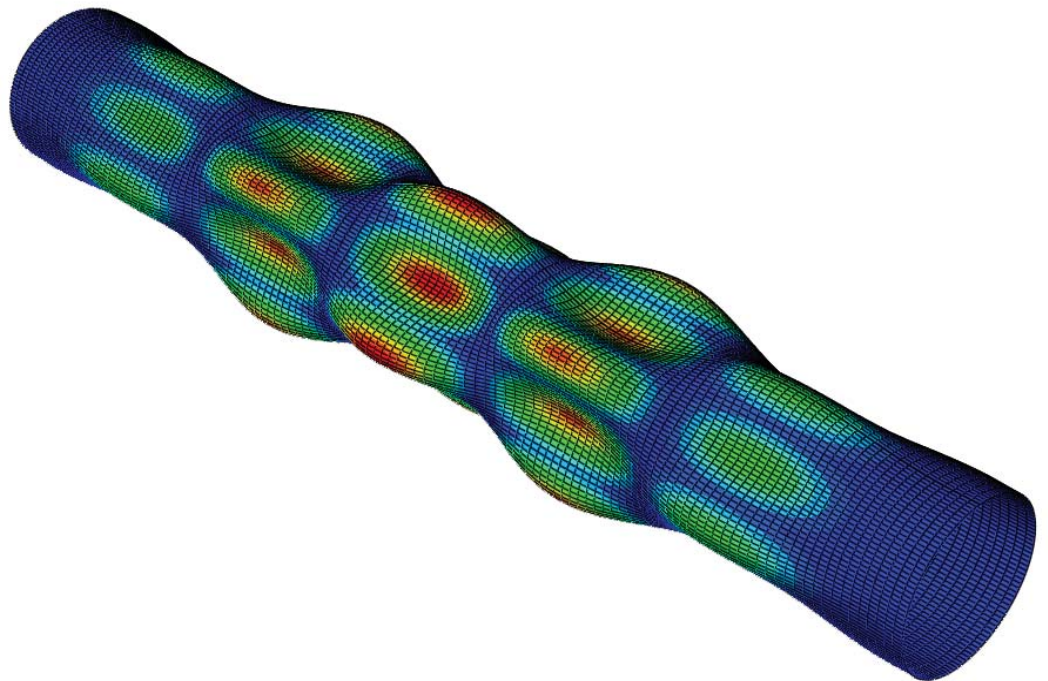


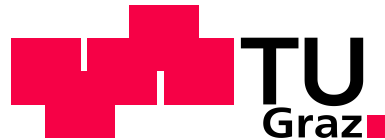
Studie zum lokalen Beulverhalten runder Hohlprofile aus hochfestem Stahl



D-5-49/2015

Loschan Sarah
Institut für Stahlbau
Technische Universität Graz

Studie zum lokalen Beulverhalten runder Hohlprofile aus hochfestem Stahl



Graz University of Technology

Technische Universität Graz

MASTERARBEIT

von

SARAH LOSCHAN, BSc

Eingereicht an der

Fakultät für Bauingenieurwesen der

Technischen Universität Graz

Institut für Stahlbau

Betreuer:

Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Harald Unterweger

mitbetreuender Assistent:

Dipl.-Ing. Dr.techn. Andreas Taras

Graz, 21.Jänner 2015

EIDESSTATTLICHE ERKLÄRUNG

Ich erkläre an Eides statt, dass ich die vorliegende Arbeit selbstständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen/Hilfsmittel nicht benutzt, und die den benutzten Quellen wörtlich und inhaltlich entnommene Stellen als solche kenntlich gemacht habe.

Graz, am

.....

(Unterschrift)

Kurzfassung

In dieser Arbeit wird das lokale Beulen von runden Hohlprofilen und dessen Auswirkungen auf die Querschnittstragfähigkeit untersucht. Zu diesem Zweck werden bestehende Normen aus Europa und den USA vorgestellt und verglichen. Anhand sämtlicher verwendeter Normen wird an einer Reihe von runden Hohlprofilen unter Druckbeanspruchung, unter Biegebeanspruchung und teilweise unter kombinierter Beanspruchung die Tragfähigkeit bzw. deren Abminderung gegenüber dem elastischen Grenzzustand (Fließen in der Randfaser) berechnet. Anschließend wird mittels numerischer Traglastberechnung, unter Zuhilfenahme des FEM-Programmes "Abaqus", das Beulverhalten runder Hohlprofile simuliert und mit den Berechnungsergebnissen der verschiedenen Normen in Relation gesetzt.

Abstract

The focus of this thesis lies on the local buckling behaviour of circular hollow sections and its effect on their cross-sectional load carrying capacity. For that purpose, existing European and American standards on circular hollow sections are presented and compared with each other. A number of circular hollow sections will be analyzed, employing all presented standards, under either axial load, bending load and/or combined load scenarios and the different results for the reduction factor of the elastic load carrying capacity (yielding in the outermost fibre) will be presented.

Afterwards the finite element computer program "Abaqus" is used to simulate the buckling behaviour of circular hollow sections by performing numerical load carrying calculations. The results of these simulations will then be compared with those from the calculations done according to the presented standards.

Danksagung

Ich möchte mich herzlich bei meinen Betreuern Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. Harald Unterweger und Dipl.-Ing. Dr. techn. Andreas Taras für die wissenschaftliche Unterstützung und die vielen Diskussionen während der Ausarbeitung dieser Arbeit bedanken. Desweiteren wird mir das freundliche Arbeitsklima am Institut für Stahlbau immer in guter Erinnerung bleiben.

Zum Schluss möchte ich mich besonders bei meiner Familie bedanken, speziell bei meinen Eltern, die mir das Studium ermöglicht und mich während des ganzen Studiums unterstützt haben.

Inhaltsverzeichnis

TEIL I:Literaturstudie und Normenvergleich	1
1. Ziel und Umfang der Arbeit	1
1.1 Einleitung und Zielsetzung.....	1
1.2 Umfang und Aufbau der Arbeit.....	2
2. Regeln für runde Hohlprofile lt. EN 1993-1-1	4
2.1 Klassifizierung der Querschnitte lt. EN 1993-1-1	4
2.2 Beanspruchbarkeit der Querschnitte lt. EN 1993-1-1	5
2.2.1 Alleinige Druckbeanspruchung.....	5
2.2.2 Alleinige Biegebeanspruchung.....	5
2.2.3 Kombinierte Beanspruchung von Drucknormalkraft und Biegung.....	7
3. Nachweise nach EN 1993-1-6.....	9
3.1 Formeln bei Druckbeanspruchung.....	9
3.2 Formeln bei Biegebeanspruchung.....	12
3.3 Formeln bei kombinierter Druck- und Biegebeanspruchung	13
3.4 Darstellung der bezogenen Schlankheit $\overline{\lambda}$ und des Abminderungsfaktors χ	17
3.4.1 Allgemeines.....	17
3.4.2 Beanspruchbarkeit bei alleiniger Drucknormalkraft	17
3.4.3 Beanspruchbarkeit bei alleiniger Biegung.....	20
3.4.4 Beanspruchbarkeit bei kombinierter Beanspruchung (M+N)	21
4. Gesamtdarstellung: Tragfähigkeit lt. EN 1993- 1-1/1-6 (EC) für alle	25
Querschnittsklassen	25
4.1.1 Beanspruchbarkeit bei alleiniger Drucknormalkraft	25
4.1.2 Beanspruchbarkeit bei alleiniger Biegung.....	26
4.1.3 Beanspruchbarkeit bei kombinierter Beanspruchung - M und N	28
5. Nachweis nachVorschlag "Amendments to EN 1993-1-6" (ECneu)	30
5.1 Formeln bei Biegebeanspruchung.....	30
5.2 Darstellung der bezogenen Schlankheit $\overline{\lambda}$ und des Abminderungsfaktors χ	34
5.3 Vergleich: EN 1993- 1-1/1-6 (EC) mit Vorschlag"Amendments to EN 1993-1-6" (ECneu) für Biegebeanspruchung.....	35
6. Gesamtdarstellung: Tragfähigkeit nach EN 1993- 1-1und lt. Vorschlag "Amendments to EN 1993-1-6"	38
7. Bisherige experimentelle Untersuchungen bei alleiniger Biegebeanspruchung...	40

7.1	Literaturstudie	40
7.2	Vergleich: Versuchsergebnisse mit EC und ECneu	42
8.	Tragfähigkeit auf Basis internationaler Normen	44
8.1	Tragfähigkeit nach BS 5950-1.....	44
8.1.1	Tragfähigkeit bei alleiniger Druckbeanspruchung.....	45
8.1.2	Tragfähigkeit bei alleiniger Biegebeanspruchung.....	45
8.2	Darstellung des Abminderungsfaktors χ für BS 5950-1.....	46
8.3	Vergleich: BS 5950-1 mit EC und ECneu.....	47
8.3.1	Hohlprofile unter alleiniger Drucknormalkraft.....	47
8.3.2	Hohlprofile unter alleiniger Biegung.....	49
8.4	Tragfähigkeit nach ANSI/AISC 360-10.....	50
8.4.1	Tragfähigkeit bei alleiniger Druckbeanspruchung.....	50
8.4.2	Tragfähigkeit bei alleiniger Biegebeanspruchung.....	51
8.5	Darstellung des Abminderungsfaktors χ für ANSI/AISC 360-10.....	52
8.6	Vergleich: AISC 360-10 mit EC und ECneu.....	53
8.6.1	Hohlprofile unter alleiniger Drucknormalkraft.....	53
8.6.2	Hohlprofile unter alleiniger Biegung.....	55
8.7	Vergleich: BS 5950-1 mit AISC 360-10.....	57
8.7.1	Hohlprofile unter alleiniger Drucknormalkraft.....	57
8.7.2	Hohlprofile unter alleiniger Biegung.....	58
TEIL II: Numerische Studie: Methodik und Vergleich mit Bemessungsregeln und Versuchen.....		59
9.	FEM-Modellierung.....	59
9.1	Allgemeines zur FEM-Diskretisierung.....	59
9.2	Durchführung der numerischen Traglastberechnung.....	63
10.	Hohlprofile unter alleiniger Drucknormalkraft.....	67
10.1	Beispiel $D/t=100$, $D=200\text{mm}$, $t=2\text{mm}$, S460.....	67
10.1.1	Vergleich der Verzweigungslast σ_{cr}	67
10.1.2	Gesamttragfähigkeit - GMNIA vs. EC.....	68
10.2	Serienrechnung - $N_{alleine}$: S235/460/770, $D/t=5\div 200$	70
11.	Hohlprofile unter alleiniger Biegung.....	71
11.1	Beispiel $D/t=100$, $D=200\text{mm}$, $t=2\text{mm}$, S460; EC vs. FEM.....	71
11.1.1	Vergleich der Verzweigungslast σ_{cr}	71
11.1.2	Gesamttragfähigkeit - GMNIA vs. EC.....	72

11.2	Serienrechnung - $M_{alleine}$: EC vs. FEM	74
11.3	Beispiel $D/t=100$, $D=200\text{mm}$, $t=2\text{mm}$, S460; ECneu vs. FEM	75
11.3.1	Vergleich der Verzweigungslast M_{cr} bzw. σ_{cr}	75
11.3.2	Gesamttragfähigkeit - GMNIA vs. ECneu.....	76
11.4	Serienrechnung - $M_{alleine}$: ECneu vs. FEM	77
11.5	Zusammenfassung - Beanspruchung $M_{alleine}$: Vergleich EC, ECneu und FEM	78
12.	Hohlprofile unter Drucknormalkraft und Biegung	79
12.1	Beispiel $D/t=100$; $D=200\text{mm}$, $t=2\text{mm}$, S460; $\alpha=56,25^\circ$; EC vs. FEM.....	79
12.1.1	Vergleich der Verzweigungslast σ_{cr}	79
12.1.2	Gesamttragfähigkeit - GMNIA vs. EC.....	80
12.2	Serienrechnung bei kombinierter Beanspruchung: EC vs. FEM.....	82
13.	Traglastvergleich: FEM-Simulation mit anderen internationalen Normen	85
13.1	Traglastvergleich mit BS 5950-1	85
13.1.1	Hohlprofile unter alleiniger Drucknormalkraft.....	85
13.1.2	Hohlprofile unter alleiniger Biegung.....	86
13.2	Traglastvergleich mit AISC 360-10 (AISC).....	87
13.2.1	Hohlprofile unter alleiniger Drucknormalkraft.....	87
13.2.2	Hohlprofile unter alleiniger Biegung.....	88
TEIL III: Zusammenfassung und Anhänge		89
14.	Zusammenfassung, Schlussfolgerungen und Ausblick.....	89
14.1	Zusammenfassung.....	89
14.2	Schlussfolgerungen und Ausblick	91
A.	Verzeichnisse	A.1
A.1	Literaturverzeichnis:.....	A.1
A.2	Tabellenverzeichnis.....	A.3
A.3	Abbildungsverzeichnis	A.3
B.	Hohlprofile unter Drucknormalkraft-Ergänzende Hinweise und Ergebnisse.....	B.1
B.1	Hohlprofile unter alleiniger Drucknormalkraft mit $\overline{\lambda}_{glob}=0,2$	B.1
B.2	Erhöhung der Elementanzahl	B.2
B.3	Änderung der Lagerung und der Belastung, der Imperfektion	B.3
C.	Unterschiedliche Formelzeichen in Eurocode, BS und ASIC	C.1
D.	Umrechnungsfaktor W_{pl}/W_{el}	D.1
E.	Ergänzende Daten zur Literaturstudie	E.1

TEIL I:Literaturstudie und Normenvergleich

1. Ziel und Umfang der Arbeit

1.1 Einleitung und Zielsetzung

Um den steigenden Anforderungen an Wirtschaftlichkeit und Nachhaltigkeit im Bauwesen gerecht zu werden, wird im konstruktiven Ingenieurbau, und insbesondere im Stahlbau, vermehrt auf hochfeste Werkstoffe gesetzt. Ziel ist es vorwiegend, das Eigengewicht und damit den Materialaufwand der Konstruktion auf ein Minimum zu reduzieren. Dies bedeutet hohe statische Ausnutzungsgrade aller Bauteile; es erlaubt Konstruktionen maximal ausnützen zu können, Gründungskosten zu sparen, und die Energiekosten bei der Herstellung der Stahlbleche und -profile zu minimieren.

Den im Stahlbau zurzeit am häufigsten verwendeten Stahlgüten wie S235, S355 und S460 werden daher in den nächsten Jahren vermehrt hochfeste Stähle mit Streckgrenzen $f_y > 460 \text{ N/mm}^2$ gegenübergestellt, falls dies konstruktiv und wirtschaftlich sinnvoll ist. Es ist dafür notwendig, dünnwandigere Profile und gleichzeitig höherfeste Stähle einzusetzen. Allerdings besteht bei dünnwandigen, hochfesten Profilen eine erhöhte Gefahr des globalen Knickens und des lokalen Beulens.

In dieser Arbeit wird dem Fokus auf *"runde Hohlprofile aus hochfestem Stahl"* gelegt, ein Spezialgebiet der Anwendung hochfester Stähle. In diesem Bereich ist die Fertigungstechnik für die Stähle und Profile schon sehr fortgeschritten, jedoch liegt zur Zeit – aufgrund unzureichenden Wissens über die tatsächliche Tragfähigkeit – noch ein beschränkter Absatzmarkt im Bauwesen vor.

Insbesondere werden *die Querschnittstragfähigkeit und das lokale Beulen von runden Hohlprofilen* und dessen Auswirkungen auf die Tragfähigkeit in dieser Arbeit näher betrachtet. In den Normen der Reihe EN 1993 (Eurocode 3) wird das lokale Beulen durch den Abminderungsfaktor χ berücksichtigt. Mithilfe dieses ermittelten Beiwertes wird die elastische Tragfähigkeit (gegeben durch „Fließen in der Randfaser“) des runden Hohlprofils reduziert.

Im Zuge dieser Masterarbeit soll u.a. herausgefunden werden, ob die angesetzte Reduzierung der Tragfähigkeiten durch das lokale Beulen tatsächlich gegeben ist und ob die Normen dies zutreffend abbilden. Dies erfolgt mittels numerischer Traglastberechnungen mit Hilfe der Software Abaqus, unter Ansatz realistischer Materialmodelle und Imperfektionen.

1.2 Umfang und Aufbau der Arbeit

In Kapitel 2 wird die Einteilung der Querschnitte (Querschnittsklassifizierung) für runde Hohlprofile bei Druck und/oder Biegung lt. EN 1933-1-1 [20] zusammengefasst. Desweiteren werden, je nach Querschnittsklasse, die verschiedenen Berechnungsformeln für die Bemessungswerte der Tragfähigkeit gezeigt.

In Kapitel 3 wird der Fokus auf die EN 1993-1-6 gelegt, auf die in der EN 1993-1-1 für Hohlprofile der Querschnittsklasse 4 verwiesen wird. Es werden alle zur Berechnung des Abminderungsfaktors χ notwendigen Berechnungsformeln lt. EN 1993-1-6 [19] angeführt. In weiterer Folge erfolgt die Darstellung des lt. EN 1993-1-6 berechneten Abminderungsfaktors χ für runde Hohlprofile mit den Stahlgüten S235, S355, S460, S550, S690 und S770, als Funktion des D/t-Verhältnisses.

Eine Gesamtdarstellung des Abminderungsfaktors χ für runde Hohlprofile unter Drucknormalkraft, Biegung und unter kombinierter Beanspruchung von Drucknormalkraft und Biegung und deren Erläuterung erfolgt lt. EN 1993- 1-1/1-6 in Kapitel 4.

In naher Zukunft sollen Änderungsvorschläge zur Berücksichtigung des lokalen Beulens bei runden Hohlprofilen unter Biegung, zusammengefasst im Dokument "Amendments to EN 1993-1-6" [17], in die bestehende Norm eingearbeitet werden. Aufgrund dessen werden auch für diesen Fall der reinen Biegung die zur Berechnung des Abminderungsfaktors relevanten Berechnungsformeln mit anschließender Darstellung der "Abminderungskurven" in Kapitel 5, angeführt. Anschließend werden die Verläufe der Abminderungskurven lt. "Amendments to EN 1993-1-6" mit den Verläufen lt. EN 1993- 1-1/1-6 verglichen.

(Anm.: Die Bezeichnung „EN 1993- 1-1/1-6“ bedeutet in dieser Arbeit, dass die Kombination der Tragfähigkeiten nach EN 1993-1-1 und EN 1993-1-6 betrachtet wird).

Anschließend erfolgt unter Berücksichtigung des Vorschlages "Amendments to EN 1993-1-6" und der EN 1993-1-1 eine Gesamtdarstellung aller Ergebnisse in Kapitel 6.

Bisherige experimentelle Studien, die sich mit dem Thema "Runde Hohlprofile unter Biegung" auseinander gesetzt haben, werden in Kapitel 7 zusammengefasst. Es werden die experimentell ermittelten Ergebnisse mit berechneten Werten lt. EN 1993- 1-1/1-6 verglichen.

In Kapitel 8 werden die Regeln für die Querschnittstragfähigkeit runder Hohlprofile in der britischen Norm BS 5950-1 [21] und in der US-amerikanischen Norm ANSI/AISC 360-10 [22] vorgestellt und mit der EN 1993- 1-1/1-6 und dem Vorschlag "Amendments to EN 1993-1-6" verglichen. Die Unterteilung der Querschnittsklassen und die Berechnungsergebnisse unterscheiden sich deutlich vom Eurocode.

Der zweite Teil der Masterarbeit beschäftigt sich mit numerischen Simulationen. Zunächst wird in Kapitel 9 die verwendete Berechnungsmethode in Abaqus vorgestellt und erläutert.

In Kapitel 10 bis 12 werden die Ergebnisse der numerischen Berechnung mit den Ergebnissen lt. EN 1993- 1-1/1-6 unter Drucknormalkraft (Kapitel 10), unter Biegung (Kapitel 11) und unter kombinierter Beanspruchung (Kapitel 12) verglichen. Für jede Beanspruchungsart wurde ein konkretes Beispiel durchgerechnet und präsentiert.

Die Ergebnisse lt. BS 5950-1 und lt. ANSI/AISC 360-10 werden mit den numerisch ermittelten Daten dargestellt und verglichen.

Abschließend wird in Kapitel 14 die Masterarbeit zusammengefasst und es werden Schlüsse daraus gezogen.

2. Regeln für runde Hohlprofile lt. EN 1993-1-1

Die EN 1993-1-1 [20] dient als Grundlage für die allgemeine Bemessung im Stahlbau. Für die Nachweise der Querschnittstragfähigkeit von runden Hohlprofilen und deren Berechnungsregeln, ist vorwiegend die Querschnittsklassifizierung von Bedeutung.

2.1 Klassifizierung der Querschnitte lt. EN 1993-1-1

Lt. EN 1993-1-1 [20] werden Querschnitte in vier Querschnittsklassen unterteilt, wobei bei runden Hohlprofilen bei Querschnitten der Klasse 4 - für diese wird das lokale Beulen bemessungsbestimmend - für den Querschnittsnachweis auf die EN 1993-1-6 [19] (Eurocode 3 für das Beulen von Schalenträgwerken, u.a. zylindrischen Behältern und Tanks!) verwiesen wird. Die Querschnittsklassen bei runden Hohlquerschnitten sind vom D/t - Verhältnis, d.h. von den Querschnittsabmessungen sowie von der Materialfestigkeit abhängig.

Für diese Arbeit ist insbesondere die Grenze $D/t = 90\epsilon^2$ zwischen den Querschnittsklassen 3 (lokales Beulen nicht maßgebend; es gilt EN 1993-1-1) und 4 (es gilt EN 1993-1-6) von Bedeutung. Man beachte, dass – anders als bei flachen Blechen – in diesem Fall keine Abhängigkeit vom Spannungsbild (reiner Druck, reine Biegung) erwähnt wird.

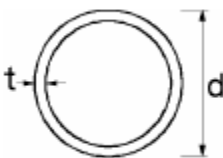
Runde Hohlquerschnitte						
						
Klasse	auf Biegung und/oder Druck beanspruchte Querschnittsteile					
1	$d/t \leq 50\epsilon^2$					
2	$d/t \leq 70\epsilon^2$					
3	$d/t \leq 90\epsilon^2$					
	ANMERKUNG Für $d/t > 90\epsilon^2$ siehe EN 1993-1-6.					
$\epsilon = \sqrt{235/f_y}$	f_y	235	275	355	420	460
	ϵ	1,00	0,92	0,81	0,75	0,71
	ϵ^2	1,00	0,85	0,66	0,56	0,51

Tabelle 2-1: Querschnittsklassifizierung lt. [20], S. 48

Anm.: Lt. EN 1993-1-6 wird der Innendurchmesser des Rohres/Schale/Zylinder mit den Formelzeichen "d" abgekürzt, während lt. EN 1993-1-1 [20] der Außendurchmesser des runden Hohlprofils mit "d" bezeichnet wird. Zudem wird in EN 1993-1-6 der mittlere Radius (bis zur Blechmitte) mit „r“ bezeichnet. Für eine bessere Übersichtlichkeit

werden in den folgenden Kapiteln der Außendurchmesser des Hohlprofils mit "D" und der Innendurchmesser mit "d" abgekürzt; „r“ bezeichnet weiterhin den mittleren Radius.

2.2 Beanspruchbarkeit der Querschnitte lt. EN 1993-1-1

2.2.1 Alleinige Druckbeanspruchung

Der Bemessungswert der Querschnitts-Normalkrafttragfähigkeit wird bei den Querschnitten der Klassen 1, 2 und 3 mithilfe der Querschnittsfläche A berechnet. Bei Querschnitten der Klasse 4 wird der Bemessungswert mithilfe der effektiven Querschnittsfläche - ident zur mit dem Abminderungsfaktor χ multiplizierten Querschnittsfläche A - ermittelt. Die Berechnung der effektiven Querschnittsfläche erfolgt für Zylinder/Rohre/Schalen lt. EN 1993-1-6 [19]. Es gilt: $A_{eff} = \chi * A$.

Bemessung auf Druck für die Querschnittsklassen 1, 2 und 3:

$$N_{c,Rd} = \frac{A * f_y}{\gamma_{M0}} \quad (2.1)$$

Bemessung auf Druck für die Querschnittsklasse 4:

$$N_{c,Rd} = \frac{A_{eff} * f_y}{\gamma_{M0}} \quad (2.2)$$

Anm.: Man beachte, dass dies die allgemeine Formulierung in EN 1993-1-1 ist. Bei Querschnitten aus flachen Blechen findet man – im Fall von Klasse 4-Querschnitten – in der dann gültigen EN 1993-1-5, Regeln zur Berechnung von A_{eff} , womit EN 1993-1-1 und EN 1993-1-5 „kompatibel“ sind. *Dies gilt bei runden Hohlprofilen allerdings nicht*, da in EN 1993-1-6 an keiner Stelle „ A_{eff} “ verwendet wird. In diesem Sinne sind EN 1993-1-1 und EN 1993-1-6 also „nicht kompatibel“. Für die weitere Betrachtung wurde aber vorausgesetzt, dass aus dem Abminderungsfaktor χ_x in EN 1993-1-6 (siehe Kapitel 3) äquivalent und gleichbedeutend ein „ A_{eff} “ berechnet werden kann (bzw. umgekehrt).

2.2.2 Alleinige Biegebeanspruchung

Der Bemessungswert der Momententragfähigkeit wird bei den Querschnitten der Klassen 1 und 2 mithilfe des plastischen Widerstandsmoments berechnet, während Querschnitte der Klasse 3 mithilfe des elastischen Widerstandsmoments und Querschnitte der Klasse 4 mithilfe des effektiven Widerstandsmoments zu ermitteln sind. Die Berechnung des effektiven Widerstandsmoments erfolgt für Zylinder/Rohre/Schalen lt. EN 1993-1-6 [19].

Bemessung auf Biegung für die Querschnittsklassen 1 und 2:

$$M_{Rd} = \frac{W_{pl} * f_y}{\gamma_{M0}} \quad (2.3)$$

$$W_{pl} = \frac{D^3 - d^3}{6} \quad (2.3b)$$

Bemessung auf Biegung für die Querschnittsklasse 3:

$$M_{Rd} = \frac{W_{el} * f_y}{\gamma_{M0}} \quad (2.4)$$

$$W_{el} = \frac{\pi}{32} * \frac{D^4 - d^4}{D} \quad (2.4b)$$

Bemessung auf Biegung für die Querschnittsklasse 4:

$$M_{Rd} = \frac{W_{eff} * f_y}{\gamma_{M0}} \quad (2.5)$$

Anm.: Die obige Anmerkung zu A_{eff} und EN 1993-1-6 gilt sinngemäß auch für W_{eff} .

Im Zuge der Masterarbeit werden grundsätzlich alle berechneten Werte für den Abminderungsfaktor χ auf den elastischen Abminderungsfaktor χ_{el} ($\chi_{el}=1,0$ wenn die elastische Tragfähigkeit, gegeben durch das Erreichen der Fließgrenze an der Randfaser, erreicht wird) bezogen. Somit ergibt sich bei Querschnitten der Klasse 1 und 2, durch die Umrechnung Plastisch/Elastisch, eine „Erhöhung“ des Abminderungsfaktors χ über den Wert 1,0 hinaus, da diese die höheren plastischen Querschnittstragfähigkeiten aufweisen.

Die Umrechnung Plastisch/Elastisch erfolgt mithilfe folgender Formel aus "Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures" [24]. Mithilfe dieser Formel (2.6) erfolgt die Umrechnung Plastisch/Elastisch wesentlich schneller, da keine plastischen und elastischen Widerstandsmomente für die jeweiligen runden Hohlprofile berechnet werden müssen.

$$\gamma = \frac{W_{pl}}{W_{el}} = \frac{4}{\pi} * \left(1 + \frac{t}{D} \right) \quad (2.6)$$

Im Zuge der Masterarbeit wird die Umrechnung Plastisch/Elastisch mit dem Formelzeichen $\gamma = \frac{W_{pl}}{W_{el}}$ abgekürzt und dabei wird immer die Formel (2.6) verwendet. Ab einem Verhältnis von $D/t \geq 25$ "pendelt" sich der Umrechnungsfaktor bei ca. 1,3 ein. Im Anhang (siehe Annex D) wird kurz gezeigt, dass die Umrechnung mithilfe der oben angeführten Formel (2.6) eine sehr gute Näherung darstellt.

2.2.3 Kombinierte Beanspruchung von Drucknormalkraft und Biegung

In der EN 1993-1-1 selbst gibt es keine Gleichung zur Berechnung der plastischen Tragfähigkeit für runde Hohlprofile bei kombinierter Beanspruchung von Drucknormalkraft und Biegung. Für diesen Lastfall wurde zur Berechnung des Abminderungsfaktors χ_M für runde Hohlprofile der Querschnittsklassen 1 und 2 folgende Gleichung, siehe Formel (2.7), aus dem Buch "Structural Stability of Hollow Sections" des Hohlprofil-Herstellersverbands CIDECT [23] herangezogen. Diese Regeln gelten als Eurocode - konform und Stand der Technik.

$$M_{Rd,N} = 1,04 * M_{pl} * (1 - n^{1,7}) \leq M_{pl} \quad (2.7)$$

$$\text{mit: } n = \frac{N}{N_{c,Rd}}$$

Hinweis zu Abminderungsfaktor χ_M und χ_N : Für die späteren Ergebnisvergleiche ist es sinnvoll bei kombinierter Beanspruchung (N+M) die resultierende Tragfähigkeit wieder auf die isolierten elastischen Tragfähigkeiten für $N_{alleine}$ ($N_{c,Rd}$) bzw. $M_{alleine}$ ($M_{Rd,el}=W_{el}*f_y$) zu beziehen. Dies erfolgt über die Abminderungsfaktoren χ_N und χ_M wobei gilt:

$$\chi_N = n$$

und

$$\chi_M = \frac{M_{Rd,N}}{M_{Rd,el}} = \frac{1,04 * W_{pl} * f_y * (1 - n^{1,7})}{W_{el} * f_y}$$

Abkürzungsverzeichnis zu diesem Abschnitt:

A.....Querschnittsfläche [mm²]

A_{eff}.....effektive Querschnittsfläche [mm²]

N_{c,Rd}.....Bemessungswert der Normalkrafttragfähigkeit bei Druck [N]

M_{pl}.....plastisches Biegemoment [Nmm]

M_{Rd}.....Bemessungswert der Momententragfähigkeit [Nmm]

W_{eff}.....effektives Widerstandsmoment [mm³]

W_{el}.....elastisches Widerstandsmoment [mm³]

W_{pl}.....plastisches Widerstandsmoment [mm³]

D.....Außendurchmesser [mm]

f_yStreckgrenze [N/mm²]

tDicke [mm]

γ_{M0}Teilsicherheitsbeiwert für Nachweise der Querschnittswiderstände

3. Nachweise nach EN 1993-1-6

In diesem Kapitel wird der Beulsicherheitsnachweis für unverteifte Kreiszyinderschalen mit konstanter Wanddicke lt. EN 1993-1-6 [19] gezeigt. Mit den unten angeführten Formeln kann für das durch Normalkraft (Druck) und/oder Biegung beanspruchte runde Hohlprofil, der Beulabminderungsfaktor χ ermittelt werden. Der Beulsicherheitsnachweis basiert auf Spannungen, d. h. mit dem Beulabminderungsfaktor χ wird die „ausnutzbare Spannung“, ausgehend von der Streckgrenze f_{yk} , reduziert. Dies darf nur bei elastischer Berechnung erfolgen. In Kapitel 3.4 werden ausschließlich die berechneten Werte lt. EN 1993-1-6 [19] für die bezogene Schlankheit $\bar{\lambda}$ und den Abminderungsfaktor χ in Abhängigkeit von D/t dargestellt. Anschließend werden im Kapitel 4 die ermittelten Werte für den Abminderungsfaktor χ lt. EN 1993-1-1/1-6 in einer Gesamtdarstellung gezeigt.

3.1 Formeln bei Druckbeanspruchung

$$r = \frac{D - t}{2} \quad (3.1)$$

(Siehe auch die Anmerkung am Ende von Abschnitt 2.1)

Herstelltoleranz- Qualitätsklasse	Beschreibung	Q
Klasse A	exzellent	40
Klasse B	hoch	25
Klasse C	normal	16

Tabelle 3-1: Q in Abhängigkeit von der Herstellqualität [19]

Für alle nachfolgenden Betrachtungen und Vergleiche wurde davon ausgegangen, dass für runde Hohlprofile die „Klasse A“ herangezogen werden kann. Man beachte, dass dies in EN 1993-1-6 und EN 1993-1-1 nicht explizit erwähnt wird.

$$\Delta w_k = \frac{1}{Q} * \sqrt{\frac{r}{t}} * t \quad (3.2)$$

$$\alpha = \frac{0,62}{1 + 1,91 * \left(\frac{\Delta w_k}{t}\right)^{1,44}} \quad (3.3)$$

$$\bar{\lambda}_0 = 0,20 \quad (3.4)$$

$$\beta = 0,60 \quad (3.5)$$

$$\eta = 1,00 \quad (3.6)$$

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{\alpha}{1 - \beta}} \quad (3.7)$$

$$\omega = \frac{L}{\sqrt{r * t}} \quad (3.8)$$

Anm.: L entspricht der Rohrlänge bzw. Zylinderlänge (vgl. Bild 3.1).

Für „kurze“ Zylinder. d.h. $\omega \leq 1,7$:

$$C_x = 1,36 - \frac{1,83}{\omega} + \frac{2,07}{\omega^2} \quad (3.9)$$

Für „mittellange“ Zylinder, d.h. $1,7 \leq \omega \leq 0,5 * \frac{r}{t}$:

$$C_x = 1,00 \quad (3.10)$$

Für „lange“ Zylinder, d.h. $\omega > 0,5 * \frac{r}{t}$:

(Werte C_{xb} nach Tab 3-2)

$$C_x = C_{x,N} \quad (3.11)$$

$$C_{x,N} = \max \left\{ 1 + \frac{0,2}{C_{xb}} * \left[1 - 2 * \omega * \frac{t}{r} \right], 0,60 \right\} \quad (3.12)$$

Anm.: Man beachte, dass die Bezeichnung „lange“ Zylinder natürlich keine absolute Bedeutung hat, sondern sich auf den Parameter ω und damit auf die Beziehung zwischen Länge, Durchmesser und Dicke bezieht. Die meisten hier betrachteten Stäbe (Stabstummel, „stubcolumns“) sind demnach „lange“ oder „mittellange“ Zylinder.

Fall	Zylinderende	Randbedingung	C_{xb}
1	Ende 1	BC 1	6
	Ende 2	BC 1	
2	Ende 1	BC 1	3
	Ende 2	BC 2	
3	Ende 1	BC 2	1
	Ende 2	BC 2	

Tabelle 3-2: Parameter C_{xb} [19] in Abhängigkeit der Randbedingung

Tabelle 3-2 beinhaltet einen von den Randbedingungen abhängigen Faktor; diese sind nachfolgend in Bild 3-1 dargestellt. Durch ein „Liniengelenk“ gelagerte Schalenränder (Querschnittsaussteifung des Rohres erforderlich) an beiden Enden entsprechen dem obigen „Fall 2“ (BC2 an beiden Enden), während starre dickwandige Kopfplatten in einem Rohr dem obigen Fall 1 entsprechen würden (BC1 an beiden Enden).

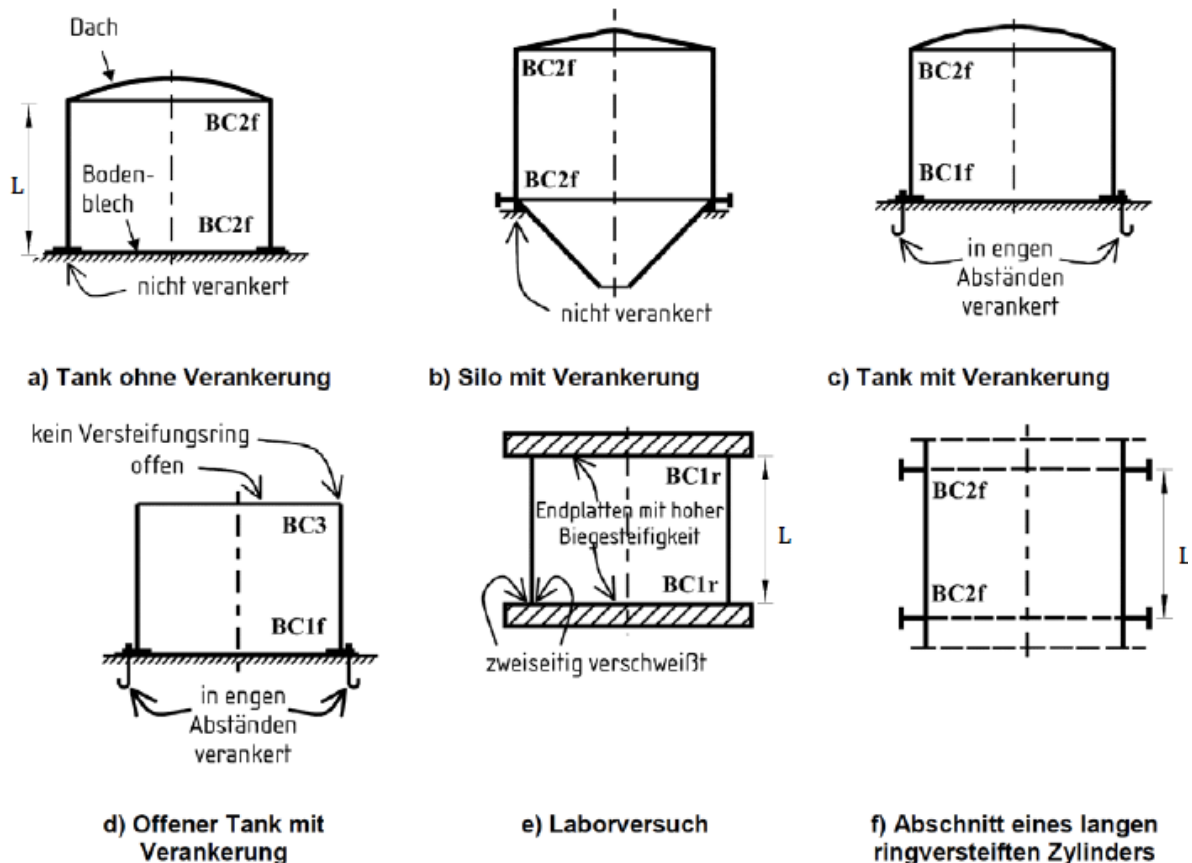


Bild 3-1: Randbedingungen von Schalen nach EN 1993-1-6

Ideale Beulspannung $\sigma_{x,Rcr}$:

$$\sigma_{x,Rcr} = 0,605 * E * C_x * \frac{t}{r} \quad (3.13)$$

Bezogene Schlankheit $\bar{\lambda}$:

$$\bar{\lambda}_x = \sqrt{\frac{f_{yk}}{\sigma_{x,Rcr}}} \quad (3.14)$$

Abminderungsfaktor χ :

$$\chi = 1,00 \text{ wenn } \bar{\lambda}_x \leq \bar{\lambda}_0 \quad (3.15)$$

$$\chi = 1 - \beta * \left(\frac{\bar{\lambda}_x - \bar{\lambda}_0}{\bar{\lambda}_p - \bar{\lambda}_0} \right)^\eta \text{ wenn } \bar{\lambda}_0 < \bar{\lambda}_x < \bar{\lambda}_p \quad (3.16)$$

$$\chi = \frac{\alpha}{\bar{\lambda}_x^2} \text{ wenn } \bar{\lambda}_p \leq \bar{\lambda}_x \quad (3.17)$$

Anm.: Die Formeln für die ideale Beulspannung und die Abminderungsfaktoren χ gelten auch bei Biegebeanspruchung und kombinierter Beanspruchung.

3.2 Formeln bei Biegebeanspruchung

Die oben angeführten Formeln (3.1) bis (3.3) und (3.5) bis (3.17) sowie die Tabellen 3-1 und 3-2 gelten auch bei Beanspruchung auf Biegung.

Anstatt Formel (3.4) gilt nun:

$$\bar{\lambda}_0 = 0,20 + 0,1 * \frac{\sigma_{xE,M}}{\sigma_{xE}} \quad (3.18)$$

Bei Beanspruchung auf reine Biegung gilt (siehe Bild 3-2): $\sigma_{xE,M} = \sigma_{xE}$

Daraus folgt:

$$\Rightarrow \bar{\lambda}_0 = 0,20 + 0,1 * 1,0 = 0,30$$

Für lange Zylinder ($\omega > 0,5 * \frac{r}{t}$) darf bei Erfüllung folgender Bedingungen

$$\frac{r}{t} \leq 150 \quad (3.19)$$

$$\omega \leq 6 * \frac{r}{t} \quad (3.20)$$

$$500 \leq \frac{E}{f_{yk}} \leq 1000 \quad (3.21)$$

der Faktor C_x mit folgender Formel (3.22) berechnet werden (ansonsten liegen in EN 1993-1-6 keine ergänzenden Angaben vor, sodass vereinfachend C_x für alleinige Druckbeanspruchung angesetzt werden sollte- siehe Abschnitt 3.1):

$$C_x = C_{x,N} * \frac{\sigma_{xE,N}}{\sigma_{xE}} + \frac{\sigma_{xE,M}}{\sigma_{xE}} \quad (3.22)$$

Bei reiner Biegung gilt (siehe Bild 3-2):

$$\sigma_{xE,N} = 0; \quad \frac{\sigma_{xE,M}}{\sigma_{xE}} = 1,0$$

$$C_x = C_{x,N} * 0 + 1,0 = 1,0$$

Für die ideale Beulspannung $\sigma_{x,Rcr}$, die Schlankheit $\bar{\lambda}_x$ und den Abminderungsfaktor χ gelten die Formeln (3.13) bis (3.17).

3.3 Formeln bei kombinierter Druck- und Biegebeanspruchung

Die oben angeführten Formeln (3.1) bis (3.3) und (3.5) bis (3.17) sowie die Tabellen 3-1 und 3-2 gelten auch bei Kombination aus Druckkraft und Biegung. Anstatt Formel (3.4) gilt wie bei Biegebeanspruchung Formel (3.18):

$$\bar{\lambda}_0 = 0,20 + 0,1 * \frac{\sigma_{xE,M}}{\sigma_{xE}} \quad (3.23)$$

Die Spannungen $\sigma_{xE,M}$ und σ_{xE} zeigt das Bild 3-2.

Daraus folgt durch Einführung des "Belastungswinkels" in dieser Arbeit (siehe Bild 3-2):

$$\Rightarrow \bar{\lambda}_0 = 0,20 + 0,1 * \frac{\sin \alpha}{\cos \alpha + \sin \alpha}$$

Wiederum, darf C_x unter Beachtung der in Kapitel 3.2 erwähnten Bedingungen ((3.19) bis (3.21)) folgendermaßen berechnet werden (mit $C_{x,N}$ nach Formel (3.12) und den Spannungen σ_x nach Bild 3-2):

$$C_x = C_{x,N} * \frac{\sigma_{xE,N}}{\sigma_{xE}} + \frac{\sigma_{xE,M}}{\sigma_{xE}} \quad (3.24)$$

Mit C_x nach Formel (3.24) ergibt sich die ideale Beulspannung $\sigma_{x,Rcr}$, die bezogene Schlankheit $\bar{\lambda}_x$ und der Abminderungsfaktor χ_{M+N} nach Formel (3.13) bis (3.17). Für eine übersichtliche Darstellung für alle möglichen Belastungsfälle: $N_{alleine}$, $M_{alleine}$, Kombination $M+N$ ist es sinnvoll das Gesamtergebnis χ_{M+N} nicht direkt darzustellen,

sondern zugehörige Abminderungsfaktoren χ_M und χ_N zu ermitteln, die sich wieder auf die Spannungsanteile $\sigma_{xE,M}$ und $\sigma_{xE,N}$ beziehen.

Dabei gilt:

$$\sigma_{x,Rd} = \chi_{M+N} * f_{yd} = \left(\chi_M * \frac{\sigma_{xE,N}}{\sigma_{xE}} + \chi_N * \frac{\sigma_{xE,M}}{\sigma_{xE}} \right) * f_{yd}$$

Jeder Belastungsfall $\frac{\sigma_{xE,M}}{\sigma_{xE,N}}$ kann übersichtlicher durch den "Belastungswinkel" α dargestellt werden, wie Bild 3-2 zeigt. Der Zusammenhang zwischen σ_{xE} , $\sigma_{xE,M}$, $\sigma_{xE,N}$ und dem "Belastungswinkel" α ergibt sich dabei nach Formel (3.25) bis (3.27). Dabei ist vorausgesetzt, dass im angeführten Grenzfall für alleinige Normalkraft ($\alpha=0^\circ$) bzw. alleinige Biegung ($\alpha=90^\circ$) $\sigma_{xE}=f_y$ gelten muss.

Zusammenhang zwischen den Spannungen $\sigma_{xE,i}$ und dem "Belastungswinkel" α (vgl. Bild 3-2):

$$\sigma_{xE,N} = \frac{N}{A} \triangleq \frac{A * f_y * \cos \alpha}{A} = f_y * \cos \alpha \quad (3.25)$$

Und

$$\sigma_{xE,M} = \frac{M}{W_{el}} \triangleq \frac{W_{el} * f_y * \sin \alpha}{W_{el}} = f_y * \sin \alpha \quad (3.26)$$

$$\sigma_{xE} = \sigma_{xE,N} + \sigma_{xE,M} = f_y * (\cos \alpha + \sin \alpha) \quad (3.27)$$

Das nachfolgende Bild 3-2 zeigt eine Darstellung des kombinierten Beanspruchungszustandes aus Druck N und Biegung M wobei jede Kombination von M und N durch einen "Belastungswinkel" α dargestellt werden kann.

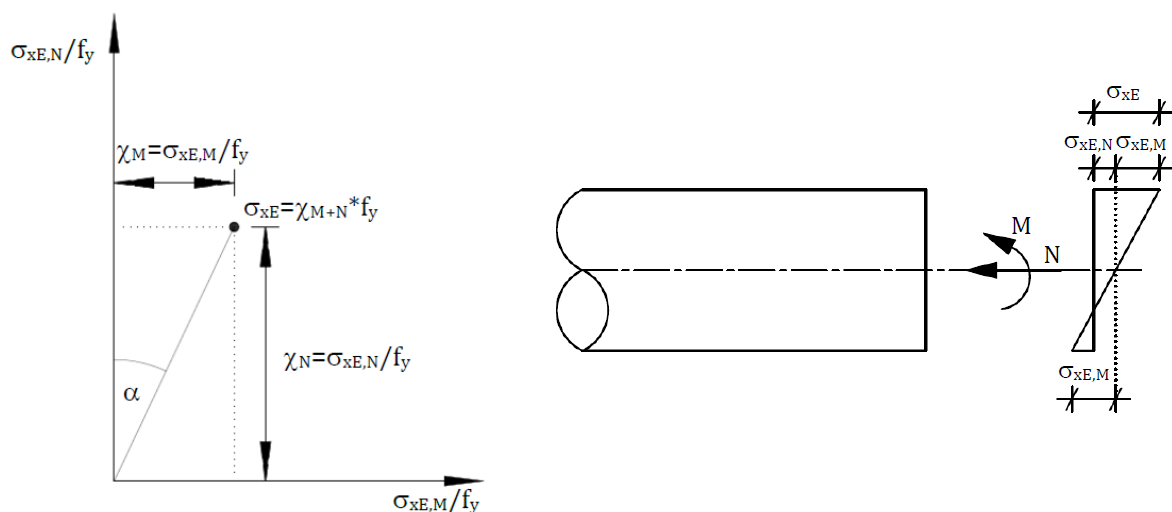


Bild 3-2: Belastungswinkel α in der "Belastungsebene" sowie Definition der Spannungen $\sigma_{xE,i}$

Daraus folgt:

$$\Rightarrow C_x = C_{x,N} * \frac{\cos \alpha}{\cos \alpha + \sin \alpha} + \frac{\sin \alpha}{\cos \alpha + \sin \alpha} \quad (3.28)$$

Abkürzungsverzeichnis für diesen Abschnitt

A.....Querschnittsfläche des Rohres[mm²]

C_x.....Faktor

C_{x,N}.....Parameter, abhängig von den Randbedingungen

C_{xb}.....Parameter, für den Einfluss der Randbedingungen auf die ideale elastische Meridianbeulspannung in langen Zylindern

D.....Rohraußendurchmesser [mm]

E.....Elastizitätsmodul [N/mm²]

L.....Zylinderlänge/Rohrlänge [mm]

Q.....Parameter, abhängig von der Herstellqualität

d.....Rohrinnendurchmesser [mm]

f_{yk}.....Streckgrenze des Stahls [N/mm²]

r.....Radius der Zylindermittelfläche [mm]

t.....Dicke der Schalenwand [mm]

Δw_k.....charakteristische Imperfektionsamplitude

α.....elastischer Imperfektions-Abminderungsfaktor

β.....plastischer Bereichsfaktor

η.....Beulkurvenexponent

α.....Winkel[Grad]

$\overline{\lambda}_0$vollplastischer Grenzschlankheitsgrad

$\overline{\lambda}_x$bezogener Schalenschlankheitsgrad

$\overline{\lambda}_p$teilplastischer Grenzschlankheitsgrad

- σ_{xE} Bemessungswert der Meridianspannung
- $\sigma_{xE,M}$ Anteil von σ_{xE} , der sich aus der Biegebeanspruchung ergibt
- $\sigma_{xE,N}$ Anteil von σ_{xE} , der sich aus der Normalkraftbeanspruchung ergibt
- $\sigma_{x,Rcr}$ ideale Beulspannung
- χ_M Beulabminderungsfaktor bei reiner Biegebeanspruchung
- χ_N Beulabminderungsfaktor bei reiner Normalkraftbeanspruchung
- χ_{M+N} Beulabminderungsfaktor bei kombinierter Beanspruchung
- ω dimensionsloser Längenparameter

3.4 Darstellung der bezogenen Schlankheit $\overline{\lambda}$ und des Abminderungsfaktors χ

Die Bilder in den Abschnitten 3.4.2 bis 3.4.4 zeigen nun in grafischer Form die Werte des Abminderungsfaktors χ , welche mithilfe der EN 1993-1-6 ermittelt wurden. Das bedeutet, dass - unabhängig von der tatsächlichen Querschnittsklasse - niemals Werte von $>1,0$ gezeigt werden. Die jeweiligen Querschnittsklassen von runden Hohlprofilen und deren Berechnung lt. EN 1993-1-1 werden erst im Kapitel 4 berücksichtigt.

3.4.1 Allgemeines

Um eine gewisse Bandbreite zu erhalten, wurden zu Beginn eine Reihe an D/t Verhältnissen zwischen 5 (dickwandig) und 200 (dünnwandig) gewählt. Mit den gewählten Außendurchmessern D von 200, 300, 400 und 500 mm und den bereits fixierten D/t-Verhältnissen wurden anschließend die notwendigen Wandstärken t für die jeweiligen Durchmesser und D/t-Verhältnisse errechnet. Die Berechnung der Abminderungsfaktoren erfolgt für all diese D/t-Verhältnisse, wobei nur die Wanddicke t des Hohlprofils variiert und der jeweilige Außendurchmesser D gleich bleibt. In den Formeln lt. EN 1993-1-6 werden hauptsächlich die r/t-Verhältnisse (Radius der Zylindermittelfläche/Wanddicke) herangezogen. Für die Darstellungen in dieser Masterarbeit wurde schließlich immer ein Außendurchmesser D=200 mm betrachtet, da die Abminderungskurven - bei Auftragung über dem D/t-Verhältnis - bei allen obigen Durchmessern gleich verlaufen.

Darstellungsform

Die Darstellung der berechneten Werte für die bezogene Schlankheit $\overline{\lambda}$ und den Abminderungsfaktor χ erfolgt nach einem festgelegten Schema. So wurde jeder Stahlgüte eine bestimmte Farbe zugewiesen. Beispielsweise werden in sämtlichen Bildern Kurven mit der Stahlgüte S235 violett dargestellt. Dieses Schema wird im Zuge der Masterarbeit immer beibehalten.

3.4.2 Beanspruchbarkeit bei alleiniger Drucknormalkraft

Anhand der in Kapitel 3 angeführten Formeln wurden "Kurven" für die bezogene Schlankheit $\overline{\lambda}$ und den Abminderungsfaktor χ , in Abhängigkeit von D/t für die Stahlgüten S235, S355, S460, S550, S690 und S770 erstellt.

Für die folgenden Bilder wurde die Länge der Hohlprofile fixiert, d.h. egal welche Stahlgüte das runde Hohlprofil vorweist, die Länge des Profils ändert sich nicht. Als

„Referenzlängen“ wurden die berechneten Längen des Hohlprofils mit der Stahlgüte S235 herangezogen, welche bei dieser Stahlgüte zu $\overline{\lambda}_{\text{glob}}=0,2$ führen (Schlankheit für globales Biegeknicken), während bei den anderen Stahlgüten (S355, S460, S550, S690 und S770) sich die Werte für die globale Schlankheit nun verändern ($\overline{\lambda}_{\text{glob}}>0,2$). Dies wird besonders später bei den numerischen Berechnungen von Bedeutung sein, während es bei der Berechnung der Normenwerte insofern von Vorteil ist, weil damit stets für ein D/t Verhältnis entweder „mittellange“ oder „lange“ Zylinder betrachtet wurden (und damit der gleiche Wert von C_x und somit $\sigma_{x,cr}$ gilt).

Anm.: In einer zweiten Testreihe wurden die Längen der Hohlprofile so gewählt, dass, egal welche Stahlgüte, der Wert der globalen Schlankheit immer $\overline{\lambda}_{\text{glob}}=0,2$ ergibt (siehe Annex B). Somit ändert sich in diesem Fall die Länge des betrachteten Hohlprofils, je nach gewählter Stahlgüte (kürzere Stäbe bei höherer Stahlgüte).

Bild 3-3 zeigt die nach den oben angeführten Formeln (siehe Kapitel 3.1) berechneten Werte der bezogenen Schlankheit $\overline{\lambda}$ bei alleiniger Beanspruchung des runden Hohlprofil auf Druck.

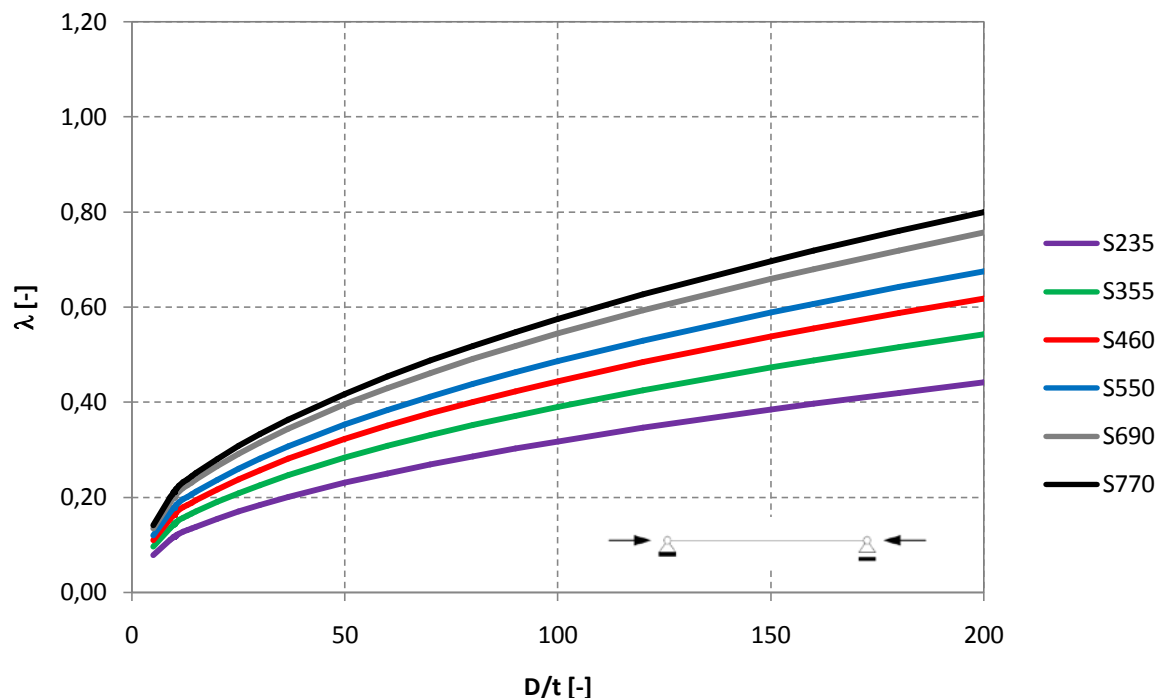


Bild 3-3: Bezogene Schlankheit $\overline{\lambda}$ in Abhängigkeit von D/t bei alleiniger Drucknormalkraft

Nachfolgend werden nun die Abminderungsfaktoren χ gezeigt. Die Tragfähigkeit von runden Hohlprofilen unter Drucknormalkraft wird beispielsweise bei der Stahlgüte S235 bereits ab einem D/t -Verhältnis von ca. 37 abgemindert (siehe Bild 3-4) - bei

höherer Stahlgüte beginnt dies bereits bei noch deutlich geringeren Querschnittsschlankheiten (D/t).

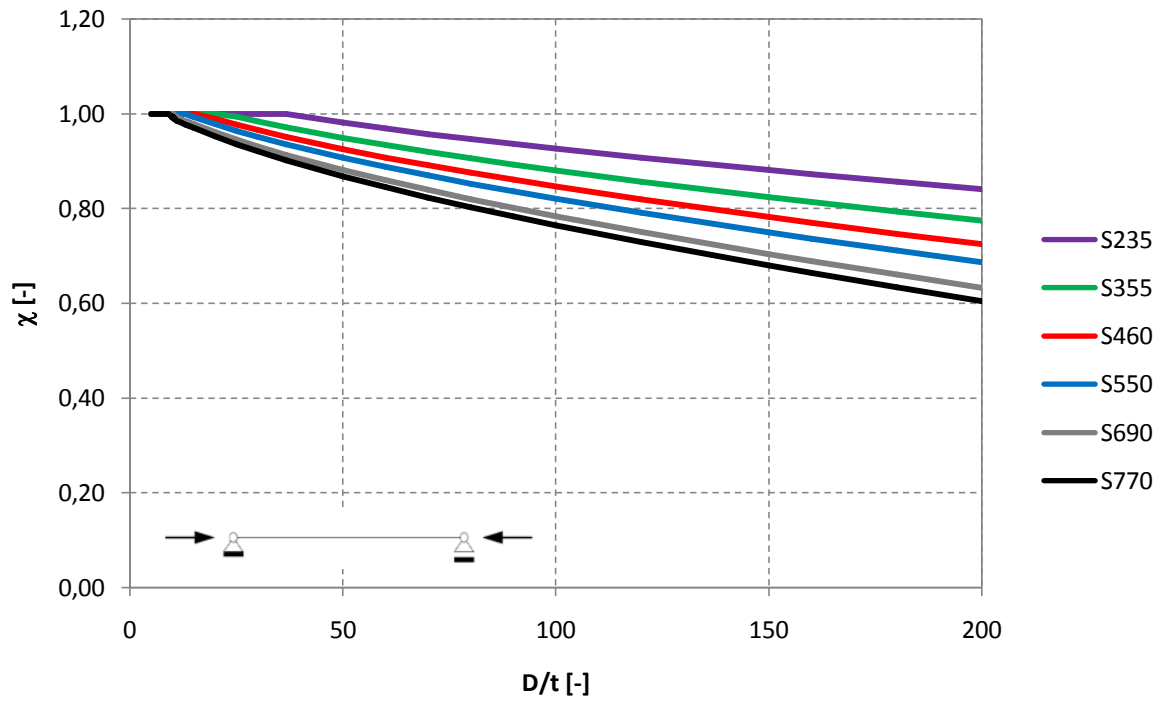


Bild 3-4: Abminderungsfaktor χ in Abhängigkeit von D/t bei alleiniger Drucknormalkraft

3.4.3 Beanspruchbarkeit bei alleiniger Biegung

Die in den Bildern 3-5 und 3-6 dargestellten Kurven wurden nach den Formeln lt. EN 1993-1-6 bei Beanspruchung des runden Hohlprofil auf reine Biegung (siehe Kapitel 3.2) berechnet.

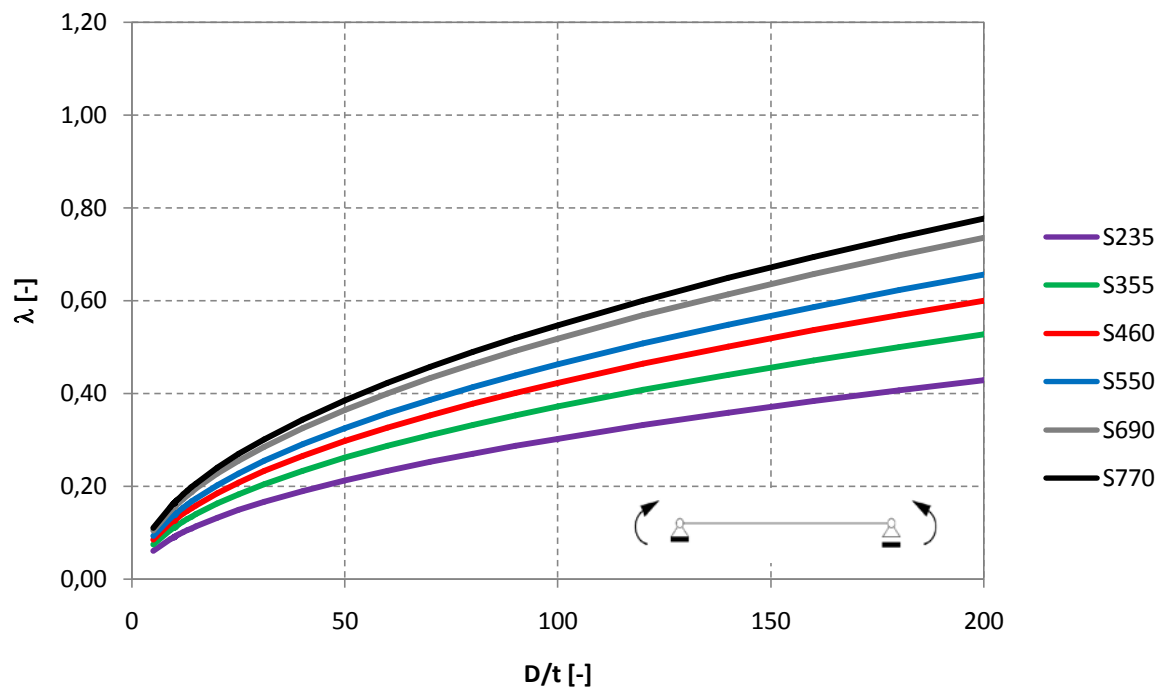


Bild 3-5: Bezogene Schlankheit $\bar{\lambda}$ in Abhängigkeit von D/t bei alleiniger Biegung

In Bild 3-6 werden die berechneten Werte für den Abminderungsfaktor χ lt. EN 1993-1-6 dargestellt. Die Werte beziehen sich auf den elastischen Abminderungsfaktor χ_{el} ($\chi_{el} \leq 1,0$) gegenüber der elastischen Querschnittstragfähigkeit. Obwohl die Abminderungskurven nur mithilfe der Formeln lt. EN 1993-1-6 berechnet werden, ist bereits hier erkennbar, dass eine Abminderung nicht exakt bei $D/t \leq 90 \cdot \varepsilon^2$ stattfindet. Beispielsweise wird bei der Stahlgüte S770 (für S770: $D/t \leq 90 \cdot \varepsilon^2 = 27,47$) der Abminderungsfaktor χ erst bei ca. $D/t = 31$ kleiner als 1,00.

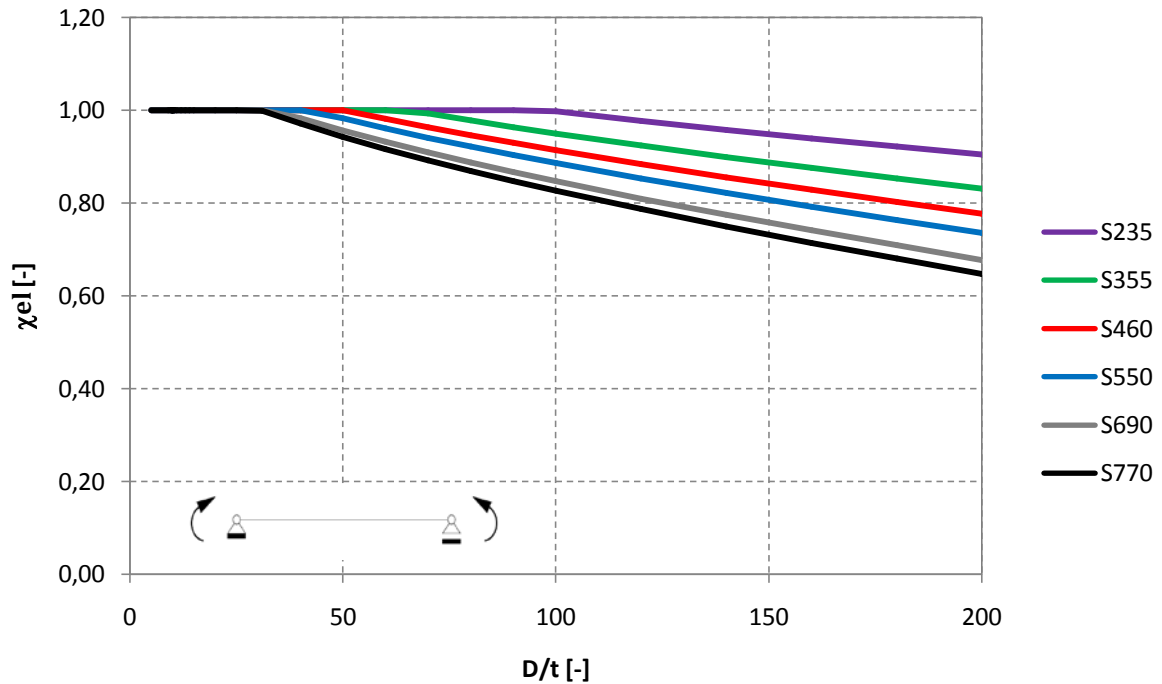


Bild 3-6: Abminderungsfaktor χ in Abhängigkeit von D/t bei Biegung

3.4.4 Beanspruchbarkeit bei kombinierter Beanspruchung (M+N)

Anhand der Formeln in Kapitel 3.3 kann der Abminderungsfaktor χ_{M+N} ermittelt werden. Die maximale Tragfähigkeit von runden Hohlprofilen bei kombinierter Beanspruchung von Drucknormalkraft und Biegung wird unter Zuhilfenahme des allgemeinen Abminderungsfaktors χ_{M+N} reduziert. Aufgrund des lokalen Beulens wird nur mehr eine um χ_{M+N} abgeminderte Tragfähigkeit erreicht (siehe Bild 3-7).

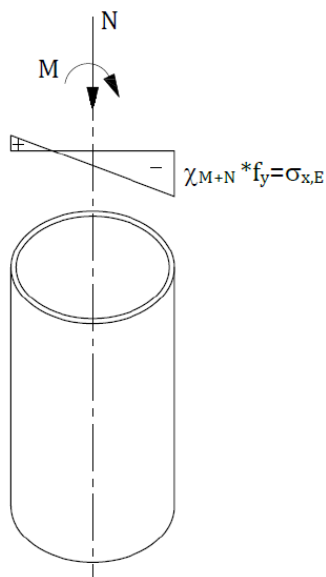


Bild 3-7: Kombinierte Beanspruchung M+N

Wie in Abschnitt 3.3 bereits erwähnt, ist für eine übersichtliche Darstellung aller Ergebnisse - inklusive χ_M für alleinige Biegung und χ_N für alleinige Normalkraft - eine unmittelbare Darstellung von χ_{M+N} nicht sinnvoll. Anstatt dessen wird wieder die anteilmäßige Abminderung für den aus Drucknormalkraftanteil und den Biegeanteil - in Form der anteiligen Abminderungsfaktoren χ_M und χ_N ermittelt. Es wird ein Koordinatensystem zur Ergebnisdarstellung erstellt, in dem χ_N auf der vertikalen Achse und χ_M auf der horizontalen Achse aufgetragen werden. Der Fall alleiniger Normalkraft ($\alpha=0^\circ$) bildet sich auf der Ordinate ab, der Fall alleiniger Biegung ($\alpha=90^\circ$) auf der Abszisse. Der Abminderungsfaktor χ_{M+N} hängt vom Winkel α ab (siehe Bild 3-2). Für einen gewissen Winkel α lässt sich nach Berechnung von $\chi_{M+N(\alpha)}$ der Wert von $\chi_{M(\alpha)}$ und $\chi_{N(\alpha)}$ über die folgenden trigonometrischen Beziehungen berechnen (siehe Bild 3-8 und Formeln (3.29) bis (3.34)).

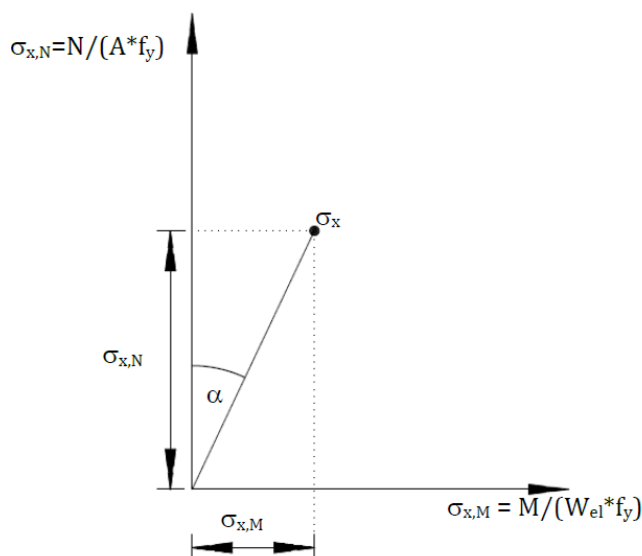


Bild 3-8: Trigonometrische Beziehungen zwischen $\sigma_{x,M}$ und $\sigma_{x,N}$

Grundsätzlich gilt (siehe Bild 3-2; ohne Index E):

$$\sigma_x = \sigma_{x,M} + \sigma_{x,N} \quad (3.29)$$

Bei Erreichen der Grenztragfähigkeit ergibt sich:

$$\sigma_{x,Rd} = \chi_{M+N(\alpha)} * f_{yd} \quad (3.30)$$

Für den alleinigen Normalspannungsanteil $\sigma_{x,N,Rd}$ gilt:

$$\sigma_{x,N,Rd} = \chi_{M+N(\alpha)} * f_{yd} * \frac{\sigma_{x,N}}{\sigma_x} \quad (3.31)$$

Bezieht man $\sigma_{x,N,Rd}$ auf f_{yd} , so erhält man den gesuchten Abminderungsanteil $\chi_{N(\alpha)}$:

$$\sigma_{x,N,Rd} = \chi_{N(\alpha)} * f_{yd} \quad (3.32)$$

Das Gleichsetzen von Gl. (3.31) mit (3.32) liefert, unter Berücksichtigung des "Belastungswinkels" α nach Gl. (3.25) und (3.27):

$$\begin{aligned}\chi_{N(\alpha)} &= \chi_{M+N(\alpha)} * \frac{\sigma_{x,N}}{\sigma_x} = \chi_{M+N(\alpha)} * \frac{\cos \alpha}{\cos \alpha + \sin \alpha} = \\ &= \chi_{M+N(\alpha)} * \left(\frac{1}{1 + \tan \alpha} \right)\end{aligned}\quad (3.33)$$

Für den alleinigen Biegespannungsanteil $\sigma_{x,M,Rd}$ ergibt sich sinngemäß zu Gl. (3.33) mit Gl. (3.26) und (3.27):

$$\begin{aligned}\chi_{M(\alpha)} &= \chi_{M+N(\alpha)} * \frac{\sigma_{x,M}}{\sigma_x} = \chi_{M+N(\alpha)} * \frac{\sin \alpha}{\cos \alpha + \sin \alpha} = \\ &= \chi_{M+N(\alpha)} * \frac{1}{\frac{1}{\tan \alpha} + 1}\end{aligned}\quad (3.34)$$

Wie bereits in Kapitel 3.4.2 beschrieben wurde für die folgenden Bilder eine Konstante d Länge der Hohlprofile festgelegt.

Als formale Kontrolle der Gl. (3.33) und (3.24) müssen die berechneten Abminderungsfaktoren lt. EC bei reiner Drucknormalkraft denselben Wert ergeben, wie die Berechnungen bei kombinierter Beanspruchung mit Drucknormalkraft und Biegung mit $\alpha=0^\circ$ lt. EC ($\chi_N=\chi_{M+N}$). Dasselbe gilt bei kombinierter Beanspruchung mit Drucknormalkraft und Biegung mit $\alpha=90^\circ$ und den berechneten Abminderungsfaktoren lt. EC bei reiner Biegung ($\chi_M=\chi_{M+N}$).

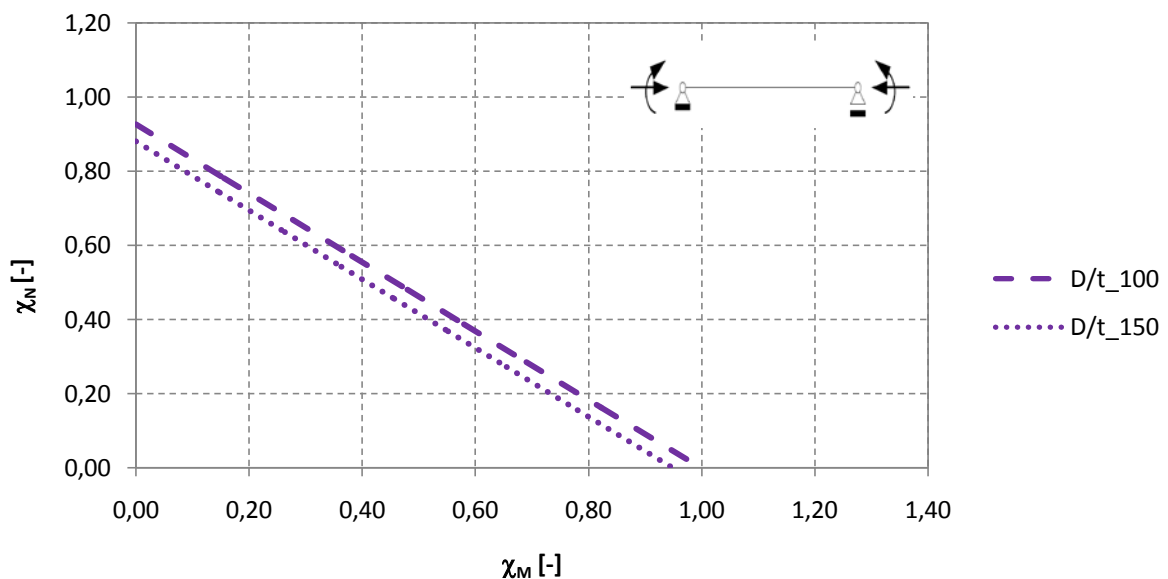


Bild 3-9: Abminderungsfaktoren χ_N und χ_M bei Stahlgüte S235

Der Verlauf der Abminderungskurve für $D/t=50$ wird erst im Kapitel 4.1.3 dargestellt, da die Querschnitte bei $D/t=50$ mit der Stahlgüte S235 in die Querschnittsklasse 1 fallen.

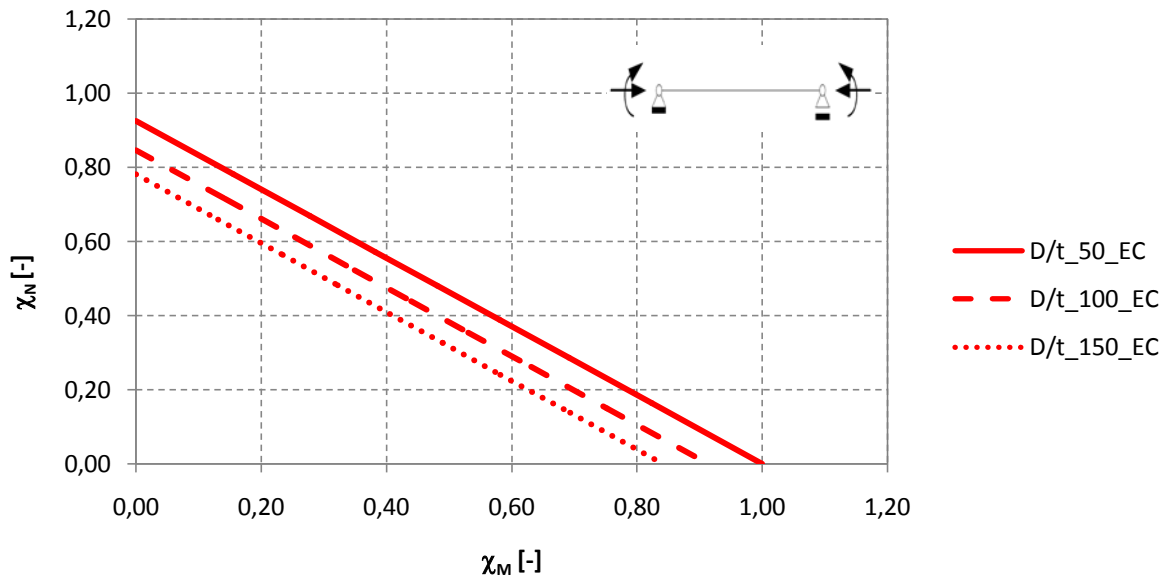


Bild 3-10: Abminderungsfaktoren χ_N und χ_M bei Stahlgüte S460

In den Bildern 3-9 bis 3-11 ist zu erkennen, dass der Abminderungsfaktor χ_N bei einem Winkel $\alpha=0^\circ$, d.h. alleiniger Normalkraft, nicht mehr 1,0 erreicht. Die maximale Tragfähigkeit wird aufgrund des lokalen Beulens bereits reduziert. Dasselbe gilt bei einem Winkel von $\alpha=90^\circ$, allerdings für reine Biegung. Je höher die Stahlgüte und je größer das D/t -Verhältnis, desto stärker wird die Tragfähigkeit abgemindert. Desweiteren ist zu erkennen, dass die Reduzierung durch den Abminderungsfaktor χ_M bei reiner Biegung ($\alpha=90^\circ$) niedriger ist, als durch den Abminderungsfaktor χ_N bei reiner Drucknormalkraft ($\alpha=0^\circ$).

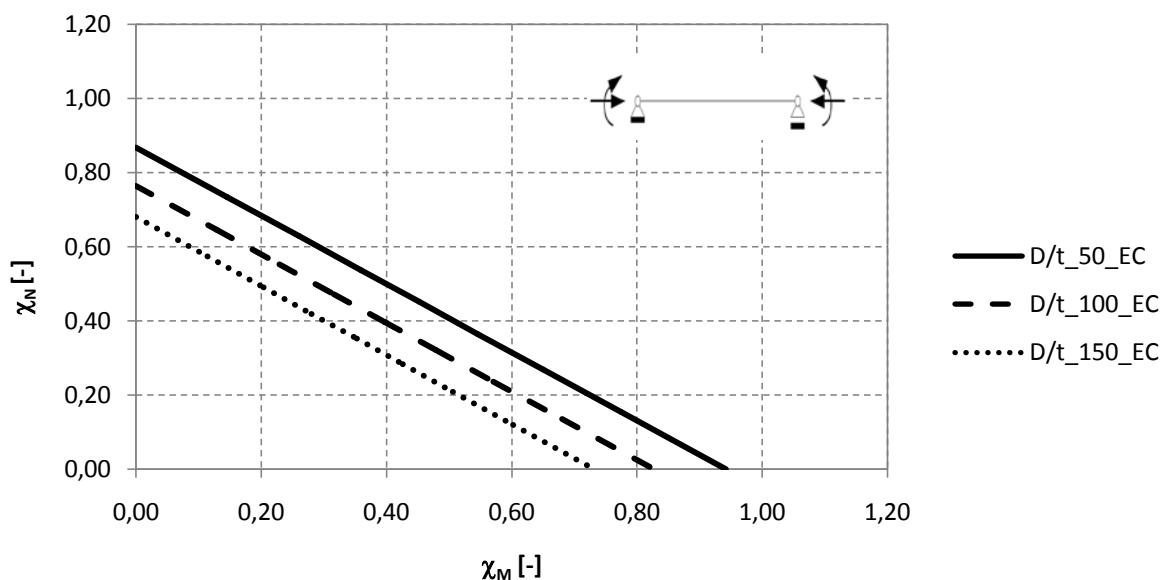


Bild 3-11: Abminderungsfaktoren χ_N und χ_M bei Stahlgüte S770

4. Gesamtdarstellung: Tragfähigkeit lt. EN 1993- 1-1/1-6 (EC) für alle Querschnittsklassen

In diesem Kapitel werden die berechneten Werte für den Abminderungsfaktor lt. EN 1993- 1-1/1-6, also für alle Querschnittsklassen, unter Beachtung sowohl von EN 1993-1-1 als auch von EN 1993-1-6, gezeigt. Die Berechnung erfolgt also, je nach Querschnittsklasse, entsprechend EN 1993-1-1 und EN 1993-1-6. In den Kapiteln 10,11 und 12 werden die berechneten Werte lt. EN 1993- 1-1/1-6, in Folge kurz "EC" genannt, mit den numerischen Werten verglichen.

4.1.1 Beanspruchbarkeit bei alleiniger Drucknormalkraft

In Bild 4-1 werden die berechneten Werte für den Verlauf des Abminderungsfaktors χ in Abhängigkeit vom Verhältnis D/t lt. EC dargestellt. Es ist bei allen Abminderungskurven ein Sprung im Verlauf zu sehen. Dieser Sprung entsteht durch die "Begrenzung" der Querschnittsklassen in EN 1993-1-1, welche nicht mit dem Beginn der Querschnittsabminderung laut EN 1993-1-6 „kompatibel“ ist. Lt. EN 1993-1-1 erfolgt der Wechsel von Querschnittsklasse 3 auf Querschnittsklasse 4 bei $D/t=90 \cdot \varepsilon^2$ (siehe Tabelle 2-1).

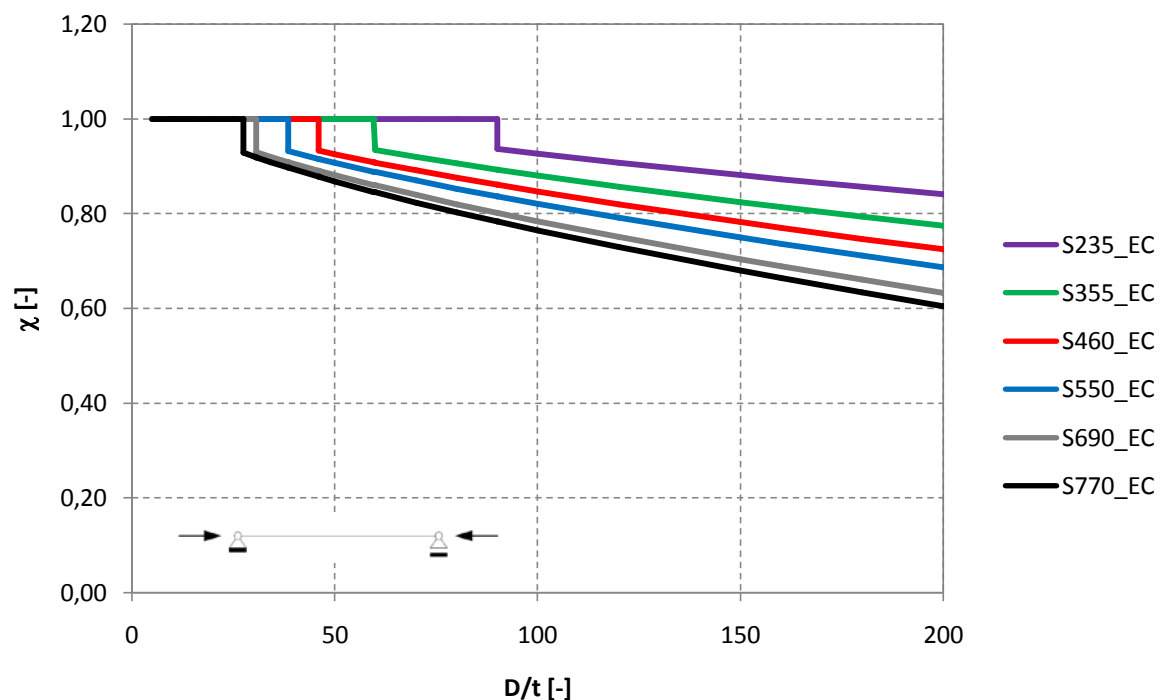


Bild 4-1: Abminderungsfaktor χ in Abhängigkeit von D/t bei alleiniger Drucknormalkraft

Wie bereits in Kapitel 3.4.2 erwähnt, erfolgt lt. EN 1993-1-6 beispielsweise bei Stahlgüte S235 bei Druckbeanspruchung eine Reduzierung der maximalen Tragfähigkeit durch den Abminderungsfaktor χ bereits bei ca. $D/t=37$. Lt. EN 1993-1-1 wird jedoch bis $D/t=90$ der Wert für den Abminderungsfaktor χ mit 1,0 angesetzt. Lt. EN 1991-1-1 wird zwar ab $D/t > 90 \cdot \varepsilon^2$ die EN 1993-1-6 herangezogen, anhand der Formeln erfolgt die Abminderung der Querschnittstragfähigkeit durch den Abminderungsfaktor χ jedoch bereits deutlich früher und nicht exakt ab $D/t > 90 \cdot \varepsilon^2$. Durch diesen Unterschied ergeben sich – bei allen Stahlgüten - die Sprünge in den Verläufen der Abminderungsfaktoren.

4.1.2 Beanspruchbarkeit bei alleiniger Biegung

Grundsätzlich werden alle berechneten Werte für den Abminderungsfaktor χ auf den elastischen Abminderungsfaktor χ_{el} - auf Basis der elastischen Querschnittstragfähigkeit - ($\chi_{el}=1,0$) bezogen. Somit ergibt sich durch die Umrechnung Plastisch/Elastisch eine Erhöhung des Abminderungsfaktors χ ($\chi > 1,0$) für die Querschnittsnachweise der Klasse 1 und 2, welche plastisch berechnet werden dürfen.

In Bild 4-2 ist ein "Sprung" im Verlauf erkennbar. Wie bereits in Kapitel 2 erwähnt, werden für runde Hohlprofile der Querschnittsklasse 1 und 2 plastische Widerstandsmomente herangezogen. Runde Hohlprofile der Querschnittsklasse 3 werden elastisch berechnet, wodurch der Sprung zwischen Querschnittsklasse 2 und 3 entsteht. Ab Querschnittsklasse 4 ($D/t > 90 \varepsilon^2$) wird bei runden Hohlprofilen auf die EN 1993-1-6 verwiesen. Lt. EN 1993-1-6 wird die Tragfähigkeit durch den Beulabminderungsfaktor χ abgemindert, d.h. erst ab Querschnittsklasse 4 fällt der Wert von χ unter 1,00.

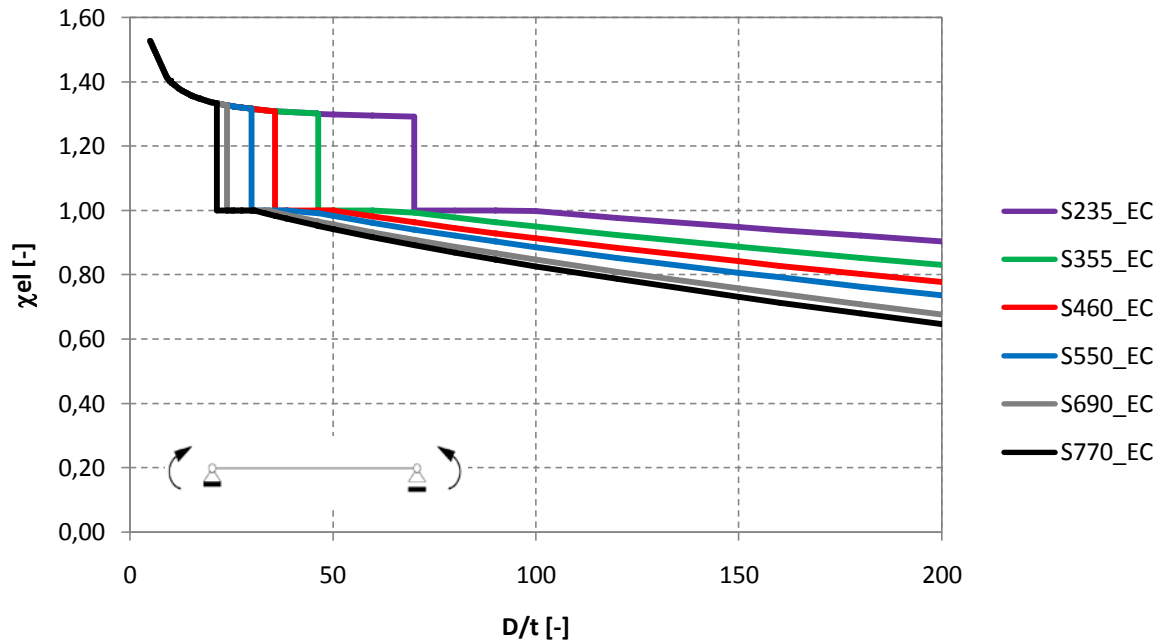


Bild 4-2: Abminderungsfaktor χ in Abhängigkeit von D/t bei alleiniger Biegung

Im Bereich $D/t=5$ bis 20 (siehe Bild 4-2) nähern sich die berechneten Werte für den Abminderungsfaktor χ asymptotisch an den Wert für $D/t=0$ an. Das Verhältnis D/t kann verständlicherweise nicht "Null" werden, da weder Durchmesser noch Wandstärke entsprechende Werte annehmen können. Asymptotisch bedeutet, dass sich die "Abminderungskurven" unendlich an die Ordinatenachse annähern.

Wie bereits in Kapitel 3.4.3 beschrieben, erfolgt eine Abminderung der Querschnittstragfähigkeit durch den Abminderungsfaktor χ auch bei Biegung nicht exakt bei $D/t=90 \cdot \varepsilon^2$. Beispielsweise wird bei der Stahlgüte S770 (für S770: $D/t=90 \cdot \varepsilon^2=27,47$) der Abminderungsfaktor χ erst bei ca. $D/t=31$ kleiner als 1,00 (siehe Bild 4-2). Lt. EN 1991-1-1 wird zwar ab $D/t > 90 \cdot \varepsilon^2$ die EN 1993-1-6 herangezogen, anhand der Formeln erfolgt die Abminderung der Querschnittstragfähigkeit durch den Abminderungsfaktor χ jedoch nicht exakt ab $D/t > 90 \cdot \varepsilon^2$, wodurch aber in diesem Fall keine Unstetigkeit zwischen Klasse 3 und 4 entsteht (da bei Biegung und „Klasse 4“ nach EN 1993-1-1 noch für etwas größere D/t Werte laut EN 1993-1-6 $\chi=1,0$ gilt), trotzdem ist eine Inkompatibilität der Normen festzustellen.

In Bild 4-3 werden die Werte der Abminderungsfaktoren als Funktion von $(D/t)/\varepsilon^2$ dargestellt. Der Wechsel von Querschnittsklasse 2 auf 3 erfolgt bei allen Stahlgüten bei $D/t=70 \cdot \varepsilon^2$. Die Abminderungskurven haben bei Querschnittsklasse 3 und 4 denselben Verlauf, da die D/t -Werte durch ε^2 dividiert werden, dies gilt sowohl für Klasse 3 als auch für die Abminderungswerte nach EN 1993-1-6 (bei Klasse 4). Aufgrund dessen wird die jeweilige Stahlgüte nicht mehr „sichtbar“.

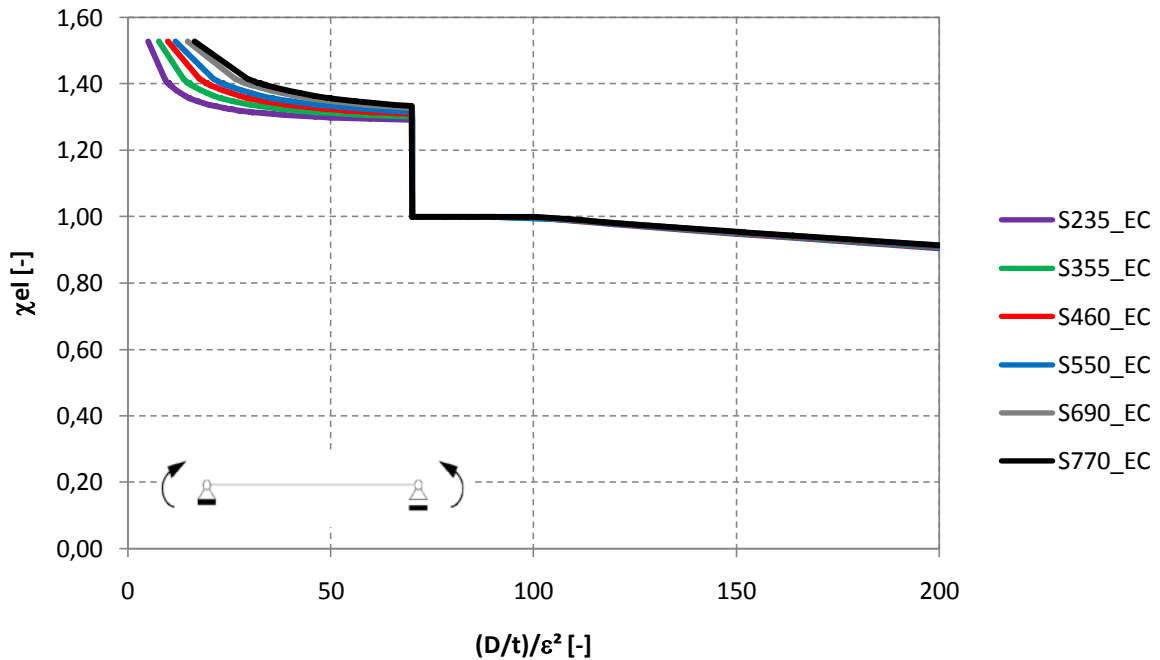


Bild 4-3: Abminderungsfaktor χ in Abhängigkeit von $(D/t)/\epsilon^2$ bei alleiniger Biegung

Die unterschiedlichen Verläufe im Bereich $(D/t)/\epsilon^2=5$ bis 70 entstehen hingegen durch die Umrechnung plastisch/elastisch.

4.1.3 Beanspruchbarkeit bei kombinierter Beanspruchung - M und N

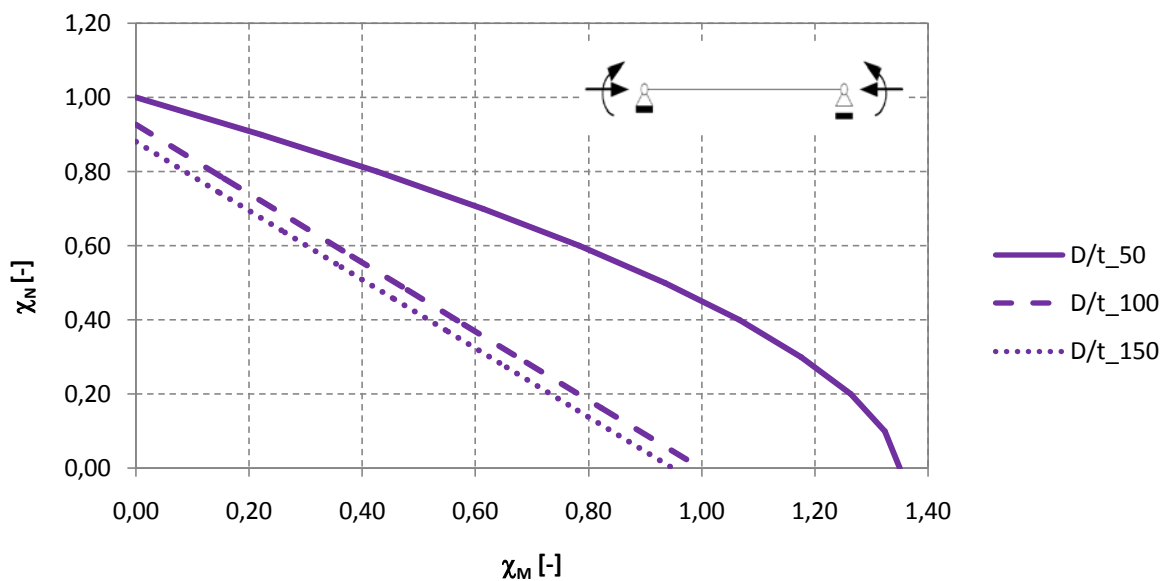


Bild 4-4: Abminderungsfaktoren χ_N und χ_M für Stahlgüte S235

Mithilfe der in Kapitel 2.2.3 angeführten Formel (2.7) ist der Verlauf der Abminderungskurve zwischen χ_N und χ_M bei $D/t=50$ für Stahlgüte S235 erstellt worden (siehe Bild 4-4) - hier liegt Querschnittsklasse 1 vor. Es ist zu erkennen, dass die Kurve

für D/t_{50} , welche lt. [23] berechnet wurde, nicht mit den Verläufen der Kurven von $D/t=100$ und 150 übereinstimmt. Desweiteren ist die Abminderung der Tragfähigkeit für runde Hohlprofile mit einem Verhältnis $D/t=50$ mit der Stahlgüte S235 größer, als für Hohlprofile mit einem D/t -Wert von 100 .

5. Nachweis nachVorschlag "Amendments to EN 1993-1-6" (ECneu)

Die "Evolution Group for EN 1993-1-6" hat eine Zusammenfassung an Änderungsvorschlägen für die EN 1993-1-6: 2007 [17] herausgegeben. Eine Aufnahme dieser Änderungen, kurz "ECneu" genannt, in die bestehende Norm ist für die Zukunft geplant, jedoch bis dato noch nicht fixiert (planmäßig: bis ca. 2019).

Der Hauptgrund für die Erarbeitung dieser Änderungsvorschläge lag in der „unbefriedigenden“ Beschreibung der Tragfähigkeit bei Biegung, da durch den spannungsbasierten Nachweis nach EN 1993-1-6 niemals eine (teil-)plastische Querschnittstragfähigkeit herangezogen werden konnte. Im Gegensatz zur EN 1993-1-6 [19] bezieht sich daher im neuen Vorschlag die Berechnung der Biegetragfähigkeit auf plastische Werte, d.h. mit dem Beulabminderungsfaktor χ wird die plastische Querschnittstragfähigkeit $M_{R,pl}$ abgemindert.

In Kapitel 5.2 werden die berechneten Werte für die bezogene Schlankheit $\bar{\lambda}$ und den Abminderungsfaktor χ lt. Vorschlag "Amendments to EN 1993-1-6" grafisch dargestellt. In Kapitel 5.3 werden die berechneten Werte lt. EN 1993- 1-1/1-6, kurz "EC" genannt, mit den berechneten Werten lt. Vorschlag von "Amendments to EN 1993-1-6", kurz "ECneu" genannt, verglichen. Anschließend werden im Kapitel 6 die ermittelten Werte für den Abminderungsfaktor χ lt. EN 1993- 1-1 und laut „ECneu“ grafisch dargestellt und erläutert.

5.1 Formeln bei Biegebeanspruchung

Geltungsbereich:

$$25 \leq \frac{r}{t} \leq 3000 \quad (5.1)$$

Die folgenden Formeln gelten in diesem angegebenen Bereich.

$$\omega = \frac{L}{\sqrt{r * t}} \quad (5.2)$$

$$\Omega = \frac{L}{r} \sqrt{\frac{t}{r}} = \frac{t}{r} * \omega \quad (5.3)$$

Der Parameter Ω dient als zusätzliche Kenngröße zur Definition der zutreffenden Zylinderlänge.

Längen- einteilung	Reichweite von ω	Reichweite von Ω	α_G
kurz	$3 \leq \omega \leq 4,8$		$1,93 - 0,5 * (\omega - 3,8)^2 - 0,44 * (\omega - 3,8)^3$
mittel	$4,8 \leq \omega < 8,6$		$0,85 + 0,029 * (\omega - 7,1)^2$
	$8,6 \leq \omega < 0,5 * \frac{r}{t}$		0,92
mittel - lang		$0,5 \leq \Omega < 7,0$	$1,07 * \left(\frac{1 - 0,22 * \Omega + 0,061 * \Omega^{2,94}}{1 + 0,12 * \Omega^{2,94}} \right)$
lang		$\Omega \geq 7,0$	0,516

Tabelle 5-1: Geometrischer Reduktionsfaktor α_G [17]

$$\alpha_I = \frac{1}{1 + 2,00 * \left(\frac{\Delta w_k}{t}\right)^{0,8}} \quad (5.4)$$

$$\Delta w_k = \frac{1}{Q} * \sqrt{r * t} \quad (5.5)$$

Herstelltoleranz- Qualitätsklasse	Beschreibung	Q
Klasse A	exzellent	40
Klasse B	hoch	25
Klasse X	normal	16

Tabelle 5-2: Q in Abhängigkeit von der Herstellqualität [17]; Anm.: ident zu Tab. 3-1

$$\alpha = \alpha_G * \alpha_I \quad (5.6)$$

$$\beta = 1 - \frac{0,60}{1 + 1,2 * \left(\frac{\Delta w_k}{t}\right)^{0,8}} \quad (5.7)$$

$$\eta = \frac{1}{1 + 0,40 * \left(\frac{\Delta w_k}{t}\right)^{0,8}} \quad (5.8)$$

$$\bar{\lambda}_0 = 0,30 \quad (5.9)$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{R_{pl}}{R_{cr}}} = \sqrt{\frac{M_{R,pl}}{M_{R,cr}}} \quad (5.10)$$

$$M_{R,pl} = 4 * r^2 * t * f_y \quad (5.11)$$

$$M_{R,cr} = 1,813 * C_m * \frac{E}{\sqrt{1 - \nu^2}} * r * t^2 \approx 1,90 * C_m * E * r * t^2 \quad (5.12)$$

$$'C_m = 1 + \frac{4}{\omega^2} \quad (5.13)$$

Abminderungsfaktor χ :

$$\chi = \chi_h - \frac{\bar{\lambda}}{\bar{\lambda}_0} * (\chi_h - 1) \text{ wenn } \bar{\lambda} \leq \bar{\lambda}_0 \quad (5.14)$$

Vereinfachte, konservative Annahme: $'\chi_h = 1,00$

daraus folgt:

$$\Rightarrow \chi = 1,00 \text{ wenn } \bar{\lambda} \leq \bar{\lambda}_0$$

$$\chi = 1 - \beta * \left(\frac{\bar{\lambda} - \bar{\lambda}_0}{\bar{\lambda}_p - \bar{\lambda}_0} \right)^n \text{ wenn } \bar{\lambda}_0 < \bar{\lambda} < \bar{\lambda}_p \quad (5.15)$$

$$\chi = \frac{\alpha}{\bar{\lambda}^2} \text{ wenn } \bar{\lambda}_p \leq \bar{\lambda} \quad (5.16)$$

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{\alpha}{1 - \beta}} \quad (5.17)$$

$$M_{R,k} = \chi * M_{R,pl} \quad (5.18)$$

Abkürzungsverzeichnis für diesen Abschnitt

C_mFaktor

E Elastizitätsmodul [N/mm²]

ITrägheitsmoment [mm⁴]

L Zylinderlänge/Rohrlänge [mm]

$M_{R,cr}$ elastische kritische Beultragfähigkeit

$M_{R,k}$charakteristische Beultragfähigkeit

$M_{R,pl}$plastische Querschnittstragfähigkeit

QParameter, abhängig von der Herstellqualität

r Radius der Zylindermittelfläche [mm]

t Dicke der Schalenwand [mm]

Δw_kcharakteristische Imperfektionsamplitude

αelastischer Beul-Abminderungsfaktor

α_Ggeometrischer Reduktionsfaktor

α_IImperfektions-Reduktionsfaktor

βplastischer Bereichsfaktor

ηInteraktionsexponent

$\bar{\lambda}_0$ bezogene Plateauschlankheit

$\bar{\lambda}_x$ bezogene Schlankheit

$\bar{\lambda}_p$ teilplastischer Grenzschlankheitsgrad

f_yStreckgrenze des Stahls [N/mm²]

χelastisch-plastischer Beulabminderungsfaktor

ωdimensionsloser Längenparameter

Ωdimensionslose Länge des Zylinders

5.2 Darstellung der bezogenen Schlankheit $\bar{\lambda}$ und des Abminderungsfaktors χ

Wie bereits in Kapitel 3.4.1 beschrieben, wurde jeder Stahlgüte bei den grafischen Darstellungen eine Farbe zugewiesen. Um die Bilder noch übersichtlicher zu gestalten, erfolgt die Darstellung der berechneten Werte nach einem festgelegten Schema. Die "Kurven", die lt. EC berechnet wurden, sind als durchgezogene Linien und die "Kurven", welche lt. ECneu berechnet wurden, sind als strichlierte Linien dargestellt.

Mithilfe der in Kapitel 5.1 angeführten Formeln wurden die "Kurven" für die bezogene Schlankheit $\bar{\lambda}$ (siehe Bild 5-1) und den Abminderungsfaktor χ (siehe Bild 5-2) erstellt. Die jeweiligen Querschnittsklassen von runden Hohlprofilen und deren Berechnung lt. EN 1993-1-1 werden erst im Kapitel 6 berücksichtigt. In diesem Kapitel wurden die bezogene Schlankheiten und der Abminderungsfaktor ausschließlich mithilfe der Formeln lt. "Amendments to EN 1993-1-6", kurz "ECneu", berechnet – d.h. unter Berücksichtigung von M_{pl} des Rohres unter der Wurzel des Formelausdrucks (5.10) für die bezogene Schlankheit.

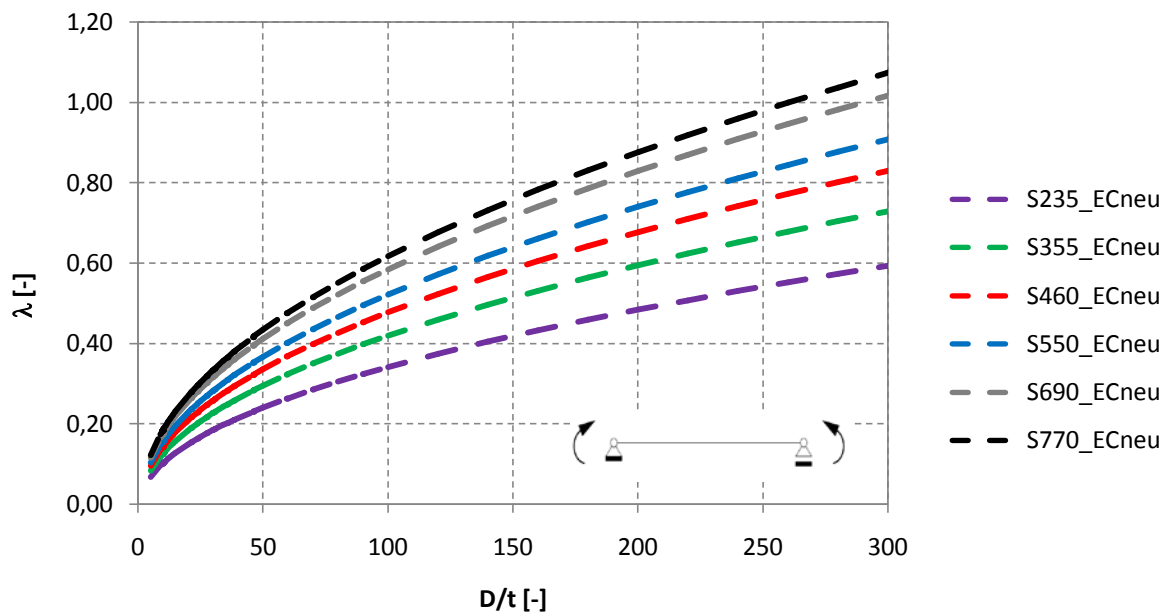


Bild 5-1: Bezogene Schlankheit $\bar{\lambda}$ bei alleiniger Biegung lt. Vorschlag "Amendments to EN 1993-1-6"

Nachfolgend werden schließlich die Abminderungsfaktoren χ dargestellt. Zu beachten ist, dass die Berechnung lt. Vorschlag "Amendments to EN 1993-1-6" plastisch erfolgt, d.h. der Abminderungsfaktor χ mindert die plastische Momententragfähigkeit des runden Hohlprofils ab. In der Darstellung wird jedoch – zur besseren Vergleichbarkeit mit

allen anderen Ergebnissen – wiederum der Bezug zur elastischen Querschnittstragfähigkeit und damit zu χ_{el} hergestellt.

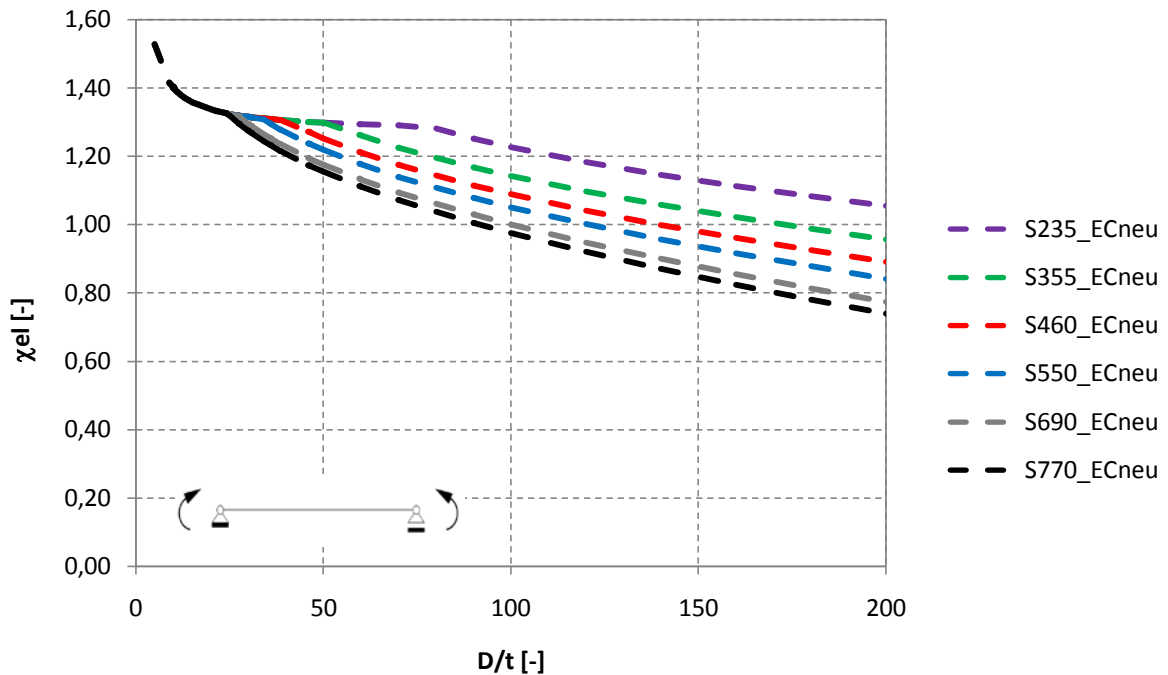


Bild 5-2: Abminderungsfaktor χ bei Biegung lt. Vorschlag "Amendments to EN 1993-1-6" - Bezug auf die elastische Querschnittstragfähigkeit

Die in Kapitel 5.1 (siehe Formel (5.1)) erwähnte Limitierung von r/t (Radius der Schalenmittelfläche/Schalenwanddicke) wurde wiederum nicht berücksichtigt, zumindest nicht für den Bereich von 0 bis 25 (entspricht etwa $D/t < 50$), da lt. den angegebenen Formeln der Abminderungsfaktor χ maximal den Wert 1,0 erreichen kann. Allerdings werden - wie erwähnt - alle berechneten Werte auf den elastischen Abminderungsfaktor χ_{el} bezogen. Somit ergibt sich durch die Umrechnung Plastisch/Elastisch eine scheinbare "Erhöhung" des Abminderungsfaktors χ , welcher nun jedoch die geringere elastische Momententragfähigkeit abmindert. Wie bereits im Kapitel 4.1.2 erwähnt wird, nähern sich die "Abminderungskurven" asymptotisch an den Wert $D/t=0$ an.

5.3 Vergleich: EN 1993- 1-1/1-6 (EC) mit Vorschlag"Amendments to EN 1993-1-6" (ECneu) für Biegebeanspruchung

Die "Abminderungskurven" lt. ECneu für Biegung weisen, im Gegensatz zu den Abminderungskurven lt. derzeitigem EC, keinen Sprung auf (siehe Bild 5-3). Die Werte für den Abminderungsfaktor χ sinken nun kontinuierlich ab, d.h. die resultierende Querschnittstragfähigkeit wird kontinuierlich kleiner, während die "Abminderungskurven" lt. EC einen Sprung zwischen Querschnittsklasse 2 und 3

aufweisen (siehe Kapitel 2). Bei $\chi=1,0$ ist ein Plateau bei Berechnung lt. EC für die Querschnittsklasse 3 erkennbar.

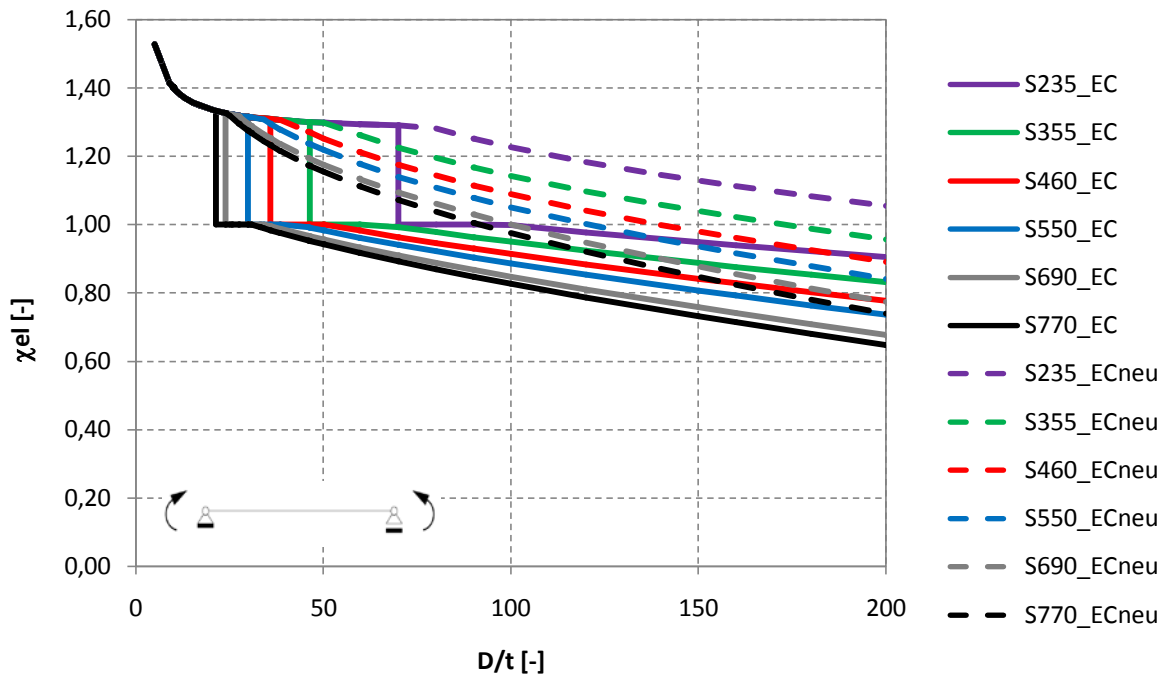


Bild 5-3: Vergleich: Abminderungsfaktor χ bei Biegung lt. EC und lt. ECneu" - Bezug auf die elastische Querschnittstragfähigkeit

Allgemein sind die Werte für den Abminderungsfaktor χ lt. derzeitigem EC kleiner als lt. ECneu, d.h., dass die Tragfähigkeit lt. ECneu deutlich größer ist als lt. EC. Umso höher die gewählte Stahlgüte ist, umso niedriger ist die Differenz zwischen den berechneten Abminderungsfaktoren. Die Werte lt. EC und lt. ECneu für den Abminderungsfaktor χ sind im Bereich $D/t=20$ bis maximal 70, je nachdem welche Stahlgüte betrachtet wird, annähernd gleich - darüber hinaus liegen jedoch große Unterschiede vor. Als Grenze $(D/t)_{\text{Plateau}}$, ab der nach "ECneu" mit einer Abminderung der Querschnittstragfähigkeit zu rechnen ist, ergibt sich zu:

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{M_{R,pl}}{M_{R,cr}}} = \sqrt{\frac{4 * r^2 * t * f_y}{1,90 * C_m * E * r * t^2}} = \sqrt{\frac{4 * f_y}{1,90 * C_m * E}} * \sqrt{\frac{r}{t}}$$

Anm.: mit Formel (5.11) und (5.12)

Daraus folgt:

$$\begin{aligned} \bar{\lambda}_{\text{Plateau}} = 0,3 &\approx \sqrt{\frac{4 * f_y}{1,9 * C_m * E}} * \sqrt{\left(\frac{r}{t}\right)_{\text{Plateau}}} \approx \sqrt{\frac{4 * f_y}{1,90 * C_m * E}} * \sqrt{\left(\frac{D}{2 * t}\right)_{\text{Plateau}}} \\ &\Rightarrow 0,3^2 \approx \frac{4 * f_y}{3,8 * C_m * E} * \left(\frac{D}{t}\right)_{\text{Plateau}} \end{aligned}$$

$$\Rightarrow \left(\frac{D}{t}\right)_{\text{Plateau}} \approx 0,3^2 * \frac{3,8 * C_m * E}{4 * f_y} = 0,3^2 * \frac{3,8 * C_m * 210\,000}{4 * f_y} = 17955 * \frac{C_m}{f_y}$$

$$\text{Mit: } \varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}}$$

$$\Rightarrow \left(\frac{D}{t}\right)_{\text{Plateau}} \approx \frac{17955}{235} * C_m * \varepsilon^2$$

$$\Rightarrow \left(\frac{D}{t}\right)_{\text{Plateau}} \approx C_m * 76,4 * \varepsilon^2$$

Wobei $C_m \approx 1,00$ (Formel (5.13)) ist, somit ergibt sich:

$$\Rightarrow \left(\frac{D}{t}\right)_{\text{Plateau}} \approx 76,4 * \varepsilon^2 \quad (5.19)$$

Mit der oben angeführten Gleichung soll gezeigt werden, dass die Abminderung lt. ECneu nicht exakt beim Sprung von Querschnittklasse 2 auf 3 lt. EN 1993-1-1 bei $D/t=70*\varepsilon^2$ (siehe Tabelle 2-1) beginnt, sondern ab $D/t=76,4*\varepsilon^2$ (siehe Formel (5.19)).

Wie in Kapitel 4.1.2 beschrieben, werden grundsätzlich alle berechneten Werte für den Abminderungsfaktor χ auf den elastischen Abminderungsfaktor χ_{el} ($\chi_{el}=1,0$) bezogen. Somit ergibt sich durch die Umrechnung Plastisch/Elastisch (mit Formel (2.6)) eine Erhöhung des Abminderungsfaktors χ für die Querschnittsnachweise der Klasse 1 und 2, welche plastisch berechnet werden. Im Bereich $D/t=5$ bis 20 (siehe Bild 5-3) nähern sich die berechneten Werte für den Abminderungsfaktor χ asymptotisch an den Wert $D/t=0$ an.

6. Gesamtdarstellung: Tragfähigkeit nach EN 1993-1-1 und lt. Vorschlag "Amendments to EN 1993-1-6"

Der Berechnungsvorschlag lt. ECneu gilt (nach strenger Lesart) für alle runden Hohlprofile, die die in Formel (5.1) angegebene Limitierung erfüllen. In diese Limitierung fallen runde Hohlprofile der Klasse 1, 2,3 und 4, auch wenn nicht dezidiert angegeben wird, dass die Querschnittsklassen 1, 2 und 3 mit enthalten sind und damit berechnet werden können. Das bedeutet, dass die Querschnittsnachweise für Rohre nicht mehr lt. EN 1993-1-1 (siehe Kapitel 2.1) berechnet werden, sondern allgemein für Schalen/Zylinder/Rohre lt. ECneu ("Amendments to EN 1993-1-6") ohne Berücksichtigung der Querschnittsklasse ermittelt werden können.

Anwendungstechnisch ergeben sich allerdings Probleme, da lt. EN 1993-1-1 (Kapitel 2) erst für die Querschnittsklasse 4 die EN 1993-1-6 herangezogen werden muss. Wenn jemand für ein rundes Hohlprofil einen Querschnittsnachweis berechnet, wird er wie in EN 1993-1-1 angegeben vorgehen, d.h. die Nachweise für die Querschnittsklassen 1 und 2 erfolgen plastisch (siehe Formel (2.3)), während der Nachweis für die Querschnittsklasse 3 elastisch (siehe Formel (2.4)) zu ermitteln ist. Im folgenden Bild 6-1 wird dargestellt, wie sich die Werte des Abminderungsfaktor χ verändern, wenn der Anwender lt. EN 1993-1-1 vorgeht, und erst ab Klasse 4 den „ECneu“ verwendet.

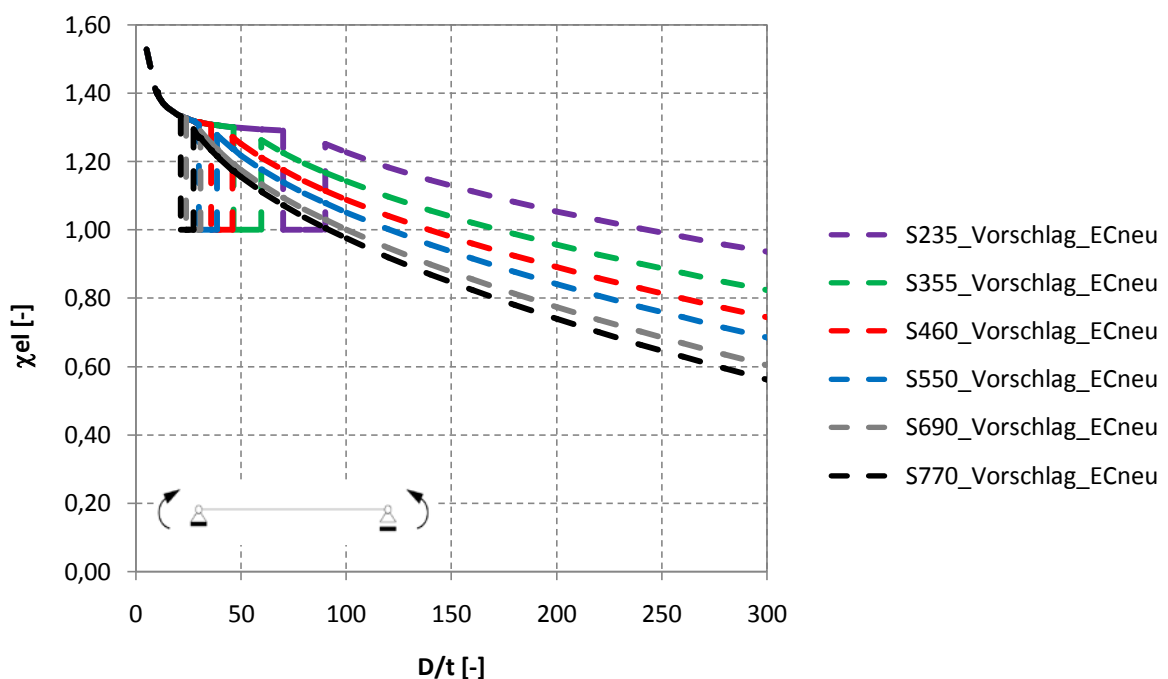


Bild 6-1: Abminderungsfaktor χ lt. EN 1993-1-1 und lt. Vorschlag "Amendments to EN 1993-1-6" - Bezug auf die elastische Querschnittstragfähigkeit

Es ergeben sich im Verlauf demnach – nach strenger Vorgehensweise - zunächst nach EN 1993-1-1 und dann nach den „Amendments to EN 1993-1-6“ - sogar zwei Sprünge. Beispielsweise ist bei der Stahlgüte S235 im Bereich $D/t=70$ bis 90 der Abminderungsfaktor $\chi=1,0$ - hingegen jedoch für kleinere und größere Querschnittsschlankheit D/t gilt $\chi>1,0$. Dies kann darauf zurückgeführt werden, dass lt. EN 1993-1-1 der Querschnittsnachweis für die Klasse 3 elastisch berechnet wird und somit der Abminderungsfaktor χ bei $1,0$ liegen muss (per Definition der Klasse 3). Lt. Vorschlag "Amendments to EN 1993-1-6" wird jedoch durch den Abminderungsfaktor χ die höhere plastische Querschnittstragfähigkeit abgemindert (siehe Formel (5.18)). Da jedoch keine Kompatibilität bzgl. der Querschnittsklassen zwischen diesen Regelungen vorliegt, ist die Tragfähigkeit der Querschnittsklasse 4 somit nach dem Übergang von Klasse 3 auf Klasse 4 wieder „größer“ als die Tragfähigkeit eines runden Hohlprofils der Querschnittsklasse 3.

7. Bisherige experimentelle Untersuchungen bei alleiniger Biegebeanspruchung

7.1 Literaturstudie

In diesem Kapitel werden verschiedene Artikel/Papers, die sich mit dem Thema Beulen von Hohlprofilen unter Biegung näher beschäftigen, kurz zusammengefasst.

In der Studie von Shahin [1] wird mithilfe eines künstlichen neuronalen Netzwerks das maximale plastische "Bruchmoment" von runden Hohlprofilen berechnet. Diese werden mit angegebenen, experimentellen oder berechneten plastischen „Bruchmomenten“ verglichen, welche in verschiedenen in [1] zitierten Forschungsprojekten bei Versuchen festgestellt wurden.

Der Artikel von Sherman [2] beinhaltet eine Zusammenfassung von Forschungsergebnissen aus verschiedenen Testreihen, die an diversen Universitäten in Nordamerika durchgeführt wurden. Es werden mehrere Testreihen und einige Daten daraus aufgeführt, u.a. wird auf eine Testreihe aus dem Jahr 1983-1984 verwiesen, in der 21 Träger unter andauernder Momentenbeanspruchung getestet wurden. Eine weitere Testreihe mit 8 runden Hohlprofilen als Kragträger, deren fixiertes Ende an eine schwere Platte angeschweißt war, wurde durchgeführt. In der grafischen Darstellung wurde versucht u.a. das Verhältnis "Bruchmoment"/plastisches Moment als Funktion der Schlankheit darzustellen.

In einem Artikel von Elchalakani [4] werden in einer Versuchsreihe neun kaltgeformte Hohlprofile (CHS-circular hollow sections) auf reine Biegung beansprucht. Die D/t -Werte der getesteten runden Hohlprofile reichen von 13,0 bis 39,1, wobei sowohl der Außendurchmesser D als auch die Dicke t variierten. Die getesteten runden Hohlprofile haben alle eine Länge von 1,5m. Die "Testanlage" wurde so ausgelegt dass es möglich ist ein reines Biegemoment zentral auf das zu testende Hohlprofil aufzubringen. Die hydraulische Anlage besteht aus zwei "Stützrollen" (Bild 7-1), wobei eine mittels Bolzen am Unterbau fixiert ist, die zweite Stützrolle kann auf einem Schlitten horizontal bewegt werden. Das Hohlprofil wird auf jeder Seite von zwei Arretierstiften gehalten. Indem die Stützrollen aufeinander zuge dreht werden, wird das Biegemoment über die Arretierstifte auf das Hohlprofil aufgebracht. Durch diese Konstruktion wird vermieden, dass relevante Axial- und Querkräfte übertragen werden. Eine Messeinrichtung zur Feststellung der Ovalisierung wird in Trägermitte angebracht. Es wird das "Ovalisierungsverhalten" von runden Hohlprofilen bei reiner Biegung dargestellt.

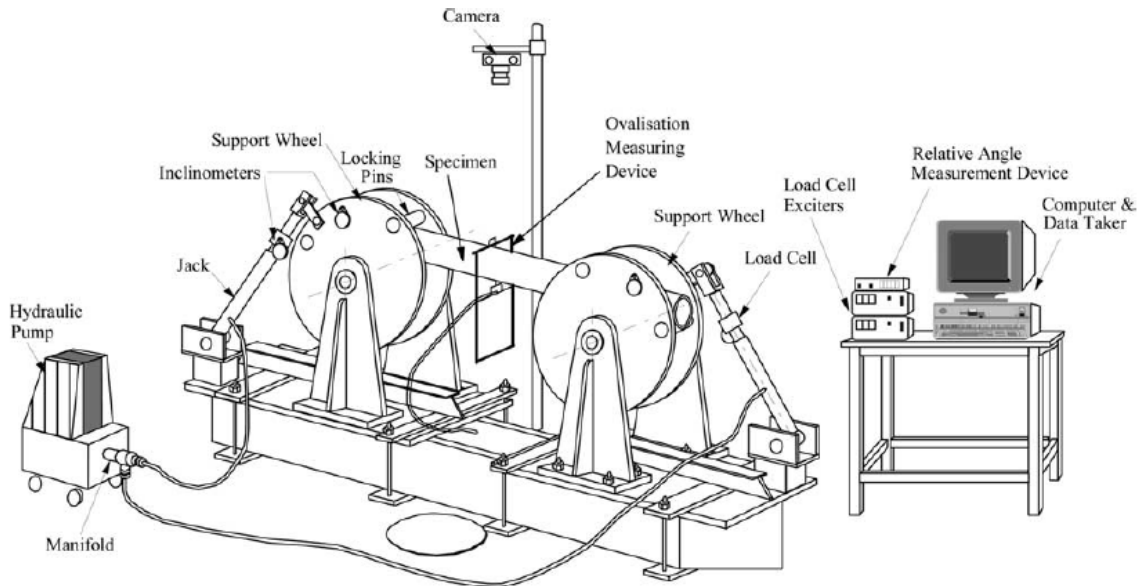


Fig. 3. Pure bending rig.

Bild 7-1: Testanlage für runde Hohlprofile unter Biegebeanspruchung aus [3]

In einem weiteren Artikel von Elchalakani [3] werden zwölf runde Hohlprofile unter reiner Biegebeanspruchung getestet, wobei vier der runden Hohlprofile teilweise innen mit Gips ausgefüllt sind. Die Testanlage bei den verschiedenen Untersuchungen von Elchalakani [3],[4], [5] und [6] ist immer dieselbe. Es werden unterschiedliche Parameter näher betrachtet, beispielsweise die Schlankheit λ bzw. in den Artikeln [5] und [6] wird das Augenmerk auf die Bemessung im Erdbebenfall gelegt, d.h. bei den Tests wurden mäßige bis schwere Erdbeben simuliert.

Die Testreihe von Korol [7] umfasste sowohl rechteckige und quadratische als auch runde Hohlprofile. Es wurden sowohl kalt- und warmgewalzte Profile untersucht, als auch kompakte und nicht kompakte Profile. Getestet wurden die Rohre als Einfeldträger und als Dreifeldträger jeweils mit einer 2-Punkt-Last. Die Länge der Rohre und die Belastung wurden variiert, wobei sowohl konstante als auch steigende Momente aufgebracht wurden. Es wurde festgestellt, dass bei kaltgewalzten Profilen die Eigenspannungen das anfängliche Fließmoment reduzieren. Diese Spannungen sind zwar für gedrungene Profile nicht von Interesse, allerdings für dünnwandige rechteckige und quadratische Profile.

Bei den Testversuchen von Jirsa [8] wurden runde Hohlprofile mit unterschiedlichem Durchmesser als Einfeldträger getestet. Zwei Rohre wurden zusätzlich mit Beton ausgefüllt. Die Belastung wurde als 2-Punkt-Last angesetzt, um einen Bereich mit reiner Biegung zu erhalten. Bei jeder Laststufe wurde die Ovalisierung der Rohre gemessen. Es wurden mithilfe des Dehnungs-Energieverhaltens die Momenten- Krümmungs- und die Ovalisierungs-Krümmungsbeziehungen berechnet. Es wurde festgestellt, dass die

Ovalisierung die Momentenkapazität bis zum plastischen Bereich nicht signifikant reduziert.

Der Artikel von Schilling [9] fasst verschiedene Studien zusammen und erläutert u.a. welche verschiedenen Arten von Rohren es gibt.

Bei den Testreihen von Sherman [10] wurden runde Hohlprofile als Einfeldträger und als Kragarm getestet. Die wichtigsten Variablen waren die D/t-Werte, wobei nur die Dicke geändert wurde und der Außendurchmesser konstant gehalten wurde. Die Einfeldträger wurden mit einer 3-Punkt-Last belastet. Die Gründe für eine jeweilige Beendigung des Tests waren unterschiedlich, wie z.B. starke Auslenkung, Schweißnahtversagen, Beulen oder das Überschreiten des plastischen Moments. Am Ende der Studie kam man zu dem Resultat, dass bei Hohlprofilen mit "normalen" Imperfektionen die plastische Querschnittstragfähigkeit nicht immer erreicht wird.

Aufgrund teils mangelnder Datenerhebung oder Dokumentation der Ergebnisse, werden nachfolgend nur die Ergebnisse aus [3] und [5] herangezogen.

7.2 Vergleich: Versuchsergebnisse mit EC und ECneu

In Bild 7-2 ist erkennbar, dass die aus der Literatur herangezogenen Traglastwerte für den Abminderungsfaktor χ generell über 1,0 liegen. Allerdings befinden sich die real geprüften runden Hohlprofile lt. [5] im plastischen Bereich, d.h. lt. EN 1993-1-1 liegt Querschnittsklasse 1 oder 2 vor. Die Hohlprofile, welche lt. [3] getestet wurden, sind, mit einer Ausnahme, runde Hohlprofile in Klasse 3 oder 4.

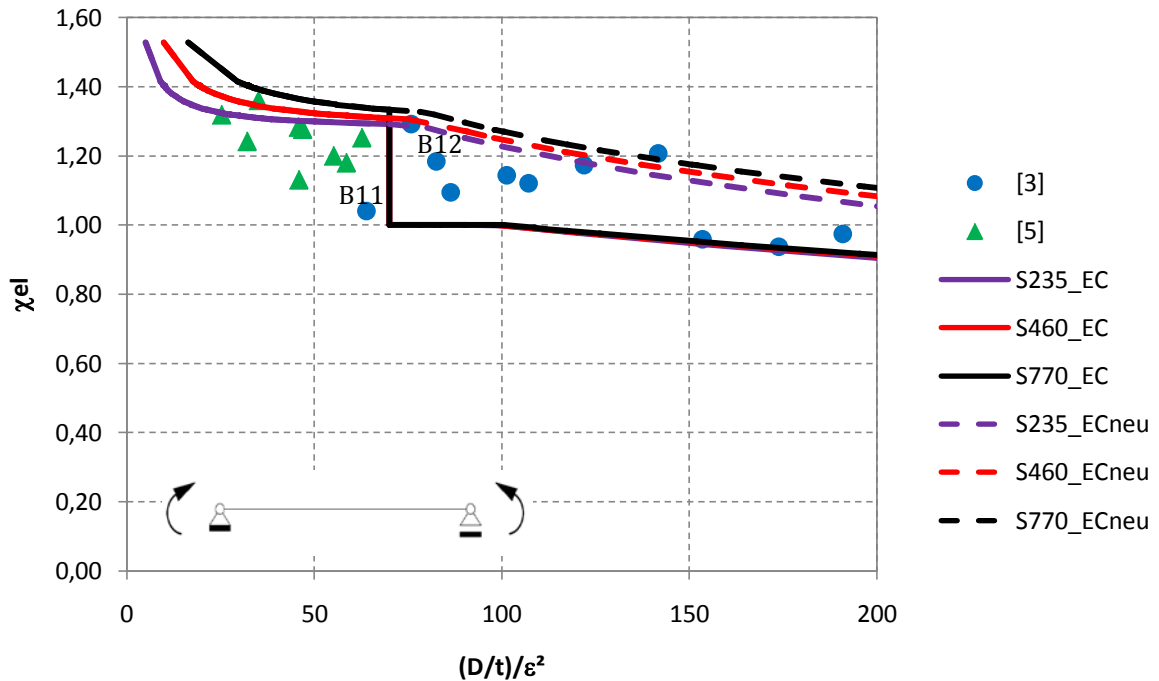


Bild 7-2: Vergleich: Abminderungsfaktor χ bei alleiniger Biegung lt. Literatur [3], [5], lt. EC und lt. ECneu - Bezug auf die elastische Querschnittstragfähigkeit

Bis $(D/t)/\varepsilon^2 \leq 70$ sind die gemessenen Traglastwerte lt. [5], bis auf eine Ausnahme, kleiner als lt. EN 1993-1-1/1-6, kurz "EC", berechnet. Ab ca. $(D/t)/\varepsilon^2 > 70$ bis 150 sind die Werte des Abminderungsfaktors χ für die getesteten Hohlprofile lt. [3] größer als die berechneten Werte lt. EC, d.h. die maximale Tragfähigkeit der getesteten Hohlprofile [3] ist höher als lt. EC. Bei Klasse 1 und 2 darf von der plastischen Querschnittstragfähigkeit ausgegangen werden. Desweiteren zeigt sich, dass die Verläufe der Abminderungskurven lt. ECneu eine obere Grenze darstellen.

Anm.: Die erhaltenen Daten aus [3] sind nicht durchgehend schlüssig und einfach erklärbar, da beispielsweise der Probekörper B12 eine höhere Tragfähigkeit als der Probekörper B11 (Daten siehe Annex E) aufweist. Jedenfalls ist deutlich die Streuung der Versuchsergebnisse und die Bandbreite der Normenregelungen erkennbar.

8. Tragfähigkeit auf Basis internationaler Normen

In diesem Kapitel werden die (nun zurückgezogene) britische Norm BS 5950-1 [21], kurz "BS" genannt, und der nordamerikanische Code ANSI/AISC 360-10 [22], kurz "AISC" genannt, vorgestellt. Es werden die jeweiligen Querschnittseinteilungen bzw. Querschnittsklassen bei Druck- oder Biegebeanspruchung für runde Hohlprofile, sowie alle notwendigen Formeln zur Berechnung der Querschnittstragfähigkeit angeführt. In Kapitel 8.3 und 8.6 werden dann die berechneten Werte für den Abminderungsfaktor χ lt. BS und lt. AISC mit den lt. EC und lt. ECneu ermittelten Werten verglichen.

Um zu gewährleisten, dass es zu keinen Problemen aufgrund unterschiedlicher Bezeichnungen kommt, werden in Folge sämtliche Formelzeichen genauso verwendet wie im Eurocode. Im Anhang findet sich eine Tabelle (siehe Annex C) mit den originalen britischen und amerikanischen Formelzeichen.

8.1 Tragfähigkeit nach BS 5950-1

In der Norm BS 5950-1 (BS-British Standard) [21] erfolgt die Unterteilung von runden Hohlprofilen (CHS-circular hollow sections) in vier Klassen. Klasse 1 sind plastische Querschnitte, Klasse 2 kompakte Querschnitte, Klasse 3 semi-kompakte Querschnitte und Klasse 4 sind schlanke Querschnitte. Bei Klasse 1 und 2 darf von der plastischen Querschnittstragfähigkeit ausgegangen werden. Die Querschnittsklassifizierung erfolgt mithilfe des D/t -Verhältnisses. In Tabelle 8-1 sind die verschiedenen Grenzwerte für die jeweiligen Klassen bei Biegebeanspruchung oder axialer Beanspruchung (Drucknormalkraft) angeführt.

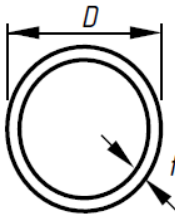
			Grenzwerte		
			Klasse 1 plastisch	Klasse 2 kompakt	Klasse 3 semi-kompakt
CHS	Biegung	D/t	$40\varepsilon^{*2}$ ($46,8\varepsilon^2$)	$50\varepsilon^{*2}$ ($58,5\varepsilon^2$)	$140\varepsilon^{*2}$ ($163,8\varepsilon^2$)
	Normalkraft (axial)	D/t	nicht anwendbar		$80\varepsilon^{*2}$ ($93,6\varepsilon^2$)

Tabelle 8-1: Limitierung des D/t - Verhältnisses für CHS lt. [21]

Mit

$$\varepsilon^* = \sqrt{\frac{275}{f_y}} \quad (8.1)$$

Wird wie im Eurocode $\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}}$ angesetzt, so ergeben sich die in den Klammern angeführten Werte.

8.1.1 Tragfähigkeit bei alleiniger Druckbeanspruchung

Bei Beanspruchung des runden Hohlprofils mit Drucknormalkraft gibt es nur eine Limitierung des D/t-Verhältnisses zwischen Klasse 3 (semi-kompakte Querschnitte) und Klasse 4 (schlanke Querschnitte). Die Berechnung des Bemessungswertes der Normalkrafttragfähigkeit erfolgt bis inklusive Klasse 3 mittels der Querschnittsfläche A, während bei Klasse 4 die max. Tragfähigkeit mithilfe der effektiven Querschnittsfläche A_{eff} ermittelt wird. Dabei gilt:

$$\chi = \frac{A_{\text{eff}}}{A} = \left[\left(\frac{80}{\frac{D}{t}} \right) * \left(\frac{275}{f_y} \right) \right]^{0,5} \quad (8.2)$$

Die Berechnung des Abminderungsfaktors χ (siehe(8.2)) für schlanke Querschnitte (Querschnittsklasse 4) darf nur durchgeführt werden, wenn gilt:

$$D \leq 240 * t * \varepsilon^{*2} \quad (8.3)$$

8.1.2 Tragfähigkeit bei alleiniger Biegebeanspruchung

Bemessung auf Biegung für die Querschnittsklassen 1 und 2:

$$M_{Rk} = W_{pl} * f_y \quad (8.4)$$

Bemessung auf Biegung für die Querschnittsklasse 3:

$$M_{Rk} = W_{el} * f_y \quad (8.5)$$

oder alternativ:

$$M_{Rk} = W_{pl,eff} * f_y \quad (8.6)$$

mit

$$W_{pl,eff} = W_{el} + 1,485 * \left[\left(\left(\frac{140}{\frac{D}{t}} \right) * \left(\frac{275}{f_y} \right) \right)^{0,5} - 1 \right] * (W_{pl} - W_{el}) \quad (8.7)$$

Bemessung auf Biegung für die Querschnittsklasse 4:

$$M_{Rk} = W_{el,eff} * f_y \quad (8.8)$$

mit

$$\chi = \frac{W_{el,eff}}{W_{el}} = \left[\left(\frac{140}{\frac{D}{t}} \right) * \left(\frac{275}{f_y} \right) \right]^{0,25} \quad (8.9)$$

Die Berechnung des Abminderungsfaktors χ (siehe (8.9)) für schlanke Querschnitte (Querschnittsklasse 4) darf nur durchgeführt werden, wenn gilt:

$$D \leq 240 * t * \varepsilon^{*2} \quad (8.10)$$

8.2 Darstellung des Abminderungsfaktors χ für BS 5950-1

Die in Bild 8-1 dargestellten Abminderungskurven bei Beanspruchung mit alleiniger Drucknormalkraft, wurden auf Basis des BS erstellt. Lt. BS können/dürfen zum Beispiel runde Hohlprofile ab $D/t=90$ für S770 nicht mehr berechnet werden, da diese Hohlprofile aus der oben genannten Limitierung (siehe 8.3)) fallen, während runde Hohlprofile mit der Stahlgüte S235 bis $D/t=280$ berechnet werden dürfen. Diese Limitierung wurde bei Erstellung der Abminderungskurven nicht berücksichtigt damit die Abminderungskurven für alle Stahlgüten bis $D/t=200$ gezeigt werden können.

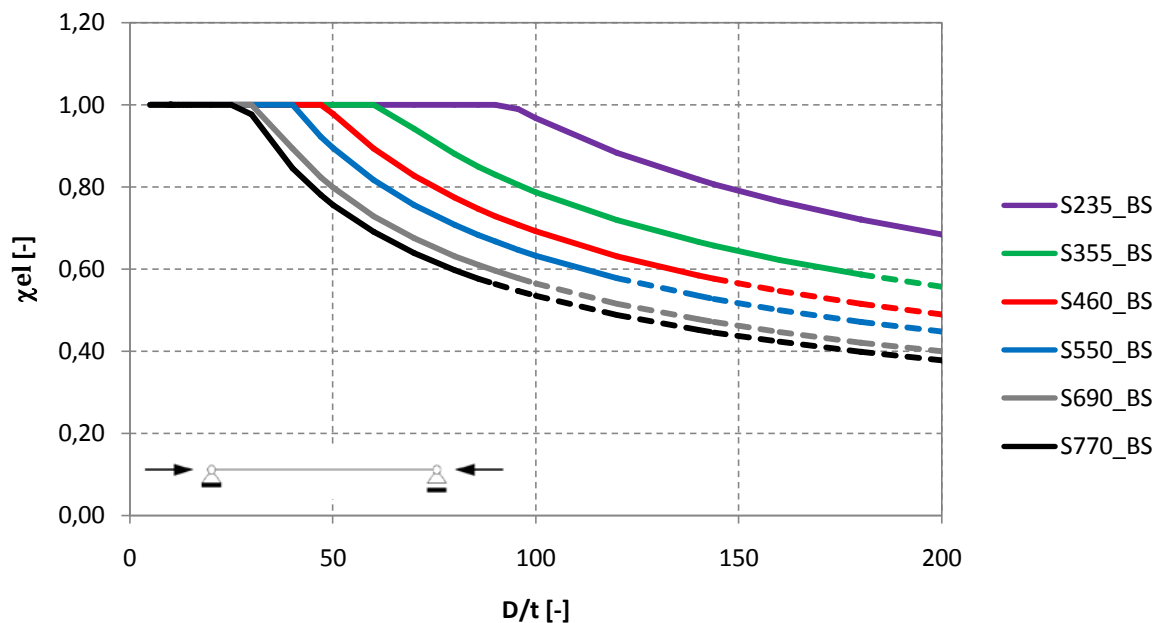


Bild 8-1: Abminderungsfaktor χ bei alleiniger Drucknormalkraft lt. BS

Die in Bild 8-1 dargestellten durchgezogenen Linien stellen die Bereiche dar, die lt. BS in die zuvor erwähnte Limitierung fallen. Während die strichlierten Linien die Bereiche darstellen, die nicht in die Limitierung (siehe (8.3)) hineinfallen, aber trotzdem mit den zuvor genannten Formeln (siehe (8.2)) berechnet wurden.

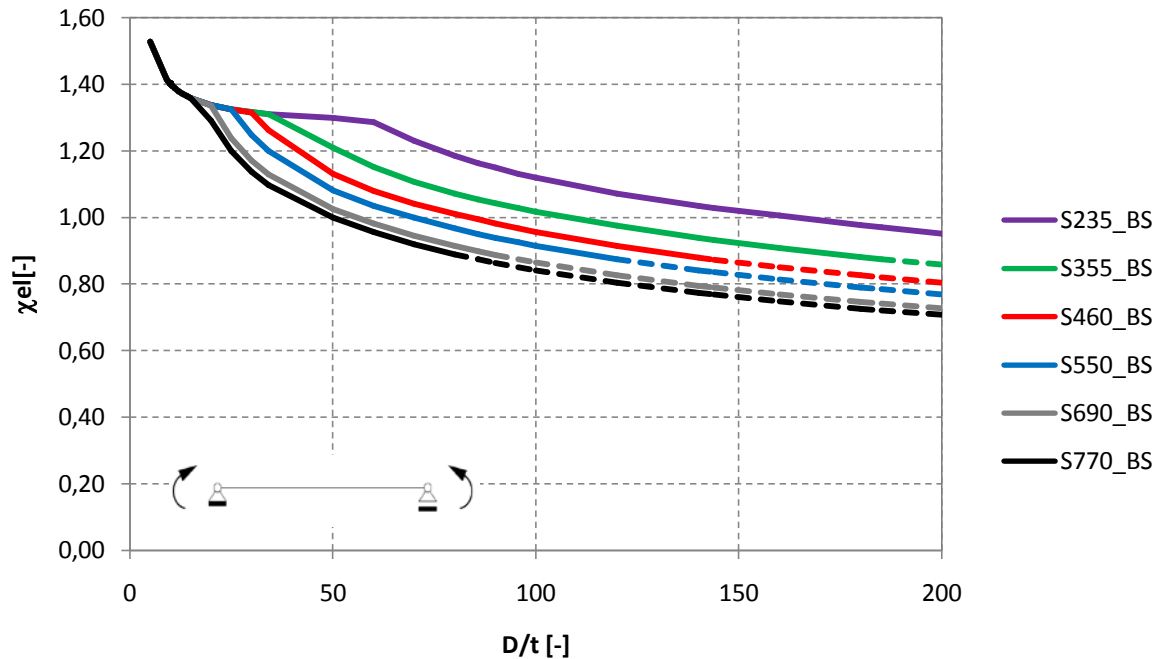


Bild 8-2: Abminderungsfaktor χ bei alleiniger Biegung lt. BS

Wie zuvor, werden auch in Bild 8-2 alle Stahlgüten bis $D/t=200$ berechnet, jedoch unter alleiniger Biegebeanspruchung. Es gilt die gleiche Limitierung wie bei Beanspruchung mit Drucknormalkraft (siehe (8.10)). Auch in Bild 8-2 stellen die durchgezogenen Linien die Bereiche dar, die lt. BS in die zuvor erwähnte Limitierung fallen. Die berechneten Werte für den Abminderungsfaktor χ beziehen sich auf den elastischen Abminderungsfaktor χ_{el} (siehe Kapitel 4.1.2).

8.3 Vergleich: BS 5950-1 mit EC und ECneu

8.3.1 Hohlprofile unter alleiniger Drucknormalkraft

In Bild 8-3 werden die berechneten Abminderungsfaktoren χ lt. BS und lt. EC für runde Hohlprofile bei Beanspruchung mit Drucknormalkraft dargestellt. Eine Abminderung des Bemessungswertes der Normalkrafttragfähigkeit erfolgt lt. BS bei einem höheren D/t -Verhältnis als lt. EC. Zum Beispiel kommt es bei der Stahlgüte S235 lt. BS ab einem D/t -Verhältnis von ca. 90 zu Abminderungen der Tragfähigkeit, während dies lt. EC bereits bei einem D/t -Verhältnis von ca. 40 der Fall ist. Die Abminderungskurven weisen, außer dem Plateau bei 1,0, keinen ähnlichen Verlauf auf. Während die

Abminderungskurven lt. EC annähernd konstant abfallen, fallen die Abminderungskurven lt. BS zu Beginn stärker ab und werden dann flacher.

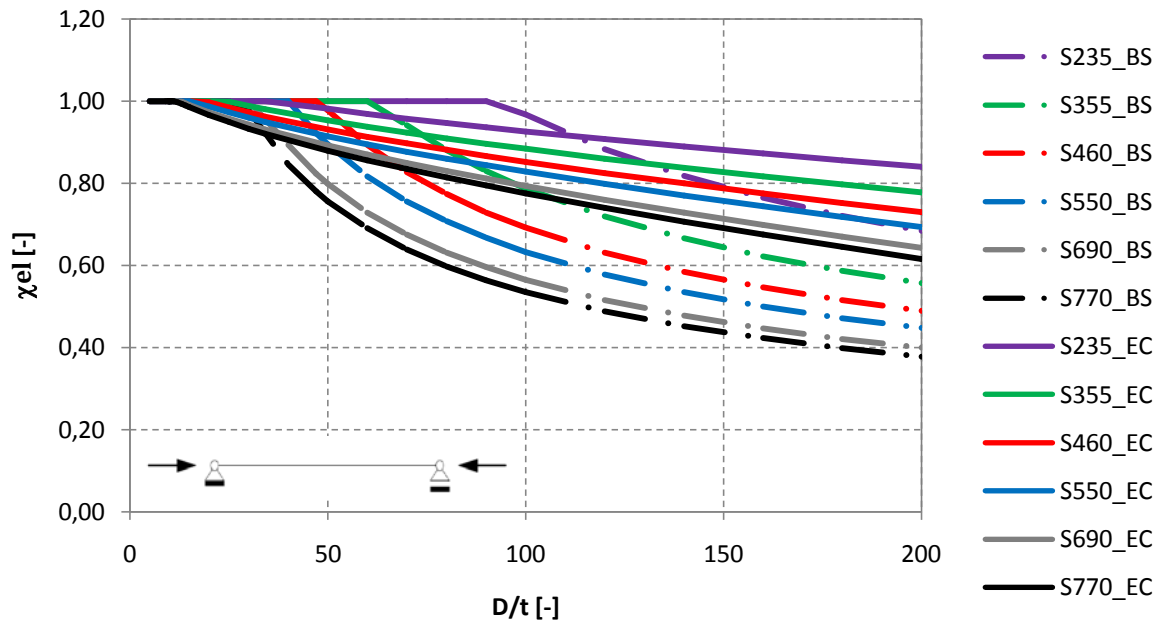


Bild 8-3: Vergleich des Abminderungsfaktors χ bei alleiniger Drucknormalkraft lt. BS und lt. EC

8.3.2 Hohlprofile unter alleiniger Biegung

Ein Vergleich der Abminderungskurven lt. BS mit den Abminderungskurven lt. EC zeigt, dass die Verläufe, je nach Stahlgüte, im Bereich von $D/t=20$ bis 70 ein Plateau bei ca. $\chi_{el}=1,3$ aufweisen (siehe Bild 8-4). In höheren D/t -Bereichen nähern sich die berechneten Werte für den Abminderungsfaktor χ relativ gut an. Da lt. EC die Querschnittsklassen 1 und 2 plastisch berechnet werden, während die Querschnittsklasse 3 elastisch zu berechnen ist, entsteht im Verlauf ein Sprung, welchen es bei den berechneten Werten lt. BS nicht gibt.

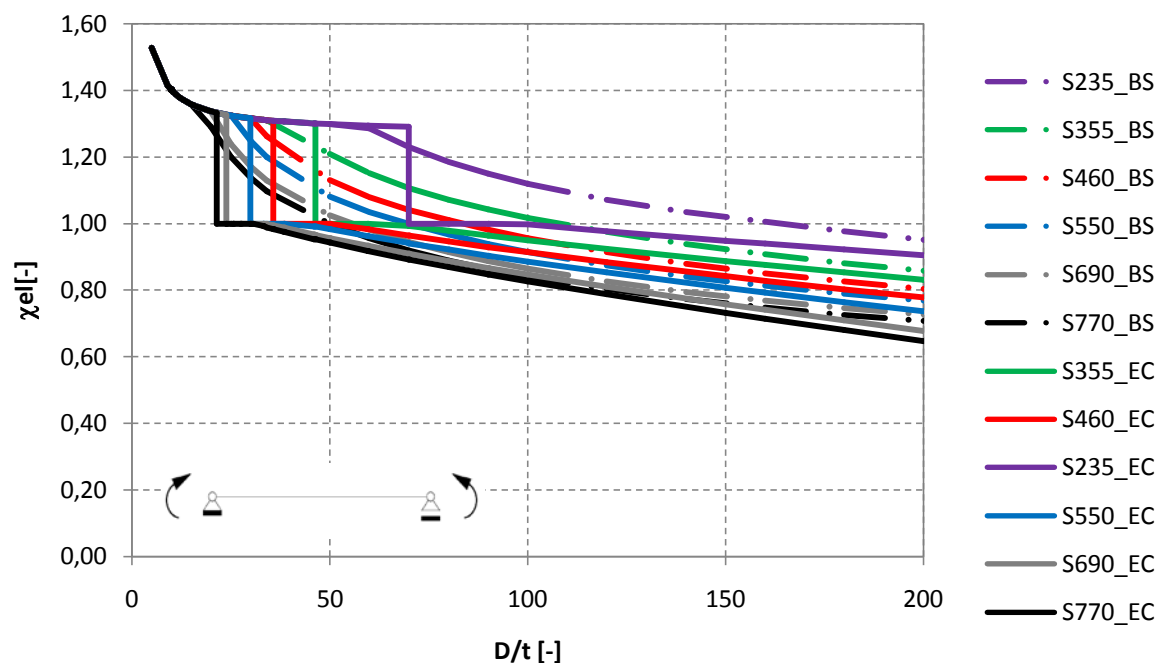


Bild 8-4: Vergleich des Abminderungsfaktors χ bei alleiniger Biegung lt. BS und lt. EC

In Bild 8-5 ist zu sehen, dass die Verläufe lt. BS und lt. ECneu keine Sprünge aufweisen. Lt. ECneu wird die Tragfähigkeit durch den Abminderungsfaktor χ kontinuierlich reduziert, während die Tragfähigkeit lt. BS zwar auch stetig durch den Abminderungsfaktor χ abgemindert wird, jedoch mit nicht linearem Verlauf.

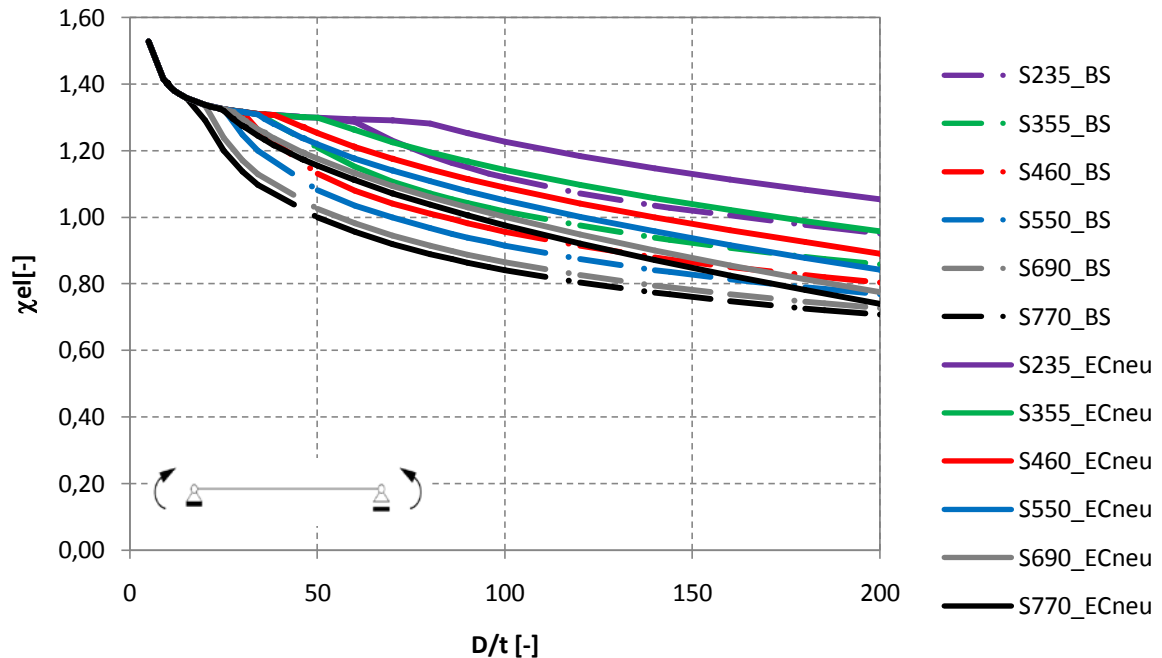


Bild 8-5: Vergleich des Abminderungsfaktors χ bei alleiniger Biegung lt. BS und lt. ECneu

Desweiteren ist erkennbar, dass bei höherer Stahlgüte und größerem D/t -Verhältnis die Abminderungsfaktoren besser übereinstimmen. So liegt beispielweise bei einem runden Hohlprofil mit Stahlgüte S770 und $D/t=200$ lt. BS der Abminderungsfaktor χ bei 0,71 und lt. ECneu bei 0,72.

8.4 Tragfähigkeit nach ANSI/AISC 360-10

In der Norm ANSI/AISC 360-10 (AISC-American Institute of Steel Construction) [22] wird bei runden Hohlprofilen (round HSS - hollow structural sections) mit axialer Beanspruchung (Drucknormalkraft) unterschieden zwischen nicht-schlanken und schlanken Querschnitten. Bei runden Hohlprofilen mit Beanspruchung auf Biegung erfolgt die Unterteilung in kompakte, nicht-kompakte und schlanke Querschnitte.

8.4.1 Tragfähigkeit bei alleiniger Druckbeanspruchung

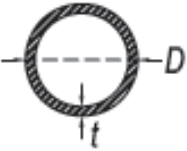
		Grenze zu schlanken Querschnitten λ_r
Runde Hohlprofile	D/t	$0,11 \cdot (E/f_y)$

Tabelle 8-2: Ausschnitt aus Tabelle B4.1a für runde Hohlprofile lt. [22] bei axialer Beanspruchung

Für schlanke Querschnitte ($D/t > \lambda_r$) gilt:

$$\chi = \frac{0,038 * E}{f_y * \frac{D}{t}} + \frac{2}{3} \quad (8.11)$$

Die Berechnung des Abminderungsfaktors χ (siehe (8.11)) für schlanke Querschnitte darf nur durchgeführt werden, wenn gilt:

$$0,11 * \frac{E}{f_y} < \frac{D}{t} < 0,45 * \frac{E}{f_y} \quad (8.12)$$

Für nicht-schlanke Querschnitte ($D/t < \lambda_r$) gilt:

$$\chi = 1,0$$

8.4.2 Tragfähigkeit bei alleiniger Biegebeanspruchung

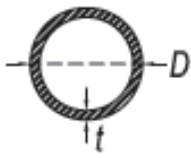
		λ_p (kompakt/nicht-kompakt)	λ_r (nicht-kompakt/schlank)
Runde Hohlprofile	D/t	$0,07 * (E/f_y)$	$0,31 * (E/f_y)$

Tabelle 8-3: Ausschnitt aus Tabelle B4.1b für runde Hohlprofile lt. [22] bei alleiniger Biegung

Bemessung auf Biegung für kompakte Querschnitte ($D/t < \lambda_p$):

$$M_{Rk} = W_{pl} * f_y \quad (8.13)$$

Bemessung auf Biegung für nicht-kompakte Querschnitte ($\lambda_p > D/t > \lambda_r$):

$$M_{Rk} = \left(\frac{0,021 * E}{\frac{D}{t}} + f_y \right) * W_{el} \quad (8.14)$$

Bemessung auf Biegung für schlanke Querschnitte ($D/t > \lambda_r$):

$$M_{Rk} = \frac{0,33 * E}{\frac{D}{t}} * W_{el} \quad (8.15)$$

Die Berechnung des Bemessungswertes der Momententragfähigkeit (siehe (8.15)) für schlanke Querschnitte darf nur durchgeführt werden, wenn gilt:

$$\frac{D}{t} < 0,45 * \frac{E}{f_y} \quad (8.16)$$

8.5 Darstellung des Abminderungsfaktors χ für ANSI/AISC 360-10

Die in Bild 8-6 dargestellten Werte für den Abminderungsfaktor χ wurden für runde Hohlprofile bei axialer Druckbeanspruchung lt. AISC, ermittelt. Bei nicht-schlanken Querschnitten ist der Abminderungsfaktor 1,0. Wenn die in (8.12) angegebene Limitierung eingehalten wird, darf der Abminderungsfaktor χ mithilfe der oben angeführten Formel (siehe (8.11)) berechnet werden. Diese Limitierung wurde bei Erstellung der Abminderungskurven nicht berücksichtigt, damit die Abminderungskurven für alle Stahlgüten bis $D/t=200$ gezeigt werden können. Ab $D/t \geq 0,45 \cdot E/f_y$ werden die Abminderungskurven strichliert dargestellt, da diese die Limitierung lt. AISC nicht erfüllen. Auffallend ist, dass bei Druckbeanspruchung ein „Plateauwert“ des Abminderungsfaktors auch bei hohen Schlankheiten existiert, die Normenregelung also gegenüber der elastischen Querschnittstragfähigkeit nicht weiter abfällt – dies widerspricht den üblichen Beobachtungen und Erkenntnissen deutlich.

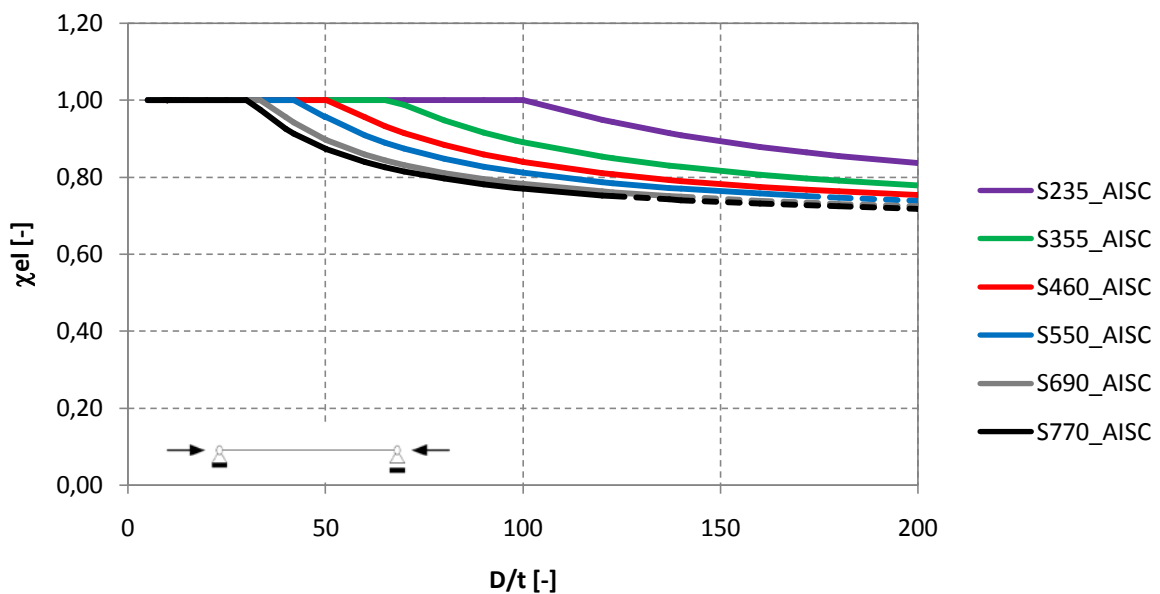


Bild 8-6: Abminderungsfaktor χ bei alleiniger Drucknormalkraft lt. AISC

Lt. AISC werden runde Hohlprofile mit *Biegebeanspruchung* in kompakte, nicht-kompakte und schlanke Querschnitte unterteilt. In Bild 8-7 sind die unterschiedlichen Querschnittseinteilungen gut zu erkennen. Beispielsweise erfolgt der Übergang von kompakten in nicht-kompakte Querschnitte für die Stahlgüte S235 bei ca. $D/t=62$ und der Übergang von nicht-kompakten zu schlanken Querschnitten bei ca. $D/t=277$. Bei der Stahlgüte S770 erfolgt der Wechsel von kompakten zu nicht-kompakten Querschnitten bereits bei ca. $D/t=19$. Der Übergang von nicht-kompakten zu schlanken Querschnitten liegt dann bereits bei ca. $D/t=83$ vor.

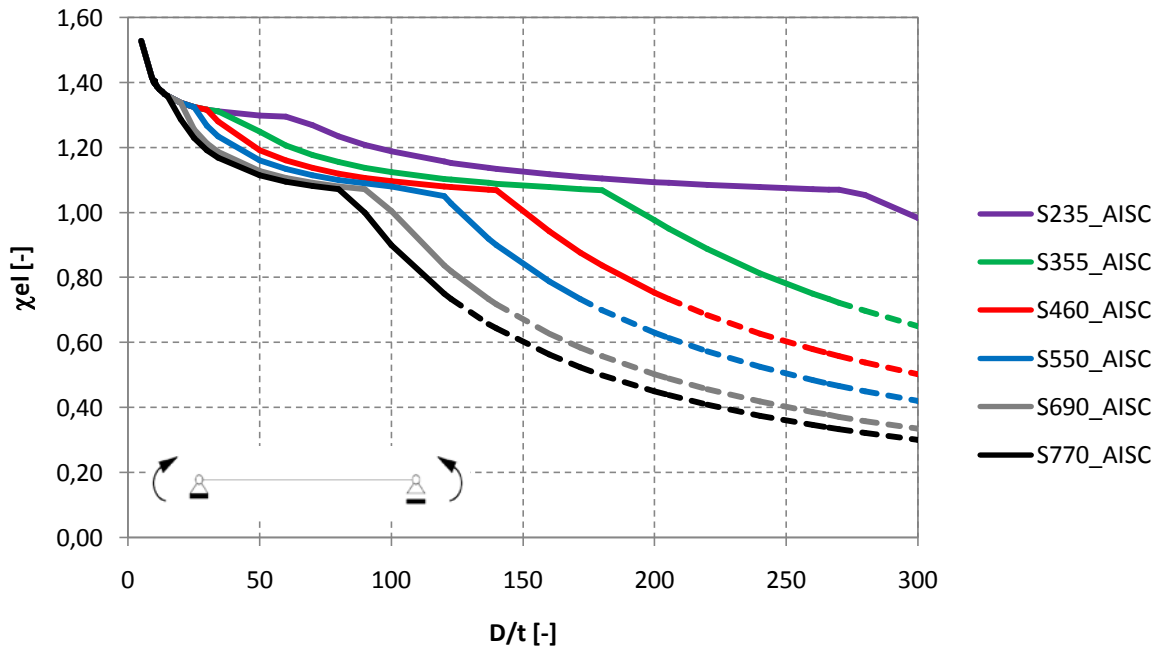


Bild 8-7: Abminderungsfaktor χ bei alleiniger Biegung lt. AISC

Die strichlierten Linien kennzeichnen den Bereich in dem die oben angeführte Limitierung (siehe (8.16)) überschritten wird. Diese Limitierung wurde bei Erstellung der Abminderungskurven nicht berücksichtigt, damit die Abminderungskurven für alle Stahlgüten bis $D/t=300$ gezeigt werden können.

Die berechneten Werte für den Abminderungsfaktor χ beziehen sich in obiger Darstellung wiederum auf die elastische Querschnittstragfähigkeit (χ_{el}). Im Bereich $D/t=5$ bis 20 (siehe Bild 8-7) nähern sich die berechneten Werte für den Abminderungsfaktor χ asymptotisch an den Wert $D/t=0$ an (siehe Kapitel 4.1.2).

8.6 Vergleich: AISC 360-10 mit EC und ECneu

8.6.1 Hohlprofile unter alleiniger Drucknormalkraft

In Bild 8-8 ist ersichtlich, dass die berechneten Werte für den Abminderungsfaktor χ lt. AISC, je nach Stahlgüte, im Gegensatz zu den berechneten Werten lt. EC, bei einem höheren D/t -Bereich unter 1,00 fallen, d.h. die Tragfähigkeit von runden Hohlprofilen lt. AISC wird erst bei höheren D/t -Verhältnissen reduziert als lt. EC. Beispielsweise wird bei runden Hohlprofilen der Stahlgüte S235 die Tragfähigkeit lt. AISC erst ab ca. $D/t=103$ reduziert, während lt. EC die Abminderung der Tragfähigkeit bereits ab ca. $D/t=37$ erfolgt.

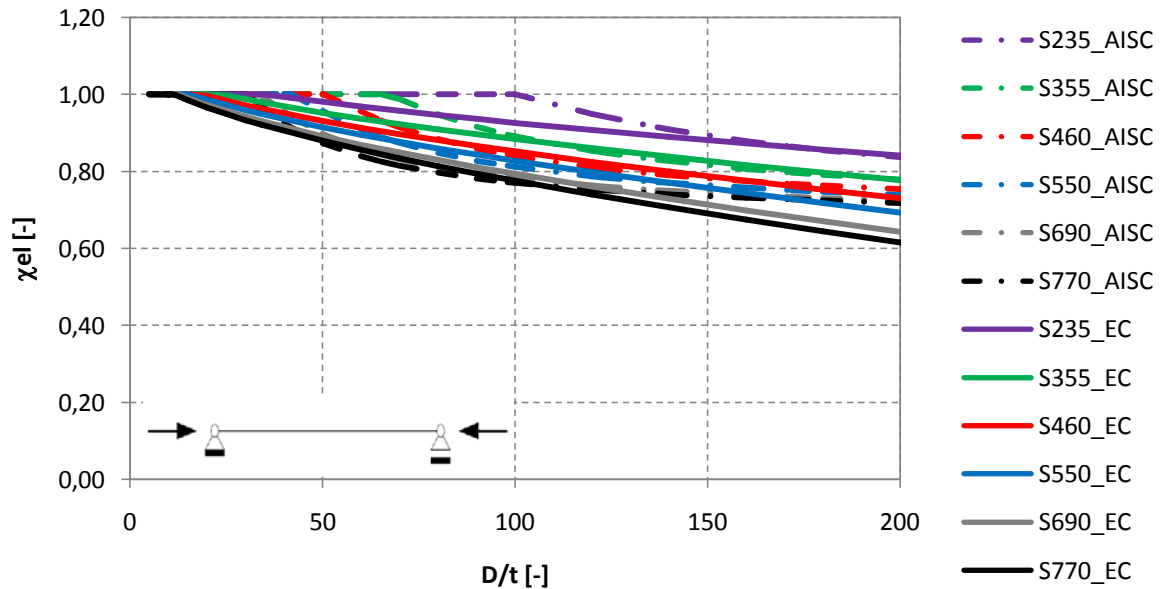


Bild 8-8: Vergleich des Abminderungsfaktors χ bei alleiniger Drucknormalkraft lt. AISC und lt. EC

Desweiteren ist ersichtlich, dass lt. AISC die Werte für den Abminderungsfaktor nicht linear kleiner werden, sondern zu Beginn, d.h. im niedrigeren D/t -Bereich die Werte stärker abfallen. Im höheren D/t -Bereich werden die Abminderungskurven flacher, d.h. die Abminderungsfaktoren werden nur geringfügig kleiner. So ergibt es sich, dass die Abminderungskurven lt. AISC, je nach Stahlgüte, im Bereich von ca. $D/t=80$ bis 150 relativ gut mit den Ergebnissen des Eurocode übereinstimmen (siehe Bild 8-8).

8.6.2 Hohlprofile unter alleiniger Biegung

Die Verläufe der Abminderungskurven lt. AISC für runde Hohlprofile unter Biegung zeigen keine großen Übereinstimmungen mit den Verläufen lt. EC.

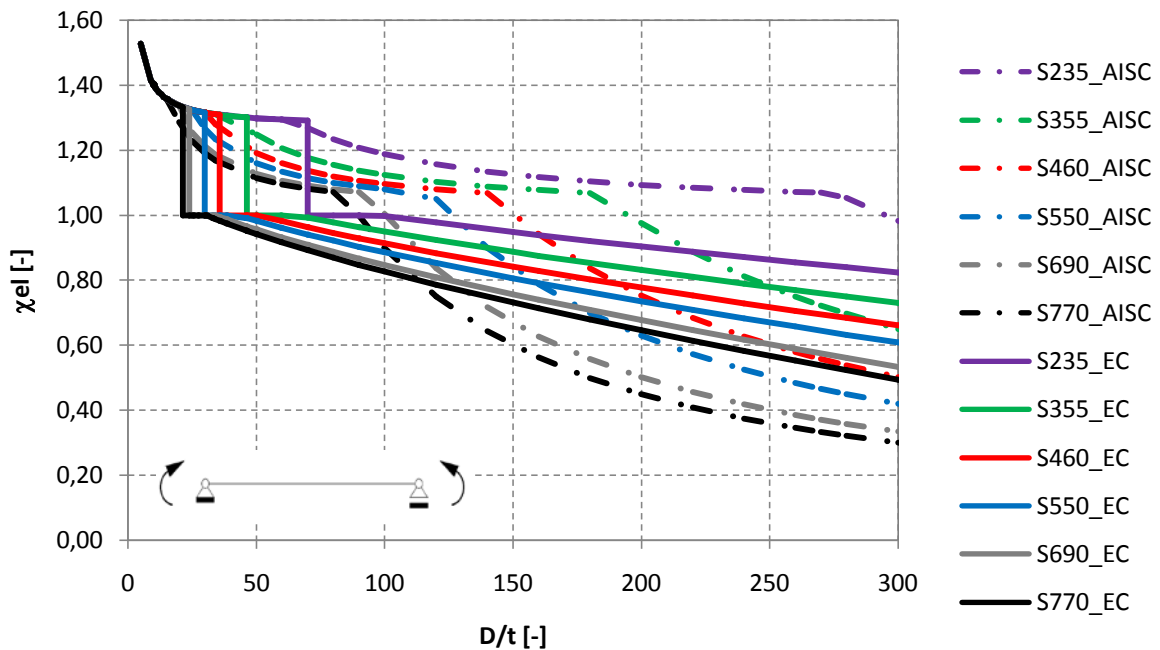


Bild 8-9: Vergleich des Abminderungsfaktors χ bei alleiniger Biegung lt. AISC und lt. EC

Im Gegensatz zum EC unterteilt der AISC runde Hohlprofile nur in drei verschiedene Querschnittsklassen und nicht in vier. In Bild 8-9 ist zu sehen, dass der Übergang von nicht-kompakten zu schlanken Querschnitten lt. AISC (siehe Kapitel 8.4) weder mit dem Wechsel von Querschnittsklasse 2 auf 3, noch mit dem Übergang von Querschnittsklasse 3 auf 4 übereinstimmt. So ist beispielsweise die resultierende Tragfähigkeit von runden Hohlprofilen mit Stahlgüte S235 lt. AISC ab ca. $D/t=70$ durchgehend deutlich höher als lt. EC.

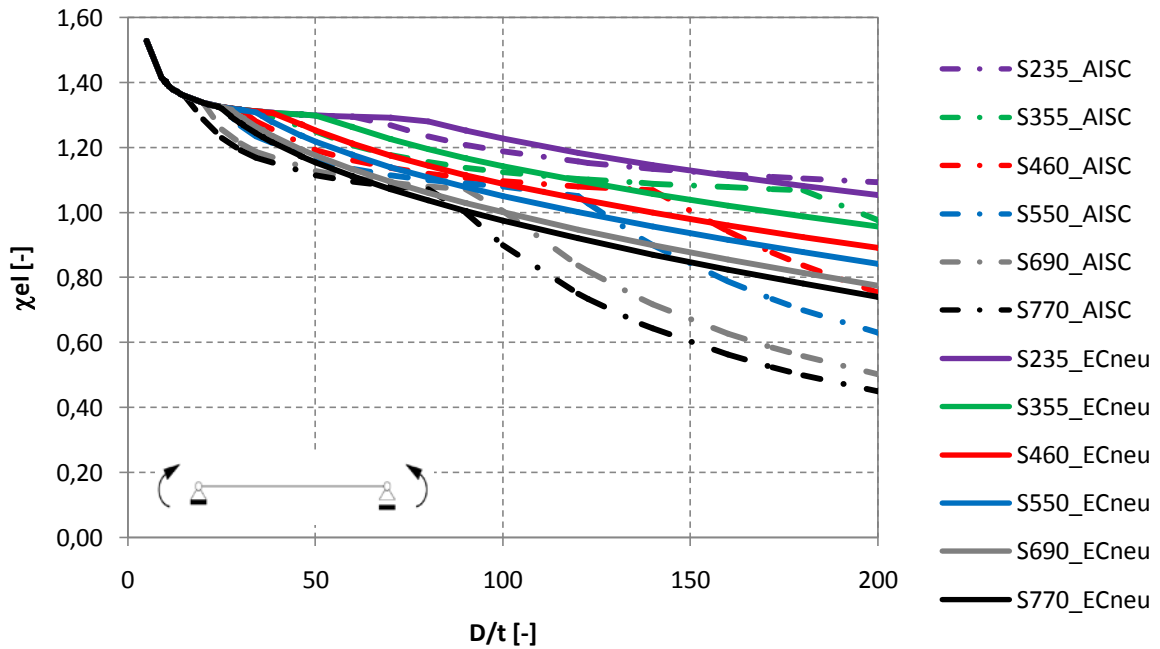


Bild 8-10: Vergleich des Abminderungsfaktors χ bei alleiniger Biegung lt. AISC und lt. ECneu

Anhand Bild 8-10 ist erkennbar, dass die Verläufe der Abminderungskurven umso besser übereinstimmen, je niedriger die Stahlgüte ist. So stimmen die berechneten Werte für den Abminderungsfaktor χ bei runden Hohlprofilen mit der Stahlgüte S235 unter Biegung relativ gut mit den berechneten Werten lt. ECneu überein. Bei runden Hohlprofilen mit der Stahlgüte S770 weichen ab ca. $D/t=90$ die Verläufe der Abminderungskurven am meisten voneinander ab. Dies ist jener Bereich, in dem lt. AISC der Wechsel von nicht-kompakte in schlanke Querschnitte erfolgt.

8.7 Vergleich: BS 5950-1 mit AISC 360-10

8.7.1 Hohlprofile unter alleiniger Drucknormalkraft

Ein Vergleich der berechneten Werte für den Abminderungsfaktor χ bei runden Hohlprofilen mit Druckbeanspruchung zeigt, dass die Abminderung der Tragfähigkeit lt. AISC und lt. BS, je nach Stahlgüte, bei einem annähernd gleichen D/t beginnt.

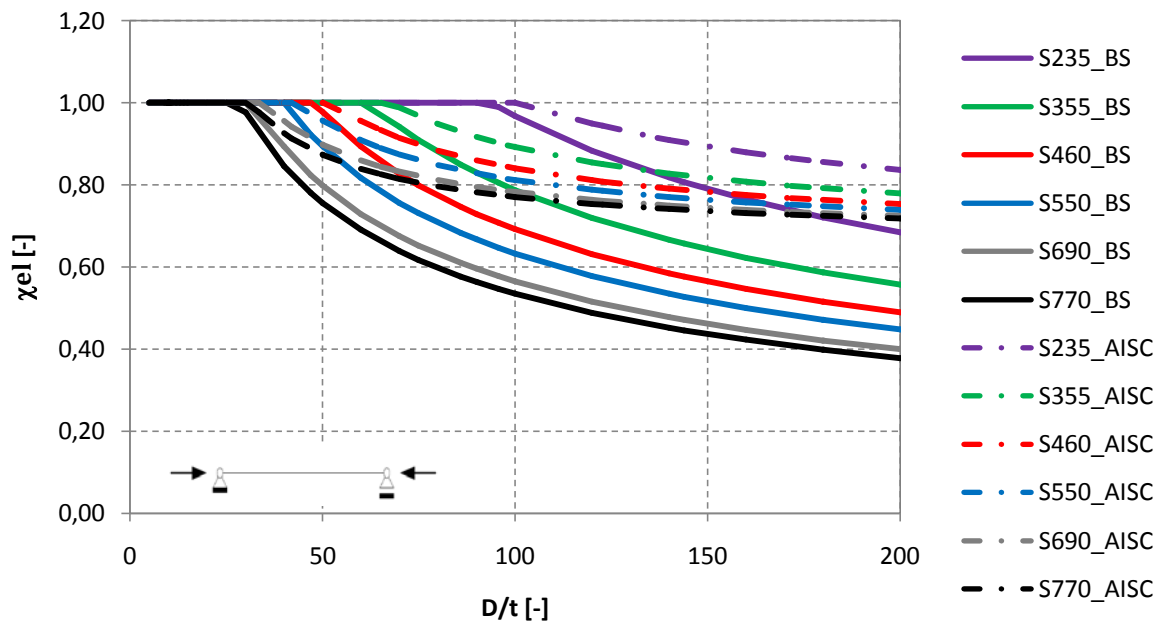


Bild 8-11: Vergleich des Abminderungsfaktors χ bei alleiniger Drucknormalkraft lt. BS und lt. AISC

Die Abminderungskurven lt. AISC verlaufen flacher, d.h. die Reduzierung der Tragfähigkeit von runden Hohlprofilen bei Normalkraftbeanspruchung durch den Abminderungsfaktor χ ist lt. AISC geringer als lt. BS (siehe Bild 8-11). Beispielsweise ergibt sich bei einem runden Hohlprofil mit der Stahlgüte S770 bei $D/t=100$ ein berechneter Abminderungsfaktor χ von 0,77 ($\chi_{el}=0,77$) lt. AISC, während der lt. BS berechnete Abminderungsfaktor χ_{el} den Wert 0,53 annimmt. D.h. lt. AISC muss bei $D/t=100$ die elastische Querschnittstragfähigkeit eines runden Hohlprofils bei Druckbeanspruchung um ca. 23% reduziert werden, während lt. BS diese um ca.47% abzumindern ist.

8.7.2 Hohlprofile unter alleiniger Biegung

Bei runden Hohlprofilen mit Biegebeanspruchung verlaufen die Abminderungskurven lt. AISC und lt. BS deutlich unterschiedlich. Je nachdem welcher D/t-Bereich betrachtet wird, ist die Tragfähigkeit lt. AISC größer oder kleiner als die Tragfähigkeit lt. BS (siehe Bild 8-12).

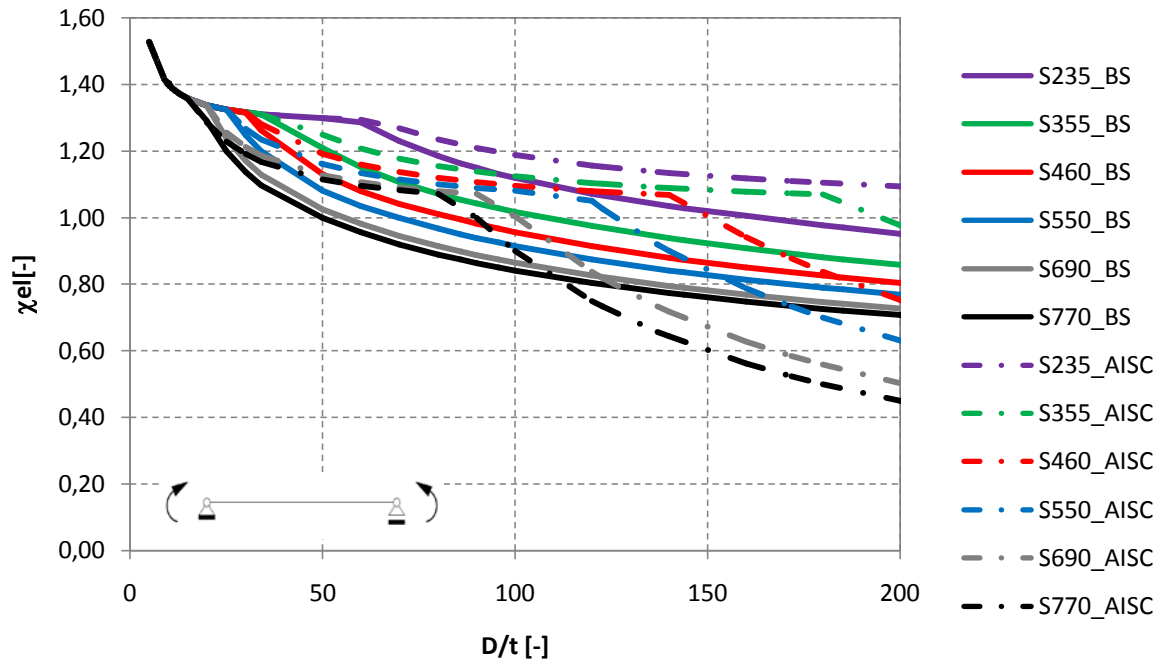


Bild 8-12: Vergleich des Abminderungsfaktors χ bei alleiniger Biegung lt. BS und lt. AISC

TEIL II: Numerische Studie: Methodik und Vergleich mit Bemessungsregeln und Versuchen

Allgemeines

In den folgenden Kapiteln werden die berechneten Werte für den Abminderungsfaktor χ lt. Norm EN 1993-1-1/1-6, kurz "EC" genannt, mit den Ergebnissen aus numerischen FEM-Simulationen verglichen. Dieser Vergleich erfolgt für die Belastung der Hohlprofile mit Drucknormalkraft, Biegung und einer Kombination aus beidem. Bei reiner Biegung werden die numerischen Traglastwerte auch mit den berechneten Werten lt. Vorschlag "Amendments to EN 1993-1-6" [17], kurz "ECneu" genannt, verglichen. Für die numerischen Berechnungen im Zuge dieser Masterarbeit wurde immer der Außendurchmesser $D=200\text{mm}$ gewählt (siehe Kapitel 3.4.1).

9. FEM-Modellierung

9.1 Allgemeines zur FEM-Diskretisierung

Alle FEM-Modellierungen wurden mithilfe des Programmes Abaqus erstellt. Im Zuge dieser Masterarbeit wurden runde Hohlprofile mit unterschiedlichen D/t -Verhältnissen unter Druck und/oder unter Biegung betrachtet. Der Außendurchmesser, die Dicke, die Länge sowie die Stahlgüte der numerisch untersuchten runden Hohlprofile wurden in den einzelnen Testreihen/Testversuchen variiert. Für die Berechnung der Abminderungsfaktoren χ lt. EN 1993-1-1/1-6 und lt. Vorschlag "Amendments to EN 1993-1-6" in den vorangegangenen Kapiteln wurden die Längen der Hohlprofile konstant gehalten. Dasselbe wurde auch bei der FEM-Berechnung der runden Hohlprofile gemacht. Wie in Kapitel 3.4.2 beschrieben, wurden als "Referenzlängen" die berechneten Längen des runden Hohlprofils mit der Stahlgüte S235 gewählt, welche für diese Stahlgüte (aber nicht für die anderen betrachteten Stahlgüten) zu einer globalen Schlankheit von $\overline{\lambda}_{\text{glob}}=0,2$ führen. Für $D=200$ ergibt sich dabei beispielsweise $L=1334\text{mm}$. Dies wurde für runde Hohlprofile sowohl bei der Berechnung der Abminderungsfaktoren χ unter Druckbeanspruchung, als auch bei kombinierter Beanspruchung mit Drucknormalkraft und Biegung durchgeführt. Im Anhang (siehe Annex B) wurden für runde Hohlprofile unter Druckbeanspruchung die berechneten

Werte für den Abminderungsfaktor χ mit konstantem Wert für die globale Schlankheit $\overline{\lambda}_{\text{glob}}$ ($\overline{\lambda}_{\text{glob}}=0,2$) dargestellt. Die FEM-Simulationen wurden für runde Hohlprofile mit der Stahlgüte S235, S460 und S770 durchgeführt.

Element- u. Knotenanzahl

Grundsätzlich erfolgt die Berechnung an Schalenmodellen. Die Anzahl der Elemente wurde in Längs- und Umfangsrichtung mit 130 festgelegt. Zwischenzeitlich wurde die Elementanzahl in Längsrichtung auf 690 und in Umfangsrichtung auf 190 erhöht (siehe Annex B). Mithilfe des feinmaschigeren Netzes werden die Verformungen am runden Hohlprofil detaillierter dargestellt. Allerdings wird durch die Erhöhung der Elementanzahl auch die Berechnungsdauer deutlich verlängert. Für die Modellierung des Rohres wurde das Schalenelement S4R gewählt.

Randbedingungen

Die Angabe der Koordinaten erfolgte mithilfe von Zylinderkoordinaten. Zu Beginn der Arbeit wurden in Dickenrichtung des runden Hohlprofils jeweils vier gleich starke Elemente modelliert. Dies wurde gemacht, um die Eigenspannungen des runden Hohlprofils darstellen bzw. einprägen zu können. Die einzelnen Elementebenen mussten mithilfe von Übergangsbedingungen (MPC=Multi-Point Constraints) miteinander verbunden werden. An den Rändern bleibt der Querschnitt eben. Die Normalkraft bzw. das Biegemoment werden jeweils als Einzellast angesetzt.

Nach weiteren Untersuchungen konnte festgestellt werden, dass die Eigenspannungen des Rohres keinen nennenswerten Einfluss auf die Tragfähigkeitsberechnungen haben. Deswegen wurde die Modellierung des runden Hohlprofils auf eine einzelne Schichtdicke reduziert.

Material

Die Tragfähigkeitsberechnung der runden Hohlprofile erfolgte mit unterschiedlichen Stahlgüten, wie S235 (Streckgrenze $f_y=235 \text{ N/mm}^2$), S460 (Streckgrenze $f_y=460 \text{ N/mm}^2$) und S770 (Streckgrenze $f_y=770 \text{ N/mm}^2$). Der Elastizitätsmodul wurde mit 210000 N/mm^2 in den Berechnungen berücksichtigt. Es wird ein Material mit elastisch-plastischem Werkstoffverhalten verwendet, welches sich nach Erreichen der Streckgrenze linear wiederverfestigt (siehe Bild 9-1). Für hochfeste Stähle gelten Mindestanforderungen, sowohl beim Dehnungsverhalten ($\epsilon_{\text{pl,min,EC3}}/\epsilon_y = 15$) als auch bei

der Zugfestigkeit ($f_{u,min,EC3}/f_y = 1,05$), welche als Basis für das angesetzte Materialmodell mit herangezogen wurden, siehe Bild 9-1.

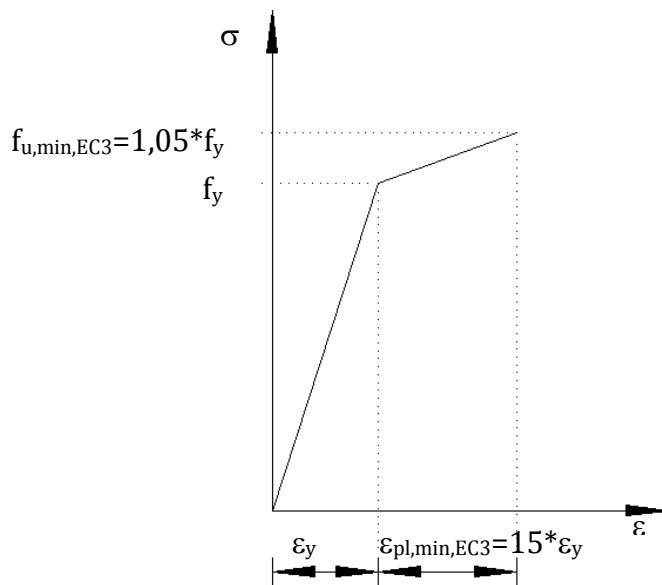


Bild 9-1: Angesetztes elastisch-plastisches Werkstoffverhalten mit linearer Wiederverfestigung

Lokale geometrische Imperfektionen - angesetzte Amplitudenwerte

Bei runden Hohlprofilen ist als geometrische Toleranz (und damit als Basisgröße für Imperfektionsannahmen) die Unrundheit „0“ des Querschnittes lt. [14] und [16] zu berücksichtigen. Die Unrundheit „0“, definiert nach Formel (9.1) bei runden Hohlprofilen mit $D/t \leq 100$ darf demnach maximal 2% betragen. Diese Limitierung wird in dieser Arbeit auch bei runden Hohlprofilen mit einem D/t größer als 100 berücksichtigt. Diese Unrundheit führte zur gleichwertigen Imperfektionsamplitude der lokalen Imperfektion nach Formel (9.2). Das Imperfektionsmuster selbst - in Umfangs- und Längsrichtung - wurde nicht explizit vorgegeben, sondern entsprach der ungünstigsten Eigenform einer vorgehaltenen idealen Beulberechnung, Bild 9-2.

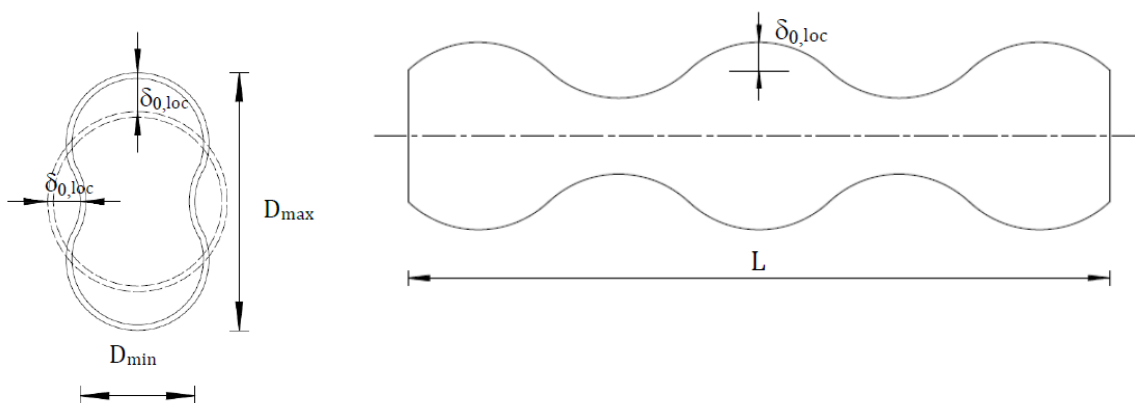


Bild 9-2: Lokale Imperfektion

$$0 = \frac{D_{max} - D_{min}}{D} * 100 \leq 0,02 \quad (9.1)$$

$$\Rightarrow 0,02 = \frac{D_{max} - D_{min}}{D} = \frac{(D + 2 * \delta_{0,loc}) - (D - 2 * \delta_{0,loc})}{D} = \frac{4 * \delta_{0,loc}}{D} \quad (9.2)$$

$$\Rightarrow \delta_{0,loc} = \frac{0,02 * D}{4} = 0,005 * D = \frac{D}{200}$$

Eigenspannungen

Für warmgefertigte runde Hohlprofile ist bekannt, dass sich Eigenspannungen rotationssymmetrisch und nur über die Wanddicke veränderlich einstellen. In Vorberechnungen zeigte sich, dass der Einfluss von unterschiedlichen Eigenspannungen über die Rohrwanddicke auf die Tragfähigkeit sehr gering ist und vernachlässigt werden kann. Für kaltgefertigte, geschweißte runde Hohlprofile entstehen hingegen auch Eigenspannungen, die nicht rotationssymmetrisch verlaufen.

In dieser Arbeit wurde jedoch der (günstigere) Fall der Eigenspannungsverläufe warmgefertigter Rohre betrachtet, d.h. Eigenspannungen wurden nicht explizit in den Berechnungen berücksichtigt.

Berechnungsvorgang bei den Tragfähigkeitsberechnungen

Mithilfe des Programmes Abaqus wurden zuerst für jeden betrachteten Belastungsfall LBA-Berechnungen (Linear Buckling Aalysis – Lineare elastische Verzweigungsberechnung) durchgeführt. In den LBA-Berechnungen werden keine Imperfektionen berücksichtigt, d.h. das runde Hohlprofil wird als exakt gerade, mit linearem Werkstoffverhalten, angenommen. Als Ergebnisse der LBA-Berechnung erhält man die Eigenwerte α_{cr} und Eigenformen des runden Hohlprofils. Mithilfe der Eigenwerte können die bezogene Schlankheit $\bar{\lambda}$ und die kritische Beulspannung $\sigma_{x,Rcr}$ berechnet werden. Bei den GMNIA-Berechnungen (Geometrically and Materially Non-linear Aalysis with Impерfections – Geometrisch und materiell nicht lineare Berechnung mit Imperfektionen) müssen ergänzend die lokalen Imperfektionen $\delta_{0,loc}$ sowie das nichtlineare Werkstoffgesetz berücksichtigt werden. Für die Imperfektionsformen werden die Eigenformen aus den LBA-Berechnungen herangezogen, da diese den globalen und/oder lokalen Imperfektionsformen ähneln. Anhand der GMNIA-Berechnung kann mithilfe des Laststeigerungsfaktors LPF der Abminderungsfaktor χ_{GMNIA} berechnet werden, wobei auch hier wieder der Bezug auf die elastische Querschnittstragfähigkeit erfolgt.

9.2 Durchführung der numerischen Traglastberechnung

Beanspruchung mit alleiniger Drucknormalkraft oder alleiniger Biegung

Um die Abminderungsfaktoren mithilfe der FEM-Simulation zutreffend berechnen zu können, ist zuerst eine LBA-Berechnung notwendig. Wie in Kapitel 9.1 bereits beschrieben, können mithilfe der Eigenwerte α_{cr} und der unten angeführten Formeln die bezogene Schlankheit $\bar{\lambda}$ und die kritische Beulspannung $\sigma_{x,Rcr}$ berechnet werden. Als Bezugslast wurde dabei die plastische Querschnittstragfähigkeit $A \cdot f_y$ bzw. $W_{pl} \cdot f_y$ verwendet. Die numerischen Berechnungen liefern demgegenüber den entsprechenden Laststeigerungsfaktor (α_{cr} für LBA, LPF für GMNIA).

LBA-Berechnung: Drucknormalkraft:

$$\sigma_{x,cr} = \alpha_{cr} \cdot \text{"Bezugsspannung"} = \alpha_{cr} \cdot \frac{A \cdot f_y}{A} = \alpha_{cr} \cdot f_y \quad (9.3)$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{x,cr}}} = \sqrt{\frac{1}{\alpha_{cr}}} \quad (9.4)$$

LBA-Berechnung: Biegung:

Zu beachten ist, dass sich die Ermittlung der bezogenen Schlankheit $\bar{\lambda}$ immer auf elastische Querschnittswiderstände bezieht ($\sigma_{x,Rcr}$ gerechnet mit W_{el}).

$$\sigma_{x,cr} = \alpha_{cr} \cdot \frac{\text{"Bezugslast"}}{W_{el}} = \alpha_{cr} \cdot \frac{W_{pl} \cdot f_y}{W_{el}} = \alpha_{cr} \cdot f_y \cdot \gamma \quad (9.5)$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{x,cr}}} = \sqrt{\frac{1}{\alpha_{cr} \cdot \gamma}} \quad (9.6)$$

Die Umrechnung Plastisch/Elastisch wird mit dem Faktor γ in den oben angeführten Formeln (siehe (9.5) und (9.6)) zur Berechnung der bezogenen Schlankheit $\bar{\lambda}$ und der kritischen Beulspannung $\sigma_{x,Rcr}$ bei runden Hohlprofilen mit Biegebeanspruchung berücksichtigt. Das Formelzeichen γ als Abkürzung für die Umrechnung Plastisch/Elastisch wurde für diese Masterarbeit eingeführt. Die in Kapitel 2.2.2 angeführte Gleichung (siehe (2.6)) wurde zur Berechnung des Umrechnungsfaktors γ herangezogen.

Bei der GMNIA-Berechnung werden die runden Hohlprofile mit der *doppelten* plastischen Normalkraft bzw. dem *doppelten* plastischen Moment als Bezugslast beansprucht um die max. Tragfähigkeit bestimmen zu können, da damit sichergestellt werden kann, dass die Tragfähigkeit angezeigt wird (durch Abbruch der Berechnung)

und nicht ein Zustand, bei dem die aufgebrachte Last aufgenommen wird (dies ist aufgrund der angesetzten Materialverfestigung notwendig, da dadurch bei gewissen Geometrien auch Lasten oberhalb N_{pl} und M_{pl} aufgenommen werden können). Deswegen muss dann bei der Berechnung des Abminderungsfaktors χ der errechnete Laststeigerungsfaktor LPF gegenüber der Bezugslast mit dem Wert 2 multipliziert werden. Als Imperfektionsformen werden die Eigenformen aus den LBA-Berechnungen herangezogen, da diese den lokalen Imperfektionsformen ähneln. Um eine GMNIA-Berechnung durchführen zu können, muss folglich zuerst eine LBA-Berechnung durchgeführt werden. Anhand der GMNIA-Berechnung kann mithilfe des erreichten Laststeigerungsfaktors LPF der Abminderungsfaktor χ_{GMNIA} wie folgt berechnet werden.

GMNIA-Berechnung: Drucknormalkraft:

$$\chi_N = \frac{R_{GMNIA}}{R_{el}} = \frac{LPF * (2 * A * f_y)}{A * f_y} = LPF * 2 \quad (9.7)$$

GMNIA-Berechnung: Biegung:

$$\chi_M = \frac{R_{GMNIA}}{R_{el}} = \frac{LPF * (2 * W_{pl} * f_y)}{W_{el} * f_y} = LPF * 2 * \gamma \quad (9.8)$$

Kombinierte Beanspruchung mit Drucknormalkraft und Biegung

Der Berechnungsablauf für runde Hohlprofile bei kombinierter Beanspruchung mit Drucknormalkraft und Biegung ist prinzipiell ähnlich, wie für runde Hohlprofile mit Beanspruchung aus alleiniger Drucknormalkraft oder alleiniger Biegung. Die Drucknormalkraft und das Moment werden für die Berechnung gleichzeitig angesetzt. Mithilfe des Winkels α wird das angestrebte Belastungsverhältnis $\frac{\sigma_{xM}}{\sigma_{xN}}$ seitens der Bezugslasten zutreffend erfasst. Da die Werte für α händisch in den Inputfile einzugeben sind, wurden die Traglastberechnungen für folgende Winkel $\alpha = 0,00^\circ; 11,25^\circ; 22,5^\circ; 33,75^\circ; 45,00^\circ; 56,25^\circ; 67,50^\circ; 78,75^\circ$ und $90,00^\circ$ durchgeführt. Als Referenzbelastung gilt dabei (vgl. Bild 9-3):

LBA-Berechnung:

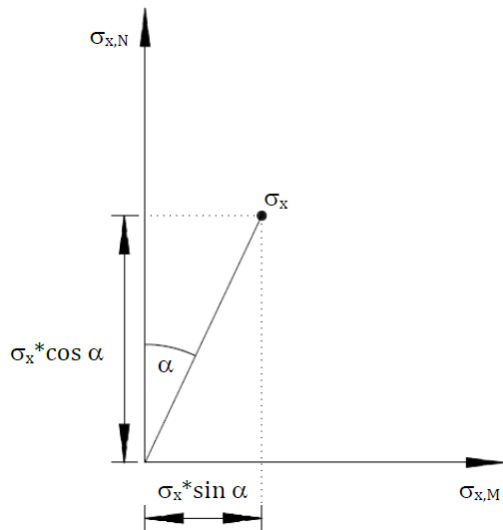
$$N = A * f_y * \cos \alpha$$

$$M = W_{pl} * f_y * \sin \alpha$$

GMNIA_Berechnung:

$$N = 2 * A * f_y * \cos \alpha$$

$$M = 2 * W_{pl} * f_y * \sin \alpha$$

Bild 9-3: Zusammenhang des Belastungsverhältnisses mit dem Winkel α

LBA-Berechnung: Kombination Drucknormalkraft und Biegung:

$$\begin{aligned} \sigma_{x,cr} &= \alpha_{cr} * \text{"Bezugsspannung"} = \alpha_{cr} * \sigma_E = \\ &= \alpha_{cr} * \left(\frac{A * f_y * \cos \alpha}{A} + \frac{W_{pl} * f_y \sin \alpha}{W_{el}} \right) = \alpha_{cr} * \left(\frac{A * f_y * \cos \alpha}{A} + \frac{W_{pl} * f_y \sin \alpha}{W_{pl}} * \frac{W_{pl}}{W_{el}} \right) = \\ &= \alpha_{cr} * \left(\frac{A * f_y * \cos \alpha}{A} + \frac{W_{pl} * f_y \sin \alpha}{W_{pl}} * \gamma \right) = \alpha_{cr} * f_y * (\cos \alpha + \sin \alpha * \gamma) \quad (9.9) \end{aligned}$$

Die Umrechnung Plastisch/Elastisch wird mit dem Faktor γ in den oben angeführten Formeln berücksichtigt (siehe Kapitel 2.2.2).

GMNIA-Berechnung: Kombination Drucknormalkraft und Biegung:

$$\chi_N = \frac{R_{GMNIA,N}}{R_{el,N}} = \frac{LPF * (2 * A * f_y * \cos \alpha)}{A * f_y} = LPF * 2 * \cos \alpha \quad (9.10)$$

$$\chi_M = \frac{R_{GMNIA,M}}{R_{el,M}} = \frac{LPF * (2 * W_{pl} * f_y * \sin \alpha)}{W_{el} * f_y} = LPF * 2 * \sin \alpha * \gamma \quad (9.11)$$

Abkürzungsverzeichnis für diesen Abschnitt

A.....Querschnittsfläche des runden Hohlprofils

D.....Außendurchmesser des runden Hohlprofils

D_{min}kleinster Außendurchmesser

D_{max}größter Außendurchmesser

LPF.....Laststeigerungsfaktor (aus GMNIA-Berechnung) - bezogen auf die Bezugslast

O.....Unrundheit [%]

W_{pl}plastisches Widerstandsmoment [mm^3]

f_uZugfestigkeit [N/mm^2]

f_yStreckgrenze [N/mm^2]

αBelastungswinkel [$^\circ$]

α_{cr}Eigenwert (aus LBA-Berechnung)

ε_yelastische Dehnung

ε_{pl}plastische Dehnung

$\delta_{0,loc}$lokale Imperfektion

γVerhältnis $\frac{W_{pl}}{W_{el}}$

$\bar{\lambda}$bezogene Schlankheit

χ_MAbminderungsfaktor, bezogen auf den Biegeanteil

χ_NAbminderungsfaktor, bezogen auf den Normalkraftanteil

$\sigma_{x,cr}$kritische Beulspannung [N/mm^2]

10. Hohlprofile unter alleiniger Drucknormalkraft

In diesem Kapitel werden die nach Norm berechneten und numerisch mittels FEM-Analyse ermittelten Werte für den Abminderungsfaktor χ bei runden Hohlprofilen unter Drucknormalkraft dargestellt und gegenübergestellt. Wie bereits in Kapitel 3.4.2 beschrieben, wurde für die folgenden Bilder die Länge der Hohlprofile konstant gehalten, d.h. die Länge des Profils ändert sich nicht unabhängig von der Stahlgüte des runden Hohlprofils vorweist. In einer zweiten Testreihe wurden die Längen der Hohlprofile so gewählt, dass, unabhängig von der Stahlgüte, der Wert der globalen Schlankheit $\overline{\lambda}_{\text{glob}}=0,2$ ergibt (siehe Annex B).

10.1 Beispiel D/t=100, D=200mm, t=2mm, S460

Anhand des nachfolgenden Beispiels wird der Berechnungsvorgang lt. EC gezeigt. Desweiteren werden die nach Norm berechneten und numerisch ermittelten Werte für die kritische Beulspannung $\sigma_{x,Rcr}$ und den Abminderungsfaktor χ miteinander verglichen.

Profillänge: L=1334mm; somit: $\overline{\lambda}_{\text{glob}}=0,28$ (siehe Formel (B.5))

10.1.1 Vergleich der Verzweigungslast σ_{cr}

a) Berechnung lt. EC (Formelapparat siehe Abschnitt 3.1):

$$r = \frac{200 - 2}{2} = 99,00 \text{ mm} \quad \text{Formel (3.1)}$$

$$\omega = \frac{1334}{\sqrt{99 * 2}} = 94,803 \quad \text{Formel (3.8)}$$

$$94,803 > \frac{0,5 * r}{t} = \frac{0,5 * 99}{2} = 24,75 \rightarrow \text{lange Zylinder: } C_x = C_{x,N}$$

$$C_{x,N} = \max \left\{ 1 + \frac{0,2}{6} * \left[1 - 2 * 94,803 * \frac{2}{99} \right], 0,60 \right\} = 0,906 \quad \text{Formel (3.12)}$$

$$\sigma_{x,Rcr} = 0,605 * 210000 * 0,906 * \frac{2}{99} = \mathbf{2325,40 \text{ N/mm}^2} \quad \text{Formel (3.13)}$$

Anm.: Lagerung beidseits eingespannt $\rightarrow C_{xb}=6$ (Tab. 3-2)

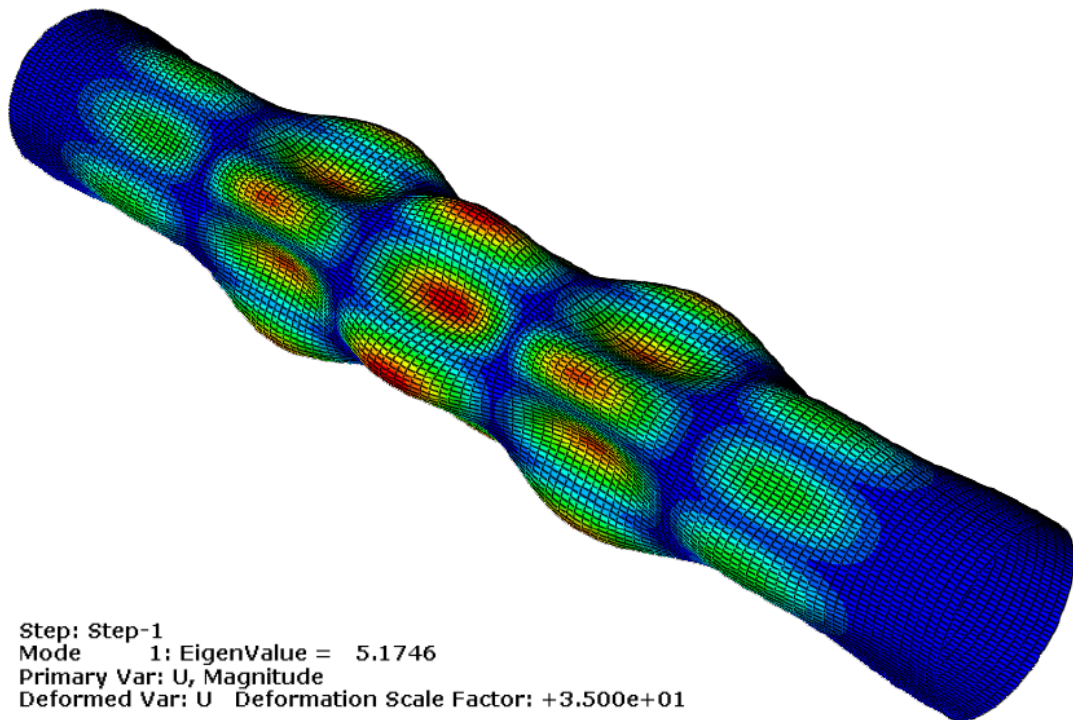
b) FEM-Berechnung:

Bild 10-1: LBA-Berechnung für runde Hohlprofile ($D/t=100$, $D=200\text{mm}$, $t=2\text{mm}$, $S\ 460$) bei Beanspruchung mit Drucknormalkraft

$$\text{lt. LBA – Berechnung: } \alpha_{cr} = 5,1746 \quad \text{Formel (9.3)}$$

$$\sigma_{x,cr} = 5,1746 * 460 = \mathbf{2380,32\ N/mm^2}$$

c) Ergebnisvergleich:

Die Ergebnisse der nach Norm berechneten und der numerisch ermittelten Beulspannung weichen um ca. 2% voneinander ab. Dies ist für LBA-Berechnungen eine sehr geringe Diskrepanz, insbesondere wenn man den Näherungscharakter der „analytischen“ Lösung aus EN1993-1-6 beachtet.

10.1.2 Gesamttragfähigkeit - GMNIA vs. EC

a) Berechnung lt. EC (Herstelltoleranz Klasse A):

$$\Delta w_k = \frac{1}{40} * \sqrt{\frac{99}{2}} * 2 = 0,352 \quad \text{Formel}$$

$$\alpha = \frac{0,62}{1 + 1,91 * \left(\frac{0,352}{2}\right)^{1,44}} = 0,536 \quad \text{Formel (3.3)}$$

$$\text{mit: } \bar{\lambda}_0 = 0,20; \beta = 0,60 \text{ und } \eta = 1,00 \text{ Formel (3.4), (3.5), (3.6)}$$

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{0,536}{1 - 0,60}} = 1,158 \quad \text{Formel}$$

$$\bar{\lambda}_x = \sqrt{\frac{460}{2325,40}} = 0,445 \quad \text{Formel}$$

Anm.: da $\bar{\lambda}_0 < \bar{\lambda}_x < \bar{\lambda}_p$:

Formel (3.16)

$$0,20 < 0,445 < 1,158: \quad \chi = 1 - 0,60 * \left(\frac{0,445 - 0,20}{1,158 - 0,20} \right)^{1,00} = \mathbf{0,847}$$

b) FEM-Berechnung:

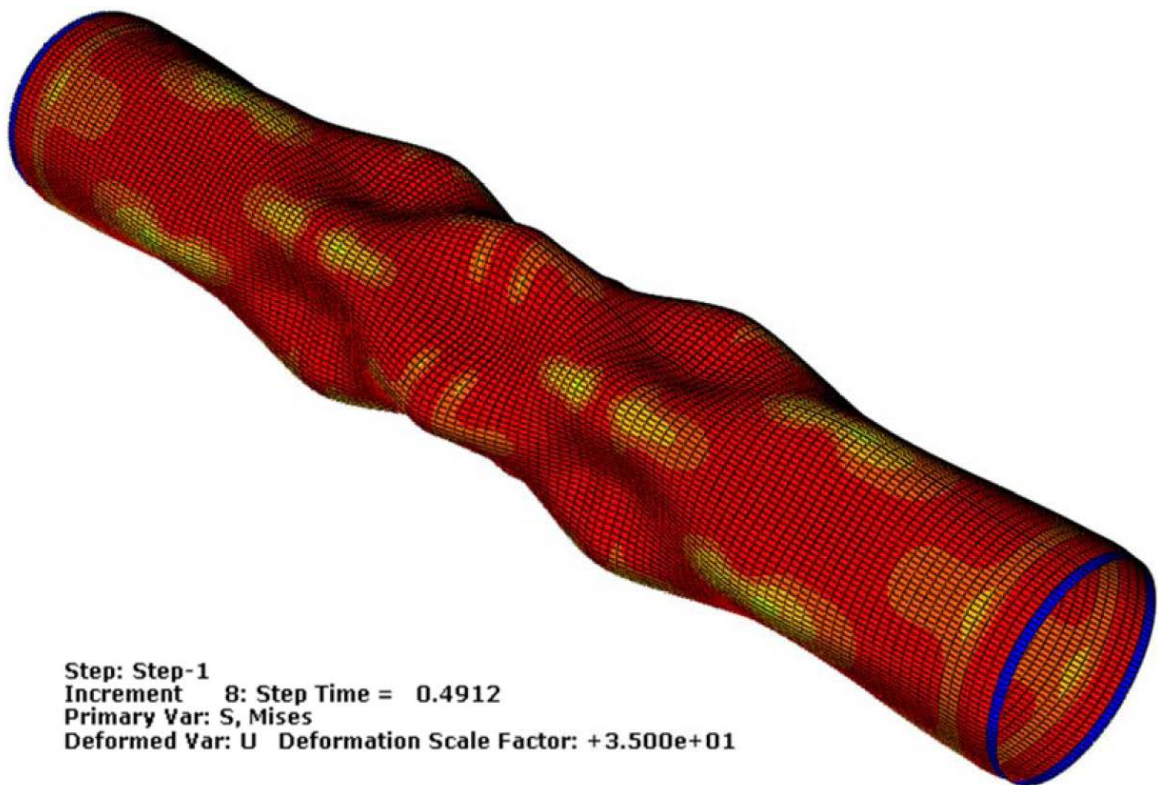


Bild 10-2: GMNIA-Berechnung für runde Hohlprofile ($D/t=100$, $D=200\text{mm}$, $t=2\text{mm}$, S 460) bei Beanspruchung mit Drucknormalkraft

$$\text{lt. GMNIA – Berechnung: LPF} = 0,4912 \quad \text{Formel (3.14)}$$

$$\chi_N = 0,491 * 2 = \mathbf{0,982} \quad \text{Formel (9.7)}$$

c) Ergebnisvergleich:

Der Bemessungswert der Normalkrafttragfähigkeit wird bei $D/t=100$ mit der Stahlgüte S460 lt. EC durch den Abminderungsfaktor χ um ca. 15% reduziert, während lt. FEM-Berechnung der Bemessungswert nur um ca. 2% abzumindern ist.

10.2 Serienrechnung - $N_{alleine}$: S235/460/770, $D/t=5\div 200$

Wie in Bild 10-3 erkennbar, liegen die numerisch berechneten Werte für den Abminderungsfaktor χ für die Stahlgüten S235, S460 und S770 über den errechneten Werten lt. EC. Das bedeutet, dass die lt. EC berechnete Tragfähigkeit nicht unterschritten wird. Bei der Stahlgüte S770 ist ab einem Verhältnis von $D/t=160$ ein stärkerer Abfall zu erkennen.

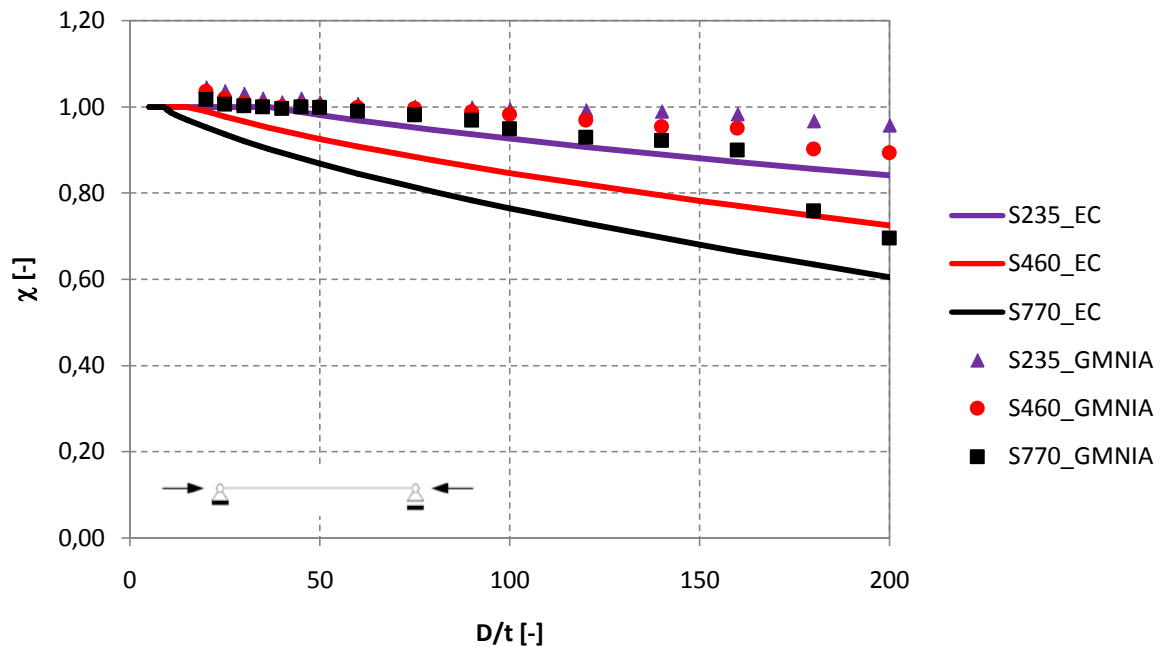


Bild 10-3: Vergleich für $N_{alleine}$: Abminderungsfaktor χ lt. EC und lt. FEM-Simulation

11. Hohlprofile unter alleiniger Biegung

In diesem Kapitel werden anhand von Zahlenbeispielen die Berechnungen des Abminderungsfaktors χ lt. EN 1993-1-1/1-6, kurz "EC" genannt und lt. Vorschlag "Amendments to EN 1993-1-6", kurz "ECneu" genannt, mit den Ergebnissen der FEM-Berechnung verglichen.

In Kapitel 7.1 wurden bereits publizierte Versuchsergebnisse, welche sich bereits mit dem Thema "Beulen runder Hohlprofile unter Biegung" auseinandergesetzt haben, kurz zusammengefasst.

11.1 Beispiel $D/t=100$, $D=200\text{mm}$, $t=2\text{mm}$, S460; EC vs. FEM

Anhand dieses Zahlenbeispiels wird der Berechnungsvorgang lt. EC für runde Hohlprofile bei Biegebeanspruchung gezeigt. Es werden die nach Norm berechneten und numerisch ermittelten Werte für die kritische Beulspannung $\sigma_{x,Rcr}$ und den Abminderungsfaktor χ miteinander verglichen.

Profillänge: $L=953\text{mm}$; somit: $\overline{\lambda}_{glob}=0,20$ (siehe Formel (B.5))

11.1.1 Vergleich der Verzweigungslast σ_{cr}

a) Berechnung lt. EC:

$$r = \frac{200 - 2}{2} = 99,00 \text{ mm} \quad \text{Formel (3.1)}$$

$$\omega = \frac{953}{\sqrt{99 * 2}} = 67,727 \quad \text{Formel (3.8)}$$

$$67,727 > \frac{0,5 * r}{t} = \frac{0,5 * 99}{2} = 24,75 \rightarrow \text{lange Zylinder}$$

$$C_x = C_{x,N} * 0 + 1,00 = 1,000 \quad \text{Formel (3.22)}$$

$$\sigma_{x,Rcr} = 0,605 * 210000 * 1,000 * \frac{2}{99} = \mathbf{2566,67 \text{ N/mm}^2} \quad \text{Formel (3.13)}$$

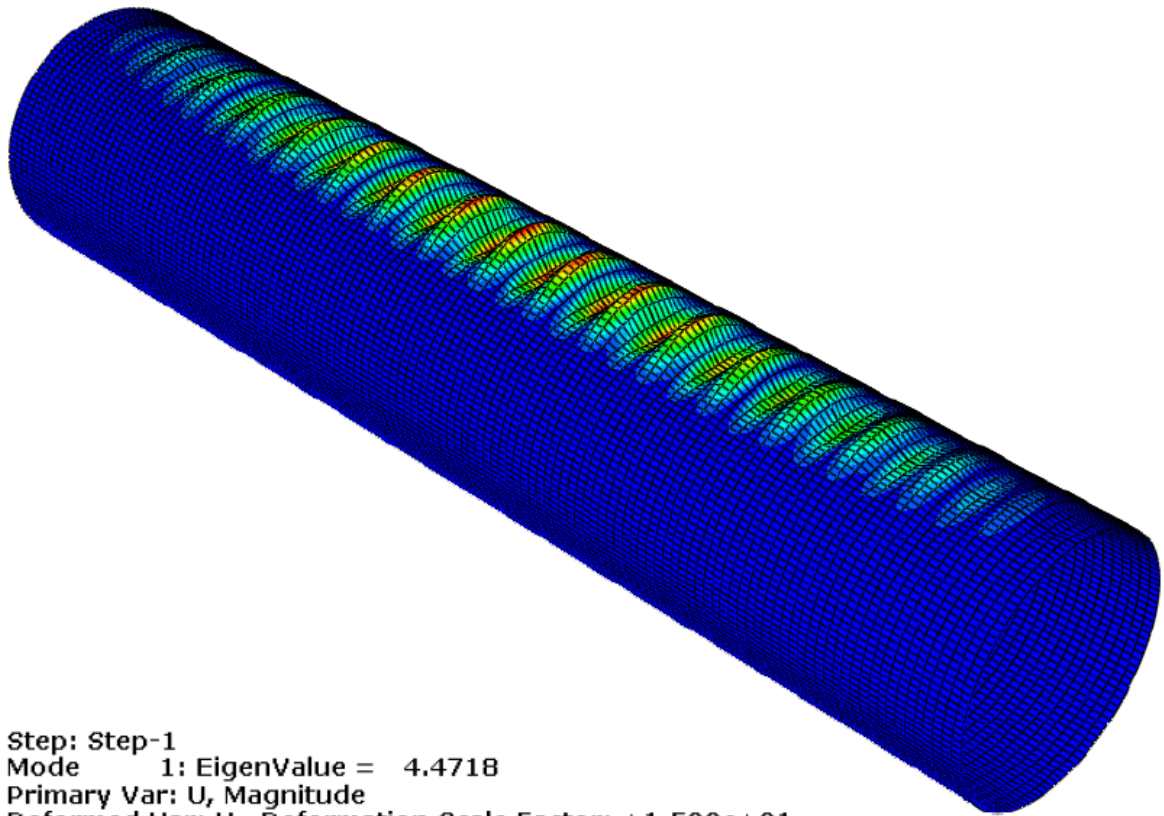
b) FEM-Berechnung:

Bild 11-1: LBA-Berechnung für runde Hohlprofile ($D/t=100$, $D=200\text{mm}$, $t=2\text{mm}$, $S\ 460$) bei Beanspruchung mit Biegung

lt. LBA – Berechnung: $\alpha_{cr} = 4,4718$

$$\gamma = \frac{W_{pl}}{W_{el}} = \frac{4}{\pi} * \left(1 + \frac{2}{200}\right) = 1,286 \quad \text{Formel (2.6)}$$

$$\sigma_{x,cr} = 4,4718 * 460 * 1,286 = \mathbf{2653,57\ N/mm^2} \quad \text{Formel (9.5)}$$

c) Ergebnisvergleich:

Ein Vergleich der beiden Werte für die Beulspannung zeigt, dass die Ergebnisse um nur ca. 3% voneinander abweichen.

11.1.2 Gesamttragfähigkeit - GMNIA vs. EC

a) Berechnung lt. EC (Herstelltoleranz Klasse A):

$$\Delta w_k = \frac{1}{40} * \sqrt{\frac{99}{2}} * 2 = 0,352 \quad \text{Formel}$$

$$\alpha = \frac{0,62}{1 + 1,91 * \left(\frac{0,352}{2}\right)^{1,44}} = 0,536 \quad \text{Formel (3.3)}$$

$$\bar{\lambda}_0 = 0,20 + 0,10 * 1,00 = 0,300 \quad \text{Formel (3.18)}$$

$$\text{mit: } \beta = 0,60 \text{ und } \eta = 1,00 \quad \text{Formel (3.5), (3.6)}$$

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{0,536}{1 - 0,60}} = 1,158 \quad \text{Formel}$$

$$\bar{\lambda}_x = \sqrt{\frac{460}{2566,67}} = 0,423 \quad \text{Formel}$$

Anm.: da $\bar{\lambda}_0 < \bar{\lambda}_x < \bar{\lambda}_p$: Formel (3.16)

$$0,30 < 0,423 < 1,158: \quad \chi = 1 - 0,60 * \left(\frac{0,423 - 0,30}{1,158 - 0,30} \right)^{1,00} = \mathbf{0,914}$$

b) FEM-Berechnung:

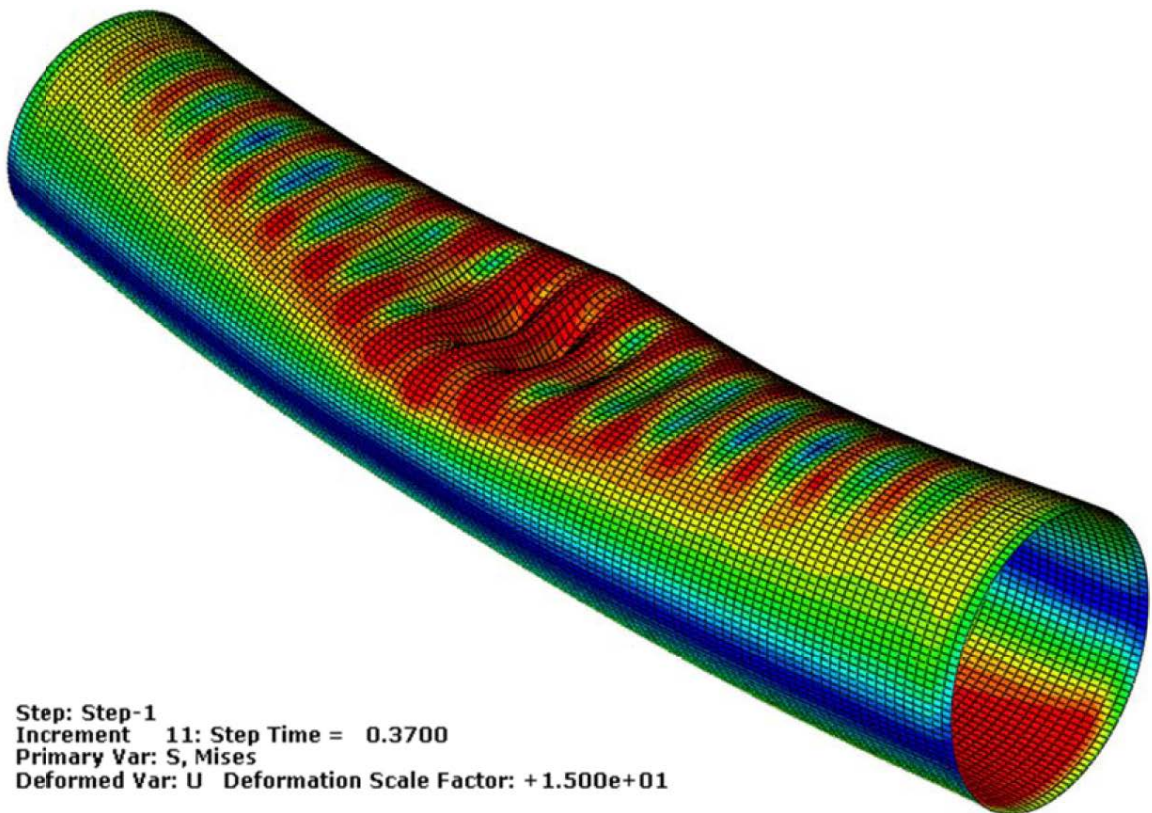


Bild 11-2: GMNIA-Berechnung für runde Hohlprofile ($D/t=100$, $D=200\text{mm}$, $t=2\text{mm}$, $S\ 460$) bei Beanspruchung mit Biegung

lt. GMNIA – Berechnung: LPF = 0,3700

$$\chi_M = 0,370 * 2 * 1,286 = \mathbf{0,982} \quad \text{Formel (9.8)}$$

c) Ergebnisvergleich:

Der Bemessungswert der Momenten Tragfähigkeit wird bei $D/t=100$ mit der Stahlgüte S460 lt. EC durch den Abminderungsfaktor χ um ca. 9% reduziert, während lt. FEM-Berechnung der Bemessungswert nur um ca. 2% abzumindern ist.

11.2 Serienrechnung - $M_{alleine}$: EC vs. FEM

In Bild 11-3 sieht man, dass die numerisch ermittelten Werte für den Abminderungsfaktor χ mit zunehmender Querschnittsschlankheit D/t kontinuierlich kleiner werden. Bei den numerisch ermittelten Werten gibt es keinen Sprung zwischen den Querschnittsklassen, d.h. lt. FEM-Berechnung sinkt die Tragfähigkeit kontinuierlich ab. Es sind keine Plateaus bei den Werten lt. FEM-Berechnung entstanden, weder bei $\chi=1,0$ (Querschnittsklasse 3) noch gibt es ein annäherndes Plateau bei $\chi=1,3$ (Querschnittsklassen 1 und 2).

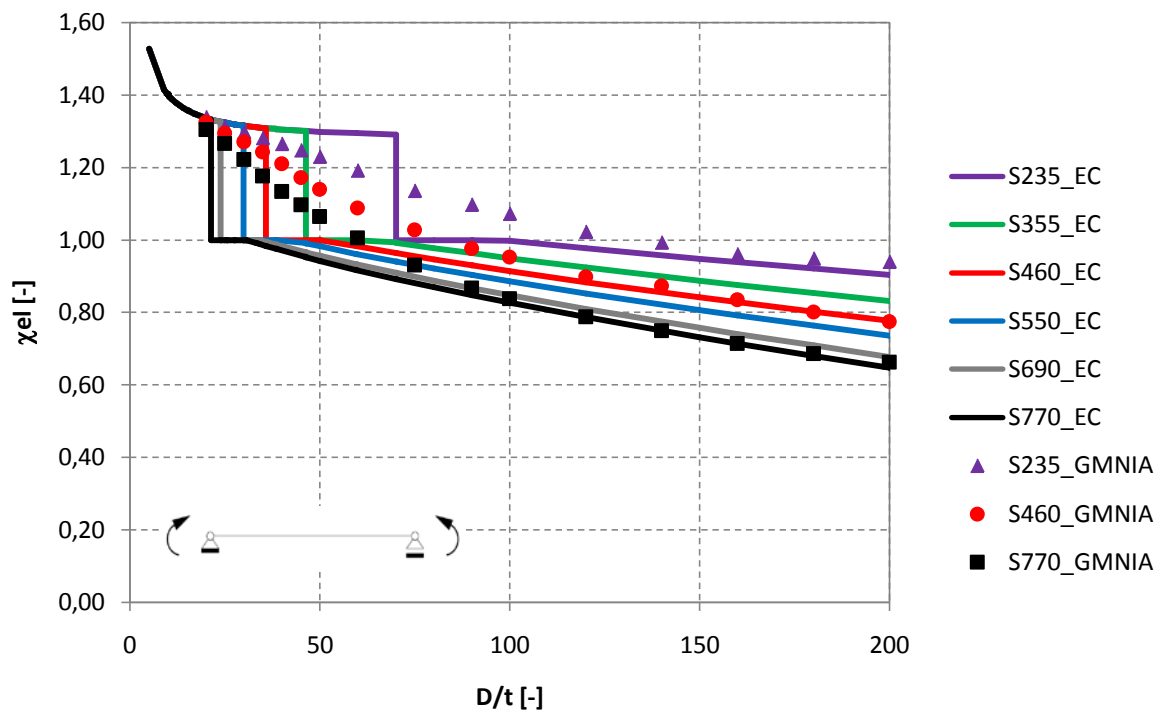


Bild 11-3: Vergleich: Abminderungsfaktor χ bei alleiniger Biegung lt. EC bzw. FEM-Berechnung- auf die elastische Querschnittstragfähigkeit bezogen

Im Bereich $D/t=25$ bis ca. maximal 70, je nach betrachteter Stahlgüte, sind die berechneten Werte lt. EC höher als die numerisch ermittelten Werte. In diesen Bereichen ist die Tragfähigkeit lt. EC höher als die mittels FEM-Berechnung ermittelte Tragfähigkeit. Ab ca. $D/t=120$ passen die laut Norm berechneten Werte für den Abminderungsfaktor χ gut mit den numerisch ermittelten Werten überein.

11.3 Beispiel D/t=100, D=200mm, t=2mm, S460; ECneu vs. FEM

Es wird der Berechnungsvorgang für runde Hohlprofile unter alleiniger Biegebeanspruchung lt. ECneu anhand eines Zahlenbeispiels gezeigt. Die berechneten Werte für die kritische Beulspannung $\sigma_{x,Rcr}$ und den Abminderungsfaktor γ werden dann mit den Ergebnissen der FEM-Simulation verglichen.

Profillänge: L=953mm

11.3.1 Vergleich der Verzweigungslast M_{cr} bzw. σ_{cr}

a) Berechnung lt. ECneu:

$$r = \frac{200 - 2}{2} = 99,00 \text{ mm} \quad \text{Formel (3.1)}$$

$$\omega = \frac{953}{\sqrt{99 * 2}} = 67,727 \quad \text{Formel (3.8)}$$

$$C_m = 1 + \frac{4}{67,727^2} = 1,001 \quad \text{Formel (5.13)}$$

$$M_{R,cr} = 1,90 * 1,001 * 210000 * 99 * 2^2 = \mathbf{158\ 162\ 004\ Nmm} \quad \text{Formel (5.12)}$$

$$d = 200 - 2 * 2 = 196 \text{ mm}$$

$$W_{pl,Rohr} = \frac{(200^3 - 196^3)}{6} = 78410,67 \text{ mm}^3 \quad \text{Formel (2.3b)}$$

$$\gamma = \frac{W_{pl}}{W_{el}} = \frac{4}{\pi} * \left(1 + \frac{2}{200}\right) = 1,286 \quad \text{Formel (2.6)}$$

$$\sigma_{x,cr} = \frac{M_{R,cr}}{W_{el}} = \frac{M_{R,cr}}{W_{pl}} * \gamma = \frac{158162004}{78410,67} * 1,286 = \mathbf{2593,99\ N/mm^2}$$

b) FEM-Berechnung:

$$\sigma_{x,cr} = 4,4718 * 460 * 1,286 = \mathbf{2653,57\ N/mm^2} \quad \text{Formel (9.5)}$$

c) Ergebnisvergleich:

Vergleicht man die Ergebnisse für die Beulspannung miteinander, so erkennt man, dass diese nur um ca. 2% voneinander abweichen.

11.3.2 Gesamttragfähigkeit - GMNIA vs. ECneu

a) Berechnung lt. ECneu:

$$\Omega = \frac{2}{99} * 67,727 = 1,368 \quad \text{Formel (5.3)}$$

$0,50 \leq \Omega = 1,368 < 7,0 \rightarrow$ mittellange Zylinder (siehe Tab. 5-1):

$$\alpha_G = 1,07 * \left(\frac{1 - 0,22 * 1,368 + 0,061 * 1,368^{2,94}}{1 + 0,12 * 1,368^{2,94}} \right) = 0,701$$

$$\Delta w_k = \frac{1}{40} * \sqrt{\frac{99}{2}} * 2 = 0,352 \quad \text{Formel}$$

Anm.: Herstelltoleranz Klasse A

$$\alpha_1 = \frac{1}{1 + 2,00 * \left(\frac{0,352}{2}\right)^{0,8}} = 0,667 \quad \text{Formel (5.4)}$$

$$\alpha = 0,701 * 0,667 = 0,468 \quad \text{Formel (5.6)}$$

$$\beta = 1 - \frac{0,60}{1 + 1,2 * \left(\frac{0,352}{2}\right)^{0,8}} = 0,538 \quad \text{Formel (5.7)}$$

$$\eta = \frac{1}{1 + 0,40 * \left(\frac{0,352}{2}\right)^{0,8}} = 0,909 \quad \text{Formel (5.8)}$$

$$\text{mit: } \bar{\lambda}_0 = 0,30 \quad \text{Formel (5.9)}$$

$$M_{R,pl} = 4 * 99^2 * 2 * 460 = 36\,067\,680 \text{ Nmm} \quad \text{Formel (5.11)}$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{36067680}{158162004}} = 0,478 \quad \text{Formel}$$

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{0,468}{1 - 0,538}} = 1,006 \quad \text{Formel}$$

Anm.: da $\bar{\lambda}_0 < \bar{\lambda} < \bar{\lambda}_p$: Formel (5.15)

$$0,30 < 0,478 < 1,006: \quad \chi = 1 - 0,538 * \left(\frac{0,478 - 0,30}{1,006 - 0,30}\right)^{0,909} = 0,846$$

Der berechnete Abminderungsfaktor χ reduziert lt. ECneu die plastische Querschnittstragfähigkeit. Alle berechneten Werte werden im Zuge dieser Masterarbeit

jedoch – wie mehrmals erwähnt - auf den elastischen Wert bezogen. Deswegen wird der Abminderungsfaktor mit dem Umrechnungsfaktor γ (Umrechnung plastisch/elastisch) multipliziert.

$$\chi_M = \chi * \gamma = 0,846 * 1,286 = \mathbf{1,088}$$

b) FEM-Berechnung:

$$\chi_M = 0,370 * 2 * 1,286 = \mathbf{0,982} \quad \text{Formel (9.8)}$$

c) Ergebnisvergleich:

Die elastische Querschnittstragfähigkeit von runden Hohlprofilen unter Biegebeanspruchung mit der Stahlgüte S460 wird bei $D/t=100$ lt. ECneu durch den Abminderungsfaktor χ um ca. 9% erhöht, während lt. FEM-Berechnung der Bemessungswert um ca. 2% abzumindern ist.

11.4 Serienrechnung - $M_{alleine}$: ECneu vs. FEM

Die Werte für den Abminderungsfaktor χ weisen lt. ECneu und bei der numerischen Berechnung keinen Sprung auf, d.h. der Bemessungswert der Momententragfähigkeit wird kontinuierlich durch den Abminderungsfaktor χ reduziert (siehe Bild 11-4). Es ist ersichtlich, dass die errechneten Werte lt. ECneu im Gegensatz zu den numerisch ermittelten Werten eine geringere Abminderung der Tragfähigkeit durch den Abminderungsfaktor χ vorsehen, d.h. der Abminderungsfaktor χ ist lt. ECneu immer größer als lt. FEM-Berechnung.

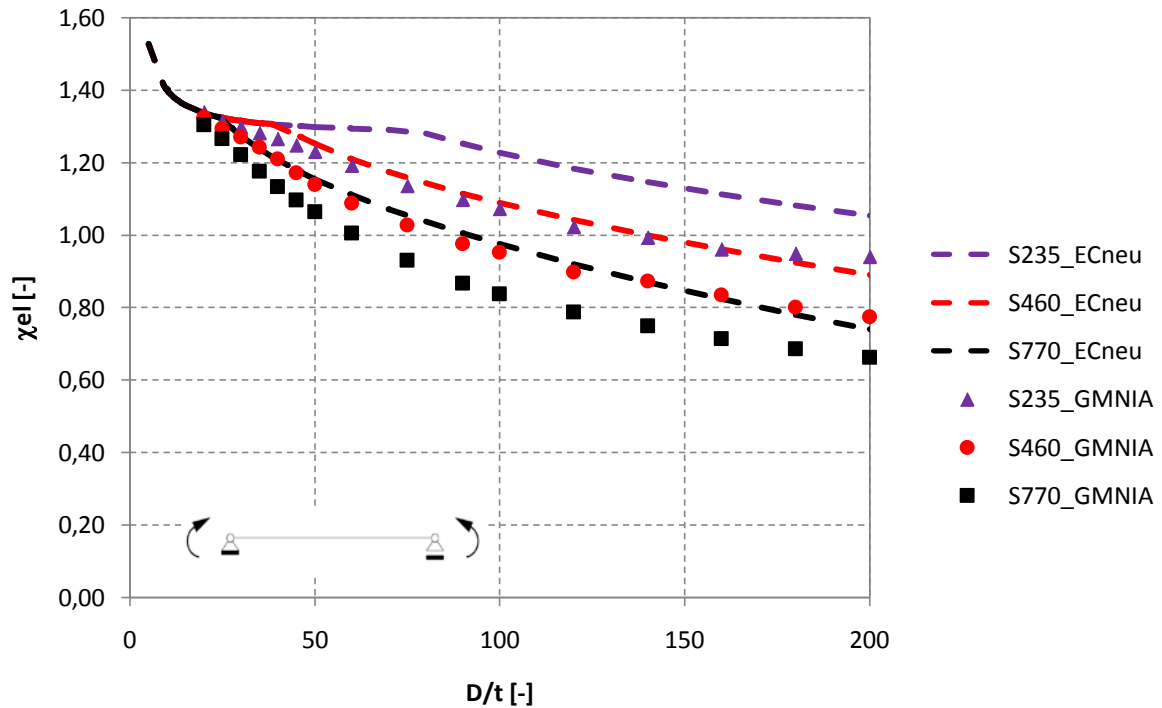


Bild 11-4: Vergleich: Abminderungsfaktor χ bei alleiniger Biegung lt. ECneu bzw. FEM-Berechnung - auf die elastische Querschnittstragfähigkeit bezogen

11.5 Zusammenfassung - Beanspruchung $M_{alleine}$: Vergleich EC, ECneu und FEM

Die berechneten Werte für den Abminderungsfaktor χ bei runden Hohlprofilen unter Biegebeanspruchung lt. EC stimmen mit den numerisch ermittelten Werten, je nach Stahlgüte, ab ca. $D/t=100$ gut überein. Die numerisch ermittelten Werte weisen im Gegensatz zu den berechneten Werten lt. EC und lt. ECneu kein Plateau bei $\chi_{el}=1,3$ auf. Die errechneten Werte lt. ECneu sehen im Gegensatz zu den errechneten Werten lt. EC und den numerisch ermittelten Werten eine geringere Abminderung der Tragfähigkeit durch den Abminderungsfaktor χ vor. D.h. die maximale Tragfähigkeit lt. ECneu ist höher als lt. EC bzw. den numerisch ermittelten Werten.

12. Hohlprofile unter Drucknormalkraft und Biegung

In diesem Kapitel werden die berechneten Werte für die Abminderungsfaktoren χ_M und χ_N für runde Hohlprofile bei kombinierter Beanspruchung mit Drucknormalkraft und Biegung lt. EN 1993-1-6[19] mit den numerisch ermittelten Werten verglichen. Der Winkel α wird – wie in Kapitel 3 bereits erklärt – eingeführt, um mit einem Parameter alle möglichen Lastkombinationen von N und M darzustellen.

12.1 Beispiel D/t=100; D=200mm, t=2mm, S460; $\alpha=56,25^\circ$; EC vs. FEM

Anhand dieses Zahlenbeispiels wird der Berechnungsvorgang lt. EC für runde Hohlprofile bei kombinierter Beanspruchung mit Drucknormalkraft und Biegung gezeigt. Es werden die nach Norm berechneten und numerisch ermittelten Werte für die kritische Beulspannung $\sigma_{x,Rcr}$ und den Abminderungsfaktor χ_{M+N} bzw. χ_M und χ_N miteinander verglichen.

Profillänge: L=1334mm; somit: $\bar{\lambda}_{glob}=0,28$ (siehe Formel (B.5))

12.1.1 Vergleich der Verzweigungslast σ_{cr}

a) Berechnung lt. EC:

$$r = \frac{200 - 2}{2} = 99,00 \text{ mm} \quad \text{Formel (3.1)}$$

$$\omega = \frac{1334}{\sqrt{99 * 2}} = 94,803 \quad \text{Formel (3.8)}$$

$$94,803 > \frac{0,5 * r}{t} = \frac{0,5 * 99}{2} = 24,75 \rightarrow \text{lange Zylinder:}$$

$$C_{x,N} = \max \left\{ \left(1 + \frac{0,2}{6} * \left[1 - 2 * 94,803 * \frac{2}{99} \right] \right), 0,60 \right\} = 0,906 \quad \text{Formel (3.12)}$$

Anm.: beidseits eingespanntes Rohr $\rightarrow C_{xb}=6$ (Tab. 3-2)

$$C_x = 0,906 * \frac{\cos(56,25^\circ)}{\cos(56,25^\circ) + \sin(56,25^\circ)} + \frac{\sin(56,25^\circ)}{\cos(56,25^\circ) + \sin(56,25^\circ)} = 0,962$$

Formel (3.24)

$$\sigma_{x,Rcr} = 0,605 * 210000 * 0,962 * \frac{2}{99} = \mathbf{2469,13 \text{ N/mm}^2} \quad \text{Formel (3.13)}$$

b) FEM-Berechnung:

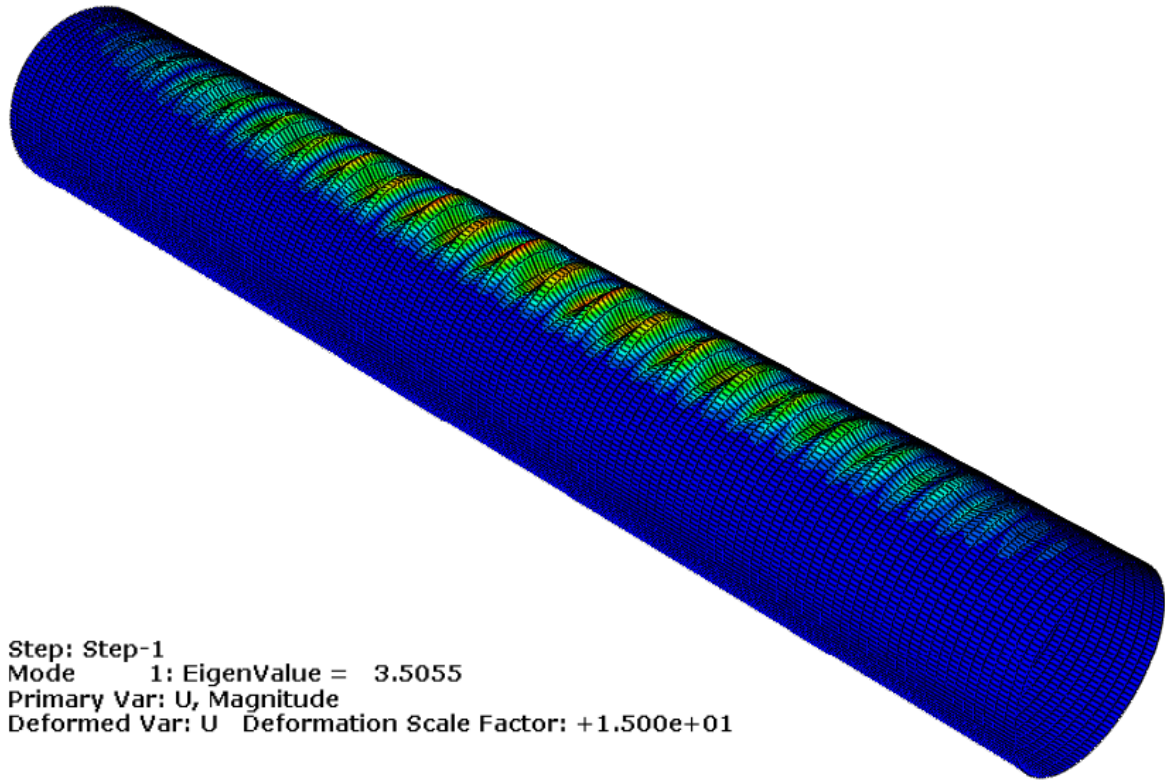


Bild 12-1: LBA-Berechnung für runde Hohlprofile ($D/t=100$, $D=200\text{mm}$, $t=2\text{mm}$, $S 460$) bei kombinierter Beanspruchung mit Drucknormalkraft und Biegung

lt. LBA – Berechnung: $\alpha_{cr} = 3,5055$

$$\gamma = \frac{4}{\pi} * \left(1 + \frac{2}{200}\right) = 1,286 \quad \text{Formel (2.6)}$$

$$\sigma_{x,cr} = 3,5055 * 460 * [\cos(56,25^\circ) + 1,286 * \sin(56,25^\circ)] = \mathbf{2620,10 \text{ N/mm}^2}$$

Formel (9.9)

c) Ergebnisvergleich:

Ein Vergleich der beiden Werte für die Beulspannung zeigt, dass die Ergebnisse um nur um ca. 6% voneinander abweichen.

12.1.2 Gesamttragfähigkeit - GMNIA vs. EC

a) Berechnung lt. EC:

$$\Delta w_k = \frac{1}{40} * \sqrt{\frac{99}{2}} * 2 = 0,352 \quad \text{Formel}$$

$$\alpha = \frac{0,62}{1 + 1,91 * \left(\frac{0,352}{2}\right)^{1,44}} = 0,536 \quad \text{Formel (3.3)}$$

$$\bar{\lambda}_0 = 0,20 + 0,1 * \frac{\sin(56,25^\circ)}{\cos(56,25^\circ) + \sin(56,25^\circ)} = 0,260 \quad \text{Formel (3.23)}$$

$$\text{mit: } \beta = 0,60 \text{ und } \eta = 1,00 \quad \text{Formel (3.5), (3.6)}$$

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{0,536}{1 - 0,60}} = 1,158 \quad \text{Formel}$$

$$\bar{\lambda}_x = \sqrt{\frac{460}{2469,13}} = 0,432 \quad \text{Formel}$$

Anm.: da $\bar{\lambda}_0 < \bar{\lambda}_x < \bar{\lambda}_p$: Formel (3.16)

$$0,260 < 0,432 < 1,158: \quad \chi_{M+N} = 1 - 0,60 * \left(\frac{0,423 - 0,260}{1,158 - 0,260}\right)^{1,00} = \mathbf{0,885}$$

$$\chi_N = 0,885 * \frac{1}{1 + \tan(56,25^\circ)} = \mathbf{0,354} \quad \text{Formel (3.33)}$$

$$\chi_M = 0,885 * \left(\frac{1}{\frac{1}{\tan(56,25^\circ)} + 1}\right) = \mathbf{0,531} \quad \text{Formel (3.34)}$$

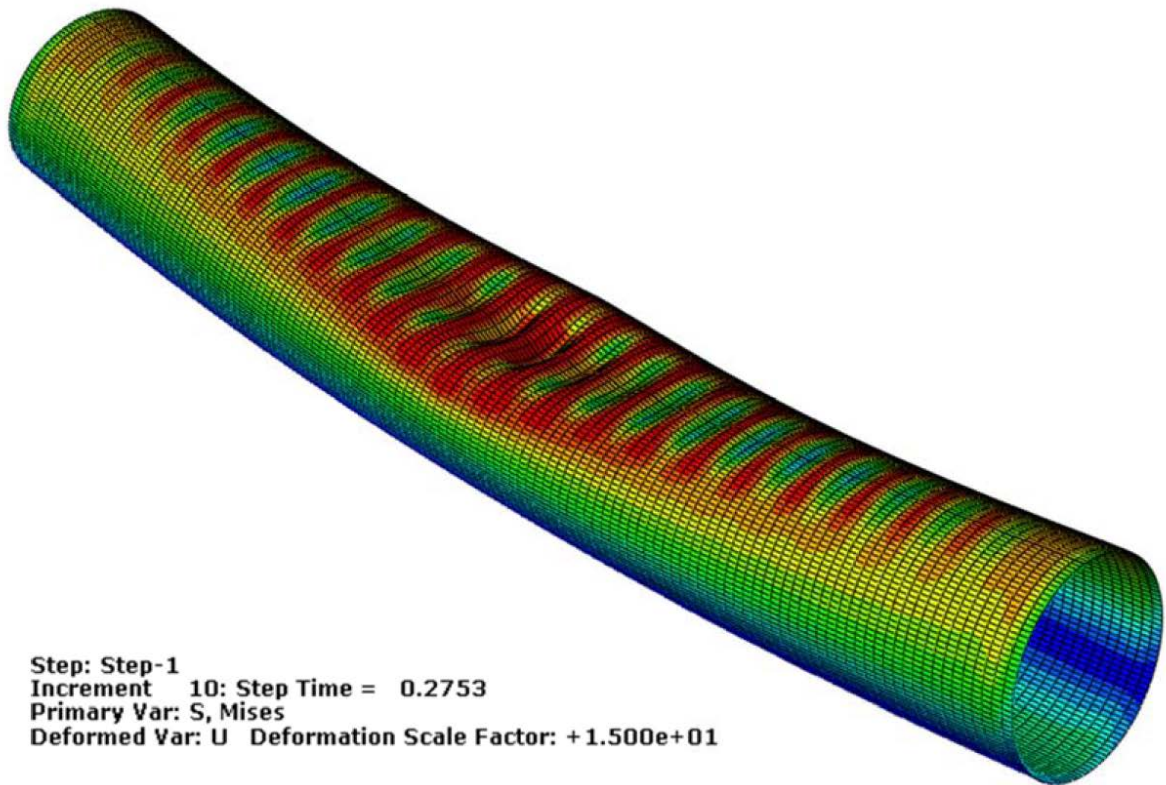
b) FEM-Berechnung:

Bild 12-2: GMNIA-Berechnung für runde Hohlprofile ($D/t=100$, $D=200\text{mm}$, $t=2\text{mm}$, $S\ 460$) bei kombinierter Beanspruchung mit Drucknormalkraft und Biegung

lt. GMNIA – Berechnung: $LPF = 0,2753$

$$\chi_N = 2 * 0,2753 * \cos(56,25^\circ) = \mathbf{0,306} \quad \text{Formel (9.10)}$$

$$\chi_M = 2 * 0,2753 * \sin(56,25^\circ) * 1,286 = \mathbf{0,589} \quad \text{Formel (9.11)}$$

c) Ergebnisvergleich:

Ein Vergleich der numerisch ermittelten Werte für die Abminderungsfaktoren χ_{M+N} bzw. χ_M und χ_N mit den berechneten Werten lt. EC zeigt, dass χ_N um ca. 14% und χ_M um ca. 10% voneinander abweichen.

12.2 Serienrechnung bei kombinierter Beanspruchung: EC vs. FEM

Wie in Kapitel 2.2.3 bereits beschrieben, wurde der Verlauf von Kurve D/t_{50_EC} -hier liegt die volle plastische Querschnittstragfähigkeit vor - mithilfe einer Formel aus [23] berechnet (siehe Formel (2.7)). In Kapitel 3.4.4 wird erklärt, wie mithilfe des berechneten Abminderungsfaktors χ_{M+N} bzw. und des Winkels α die Abminderungsfaktoren χ_M und χ_N berechnet wurden.

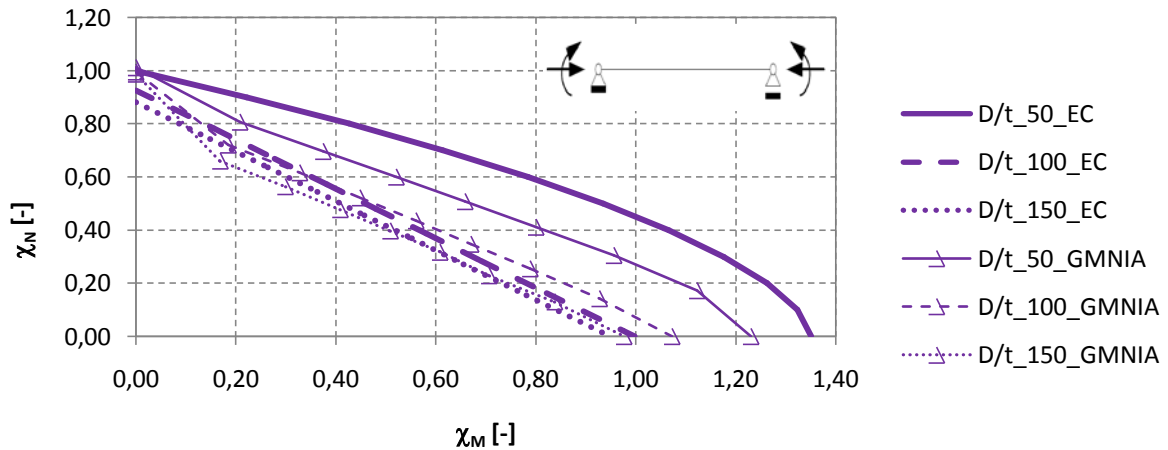


Bild 12-3: Vergleich: Abminderungsfaktor χ_N und χ_M bei kombinierter Beanspruchung mit Drucknormalkraft und Biegung lt. EC und lt. FEM-Simulation mit Stahlgüte S235

In Bild 12-3 ist zu erkennen, dass die Verläufe der lt. EN 1993-1-6 berechneten Werte für die Abminderungsfaktoren χ_M und χ_N von runden Hohlprofilen bei kombinierter Beanspruchung mit Drucknormalkraft und Biegung zumindest bei den höheren D/t Verhältnissen (100 bzw. 150) recht gute Übereinstimmungen mit den numerisch ermittelten Werten aufweisen. Auch der Verlauf dieser beiden Kurven, für das kleinste D/t Verhältnis (siehe D/t_50_EC und D/t_50_GMNIA) ist annähernd parallel, allerdings sind die numerisch ermittelten Werte für die Abminderungsfaktoren kleiner als lt. Berechnung [23].

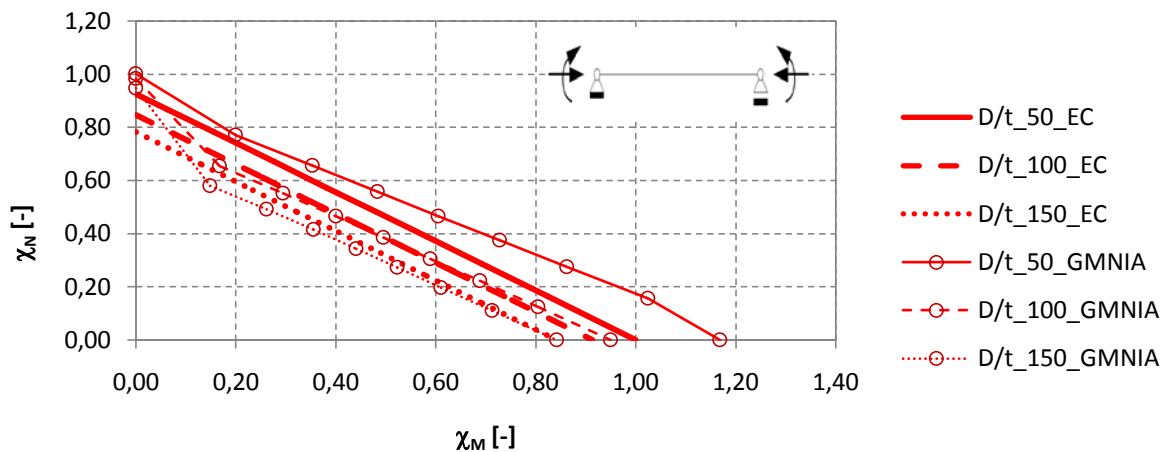


Bild 12-4: Vergleich: Abminderungsfaktor χ_N und χ_M bei kombinierter Beanspruchung mit Drucknormalkraft und Biegung lt. EC und lt. FEM-Simulation mit Stahlgüte S460

Es kann festgestellt werden, dass lt. FEM-Berechnung bei kleinem Biegeanteil (kleiner Winkel α) die Traglastkurve sehr stark abfällt und somit der Abminderungsfaktor χ_N relativ stark abnimmt. Der Verlauf wird anschließend flacher und verhält sich nahezu linear (siehe Bilder 12-4 und 12-5). Auch hier zeigt sich in beiden Bildern, dass die nach

Norm berechneten und numerisch ermittelten Traglastkurven bei den D/t-Verhältnissen 100 und 150 relativ gut übereinstimmen, es jedoch für den Fall D/t=50 zu wesentlich stärkeren Abweichungen kommt. Gegenüber dem Fall mit geringer Stahlgüte S235 (siehe Bild 12-3) liegen nun jedoch die numerisch ermittelten Werte höher.

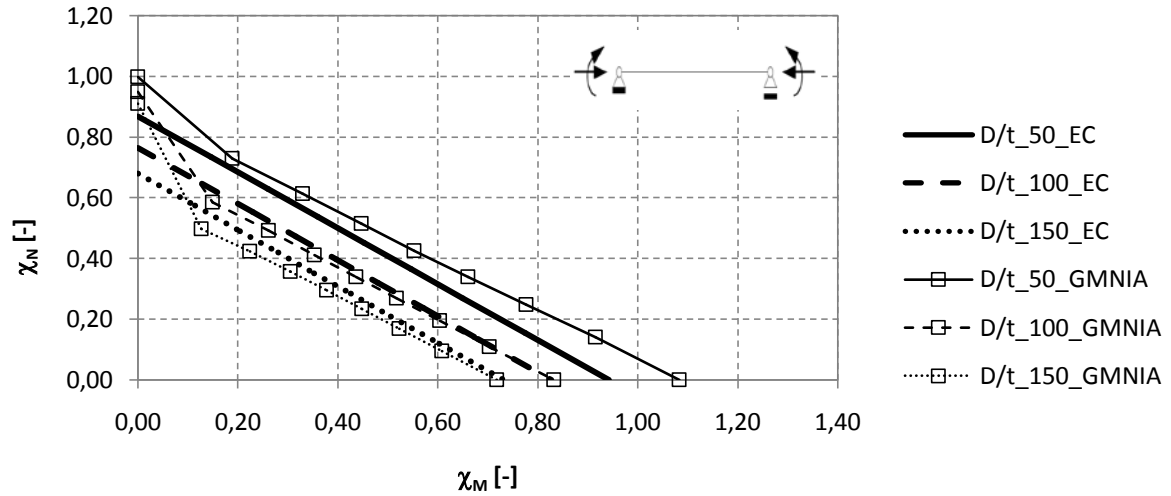


Bild 12-5: Vergleich: Abminderungsfaktor χ_N und χ_M bei kombinierter Beanspruchung mit Drucknormalkraft und Biegung lt. EC und lt. FEM-Simulation mit Stahlgüte S770

13. Traglastvergleich: FEM-Simulation mit anderen internationalen Normen

In diesem Kapitel werden die ermittelten Werte für den Abminderungsfaktor χ lt. BS 5950-1 [21], kurz "BS" genannt, und lt. ANSI/AISC 630-10 [22], kurz "AISC" genannt, mit den numerisch ermittelten Werten verglichen.

13.1 Traglastvergleich mit BS 5950-1

13.1.1 Hohlprofile unter alleiniger Drucknormalkraft

Die Abminderung des Bemessungswertes der Querschnittstragfähigkeit durch den Abminderungsfaktor χ ist lt. BS höher als lt. FEM-Simulation (siehe Bild 13-1). Beispielsweise wird bei runden Hohlprofilen mit der Stahlgüte S770 die Querschnittstragfähigkeit durch den Abminderungsfaktor bei $D/t=75$ lt. FEM-Simulation um ca. 7% abgemindert, während die Querschnittstragfähigkeit der runden Hohlprofile lt. BS bereits um 38% reduziert wird.

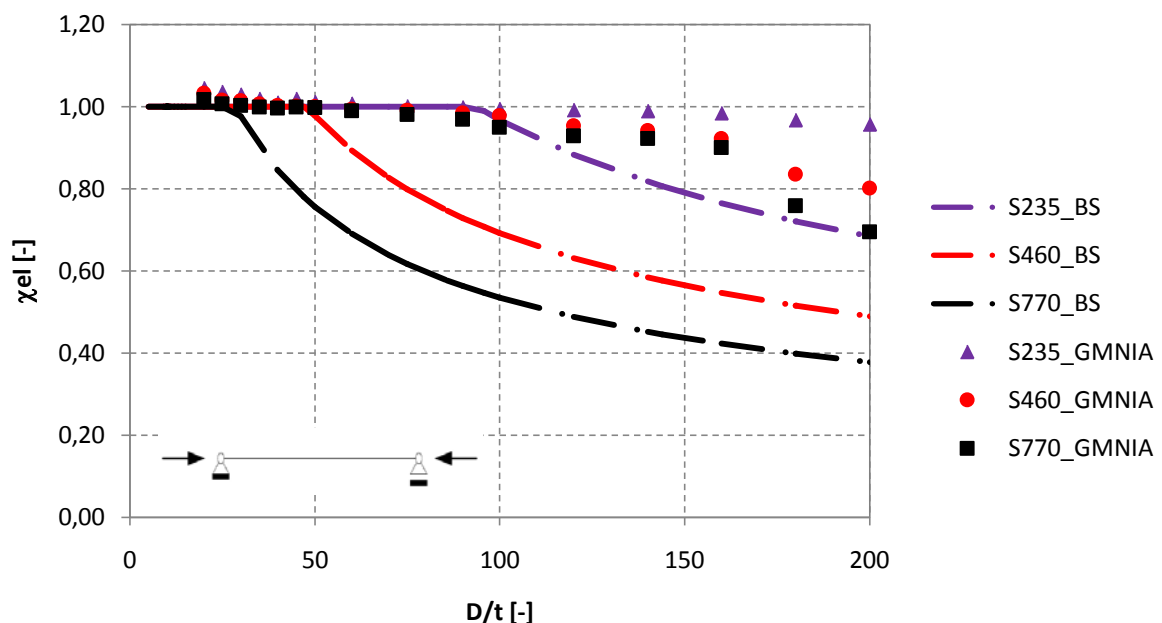


Bild 13-1: Vergleich des Abminderungsfaktors χ bei alleiniger Drucknormalkraft lt. BS und lt. FEM-Simulation

Allgemein betrachtet, weisen die Abminderungskurven lt. BS und die numerisch ermittelten Abminderungskurven keine Ähnlichkeiten auf.

13.1.2 Hohlprofile unter alleiniger Biegung

Bei runden Hohlprofilen mit Biegebeanspruchung stimmen die numerisch ermittelten Werte für den Abminderungsfaktor χ gut mit den berechneten Werten lt. BS überein (siehe Bild 13-2).

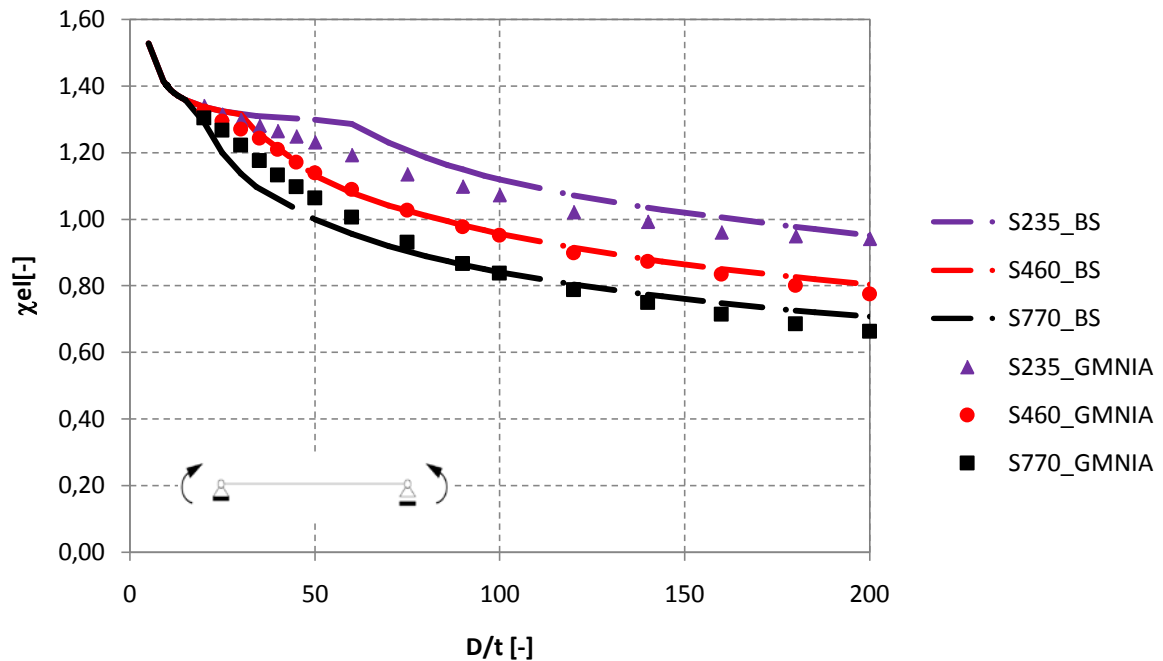


Bild 13-2: Vergleich des Abminderungsfaktors χ bei alleiniger Biegung lt. BS und lt. FEM-Simulation

Es zeigt sich jedoch, dass die numerisch ermittelten Werte kleiner sind als die berechneten Werte lt. BS, insbesondere bei der Stahlgüte S235. Somit ist die Tragfähigkeit lt. BS höher als die mittels FEM-Simulation berechnete.

13.2 Traglastvergleich mit AISC 360-10 (AISC)

13.2.1 Hohlprofile unter alleiniger Drucknormalkraft

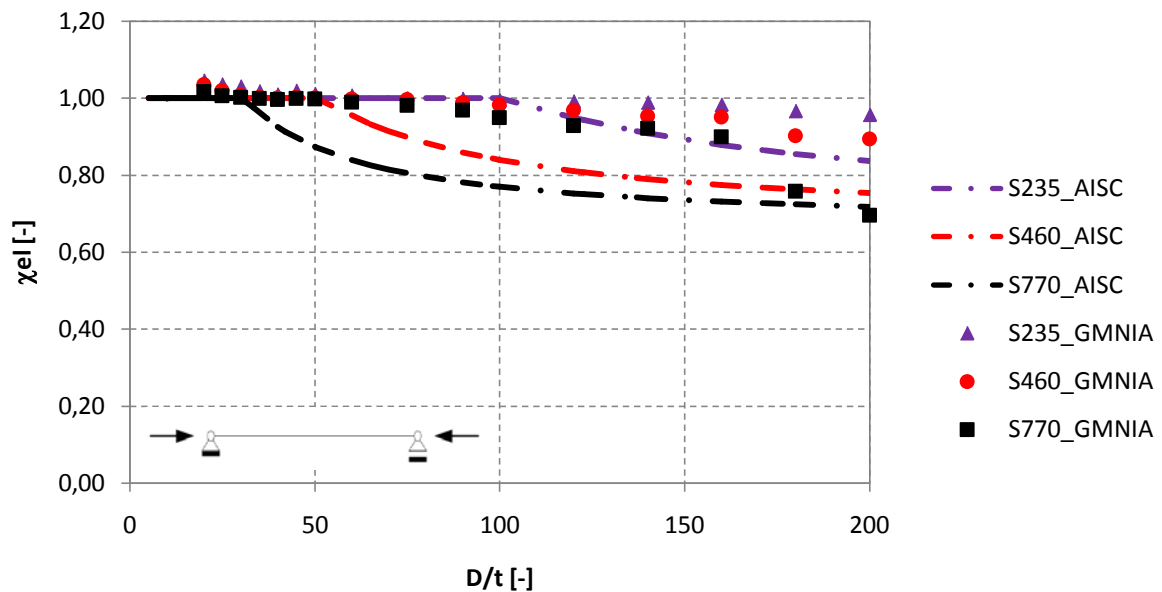


Bild 13-3: Vergleich des Abminderungsfaktors χ bei alleiniger Drucknormalkraft lt. AISC und lt. FEM-Simulation

Ein Vergleich der numerisch ermittelten Werte mit den berechneten Werten lt. AISC zeigt, dass die ersteren Werte, größer oder gleich sind als die Werte lt. AISC (siehe Bild 13-3). Die Tragfähigkeit von runden Hohlprofilen ist somit lt. FEM-Simulation, in den meisten D/t-Bereichen, höher als lt. AISC. Bei runden Hohlprofilen mit der Stahlgüte S770 fallen ab ca. D/t=160, die numerisch ermittelten Werte für den Abminderungsfaktor χ sehr stark ab. Bei D/t=200 ist die Tragfähigkeit von runden Hohlprofilen lt. FEM-Simulation kleiner als lt. AISC.

13.2.2 Hohlprofile unter alleiniger Biegung

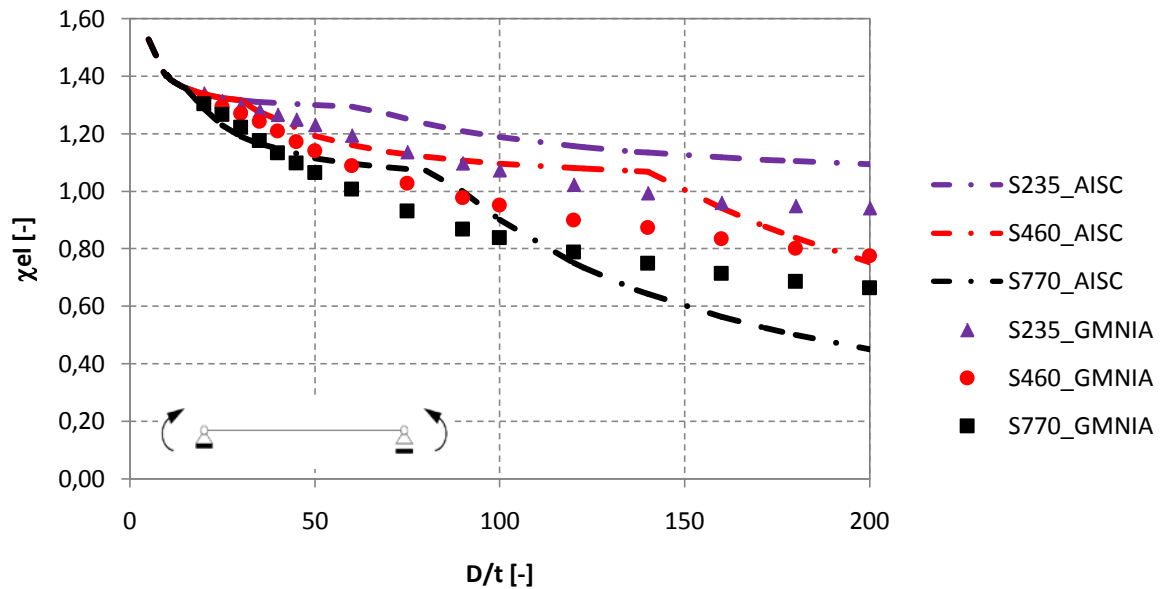


Bild 13-4: Vergleich des Abminderungsfaktors χ bei alleiniger Biegung lt. AISC und lt. FEM-Simulation

In Bild 13-4 werden die Abminderungskurven lt. AISC und lt. FEM-Simulation gezeigt. Die berechneten Werte lt. AISC und die numerisch ermittelten Werte weisen im Bereich $D/t=20$ bis 50 bei runden Hohlprofilen mit der Stahlgüte S460 und S770 eine relativ gute Übereinstimmung auf. Die berechneten Werte für den Abminderungsfaktor χ sind lt. AISC bei runden Hohlprofilen mit der Stahlgüte S235 und S460 meistens höher als lt. FEM-Simulation. Das bedeutet, dass der Bemessungswert der Momententragsfähigkeit lt. AISC größer ist als lt. FEM-Simulation. Nur bei runden Hohlprofilen mit der Stahlgüte S770 ist ab ca. $D/t=110$ die Tragfähigkeit lt. FEM-Simulation höher als lt. AISC.

TEIL III: Zusammenfassung und Anhänge

14. Zusammenfassung, Schlussfolgerungen und Ausblick

14.1 Zusammenfassung

In dieser Masterarbeit wurde der Einfluss des lokalen Beulens auf die Tragfähigkeit runder Hohlprofile untersucht, die nicht knickgefährdet sind. Besonderes Augenmerk wurde dabei auf Querschnitte der Querschnittsklasse 4 gelegt, da bei diesen das lokale Beulen durch den Abminderungsfaktor χ bei der Tragfähigkeitsberechnung berücksichtigt werden muss und dies die Querschnittstragfähigkeit reduziert. Es wurden runde Hohlprofile mit den Stahlgüten S235, S355, S460, S550, S690 und S770 betrachtet, wobei die hochfesten Stähle wegen ihrer größeren Anfälligkeit bzgl. lokalem Beulen von besonderem Interesse waren.

Im ersten Teil der Arbeit, welche die Kapitel 1 bis 8 umfasst, werden u.a. verschiedene Normen hinsichtlich ihrer Tragfähigkeitsergebnisse miteinander verglichen. Zuerst erfolgt in Kapitel 1 eine Einführung zu dem bearbeiteten Thema, mit anschließender kurz zusammengefasster Kapitelübersicht.

In Kapitel 2 wurde die Querschnittsklassifizierung für runde Hohlprofile, d.h. die Einteilung in die vier verschiedenen Querschnittsklassen lt. EN 1993-1-1 [20] kurz erläutert. Im Anschluss wurden, je nach Querschnittsklasse, die Formeln zur Berechnung der Bemessungswerte der Beanspruchbarkeit bei Beanspruchung mit alleiniger Drucknormalkraft und mit alleiniger Biegung gezeigt. Für die Berechnung der plastischen Tragfähigkeit bei Druck und Biegung für runde Hohlprofile der Querschnittsklassen 1 und 2 gibt es in der EN 1993-1-1 keine Interaktionsformel, deswegen wurde eine zutreffende Berechnungsformel aus der Literatur (CIDECT Handbücher) herangezogen.

Die Berechnung des Abminderungsfaktors χ für Querschnitte der Querschnittsklasse 4 lt. EN 1993-1-6 [19] wurde in Kapitel 3 näher betrachtet. Die berechneten Abminderungsfaktoren (Serienberechnung) wurden als Funktion des D/t -Verhältnisses dargestellt. Die Darstellung der Abminderungskurven erfolgte, ohne Berücksichtigung der Querschnittsklassen für alle untersuchten Stahlgüten (S235, S355, S460, S550, S690 und S770) lt. EN 1993-1-6.

Im Anschluss erfolgte in Kapitel 4 eine Gesamtdarstellung der Abminderungskurven unter Berücksichtigung der Querschnittsklassen lt. EN 1993-1-1/1-6, kurz "EC" genannt. Die in den Normen angeführten Limitierungen zum Anwendungsbereich wurden bei der Erstellung der Abminderungskurven nicht eingehalten, damit für alle untersuchten Stahlgüten die Querschnitte bis $D/t=200$ betrachtet werden konnten.

In Kapitel 5 wurden die Änderungsvorschläge lt. "Amendments to EN 1993-1-6" [17], kurz "ECneu" genannt, für runde Hohlprofile unter reiner Biegebeanspruchung untersucht. Zuerst wurden alle relevanten Berechnungsformeln zur Berechnung des Abminderungsfaktors χ gezeigt. Anschließend wurden mithilfe dieser Berechnungsformeln für alle Querschnittsklassen die Abminderungsfaktoren berechnet. Die neu berechneten Abminderungskurven wurden mit den Verläufen lt. EC verglichen.

Anschließend erfolgte in Kapitel 6 unter Berücksichtigung der EN 1993-1-1 [20] und des Änderungsvorschlages lt. ECneu [17] eine Gesamtdarstellung der Abminderungskurven für runde Hohlprofile unter reiner Biegung.

Verschiedene experimentelle Studien, die sich mit runden Hohlprofilen unter Biegebeanspruchung beschäftigt haben, wurden in Kapitel 7 kurz zusammengefasst. Bereits experimentell ermittelte Daten aus der Literatur [3], [5] wurden mit den berechneten Werten lt. EC und lt. ECneu verglichen. Zu diesem Zweck wurden der Abminderungsfaktor als Funktion von $(D/t)/\varepsilon^2$ dargestellt. Dadurch werden die unterschiedlichen, in den Versuchen gemessenen Streckgrenzen der runden Hohlprofile quasi "herausgerechnet".

Als Abschluss des ersten Teils der Masterarbeit, wurden in Kapitel 8 die britische Norm BS 5950-1 [21], kurz "BS" genannt und die US-amerikanische Norm ANSI/AISC 360-10 [22], kurz AISC, vorgestellt. Es wurden die unterschiedlichen Querschnittsklassen und die Berechnung der jeweiligen Bemessungswerte der Beanspruchbarkeit lt. BS und lt. AISC näher betrachtet. Anschließend wurden die berechneten Tragfähigkeiten mit den Abminderungskurven lt. EC und lt. ECneu für runde Hohlprofile bei Beanspruchung mit alleiniger Drucknormalkraft und mit alleiniger Biegung verglichen.

Im zweiten Teil wurden die verschiedenen berechneten Abminderungskurven mit den Ergebnissen der numerischen Simulation verglichen. In Kapitel 9 wurden die allgemein getroffenen Annahmen zur Erstellung des FEM-Modells mit dem FEM-Programm Abaqus erläutert. Es wurden Angaben zur Elementanzahl, den Randbedingungen, den lokalen Imperfektionen und zur Tragfähigkeitsberechnung gemacht. Die FEM-Berechnung erfolgte nur für runde Hohlprofile mit den Stahlgüten S235, S460 und S770.

In Kapitel 10 wurde anhand eines Zahlenbeispiels mithilfe der in Kapitel 3 angegebenen Formeln lt. EN 1993-1-6, der Berechnungsvorgang für ein rundes Hohlprofil mit einem D/t -Verhältnis von 100 und der Stahlgüte S460 unter alleiniger Druckbeanspruchung

gezeigt. Die berechneten Ergebnisse wurden mit den numerisch ermittelten Tragfähigkeiten verglichen. Anschließend wurden die Verläufe der ermittelten Abminderungskurven gemeinsam dargestellt und beschrieben. Es zeigte sich, dass die Tragfähigkeitsberechnung unter Berücksichtigung des lokalen Beulens durch den Abminderungsfaktor χ lt. EC im Vergleich zu den numerisch ermittelten Abminderungsfaktoren auf der sicheren Seite liegt.

Dasselbe wurde für runde Hohlprofile unter alleiniger Biegebeanspruchung in Kapitel 11 gemacht. Allerdings wurden die Ergebnisse der FEM-Simulation auch mit den berechneten Werten lt. ECneu verglichen. Es konnte festgestellt werden, dass durch die Änderungsvorschläge lt. "Amendments to EN 1993-1-6" [17] die Tragfähigkeit von runden Hohlprofilen unter alleiniger Biegung durch das lokale Beulen deutlich weniger abgemindert wird. Der Vergleich der numerisch ermittelten Tragfähigkeiten mit den berechneten Werten lt. EC zeigte, dass die Reduzierung der Tragfähigkeit bei Querschnitten der Querschnittsklasse 2 und 3 kontinuierlich erfolgt und nicht sprunghaft wie lt. EC.

In Kapitel 12 wurden die numerisch ermittelten Traglasten für runde Hohlprofile bei kombinierter Beanspruchung mit Drucknormalkraft und mit Biegung mit den berechneten Werten lt. EC verglichen. Wie in den Kapiteln zuvor, wird ein Zahlenbeispiel für ein rundes Hohlprofil mit der Stahlgüte S460 bei einem D/t-Verhältnis von 100 und einem angenommenen Belastungswinkel α von $56,25^\circ$ gezeigt. Die Berechnung der anteiligen Abminderungsfaktoren χ_M und χ_N erfolgt basierend auf trigonometrischen Überlegungen (siehe Kapitel 2.2.3). Es wurde festgestellt, dass es bei den D/t Verhältnissen 100 und 150 weitgehend gute Übereinstimmung mit den numerisch ermittelten Tragfähigkeiten gibt. .

Abschließend wurden in Kapitel 13 die Ergebnisse lt. FEM-Berechnung mit den Ergebnissen lt. BS 5950-1 [21] und lt. ANSI/AISC 360-10 [22] bei Beanspruchung mit reiner Drucknormalkraft und mit reiner Biegung verglichen und gemeinsam dargestellt.

14.2 Schlussfolgerungen und Ausblick

Basierend auf den gesammelten Daten und Berechnungsergebnissen konnte festgestellt werden, dass die Querschnittstragfähigkeit von runden Hohlprofilen aufgrund des lokalen Beulens in den verschiedenen Normen unterschiedlich stark reduziert wird und insbesondere auch zwischen den verschiedenen Teilen des Eurocodes 3 (EN 1993-1-1 mit allgemeinen Regeln und EN 1993-1-6 für Schalenbeulen und demnach „Klasse 4“ Rohren) nicht-kompatible Regeln existieren. Die Vergleiche der verschiedenen Normen untereinander weisen, je nach gewählter Stahlgüte, auch bei gleichem D/t-Verhältnis oftmals starke Unterschiede auf. Desweiteren konnte gezeigt werden, dass der

Änderungsvorschlag lt. "Amendments to EN 1993-1-6" [17] gegenüber Versuchsergebnissen und numerischen Berechnungen für (übliche) Rohrdurchmesser stark nicht-konservative Ergebnisse liefert. Der sprunghafte Übergang des Abminderungsfaktors χ , zwischen Querschnittsklasse 2 und 3, für runde Hohlprofile unter Biegebeanspruchung lt. EN 1993-1-1/1-6 konnte unter Zuhilfenahme der numerischen Ergebnisse nicht nachvollzogen werden und widerspricht auch üblichen mechanischen Zusammenhängen. Die Sprünge der Tragfähigkeit stellen vereinfachte Näherungen dar, wie sie auch bei anderen Profilformen vorliegen.

Für runde Hohlprofile aus höherfestem Stahl, beispielsweise S770, sind die meisten Berechnungsnormen in vielen Fällen nicht anwendbar, da gewisse Anwendungsgrenzen überschritten werden; hier besteht sicherlich Handlungsbedarf, falls diese Stahlgüten für Rohre häufiger eingesetzt werden sollen. So könnten und sollten in fortlaufenden Studien anhand von FEM-Traglastberechnungen und von Versuchen im Labor Berechnungsregeln für runde Hohlprofile mit hohen Stahlgüten erforscht/ermittelt werden.

Abschließend ist festzustellen, dass die Bestimmung der Tragfähigkeit von runden Hohlprofilen, die aufgrund der bezogenen Dünnwandigkeit oder hoher Streckgrenze in die Klasse 4 einzustufen sind, mit den bestehenden Regeln des Eurocodes (Übergang von EN 1993-1-1 zu EN 1993-1-6) nicht sinnvoll und praxisgerecht möglich ist. Es ist offensichtlich, dass die Regeln in EN 1993-1-6 auf große Behältertragwerke abgestimmt sind, und keinesfalls für die speziellen Toleranzen, Herstellungsverfahren und Beulmuster runder Hohlprofile üblicher Abmessung (D liegt normalerweise deutlich unter 1000mm) angemessen sind. Dies merkt man besonders bezüglich folgender Punkte:

1. In EN 1993-1-6 werden bezüglich geometrischer Toleranzen „Herstellungsklassen“ angeführt, die in keinerlei Bezug zu Fertigungsnormen für Hohlprofile stehen und die mit Fertigungstoleranzen gekoppelt sind, die der Fertigung üblicher Hohlprofile nach EN 10210 oder EN 10219 in keiner Weise entsprechen. So werden z.B. Schweißstöße in Schalenlängs- und -querrichtung zwischen Schüssen aus gekrümmten Einzelblechen erwähnt, also ein typisches Detail in geschweißten Stahltanks.
2. Die Nachweise werden in EN 1993-1-6 rein auf Spannungs- bzw. Schalen-Schnittkraftbasis geführt, nicht auf Basis globaler Schnittkräfte eines Stabes (Normalkraft N , Moment M). An keiner Stelle wird in EN 1993-1-6 von effektiven Querschnittswerten (A_{eff} , W_{eff}) gesprochen, obwohl diese für Berechnungen von

Stäben der Klasse 4 in EN 1993-1-1 verwendet werden müssen, sobald das Profil in Klasse 4 fällt, so z.B. auch bei globalen Knicknachweisen.

3. Es liegen große Unstetigkeiten in der Tragfähigkeit am Übergang zwischen den Anwendungsbereichen von EN 1993-1-1 (Klasse 1 bis 3) und EN 1993-1-6 (Klasse 4) vor. An der Grenze zwischen Klasse 3 und 4 entsteht ein sofortiger Verlust der Querschnittstragfähigkeit und laut EN 1993-1-6 kann eine Abminderung der (elastischen) Querschnittstragfähigkeit u.U. bereits dann vorliegen, wenn nach EN 1993-1-1 noch Klasse 1 oder 2 vorliegt.
4. Auch die bereits ausgearbeiteten und von der entsprechenden „Evolution Group“ genehmigten „Amendments to EN 1993-1-6“, die die Biegetragfähigkeit von zylindrischen Schalen betreffen, stellen keinesfalls eine Vereinfachung der Berechnungsregeln dar und scheinen – wie erwähnt – teils zu optimistisch zu sein.

Aus diesen Gründen wird klar, dass eine für Hohlprofile angepasste, spezifische Neuregelung der Ermittlung der Querschnittstragfähigkeit bei lokaler Beulgefährdung in den Eurocodes anzustreben wäre.

A. Verzeichnisse

A.1 Literaturverzeichnis:

- [1] M. Shahin und M. Elchalakani, „Neural networks for modelling ultimate pure bending of steel circular tubes,“ *Journal of Constructional Steel Research*, Nr. 64, S. 624-633, 2008.
- [2] D. Sherman, „Inelastic flexural buckling of cylinders,“ *In: Pavlovic MN, editor. Proceedings of the invited papers for the international conference of recent research advance and their applications to design budva*, 1986.
- [3] M. Elchalakani, X. Zhao und R. Grzebieta, „Bending tests to determine slenderness limits for cold-formed circular hollow sections,“ *Journal of Constructional Steel Research*, Nr. 58, pp. 1407-1430, 2002.
- [4] M. Elchalakani, X. Zhao und R. Grzebieta, „Cyclic bending tests to determine fully ductile section slenderness limits for cold-formed circular hollow sections,“ *Journal of Structural Engineering ASCE*, Nr. Vol.130, No.7, pp. 1001-1010, 2004.
- [5] M. Elchalakani, X. Zhao und R. Grzebieta, „Plastic slenderness limits for cold-formed circular hollow sections,“ *Australian Journal of Structural Engineering*, Nr. Vol.3, No.3, pp. 127-139, 2002.
- [6] M. Elchalakani, X. Zhao und R. Grzebieta, „Variable amplitude cyclic pure bending tests to determine fully ductile section slenderness limits for cold-formed CHS,“ *Engineering Structures*, Nr. 28, pp. 1223-1235, 2006.
- [7] R. Korol und J. Hudoba, „Plastic behavior of hollow structural sections,“ *Journal of the Structural Division*, Nr. Vol.98, No.ST5, pp. 1007-1023, 1972.
- [8] J. Jirsa, L. Fook-Hoy, J. Wilhoit Jr., J. Merwin und U. Rice, „Ovaling of pipelines under pure bending,“ *In: Proceedings of the offshore technology conference*, 1972.
- [9] X. Schilling, „Buckling Strength of circular tubes,“ *Journal of Structural Division ASCE*, Nr. Vol.91, No.ST5, pp. 325-349, 1965.
- [10] D. Sherman, „Tests of circular steel tubes in bending,“ *Journal of the Structural Division ASCE*, Nr. Vol.102, ST11, pp. 2181-2195, 1976.
- [11] R. Greiner, *Vorlesungsskriptum - Stahlbau GL*, Institut für Stahlbau und Flächentragwerke, Technische Universität Graz, 2008.
- [12] A. Taras, J. Nseir und N. Boissonnade, „Cylindrical Shell Buckling Strength according to the "Overall Method" of Eurocode 3 - Background and Applicability to the Design of High Strength Steel Circular Hollow Sections,“ *Proceedings of the Annual Stability Conference*, 2014.

- [13] *ÖNORM EN 10210-1: Warmgefertigte Hohlprofile für den Stahlbau aus unlegierten Baustählen und aus Feinkornbaustählen. Teil 1: Technische Lieferbedingungen*, Österreichisches Normungsinstitut, 1994.
- [14] *ÖNORM EN 10210-2: Warmgefertigte Hohlprofile für den Stahlbau aus unlegierten Baustählen und aus Feinkornbaustählen. Teil 2: Grenzabmaße, Maße und statische Werte*, Österreichisches Normungsinstitut, 1997.
- [15] *ÖNORM EN 10219-1: Kaltgefertigte geschweißte Hohlprofile für den Stahlbau aus unlegierten Baustählen und aus Feinkornbaustählen. Teil 1: Technische Lieferbedingungen*, Österreichisches Normungsinstitut, 1997.
- [16] *ÖNORM EN 10219-2: Kaltgefertigte geschweißte Hohlprofile für den Stahlbau aus unlegierten Baustählen und aus Feinkornbaustählen. Teil 2: Grenzabmaße, Maße und statische Werte*, Österreichisches Normungsinstitut, 1997.
- [17] *Evolution Group on EN 1993-1-6, Proposal for Amendments to EN 1993-1-6;2007*.
- [18] U. Kuhlmann, *Stahlbaukalender 2009*, Ernst & Sohn, 2009.
- [19] *DIN EN 1993-1-6: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-6: Festigkeit und Stabilität von Schalen*, Deutsches Institut für Normung, 2010.
- [20] *ÖNORM EN 1993-1-1: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau*, Österreichisches Normungsinstitut, 2006.
- [21] *BS 5950-1: Structural use of steelwork in building - Part 1: Code of practice for design-rolled and welded sections*, British Standard Institute, 2000.
- [22] *ANSI/AISC 360-10: Specification for Structural Steel Buildings*, American Institute of Steel Construction, 2010.
- [23] J. Rondal, K-G. Würker, D. Dutta, J.Wardenier und N. Yeomans, *Specification Structural Stability of Hollow Sections*, Hohlprofil-Herstellverband CIDECT Köln, 1992.
- [24] T. Galambos, *Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures-fünfte Edition*, USA, 1998.

A.2 Tabellenverzeichnis

Tabelle 2-1: Querschnittsklassifizierung lt. [20], S. 48	4
Tabelle 3-1: Q in Abhängigkeit von der Herstellqualität [19]	9
Tabelle 3-2: Parameter C_{xb} [19] in Abhängigkeit der Randbedingung.....	11
Tabelle 5-1: Geometrischer Reduktionsfaktor α_G [17]	31
Tabelle 5-2: Q in Abhängigkeit von der Herstellqualität [17]; Anm.: ident zu Tab. 3-1.....	31
Tabelle 8-1: Limitierung des D/t- Verhältnisses für CHS lt. [21]	44
Tabelle 8-2: Ausschnitt aus Tabelle B4.1a für runde Hohlprofile lt. [22] bei axialer Beanspruchung	50
Tabelle 8-3: Ausschnitt aus Tabelle B4.1b für runde Hohlprofile lt. [22] bei alleiniger Biegung ..	51
Tabelle D.1-1: Berechnung des Umrechnungsfaktors Plastisch/Elastisch	D.1
Tabelle E.1-1: Daten zu getesteten Hohlprofilen aus [3]	E.1
Tabelle E.1-2: Zusätzlich berechnete Werte zu den getesteten Hohlprofilen	E.2
Tabelle E.1-3: Daten zu getesteten Hohlprofilen aus [5]	E.2
Tabelle E.1-4: Zusätzlich berechnete Werte zu den getesteten Hohlprofilen	E.3

A.3 Abbildungsverzeichnis

Bild 3-1: Randbedingungen von Schalen nach EN 1993-1-6	11
Bild 3-2: Winkel α in der χ_N / χ_M Ebene.....	14
Bild 3-3: Bezogene Schlankheit λ in Abhängigkeit von D/t bei Drucknormalkraft	18
Bild 3-4: Abminderungsfaktor χ in Abhängigkeit von D/t bei Drucknormalkraft	19
Bild 3-5: Bezogene Schlankheit λ in Abhängigkeit von D/t bei Biegung.....	20
Bild 3-6: Abminderungsfaktor χ in Abhängigkeit von D/t bei Biegung.....	21
Bild 3-7: Kombinierte Beanspruchung	21
Bild 3-8: Trigonometrische Beziehungen zwischen χ_x , χ_M und χ_N	22
Bild 3-9: Abminderungsfaktoren χ_N und χ_M mit S235	23
Bild 3-10: Abminderungsfaktoren χ_N und χ_M mit S460	24
Bild 3-11: Abminderungsfaktoren χ_N und χ_M mit S770	24
Bild 4-1: Abminderungsfaktor χ in Abhängigkeit von D/t bei Drucknormalkraft	25
Bild 4-2: Abminderungsfaktor χ in Abhängigkeit von D/t bei Biegung.....	27
Bild 4-3: Abminderungsfaktor χ in Abhängigkeit von D/t/ ε^2 bei Biegung	28
Bild 4-4: Abminderungsfaktoren χ_N und χ_M bei S235.....	28
Bild 5-1: Bezogene Schlankheit λ bei Biegung lt. Vorschlag "Amendments to EN 1993-1-6"	34
Bild 5-2: Abminderungsfaktor χ bei Biegung lt. Vorschlag "Amendments to EN 1993-1-6"	35

Bild 5-3: Vergleich: Abminderungsfaktor χ bei Biegung lt. EC und lt. ECneu	36
Bild 6-1: Abminderungsfaktor χ lt. EN 1991-1-1 und lt. Vorschlag "Amendments to EN 1993-1-6"	38
Bild 7-1: Testanlage für runde Hohlprofile unter Biegebeanspruchung aus [3].....	41
Bild 7-2: Vergleich: Abminderungsfaktor χ bei Biegung lt. Literatur [3], [5], lt. EC und lt. FEM-Berechnung	43
Bild 8-1: Abminderungsfaktor χ bei Drucknormalkraft lt. BS.....	46
Bild 8-2: Abminderungsfaktor χ bei Biegung lt. BS	47
Bild 8-3: Vergleich des Abminderungsfaktors χ bei Drucknormalkraft lt. BS und lt. EC.....	48
Bild 8-4: Vergleich des Abminderungsfaktors χ bei Biegung lt. BS und lt. EC.....	49
Bild 8-5: Vergleich des Abminderungsfaktors χ bei Biegung lt. BS und lt. ECneu.....	50
Bild 8-6: Abminderungsfaktor χ bei Drucknormalkraft lt. AISC	52
Bild 8-7: Abminderungsfaktor χ bei Biegung lt. AISC.....	53
Bild 8-8: Vergleich des Abminderungsfaktors χ bei Drucknormalkraft lt. AISC und lt. EC.....	54
Bild 8-9: Vergleich des Abminderungsfaktors χ bei Biegung lt. AISC und lt. EC	55
Bild 8-10: Vergleich des Abminderungsfaktors χ bei Biegung lt. AISC und lt. ECneu.....	56
Bild 8-11: Vergleich des Abminderungsfaktors χ bei Drucknormalkraft lt. BS und lt. AISC	57
Bild 8-12: Vergleich des Abminderungsfaktors χ bei Biegung lt. BS und lt. AISC.....	58
Bild 9-1: Elastisch-plastisches Werkstoffverhalten mit linearer Wiederverfestigung.....	61
Bild 9-2: Lokale Imperfektion	61
Bild 9-3: Winkel α	65
Bild 10-1: LBA-Berechnung für runde Hohlprofile bei Beanspruchung mit Drucknormalkraft....	68
Bild 10-2: GMNIA-Berechnung für runde Hohlprofile bei Beanspruchung mit Drucknormalkraft	69
Bild 10-3: Vergleich: Abminderungsfaktor χ lt. EC und lt. FEM-Simulation.....	70
Bild 11-1: LBA-Berechnung für runde Hohlprofile bei Beanspruchung mit Biegung.....	72
Bild 11-2: GMNIA-Berechnung für runde Hohlprofile bei Beanspruchung mit Biegung	73
Bild 11-3: Vergleich: Abminderungsfaktor χ bei Biegung lt. EC bzw. FEM-Berechnung.....	74
Bild 11-4: Vergleich: Abminderungsfaktor χ bei Biegung lt. ECneu bzw. FEM-Berechnung.....	78
Bild 12-1: LBA-Berechnung für runde Hohlprofile bei kombinierter Beanspruchung mit Drucknormalkraft und Biegung.....	80
Bild 12-2: GMNIA-Berechnung für runde Hohlprofile bei kombinierter Beanspruchung mit Drucknormalkraft und Biegung.....	82
Bild 12-3: Vergleich: Abminderungsfaktor χ_N und χ_M bei kombinierter Beanspruchung mit Drucknormalkraft und Biegung lt. EC und lt. FEM-Simulation mit Stahlgüte S235	83

Bild 12-4: Vergleich: Abminderungsfaktor χ_N und χ_M bei kombinierter Beanspruchung mit Drucknormalkraft und Biegung lt. EC und lt. FEM-Simulation mit Stahlgüte S460	83
Bild 12-5: Vergleich: Abminderungsfaktor χ_N und χ_M bei kombinierter Beanspruchung mit Drucknormalkraft und Biegung lt. EC und lt. FEM-Simulation mit Stahlgüte S770	84
Bild 13-1: Vergleich des Abminderungsfaktors χ bei Drucknormalkraft lt. BS und lt. FEM-Simulation	85
Bild 13-2: Vergleich des Abminderungsfaktors χ bei Biegung lt. BS und lt. FEM-Simulation	86
Bild 13-3: Vergleich des Abminderungsfaktors χ bei Drucknormalkraft lt. AISC und lt. FEM-Simulation	87
Bild 13-4: Vergleich des Abminderungsfaktors χ bei Biegung lt. AISC und lt. FEM-Simulation	88
Bild B.1-1: Abminderungsfaktor χ in Abhängigkeit von D/t bei Drucknormalkraft	B-2
Bild B.2-1: Abminderungsfaktor χ in Abhängigkeit von D/t bei Drucknormalkraft u.a. mit unterschiedlicher Elementanzahl	B-3
Bild B.3-1: Änderung der Belastung auf das Hohlprofil	B-3
Bild B.3-2: Änderung der Lagerung des Hohlprofils	B-4
Bild B.3-3: LBA Eigenformen und deren Welligkeit m	B-4
Bild B.3-4: Abminderungsfaktor χ bei unterschiedlicher Welligkeit und Änderung der Lagerungs- und Belastungsart bei Drucknormalkraft bei S235	B-5
Bild B.3-5: Abminderungsfaktor χ bei unterschiedlicher Welligkeit und Änderung der Lagerungs- und Belastungsart bei Drucknormalkraft bei S460	B-5
Bild B.3-6: Abminderungsfaktor χ bei unterschiedlicher Welligkeit und Änderung der Lagerungs- und Belastungsart bei Drucknormalkraft bei S770	B-6
Bild C.1-1: unterschiedliche Formelzeichen lt. Eurocode, lt. BS und lt. ASIC	C-1

B. Hohlprofile unter Drucknormalkraft-Ergänzende Hinweise und Ergebnisse

B.1 Hohlprofile unter alleiniger Drucknormalkraft mit $\bar{\lambda}_{glob}=0,2$

In diesem Kapitel wird nicht mehr die Rohrlänge sondern die globale Schlankheit $\bar{\lambda}_{glob}$, fixiert. Die Längenberechnung des Hohlprofils erfolgt mit der Annahme, dass die globale Schlankheit immer, egal welche Stahlgüte herangezogen wird, den Wert 0,2 ($\bar{\lambda}_{glob}=0,2$) annimmt. Diese Annahme wurde getroffen, damit das globale Knicken keinen Einfluss auf das lokale Beulen hat.

$$\bar{\lambda}_{glob} = \frac{L}{i * \lambda_I} \quad (B.1)$$

mit

$$\lambda_I = \pi * \sqrt{\frac{E}{f_y}} = 93,9 * \varepsilon = 93,9 * \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (B.2)$$

Und

$$\begin{aligned} i &= \sqrt{\frac{I}{A}} = \sqrt{\frac{1}{A} * \frac{A}{4} * \left(\left(\frac{D}{2} \right)^2 + \left(\frac{D}{2} \right)^2 \right)} = \sqrt{\frac{1}{4} * \left(\left(\frac{D}{2} \right)^2 + \left(\frac{D}{2} \right)^2 \right)} = \\ &= \frac{1}{2} * \sqrt{2 * \left(\frac{D}{2} \right)^2} = \frac{D}{2} * \sqrt{\frac{1}{2}} = \frac{D}{2 * \sqrt{2}} = \frac{D}{2,82} \end{aligned} \quad (B.3)$$

Mit

$$I = \frac{A}{4} * (R^2 + r_i^2) \approx \frac{A}{4} * \left(\left(\frac{D}{2} \right)^2 + \left(\frac{D}{2} \right)^2 \right) \quad (B.4)$$

Die Berechnung der Länge des runden Hohlprofils ist nicht exakt, da (siehe Formel (B.4)) angenommen wurde, dass die Wanddicke t des Hohlprofils sehr klein ist bzw. dünn ($t \ll R$) ist. Somit ergibt sich, dass der Innenradius r_i gleich dem Außenradius R ($R \approx r_i$) ist.

Daraus folgt:

$$\bar{\lambda}_{glob} \approx \frac{L * 2,82}{D * 93,9 * \varepsilon} = \frac{L}{D * \varepsilon} * \frac{1}{33,3} \quad (B.5)$$

Daraus folgt:

$$L \approx \bar{\lambda}_{glob} * 33,3 * \varepsilon * D = 0,2 * 33,3 * \varepsilon * D = 6,67 * D * \varepsilon \quad (B.6)$$

Mit: $\bar{\lambda}_{glob}=0,2$

Daraus folgt, dass sich die Länge des Hohlprofiles, je nachdem welcher Außendurchmesser D und welche Stahlgüte für das Hohlprofil gewählt werden, ändert.

Wie in Bild B.1-1 erkennbar, liegen die numerisch berechneten Werte für den Abminderungsfaktor χ für die Stahlgüten S235 und S460 über den errechneten Werten lt. EC, d.h. dass die Hohlprofile lt. FEM-Modellierung eine höhere Tragfähigkeit aufweisen als lt. EC. Allerdings ist bei den Werten für die Stahlgüte S770 ein signifikanter Abfall ab einem Verhältnis von $D/t=120$ zu erkennen. Dieser Abfall bedeutet eine massive Abminderung der ertragbaren Drucknormalkraft durch Abfall des - für $\bar{\lambda}_{glob} = 0,20$ Abminderungsfaktors χ . Bei hohen D/t -Verhältnissen wäre lt. FEM-Berechnung, die maximale ausnutzbare Tragfähigkeit deutlich niedriger als die lt. EC errechnete. Dies würde bedeuten, dass Hohlprofile mit der Stahlgüte S770 ab ca. $D/t=150$ weniger belastbar sind, als es der EC vorgibt.

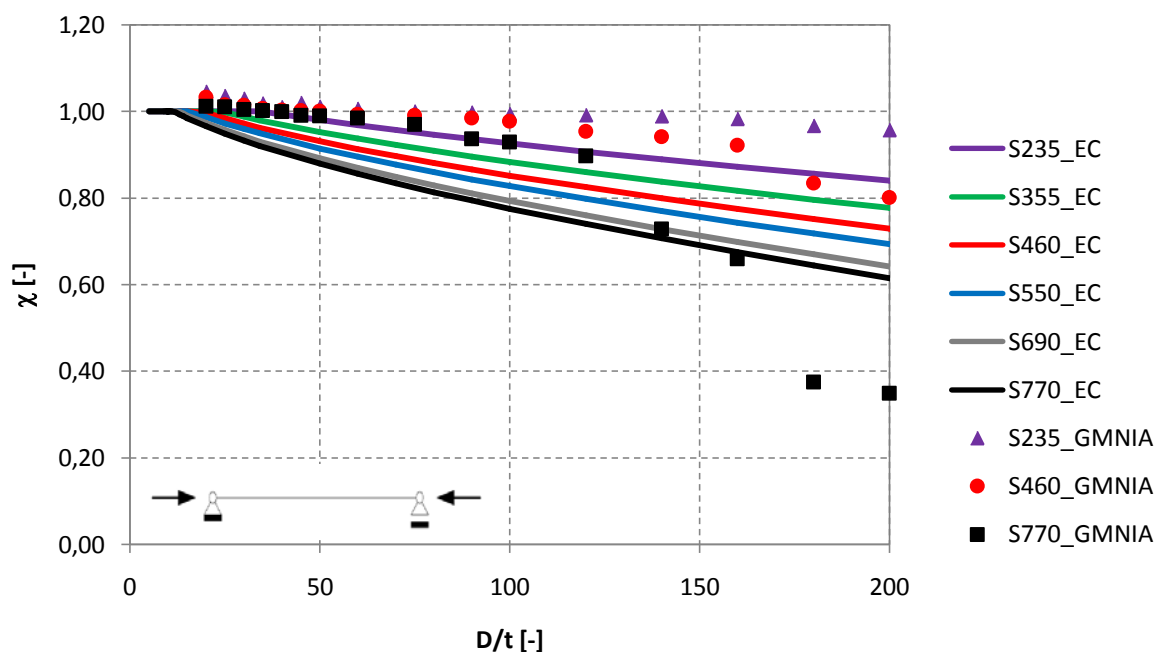


Bild B.1-1: Abminderungsfaktor χ in Abhängigkeit von D/t bei alleiniger Drucknormalkraft

B.2 Erhöhung der Elementanzahl

Im Zuge der Masterarbeit wurde u.a. die Anzahl der Elemente für die FEM-Berechnungen erhöht. In diesem Fall wurde die Anzahl der Elemente in Längs- und Umfangsrichtung von 130/130 auf 600/190 erhöht, denn umso feinmaschiger das Netz

ist, umso genauer werden die Abbildungen der lokalen Beulen dargestellt. Es wurde untersucht, ob sich das feinmaschigere Netz in Bezug auf die numerisch numerisch ermittelten Werte der Schlankheit $\overline{\lambda}_{\text{glob}}$ und des Abminderungsbeiwertes χ auswirkt.

Der teils "ruckartige" Abfall des Abminderungsfaktors χ wird durch die Erhöhung der Elementanzahl (siehe Bild B.2-1: S460_GMNIA_mE und S770_GMNIA_mE) in Längsrichtung als auch in Umfangsrichtung "begradigt", d.h. die numerisch berechnete "Abminderungskurve" (siehe Trendlinie S770, Bild B.2-1:) zeigt nun einen fließenden Übergang der Tragfähigkeit.

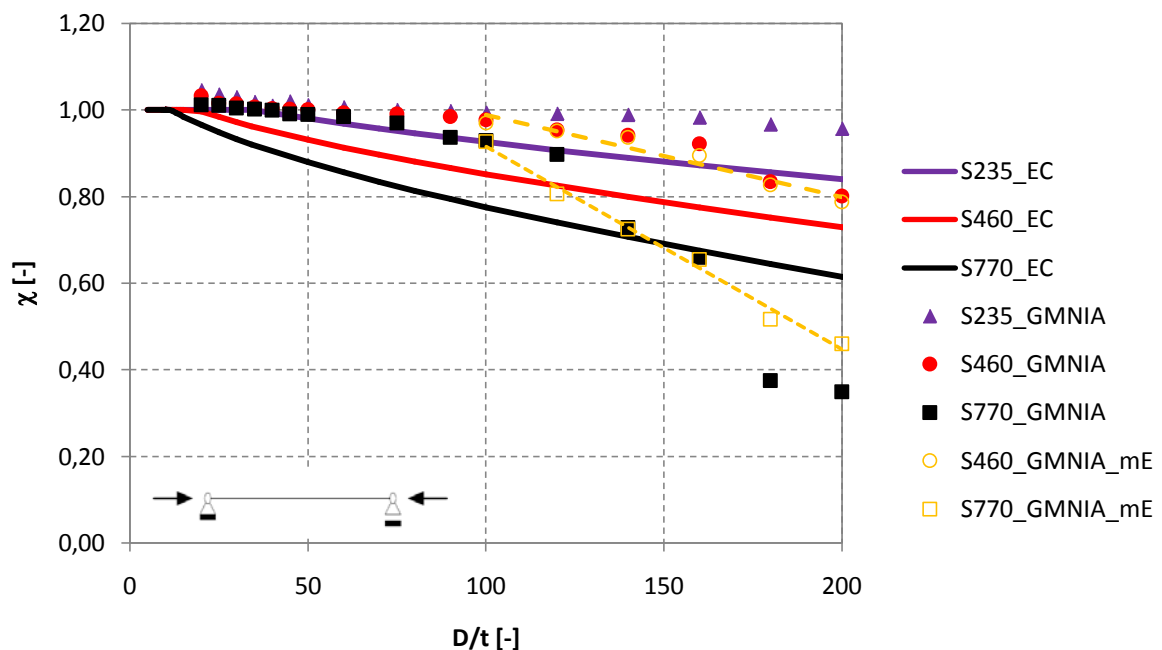


Bild B.2-1: Abminderungsfaktor χ in Abhängigkeit von D/t bei alleiniger Drucknormalkraft, Einfluss unterschiedlicher Elementanzahl bei der FEM-Analyse

B.3 Änderung der Lagerung und der Belastung, der Imperfektion

Um etwaige Fehler bei der Eingabe für die jeweiligen FEM-Simulationen auszuschließen und zur Kontrolle der numerisch berechneten Werte, wurde eine derartige Änderung der Lagerung und der Belastung für das Hohlprofil vorgenommen, dass die Ergebnisse nicht beeinflusst werden sollten.

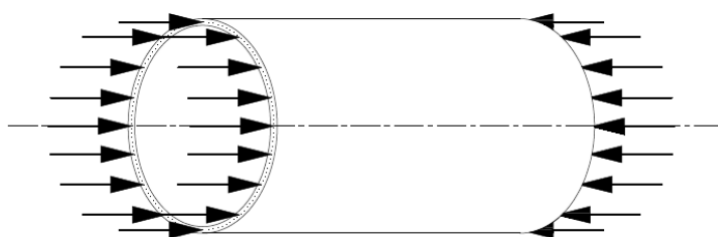


Bild B.3-1: Änderung der Belastung auf das Hohlprofil

So wird die Normalkraft nicht mehr als in der Mitte des Hohlprofils angreifende Einzelkraft angesetzt, sondern als mehrere dementsprechende geringere Einzelkräfte (siehe Bild B.3-1) entlang des Rohrumfanges. Diese greifen direkt an der Schale, in den Knotenpunkten, an. Weiters wurde die Lagerung des Hohlprofils geändert. Das kreisrunde Hohlprofil wird rundherum gehalten und nicht mehr nur in der Mitte (siehe Bild B.3-2). Trotz dieser Änderungen müssen die Ergebnisse lt. FEM-Simulation mit den vorherigen numerisch berechneten Werten beinahe exakt übereinstimmen, da die Summe der wirkenden Kräfte gleichbleibt und die grundlegenden Lagerungsbedingungen nicht verändert werden.

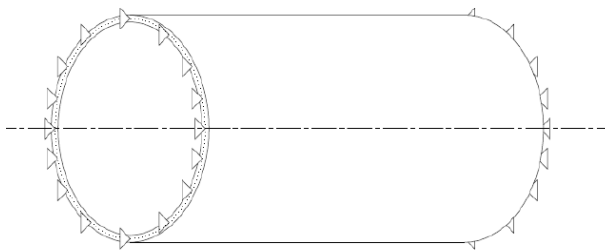


Bild B.3-2: Änderung der Lagerung des Hohlprofils

Desweiteren wurde untersucht, ob eine unterschiedliche Welligkeit (siehe Bild B.3-3) der geometrischen Imperfektionen entlang des Hohlprofils zu unterschiedlichen Abminderungsfaktoren führt. Deswegen wurden für die GMNIA-Berechnung zwei unterschiedliche Eigenformen, die in der LBA-Berechnung ermittelt wurden, angenommen. Es ist zwar nur eine LBA-Berechnung notwendig um die Eigenformen zu bekommen, allerdings sind zwei GMNIA-Berechnungen für den Vergleich notwendig. Die berechneten Werte für den Abminderungsfaktor χ zeigten keine Änderung aufgrund der unterschiedlichen Welligkeit der Imperfektionsformen (siehe Bild B.3-4: S235_GMNIA_1_AE und S235_GMNIA_2_AE).

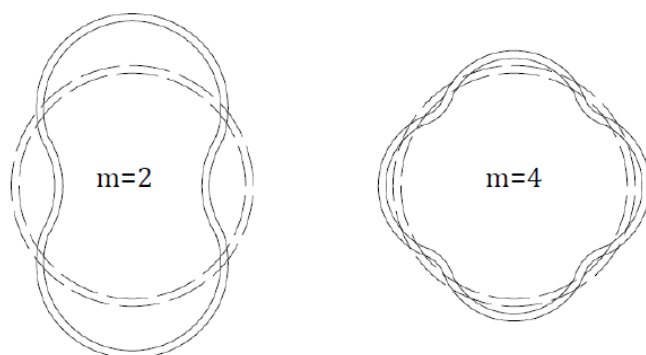


Bild B.3-3: LBA Eigenformen und deren Welligkeit min Umfangsrichtung

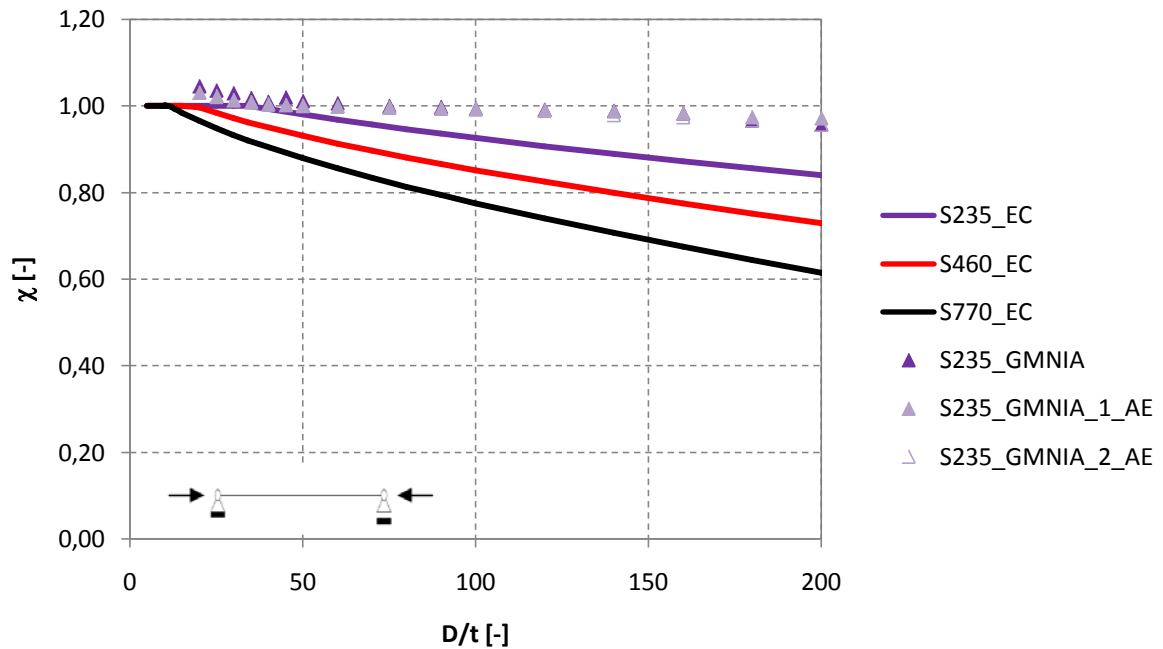


Bild B.3-4: Abminderungsfaktor χ bei unterschiedlicher Welligkeit der geometrischen Imperfektionen und Änderung der Lagerungs- und Belastungsart bei alleiniger Drucknormalkraft mit Stahlgüte S235

In Bild B.3-4 wurde sowohl die Lager- und Belastungsart geändert (vgl. Bild B.3-1, B.3-2), als auch der Einfluss der Welligkeit der geometrischen Imperfektion des runden Hohlprofils genauer betrachtet. Allerdings führte keine einzige Änderung dieser Parameter zu einer signifikanten Änderung der numerisch ermittelten Abminderungskurve bei einer Stahlgüte von S235.

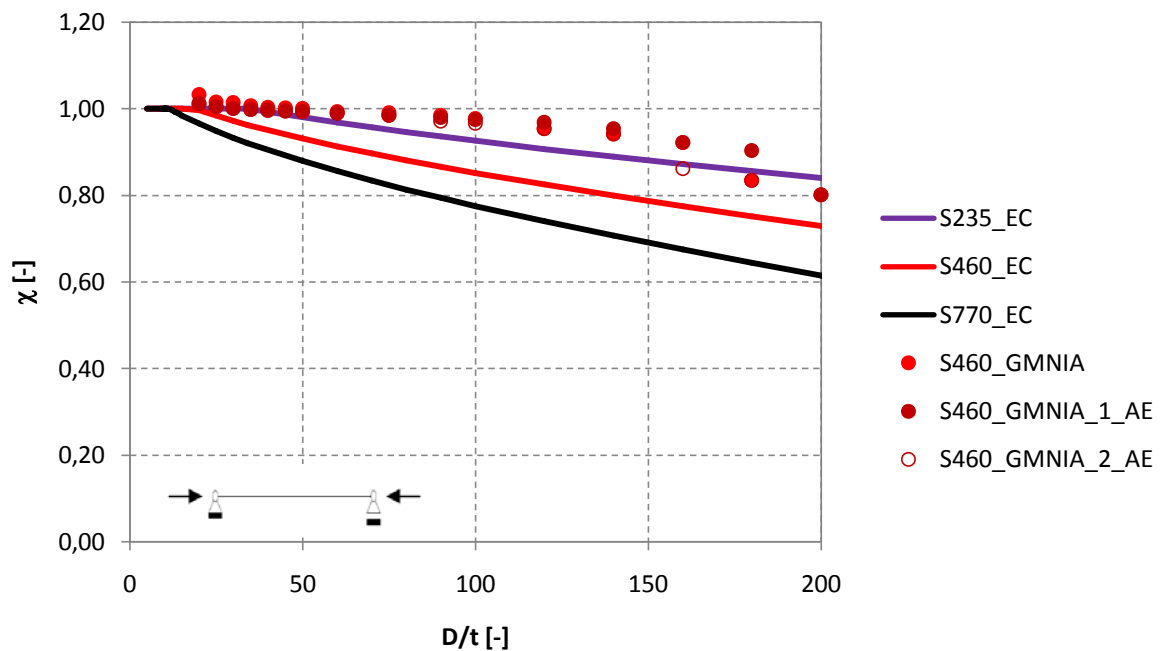


Bild B.3-5: Abminderungsfaktor χ bei unterschiedlicher Welligkeit der geometrischen Imperfektionen und Änderung der Lagerungs- und Belastungsart bei alleiniger Drucknormalkraft mit Stahlgüte S460

Es ist erkennbar, dass die unterschiedliche Welligkeit der geometrischen Imperfektion des runden Hohlprofils mit der Stahlgüte S460 ab ca. $D/t=160$ kurz zu einer unterschiedlichen Reduzierung der Querschnittstragfähigkeit durch den Abminderungsfaktor χ führen, sich dann aber wieder annähern bzw. wieder beinahe identisch sind (siehe Bild B.3-5).

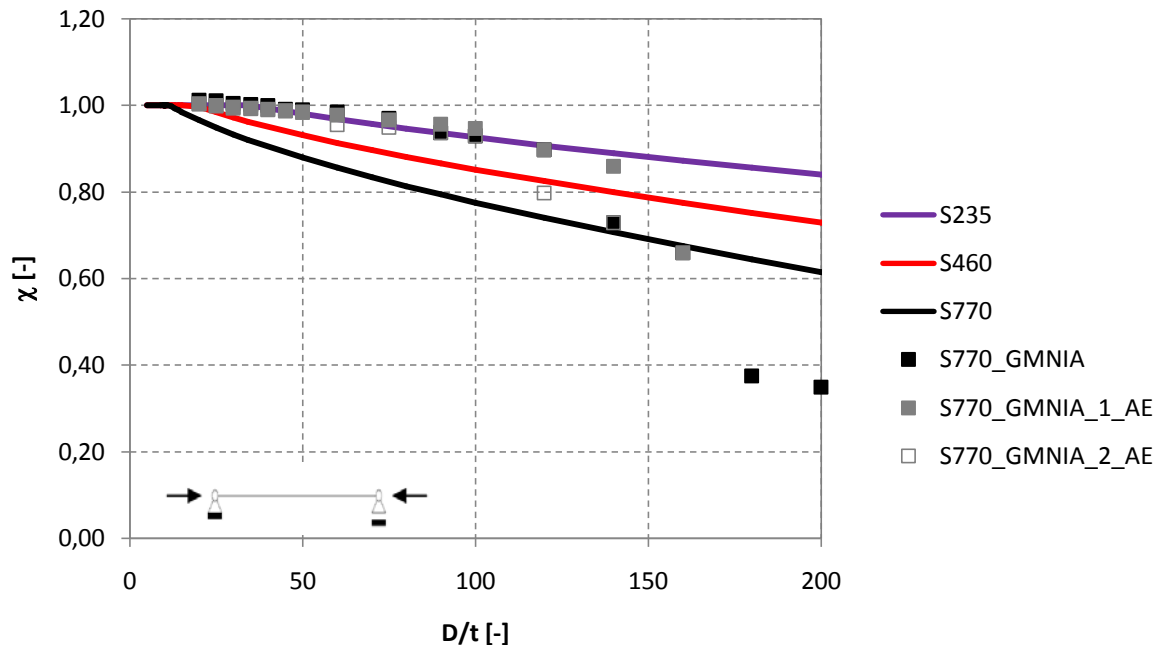


Bild B.3-6: Abminderungsfaktor χ bei unterschiedlicher Welligkeit der geometrischen Imperfektionen und Änderung der Lagerungs- und Belastungsart bei alleiniger Drucknormalkraft mit Stahlgüte S770

In Bild B.3-6 ist zu erkennen, dass bei Stahlgüte S770 die Welligkeit der geometrischen Imperfektion wie schon bei den runden Hohlprofilen mit der Stahlgüte S460 im D/t -Bereich von ca. 120 zu einer geänderten Tragfähigkeit führt und danach wieder beinahe identisch ist. Wie schon bei Bild B.1-1 beschrieben, kann festgestellt werden, dass trotz der Fixierung der globalen Schlankheit auf sehr geringe Werte ($\overline{\lambda}_{\text{glob}}=0,2$), die Querschnittstragfähigkeit durch den Abminderungsfaktor χ für runde Hohlprofile bei hoher Festigkeit (S 770) unter alleiniger Druckbeanspruchung ab ca. $D/t=120$ stark reduziert wird.

C. Unterschiedliche Formelzeichen in Eurocode, BS und ASIC

Bezeichnung	Eurocode	British Standard (BS)	American Institute Of Steel Construction (ASIC)
Querschnittsfläche	A	A	
effektive Querschnittsfläche	A_{eff}	A_{eff}	
Außendurchmesser	D (d)	D	D
Elastizitätsmodul	E	E	E
Bemessungswert der Momententragfähigkeit	M_{Rk}	M_c	M_n
Bemessungswert der Normalkrafttragfähigkeit	N_{Rd}	P_c	
effektives elastisches Widerstandsmoment	$W_{el,eff}$	Z_{eff}	
elastisches Widerstandsmoment	W_{el}	Z	S
effektives plastisches Widerstandsmoment	$W_{pl,eff}$	S_{eff}	
plastisches Widerstandsmoment	W_{pl}	S	Z
Streckgrenze	f_y	p_y	F_y
Dicke	t	t	t
Abminderungsfaktor	χ	Q	
Beiwert in Abhängigkeit von f_y	ϵ	ϵ	

Bild C.1-1: unterschiedliche Formelzeichen in Eurocode, BS und ASIC

D. Umrechnungsfaktor W_{pl}/W_{el}

Es soll kurz gezeigt werden, dass die herangezogene Formel (siehe Kapitel 2.2.2, Formel (2.6)) zur Umrechnung von plastischen auf elastische Widerstandsmomente eine gute Näherung darstellt, wodurch die notwendigen Umrechnungen schneller berechnet werden können. Ansonsten müssen für die Umrechnung W_{el} und W_{pl} zuerst ermittelt werden und erst anschließend kann $\gamma=W_{pl}/W_{el}$ errechnet werden:

$$W_{el} = \frac{2 * I}{D} \quad (D.1)$$

Mit

$$I = \frac{\pi * (D^4 - d^4)}{64} \quad (D.2)$$

$$W_{pl} = \frac{(D^3 - d^3)}{6} \quad (D.3)$$

D/t	t	d	I	W_{el}	W_{pl}	W_{pl}/W_{el} = γ	lt [24] $W_{pl}/W_{el} = \gamma$
20	10,00	180,00	27009843	270098	361333	1,338	1,337
25	8,00	184,00	22274445	222744	295083	1,325	1,324
30	6,67	186,67	18941089	189411	249284	1,316	1,316
35	5,71	188,57	16471000	164710	215759	1,310	1,310
40	5,00	190,00	14568645	145686	190167	1,305	1,305
45	4,44	191,11	13059066	130591	169994	1,302	1,302
50	4,00	192,00	11832294	118323	153685	1,299	1,299
60	3,33	193,33	9959915	99599	128938	1,295	1,294
75	2,67	194,67	8048395	80484	103848	1,290	1,290
90	2,22	195,56	6752035	67520	86928	1,287	1,287
100	2,00	196,00	6097190	60972	78411	1,286	1,286
120	1,67	196,67	5106536	51065	65562	1,284	1,284
140	1,43	197,14	4392731	43927	56330	1,282	1,282

Tabelle D.1-1: Berechnung des Umrechnungsfaktors Plastisch/Elastisch

In Tabelle D.1-1 ist zu erkennen, dass sich die Werte für den Umrechnungsfaktor γ aufgrund der unterschiedlichen Berechnungsweise erst in der dritten Kommastelle unterscheiden.

E. Ergänzende Daten zur Literaturstudie

In den folgenden Tabellen sind die herangezogenen Daten aus der Literatur angeführt (siehe Tabellen E.1-1 und E.1-3), welche für das Bild 7-2 in Kapitel 7.2 verwendet wurden.

aus "Bending tests to determine slenderness limits for cold-formed circular hollows sections" [3]:				
	D (gemessen) [mm]	t (gemessen) [mm]	f_y [N/mm ²]	M_u [kNm]
B1	110,1	1,1	408	3,89
B2	109,9	1	408	3,67
B3	109,7	0,9	408	3,42
B4	110,4	1,25	408	4,53
B5	98,6	1,7	410	5,78
B6	98,8	1,2	404	4,33
B7	99,2	1,4	404	4,92
B8	99,6	1,6	404	5,38
B9	100	1,8	365	5,35
B10	99,8	2,3	410	8,89
B11	87,3	2,4	412	5,67
B12	100,6	2,1	404	7,5

Tabelle E.1-1: Daten zu getesteten Hohlprofilen aus [3]

Die Werte in den Tabellen E.1-2 und E.1-3 wurden extra für die Darstellung in Bild 7-2 (siehe Kapitel 7.2) berechnet.

	$(D/t)/\varepsilon^2$	d [mm]	I [mm ⁴]	W_{el} [mm ³]	M_{el} [kNm]	$\chi_{el}=M_u/M_{el}$
B1	173,8	107,9	559469	10163	4,1	0,94
B2	190,8	107,9	507201	9230	3,8	0,97
B3	211,6	107,9	455217	8299	3,4	1,01
B4	153,3	107,9	638408	11565	4,7	0,96
B5	101,2	95,2	607594	12324	5,1	1,14

B6	141,5	96,4	438184	8870	3,6	1,21
B7	121,8	96,4	514391	10371	4,2	1,17
B8	107,0	96,4	591526	11878	4,8	1,12
B9	86,3	96,4	669596	13392	4,9	1,09
B10	75,7	95,2	837613	16786	6,9	1,29
B11	63,8	82,5	577220	13224	5,4	1,04
B12	82,4	96,4	788470	15675	6,3	1,18

Tabelle E.1-2: Zusätzlich berechnete Werte zu den getesteten Hohlprofilen

aus "Plastic Slenderness Limits for Cold-Formed Circular Hollow Sections" [5]:				
	D (gemessen) [mm]	t (gemessen) [mm]	f_y [N/mm ²]	M_u [kNm]
BC1	101,83	2,53	365	8,75
BC2	88,64	2,79	432	7,99
BC3	76,32	2,45	415	5,07
BC4	89,26	3,35	412	9,86
BC5	60,65	2,44	433	3,06
BC6	76,19	3,24	456	7,61
BC7	60,67	3,01	408	4,16
BC8	33,66	1,98	442	0,81
BC9	33,78	2,63	460	1,13

Tabelle E.1-3: Daten zu getesteten Hohlprofilen aus [5]

	$(D/t)/\varepsilon^2$	d [mm]	I [mm ⁴]	W_{el} [mm ³]	M_{el} [kNm]	$\chi_{el}=M_u/M_{el}$
BC1	62,5	96,77	973442	19119	7,0	1,25
BC2	58,4	83,06	693974	15658	6,8	1,18
BC3	55,0	71,42	388247	10174	4,2	1,20
BC4	46,7	82,56	835402	18718	7,7	1,28
BC5	45,8	55,77	189324	6243	2,7	1,13

BC6	45,6	69,71	494922	12992	5,9	1,28
BC7	35,0	54,65	227212	7490	3,1	1,36
BC8	32,0	29,7	24818	1475	0,7	1,24
BC9	25,1	28,52	31439	1861	0,9	1,32

Tabelle E.1-4: Zusätzlich berechnete Werte zu den getesteten Hohlprofilen

dazugehöriges Abkürzungsverzeichnis (gesamter Annex):

D.....Außendurchmesser des Hohlprofils [mm]

I.....Trägheitsmoment [mm⁴]M_{el}.....elastisches Moment [kNm]M_u.....experimentell ermitteltes max. Moment aus [3] bzw.[5] [kNm]W_{el}.....elastisches Widerstandsmoment [mm³]W_{pl}.....plastisches Widerstandsmoment [mm³]

dInnendurchmesser des Hohlprofils [mm]

f_y.....Streckgrenze [N/mm²]

tWanddicke des Hohlprofils [mm]

ε.....Beiwert, in Abhängigkeit von f_yχ_{el}.....elastischer Abminderungsfaktor

Dies ist eine Veröffentlichung des

FACHBEREICHS INGENIEURBAUKUNST (IBK) AN DER TU GRAZ

Der Fachbereich Ingenieurbaukunst umfasst die dem konstruktiven Ingenieurbau nahe stehenden Institute für Baustatik, Betonbau, Stahlbau & Flächentragwerke, Holzbau & Holztechnologie, Materialprüfung & Baustofftechnologie, Baubetrieb & Bauwirtschaft, Hochbau & Industriebau, Bauinformatik und Allgemeine Mechanik der Fakultät für Bauingenieurwissenschaften an der Technischen Universität Graz.

Dem Fachbereich Ingenieurbaukunst ist das Bautechnikzentrum (BTZ) zugeordnet, welches als gemeinsame hochmoderne Laboreinrichtung zur Durchführung der experimentellen Forschung aller beteiligten Institute dient. Es umfasst die drei Laboreinheiten für konstruktiven Ingenieurbau, für Bauphysik und für Baustofftechnologie.

Der Fachbereich Ingenieurbaukunst kooperiert im gemeinsamen Forschungsschwerpunkt „Advanced Construction Technology“. Dieser Forschungsschwerpunkt umfasst sowohl Grundlagen- als auch praxisorientierte Forschungs- und Entwicklungsprogramme.

Weitere Forschungs- und Entwicklungskooperationen bestehen mit anderen Instituten der Fakultät, insbesondere mit der Gruppe Geotechnik, sowie nationalen und internationalen Partnern aus Wissenschaft und Wirtschaft.

Die Lehrinhalte des Fachbereichs Ingenieurbaukunst sind aufeinander abgestimmt. Aus gemeinsam betreuten Projektarbeiten und gemeinsamen Prüfungen innerhalb der Fachmodule können alle Beteiligten einen optimalen Nutzen ziehen.

Durch den gemeinsamen, einheitlichen Auftritt in der Öffentlichkeit präsentiert sich der Fachbereich Ingenieurbaukunst als moderne Lehr- und Forschungsgemeinschaft, welche die Ziele und Visionen der TU Graz umsetzt.

Nummerierungssystematik der Schriftenreihe:

D – Diplom-, Masterarbeiten/Dissertationen | F – Forschungsberichte
S – Skripten, Vorlesungsunterlagen | V – Vorträge, Tagungen

Institutskenzahl:

1 – Allgemeine Mechanik | 2 – Baustatik | 3 – Betonbau
4 – Holzbau & Holztechnologie | 5 – Stahlbau & Flächentragwerke
6 – Materialprüfung & Baustofftechnologie | 7 – Baubetrieb & Bauwirtschaft
8 – Hochbau & Industriebau | 9 – Bauinformatik
10 – Labor für Konstruktiven Ingenieurbau

Fortlaufende Nummer pro Reihe und Institut / Jahreszahl