35,5$.

In [3] sind aufgrund der Abstimmung mit [4] leicht geänderte Werte angegeben: 11 statt 10,3 und 37 statt 35,5. Die Ergebnisse der nachfolgenden Auswertung werden dadurch nur geringfügig geändert, insbesondere die Schlußfolgerungen bleiben gültig.

9.3 Ideales Biegedrillknickmoment

Das ideale Biegedrillknickmoment muß sowohl den Einfluß des lokalen Beulens als auch den Einfluß des globalen Biegedrillknickens erfassen. Dies erfolgt mit Gleichung (9.8) (nach [39]):

$$\text{red } M_{Ki} = M_{Ki} \sqrt{\frac{1}{1 + \left(\frac{M_{Ki}}{M_{Ki,P}}\right)^2}} \quad (9.8)$$

worin folgende Effekte berücksichtigt werden:

- globales Biegedrillknicken durch M_{Ki}
- örtliches Beulen durch $M_{Ki,P}$
- globales Biegedrillknicken und lokales Beulen $\text{red } M_{Ki}$

Das ideale Biegemoment für das Plattenbeulen des Querschnitts kann nach Gl. (9.) ermittelt werden.

$$M_{Ki,P} = k_{\sigma} \sigma_e W \quad (9.9)$$

mit

W elastisches Widerstandsmoment des vollen unreduzierten Querschnitts für den Druckrand

Das Vorgehen zur Berücksichtigung des Elastisch-Plastischen Materialverhaltens des Stahls und der Imperfektionen entspricht dem bei kompakten Querschnitten. Es wird eine bezogene Schlankheit

$$\bar{\lambda}_M = \sqrt{\frac{M_{pl,ef}}{\text{red } M_{Ki}}} \quad (9.10)$$

ermittelt, wobei das vollplastische Moment des reduzierten Querschnitts nach Bild 9.5 bestimmt wird.

Der Abminderungsfaktor für das Biegedrillknicken entspricht dem für kompakte Querschnitte:

$$\kappa_M = \left(\frac{1}{1 + (\bar{\lambda}_M)^5} \right)^{0,4} \quad (9.11)$$

In Bild 9.6 ist Gl. (9.11) graphisch aufgetragen. Mit dem Abminderungsfaktor κ_M ergibt sich das aufnehmbare Moment zu:

$$M_u = \kappa_M * M_{pl,ef} \quad (9.12)$$

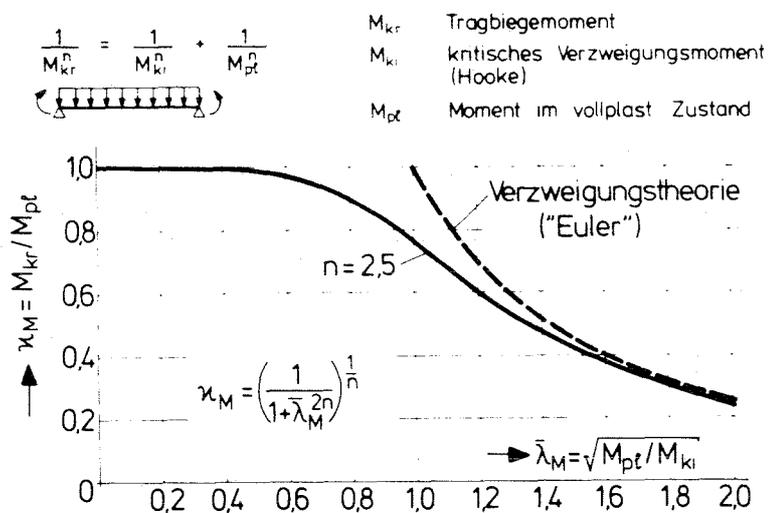


Bild 9.6 Dimensionslose Traglastkurve für Biegedrillknicken

9.4 Beispiel

Die Anwendung des beschriebenen Rechenmodells wird anhand eines Beispiels erläutert. Es wird ein dünnwandiges C-Profil aus der Testserie der University of Salford [15] untersucht.

Querschnittswerte

$h = 121,1 \text{ mm}$	$b = 49,3 \text{ mm}$	$c = 14,2 \text{ mm}$
$t = 1,19 \text{ mm}$	$A = 295,3 \text{ mm}^2$	$I_y = 703700 \text{ mm}^4$
$s = 11620 \text{ mm}^3$	$E = 179100 \text{ N/mm}^2$	$\beta_s = 297,7 \text{ N/mm}^2$

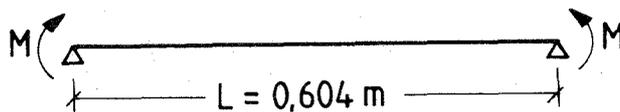
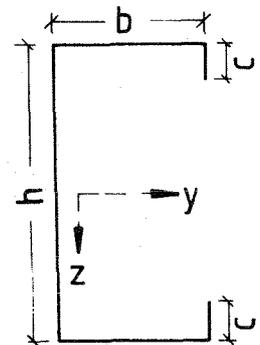
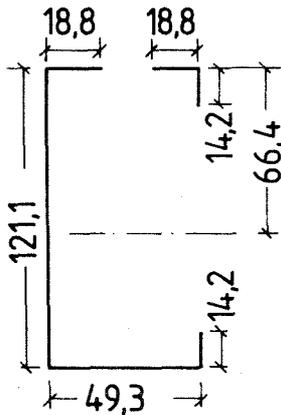


Bild 9.7 System und Last

Aus den Versuchsbeschreibungen [15] ergibt sich für die Träger an den Enden eine starre Wölbeinspannung. Unter Berücksichtigung dieser Wölbeinspannung ergibt sich das ideale Biegedrillknickmoment des vollen Querschnitts mit Hilfe eines Computerprogramms [6] zu

$$M_{Kl} = 65,7 \text{ kNm.}$$

Wirksame Breite des Druckgurtes



Es wird unterstellt, daß die Steifigkeit der Lippe groß genug ist, damit der Gurt als zweiseitig gelagert angesehen werden kann. Die Dehnung ϵ ist konstant, daher

$$\psi_{\epsilon} = 1$$

und

$$k_1 = k_2 = 17,75$$

$$b_{ef}^1 = b_{ef}^2 = 17,75 \cdot 1,19 \cdot \sqrt{235/297,7} = 18,8 \text{ mm}$$

Wirksame Breite der Lippe

Die Lippe ist ein einseitig gelagertes Element, daher trifft Fall c von Bild 9.5 zu

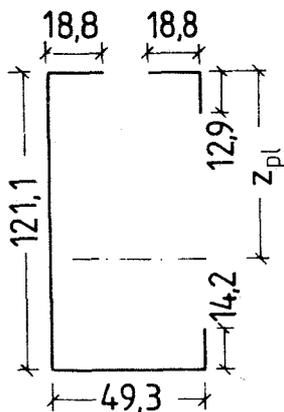
$$\psi_{\epsilon} = 52,2 / 66,4 = 0,786$$

$$k_2 = 19 - 8,7 \cdot 0,786 = 12,16$$

$$b_{ef}^2 = 12,16 \cdot 1,19 \cdot \sqrt{235/297,7} = 12,9 \text{ mm}$$

Wirksame Breite des Steges

1. Iterationsschritt:



Plastische Querschnittswerte

$$0,5 A = 1,19 (12,9 + 2 \cdot 18,8 + 121,1 + 49,3 + 14,2) / 2 = 139,84 \text{ mm}^2$$

$$\begin{aligned}
 z_{pl} &= 139,84/1,19 - 12,9 - 2 \cdot 18,8 = 67,1 \text{ mm} \\
 Z &= 1,19 \{ (67,1 - 12,9/2) \cdot 12,9 + 67,1 \cdot 37,6 + 67,1^2/2 \\
 &\quad + 54,0^2/2 + 54,0 \cdot 49,3 + (54,0 - 14,2/2) \cdot 14,2 \} \\
 &= 12302 \text{ mm}^3 \\
 M_{pl,ef} &= \sigma_y \cdot Z = 297,7 \cdot 12302 \cdot 10^{-6} = 3,63 \text{ kNm} \\
 \psi_\epsilon &= -54,0 / 67,1 = -0,804 \\
 k_1 &= 17,75 & k_2 &= 25,25 - 7,5 \cdot 0,804 = 19,22 \\
 b_{ef}^1 &= 17,75 \cdot 1,19 \sqrt{235/297,7} & &= 18,8 \text{ mm} \\
 b_{ef}^2 &= 19,22 \cdot 1,057 & &= 20,3 \text{ mm} \\
 b_{ef}^3 &= -0,804 \cdot 121,1 / (-0,804 - 1) & &= 54,0 \text{ mm}
 \end{aligned}$$

2. Iterationsschritt

$$\begin{aligned}
 z_{pl} &= 8,1 \text{ mm} & Z &= 10923 \text{ mm}^3 & \psi_\epsilon &= -0,493 \\
 b_{ef}^1 &= 18,8 \text{ mm} & b_{ef}^2 &= 22,8 \text{ mm} & b_{ef}^3 &= 40,0 \text{ mm}
 \end{aligned}$$

letzter Iterationsschritt Annahme: $b_{ef}^2 + b_{ef}^3 = 53,9 \text{ mm}$

$$\begin{aligned}
 z_{pl} &= 91,3 \text{ mm} & z &= 10213 \text{ mm}^3 & \psi_\epsilon &= -0,326 \\
 b_{ef}^1 &= 18,8 \text{ mm} & b_{ef}^2 &= 24,1 \text{ mm} & b_{ef}^3 &= 29,8 \text{ mm} \\
 b_{ef}^2 + b_{ef}^3 &= 24,1 + 29,8 = 53,9 \text{ mm} \\
 M_{pl,ef} &= 297,7 \cdot 10213 \cdot 10^{-6} = 3,04 \text{ kNm}
 \end{aligned}$$

red M_{ki} :

Beulwert unter Berücksichtigung der elastischen Einspannung durch den Steg, [40]

$$\begin{aligned}
 k &= 4,31 \\
 \sigma_\epsilon &= \pi^2 179100 \cdot 1,19^2 / [12 \cdot (1-0,3^2) \cdot 49,3^2] = 94,31 \text{ N/mm}^2 \\
 M_{ki,P} &= 4,31 \cdot 94,31 \cdot 11620 \cdot 10^{-6} = 4,72 \text{ kNm}
 \end{aligned}$$

$$\text{red } M = 65,7 \sqrt{\frac{1}{1 + (65,7/4,72)^2}} = 4,71 \text{ kNm}$$

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 113 vom 1.9.1989

zum Bericht 2099

M_u :

$$\bar{\lambda}_{M,ef} = \sqrt{3,04 / 4,71} = 0,803$$

$$\kappa_M = 0,891$$

$$M_u = 0,891 \cdot 3,04 = 2,71 \text{ kNm}$$

Im Versuch wurde $M_{test} = 3,19 \text{ kNm}$ erreicht. Daher ist ein Verhältnis zwischen Rechenwert und Versuchswert von

$$r = 2,71 / 3,19 = 0,850$$

vorhanden.

9.5 Vergleichsrechnungen

Alle im Rahmen des Versuchsprogramms [15] an der University of Salford durchgeführten Versuche wurden, wie in den vorhergehenden Abschnitten beschrieben, nachgerechnet. Tabelle 9.1 gibt einen Überblick über die Querschnittsabmessungen der untersuchten Versuchsträger. Bei den Profilabmessungen handelt es sich um die nominellen Abmessungen, während für die Auswertung jeweils die gemessenen Werte verwendet wurden, die aber nur gering von den nominellen Werten abweichen. Der Plattenbeulkoeffizient k_o zur Ermittlung des Plattenbeulmomentes ergibt sich für die C-Profile aus [40] und für die U-Profile ohne Lippen aus [38].

In Tabelle 9.2 sind die Ergebnisse der Vergleichsrechnungen zusammengestellt, in Bild 9.7 graphisch aufgetragen.

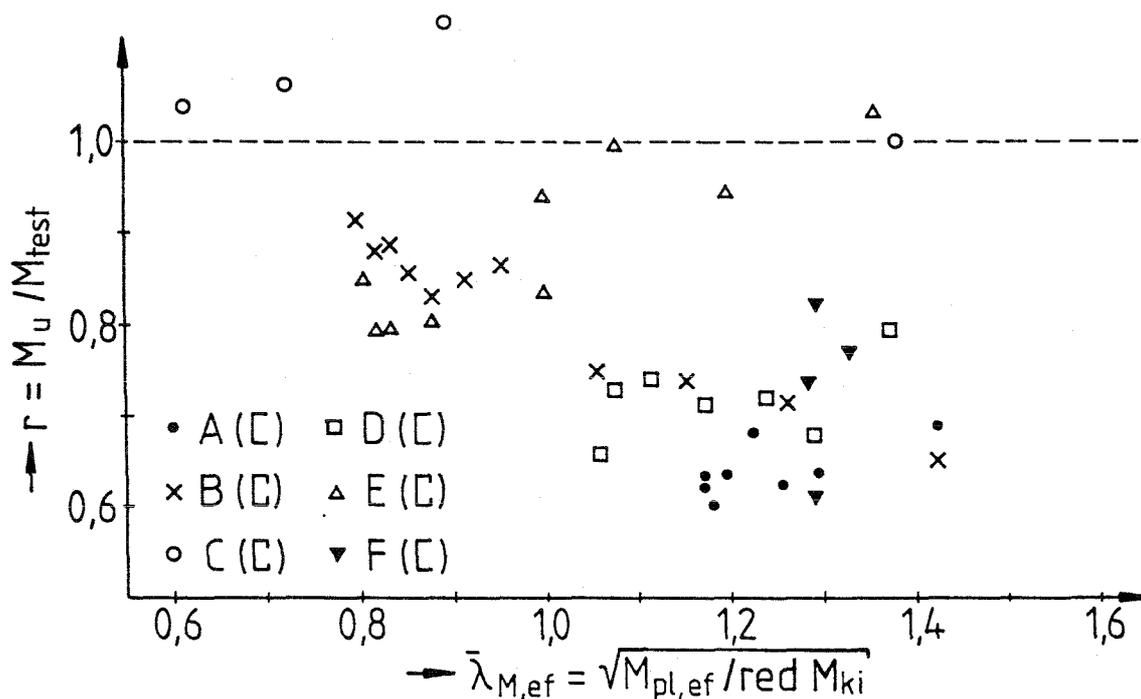
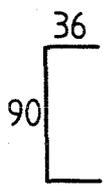
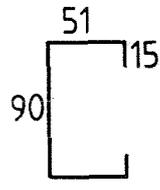
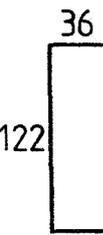
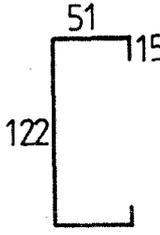
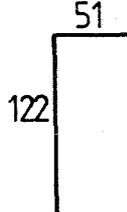
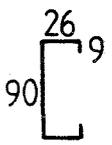


Bild 9.7 Versuchsergebnisse

Tabelle 9.1 Zusammenstellung der Versuchsträger

U - Profile				C - Profile			
serie	Abmessungen [mm]	Trägerlänge [m]	Nr.	serie	Abmessungen [mm]	Trägerlänge [m]	Nr.
A		0,801	3	B		0,927	10
		1,120	4			1,319	11
		1,282	5			1,520	12
		1,439	6			1,720	13
		1,599	7			1,922	14
		1,761	8			2,119	15
		1,905	9			2,320	16
		2,368	17			2,904	161
						3,399	162
						3,926	163
		4,372	164				
D		0,485	40	E		0,604	55
		0,992	39			1,090	54
		1,393	38			1,408	53
		1,739	43			1,885	52
		2,045	37			2,487	51
		2,246	44			2,502	50
		2,508	41			2,925	58
						3,337	59
						3,924	591
						4,421	592
F		0,583	64	C		0,514	35
		1,003	63			0,810	34
		1,514	62			1,123	33
		2,009	61			1,817	32
		2,507	60			2,217	31
						2,514	30
						2,533	36

Nr.	M_{ki} [kNm]	$M_{ki,p}$ [kNm]	red M_{ki} [kNm]	$M_{pl,ef}$ [kNm]	M_u [kNm]	M_{test} [kNm]	r
1	2	3	4	5	6	7	8
<u>Serie A</u>							
3	572	75,1	74,5	102	64,0	102,9	0,622
4	283	78,1	75,3	103	64,7	102,1	0,633
5	218	77,6	73,1	102	63,3	105,2	0,602
6	166	80,7	72,6	104	63,3	99,4	0,636
7	146	80,1	70,2	106	62,1	91,4	0,679
8	109	81,7	65,3	103	58,5	93,4	0,626
9	98,6	76,1	60,2	101	54,6	85,6	0,638
17	66,9	77,8	50,7	103	47,6	69,0	0,690
<u>Serie B</u>							
10	2050	349	344	219	195,9	214,2	0,915
11	1040	338	322	217	190,8	217,0	0,879
12	782	340	311	217	189,3	216,1	0,876
13	618	338	297	217	186,7	218,0	0,856
14	466	330	273	212	178,8	215,2	0,831
15	394	339	257	216	176,8	208,2	0,849
16	342	352	245	223	176,7	204,1	0,866
161	182	195	133	149	106,2	140,7	0,754
162	136	191	111	148	94,6	127,9	0,740
163	106	192	92,8	149	83,5	116,6	0,716
164	80,5	199	74,6	152	70,1	107,4	0,652
<u>Serie C</u>							
35	984	474	427	162	156,4	150,6	1,038
34	410	466	308	160	149,2	140,3	1,064
33	222	458	200	161	134,3	118,5	1,133
32	85,1	470	83,7	160	77,9	77,9	1,000
31	61,1	465	60,6	162	58,6	56,4	1,039
36	43,8	455	43,6	174	43,1	46,5	0,926
<u>Serie D</u>							
40	2240	123	123	138	98,3	149,5	0,657
39	543	122	119	138	96,8	132,8	0,729
38	288	120	111	138	92,4	124,8	0,741
43	187	123	102	140	88,1	123,9	0,711
37	135	120	89,5	138	79,6	110,6	0,720
44	118	120	84,0	140	76,1	112,3	0,677
41	94,8	120	74,4	140	69,0	86,8	0,795
<u>Serie E</u>							
55	6570	472	471	304	271	318,7	0,850
54	2040	459	448	300	265	332,5	0,797
53	1270	460	432	299	262	329,5	0,794
52	698	471	391	302	255	317,5	0,804
51	405	466	305	304	231	275,5	0,838
50	402	467	305	305	231	246,0	0,939
58	287	411	235	274	191	192,2	0,994
59	232	461	207	298	181	190,8	0,948
591	159	404	148	273	137	132,0	1,037
592	128	396	122	269	116	111,2	1,042
<u>Serie F</u>							
64	3590	80,7	80,7	134	73,1	120,6	0,606
63	1140	84,7	84,4	139	76,4	126,0	0,606
62	684	84,7	84,0	139	76,1	102,9	0,739
61	381	84,8	82,8	139	75,2	92,0	0,817
60	229	83,3	78,3	139	71,9	93,2	0,771

9.6 Schlußfolgerungen

Aus den Ergebnissen der Vergleichsrechnungen lassen sich folgende Schlußfolgerungen ziehen:

- Im wesentlichen ist eine gute Korrelation zwischen den Versuchsergebnissen und den Vergleichsrechnungen festzustellen.
- Der Vergleichsfaktor r variiert zwischen 0,602 und 1,133 mit einem Mittelwert von etwa 0,8. Der Wert 1,133 ist als Ausreißer anzusehen. Der nächst kleinere Wert beträgt 1,064 und ist damit nur wenig größer als 1,0.
- Die Ergebnisse für Profile mit Lippen liegen dichter an 1,0 und sind somit besser als die für Profile ohne Lippen. Wenn man nur die C-Profile (mit Lippen) betrachtet, so ergibt sich ein Mittelwert von $r_M = 0,90$, wenn man nur die U-Profile betrachtet, ein Mittelwert von $r_M = 0,68$. Dies führt zu der Vermutung, daß die Werte 0,34 in Bild 9.1 bzw. 10,3 (13-2,7 oder 19-8,7) in Bild 9.4 zu konservativ sind, so daß sich hieraus für diesen Fall zu kleine wirksame Breiten ergeben.
- Im Versuchsbericht [15] wurden keine Angaben über die Art der Ermittlung der Streckgrenze β_s gemacht. Nimmt man an, daß (wie allgemein bei Kaltprofilen üblich) die Streckgrenze an Zugproben aus dem Bereich in der Mitte des Querschnitts bestimmt wurde, der durch die Kaltverformung nicht beeinflußt wurde, so würde sich für das Gesamtprofil eine etwas höhere Streckgrenze ergeben. Dies würde zu einer höheren rechnerischen Traglast, insbesondere bei kurzen Trägerlängen, führen.
- Das in [2] und [3] angegebene Verfahren wird durch die Vergleichsrechnungen voll gestützt.

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 118 vom 1.9.1989

zum Bericht 2099

10. Zusammenfassung mit Wertung für die praktische Anwendung

Im Rahmen der Überarbeitung der Bemessungsregeln für die Stabilität von Stahlstäben wurden Vergleichsrechnungen und Untersuchungen durchgeführt sowie die in- und ausländische Literatur gesichtet und ausgewertet. Die verschiedenen Berechnungsvorschläge wurden auf ihre Güte und ihr Sicherheitsniveau überprüft. Aufgrund dieser Untersuchungen wurden z.T. verbesserte Berechnungsvorschläge entwickelt. Die Ergebnisse der Untersuchungen wurden so aufbereitet, daß sie als Entscheidungsgrundlage für die Mitglieder des NABau-Arbeitsausschusses dienen. Damit wurden die Textfassungen der DIN 18800 Teil 2 im Zuge der Überarbeitung jeweils dem neuesten Stand angepaßt. Damit ist die praktische Anwendung unmittelbar erfolgt.

Sachbearbeiter



Prof. Dr.-Ing. J. Lindner



Dipl.-Ing. T. Gregull

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 119 vom 1.9.1989

zum Bericht 2099

11. Literatur

- [1] E-DIN 18800 Teil 2: Stahlbauten, Stabilitätsfälle, Knicken von Stäben und Stabwerken, Entwurf Dez. 1980
- [2] E-DIN 18800 Teil 2: Stahlbauten, Stabilitätsfälle, Knicken von Stäben und Stabwerken, Entwurf März 1988
- [3] DIN 18800 Teil 2: Stahlbauten, Stabilitätsfälle, Knicken von Stäben und Stabwerken, Norm - Vorlage August 1989
- [4] Vogel, U.: Application of the buckling curves of the european convention of constructional steelwork to frame column. International colloquium on column strength, Berichte der Arbeitskommissionen, Band 23, Zürich 1975, pp 413 - 424
- [5] Lindner, J.: Näherungen für die Europäischen Knickspannungskurven. BAUTECHNIK 55 (1978), S. 344 - 347
- [6] Lindner, J.: Der Einfluß von Eigenspannungen auf die Traglast von I-Trägern. STAHLBAU 43 (1974), S. 39 - 35, 86 - 91
- [7] Lindner, J.: Vergleich verschiedener Nachweise für Druck und einachsige Biegung. Bericht 2059A des Instituts für Baukonstruktion und Festigkeit der TU Berlin, Berlin 1984
- [8] Eurocode 3: Design of Steel Structures (Stahlbau), Part 1: General Rules and Rules for Buildings, Final Draft, Dez. 1988
- [9] DAST-Richtlinie 016: Bemessung und konstruktive Gestaltung von Tragwerken aus dünnwandigen kaltgeformten Bauteilen. Deutscher Ausschuß für Stahlbau, Köln, 1988

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 120 vom 1.9.1989

zum Bericht 2099

- [10] DAST-Richtlinie 015: Träger mit schlanken Stegen. Deutscher Ausschuß für Stahlbau, Köln, Entwurf 1988
- [11] Vogel, U. und Lindner, J.: Kommentar zur DIN 18800 Teil 2 (Gelbdruck) - Stabilitätsfälle im Stahlbau. Berichte aus Forschung und Entwicklung des Deutschen Ausschusses für Stahlbau Heft 11, 1981, Köln
- [12] Lohse, W.: Die Kippnachweise nach DIN 4114 und E-DIN 18800 Teil 2 (3.88), ein Hinweis für die Praxis, 1989 (unveröffentlicht)
- [13] E-DIN 18800 Teil 1: Stahlbauten, Bemessung und Konstruktion, Entwurf März 1988
- [14] DIN 18800 Teil 1: Stahlbauten, Bemessung und Konstruktion, Normvorlage August 1989
- [15] Lovell, M.H.: Lateral Buckling of Light Gauge Steel Beams, Researchreport, Civil Engineering, University of Salford, 1985
- [16] Matthey, P.-A.: Simulation numerique du comportement des poutres-colonnes metalliques. Lausanne, EPFL, ICOM 137, 1984
- [17] Matthey, P.-A.: Comportement des poutres-colonnes metalliques en double TE. Lausanne, EPFL, THESE NO 592, 1985
- [18] Lindner, J., Gietzelt, R.: Vergleich verschiedener Bemessungskonzepte für das Biegedrillknicken bei zweiachsiger Biegung mit Längskraft (Konzepte ohne Exponenten). Bericht VR 2041/3, Institut für Baukonstruktion und Festigkeit, TU Berlin, 1983

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 121 vom 1.9.1989

zum Bericht 2099

- [19] Lindner, J., Gietzelt, R.: Vergleich verschiedener Bemessungskonzepte für das Biegedrillknicken bei zweiachsiger Biegung mit Längskraft. Bericht VR 2041/4, Institut für Baukonstruktion und Festigkeit, TU Berlin, 1983
- [20] Lindner, J., Gietzelt, R.: Discussion of Interaction Equations for Members in Compression and Bending. 3. International Colloquium on Stability, Paris, Nov. 1983, Final Report
- [21] Lindner, J., Gietzelt, R.: Zweiachsige Biegung und Längskraft. Vergleiche verschiedener Bemessungskonzepte. STAHLBAU 53 (1984), S. 328 - 333
- [22] Roik, K., Kuhlmann, U., Lindner, J., Gietzelt, R.,: Entwicklung eines vereinfachten Bemessungsverfahrens knickgefährdeter Stäbe unter Druck und zweiachsiger Biegung zur Erhöhung der Sicherheit bei der Nachweisführung. Schlußbericht des IfBt-Forschungsvorhabens IV 1-5-407/84, TU Berlin, 1985
- [23] Ballio, G., Campanini, G.: Equivalent Bending Moments for Beam-Columns, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 1, No. 3, May 1981
- [24] Schulz, G., Lehner, G.: Planmäßig auf einachsige Biegung und Druck beanspruchte Stäbe - Biegeknicken, Forschungsbericht des Instituts für Baustatik und verstärkte Kunststoffe der Universität Innsbruck, 1984, und Arbeitspapier der EKS, TC 8, Luxemburg, Juni 1985
- [26] Roik, K., Carl, J., Lindner, J.: Biegetorsionsprobleme gerader dünnwandiger Stäbe, Verlag Wilhelm Ernst und Sohn, Berlin, München, Düsseldorf, 1972
- [27] Lindner, J., Wiechert, G.: Zur Bemessung biegedrillknickgefährdeter Stäbe, in: Festschrift O. Jungbluth - 60 Jahre, TH Darmstadt, 1978

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 122 vom 1.9.1989

zum Bericht 2099

- [28] Roik, K., Wageknecht, G.: Traglastdiagramme zur Bemessung von Druckstäben mit doppelsymmetrischem Querschnitt aus Baustahl, Konstruktiver Ingenieurbau Berichte, Heft 27, Vulkan Verlag, Essen, 1977
- [29] Lindner, J., Gregull, T.: Zweiachsig außermittig gedrückte Stäbe - Vergleich von Traglastrechnungen Matthey mit Bemessungsvorschlägen, Bericht 2075 des Instituts für Baukonstruktion und Festigkeit der TU Berlin, Berlin 1986
- [30] Lindner, J., Gietzelt, R.: Zweiachsige Biegung mit Längskraft - Ein ergänzter Bemessungsvorschlag, STAHLBAU 54 (1985), S. 265 - 271
- [31] Roik, K., Kuhlmann, U.: Beitrag zur Bemessung von Stäben für zweiachsige Biegung mit Druckkraft, STAHLBAU 54 (1985), S. 271 - 280
- [32] Roik, K., Kindmann, R.: Das Ersatzstabverfahren - Tragsicherheitsnachweise für Stabwerke bei einachsiger Biegung und Normalkraft, STAHLBAU 51 (1982), S. 137 - 145
- [33] Pflüger, A.: Stabilitätsprobleme der Elastostatik, Springer Verlag, Berlin, Göttingen, Heidelberg, New York, 1964
- [34] Stutzki, C.: Traglastberechnung räumlicher Stabwerke unter Berücksichtigung verformbarer Anschlüsse, Dissertation Aachen, 1982
- [35] Second International Colloquium on Stability, Introductory Report, EKS-ECCS, Lüttich 1977

o. Professor Dr.-Ing. J. Lindner

Blatt 123 vom 1.9.1989

zum Bericht 2099

- [36] Specification for the Design of Cold-formed Steel Structural Members, AISI Report 5686-2, Washington D.C., May 1986

- [37] Fischer, M., Grube, R.: Querschnittstragfähigkeit von normalspannungsbeanspruchten Querschnitten, die beulgefährdete Platten aufweisen. STAHLBAU 55 (1986), S. 129 - 135

- [38] Lindner, W., Löffler, V., Strathmann, V.: Beulen von Stahlstäben, Schriftenreihe der Bauforschung, Reihe Technik und Organisation, Heft 81, Berlin (Ost), 1975

- [39] Lindner, J., Gietzelt, R.: Auswertung von Biegedrillknickversuchen an dünnwandigen Biegeträgern, Bericht 2062 des Instituts für Baukonstruktion und Festigkeit der TU Berlin, Berlin 1984

- [40] Schardt, R., Schrade, W.: Bemessung von Dachpfetten und Wandriegeln aus Kaltprofilen, Forschungsbericht des Ministers für Landes- und Stadtentwicklung des Landes Nordrhein-Westfalen, TH Darmstadt, 1981

- [41] Lindner, J.: Interaktion zwischen den vollplastischen Schnittgrößen N und M_y bei I-Profilen, STAHLBAU 53 (1984), S. 249 - 250, 352

- [42] Lindner, J., Gregull, T.: Design Rules for Thinwalled Structures due to DIN 18800 Part 2, in Steel Structures, Advanced Design and Construction, Elsevier Applied Science, London and New York, 1987

SUMMARY

Coordination of structural engineering concerning member stability in the field of steel construction

In the course of revising the design rules for the structural stability of steel bars several investigations and comparative calculations were performed concerning, inter alia, the determination of equivalent imperfections, the consideration of the compression flange as compression member for the verification of torsional-flexural buckling, interaction conditions between the cross-sectional forces N , M and Q , bi-axial eccentrically loaded bars, moment coefficients for the torsional-flexural buckling, dimensioning of thin-sheeted profiles. The different suggested calculation rules were tested in view of their quality and level of safety and the results were prepared such serving as a basis for decision for the members of the Standards Committee DIN 18800 Part 2.

* * *