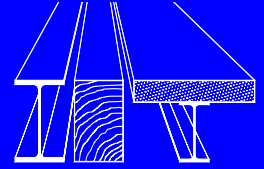


**Universität Stuttgart**

Institut für Konstruktion und Entwurf  
Stahl-, Holz- und Verbundbau



# **Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Einfluss von Stegöffnungen in torsionsbelasteten Kastenträgern**

**Michael Meusburger**

in Kooperation mit

 **Doppelmayr**

**Masterarbeit**



# **Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Einfluss von Stegöffnungen in torsionsbelasteten Kastenträgern**

Masterarbeit zur Erlangung des akademischen Grades Master of Science (M.Sc.)  
im Studiengang Bauingenieurwesen an der Universität Stuttgart

vorgelegt von  
**Michael Meusburger**  
aus Bezaun, Österreich

Prüferin: Prof. Dr.-Ing. Ulrike Kuhlmann  
Betreuer 1: Wigand Knecht M.Sc.  
Betreuer 2: DI Florian Feurstein

Tag der mündlichen Prüfung: 25.11.2024

Institut für Konstruktion und Entwurf  
2024

**Institut für Konstruktion und Entwurf**

der Universität Stuttgart, Pfaffenwaldring 7, 70569 Stuttgart

**Die Arbeit ist in Kooperation mit der Firma Doppelmayr Seilbahnen entstanden**

Doppelmayr Seilbahnen GmbH, Konrad-Doppelmayr-Straße 1, 6922 Wolfurt, Österreich

© 2024 Michael Meusbürger

Das Werk ist urheberrechtlich geschützt. Alle Rechte, insbesondere die der Übersetzung in andere Sprachen, bleiben vorbehalten. Kein Teil dieser Arbeit darf ohne schriftliche Genehmigung des Verfassers in irgendeiner Form – durch Fotokopie, Mikrofilm oder irgendein anderes Verfahren – reproduziert oder in eine von Maschinen, insbesondere von Datenverarbeitungsmaschinen, verwendbare Sprache übertragen oder übersetzt werden.

---

## **Haftungsausschluss**

Obwohl die Arbeit nach bestem Wissen und Gewissen erstellt wurde, übernimmt weder der Verfasser dieser Arbeit noch die Universität Stuttgart bzw. das Institut für Konstruktion und Entwurf Haftung für den Inhalt der Arbeit. Sollte direkt durch Nutzung oder indirekt infolge der Nutzung von Ergebnissen oder Teilergebnissen der Arbeit ein Schaden entstehen, ist jeglicher Schadensersatzanspruch ausgeschlossen. Mit der Verwendung von Ergebnissen aus dieser Arbeit gilt dieser Haftungsausschluss als akzeptiert.

---

## Abstract

### EXPERIMENTAL AND NUMERICAL INVESTIGATIONS ON THE INFLUENCE OF WEB OPENINGS IN TORSIONALLY STRESSED BOX GIRDERS

Due to the torsional stresses, the main girders of the supporting structures of cable car stations are designed as welded box girders. The design often requires openings in the box girders, which are insufficiently taken into account in the calculations. With the introduction of the second generation of Eurocodes, Eurocode 3 Part 1-13 [1] is also intended to introduce a set of rules for the design and construction of beams with large web openings. The draft of this standard contains rules for the design of I- and H-sections with web openings, but application to box girders is not provided for in the present draft [2]. Furthermore, the consideration of openings in framework programmes is handled extremely conservatively. When modelling a box girder with openings in a framework program, the torsional load-bearing capacity is calculated as the load-bearing capacity of two open C-sections. For these reasons, this master's thesis aims to investigate the load-bearing behaviour of welded box girders with openings under torsional loading.

A small series of model beam tests were carried out to analyse the load-bearing behaviour. The aim of these tests was, on the one hand, to develop a basic understanding of the behaviour of the different opening geometries and arrangements and of the various failure mechanisms. On the other hand, the test results also served to validate the numerical models created after the tests were carried out. The comparison of the load-deformation curves and the associated bearing loads, failure modes and strains showed a high level of agreement, which confirmed the plausibility of the simulation model. A parameter study was carried out with the validated model in order to expand the database and investigate the influences of individual parameters in more detail.

The results of the tests and numerical calculations show that the load-bearing capacities of box girders are significantly higher than when assuming a two-part open cross-section at the location of the opening. Finally, in order to transfer these findings into practice, a simple analytical approach was developed, the application of which showed usable results across all models of the parameter study.

---

## Kurzfassung

### EXPERIMENTELLE UND NUMERISCHE UNTERSUCHUNGEN ZUM EINFLUSS VON STEGÖFFNUNGEN IN TORSIONSBELASTETEN KASTENTRÄGERN

Die Hauptträger der Traggerüste von Seilbahnstationen sind aufgrund der Torsionsbeanspruchungen als geschweißte Kastenträger ausgeführt. Konstruktiv werden vielfach Öffnungen in den Kastenträgern benötigt, welche rechnerisch nur unzureichend berücksichtigt werden. Mit der Einführung der zweiten Generation von Eurocodes soll mit dem Eurocode 3 Teil 1-13 [1] auch ein Regelwerk für die Bemessung und Konstruktion von Trägern mit großen Stegöffnungen eingeführt werden. Der Entwurf dieser Norm beinhaltet Regeln zur Bemessung von I- und H-Profilen mit Stegöffnungen, jedoch ist eine Anwendung für Kastenträger im vorliegenden Entwurf nicht vorgesehen [2]. Des Weiteren wird die Berücksichtigung von Öffnungen in Stabwerksprogrammen äußerst konservativ gehandhabt. Bei der Modellierung von einem Kastenträger mit Öffnungen in einem Stabwerksprogramm erfolgt die Berechnung der Torsionstragfähigkeit als Tragfähigkeit zweier offener C-Querschnitte. Aufgrund der angeführten Gründe zielt die vorliegende Masterarbeit darauf ab das Tragverhalten von geschweißten Kastenträger mit Öffnungen unter Torsionsbeanspruchung zu untersuchen.

Für die Analyse des Tragverhaltens wurde eine Kleinserie an Modellträgerversuchen durchgeführt. Ziel dieser Versuche war zum einen der Aufbau eines grundlegenden Verständnisses für das Verhalten der unterschiedlichen Öffnungsgeometrien bzw. -anordnungen und für die verschiedenen Versagensmechanismen. Zum anderen dienten die Versuchsergebnisse ebenso zur Validierung der im Anschluss an die Durchführung der Versuche erstellten numerischen Modelle. Die Gegenüberstellung der Last-Verformungskurven und der zugehörigen Traglasten, Versagensarten sowie der Dehnungen ergab eine hohe Übereinstimmung, wodurch die Plausibilität des Simulationsmodells bestätigt wurde. Um die Datenbasis zu erweitern und die Einflüsse einzelner Parameter näher zu untersuchen, wurde mit dem validierten Modell eine Parameterstudie durchgeführt.

Die Ergebnisse der durchgeführten Versuche und numerischen Berechnungen zeigen, dass die Tragfähigkeiten von Kastenträgern wesentlich höher liegen, als bei der Annahme eines zweiseitigen offenen Querschnitts an der Stelle der Öffnung. Um diese Erkenntnisse in die Praxis zu transferieren, wurde abschließend ein einfacher analytischer Ansatz entwickelt, dessen Anwendung brauchbare Ergebnisse über alle Modelle der Parameterstudie zeigte.

---

# Inhaltsverzeichnis

<b>Abbildungsverzeichnis</b>	<b>VII</b>
<b>Tabellenverzeichnis</b>	<b>IX</b>
<b>1. Einleitung</b>	<b>1</b>
1.1. Problemstellung . . . . .	1
1.2. Ziel der Arbeit . . . . .	2
1.3. Überblick . . . . .	2
<b>2. Stand der Technik</b>	<b>4</b>
2.1. Kastenquerschnitte unter Torsionsbelastung . . . . .	4
2.1.1. Allgemeines . . . . .	4
2.1.2. St. Venantsche Torsion . . . . .	5
2.1.3. Schubbeulen . . . . .	6
2.2. Stahlträger mit Öffnungen . . . . .	7
2.2.1. Allgemeines . . . . .	7
2.2.2. Kastenträger im Leichtbau . . . . .	8
2.2.3. I- und H-Profile mit Öffnungen unter Biegebeanspruchung . . . . .	10
2.2.4. I- und H-Profile mit Öffnungen unter Torsionsbeanspruchung . . . . .	18
2.2.5. Bemessung von I- und H-Profilen mit Öffnungen nach prEN 1993-1-13	19
2.2.6. Öffnungen in Stahlschornsteinen . . . . .	23
<b>3. Versuche</b>	<b>25</b>
3.1. Versuchsvorbereitung und -vorauslegung . . . . .	25
3.2. Versuchsprogramm . . . . .	27
3.3. Statisches System und schematischer Versuchsaufbau . . . . .	28
3.4. Versuchskörper . . . . .	29
3.4.1. Herstellung . . . . .	29
3.4.2. Materialeigenschaften . . . . .	30
3.4.3. Abmessungen . . . . .	31
3.5. Versuchsaufbau . . . . .	31
3.5.1. Allgemein . . . . .	31
3.5.2. Lagerung . . . . .	32
3.5.3. Lasteinleitung . . . . .	33
3.6. Messtechnik . . . . .	33
3.6.1. Allgemein . . . . .	33
3.6.2. Kraftmessung . . . . .	34
3.6.3. Wegaufnehmer . . . . .	34
3.6.4. Winkelsensor . . . . .	34
3.6.5. Dehnungsmessungen . . . . .	34

---

3.7. Versuchsdurchführung . . . . .	35
3.8. Versuchsergebnisse . . . . .	36
3.8.1. Überblick . . . . .	36
3.8.2. Einfluss der Öffnungsgeometrie . . . . .	38
3.8.3. Einfluss der Öffnungsanzahl . . . . .	39
3.9. Zusammenfassung . . . . .	40
<b>4. Validierung des Finite Elemente Modells</b>	<b>41</b>
4.1. Vorbemerkungen . . . . .	41
4.2. Modellaufbau . . . . .	41
4.2.1. Geometrie . . . . .	41
4.2.2. Elementauswahl . . . . .	42
4.2.3. Randbedingungen . . . . .	43
4.2.4. Vernetzung . . . . .	44
4.2.5. Materialmodell . . . . .	45
4.2.6. Imperfektionen . . . . .	46
4.3. Validierung des Modells . . . . .	47
4.3.1. Allgemeines . . . . .	47
4.3.2. Vergleich Traglastkurven . . . . .	47
4.3.3. Vergleich Versagensmodi . . . . .	52
4.3.4. Vergleich Dehnungen Dehnungsmessstreifen . . . . .	55
4.3.5. Validierung . . . . .	56
<b>5. Analyse des Tragverhaltens</b>	<b>58</b>
5.1. Allgemeines . . . . .	58
5.2. Untersuchte Parameter . . . . .	59
5.3. Einfluss der untersuchten Parameter . . . . .	60
5.3.1. Stegslankheit . . . . .	60
5.3.2. Öffnungshöhe . . . . .	62
5.3.3. Öffnungsform . . . . .	64
5.3.4. Öffnungsabstand . . . . .	66
5.3.5. Verhältnis Torsions- zu Biegemoment . . . . .	67
5.4. Zusammenfassung und Ableitung von Grenzwerten . . . . .	69
5.5. Analytischer Ansatz . . . . .	70
5.5.1. Allgemeines . . . . .	70
5.5.2. Herleitung von einem Bemessungsmodell . . . . .	71
5.5.3. Zusammenfassung . . . . .	77
<b>6. Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>78</b>
6.1. Zusammenfassung . . . . .	78
6.2. Ausblick . . . . .	79

---

<b>Literatur</b>	<b>80</b>
<b>A. Versuchskörperabmessungen</b>	<b>83</b>
<b>B. Versuchsprotokolle</b>	<b>86</b>
B.1. Versuchskörper A1 . . . . .	86
B.2. Versuchskörper A2 . . . . .	88
B.3. Versuchskörper B1 . . . . .	90
B.4. Versuchskörper B2 . . . . .	92
<b>C. Dehnungsmessungen</b>	<b>94</b>
C.1. Versuchskörper A1 . . . . .	94
C.2. Versuchskörper A2 . . . . .	95
C.3. Versuchskörper B1 . . . . .	96
C.4. Versuchskörper B2 . . . . .	97
<b>D. Numerische Versuchsnachrechnung</b>	<b>98</b>
D.1. Versuchskörper A1 . . . . .	98
D.2. Versuchskörper A2 . . . . .	99
D.3. Versuchskörper B1 . . . . .	100
D.4. Versuchskörper B2 . . . . .	101
<b>E. Spannungs-Dehnungskurven</b>	<b>102</b>
E.1. Versuchskörper A1 . . . . .	102
E.2. Versuchskörper A2 . . . . .	103
E.3. Versuchskörper B1 . . . . .	105
E.4. Versuchskörper B2 . . . . .	106
<b>F. Parameterstudie</b>	<b>108</b>
F.1. Stegslankheit . . . . .	108
F.2. Öffnungshöhe . . . . .	110
F.3. Öffnungsform . . . . .	112
F.4. Öffnungsabstand . . . . .	113
F.5. Verhältnis Torsions- zu Biegemoment . . . . .	114
<b>G. Vereinfachter analytischer Ansatz für die Praxis</b>	<b>116</b>
G.1. Anwendungsbedingungen . . . . .	116
G.2. Vorgangsweise der Nachweisführung . . . . .	116

---

## Abbildungsverzeichnis

1.1.	Einleitung der Kräfte über Kragträger . . . . .	1
1.2.	Beispielhafte Öffnungen in Kastenträgern . . . . .	2
2.1.	Entstehung von Torsionsmomenten infolge exzentrischer Kräfte . . . . .	4
2.2.	Spannungsverlauf bei einzellig geschlossenen Querschnitten unter Torsionsbeanspruchung . . . . .	6
2.3.	Schubfeld unter reiner Schubbeanspruchung angelehnt an [3, Abb. 2.13] . . . . .	6
2.4.	Gelochte Blechschubwand: reduzierte Festigkeit sowie reduzierte Steifigkeit durch Lochung und Nichtlinearität aus [4, Abb. 7.1/3] . . . . .	9
2.5.	Rahmenschubwand: Momentenverlauf sowie verformte Struktur angelehnt an [4, Abb. 7.1/6] . . . . .	9
2.6.	Ausschnitte in Kastenträgern unter Torsionsbelastung angelehnt an [4, Abb. 7.1/17] . . . . .	10
2.7.	Mögliche lokale Versagensmechanismen für I-Profile mit Öffnungen angelehnt an [5, Abb. 2] . . . . .	11
2.8.	Modell für Biegeknicken von Stegpfeifen von <i>Tsavdaridis und D’Mello</i> [6] . . . . .	12
2.9.	Versagensbild Vierendeelbiegung aus [7, Abb. 1] . . . . .	14
2.10.	Vierendeel-Mechanismus um eine kreisrunde Öffnung angelehnt an [8, Abb. 1] . . . . .	15
2.11.	Lokale Kräfte an einem geneigten Schnitt angelehnt an [8, Abb. 2] . . . . .	17
2.12.	Untersuchte Arten von Wabenträgern angelehnt an [9, Abb. 1] . . . . .	18
2.13.	Untersuchte Öffnungsgeometrien angelehnt an [10, Abb. 1] . . . . .	19
2.14.	Ausgewählte zusätzliche durchzuführende Nachweise am Ort der Öffnung angepasst aus [11, Abb. 3] . . . . .	20
2.15.	Öffnungen in Stahlschornsteinen . . . . .	23
3.1.	Übersicht der untersuchten Versuchskörper . . . . .	28
3.2.	Versuchsaufbau: Statisches System . . . . .	29
3.3.	Fertigungspläne von Versuchskörper A2 . . . . .	30
3.4.	Versuchsaufbau . . . . .	31
3.5.	Lagerung . . . . .	32
3.6.	Lasteinleitung . . . . .	33
3.7.	Applizierter DMS . . . . .	33
3.8.	Positionen der Dehnungsmessstreifen von Versuchskörper A1 . . . . .	35
3.9.	Schraublinienseffekt angelehnt an [12, Abb. 2] . . . . .	36
3.10.	Last-Verschiebungs-Kurven der Versuchskörper . . . . .	37
3.11.	Verformungsbedingung zur Auswertung des Versuches . . . . .	38
3.12.	Einfluss der Öffnungsgeometrie . . . . .	39
3.13.	Einfluss der Öffnungsanzahl . . . . .	40
4.1.	Diskretisierung der Geometrie . . . . .	42

---

4.2.	Lagerungsbedingungen . . . . .	43
4.3.	Randbedingungen in Trägermitte . . . . .	44
4.4.	Netzstudie . . . . .	45
4.5.	Vergleich Ingenieur- zu Cauchy-Spannung . . . . .	46
4.6.	Vergleich der Kraft-Verschiebungs-Traglastkurven . . . . .	48
4.7.	Vergleich der Momenten-Verdrehungs-Traglastkurven . . . . .	50
4.8.	Einspannung eines Momentes um die z-Achse . . . . .	51
4.9.	Vergleich der Kraft-Verschiebungs-Traglastkurven mit einer elastischen Ein- spannung um die z-Achse . . . . .	52
4.10.	Vergleich Versagensmodi Versuchskörper A1 . . . . .	53
4.11.	Vergleich Versagensmodi Versuchskörper A2 . . . . .	53
4.12.	Vergleich Versagensmodi Versuchskörper B1 . . . . .	54
4.13.	Vergleich Versagensmodi Versuchskörper B2 . . . . .	54
4.14.	Vergleich der gemessenen mit den berechneten Dehnungen für Versuchskörper B2 . . . . .	55
4.15.	Vergleich der Versuchsergebnisse mit den Ergebnissen aus den numerischen Berechnungen bei Erreichen der Grenzdehnung von 5 % . . . . .	56
5.1.	Verwendete Materialmodelle für S235 und S355 . . . . .	59
5.2.	Reduktion Kragarm . . . . .	59
5.3.	Untersuchte Parameter . . . . .	60
5.4.	Einfluss der Stegslankheit bzw. Blechdicke auf die Traglasten . . . . .	61
5.5.	Einfluss der Stegslankheit bzw. Blechdicke auf die Verdrehung . . . . .	62
5.6.	Einfluss der Öffnungshöhe . . . . .	63
5.7.	Einfluss der Öffnungshöhe mit Anpassung der Abstände . . . . .	64
5.8.	Untersuchte Öffnungsformen . . . . .	64
5.9.	Einfluss der Öffnungsform . . . . .	65
5.10.	Einfluss vom Öffnungsabstand . . . . .	66
5.11.	Einfluss vom Verhältnis Torsions- zu Biegemoment . . . . .	68
5.12.	Aufgebrachtes Torsionsmoment im Verhältnis zur Exzentrizität . . . . .	68
5.13.	Darstellung der äquivalenten Öffnungen für verschiedene Geometrien . . . . .	72
5.14.	Beispielhafte Darstellung der verschiedenen Torsionswiderstandsmomente $W_{T,Ersatz}$ über die Länge . . . . .	73
5.15.	Vergleich der Traglasten vom Bemessungsmodell zum numerischen Modell . . . . .	75
5.16.	Ermittlung der Parameterfunktion . . . . .	75
5.17.	Vergleich der Traglasten vom Bemessungsmodell zum numerischen Modell . . . . .	76
A.1.	Versuchskörperabmessungen Grundkörper . . . . .	83
A.2.	Versuchskörperabmessungen Lochgeometrie . . . . .	85
B.1.	Versuchskörper A1 . . . . .	87
B.2.	Versuchskörper A2 . . . . .	89
B.3.	Versuchskörper B1 . . . . .	91

---

B.4. Versuchskörper B2 . . . . .	93
C.1. Positionen der Dehnungsmessstreifen von Versuchskörper A1 . . . . .	94
C.2. Vergleich der gemessenen mit den berechneten Dehnungen Versuchskörper A1 . . . . .	94
C.3. Positionen der Dehnungsmessstreifen von Versuchskörper A2 . . . . .	95
C.4. Vergleich der gemessenen mit den berechneten Dehnungen Versuchskörper A2 . . . . .	95
C.5. Positionen der Dehnungsmessstreifen von Versuchskörper B1 . . . . .	96
C.6. Vergleich der gemessenen mit den berechneten Dehnungen Versuchskörper B1 . . . . .	96
C.7. Positionen der Dehnungsmessstreifen von Versuchskörper B2 . . . . .	97
C.8. Vergleich der gemessenen mit den berechneten Dehnungen Versuchskörper B2 . . . . .	97
D.1. Versuchsnachrechnung Versuchskörper A1 . . . . .	98
D.2. Versuchsnachrechnung Versuchskörper A2 . . . . .	99
D.3. Versuchsnachrechnung Versuchskörper B1 . . . . .	100
D.4. Versuchsnachrechnung Versuchskörper B2 . . . . .	101
E.1. Probenentnahme Versuchskörper A1 . . . . .	102
E.2. Spannungs-Dehnungs-Kurve Probe A1S . . . . .	102
E.3. Spannungs-Dehnungs-Kurve Probe A1G . . . . .	103
E.4. Probenentnahme Versuchskörper A2 . . . . .	103
E.5. Spannungs-Dehnungs-Kurve Probe A2S . . . . .	104
E.6. Spannungs-Dehnungs-Kurve Probe A2G . . . . .	104
E.7. Probenentnahme Versuchskörper B1 . . . . .	105
E.8. Spannungs-Dehnungs-Kurve Probe B1S . . . . .	105
E.9. Spannungs-Dehnungs-Kurve Probe B1G . . . . .	106
E.10. Probenentnahme Versuchskörper B2 . . . . .	106
E.11. Spannungs-Dehnungs-Kurve Probe B2S . . . . .	107
E.12. Spannungs-Dehnungs-Kurve Probe B2G . . . . .	107

## Tabellenverzeichnis

2.1. Einteilung der Querschnitte in wölbfrei und nicht wölbfrei aus [13] . . . . .	5
3.1. Versuchsprogramm . . . . .	27
3.2. Materialkennwerte aus dem Zugversuch . . . . .	30
3.3. Traglasten bei $u_E = 24,7$ mm . . . . .	38
4.1. Vergleich der Traglasten . . . . .	49
4.2. Vergleich der Momententragfähigkeiten . . . . .	50
5.1. Modellaufbau in der Parameterstudie . . . . .	58
5.2. Berechnung von Einwirkung und Widerstand . . . . .	71
5.3. Maße für die äquivalenten rechteckigen Öffnungen für unterschiedliche Geometrien auszugsweise aus DIN prEN 1993-1-13 [1, Tab. 8.3] . . . . .	72
A.1. Maße der Grundkörper [mm] . . . . .	84
A.2. berechnete Mittelwerte der Querschnittswerte [mm] . . . . .	84

---

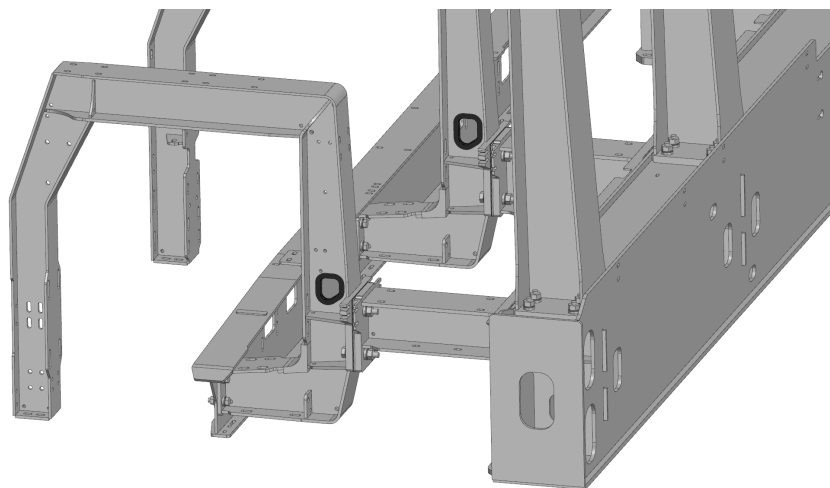
A.3. Versuchskörperabmessungen Lochgeometrie [mm] . . . . .	85
B.1. Allgemeine Daten Versuch A1 . . . . .	86
B.2. Durchführungsprotokoll Versuchskörper A1 . . . . .	86
B.3. Ergebnisse Versuch A1 . . . . .	87
B.4. Allgemeine Daten Versuch A2 . . . . .	88
B.5. Durchführungsprotokoll Versuchskörper A2 . . . . .	88
B.6. Ergebnisse Versuch A2 . . . . .	89
B.7. Allgemeine Daten Versuch B1 . . . . .	90
B.8. Durchführungsprotokoll Versuchskörper B1 . . . . .	90
B.9. Ergebnisse Versuch B1 . . . . .	91
B.10. Allgemeine Daten Versuch B2 . . . . .	92
B.11. Durchführungsprotokoll Versuchskörper B2 . . . . .	92
B.12. Ergebnisse Versuch B2 . . . . .	93
D.1. Eingangswerte für die Versuchsnachrechnung - Versuchskörper A1 . . . . .	98
D.2. Vergleich der Traglasten bei 5 % Dehnung - Versuchskörper A1 . . . . .	98
D.3. Eingangswerte für die Versuchsnachrechnung - Versuchskörper A2 . . . . .	99
D.4. Vergleich der Traglasten bei 5 % Dehnung - Versuchskörper A2 . . . . .	99
D.5. Eingangswerte für die Versuchsnachrechnung - Versuchskörper B1 . . . . .	100
D.6. Vergleich der Traglasten bei 5 % Dehnung - Versuchskörper B1 . . . . .	100
D.7. Eingangswerte für die Versuchsnachrechnung - Versuchskörper B2 . . . . .	101
D.8. Vergleich der Traglasten bei 5 % Dehnung - Versuchskörper B2 . . . . .	101
F.1. Parameterstudie Stegslankheit . . . . .	108
F.2. Parameterstudie Stegslankheit Modelle ohne Öffnung . . . . .	109
F.3. Parameterstudie Öffnungshöhe . . . . .	110
F.4. Parameterstudie Öffnungshöhe mit Anpassung Öffnungsabstand . . . . .	111
F.5. Parameterstudie Öffnungsform . . . . .	112
F.6. Parameterstudie Öffnungsabstand . . . . .	113
F.7. Parameterstudie Verhältnis Torsions- zu Biegemoment - Exzentrizität (Teil 1)	114
F.8. Parameterstudie Verhältnis Torsions- zu Biegemoment - Exzentrizität (Teil 2)	115
G.1. Anwendungsbedingungen für den vereinfachten analytischen Ansatz . . . . .	116
G.2. Vorgangsweise der Nachweisführung (Teil 1) . . . . .	116
G.3. Vorgangsweise der Nachweisführung (Teil 2) . . . . .	117
G.4. Vorgangsweise der Nachweisführung (Teil 3) . . . . .	118

---

# 1. Einleitung

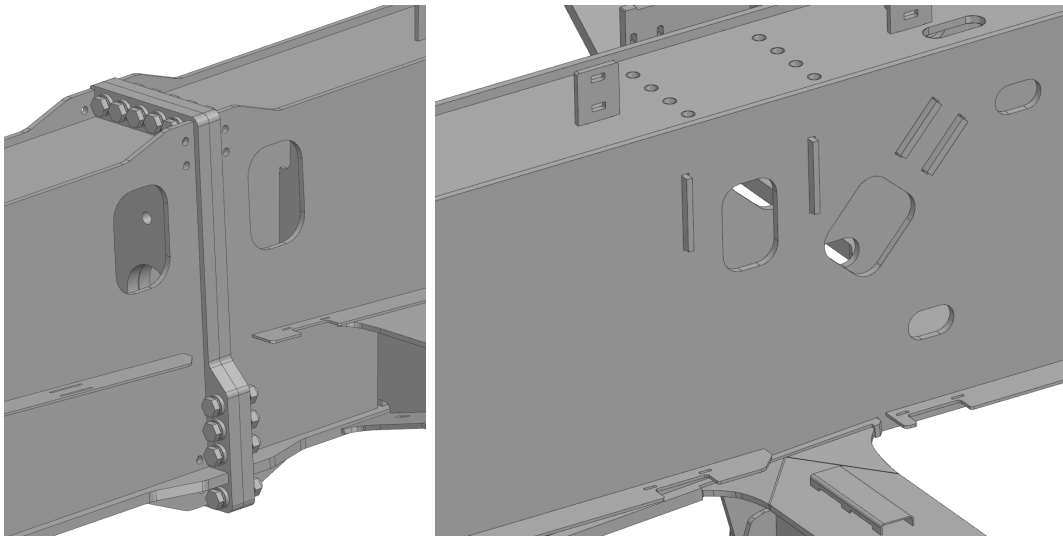
## 1.1. Problemstellung

Die Hauptträger der Traggerüste von Seilbahnstationen werden aufgrund der Torsionsbeanspruchung als geschweißte Kastenträger ausgeführt. Die Torsionsbeanspruchung resultiert aus der Einleitung der Lasten aus dem Seilbahnbetrieb über sogenannte „Kragträger“ (vgl. Abbildung 1.1).



**Abbildung 1.1:** Einleitung der Kräfte über Kragträger

Aus konstruktiven Gründen sind häufig Öffnungen in den Kastenträgern für Handlöcher, Leitungsdurchführungen und dergleichen erforderlich (vgl. Abbildung 1.2), welche jedoch rechnerisch nur unzureichend berücksichtigt werden. Mit der Einführung der zweiten Generation der Eurocodes soll mit dem Eurocode 3 Teil 1-13 [1] auch ein Regelwerk für die Bemessung und Konstruktion von Trägern mit großen Stegöffnungen eingeführt werden. Der Entwurf dieser Norm enthält Regeln für die Bemessung von I- und H-Profilen mit Stegöffnungen. Es werden Nachweisgleichungen für lokale Nachweise am Ort der Öffnung (z. B. Querkrafttragfähigkeit, Stabilität des T-Stücks usw.) und für globale Nachweise des Trägers (z. B. Biegedrillknicken) zur Verfügung gestellt. Eine Anwendung für Kastenträger ist im vorliegenden Entwurf nicht vorgesehen [2]. Neben der fehlenden normativen Regelung zeigt sich zudem, dass Öffnungen unter Torsionsbeanspruchung in Stabwerksprogrammen zu konservativ berechnet werden. Dabei wird ein geschlossener und damit torsionssteifer Querschnitt im Bereich der Öffnung als offener und torsionsweicher Querschnitt nachgewiesen, was zu sehr unwirtschaftlichen Ergebnissen führt. In der folgenden Arbeit wird daher das Tragverhalten von geschweißten Kastenträgern mit Öffnungen unter Torsionsbeanspruchung in Kombination mit Biegung und Querkraft untersucht.



**Abbildung 1.2:** Beispielhafte Öffnungen in Kastenträgern

## 1.2. Ziel der Arbeit

In einer eingehenden Literaturstudie wurden die Grundlagen der Torsionsableitung bei Kastenquerschnitten sowie die vorhandene Literatur und Normung bei Öffnungen in Stahlträgern untersucht. Die Durchführung einer Versuchsserie diente dem Aufbau eines grundlegenden Verständnisses für die verschiedenen Versagensarten und das Verhalten der verschiedenen Öffnungsgeometrien und -anordnungen. Darüber hinaus wurde die Versuchsserie zur Validierung eines Simulationsmodells eingesetzt. Zur Erweiterung der Datenbasis wurde nach erfolgreicher Validierung eine Parameterstudie durchgeführt. Gegenstand dieser Studie waren die folgenden Parameter: Öffnungsform, Stegslankheit, Öffnungsgröße sowie der Einfluss des Verhältnisses von Torsionsmoment zu Biegemoment. Aus diesen Untersuchungen wurden Grenzwerte abgeleitet und Empfehlungen gegeben. Darüber hinaus diente die Parameterstudie als Grundlage für die Ableitung eines analytischen Ansatzes, welcher die realen Tragfähigkeiten besser erfassen sollte als die bestehenden bisherigen Verfahren, aber dennoch auf der sicheren Seite liegt. Infolge des Erfordernisses einer Anpassung einzelner Parameter wurde dieser Ansatz modifiziert.

## 1.3. Überblick

Zu Beginn dieser Arbeit wurde in Kapitel 2 eine Literaturrecherche durchgeführt. In diesem Kontext wurden die Grundlagen zu Torsion, insbesondere Torsion von Kastenträgern sowie das Schubbeulen näher erläutert. Darüber hinaus wurde auf Öffnungen in Stahlträgern eingegangen. Aufgrund der begrenzt vorhandenen Literatur zu Kastenträgern mit Öffnungen wurde hier der Umgang mit Öffnungen in I- und H-Profilen näher erläutert und auf die aktuell gültigen Normen eingegangen. Weiters wurde auf Öffnungen im Leichtbau sowie Öffnungen in Stahlschornsteinen eingegangen. In Kapitel 3 wurde die für die Arbeit durchgeführte Versuchsserie näher beschrieben. Es wurden zunächst die Randbedingungen für den Versuch sowie die Durchführung erläutert. Anschließend wurden die experimentellen Ergebnisse

präsentiert. Im Anschluss erfolgte in Kapitel 4 die Vorstellung des erstellten Finite-Elemente-Modells. Dabei wurde insbesondere auf die verwendeten Elementtypen, Randbedingungen, Vernetzung, Materialmodelle sowie angesetzte Imperfektionen eingegangen. Durch eine Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse mit der Finite Elemente Berechnung wurde das numerische Modell für die weitere Parameterstudie validiert. Das validierte Modell diente als Grundlage für die Parameterstudie in Kapitel 5, in deren Rahmen der Einfluss von verschiedenen Parametern untersucht wurde. Aus dieser Analyse des Last-Verformungsverhalten wurden Grenzwerte und Empfehlungen abgeleitet. Im abschließenden Kapitel 6 erfolgte eine Zusammenfassung der Ergebnisse sowie ein Ausblick.

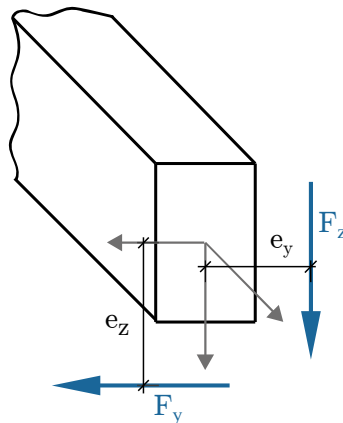
---

## 2. Stand der Technik

### 2.1. Kastenquerschnitte unter Torsionsbelastung

#### 2.1.1. Allgemeines

Wird ein Träger durch eine Beanspruchung um seine eigene Längsachse verdreht, so erfährt dieser ein Torsionsmoment  $M_x$ . Dieses Torsionsmoment kann durch eine exzentrische Kraft  $F_y$  in y-Richtung im Abstand von  $e_z$  (vgl. Abbildung 2.1) oder durch eine exzentrische Kraft  $F_z$  in z-Richtung im Abstand von  $e_y$ , sowie durch ein äußeres reines Torsionsmoment entstehen. Die Hebelarme  $e_y$  und  $e_z$  beziehen sich auf den Abstand vom Angriffspunkt der Kraft bis zum Schubmittelpunkt des Querschnittes.



**Abbildung 2.1:** Entstehung von Torsionsmomenten infolge exzentrischer Kräfte

Während die Bernoulli-Hypothese des „Ebenbleiben der Querschnitte“ bei Biegebeanspruchung als brauchbare Näherung verwendet werden kann, ist diese bei Torsionsbeanspruchung nicht mehr zutreffend. Bei Torsionsbeanspruchung ist die Verwölbung des Querschnittes von hauptsächlicher Relevanz. Abhängig vom Querschnitt ergibt sich die Form der Verwölbung. Der Effekt der Verwölbung auf den Spannungszustand ist von der Belastungsart und der Lagerung des Stabes abhängig.

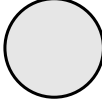

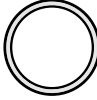
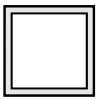
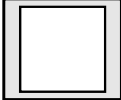




Dabei wird unterschieden zwischen:

- **St. Venantsche Torsion** (vgl. Kapitel 2.1.2): Ein Querschnitt, der sich ungehindert verwölben kann, unterliegt der St. Venantschen Torsion. Daher entstehen im Querschnitt nur primäre Schubspannungen  $\tau_p$  und keine Spannungen die aus Verwölbung resultieren.
- **Wölbkrafttorsion:** Bei Querschnitten, bei denen die Verwölbung verhindert ist, entstehen neben den primären Schubspannungen  $\tau_p$  zusätzlich noch sekundäre Normalspannungen  $\sigma_w$  und Schubspannungen  $\tau_w$  durch die Behinderung der Verwölbung.

Entsprechend der Einteilung der Querschnitte in wölbfrei und nicht wölbfrei (vgl. Tabelle 2.1) ergibt sich die anzuwendende Theorie:

- Bei **wölbfreien Querschnitten** ist im Allgemeinen die St. Venantsche Torsion anzuwenden.
- Bei **nicht wölbfreien Querschnitten** muss grundsätzlich die Wölbkrafttorsion berücksichtigt werden.

**Tabelle 2.1:** Einteilung der Querschnitte in wölbfrei und nicht wölbfrei aus [13]

		wölbfrei	nicht wölbfrei
geschlossen	voll		
	hohl	 	
	offen	 	 

Beliebige Kastenquerschnitte sowie auch andere Hohlquerschnitte und beliebige Vollquerschnitte, sind nach dieser Einteilung nicht wölbfrei. Da diese Querschnitte, aber unter Torsionsbeanspruchung nur geringe Verwölbungen aufweisen, werden diese Querschnitte als wölbarm bezeichnet. Aus diesem Grund stellt die Theorie der St. Venantschen Torsion für wölbarme Querschnitte häufig eine gute Näherung dar.

### 2.1.2. St. Venantsche Torsion

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden Kastenquerschnitte, also beliebige dünnwandige geschlossene Querschnitte, betrachtet. Da für diese wölbarmen Querschnitte, die St. Venantsche Torsion eine brauchbare Theorie darstellt, erfolgt im Folgenden eine Fokussierung auf diese Theorie.

Für die Anwendung der Theorie müssen folgende Voraussetzungen erfüllt sein [14]:

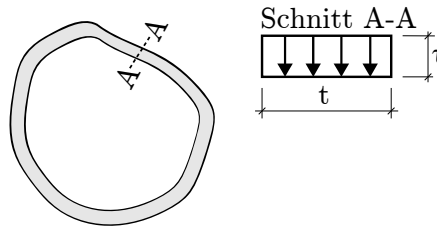
- elastisches Werkstoffverhalten
- kleine Formänderungen
- Erhaltung der Querschnittsform
- es greift nur das Torsionsmoment  $M_x$  an den beiden Stabenden an
- keine Behinderung der entstehenden Querschnittsverformungen

Die Schubspannung  $\tau$  bei dünnwandig geschlossenen Querschnitten verteilt sich unter Torsionsbeanspruchung annähernd gleichmäßig über die Wanddicke, vgl. Abbildung 2.2. Daher kann von der Annahme ausgegangen werden, dass der Schubfluss  $T = \tau \cdot t$  in der Mittellinie des Profils wirkt. Durch das Aufsummieren des Schubflusses entsteht eine differenzielle Kraft.

Setzt man diese differenzielle Kraft multipliziert mit dem Hebelarm ins Gleichgewicht mit dem äußeren Torsionsmoment, so erhält man die *1. Bredtsche Formel*:

$$\tau(t) = \frac{M_x}{2 \cdot A_m \cdot t} \quad (2.1)$$

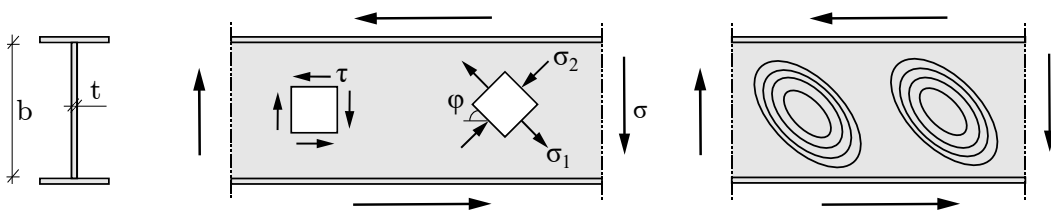
Daraus kann abgeleitet werden, dass sich die maximale Schubspannung an der Stelle der kleinsten Querschnittsdicke befindet.



**Abbildung 2.2:** Spannungsverlauf bei einzellig geschlossenen Querschnitten unter Torsionsbeanspruchung

### 2.1.3. Schubbeulen

Aufgrund der Schubspannungen in den Stegblechen, die infolge der Torsionsbeanspruchung hervorgerufen werden, besteht die Möglichkeit eines Stabilitätsversagens. Der Widerstand von schlanken Beulfeldern ist in der Regel hoch, da sich im Nachbeulbereich Spannungen umlagern können und sich Membranzugspannungen in Form von „Zugfeldern“ ausbilden [15]. In Abbildung 2.3 ist ein Stegblechausschnitt eines Stahlträgers unter reiner Schubbeanspruchung dargestellt. Liegt die Schubspannung  $\tau$  unter der kritischen Schubspannung  $\tau_{cr}$  so sind die zugehörigen Hauptspannung betragsmäßig gleich:  $\sigma_1 = \sigma_2 = \tau$



**Abbildung 2.3:** Schubfeld unter reiner Schubbeanspruchung angelehnt an [3, Abb. 2.13]

Steigen nun die Schubspannungen über das Niveau der kritischen Schubspannungen, so ändert sich der Spannungszustand grundlegend: Induziert durch Beulverformungen steigen die Hauptzugspannungen  $\sigma_1$  schneller, wie die Hauptdruckspannungen  $\sigma_2$ . Durch diese Änderung werden die Richtungen der Hauptspannungen  $\varphi$  gedreht, so dass die Hauptzugspannungen ungefähr in Richtung der sich ausbildenden Beulfelder zeigen. Aus dem Schubfeld entsteht ein Zugfeld. In der Literatur finden sich verschiedene Zugfeldtheorien zur Berechnung der Größe der Hauptzugspannungen  $\sigma_2$ : das vollständige und das ideale Zugfeld. Für das vollständige

Zugfeld wird angenommen, dass die Hauptdruckspannung  $\sigma_2$  betragsmäßig gleich der idealen Beulspannung  $\tau_{cr}$  ist. Das ideale Zugfeld liegt vor, wenn  $\sigma_2 = 0$ . Dies setzt voraus, dass starre Randglieder vorhanden sind, die jedoch in der Praxis nicht realisierbar sind [3].

Als Grundlage für die Nachweisführung in DIN EN 1993-1-5 [16] dient das erweiterte Modell von Höglund [17]. Dieses Modell wird verwendet, da es neben dem Beitrag des Steges aus der Zugfeldwirkung auch den Beitrag der Flansche berücksichtigt.

Der Nachweis gegen Schubbeulen ist in DIN EN 1993-1-5, Abs. 5 für folgende Anwendungsgrenzen geregelt:

1. für rechteckige Beulfelder mit annähernd parallelen Flanschen
2. sind Steifen vorhanden, so laufen diese in Längs- und Querrichtung
3. Löcher und Ausschnitte sind  $< 0,05 \cdot b$ ; dabei ist  $b$  die Beulfeldbreite
4. die Bauteile sind gleichförmig (z.B. parallele Gurte oder Blechfeld mit rechteckigem Rand)

Ein Schubbeulnachweis ist erforderlich, wenn die folgende Bedingung erfüllt ist:

- für ein nicht ausgesteiftes Beulfeld:

$$\frac{h_w}{t} > \frac{72}{\eta} \cdot \varepsilon \quad (2.2)$$

- für ein ausgesteiftes Beulfeld:

$$\frac{h_w}{t} > \frac{31}{\eta} \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{\kappa_\tau} \quad (2.3)$$

mit

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}}$$

$h_w$  ... Steghöhe

$\kappa_\tau$  ... Schubbeulwert

$\eta = 1,2$  für Stahlsorten bis S460, oberhalb von S460  $\eta = 1,0$

Für den Fall, dass ein Schubbeulnachweis erforderlich ist, sind zudem Quersteifen an den Lagern vorzusehen.

## 2.2. Stahlträger mit Öffnungen

### 2.2.1. Allgemeines

Im Folgenden wird hauptsächlich auf Untersuchungen an I- und H-Profilen mit Öffnungen sowie an Stahlschornsteinen mit Öffnungen eingegangen, da für Kastenträger mit Öffnungen nur wenig Literatur vorhanden ist. Die Versagensmechanismen sind im Wesentlichen sehr ähnlich und daher auch für Kastenträger von Relevanz.

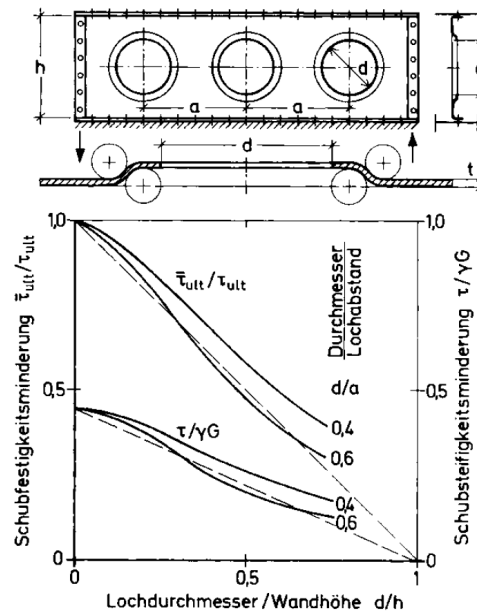
Bei der Bemessung und Konstruktion von Öffnungen in Stahlträgern ist aufgrund der Querschnittsminderung im Steg besonders die Querkrafttragfähigkeit von Bedeutung. Aus diesem Grund wird in der Bemessung die Nettoquerschnittsfläche vom Steg angesetzt. Die Öffnung ist eine Unregelmäßigkeit im Querschnitt, welche zu erhöhten Normalspannungen infolge der Kerbe führt. Diese sind für den statischen Nachweis vernachlässigbar, jedoch im Falle einer Ermüdungsbelastung zu berücksichtigen. Ist der Stahlträger einer dynamischen Belastung ausgesetzt, so sollten die Ecken jedenfalls ausgerundet werden und die Spannungserhöhung berücksichtigt werden. Zudem ist der Einfluss der Öffnung auf die Beultragfähigkeit des Trägers zu prüfen und gegebenenfalls eine Steife zur Verstärkung vorzusehen. In Stahlträgern mit sehr großen Öffnungen, welche den Steg fast annähernd eliminieren, wird die lokale Spannungserhöhung zusätzlich mit einer globalen Zusatzbeanspruchung superponiert. Die globale Zusatzbeanspruchung entsteht dadurch, dass die Querkraft bei großen Ausschnitten nur über die Aktivierung einer Rahmenwirkung (Vierendeel-Rahmen) übertragen werden kann. In diesem Grenzzustand bilden sich in den Ecken der Öffnung Fließgelenke aus [18].

### 2.2.2. Kastenträger im Leichtbau

Im Leichtbau ist bei Torsionsbeanspruchung die Verwendung von Kastenträgern üblich, um einen umlaufenden Schubfluss und damit eine hohe Widerstandsfähigkeit zu gewährleisten. Im Gegensatz zu den in dieser Arbeit untersuchten Kastenträger mit unausgesteiften Stegen, sind die Kastenträger im Leichtbau entsprechend der Beanspruchung ausgesteift. Es werden komplexe Konstruktionen mit scheiben-, fachwerk- oder rahmenartigen Rippenkonstruktionen verwendet, welche die Längswände verstärken und den Widerstand gegen Stabilitätsversagen (Druck- und Schubbeulen) erhöhen. Im Folgenden soll ein kurzer Überblick über die für diese Arbeit relevanten Themen aus *Leichtbau: Elemente und Konstruktion* [4] gegeben werden:

#### Gelochte Schubwände

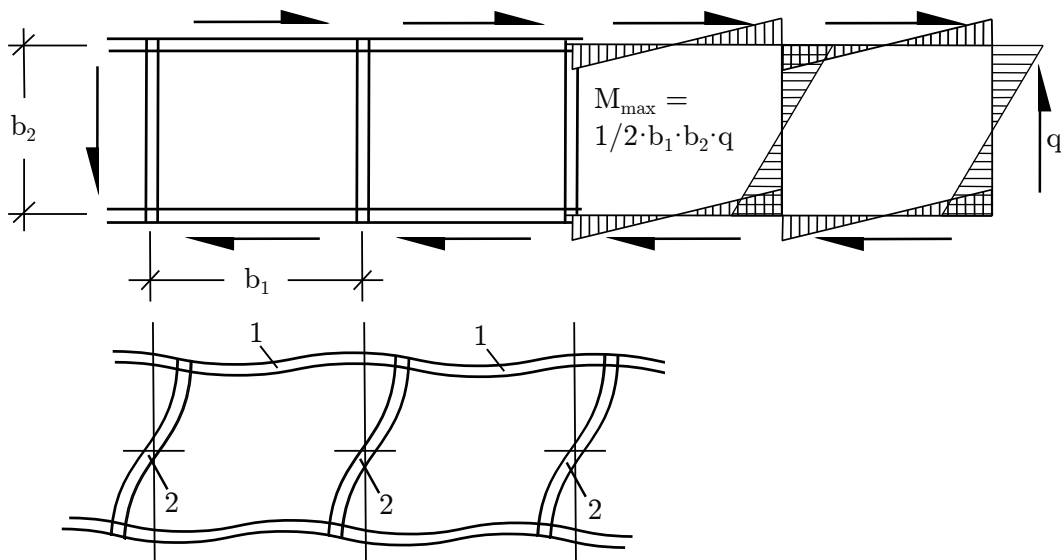
Die Schubfestigkeit und -steifigkeit hängt bei gelochten Schubwänden primär von der relativen Lochhöhe  $d/h$  sowie vom relativen Lochabstand  $a/d$  ab. In der Regel ist das Beulversagen der bestimmende Faktor, jedoch haben Untersuchungen gezeigt, dass dieser Einfluss getrennt betrachtet werden kann. Abbildung 2.4 zeigt den Einfluss der Öffnungen auf die Schubsteifigkeit und Schubfestigkeit. Es ist zu erkennen, dass im Vergleich zur Bruchspannung des Bleches ohne Lochung  $\tau_{ult}$  die Bruchspannung des Bleches mit Lochung  $\overline{\tau_{ult}}$  nahezu linear bis auf null bei  $d/h = 1$  abfällt. Der Lochabstand hat im untersuchten Bereich von  $d/a = 0,4 - 0,6$  nur einen sehr geringen Einfluss auf die Festigkeit und die Steifigkeit. Schon beim ungelochten Blech nimmt die Verformung durch das Vorbeulen bei Lasterhöhung nichtlinear zu. Der Sekantenmodul  $\tau/\gamma$  wird hier so definiert, dass die irreversible Verformung  $0,05\gamma_{lim}$  bei  $0,8\tau_{lim}$  nicht überschreitet. Daher ist in Abbildung 2.4 die Schubsteifigkeit bereits ohne Öffnung auf 45 % reduziert und sinkt mit steigendem  $d/h$  gegen null.



**Abbildung 2.4:** Gelochte Blechschubwand: reduzierte Festigkeit sowie reduzierte Steifigkeit durch Lochung und Nichtlinearität aus [4, Abb. 7.1/3]

### Rahmenwerke als Schubwände

Die Ausbildung als Rahmenwerk ist eine weitere Möglichkeit, um Öffnungen in Schubwänden von Kastenträgern herzustellen. Bei dieser Herstellungsweise definiert sich die Schubnachgiebigkeit durch Biegung der Rahmenstäbe. Aufgrund der Symmetrie ist der Verlauf der Momente, wie in Abbildung 2.5 ersichtlich, statisch bestimmt.

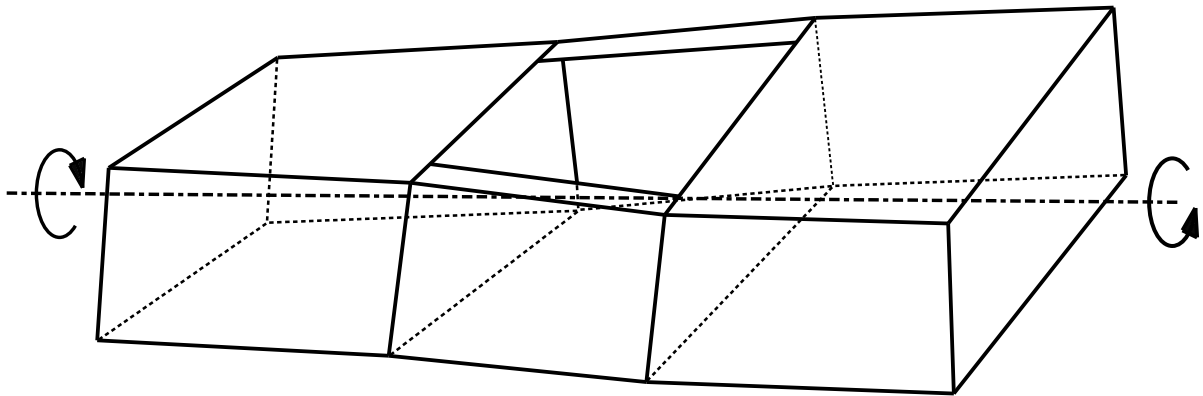


**Abbildung 2.5:** Rahmenschubwand: Momentenverlauf sowie verformte Struktur angelehnt an [4, Abb. 7.1/6]

In Stabmitte muss das Moment Null sein. Danach steigt das Moment mit konstanter Querkraft (resultierend aus dem Schubfluss  $q$ )  $Q = q \cdot b_2/2$  zur Rahmenecke hin über den Abstand  $b_1/2$  auf  $M_{max} = b_1 \cdot b_2 \cdot q/4$  an. Für mehrere aneinandergereihte Rahmen gilt:  $M_{2,max} = 2 \cdot M_{1,max}$ , daher entspricht  $M_{2,max} = q \cdot b_1 \cdot b_2/2$ .

### Ausschnitte am Kasten

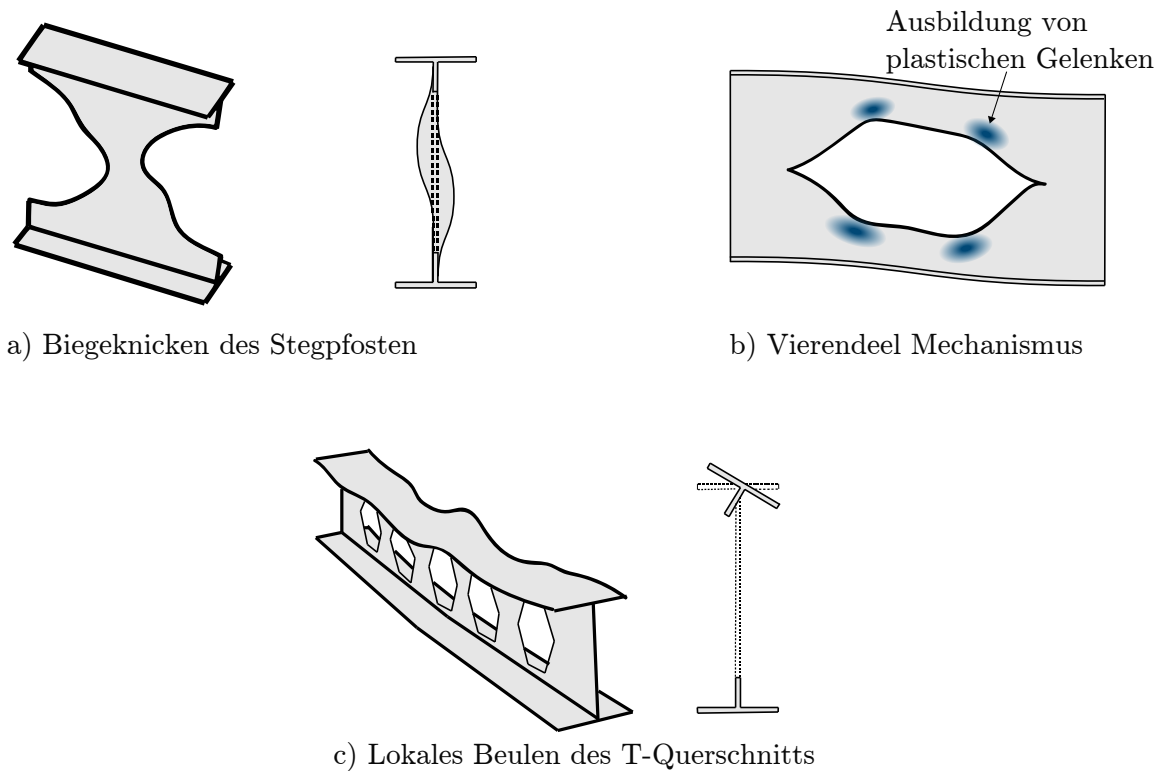
Befinden sich Ausschnitte in schubbelasteten Wänden, wie z. B. im Steg eines durch Querkraft belasteten Kastenträgers, so beschränkt sich die Störung hauptsächlich auf den betroffenen Steg sowie dessen Randgurte. Wirkt auf den Kastenträger mit einseitigem bzw. beidseitigem Ausschnitt eine Torsionsbelastung (vgl. Abbildung 2.6) so ergeben sich Wölbprobleme. Das Torsionsmoment wird aus Gleichgewichtsgründen nur vom ungestörten Wandpaar aufgenommen. Dies führt zur Ausbildung von gegenläufigen Biegemomenten, d. h. einer Wölbkraftgruppe.



**Abbildung 2.6:** Ausschnitte in Kastenträgern unter Torsionsbelastung angelehnt an [4, Abb. 7.1/17]

### 2.2.3. I- und H-Profile mit Öffnungen unter Biegebeanspruchung

Bei I- und H-Profilen mit Öffnungen können eine Reihe von Versagensmechanismen (vgl. Abbildung 2.7) auftreten. Dabei wird unterschieden zwischen Versagen, welche aufgrund der Öffnungen auftreten, wie z. B. das Biegeknicken des Stegpfostens, die Ausbildung eines Vierendeel-Mechanismus sowie das lokale Beulen des T-Stückes. Es können jedoch auch globale Versagen wie Biegedrillknicken, die Momenten Tragfähigkeit oder Querkrafttragfähigkeit maßgebend sein [5]. Im Folgenden werden die für diese Arbeit wichtigsten Versagensarten, das Biegeknicken des Stegpfostens und der Vierendeel-Mechanismus, näher erläutert. Das lokale Beulen des T-Stückes ist für die vorliegende Arbeit von untergeordneter Bedeutung, da einerseits bei Kastenträgern der Widerstand durch die C-Form des Restquerschnittes größer ist und andererseits durch die überwiegende Torsionsbeanspruchung keine großen Druckkräfte in den Gurten entstehen. Nach DIN EN 1993-1-1 [19] ist bei Kastenträgern das globale Versagen durch Biegedrillknicken nicht relevant.



**Abbildung 2.7:** Mögliche lokale Versagensmechanismen für I-Profile mit Öffnungen angelehnt an [5, Abb. 2]

### Biegeknicken des Stegpfosten

Liegen die Öffnungen der Stahlträger in geringem Abstand zueinander, so ist der führende Versagensmechanismus das Biegeknicken des Stegpfosten. Der Versagensmechanismus tritt dann auf, wenn der Vierendeel-Biegezugwiderstand der Gurte größer ist wie der Querkraftwiderstand des Stegpfosten. Daraus folgt, dass bei einem optimal bemessenen Träger mit eng beieinanderliegenden Öffnungen der Vierendeel-Biegezugwiderstand ungefähr so groß sein sollte, wie der Querkraftwiderstand des Stegpfosten. Untersuchungen von *Panedpojaman et al.* [20] haben jedoch auch gezeigt, dass es in diesem Fall zu einer ungünstigen Interaktion kommen kann und die Tragfähigkeit deutlich reduziert werden kann. In der Literatur sind für dieses Versagen unterschiedliche Modelle zu finden: Hier sind besonders die Modelle von *Lawson et al.* [21], *Tsavidaridis und D'Mello* [6] sowie von *Panedpojaman et al.* [20] von Bedeutung.

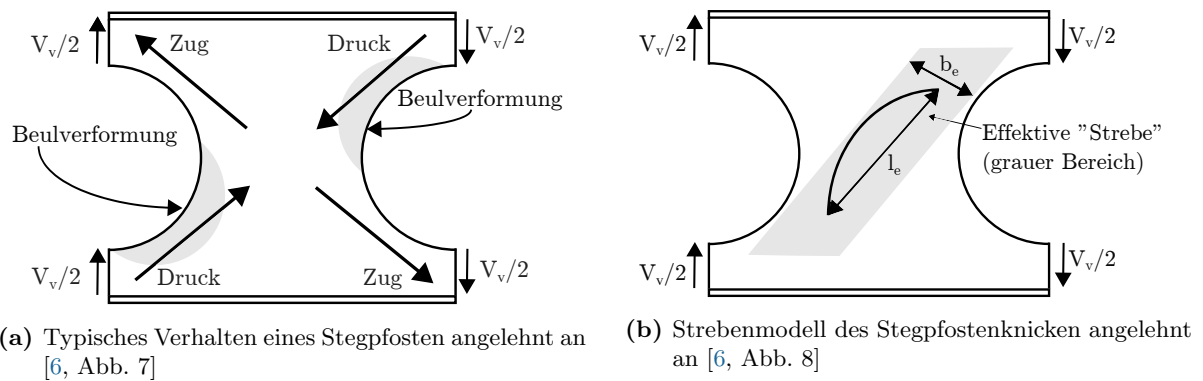
Das Versagen von Stegpfosten ist sehr komplex und nach [21] abhängig von:

- der Form der Öffnung, z.B. rechteckig oder rund
- die Schlankheit des Steges
- der Asymmetrie der Öffnungslage in Bezug auf die Trägerhöhe

Stahlträger mit Öffnungen mit kurzen Abständen sind vertikalem Schub ausgesetzt, aus welchem horizontalen Schub in der Mitte des Stegpfosten resultiert. Durch den Horizontalschub

entstehen sekundäre Biegemomente, welche in Trägermitte Null sind und sich in Flanschrichtung vergrößern. Die Normalspannung steigt in Richtung der Flansche, wie der Momentenverlauf, bis zu einem Maximalwert an. Dieser Wert befindet sich an der Kante der Öffnungen in einem kritischen Abstand zur Horizontalachse des Trägers. Die Horizontalkraft bewirkt Schubkräfte im Steg, welche zum Gurt hin abnehmen. Sofern die Tragfähigkeit des T-Stücks auf Vierendeelbiegung groß genug ist und ein globales Versagen auszuschließen ist, versagt der Träger durch Biegeknicken des Stegpfosten [22].

Der Versagensmechanismus wird im Folgenden mit dem Modell von *Tsavidaridis und D’Mello* [6] näher beschrieben. Dieses Modell für Biegeknicken des Stegpfosten ist dem von *Lawson et al.* [21] sehr ähnlich und unterscheidet sich nur in der Annahme der Randbedingungen für die „effektive Strebe“ und der Ermittlung der auf diese wirkende Spannung.



**Abbildung 2.8:** Modell für Biegeknicken von Stegpfosten von *Tsavidaridis und D’Mello* [6]

Wie in Abbildung 2.8a ersichtlich bilden sich zwischen den Öffnungen diagonal Zug- und Druckspannungen aus und es kann im farblich markierten Bereich lokales Beulen auftreten. Basis für das Bemessungsmodell ist eine Streben Analogie (vgl. Abbildung 2.8b) bei welcher eine Strebe diagonal zwischen den Öffnungen angenommen wird. Die auf die Strebe wirkende Druckspannung wurde anhand der Kraft im oberen T-Stück bzw. der halben Querkraft und der effektiven Breite, welche der Hälfte der Stegpfostenbreite (d. h.  $b_e = s_0/2$ ) entspricht, berechnet. Diese Annahme wurde nur zur Bewertung der Druckspannung entsprechend Eurocode verwendet. Daraus folgt, dass in der Strebe die folgende Druckspannung wirkt:

$$\sigma = \frac{V_v}{s_0 \cdot t_w} \quad (2.4)$$

mit

$V_v$  ... auf den Träger einwirkende Querkraft

$s_0$  ... Abstand zwischen den Öffnungen

$t_w$  ... Stegblechstärke

Für den Stabilitätsnachweis ist zusätzlich die effektive Länge der Strebe (vgl. Abbildung 2.8b), also die Knicklänge, erforderlich. Bei runden Öffnungen wird in [6] die diagonale Länge des Stegpfosten reduziert um den Faktor von 0,5 für die Knicklänge angenommen:

$$l_e = 0,5 \cdot \sqrt{s_0^2 + d_0^2} \quad (2.5)$$

mit

$l_e$  ... Effektive Länge bzw. Knicklänge der Ersatzstrebe

$d_0$  ... Durchmesser bzw. Breite der Öffnung

Damit lässt sich die Schlankheit  $\lambda$  der Strebe bestimmen zu:

$$\lambda = \frac{l_e \cdot \sqrt{12}}{t_w} \quad (2.6)$$

Daraus lässt sich die aufnehmbare Kraft mit DIN EN 1993-1-1 [19] über die relative Schlankheit und die Anwendung der Knicklinien errechnen. Für die untersuchten Wabenträger, die bei der Herstellung geschweißt werden müssen, wird von *Sonck et al.* [23] empfohlen den Wabenträger um eine Knickkurve schlechter einzustufen, wie den unbearbeiteten Träger. Mit dem über die Knicklinie ermittelten Abminderungsfaktor  $\chi$  lässt sich die Druckfestigkeit  $p_c$  und in weiterer Folge der Querkraftwiderstand unter Biegeknicken des Stegpfosten berechnen zu:

$$V_v = 2 \cdot b_e \cdot p_c \cdot t_w = p_c \cdot s_0 \cdot t_w \quad (2.7)$$

Formuliert entsprechend DIN EN 1993-1-1 [19] ergibt sich:

$$V_v = \frac{\chi \cdot f_y \cdot s_0 \cdot t_w}{\gamma_{M1}} \quad (2.8)$$

mit

$p_c$  ... Druckfestigkeit unter Stabilitätsversagen

$\chi$  ... Abminderungsbeiwert für Biegeknicken

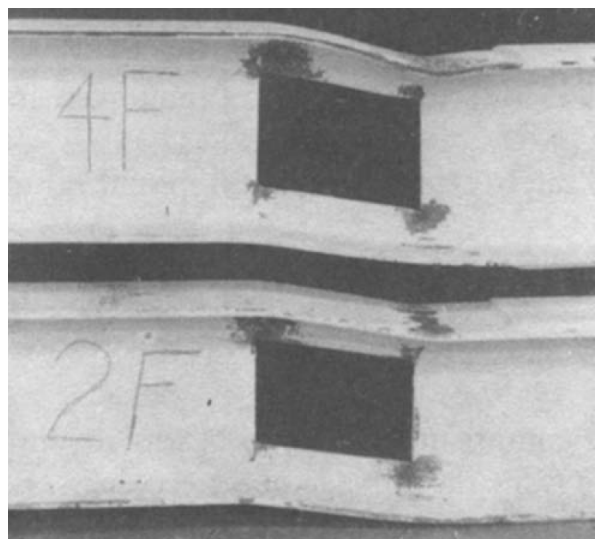
$f_y$  ... Streckgrenze vom Trägermaterial

$\gamma_{M1}$  ... Teilsicherheitsbeiwert für den Nachweis von Stabilitätsversagen

Die Untersuchungen von *Tsavidaridis und D'Mello* [6] haben gezeigt, dass bei breiteren bzw. gedrungeneren Stegpfosten nicht mehr die Biegeknicken der Stegpfosten, sondern die Vierendeelbiegung maßgebend ist. Dieser Versagensmechanismus ist auch bei isolierten Einzelöffnungen meist maßgebend und soll im Folgenden näher beschrieben werden.

### Vierendeelbiegung

Die Übertragung der Querkräfte über den infolge der Öffnung verminderten Steg ist bei zunehmenden Querkraften und immer größer werdenden Öffnungen nicht mehr möglich. In diesen Fällen muss für die Übertragung der Querkräfte die Vierendeel-Rahmenwirkung bzw. Vierendeelbiegung aktiviert werden, d. h. für die Übertragung der globalen Querkräfte entstehen lokale Biegemomente in den T-Stücken, die sogenannten Vierendeelmomente. Für die Versagensform der Vierendeelbiegung sind hohe Querkräfte, wie auch die Bildung von Fließgelenken in den Ecken der Öffnung und die damit eingehende Verformung typisch, vgl. [Abbildung 2.9](#).



**Abbildung 2.9:** Versagensbild Vierendeelbiegung aus [7, Abb. 1]

Wird ein I-Profil mit Öffnungen auf Querkraft beansprucht, müssen die oberen und unteren T-Stücke die Querkraft sowie die primären und sekundären Biegemomente aufnehmen. Das primäre Biegemoment resultiert aus dem globalen Biegemoment, während das sekundäre Biegemoment, auch Vierendeelmoment genannt, aus der Übertragung der Querkraft über die Länge der Öffnung resultiert. Daraus folgt, dass das sekundäre Biegemoment direkt von der Länge der Öffnung abhängt. Wenn globales und lokales Stabilitätsversagen nicht maßgebend ist, wird die Tragfähigkeit eines Trägers mit einer Öffnung im Wesentlichen durch drei verschiedene Versagensarten bestimmt [24]:

- Biegeversagen aufgrund des reduzierten Querschnitts
- Schubversagen aufgrund des reduzierten Querschnitts
- Vierendeelbiegung bzw. Vierendeelmechanismus vgl. [Abbildung 2.10](#)

Im Folgenden werden zwei Methoden aus der Literatur zur Bemessung des Vierendeelversagens vorgestellt. Hierbei handelt es sich zum einen um den Nachweis der Tragfähigkeit des T-Stücks mit äquivalenten Öffnungslängen und zum anderen um ein alternatives Verfahren für Stahlträger mit kreisrunden Öffnungen.

*Nachweis der Tragfähigkeit des T-Stücks mit äquivalenten Öffnungslängen*

Bei dieser Methode wird der Querschnitt durch zwei T-Stücke repräsentiert, welche entsprechend im Abstand der Öffnungshöhe angeordnet sind. Die globalen Schnittgrößen werden in entsprechende lokale Kräfte und Momente umgerechnet. Die Gesamttragfähigkeit hängt von der Tragfähigkeit des T-Stücks unter Interaktion von Biegung, Schub und Axialkräften ab. Diese Methode ist zeitintensiv, wobei die Genauigkeit maßgeblich von den berücksichtigten Bemessungsregeln für die plastische Tragfähigkeit abhängt. Aufgrund der Komplexität des Problems sind die Bemessungsregeln häufig stark vereinfacht und auf der konservativen Seite liegend [8].

Die für die Nachweise des T-Stücks hergeleiteten Formeln basieren in der Regel auf rechteckigen Öffnungen. Unter Berücksichtigung einer äquivalenten Öffnungslänge lassen sie sich jedoch auch auf kreisförmige Öffnungen anwenden. Als äquivalente Öffnungslänge  $l_{eq}$  für eine kreisförmige Öffnung wird aufgrund von Untersuchungen von *Redwood* [25] ein Wert von 45 % des Öffnungsdurchmessers vorgeschlagen. Die lokalen Schnittgrößen der T-Stücke ergeben sich näherungsweise zu [26]:

$$V_T = \frac{V_z}{2}, N_T = \frac{M_y}{h_s}, M_T = V_z \cdot l_{eq}$$

mit

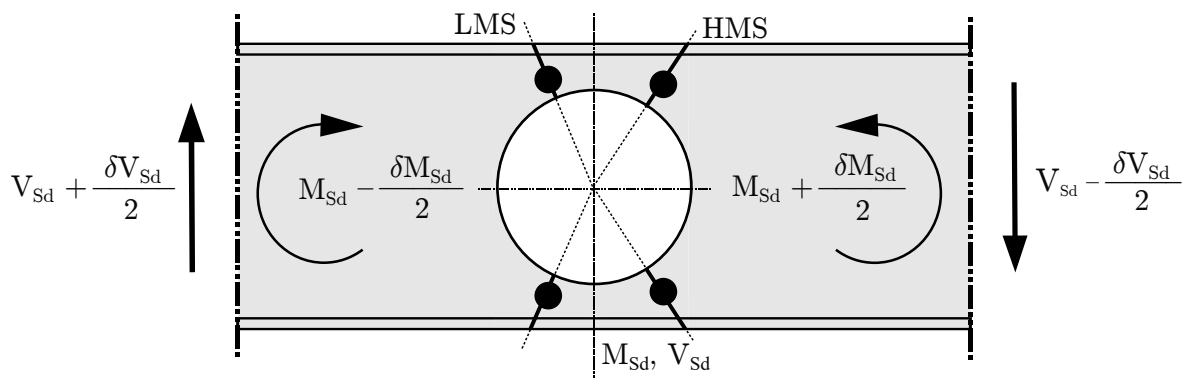
$V_T, N_T, M_T$  ... lokale Schnittgrößen

$V_z, M_y$  ... globale Schnittgrößen

$h_s$  ... Abstand der Schwerpunkte der T-Stücke

$l_{eq}$  ... Länge der Öffnung bzw. äquivalente Öffnungslänge bei nicht rechteckigen Öffnungen

Um die Tragfähigkeit nachzuweisen, muss die Einwirkung dem jeweiligen Widerstand gegenübergestellt werden. Der Widerstand des T-Querschnitts soll unter Berücksichtigung der  $N - M_y - V_z$ -Interaktion berechnet werden.



**Abbildung 2.10:** Vierendeel-Mechanismus um eine kreisrunde Öffnung angelehnt an [8, Abb. 1]

## Alternatives Verfahren für Stahlträger mit kreisrunden Öffnungen [8]

Die Bemessung der Vierendeelbiegung bei Stahlträgern mit kreisrunden Öffnungen kann auch auf folgende Weise nachgewiesen werden. Der Träger wird wie in Abbildung 2.10 dargestellt in der Achse der Öffnung durch ein globales Biegemoment  $M_{Sd}$  sowie eine globale Querkraft  $V_{Sd}$  beansprucht. Für den Träger berechnet sich die Momententragfähigkeit  $M_{0,Rd}$  des Querschnitts mit Öffnung wie folgt:

$$M_{0,Rd} = f_y \cdot W_{0,pl} \geq M_{Sd} \quad (2.9)$$

$$W_{0,pl} = W_{pl} - \frac{d_0^2 \cdot t_w}{4} \quad (2.10)$$

Dabei ist  $W_{pl}$  das plastische Widerstandsmoment des Stahlträgers ohne Öffnung,  $d_0$  der Öffnungsdurchmesser,  $t_w$  die Stegblechdicke und  $f_y$  die Streckgrenze. Der Querkraftwiderstand  $V_{0,Rd}$  für den Stahlträger mit Öffnung berechnet sich zu:

$$V_{0,Rd} = f_v \cdot A_{v0} \geq V_{Sd} \quad (2.11)$$

$$A_{v0} = A_v - d_0 \cdot t_w \quad (2.12)$$

Dabei ist  $f_v$  die Schubfestigkeit, angenommen als  $f_v/(\sqrt{3} \cdot \gamma_{M0})$  und  $A_{v0}$  die Schubfläche des Stahlträgers ohne Öffnung. Resultierend aus den globalen Schnittgrößen entstehen im oberen und unteren T-Stück die folgenden gleichzeitig wirkenden Kräfte vgl. Abbildung 2.11: eine Normalkraft  $N_{\varphi,Sd}$  aus dem globalen Biegemoment  $M_{Sd}$ , eine Querkraft  $V_{\varphi,Sd}$  aus der globalen Querkraft  $V_{Sd}$  sowie ein lokales Biegemoment  $M_{\varphi,Sd}$  durch die Übertragung der Querkraft über die Länge der Öffnung. Bei Anstieg von Schnittgrößen kann die Vierendeelbiegung unter Interaktion von  $N_{\varphi,Sd}$ ,  $V_{\varphi,Sd}$  und  $M_{\varphi,Sd}$  zu vier Fließgelenken an den kritischen Punkten führen. In der Mittellinie der Öffnung, wo der Winkel  $\varphi = 0$  ist, errechnen sich die lokalen Schnittgrößen je T-Stück zu:

$$N_{0,Sd} = \frac{I_0 - 2 \cdot I_T}{I_0 \cdot h_c} \cdot M_{Sd} \quad (2.13)$$

$$V_{0,Sd} = \frac{1}{2} \cdot V_{Sd} \quad (2.14)$$

$$M_{0,Sd} = \frac{I_T}{I_0} \cdot M_{Sd} \quad (2.15)$$

mit

$I_0$  ... Flächenmoment zweiten Grades vom Gesamtquerschnitt abzüglich der Öffnung

$I_T$  ... Flächenmoment zweiten Grades vom T-Stück

$h_c$  ... vertikaler Abstand der Schwerpunkte der zwei T-Stücke

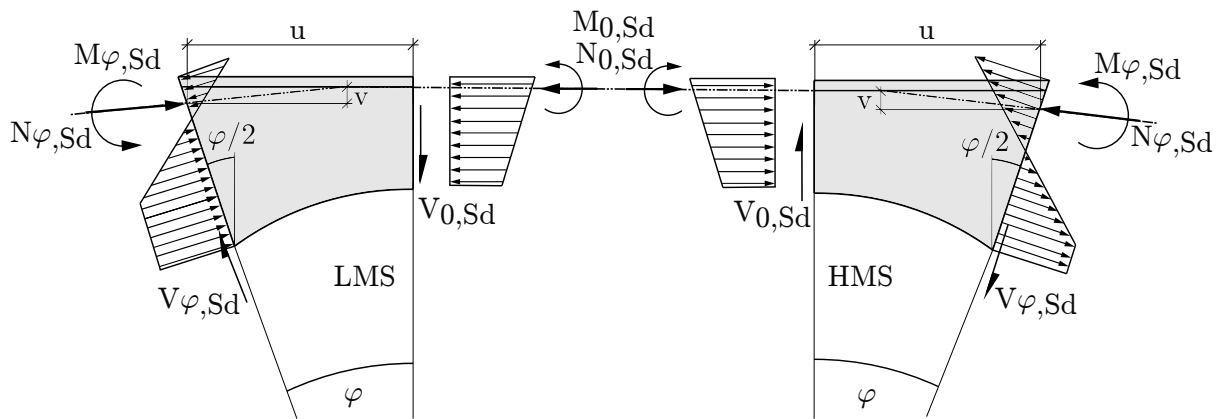
Die Annahme, dass sich die globale Querkraft je zur Hälfte auf das untere und obere T-Stück aufteilt, ist nur dann gültig, wenn die Öffnung mindestens  $2h$  von einem Auflager oder einer konzentrierten Lasteinleitung entfernt ist.

Bei einer Laststeigerung bilden sich die Fließgelenke zuerst auf der Seite des niedrigeren Moments (LMS = low moment side). Die Kräfte, welche im Schwerpunkt des T-Stücks wirken, lassen sich wie folgt berechnen:

$$N_{\varphi,Sd} = N_{0,Sd} \cdot \cos\left(\frac{\varphi}{2}\right) + V_{0,Sd} \cdot \sin\left(\frac{\varphi}{2}\right) \quad (2.16)$$

$$V_{\varphi,Sd} = N_{0,Sd} \cdot \sin\left(\frac{\varphi}{2}\right) - V_{0,Sd} \cdot \cos\left(\frac{\varphi}{2}\right) \quad (2.17)$$

$$M_{\varphi,Sd} = V_{0,Sd} \cdot u - N_{0,Sd} \cdot v - M_{0,Sd} \quad (2.18)$$



**Abbildung 2.11:** Lokale Kräfte an einem geneigten Schnitt angelehnt an [8, Abb. 2]

Wobei  $u$  und  $v$  die horizontalen und vertikalen Abstände zwischen den Schwerpunkten der zwei Querschnitten sind, vgl. Abbildung 2.11. Unter der Interaktion der verschiedenen Kräfte bildet sich qualitativ eine Spannungsverteilung ähnlich der Darstellung in Abbildung 2.11 aus. In der Regel bildet sich das Fließgelenk bei einem Winkel  $\varphi$  aus, bei dem die Belastung groß ist und der T-Querschnitt klein. Der Winkel an dieser Stelle, die maximal beansprucht wird, wird als  $\varphi_p$  bezeichnet. Der Nachweis erfolgt mit der folgenden linearen Interaktionsgleichung:

$$\frac{N_{\varphi,Sd}}{N_{\varphi,Rd}} + \frac{M_{\varphi,Sd}}{M_{\varphi,Rd}} \leq 1 \quad (2.19)$$

In dieser Nachweisgleichung sollten die Normalkraft- und Momentenwiderstandswerte bei hoher Querkraftbeanspruchung entsprechend den Regeln nach DIN EN 1993-1-1 [19] reduziert werden. Die Lage der Fließgelenke ist in hohem Maße von der Präsenz von Normal- und Querkraften abhängig. Diese Lage hat wiederum einen entscheidenden Einfluss auf die Höhe des Steges des jeweiligen T-Stücks. Die Beanspruchbarkeit muss daher iterativ berechnet

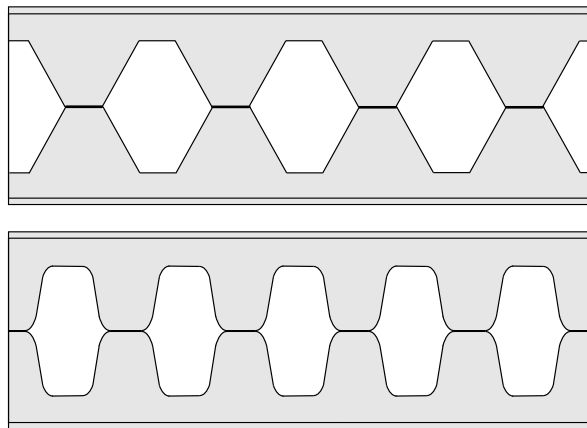
werden. Es wurde festgestellt, dass der Winkel  $\varphi_p$  zwischen  $0^\circ$  für Querschnitte unter reiner Biegebeanspruchung und etwa  $28^\circ$  für Querschnitte unter reiner Schubbeanspruchung variiert. Der Berechnungsaufwand kann jedoch durch die konservative Annahme von einem Winkel von  $\varphi_p = 25^\circ$  wesentlich reduziert werden.

Die hier vorgestellte Methode präsentiert einen einfachen Ansatz, der lediglich die Fließgelenke auf der Seite der niedrigen Momente (LMS) berücksichtigt. Durch eine Lastumlagerung im Stahlträger und die Bildung weiterer Fließgelenke auf der Seite der hohen Momente (HMS) könnte die Tragfähigkeit weiter gesteigert werden. Des Weiteren ist festzuhalten, dass Gleichung 2.19 auf der sicheren Seite liegt, da in diesem Fall die Momententragfähigkeit linear durch die Axialkräfte abgemindert wird.

#### 2.2.4. I- und H-Profile mit Öffnungen unter Torsionsbeanspruchung

In einigen wenigen Arbeiten finden sich zudem Untersuchungen zum Widerstand von I- und H-Profilen unter Torsionsbeanspruchung. Im Folgenden sollen grundlegende Erkenntnisse aus den Untersuchungen von *Mehetre et al.* [9] und *De'nan et al.* [10] vorgestellt werden.

Die Forschungsarbeit von *Mehetre et al.* befasst sich mit dem Verhalten sogenannter Waben-träger. Dabei handelt es sich um Träger, die durch einen Zick-Zack- oder einen sinusförmigen Schnitt auseinandergetrennt werden, dann um die halbe Wiederholungslänge versetzt und wieder zusammenschweißt werden, vgl. Abbildung 2.12.

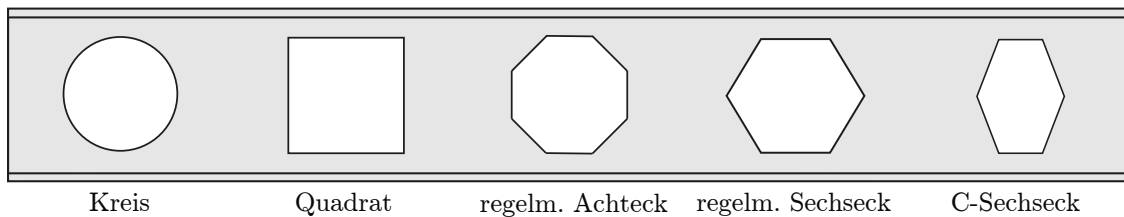


**Abbildung 2.12:** Untersuchte Arten von Wabenträgern angelehnt an [9, Abb. 1]

Somit entsteht ein Stahlträger, welcher eine 1,3- bis 1,5-fache Höhe vom Grundprofil hat. Im Rahmen der Arbeit wurden Versuche mit sechs verschiedenen Trägern mit Öffnungen sowie dem Grundprofil der Wabenträger durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Versuche wurden anschließend mittels einer Finite-Elemente-Simulation validiert. Die Ergebnisse zeigen, dass die Tragfähigkeit der Wabenträger bei Torsionsbeanspruchung im Vergleich zum Grundträger erhöht ist. Die betragsmäßig größte Erhöhung von rund 30 % lässt sich gemäß den Untersuchungen bei der Ausführung der Öffnungen als Sechseck mit einem Winkel von  $60^\circ$  erzielen.

Demgegenüber ist bei der sinusförmigen Öffnung lediglich eine niedrigere Erhöhung von ca. 10 % der Tragfähigkeit unter Torsionsbeanspruchung feststellbar.

In der Arbeit von *De'nan et al.* [10] wird die Auswirkung von verschiedenen Öffnungsgeometrien (vgl. Abbildung 2.13) sowie Öffnungshöhen auf die Verdrehsteifigkeit untersucht. Im Rahmen dieser Studie wurden die Öffnungen nicht, wie in der zuvor genannten Studie, durch einen Zickzack-Schnitt und erneutes Zusammenschweißen als Wabenträger erstellt, sondern aus dem Grundträger ausgeschnitten. In der Konsequenz weist der Grundträger ohne Öffnungen exakt dieselbe Höhe auf wie der Träger mit Öffnungen. Im Zuge der durchgeführten Untersuchungen wurden die in Abbildung 2.13 dargestellten fünf Öffnungsformen untersucht. Die durchgeführten Untersuchungen haben erwartungsgemäß ergeben, dass der Träger ohne Öffnungen eine größere Verdrehsteifigkeit aufweist. Die festgestellten Abweichungen sind jedoch gering, sodass eine Anwendung von Öffnungen in Stahlträgern zur Kosten- und Materialersparnis als sinnvoll erachtet werden kann. Die Ergebnisse zeigen, dass Öffnungen in C-Sechseck-Form die besten Widerstandswerte bei Torsionsbeanspruchung aufweisen. Danach folgt die Form des regelmäßigen Sechsecks, des Achtecks, der quadratischen Öffnung sowie der runden Öffnung. Zudem zeigt sich, dass die Verdrehsteifigkeit mit zunehmender Länge sowie Öffnungshöhe abnimmt, was den Erwartungen entspricht.



**Abbildung 2.13:** Untersuchte Öffnungsgeometrien angelehnt an [10, Abb. 1]

### 2.2.5. Bemessung von I- und H-Profilen mit Öffnungen nach prEN 1993-1-13

Mit der Einführung der zweiten Generation von Eurocodes soll mit dem Eurocode 3 Teil 1-13 [1] auch ein Regelwerk für die Bemessung und Konstruktion von Trägern mit großen Stegöffnungen eingeführt werden. Der aktuelle Entwurf enthält Regeln zur Bemessung von I- und H-Profilen mit Stegöffnungen unter vorwiegender Biegebeanspruchung. Zudem beinhaltet der Entwurf Vorgaben bezüglich des Grenzzustandes der Tragfähigkeit (GZT) sowie des Grenzzustandes der Gebrauchstauglichkeit (GZG).

#### Anwendungsbereich

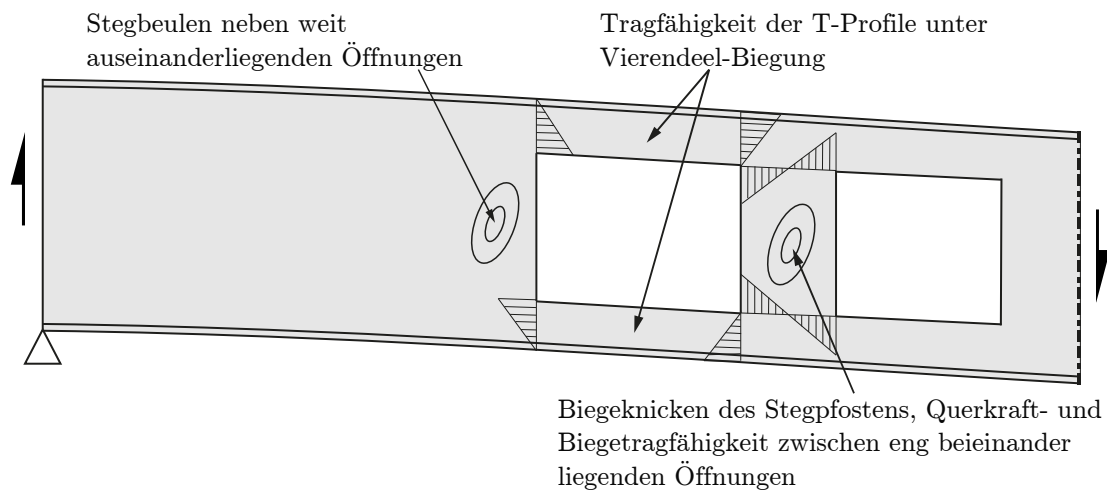
Die vorliegende Norm findet Anwendung bei Stahlträgern mit Öffnungen unter Raumtemperatur, welche durch eines der folgenden zwei Verfahren hergestellt wurden: Entweder wurden die Öffnungen durch Heraustrennen von Stahl aus dem Steg hergestellt, wobei dann eine Differenzierung zwischen weit auseinanderliegenden und nah beieinander liegenden Öffnungen erfolgt. Alternativ können die Träger durch das Schneiden und Wiederverschweißen eines Trägers hergestellt werden. Der Entwurf findet keine Anwendung auf Träger mit veränderlichem Bruttoquerschnitt, auf gekrümmte Träger (hiervon ausgenommen sind

Träger mit Überhöhung), auf Träger mit einer Schlankheit  $h_w/t_w \geq 121\varepsilon$  ( $\varepsilon$  entspricht dem Materialparameter nach DIN EN 1993-1-1 [19]) sowie auf Träger, bei denen die einwirkende Normalkraft größer als ein Fünfzigstel der Normalkrafttragfähigkeit ist. Weiters werden Ermüdung sowie der Stabilitätsnachweis von Bauteilen mit Stegöffnungen unter Einwirkung von Normalkraft nicht berücksichtigt [2].

### Querschnittsklassifizierung

Auch bei Trägern mit Öffnungen ist im ersten Schritt der Bemessung eine Querschnittsklassifizierung durchzuführen. Es werden Regeln für die Querschnittsklassifizierung in Bezug auf globale Biegung, T-Stücke unter Vierendeelbiegung sowie für Längsaussteifungen dargestellt. Die Klassifizierung an der Stelle der Stegöffnung erfolgt als „einseitig gestützter Flansch“ gemäß DIN EN 1993-1-1 [19] unter der Annahme reiner Druckbeanspruchung. Eine Reduktion der Querschnittsklasse von 4 auf 3 und von 3 auf 2 ist beim einseitig gestützten Steg möglich, sofern mit einer reduzierten Höhe, entsprechend dem Grenzwert der neuen Klasse unter reiner Druckbeanspruchung, weitergerechnet wird. Die Querschnittsklasse von Flanschen kann nur von Klasse 4 auf Klasse 3 reduziert werden. Die Einstufung in die Querschnittsklassen erfolgt bei T-Querschnitten unter Vierendeelbiegung unter Berücksichtigung der wirksamen Öffnungslängen sowie der Höhe des Stegüberstandes. Eine Reduktion der Klassen ist auch bei T-Querschnitten entsprechend den Vorgaben für Profile unter globaler Biegung möglich. Längssteifen, welche der Querschnittsklasse 4 zugeordnet sind, sind nicht zulässig [2].

### Grenzzustand der Tragfähigkeit (GZT)



**Abbildung 2.14:** Ausgewählte zusätzliche durchzuführende Nachweise am Ort der Öffnung angepasst aus [11, Abb. 3]

Folgende Nachweise sind bei der Bemessung von Stahlträgern mit Stegöffnungen an der Position der Öffnung zu führen, vgl. Abbildung 2.14:

- **globale Querkraftbeanspruchbarkeit:** Die Berechnung der globalen Querkrafttragfähigkeit erfolgt unter Berücksichtigung der reduzierten Schubfläche an der Position der Öffnung. Die Tragfähigkeit wird als Summe der Tragfähigkeit des oberen

und unteren T-Querschnitts angesetzt und ist auf die Schubbeultragfähigkeit des Nettoquerschnitts gemäß DIN EN 1993-1-5 [16] begrenzt. In Übereinstimmung mit der Nachweisführung von Trägern ohne Öffnungen ist bei Trägern mit hoher Querkraftbeanspruchung ( $> 50\%$  der Querkrafttragfähigkeit) die Momententragfähigkeit unter Berücksichtigung einer reduzierten Streckgrenze zu ermitteln.

- **globale Biegebeanspruchbarkeit:** Die globale plastische Biegebeanspruchbarkeit an der Stelle der Öffnung lässt sich für Querschnitte der Klassen 1-3 durch die Multiplikation der minimalen Drucktragfähigkeit der T-Querschnitte mit dem Hebelarm, welcher sich aus dem Abstand der Schwerpunkte der Teilquerschnitte ergibt, errechnen. Für Querschnitte der Klasse 3 ist eine Reduktion der wirksamen Höhe des druckbeanspruchten Steges auf den Grenzwert der Querschnittsklasse 2 erforderlich. Die Berechnung der elastischen Momentenbeanspruchbarkeit bei Querschnittsklasse 4 hat auf Basis der effektiven elastischen Eigenschaften zu erfolgen. Für die Ermittlung der wirksamen Breite von Querschnittsteilen, die einer Druckbeanspruchung ausgesetzt sind, sind die Grenzwerte der Querschnittsklasse 3 heranzuziehen.
- **kombinierte Vierendeel-Momententragfähigkeit der T-Querschnitte reduziert für Normal- und Querkräfte:** Das typische Versagensbild ist durch die Bildung von vier Fließgelenken in den Ecken der Öffnungen gekennzeichnet. Die T-Querschnitte sind in jeder Ecke der Öffnung einer Kombination von Querkraft, Normalkraft und lokaler Biegung ausgesetzt. Die Tragfähigkeit für diesen Versagensmechanismus lässt sich durch die Ermittlung der vertikalen Kraft berechnen, welche für die Bildung der Fließgelenke verantwortlich ist. Dabei ist bei der Berechnung der Biegetragfähigkeit zum einen die Momenten-Querkraft-Interaktion (bei Querkraftbeanspruchung  $> 50\%$  der Querkrafttragfähigkeit) zu berücksichtigen und zum anderen eine etwaige Momenten-Normalkraft-Interaktion (dabei ist bei plastischer Bemessung eine quadratische Interaktion und bei elastischer Bemessung eine lineare Interaktion) zu beachten. Für Öffnungen, die keine rechteckige Form aufweisen, sondern beispielsweise kreisrund, sechseckig oder sinusförmig sind, sind äquivalente Öffnungslängen anzusetzen. Alternative Methoden zum Verfahren der äquivalente Öffnungslänge sind für kreisrunde und sinusförmige Öffnungen gegeben.
- **Stabilitätsnachweis des T-Querschnitts unter Druckbeanspruchung bei langen Öffnungen:** Bei länglichen Öffnungen ist sicherzustellen, dass im druckbeanspruchten T-Stück kein Stabilitätsversagen auftritt. Der Nachweis unter Interaktion von Normalkraft und Biegung sollte nach DIN EN 1993-1-1 [19] geführt werden.
- **kombinierte Beanspruchung der Stegpfosten durch Querkraft, Biegung und Biegeknicke:** Es wird zwischen weit auseinanderliegenden Öffnungen und eng beieinanderliegenden Öffnungen unterschieden. Die Bemessungsgleichungen für weit auseinanderliegende Öffnungen können angewendet werden, wenn einzelne Öffnungen im Träger liegen oder wenn Öffnungen so weit auseinander liegen, dass sie sich nicht mehr gegenseitig beeinflussen. Für die verschiedenen Öffnungsgeometrien sind jeweils Bedingungen angegeben, wie weit die Öffnungen als eng beieinander liegend angenommen werden dürfen. Die jeweils anzusetzende Knicklänge ist ebenfalls von der Öffnungsform abhängig und darf bei länglichen und kreisrunden Öffnungen mit dem Faktor 0,7 re-

duziert werden. Bei sehr schlanken Stegen mit einer Schlankheit  $h_w/t_w > 121\varepsilon$  wird eine Nachweisführung nach DIN EN 1993-1-5 [16] empfohlen. Die Anwendung der vorliegenden Regeln für Träger mit eng beieinanderliegenden Öffnungen darf nur angewendet werden, wenn die Öffnungen eine identische Höhe und Ausmitte besitzen. Im Rahmen der Bemessung ist ein Querschnitts- und Stabilitätsnachweis zu führen. Dabei kann bei symmetrischen Trägern mit kreisrunden Öffnungen die Biegung des Stegpfostens aufgrund des zum Rand hin größer werdenden Querschnitts vernachlässigt werden. Das Stabilitätsversagen, welches in Form von Biegeknicken auftritt, ist durch eine S-förmige Knickfigur gekennzeichnet. Diese Knickfigur wird durch die Stabilisierung durch Zugspannungen in der Zugdiagonalen hervorgerufen. Die anzusetzende relative Schlankheit ist ebenfalls von der Öffnungsgeometrie abhängig, da die verschiedenen Öffnungsgeometrien unterschiedliche Einspannungsgrade erzeugen. Die globale, am Stegpfosten wirkende Querkraft, ist die maßgebende Kraft auf die Druckstrebe. Wird die Stegpfostenmitte durch ein zusätzliches Biegemoment beansprucht, ist die Querkraft proportional zu erhöhen. Der Nachweis erfolgt mit dem Abminderungsbeiwert  $\chi$  für Biegeknicken gemäß DIN EN 1993-1-1 [19].

Auf globaler Ebene sind am Träger die folgenden Nachweise zu erbringen:

- **Biegedrillknicken:** Der Biegedrillknicknachweis ist nach DIN EN 1993-1-1 [19] zu führen unter Berechnung von  $M_{Rk}$  an der Stelle der größten Öffnung. Der Schlankheitsgrad für Biegedrillknicken soll ebenfalls mit den Querschnittswerten an dieser Stelle berechnet werden. Der Abminderungsbeiwert für Biegedrillknicken  $\chi_{LT}$  sollte durch Anwendung der Knicklinie  $c$  für doppelsymmetrische gewalzte Träger und der Knicklinie  $d$  für alle anderen Profile berechnet werden.
- **zusätzliche Durchbiegungen infolge der Öffnungen:** Die Öffnungen bedingen zusätzliche Biege- und Schubverformungen, welche in die Berechnungen mit einbezogen werden sollten. Dabei empfiehlt sich die Verwendung elastischer Modelle. Für die Berechnung der zusätzlichen Durchbiegung von Trägern mit einer Einzelöffnung oder einer Reihe von Öffnungen, die als Einfeldträger mit Gleichlast zu betrachten sind, stehen vereinfachte Formeln zur Verfügung.
- **Nachweise von Anschlüssen und Lasteinleitungspunkten:** In der DIN prEN 1993-1-13 [1] finden sich keine spezifischen Festlegungen für den Nachweis von lokal aufgebracht Lasten in der Nähe bzw. direkt über Öffnungen. Allerdings sind Bedingungen gegeben, für die Beurteilung, ob zusätzliche Nachweise des lokalen Biegewiderstands oder des Stegbeulens gemäß DIN EN 1993-1-5 erforderlich werden.

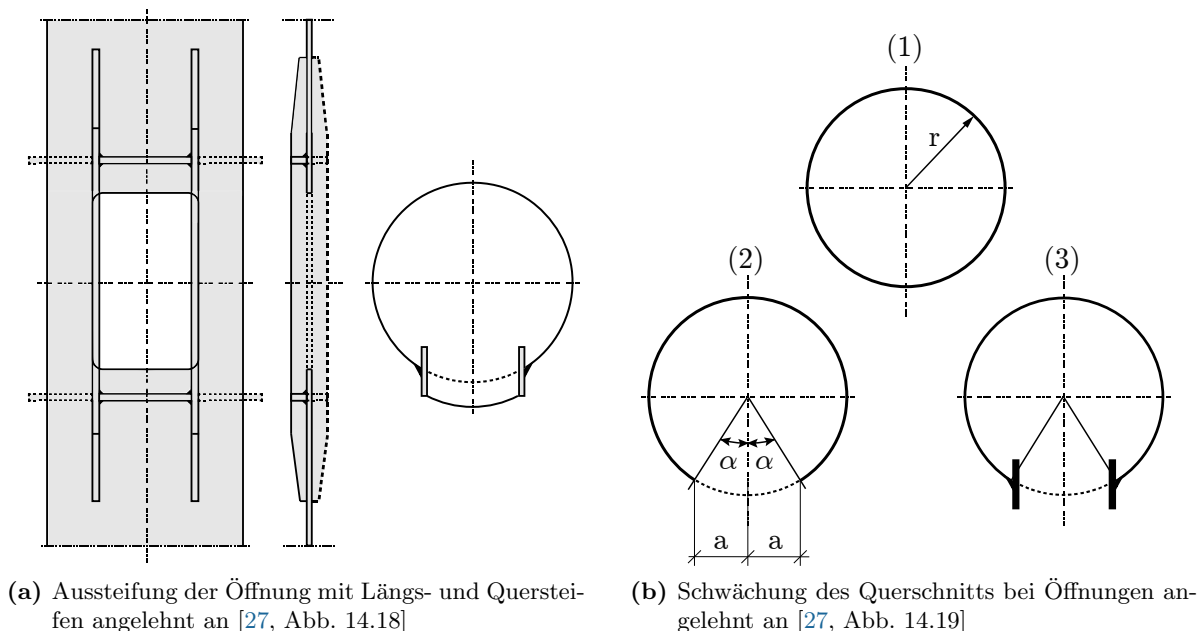
Bei Öffnungen, deren Höhe weniger als 30 % der Stahlträgerhöhe sowie deren Exzentrizität kleiner als 10 % der Profilhöhe ist, kann der Nachweis auf einen Querkraftnachweis reduziert werden. Dies setzt jedoch voraus, dass der Steg nicht schubbeulgefährdet ist. Bei runden Öffnungen ist ein Durchmesser von maximal 40 % der Trägerhöhe zulässig. Der Einfluss der geringeren Bauteilsteiifigkeit infolge der Öffnungen kann bei Öffnungen mit einer Größe kleiner als 50% der Trägerhöhe vernachlässigt werden.

### 2.2.6. Öffnungen in Stahlschornsteinen

Bei Stahlschornsteinen handelt es sich um geschlossene Rundrohrprofile, bei denen Öffnungen nahezu unvermeidbar sind. Diese sogenannten „Fuchs- und Einstiegsöffnungen“ sind für die Bemessung der Mantelrohre von Stahlschornsteinen von besonderer Relevanz, da diese üblicherweise im unteren, hochbeanspruchten Bereich positioniert werden. Im Regelfall sind die Öffnungen kreisförmig oder rechteckig, wobei bei rechteckigen Öffnungen darauf zu achten ist, dass die Ecken ausgerundet sind und somit die Kerbwirkung reduziert werden kann. Mit steigendem Öffnungsverhältnis  $a/r$  nimmt die Störung durch die Öffnung zu, sodass die technische Biegelehre ihre Gültigkeit verliert. Dies resultiert in beträchtlichen Spannungserhöhungen gegenüber dem ungestörten Bereich sowie einer Verringerung der Beultragfähigkeit. Um den durch die Öffnung bedingten Spannungserhöhungen entgegenzuwirken, ist es empfehlenswert, konstruktiv nach den folgenden Prinzipien zu verstärken [27]:

- Die Querschnittswerte (Fläche, Trägheitsmoment sowie Schwerachse) an der Stelle der Öffnung sollten möglichst erhalten bleiben.
- Die Beultragfähigkeit im Bereich der Störung sollte mindestens der im ungestörten Bereich entsprechen.

Diese Konstruktionsprinzipien können durch verschiedene Möglichkeiten, wie das Einschweißen eines Rohrstutzens, das Aufschweißen eines Kragens, das Einbinden eines Rohres mit größerer Wanddicke oder die Anordnung von Längs- und Quersteifen erreicht werden. Wobei die letztgenannte Variante (vgl. Abbildung 2.15a) die Anforderungen am besten erfüllt.



**Abbildung 2.15:** Öffnungen in Stahlschornsteinen

Die Querschnittswerte vom ungeschwächten Rohr (vgl. Abbildung 2.15b (1)) berechnen sich zu:

$$A = 2\pi r t; I = \pi r^3 t; W = \pi r^3 t \quad (2.20)$$

mit

$r$  ... Radius der Kreismittellinie des Mantels

$t$  ... Wandstärke

Im geschwächten Querschnitt (vgl. Abbildung 2.15b (2)) beträgt die Reduktion der Querschnittswerte in Bezug auf die Achse des Rohres:

$$\Delta A = 2\bar{\alpha} r t \quad (2.21)$$

$$\Delta I_y = (\bar{\alpha} + \sin \alpha \cdot \cos \alpha) \cdot r^3 \cdot t \quad (2.22)$$

$$\Delta I_z = (\bar{\alpha} - \sin \alpha \cdot \cos \alpha) \cdot r^3 \cdot t \quad (2.23)$$

mit

$$\bar{\alpha} = \arcsin\left(\frac{\alpha}{r}\right)$$

$$\sin \alpha \cdot \cos \alpha = \frac{\alpha}{r} \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{\alpha}{r}\right)^2}$$

Die Längssteifen sollten derart dimensioniert werden, dass  $\Delta A$ ,  $\Delta J_y$  und  $\Delta J_z$  ausgeglichen werden können. Für den Biegenachweis um die y- und z-Achse werden der Schwerpunkt des neuen Querschnitts und die zugehörigen Querschnittswerte berechnet. Der Nachweis der Aussteifung kann durch einen Knicknachweis der Steife erbracht werden. In der Regel sind die Querkräfte in Stahlschornsteinen gering. Im Bereich von Öffnungen können diese jedoch nur durch die Aktivierung einer Rahmenstruktur (Vierendeelrahmen) übertragen werden. Die dabei entstehenden Spannungen sind mit den Spannungen vom zuvor erläuterten globalen Biegenachweis zu superponieren. Die hier erläuterte Methode enthält einige Abschätzungen und liegt daher auf der konservativen Seite [27].

---

## 3. Versuche

### 3.1. Versuchsvorbereitung und -vorauslegung

Aufgrund der Tatsache, dass die Versuche in der Versuchsabteilung der Firma Doppelmayr Seilbahnen GmbH stattfinden sollten und Trägerversuche hier eher die Ausnahme darstellen, waren eine Vielzahl an Überlegungen im Rahmen der Versuchsvorbereitung erforderlich. Einerseits sind die Höchstlasten der vorhandenen Einrichtungen begrenzt, andererseits war kein Versuchsstand für die spezifische Situation vorhanden. Da Kastenträger bei Torsionsbelastung erhebliche Kräfte aufnehmen können wurde rasch deutlich, dass ein Versuch lediglich in Modellgröße möglich sein würde. Zusätzlich war das Ziel, den Versuch mit einem System durchzuführen, bei dem eine möglichst große Torsionsschnittgröße bei einer proportional geringen eingeleiteten Kraft erreichbar ist. Ein solches System ist der Kragträger. Allerdings weist dieser den Nachteil auf, dass die Einspannung keine Gabellagerung darstellt, wodurch sich beträchtliche Wölbspannungen bilden würden. Aus diesem Grund wurde für die Versuche das System des Einfeldträgers mit beidseitiger Gabellagerung gewählt. Durch die beidseitige Gabellagerung ist das System statisch unbestimmt, jedoch verteilt sich das Torsionsmoment aufgrund der Symmetrie gleichmäßig.

Im Rahmen der Auslegung wurde eine Vielzahl von numerischen Simulationen durchgeführt. Die Validierung des numerischen Modells wurde durch die Nachrechnung von einem Versuch aus der Literatur von *Wang et al.* [28] mittels GMNIA („Geometrically and Materially Non-Linear Analysis with Imperfections“) durchgeführt. Für die Auslegung des Versuchskörpers unter Berücksichtigung der Anforderungen der Firma Doppelmayr mussten diverse Fragestellungen beantwortet werden:

- Welche Stegslankheit soll der untersuchte Versuchskörper haben?
- Welche Öffnungsgrößen und -geometrien sollen untersucht werden?
- Wie soll die Kraft exzentrisch aufgebracht werden?
- Welche Exzentrizität soll gewählt werden, damit sich das gewünschte Verhältnis von Torsionsmoment zu Biegemoment einstellt?
- Wie soll mit der Verdrehung an der Lastaufbringung umgegangen werden?
- Wie wird unter den gegebenen Randbedingungen ein sinnvoller Versuchsstand konstruiert?

Die Beantwortung der Fragen erfolgt im Folgenden in einer ausführlichen Beschreibung.

#### **Stegslankheit des Kastenträgers**

Die Stegslankheit bei den für diese Untersuchungen relevanten Träger liegt üblicherweise unter dem Grenzwert für Schubbeulen nach Gleichung 2.2, also nicht schubbeulgefährdet. Allerdings ist zu berücksichtigen, dass der genannte Wert lediglich für Beulfelder ohne Öffnungen definiert ist. Die Ergebnisse von Grenzwertuntersuchungen zeigen, dass die Traglastkurven in den FE-Simulationen für Stegslankheiten über und unter dem Grenzwert qualitativ ähnlich

sind. Diese Beobachtung lässt sich dadurch erklären, dass der vorherrschende Versagensmechanismus die Bildung von Fließgelenken in den Ecken der Öffnungen ist. Um die aufzubringende Last möglichst gering zu halten, wurde für die Versuchskörper eine Stegschlankheit knapp oberhalb des Grenzwertes für unausgesteifte Beulfelder gewählt:

$$\frac{h_w}{t} = \frac{220}{3} = 73,33 > \frac{72}{\eta} \cdot \varepsilon = 72 \cdot \frac{1,0}{1,2} = 60,0 \quad (3.1)$$

mit

$\varepsilon$  ...Werkstoffparameter in Abhängigkeit von  $f_y$ , für das in Abs. 3.4.1 beschriebene Material  $\varepsilon = 1,0$

$\eta$  ...Beiwert für die wirksame Schubfläche, hier  $\eta = 1,2$  für Stahlsorten bis einschließlich S460

Obwohl das Beulfeld umlaufend durch die Flansche und die Querschotte als ausgesteift eingestuft werden könnte, wird aufgrund des unbekanntes Einflusses der Öffnungen auf der sicheren Seite der Grenzwert für unausgesteifte Öffnungen verwendet. Die Berechnung des Schubbeulgrenzwertes für ein ausgesteiftes Beulfeld resultierte in einem Ergebnis von 71,4.

### Öffnungsgrößen und -geometrien

Die am häufigsten verwendeten Öffnungsgeometrien sind annähernd quadratisch oder kreisförmig. Daher lag es nahe, diese Öffnungsgeometrien zu untersuchen. Des Weiteren wurde im Versuch das Verhalten von einzelnen isolierten sowie von eng beieinander liegenden Öffnungen untersucht. Dafür wurde für jede Öffnungsgeometrie je ein Versuchskörper mit einer isolierten Öffnung sowie ein Träger mit drei eng beieinander liegenden Öffnungen konstruiert. Die Öffnungsgrößen und Abstände wurden in Anlehnung an die Grenzwerte für rechteckige Öffnungen nach DIN prEN 1993-1-13 [1] ausgeführt.

### Exzentrische Lastaufbringung

Um ein Torsionsmoment im Träger zu erzeugen, muss die Vertikalbelastung in einer gewissen Exzentrizität aufgebracht werden. Daher stellte sich die Frage bezüglich der zu untersuchenden Exzentrizität und es wurden die Schnittgrößen diverser von der Firma Doppelmayer konstruierter Kastenträger analysiert. Hierbei konnte festgestellt werden, dass das Verhältnis von Torsionsmoment zu Biegemoment in den meisten Anwendungsfällen im Bereich von 0,3 - 0,5 liegt, wobei das Biegemoment die dominierende Schnittgröße darstellte. Da im Rahmen der vorliegenden Untersuchung ein besonderes Augenmerk auf die Torsionsbelastung gelegt werden soll, wurde ein Verhältnis von 1,1 bis 1,2 gewählt, was bei der vorliegenden Geometrie einem Hebelarm von 0,5 m erfordert. Um die Last in den Kastenträger im Abstand von 0,5 m einleiten zu können wurde mittig am Versuchskörper ein Kragarm konstruiert. Diese Konstruktion entspricht der üblichen Ausführung in der Praxis.

### Verdrehung bei Lastaufbringung

Eine vertikale, exzentrisch aufgebrachte Last führt zu einer signifikanten Verdrehung des Versuchskörpers, bedingt durch die Torsionsbeanspruchung. Die erste Möglichkeit der Lastaufbringung durch einen Zylinder birgt das Risiko, dass dieser nach einer gewissen Verdrehung abrutschen könnte oder die Last nicht richtungstreu aufgebracht werden kann. Aus diesem

Grund wurde die Vertikallast nicht durch eine Druckkraft, sondern durch eine Zugkraft aufgebracht. An den Kragträger wurde zur Lastaufbringung eine Lasche angeschweißt. Durch das Einhängen mit einem Schäkkel in die Lasche entsteht ein gelenkiger Anschluss, wodurch eine Verdrehung zugelassen werden kann.

### Versuchstand

Für die Durchführung der Versuche bestand die Notwendigkeit einer Konstruktion eines neuen Versuchsstandes. Im Zuge der Konstruktion eines neuen Versuchsstandes war die Entwicklung von Auflagerkonsolen erforderlich, welche in der Lage sind, vertikale Kräfte nach oben sowie ein Torsionsmoment in Form einer Gabellagerung aufzunehmen. Des Weiteren wurde die Forderung nach einer einfachen Austauschbarkeit der Versuchskörper gestellt. Das Resultat waren zwei massive Auflagerkonsolen, welche über Anker in Ankerschienen in einem Betonfundament fixiert werden konnten. Die Vertikallast wurde direkt im Hauptblech der Auflagerkonsole aufgenommen. Um den Wechsel der Versuchskörper und die Aufnahme eines Torsionsmomentes zu ermöglichen, wurde eine Gabellagerung durch Stellschrauben ausgebildet. Aufgrund konstruktiver Gegebenheiten musste die Gabellagerung mit den Stellschrauben geometrisch um 50 mm versetzt angeordnet werden.

## 3.2. Versuchsprogramm

Das Versuchsprogramm umfasste eine Untersuchung von vier Kastenträgern (vgl. Abbildung 3.1) und diente der Validierung eines Finite Elemente Modelles für einen Kastenträger mit Öffnungen unter Torsionsbeanspruchung. Die Versuchskörper wurden in Modellgröße konstruiert, um die maximal möglichen Prüfkräfte nicht zu überschreiten und ein Versagen in den Versuchen zu erzielen. Im Rahmen dieser Arbeit wurden zwei Versuchsserien durchgeführt (vgl. Tabelle 3.1). Dabei wurde eine Serie mit einer isolierten Einzelöffnung und eine Serie mit eng beieinanderliegenden Öffnungen durchgeführt. Um eine Vergleichbarkeit der Versuche innerhalb einer Serie zu gewährleisten, wurde lediglich der Parameter der Öffnungsform variiert.

**Tabelle 3.1:** Versuchsprogramm

Bezeichnung	Öffnungsform	Öffnungen je Trägerseite und Steg
A1	kreisrund	3
A2	kreisrund	1
B1	quadratisch	3
B2	quadratisch	1

Die Versuchsbezeichnung ergibt sich aus:

$A, B \dots$  Öffnungsform: kreisrund (A), quadratisch (B)

$1, 2 \dots$  Kennzeichnung für Träger eng beieinanderliegender Öffnung (1) und mit isolierter Einzelöffnung (2)

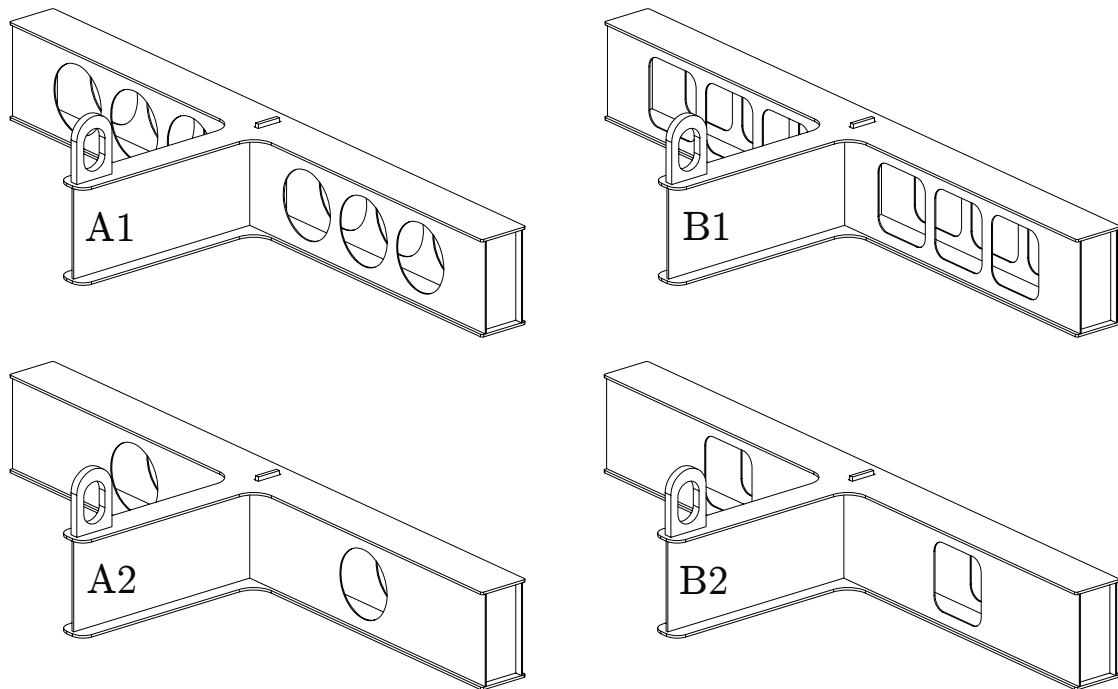


Abbildung 3.1: Übersicht der untersuchten Versuchskörper

### 3.3. Statisches System und schematischer Versuchsaufbau

Das statische System des Versuchsaufbaus wurde als gabelgelagerter Einfeldträger mit mit-tiger exzentrischer Lasteinleitung (1) realisiert. Wie in Abbildung 3.2 ersichtlich, musste aufgrund konstruktiver Anforderungen die vertikale Lagerung (3) versetzt zur Gabellagerung (2) angeordnet werden.

Die exzentrische Lasteinleitung erfolgte in Trägermitte in einem Abstand von  $e = 500$  mm zur Längsachse des Kastenträgers. Die vertikalen Lagerungen wurden in einem Abstand von  $L_v = 1500$  mm angeordnet und werden durch das Hauptblech der Auflagerkonsole ausgebildet. Die Gabellagerungen wurden durch Stellschrauben realisiert und in einem Abstand von  $L_G = 1600$  mm angeordnet. Das statische System ist bei allen untersuchten Versuchskörper gleich.

**Gabellagerung:** Eine Gabellagerung ist eine Lagerung, die ein Torsionsmoment  $M_T$  bzw.  $M_x$  aufnehmen kann, ohne die Verwölbung zu behindern. Bildlich kann man sich die Lagerung als eine Gabel vorstellen, die den Querschnitt an der Lagerstelle reibungsfrei umschließt und so zwar die Verdrehung  $\vartheta$  an dieser Stelle, nicht aber die Verwölbung verhindert [29].

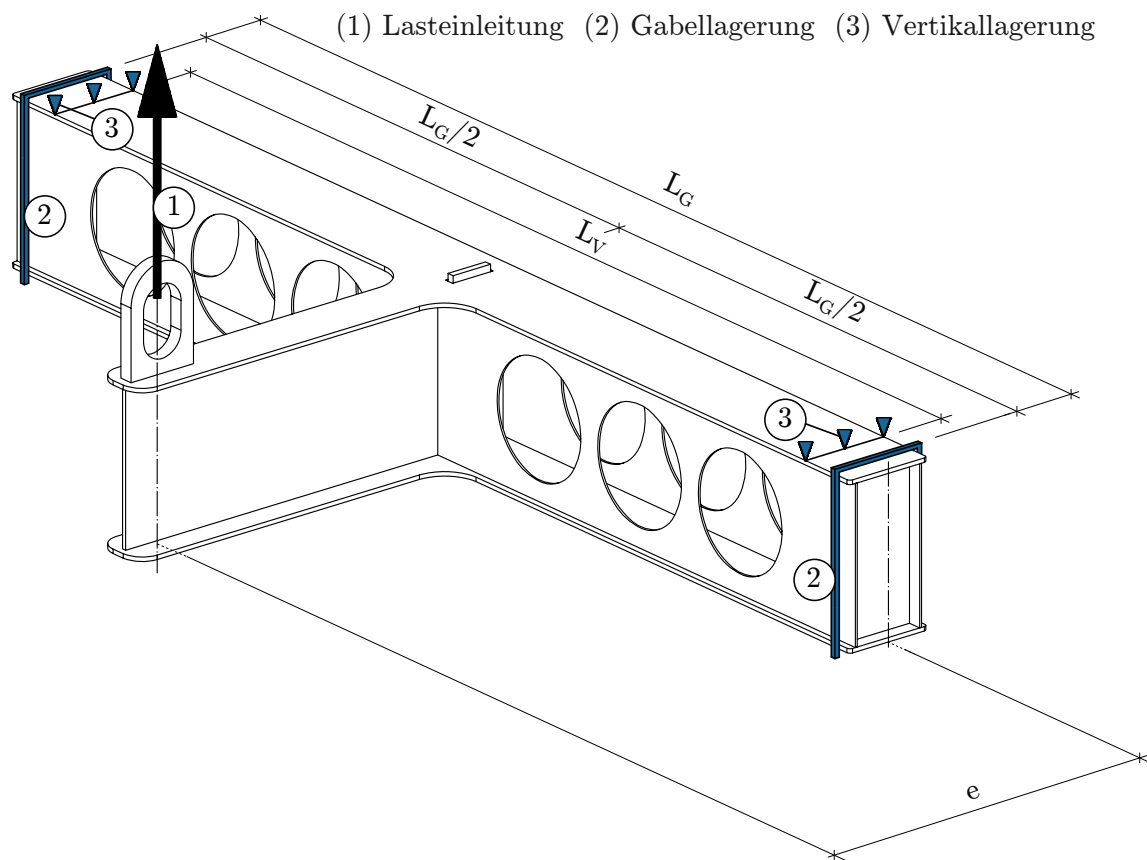


Abbildung 3.2: Versuchsaufbau: Statisches System

### 3.4. Versuchskörper

#### 3.4.1. Herstellung

Die Herstellung der Versuchskörper (vgl. Tabelle 3.1) erfolgte durch die Firma Doppelmayr. Geplant war, die Versuchskörper aus Stahlblechen der Güte S355J2+N herzustellen. Aufgrund von Fehlern in der Produktion wurden die Stegbleche in der Güte S235JR+N ausgeführt. Alle weiteren Bleche wurden in der geplanten Güte gefertigt. Die Stege wurden aus der Blechstärke  $t = 3 \text{ mm}$  und die Flansche aus der Blechstärke  $t = 6 \text{ mm}$  hergestellt. Die Öffnungen wurden vor dem Schweißvorgang aus dem Blech geschnitten. Für die Lasteinleitung der exzentrischen Kraft wurde ein Kragträger mit einer aufgesetzten  $t = 20 \text{ mm}$  dicken Lasche angeschweißt. An den Stellen der Torsionseinleitung und -lagerung wurde ein Querschott mit einer Dicke von  $t = 10 \text{ mm}$  in den Kastenträger eingeschweißt. Die Längsnähte wurden als Kehlnähte mit der Schweißnahtstärke entsprechend der Blechstärke von  $a = s = 3 \text{ mm}$  geschweißt. Beispielhaft ist in Abbildung 3.3 die Fertigungszeichnung des Versuchskörpers A2 gegeben. Die verbleibenden Versuchskörper wurden analog dazu gefertigt. Die Oberfläche der Versuchskörper wurde roh belassen.

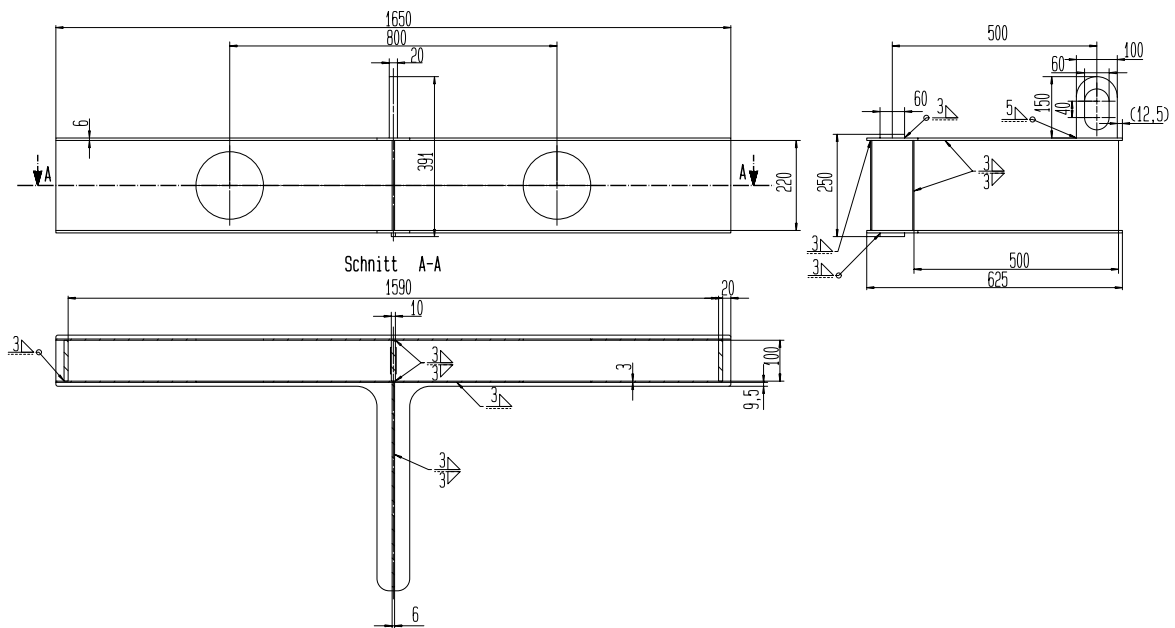


Abbildung 3.3: Fertigungspläne von Versuchskörper A2

### 3.4.2. Materialeigenschaften

Um die realen Materialeigenschaften der Versuchskörper zu bestimmen, die unter anderem für die numerische Simulation erforderlich sind, wurden nach Abschluss der Versuche Proben aus niedrig belasteten Bereichen entnommen. Die Proben wurden nach der Entnahme entsprechend DIN 50125 [30] in Form von Zugprobe E ausgearbeitet. Anschließend wurden Zugversuche durchgeführt und die in Tabelle 3.2 angegebenen Werte ermittelt. Diese dienen als Grundlage für das in Kapitel 4 beschriebene Finite-Elemente-Modell. Die in den Zugversuchen ermittelten Spannungs-Dehnungs-Kurven sind in Anhang E dargestellt.

Tabelle 3.2: Materialkennwerte aus dem Zugversuch

Probe	Streckgrenze $f_y$ [MPa]	Zugfestigkeit $f_u$ [MPa]	Bruchdehnung $A_{\text{manuell}}$ [%]
Steg A1	262	400	36,3
Steg A2	238	390	41,3
Steg B1	250	401	43,6
Steg B2	246	405	41,7
Flansch A1	342	513	31,1
Flansch A2	342	515	28,5
Flansch B1	324	498	32,4
Flansch B2	331	514	32,6

### 3.4.3. Abmessungen

Im Vorfeld des Versuchs wurden die Träger mit klassischer Messtechnik vermessen, um die reale Ist-Geometrie der Prüfkörper zu ermitteln. Dabei wurden die tatsächlichen Trägerlängen und Kragträgerlängen an der Unter- und Oberseite mit Laser-Entfernungsmesser bzw. Maßband bestimmt. Weiters wurden die Blechdicken vom Querschnitt und den Querschotten mittels digitalem Messschieber an beiden Trägerenden gemessen. Aus diesen Werten wurden die Mittelwerte berechnet und in Anhang A angeführt. Die durchgeführten Messungen haben ergeben, dass die Ist-Geometrie nur geringfügige Abweichungen von der Soll-Geometrie aufweist.

## 3.5. Versuchsaufbau

### 3.5.1. Allgemein

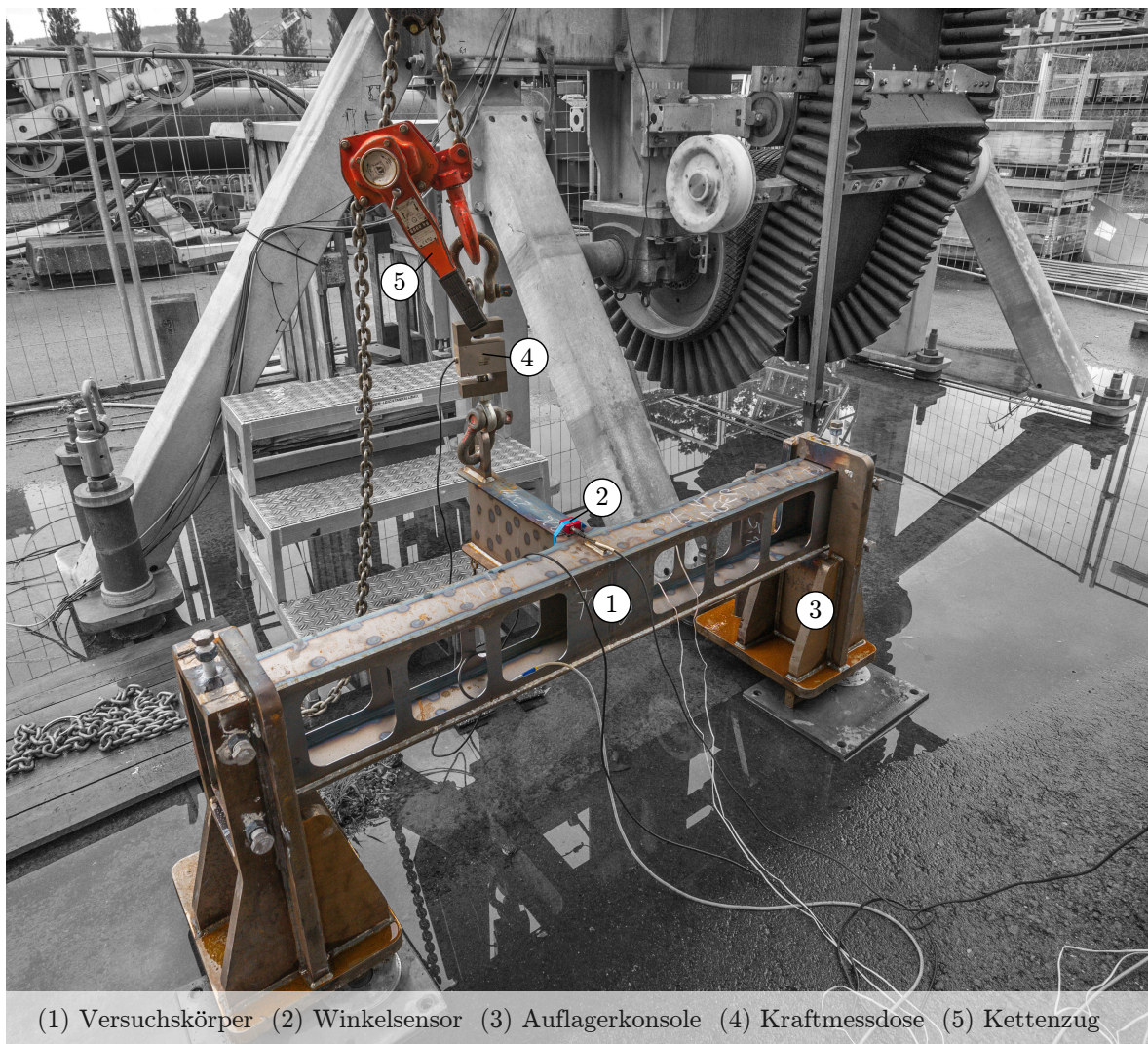
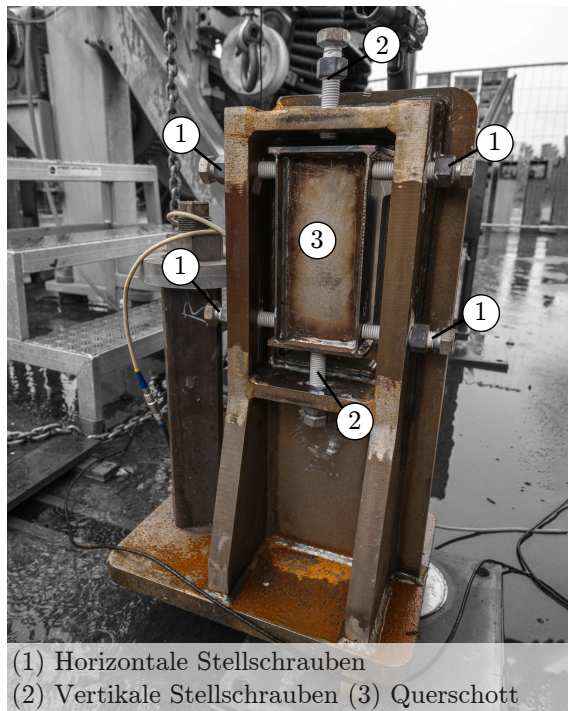


Abbildung 3.4: Versuchsaufbau

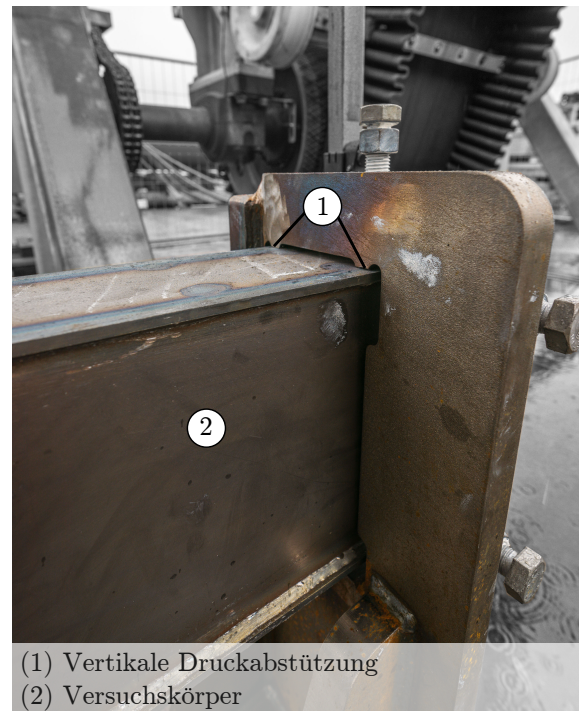
Die Versuche wurden auf dem Gelände der Firma Doppelmayr Seilbahnen in Wolfurt, Österreich, durchgeführt. Der Versuchsaufbau mit dem Versuchskörper B1 und den beiden Auflagerkonsolen ist in Abbildung 3.4 dargestellt. Um ein Torsionsmoment in den Untergrund ableiten zu können sind die Auflagerkonsolen auf der linken Seite mit Ankern in einem Einlegeteil im Beton verankert. Auf der gegenüberliegenden Seite befindet sich ein Drucklager. Im Folgenden soll näher auf die Lagerung (vgl. Kapitel 3.5.2) und auf die Lasteinleitung (vgl. Kapitel 3.5.3) eingegangen werden.

### 3.5.2. Lagerung

Die Lagerung musste so konstruiert werden, dass die Annahme einer Gabellagerung zutrifft und ein Wechsel der Versuchskörper ohne Demontage der Lagerkonsolen möglich ist. Um den Anforderungen einer idealen Gabellagerung im Versuchsaufbau möglichst nahe zu kommen, wurden die Versuchskörper über Stellschrauben ① gelagert, vgl. Abbildung 3.5a.



(a) Gabellagerung mit Stellschrauben



(b) Vertikallagerung

**Abbildung 3.5:** Lagerung

Die Aufnahme des Torsionsmomentes erfolgte über ein horizontales Kräftepaar durch die vier horizontalen Stellschrauben. Damit diese Schrauben nicht in den „weichen“ Steg drücken und das Torsionsmoment gleichmäßig übertragen wird, wurden Querschotte ③ in die Versuchsträger eingeschweißt. Durch das Überziehen der Schrauben mit Schmiermittel wurde sichergestellt, dass die Schrauben möglichst reibungsfrei sind, damit die Verwölbung nicht behindert wurde. Die vertikalen Stellschrauben ②, vgl. Abbildung 3.5a, dienten nur zum Einrichten des Versuchskörpers. Daher wurde nach der Vorbelastung die untere Stellschraube

gelöst, um eine ungewollte Festhaltung der Verdrehung um die Horizontalachse ( $y$ -Achse) zu vermeiden. Die vertikale Lagerung wurde aus konstruktiven Gründen um 50 mm zur Mitte hin verschoben (vgl. Abbildung 3.5b). Die vertikale Lagerung wurde so konstruiert, dass die Kraft an der Stelle des Steges vom Prüfkörper aufgenommen wird, vgl. Abbildung 3.5b.

### 3.5.3. Lasteinleitung

Die Lasteinleitung erfolgte mittig an der Lasche ⑤ am dafür extra konstruierten Kragträger (vgl. Abbildung 3.6). Über einen Kran mit einer Nenntaglast von 5 Tonnen wurde ein Kettenzug eingehängt, welcher über einen Schäkel ② in der Lasche am Versuchsträger angebracht wurde. Zur Messung der aufgetragenen Kraft wurde eine Kraftmessdose ④ zwischengeschaltet. Durch die exzentrische Lasteinleitung zur Trägerlängsachse wurde ein Torsionsmoment sowie ein Biegemoment generiert. Die Belastung wurde im Versuch über den Kettenzug weggesteuert aufgebracht.

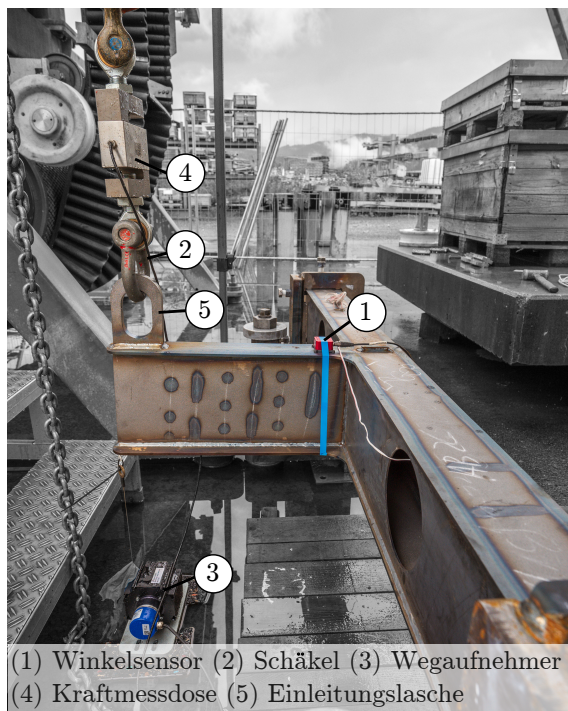


Abbildung 3.6: Lasteinleitung

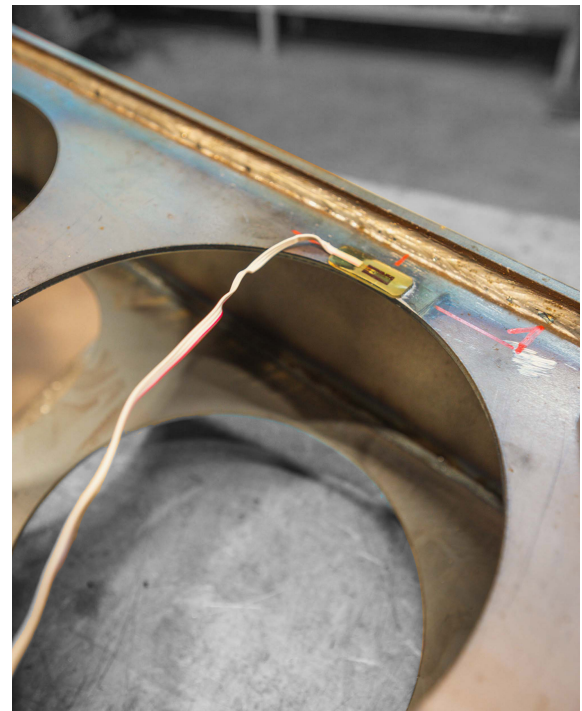


Abbildung 3.7: Applizierter DMS

## 3.6. Messtechnik

### 3.6.1. Allgemein

Die Messtechnik in den Versuchen bestand aus einem Wegaufnehmer, der im Bereich der Trägermitte direkt an der Lasteinleitung angebracht war, und einem Winkelsensor, der am Kastenträger angebracht war. Zusätzlich wurden je Versuchskörper zwei Dehnungsmessstreifen appliziert, um die auftretenden Spannungen zu kontrollieren. Die Messung der aufgetragenen

Kraft erfolgte an der Lasteinleitung über eine Kraftmessdose. Die Messungen wurden mit einer Frequenz von 100 Hz aufgezeichnet.

### 3.6.2. Kraftmessung

Um Kraft-Verschiebungs- bzw. Momenten-Verdrehungsdiagramme zu erhalten, wurde bei der Aufbringung der Last eine Kraftmessdose der Firma ME-Meßsysteme zwischengeschaltet. Es wurde ein S-Form Kraftsensor vom Typ KD9363s mit einer Nennkraft bis 10 Tonnen und der Genauigkeitsklasse 0,1 % verwendet. Der Kraftsensor wurde mit Hilfe von Schäkeln zwischen dem Kettenzug und der Lasche positioniert, vgl. Abbildung 3.6.

### 3.6.3. Wegaufnehmer

Die Last wurde über einen Kettenzug gesteigert, dieser verfügt aber über keine Messvorrichtung des gefahrenen Weges. Daher wurde zur Steuerung des Versuches ein Wegaufnehmer an der Lasteinleitungsstelle, vgl. Abbildung 3.6, mittels Magneten angebracht. Es kam ein Seilzug-Wegsensor der Firma Micro-Epsilon vom Modell WDS-5000-P115 mit einem Messbereich von 5000 mm zum Einsatz.

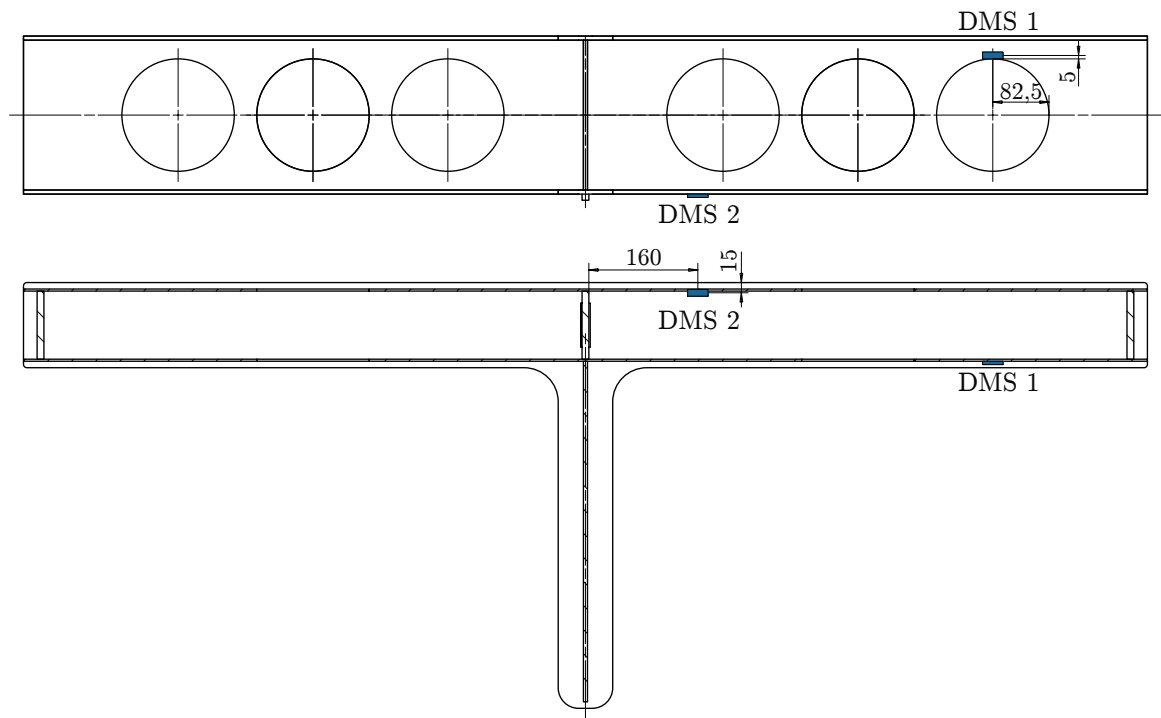
### 3.6.4. Winkelsensor

Für die Erfassung der Momenten-Verdrehungsbeziehung wurde die Rotationsveränderung aufgezeichnet. Dazu wurde ein Winkelsensor vom Hersteller SBG Systems vom Typ Ellipse-A in der Mitte des Trägers in Höhe der Lasteinleitung, vgl. Abbildung 3.6, angebracht. Der Winkelsensor wurde während der Durchführung des Versuchs mehrfach mit Hilfe einer digitalen Wasserwaage überprüft und lieferte dabei korrekte Werte.

### 3.6.5. Dehnungsmessungen

Für die Validation der Finite-Elemente-Berechnungen wurden je Versuchskörper zwei Dehnungsmessstreifen (vgl. Abbildung 3.7) angebracht. Es soll der Höhe der Spannungen bzw. Dehnungen überprüft werden. Die Positionen wurden je nach Versuchskörper unterschiedlich gewählt, in Abbildung 3.8 sind die Positionen von Versuchskörper A1 dargestellt.

Es wurde ein Dehnungsmessstreifen im Bereich der Öffnungen positioniert, sowie ein weiterer Dehnungsmessstreifen am Flansch appliziert. Für die Messungen wurden Dehnungsmessstreifen des Herstellers Kyowa vom Typ KFWB-5-350-C1 verwendet, die im Temperaturbereich von +10°C bis 80°C selbstkompensierend bezüglich des Temperatureinflusses sind. Die gemessenen Spannungen sind in Anhang C dargestellt.



**Abbildung 3.8:** Positionen der Dehnungsmessstreifen von Versuchskörper A1

### 3.7. Versuchsdurchführung

Nachdem die Versuchskörper wie in den vorangegangenen Kapiteln beschrieben vermessen und mit Dehnmessstreifen versehen waren, konnte der Versuch durchgeführt werden. Dazu wurden die Versuchskörper im Versuchsstand so montiert, dass sie am Vertikallager anliegen und mittels Stellschrauben fixiert. Anschließend wurden der Wegaufnehmer sowie der Winkelsensor montiert und die Dehnungsmessstreifen an den Messverstärker angeschlossen. Ein kurzer Funktionstest wurde durchgeführt und anschließend die Messtechnik auf Null gesetzt und die Messung gestartet.

Zu Beginn der Versuche wurde eine Vorbelastung von 1 kN aufgebracht und nach kurzem Halten wieder auf 0,25 kN reduziert. Nach dem Entlasten lag der Versuchsträger mit reduziertem Spiel im Versuchsstand an und die vertikalen Stellschrauben wurden gelöst, damit eine Einspannung von  $M_y$  verhindert werden konnte. Danach wurde die Belastung des Versuchskörpers weggesteuert mittels Kettenzug mit einer Geschwindigkeit von ca. 1 mm pro Sekunde aufgebracht. Es wurden Laststufen von 15 bis 30 mm definiert und nach Erreichen jeder Laststufe, Haltezeiten von 80 bis 100 Sekunden eingelegt. In dieser Zeit konnte der Prüfkörper relaxieren und Spannungen umlagern. Da kein Versagen der Träger infolge Lastabfall erkennbar war, wurde der Lastweg für alle Träger bis 200-210 mm gesteigert, bevor die Entlastung erfolgte. Eine Erklärung für dieses Verhalten könnte der sogenannte Schraublinienseffekt sein, welcher im Folgenden kurz beschrieben wird. Die Versuchsdauer für einen Versuchskörper betrug rund eine Stunde.

**Schraublinienseffekt:** Der Schraublinienseffekt (Helix Torsion) [31] beschreibt das Torsionsverhalten von Stahlträgern bei großen Verdrehungen unter Berücksichtigung eines Materialmodells mit Wiederverfestigung. Im Gegensatz zum Verhalten bei kleinen Verdrehungen lässt sich das Torsionsmoment nach dem Erreichen der Querschnittsplastifizierung unter baupraktisch unverhältnismäßig großen Verdrehungen weiter steigern (vgl. Abbildung 3.9). Unter der Annahme kleiner Verdrehungen können die sogenannten sekundären Wagner-Spannungen aufgrund ihres geringen Einflusses vernachlässigt werden. Bei großen Verdrehungen bilden sich jedoch erhebliche Längsspannungen in den äußeren Gurtfasern aus, welche die Torsionstragfähigkeit deutlich erhöhen. Entscheidend für die Tragfähigkeit wird das Zugversagen in diesen äußeren Fasern [12].

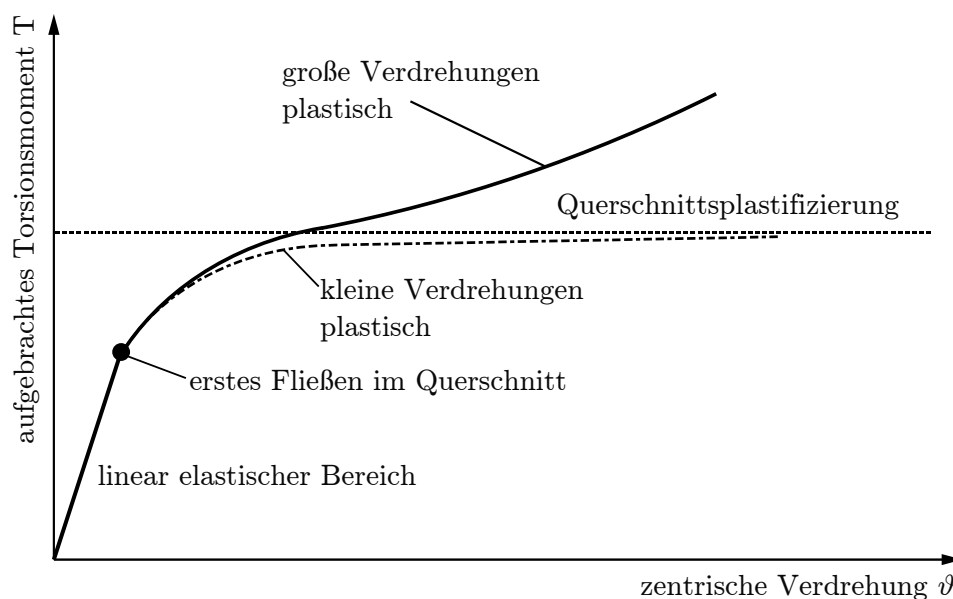


Abbildung 3.9: Schraublinienseffekt angelehnt an [12, Abb. 2]

## 3.8. Versuchsergebnisse

### 3.8.1. Überblick

Im Folgenden werden die Ergebnisse der durchgeführten Versuche erläutert. Dabei wird auf die untersuchten Parameter Geometrie und Öffnungsabstände eingegangen. Der qualitative Verlauf der vier Last-Verschiebungskurven, vgl. Abbildung 3.10, zeigt im Allgemeinen eine hohe Ähnlichkeit, welche im Folgenden beschrieben wird.

Erwartungsgemäß sind alle Last-Verschiebungs-Kurven durch einen anfänglichen linearen Anstieg gekennzeichnet. Die Beanspruchungen im Versuchskörper befinden sich hierbei auf elastischem Niveau unterhalb der Streckgrenze. Dieser ist je nach Steifigkeit des jeweiligen Versuchskörpers unterschiedlich steil. Die geringste Anfangssteifigkeit ist bei Versuchskörper

B1 und die größte Anfangssteifigkeit bei Versuchskörper A2 zu erkennen. Dem linearen Anstieg folgt eine Abflachung der Kurven und ein Übergang in den nichtlinearen Bereich. Hier traten in den Versuchen die ersten lokalen Stabilitätsversagen (lokales Beulen und Stegpfostenknicken) sowie die ersten Fließgelenke aufgrund Vierendeelbiegung auf. Anschließend war eine weitere Laststeigerung möglich bis der Versuch aufgrund von hohen Verformungen bzw. Verdrehungen beendet wurde.

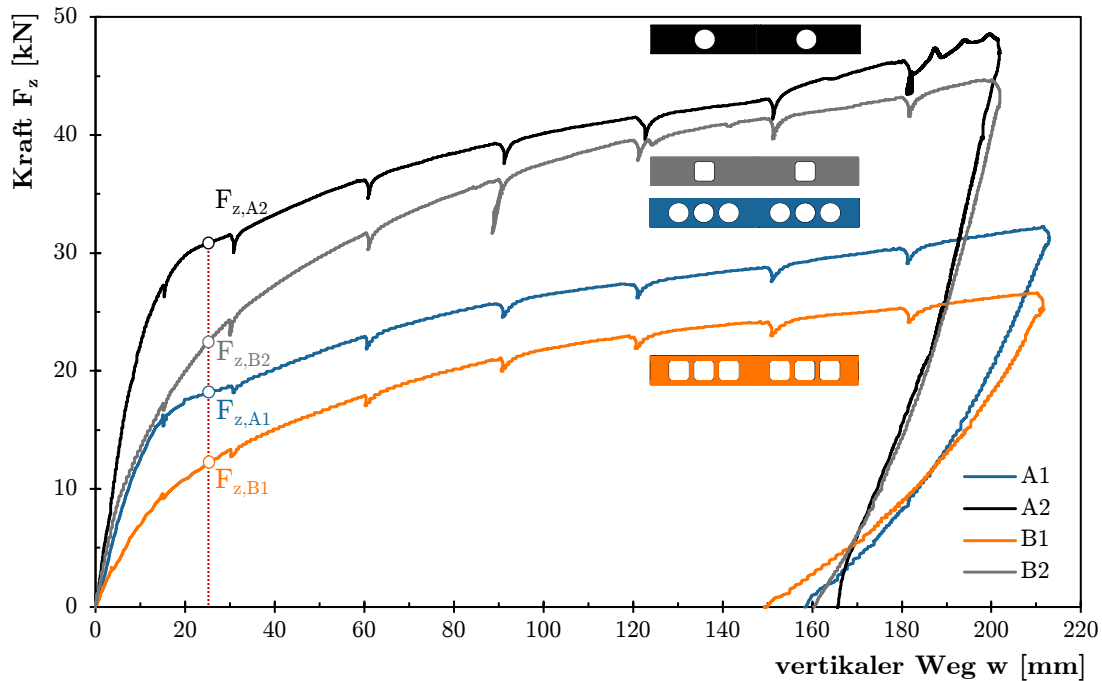


Abbildung 3.10: Last-Verschiebungs-Kurven der Versuchskörper

Die Versuchskörper A1 und B1 wurden bis zu einem vertikalen Weg der Lasteinleitung von 210 mm weggesteuert gefahren, während die Versuchskörper A2 und B2 bis zu einem vertikalen Weg von 200 mm bei der Lasteinleitung weggesteuert gefahren wurden. Die genannten Werte entsprechen bereits baupraktisch unverhältnismäßig großen Verformungen bzw. Verdrehungen, weshalb eine weitere Erhöhung des Kraftweges nicht zielführend gewesen wäre. Der ungleichmäßige Verlauf der letzten Laststeigerung im Bereich von 180-200 mm bei Versuchskörpers A2 lässt sich durch die Steuerung über die Kranhydraulik erklären. Diese wurde erforderlich, da der Kettenzug hier bereits den maximal möglichen Weg erreicht hatte.

In Anbetracht der nicht vorhandenen Maximalstelle der Last-Verschiebungs-Kurven musste ein anderes Kriterium für die Ermittlung der Traglasten gefunden werden. Daher wurde das Kriterium der maximalen Verformung des Kastenträgers gewählt. Als Maximalwert der vertikalen Verformung des Kastenträgers wurde eine Grenzdurchbiegung von  $L/300$  gewählt. Als Trägerlänge wurde der Abstand zwischen den Gabellagerungen gewählt  $L_G = 1600$  mm (vgl. Abbildung 3.2). Daraus resultiert eine maximal zulässige vertikale Verformung von  $u_k = 5,33$  mm am Kastenträger, dies entspricht einer vertikalen Verformung von  $u_E = 24,7$  mm (vgl. Abbildung 3.11) bei der Krafteinleitung. Die Traglasten bei diesem Lastweg sind

in Tabelle 3.3 dargestellt. Darüber hinaus erfolgt die Auswertung unter Betrachtung der Einflussparameter Öffnungsgeometrie (vgl. Kapitel 3.8.2) und Öffnungsanzahl (vgl. Kapitel 3.8.3).

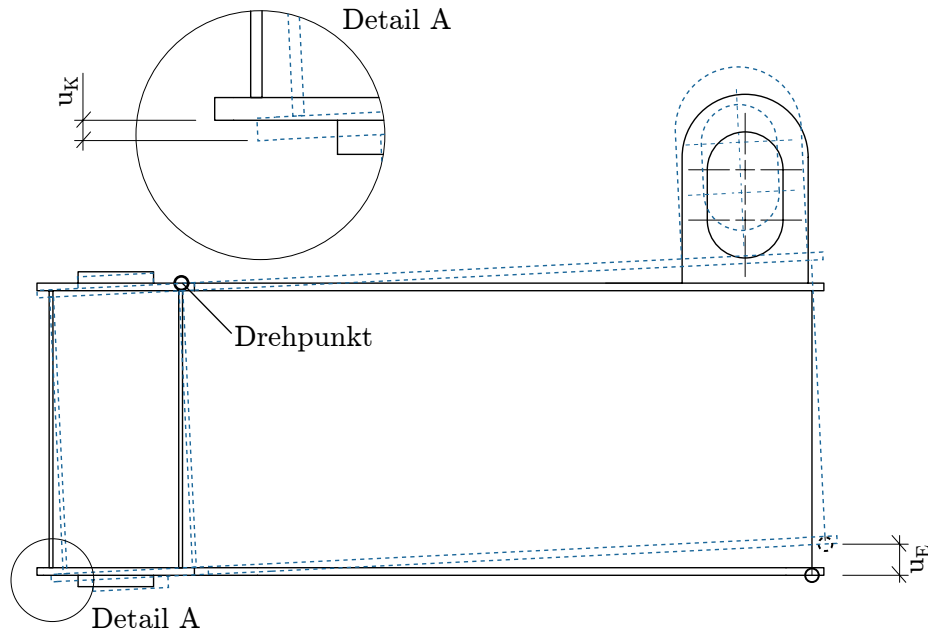


Abbildung 3.11: Verformungsbedingung zur Auswertung des Versuches

Tabelle 3.3: Traglasten bei  $u_E = 24,7$  mm

Versuchskörper	Traglast $F_z$ bei $u_E = 24,7$ mm
A1	18,07 kN
A2	30,74 kN
B1	12,05 kN
B2	22,33 kN

### 3.8.2. Einfluss der Öffnungsgeometrie

In der Kleinserie von Versuchen wurden die Öffnungsgeometrien kreisförmig und quadratisch mit Ausrundungen getestet. Die Versuche zeigen, dass bei den untersuchten Trägern mit runden Öffnungen eine höhere Tragfähigkeit erzielt wurde als bei den Trägern mit quadratischen Öffnungen.

Bei drei eng beieinanderliegenden Öffnungen (vgl. Abbildung 3.12a) wurde eine Reduktion der Tragfähigkeit von kreisrund zu quadratisch von 33 % festgestellt. Die Reduktion der Tragfähigkeit von kreisrund zu quadratischer Öffnungsgeometrie bei einzelnen isolierten Öffnungen (vgl. Abbildung 3.12b) ist geringer und beträgt 27 %. Bei drei Öffnungen lässt

sich die Differenz der Traglasten dadurch erklären, dass der Versagensmechanismus Knicken des Stegpfostens maßgebend wird und sich die Druckstrebe bei runden Öffnungen besser im Winkel von  $45^\circ$  ausbilden kann und daher eine höhere Tragfähigkeit aufweist. Der Unterschied bei einzelnen isolierten Öffnungen lässt sich auch durch die Versagensart erklären. In diesen Versuchen versagten die Träger durch Bildung eines Fließgelenkes in den Ecken der Öffnung. Bei runden Öffnungen sind die Fließzonen aufgrund der Rundung größer, daher werden die lokal hohen Spannungen bzw. Dehnungen über einen größeren Bereich verteilt und es resultiert eine größere Tragfähigkeit.

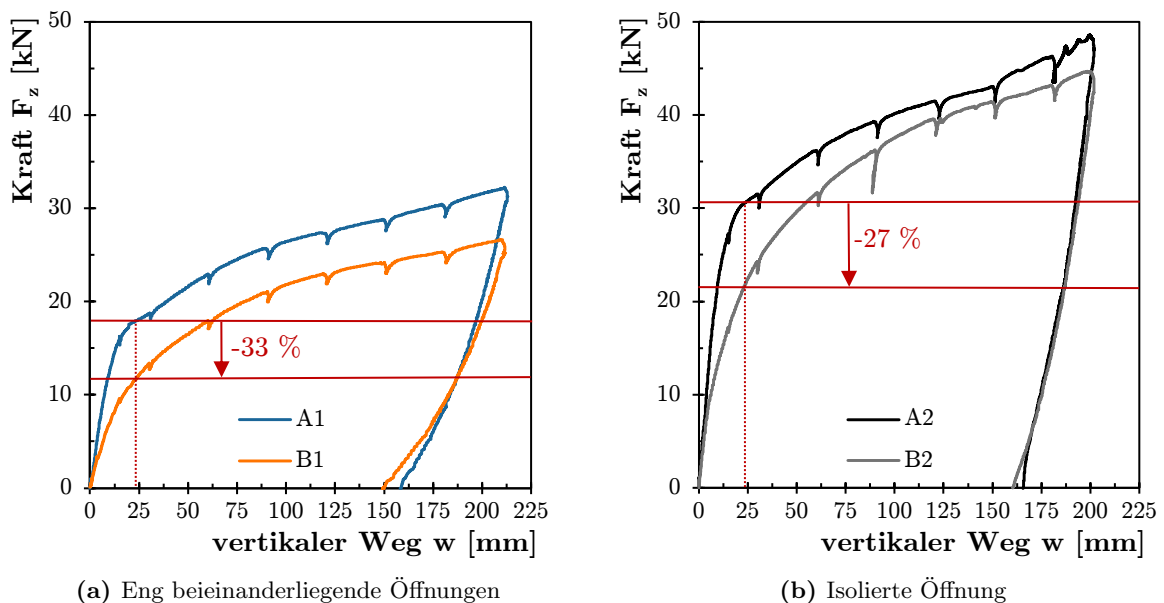


Abbildung 3.12: Einfluss der Öffnungsgeometrie

### 3.8.3. Einfluss der Öffnungsanzahl

Wie zu erwarten war, weisen die Versuche an Kastenträger mit einer einzelnen, isolierten Öffnung deutlich höhere Tragfähigkeiten auf, im Vergleich zu den Versuchen an Trägern mit drei eng beieinanderliegenden Öffnungen pro Seite. Bei kreisförmiger Öffnungsgeometrie (vgl. Abbildung 3.13a) ist die Tragfähigkeit von eng beieinanderliegenden Öffnungen um 41 % geringer als bei einer isolierten Einzelöffnung. Bei quadratischen Öffnungen (vgl. Abbildung 3.13b) ist die Abnahme der Tragfähigkeit mit einem Wert von 46 % in einer ähnlichen Größenordnung zu verzeichnen. Die Abnahme der Tragfähigkeit lässt sich durch die wesentlich geringere Restfläche im Steg bei eng beieinanderliegenden Öffnungen erklären.

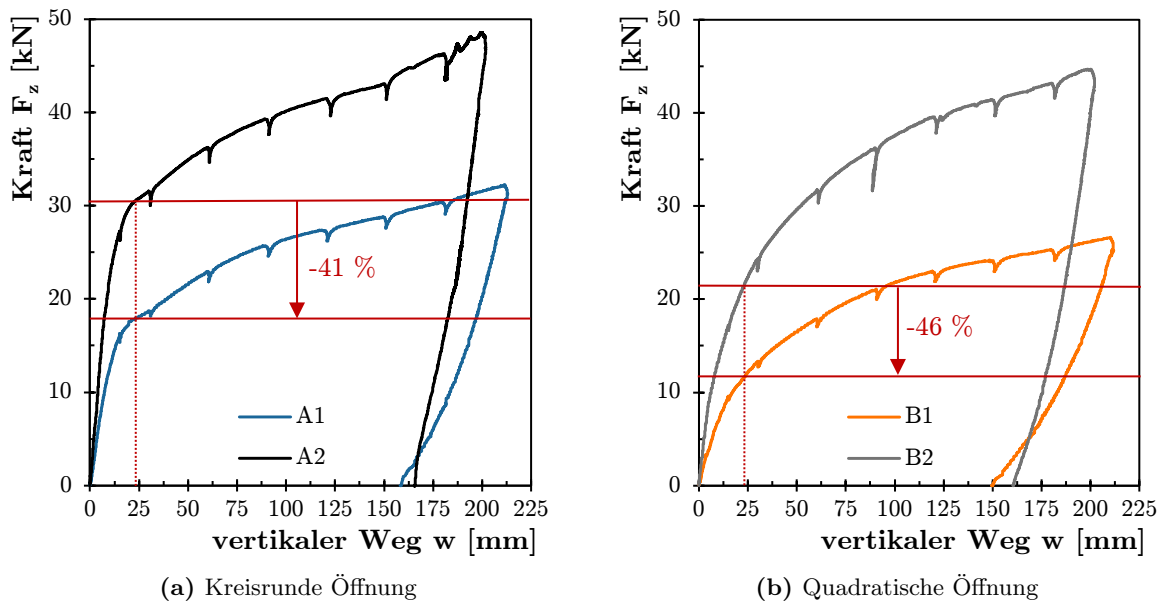


Abbildung 3.13: Einfluss der Öffnungsanzahl

### 3.9. Zusammenfassung

In diesem Kapitel erfolgte die Vorstellung der im Rahmen der vorliegenden Masterarbeit durchgeführten Modellträgerversuche. Das Versuchsprogramm wird eingangs beschrieben sowie die untersuchten Versuchskörper detailliert charakterisiert. Darauffolgend wird der konkrete Versuchsaufbau, die dabei verwendete Messtechnik sowie die Versuchsdurchführung beschrieben. Die im Rahmen der Versuche erzielten Ergebnisse wurden im letzten Abschnitt präsentiert. Ziel der Kleinserie von Versuchen war es, einerseits das grundlegende Tragverhalten von Kastenträgern mit Öffnungen zu untersuchen, andererseits ein Finite-Elemente-Modell zur weiterführenden Parameterstudie zu validieren.

Die kleine Versuchsserie aus vier Kastenträgern bestand aus jeweils zwei Trägern mit kreisförmigen Öffnungen sowie zwei Träger mit quadratischen Öffnungen. Von diesen zwei Trägern war jeweils ein Träger mit einer isolierten Einzelöffnung und ein Träger mit eng beieinanderliegenden Öffnungen. Die durchgeführten Versuche haben ergeben, dass die untersuchten kreisförmigen Öffnungen hinsichtlich der Öffnungsgeometrien stets eine höhere Tragfähigkeit aufweisen, wie dieselben Kastenträger mit quadratischen Öffnungen. Des Weiteren konnte festgestellt werden, dass Träger mit isolierten Einzelöffnungen die höheren Tragfähigkeiten aufwiesen, was den Erwartungen entsprach. Im nachfolgenden Kapitel 4 wurden die Versuche mittels Finite-Elemente-Methode nachgerechnet und somit das Berechnungsmodell für die nachfolgende Parameterstudie validiert.

---

## 4. Validierung des Finite Elemente Modells

### 4.1. Vorbemerkungen

Um die Datenbasis der experimentellen Untersuchungen aus Kapitel 3 zu erweitern, wurde im ersten Schritt ein Finite-Elemente-Modell erstellt und anhand der Versuche validiert. Die Modellierung dieses Modells wird im Nachfolgenden beschrieben. Es wurde die kommerzielle Software ANSYS Workbench [32], Version 2020 R1 verwendet. Die numerischen Berechnungen wurden geometrisch und materiell nichtlinear durchgeführt. Im Rahmen der vorliegenden Untersuchung wurde die sogenannte Fließzonentheorie, auch bekannt als GMNIA ("Geometrically and Materially Non-Linear Analysis with Imperfections"), angewendet. Diese Theorie bildet das Last-Verformungsverhalten der Versuche mit der größten Übereinstimmung ab.

**GMNIA-Analyse:** Die geometrisch und materiell nichtlineare Berechnung mit Imperfektionen (GMNIA = Geometrically and Materially Non-Linear Analysis with Imperfections) stellt eine Methode zur Berechnung der Traglast von Strukturen dar. Hierbei werden sowohl geometrische als auch materielle Nichtlinearitäten sowie eine imperfekte Geometrie berücksichtigt.

Im Zuge geometrisch nichtlinearer Berechnungen erfolgt die Ermittlung des Gleichgewichts am verformten System. Dies bedingt, dass sich die Verformungen nicht proportional zu den Schnittgrößen verhalten [33]. Darüber hinaus erfordert die realitätsnahe Berücksichtigung des Materialverhaltens des duktilen Werkstoffs Stahl zwingend die Verwendung nichtlinearer Materialmodelle. Zudem ist im Rahmen der GMNIA-Berechnung ein explizites Einbeziehen der Imperfektionen erforderlich, wobei es sich sowohl um strukturelle als auch um geometrische Imperfektionen handeln kann [34].

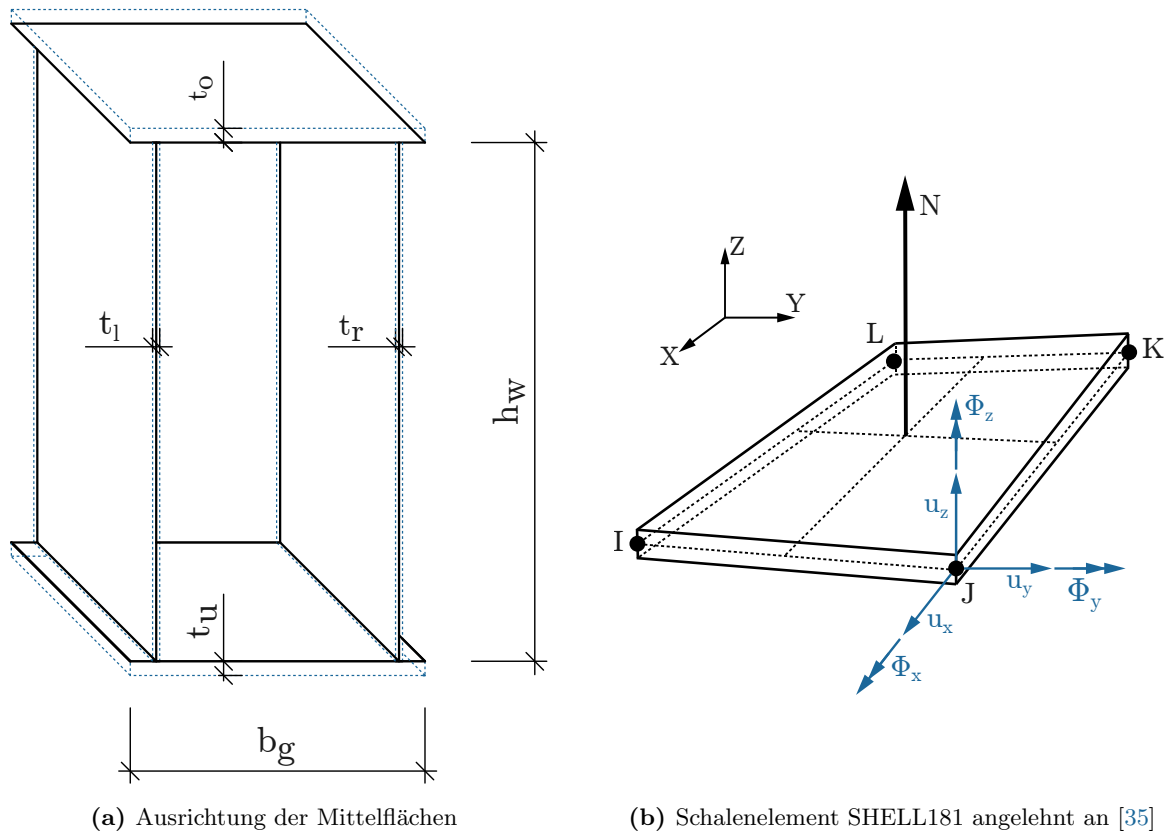
### 4.2. Modellaufbau

#### 4.2.1. Geometrie

Die Geometrie des Trägers wurde in Form eines Schalenmodells erstellt, da dies den vorwiegenden 2D-Beanspruchungszustand der dünnen Bleche gut abbildet. Zudem wurde eine möglichst geringe Rechenzeit angestrebt. Die Modellierung wurde mit dem Programm SpaceClaim, einem Tool zur Geometrieingabe der Finite-Elemente-Software ANSYS [32], durchgeführt. Die Geometrie wurde entsprechend der in Anhang A aufgeführten, gemessenen Werte eingegeben. Der gesamte Kastenträger mit Lasteinleitung in Form eines Kragarms wurde als Schalenmodell eingegeben, wobei aus Gründen der Rechenzeitoptimierung auf die Modellierung des Versuchsstandes verzichtet wurde. Stattdessen wurden die Auflager durch die Eingabe von entsprechenden Randbedingungen abgebildet. Die Flächen der Schalenelemente wurden entsprechend Abbildung 4.1a ausgerichtet.

### 4.2.2. Elementauswahl

Die zuvor beschriebene Geometrie wurde in der Software durch Schalelemente vom Typ SHELL181 diskretisiert. Dabei handelt es sich um ein Element mit vier Knoten, welches pro Knoten jeweils sechs Freiheitsgraden besitzt (vgl. Abbildung 4.1b). Diese Freiheitsgrade setzen sich aus drei translatorischen ( $u_x, u_y, u_z$ ) und drei rotatorischen Freiheitsgraden ( $\Phi_x, \Phi_y, \Phi_z$ ) zusammen. Das Element hat keine Mittenknoten und besitzt daher eine lineare Ansatzfunktion. Entsprechend der Programmdokumentation [35] ist das Element für dünne bis mäßig dicke Schalenkonstruktionen unter großen Rotationen und Dehnungen geeignet. Die Schubverformungen werden nach der Reissner-Mindlin Theorie berücksichtigt und standardmäßig wird das Element von der Software mit voller Integration (APDL-Befehl *keyopt(3)=2*) gerechnet. Die Modellierung von Platten mit großer Schlankheit (im vorliegenden Fall  $h/t = 73,33$ ) mit vierknotigen Schalelementen birgt die Gefahr einer Überschätzung der Schubsteifigkeit, die in der Fachliteratur als "shear locking" bezeichnet wird. Das Auftreten dieses Phänomens kann durch den Einsatz der sogenannten Unterintegration (auch als reduzierte Integration bekannt) vermieden werden. Infolgedessen wurde der Einfluss von "shear locking" überprüft indem das Element vom Typ SHELL181 mit reduzierter Integration (APDL-Befehl *keyopt(3)=0*) untersucht wurde. Dabei konnten keine signifikanten Abweichungen in der Traglast sowie bei den Verformungen festgestellt werden. Aus diesem Grund wird das Element in den numerischen Untersuchungen mit voller Integration verwendet.



**Abbildung 4.1:** Diskretisierung der Geometrie

### 4.2.3. Randbedingungen

Die Randbedingungen, welche sich aus den Lagerungsbedingungen und Lasteinleitungen zusammensetzen, wurden über externe Punkte definiert. Die jeweils beteiligten Knoten der Schalenelemente wurden über verformbare Verbindungen mit den externen Punkten gekoppelt. Die Formulierung dieser Verbindung entspricht dabei einer RBE3-Verbindung (RBE3 = „rigid body element, type 3“). Die Kraft, die Verschiebung bzw. das Moment, welches an einem unabhängigen Knoten angreift, wird von einem RBE3 auf eine Reihe von abhängigen Knoten verteilt. Dabei werden sowohl die Geometrie der abhängigen Knoten als auch die Gewichtungsfaktoren berücksichtigt [35].

#### Lagerungsbedingungen

Die numerische Lagerung des Trägers erfolgte entsprechend den Randbedingungen der Versuche unter den in Abbildung 4.2a dargestellten Lagerungsbedingungen. An den Enden der Träger wurde jeweils eine ideale Gabellagerung modelliert. Der Rotationsfreiheitsgrad um die x-Achse wurde nur an einem externen Punkt in der Mitte des Querschnitts gehalten und auf alle Knoten an der Schnittkante des Stegs mit dem Querschott angewendet (vgl. Abbildung 4.2b).

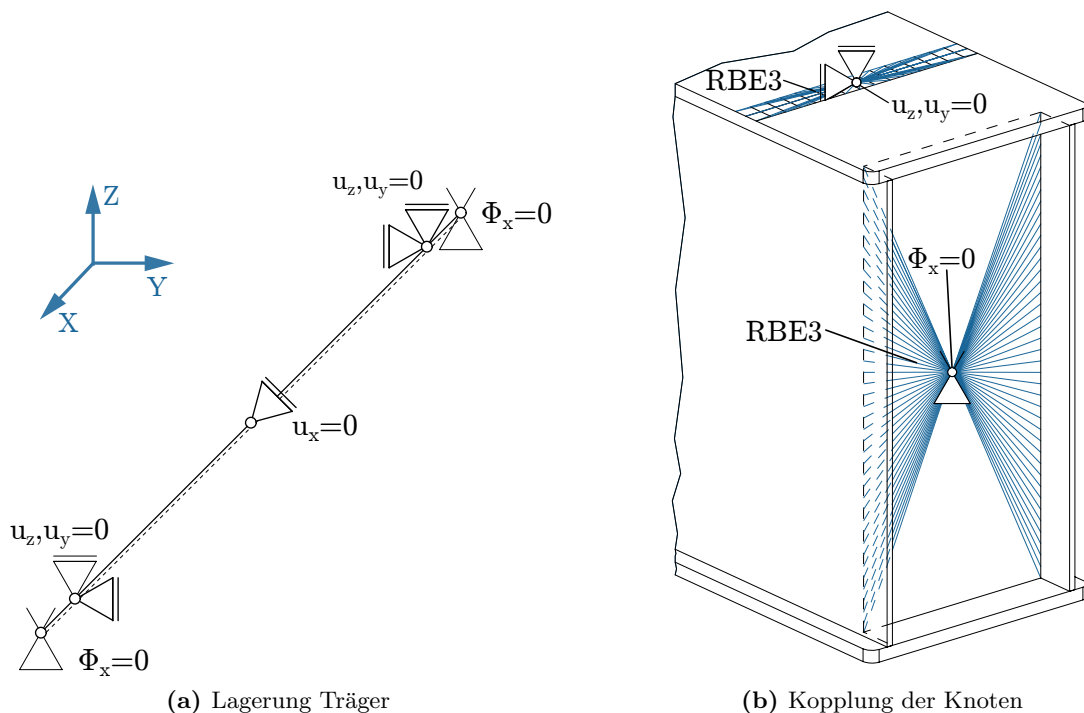


Abbildung 4.2: Lagerungsbedingungen

Die Verwendung einer "verformbaren" Verbindung mittels RBE3-Elementen zwischen dem externen Punkt, an dem die jeweilige Randbedingung gehalten wird, und den Netzknoten gewährleistet, dass eine Verwölbung des Querschnitts möglich ist und somit die Forderung

einer idealen Gabelagerung erfüllt ist. Die Translationsfreiheitsgrade in y- und z-Richtung wurden um 50 mm in x-Richtung verschoben auf einer Kante über einen externen Punkt gehalten (vgl. Abbildung 4.2b). Dafür wurde der externe Punkt mit sämtlichen Knoten derjenigen Elemente verbunden, welche an die Kante angrenzen. Zusätzlich wurde in Trägermitte der Translationsfreiheitsgrad in x-Richtung (vgl. Abbildung 4.3a) gehalten, um ein symmetrisches Verhalten des Trägers zu erzeugen. Hierbei wurde die Randbedingung ebenfalls über einen externen Punkt in der Mitte des Querschnitts definiert und mit den Knoten auf den Schnittkanten zwischen Querschott und Steg bzw. Flansch über eine „verformbare“ Verbindung verbunden.

### Lasteinleitung

Die Lasteinleitung erfolgte wie bereits in den Versuchen über einen eigens dafür konstruierten Kragträger mit Lasche. Wie bereits bei den Lagerungsbedingungen, wurde auch die Belastung über einen externen Punkt aufgebracht. Dieser externe Punkt wurde mittels RBE3 mit den Knoten an der oberen Kante der Lasche verbunden, vgl. Abbildung 4.3b. Durch diese Vorgangsweise konnten Spannungsspitzen an den Lasteinleitungspunkten verhindert werden. Die Last wurde in Form einer Verschiebung aufgebracht, welche in jedem Lastschritt langsam gesteigert wurde.

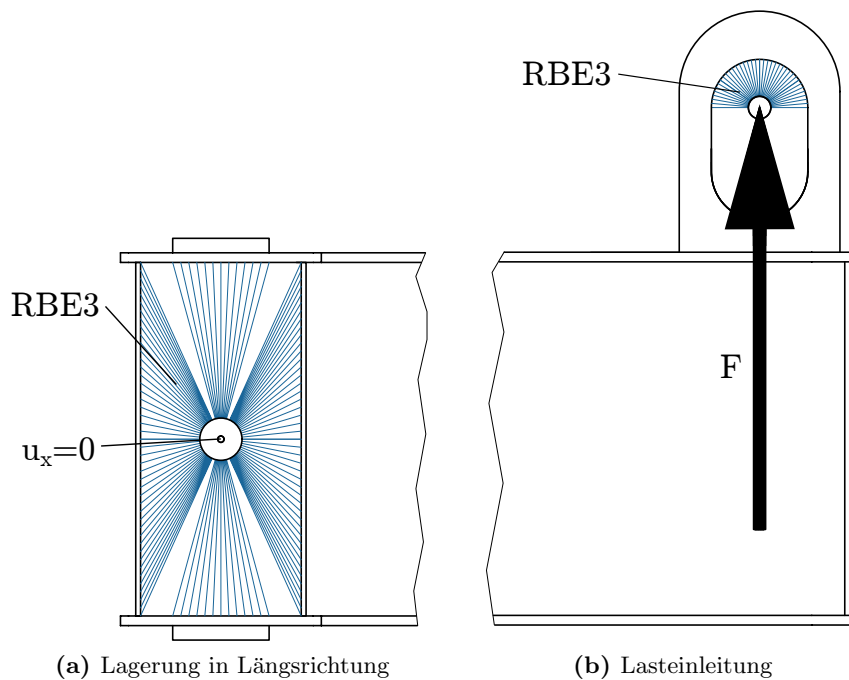
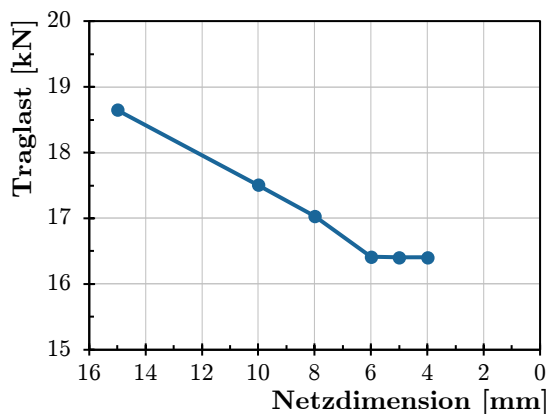


Abbildung 4.3: Randbedingungen in Trägermitte

#### 4.2.4. Vernetzung

Die Vernetzung erfolgte mit dem in Kapitel 4.2.2 beschriebenen Schalenelement SHELL181. Die Konvergenzanalyse wurde am Versuchsträger A1 mit den Elementgrößen 15 mm, 10 mm, 8 mm, 6 mm 5 mm und 4 mm durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Untersuchung sind in Form

der Traglasten in Abbildung 4.4a sowie in Tabelle 4.4b dargestellt. Aus den Ergebnissen geht hervor, dass sich bei großen Elementen hohe Abweichungen der Traglasten ergeben. Dies ist darauf zurückzuführen, dass mit großen Elementen die teilweise sehr lokalen Versagensmechanismen wie z. B. Beulen und Fließgelenkbildung nicht adäquat abgebildet werden können. Weiters zeigen die Ergebnisse, dass eine Netzverfeinerung von 6 mm auf 5 mm bzw. 4 mm nur noch zu vernachlässigbaren Traglastabweichungen (0,6 ‰) führt. Daher wird in den weiteren numerischen Berechnungen eine Elementgröße von 6 mm verwendet. Unter Zuhilfenahme der in ANSYS [32] implementierten Netzverfeinerungsmethoden konnte ein regelmäßiges Netz mit hoher Elementqualität generiert werden.



(a) Grafische Darstellung

Netzdimension [mm]	Traglast [kN]
15	18,65
10	17,51
8	17,04
6	16,42
5	16,41
4	16,40

(b) Netzdimensionen

**Abbildung 4.4:** Netzstudie

#### 4.2.5. Materialmodell

Der Werkstoff Stahl wurde mit einem isotropen Materialverhalten abgebildet. Das nicht-lineare Materialverhalten des Stahls wurde über eine multilineare Spannungs-Dehnungs-Beziehung angenähert. Grundlage für diese Spannungs-Dehnungs-Beziehung sind die in Anhang E dokumentierten Zugversuche. Um eine Berechnung geometrisch nichtlinear, d. h. unter Berücksichtigung von großen Verdrehungen bzw. Durchbiegungen und großen Dehnungen, durchführen zu können, ist es erforderlich, in der Software ANSYS [32] die Einstellung "große Verformung" zu aktivieren. Zudem muss die ermittelte Ingenieur-Spannung bzw. -Dehnung aus den Zugversuchen mit Gl. 4.1 und Gl. 4.2 in eine Cauchy-Spannung  $\sigma_{Cauchy}$  bzw. logarithmische Dehnung  $\epsilon_{log}$  umgerechnet werden. Zum Vergleich sind in Abbildung 4.5 die Ingenieur- sowie Cauchy-Spannung qualitativ dargestellt. In Anhang E werden für die durchgeführten Zugversuche zusätzlich zu den Messkurven die jeweiligen approximierten Ingenieur-Spannungen sowie die Cauchy-Spannungen dokumentiert. Die Querdehnzahl  $\nu$  des Stahls wird in den numerischen Berechnungen mit 0,3 berücksichtigt. Für den Steg wurde das Materialmodell aus dem jeweiligen Zugversuch für S235 verwendet, während für die Flansche das jeweilige Materialmodell für S355 verwendet wurde. Auch die untergeordneten Bauteile, zu denen der Querschott, der Kragarm sowie die Lasche zählen, wurden aus Stahl der Güte S355 gefertigt, sodass das Materialmodell der Flansche zugewiesen wurde.

$$\sigma_{Cauchy} = \sigma_{Ing} \cdot (1 + \varepsilon_{Ing}) \quad (4.1)$$

$$\varepsilon_{log} = \ln(1 + \varepsilon_{Ing}) \quad (4.2)$$

mit

$\sigma_{Ing}$  ... Ingenieur-Spannung (auch Technische Spannung genannt) aus dem Zugversuch

$\varepsilon_{Ing}$  ... Ingenieur-Dehnung (auch Technische Dehnung genannt) aus dem Zugversuch

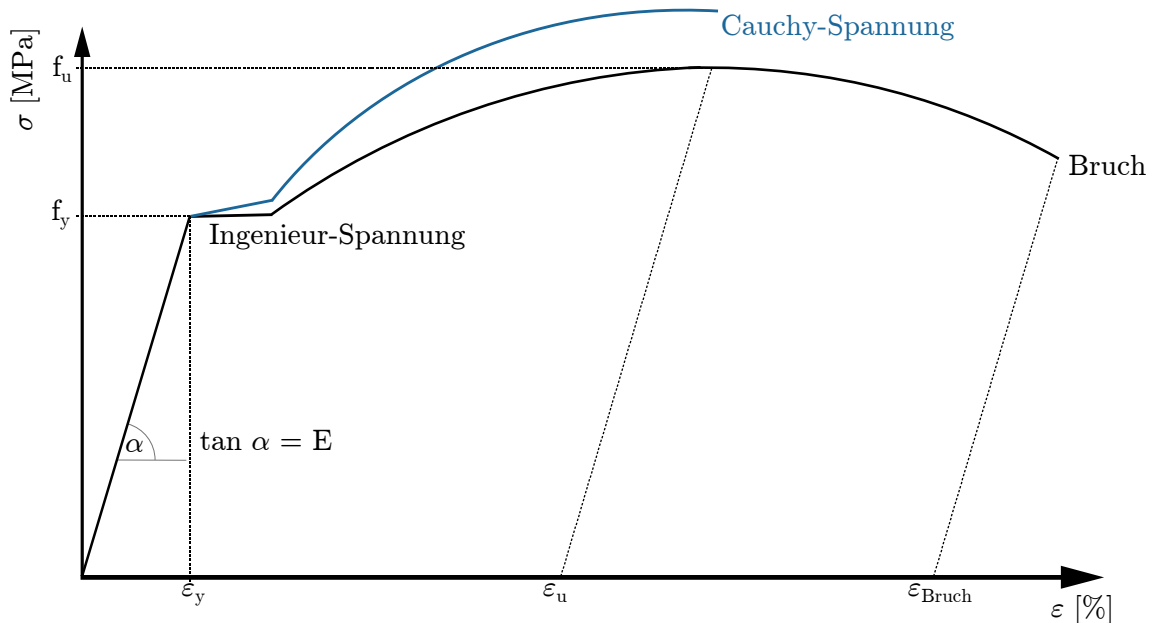


Abbildung 4.5: Vergleich Ingenieur- zu Cauchy-Spannung

#### 4.2.6. Imperfektionen

Der Ansatz der Imperfektionen erfolgte als äquivalente Ersatzimperfektionen. Dabei wurde vor der geometrisch und materiell nichtlinearen Berechnung eine lineare Beulanalyse zur Ermittlung der Beulformen durchgeführt. Als Ersatzimperfektion wurde die erste Beulform verwendet und entsprechend den Regelungen von DIN prEN 1993-1-14 [34] für Bleche mit kurzer Spannweite skaliert. In diesem Zusammenhang wird auf die Berücksichtigung einer Kombination mehrerer Beulformen verzichtet, da einerseits der Einfluss als sehr gering einzustufen ist und andererseits das maßgebende Versagen bekannt ist. Weiters wird im Rahmen dieser Arbeit die Untersuchung von Eigenspannungen aus Gründen der Begrenzung des Forschungsaufwands nicht berücksichtigt.

**Geometrische und strukturelle Imperfektionen:** Unter Imperfektionen werden Unregelmäßigkeiten im Tragwerk verstanden, welche sich in zwei Kategorien unterteilen lassen: Hierzu zählen

- **geometrische Imperfektionen** in Form von Abweichungen der Querschnittsabmessungen, Abweichungen von der planmäßig ebenen Mittelfläche durch Vorverformungen bzw. Vorbeulen und durch Abweichungen von der planmäßig zentrischen Krafteinleitung sowie
- **strukturelle Imperfektionen** in Form von Eigenspannungen aus verschiedenen Abkühlungsprozessen (Schweißen, Walzen oder Warmrichten), Eigenspannungen aus plastischer Formänderung (Kaltrichten, lokales Fließen, etc.) und Inhomogenitäten und Anisotropien [14].

### 4.3. Validierung des Modells

#### 4.3.1. Allgemeines

Im Folgenden wird die Validierung des zuvor beschriebenen numerischen Modells anhand der Versuchsergebnisse aus Kapitel 3 behandelt. Unter Anwendung der zuvor beschriebenen Geometrie, Randbedingungen, Elementauswahl, Materialwahl sowie Imperfektionen konnte eine hohe Übereinstimmung mit den Trägerversuchen erzielt werden.

Um das Modell zu validieren, erfolgte eine Gegenüberstellung der Traglastkurven, eine Gegenüberstellung der Versagensmodi sowie eine Gegenüberstellung der berechneten mit den gemessenen Dehnungen. In Anhang D sind die numerischen Versuchsnachrechnungen aller Versuchskörper mit Eingangswerten, Traglasten sowie Kraft-Verschiebungs- bzw. Momenten-Verdrehungs-Kurven dokumentiert.

#### 4.3.2. Vergleich Traglastkurven

Im ersten Schritt der Validierung erfolgte die Gegenüberstellung der Kraft-Verschiebungs- bzw. Momenten-Verdrehungs-Kurven. Neben der grafischen Überlagerung der Kurven erfolgt auch der Vergleich der maximalen Traglasten. Da in den Versuchen kein globales Versagen und damit keine eindeutige Traglast bestimmt werden konnte, wird die Traglast wie zuvor mit dem Verformungskriterium von  $L/300$  sowie zusätzlich über die maximal zulässige Dehnung bestimmt. In DIN prEN 1993-1-14 [34] wird diese Vorgangsweise für Traglastkurven ohne ausgeprägten Maximalwert empfohlen. Für die maximal zulässige Dehnung wurde ebenfalls der vorgeschlagene Wert aus diesem Regelwerk von 5 % verwendet. Daher wird nicht nur die Traglast sondern auch der zugehörige Lastweg bzw. Verdrehungswinkel im Finite-Elemente-Modell bei Erreichen der maximalen Dehnung von 5 % ausgelesen. Zum Vergleich wurde die Traglast aus den Versuchsergebnissen beim selben Lastweg bzw. Verdrehwinkel herangezogen.

Im Anschluss an die Kraft-Verschiebungs- und Momenten-Verdrehungs-Kurven erfolgt im letzten Abschnitt dieses Kapitels eine Untersuchung, welche die Abbildung der Versuchsbedingungen optimiert bzw. die Parameter an die tatsächlichen Versuchsgegebenheiten anpasst. Hierbei erfolgte ebenfalls eine Gegenüberstellung der Kraft-Verschiebungs-Kurven.

### Kraft-Verschiebungs-Kurven

In Abbildung 4.1 sind die Kraft-Verschiebungs-Kurven der vier Versuche sowie die entsprechenden numerischen Berechnungen dargestellt. Die in den Diagrammen markierten Punkte kennzeichnen die ermittelten Traglasten nach Erreichen des Verformungskriteriums und des 5 %-Dehnungskriteriums. Es zeigt sich, dass mit Ausnahme von Versuchskörper B1, immer zuerst das Dehnungskriterium erreicht wird. Der grafische Vergleich der Traglastkurven des Versuches mit denen der Finite-Elemente-Berechnung zeigt eine hohe Übereinstimmung insbesondere im Anfangsbereich bei geringer Verformung. Erst bei größeren Verformungen ab ca. 60 mm nehmen auch die Abweichungen der Kraft-Verschiebungs-Kurven zu.

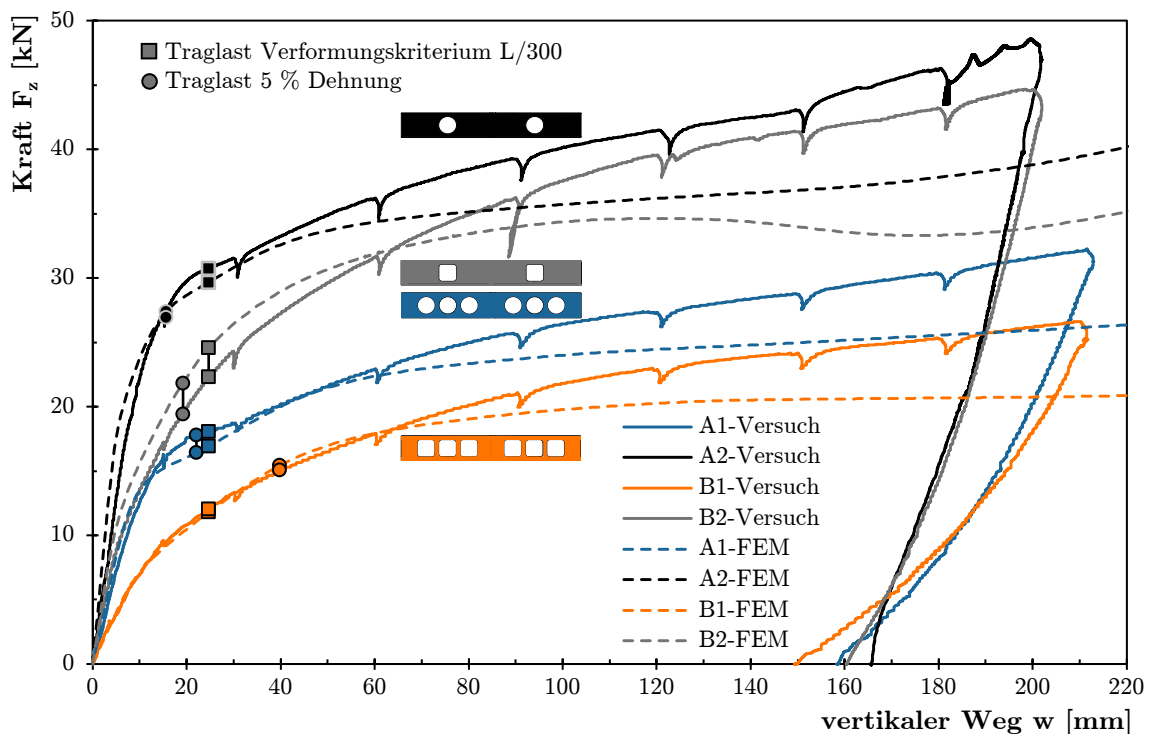


Abbildung 4.6: Vergleich der Kraft-Verschiebungs-Traglastkurven

Mit Ausnahme des Versuchskörpers B2 kann festgestellt werden, dass die Kurven kein (lokales) Maximum aufweisen, wie es auch bei den Versuchen der Fall ist. Dies könnte auf den in Abschnitt 3.7 erwähnten Schraublinieneffekt zurückzuführen sein, welcher bei allen Versuchskörpern mit der FEM-Simulation abbildbar ist. Allerdings ist der Effekt nicht so ausgeprägt, wie in den Versuchen. Im finalen Abschnitt dieses Kapitels, der den Titel "Parameteranpassung an die tatsächlichen Versuchsgegebenheiten" trägt, soll die Thematik näher erörtert werden. Außerdem ist zu erkennen, dass die Simulation die Anfangssteifigkeit des Versuchskörpers B1 gut abbildet. Dies lässt sich dadurch erklären, dass dieser Träger die geringste Torsionssteifigkeit aufweist und somit die Steifigkeit des Versuchsstandes den geringsten Einfluss hat. Die Steifigkeit des Versuchsstandes wurde im Hinblick auf eine möglichst geringe Anzahl von Parameter bei der numerischen Nachrechnung der Versuche in vereinfachter Form als RBE3 modelliert und nicht mit berechneten Steifigkeiten. Die Abbildung des

Versuchsstandes mit RBE3 ist steifer, was zur Folge hat, dass mit zunehmender Torsionssteifigkeit des Versuchskörpers die Anfangssteifigkeit immer „ungenauer“ nachgebildet werden kann.

Die Traglasten beim Erreichen der 5 %-Dehnung sowie zum Zeitpunkt des Überschreitens des Verformungskriteriums sind in Tabelle 4.1 dokumentiert. Zusätzlich sind die jeweiligen Abweichungen ebenfalls ausgewiesen. Beim Vergleich der Traglastkurven der Versuchskörper A1 und B1 zeigt sich die beste Übereinstimmung mit der Finite-Elemente-Berechnung, während bei den Traglasten der Versuchskörper A2 und B1 die höchste Übereinstimmung mit der Nachrechnung zu beobachten ist. Die numerischen Versuchsnachrechnungen zeigen für das Dehnungskriterium mit einer Abweichung von ca. 2 % im arithmetischen Mittel über alle Versuche insgesamt eine gute Übereinstimmung. Die Standardabweichung der Stichprobe beträgt 8,2 %. Für das Verformungskriterium ist im arithmetischen Mittel über alle Versuche keine Abweichung feststellbar. Hier beträgt die Standardabweichung der Stichprobe 7,2 %.

**Tabelle 4.1:** Vergleich der Traglasten

Versuchskörper	Traglast 5 % Dehnung		$\frac{F_{z,FEM}}{F_{z,V}}$	Traglast L/300		$\frac{F_{z,FEM}}{F_{z,V}}$
	Versuch [kN]	FEM [kN]		Versuch [kN]	FEM [kN]	
A1	17,78	16,42	0,92	18,07	16,94	0,94
A2	26,93	27,39	1,02	30,74	29,67	0,97
B1	15,06	15,42	1,02	12,05	11,81	0,98
B2	19,42	21,83	1,12	22,33	24,56	1,10
		Mittelwert:	1,02		Mittelwert:	1,00
		Standardabweichung:	8,2 %		Standardabweichung:	7,2 %

### Momenten-Verdrehungs-Kurven

Im Zuge der Validation erfolgte neben dem Vergleich der Kraft-Verschiebungs-Traglastkurven auch ein Vergleich der Momenten-Verdrehungs-Kurven. Die Momenten-Verdrehungs-Kurven wurden aus den Messdaten der Kraftmessdose sowie dem Winkelsensor erstellt und sind in Abbildung 4.7 mit den Kurven der numerischen Nachrechnung dargestellt. Die Kurven zeigen eine qualitative Ähnlichkeit mit den zuvor dargestellten Kraft-Verschiebungs-Kurven, so dass die Beobachtungen für die Kraft-Verschiebungskurven sinngemäß auch für die Momenten-Verdrehungskurven gelten.

Auch die in Tabelle 4.2 dokumentierten Momententragfähigkeiten zeigen eine ähnliche Übereinstimmung mit der Finite-Elemente-Berechnung wie die Traglasten in Tabelle 4.1. Diese Erkenntnis lässt den Schluss zu, dass die unabhängig aufgenommenen Messdaten korrekt sind und somit eine adäquate Darstellung der Versuche gewährleistet ist. Der Mittelwert der Abweichungen für das Dehnungskriterium ist identisch mit dem der Traglasten, während die Standardabweichung der Stichprobe mit 7,5 % niedriger ausfällt. Für das Verformungskriterium zeigt sich im arithmetischen Mittel eine Abweichung von ca. 5 %, während die Standardabweichung 4,3 % beträgt.

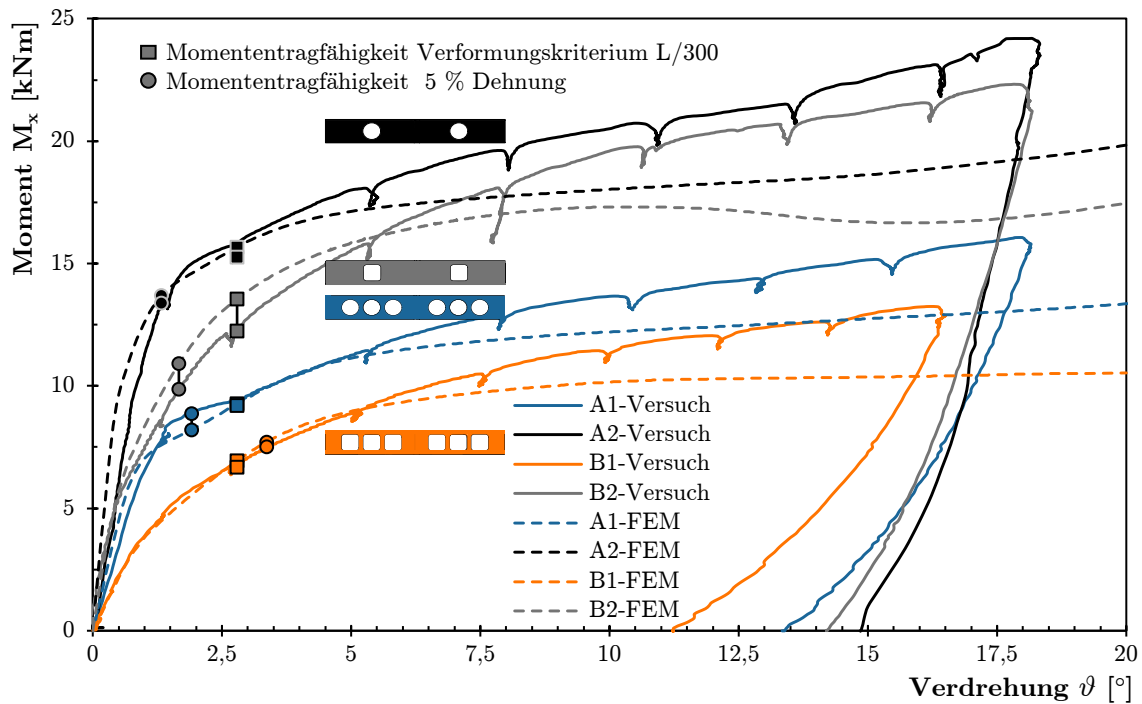


Abbildung 4.7: Vergleich der Momenten-Verdrehungs-Traglastkurven

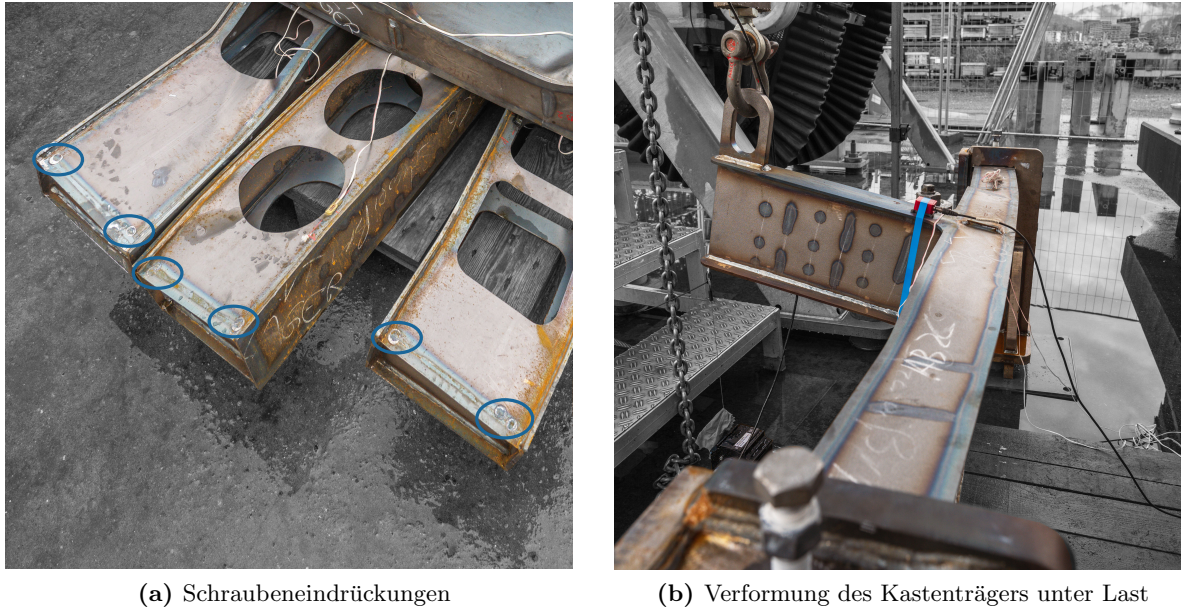
Tabelle 4.2: Vergleich der Momententragfähigkeiten

Versuchskörper	Momententragfähigkeit 5 % Dehnung		$\frac{M_{x,FEM}}{M_{x,V}}$	Momententragfähigkeit L/300		$\frac{M_{x,FEM}}{M_{x,V}}$
	Versuch [kNm]	FEM [kNm]		Versuch [kNm]	FEM [kNm]	
A1	8,21	8,87	0,92	9,19	9,27	1,01
A2	13,70	13,39	1,02	15,27	15,67	1,03
B1	7,71	7,51	1,03	6,68	6,95	1,04
B2	10,92	9,86	1,11	12,24	13,56	1,11
		Mittelwert:	1,02		Mittelwert:	1,05
		Standardabweichung:	7,5 %		Standardabweichung:	4,3 %

### Parameteranpassung an die tatsächlichen Versuchsgegebenheiten

Im Laufe der Versuche wurde festgestellt, dass über die mit Schmiermittel überzogenen Schrauben keine ideal reibungsfreie Lagerung hergestellt werden konnte. Vielmehr wurden die Schrauben mit zunehmender Last in den Versuchskörper gepresst, sodass die lokale Flächenpressung überschritten wurde und lokale Plastifizierungen an den Kontaktstellen beobachtet werden konnten. Diese Schraubeneindrücke sind in Abbildung 4.8a gut erkennbar. Zudem ist ersichtlich, dass bei einigen Schrauben ein Schlupf entstand und es

zu zwei Eindrückungen kam. Der Effekt der Einspannung wurde erst unter einer gewissen Trägerverformung beobachtet und ist in Abbildung 4.8b gut sichtbar.



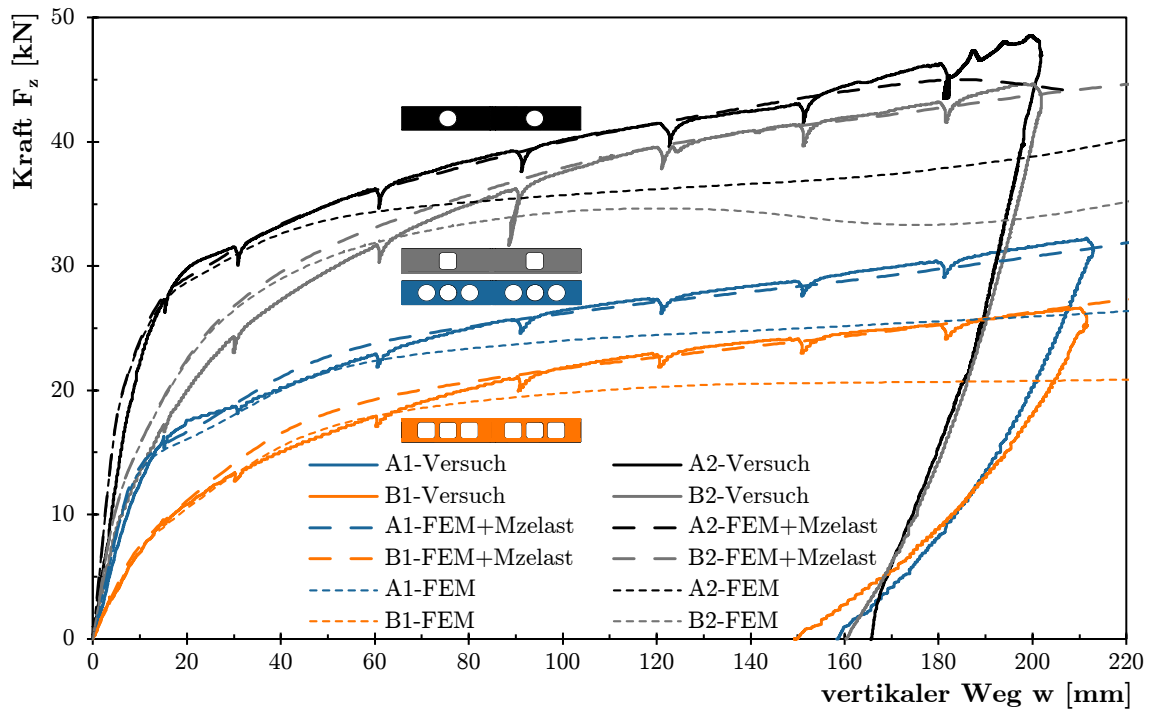
**Abbildung 4.8:** Einspannung eines Momentes um die z-Achse

In Konsequenz dieser Erkenntnisse wurde eine entsprechende Anpassung in den Validationsmodellen vorgenommen. Dabei wurde beim externen Punkt, welcher die Gabellagerung abbildet, zusätzlich das Moment um die z-Achse gehalten. Aufgrund des beobachteten Schlupfes während der Versuche und der Erkenntnis, dass die Auflagerkonsole bei einer Beanspruchung um die z-Achse eine tendenziell weiche Charakteristik aufweist, wurde die Annahme einer Drehfeder als Randbedingung getroffen. Die Verdrehsteifigkeit wurde berechnet und anstatt der RBE3-Verbindung durch eine Balkenformulierung mit einer bestimmten Steifigkeit berücksichtigt.

Die Simulation mit den zuvor beschriebenen zusätzlichen Randbedingungen ergab eine gute Übereinstimmung mit den Versuchen, wie in Abbildung 4.9 erkennbar ist. Hier sind die Kraft-Verschiebungs-Kurven vom Versuch, der FE-Berechnung ohne die Parameteranpassung (-FEM) sowie mit Parameteranpassung (-FEM+Mzelast) dargestellt. Es konnte beobachtet werden, dass die Einspannung um die z-Achse erst ab einer gewissen Verformung der Prüfkörper aktiv wird. Dies ist gut erkennbar durch den Vergleich mit den Traglastkurven ohne Parameteranpassung, welche bis zu einer gewissen Verformung deckungsgleich verlaufen. Besonders im Bereich ab 50 mm vertikalem Weg (je nach Versuchskörper) konnten mit der Anpassung der Randbedingungen die Versuchsergebnisse besser abgebildet werden. Es war damit auch möglich den in Abschnitt 3.7 erwähnte Schraublinienseffekt noch besser abzubilden.

Diese ungewollte Einspannung über die Stellschrauben ist allein als Folge der unzureichenden Ausbildung der Versuchsrandbedingungen zu betrachten und zeigt lediglich Auswirkungen auf

den Bereich großer Verformungen. Da dieser Bereich für die baupraktische Anwendung von untergeordneter Bedeutung ist und die zulässigen Grenzwerte hinsichtlich der Traglast bzw. der Dehnungen vor diesem Bereich erreicht werden, erfolgt im Rahmen der nachfolgenden Vergleiche (vgl. Abs. 4.3.3, Abs. 4.3.4, Abs. 4.3.5) sowie in der Parameterstudie (vgl. Abs. 5) keine Berücksichtigung dieser angepassten Randbedingung der Validationsmodelle.



**Abbildung 4.9:** Vergleich der Kraft-Verschiebungs-Traglastkurven mit einer elastischen Einspannung um die z-Achse

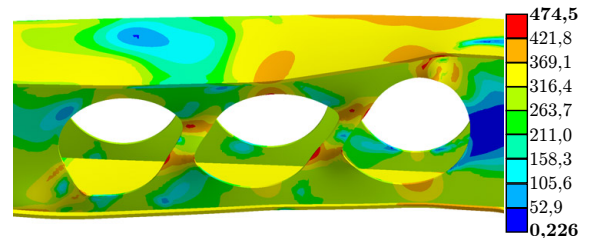
### 4.3.3. Vergleich Versagensmodi

In den nachfolgenden Abbildungen erfolgte ein Vergleich der aufgetretenen Versagensmodi mit den numerischen Simulationen. Die Darstellung der Finite-Elemente-Berechnung entspricht der Vergleichsspannung auf der verformten Geometrie. Der Vergleich zeigte qualitativ eine gute Übereinstimmung bei allen Versuchskörpern.

Bei Versuchskörper A1 (vgl. Abbildung 4.10) wurde die Imperfektion in der numerischen Berechnung mit geändertem Vorzeichen angesetzt, um eine Übereinstimmung der Richtung des Ausknickens mit dem Versuch zu erzielen. Wie sich sowohl im Versuch als auch in der Simulation zeigte, kommt es zu einem Ausknicken der Stegpfosten sowie zu einer Fließgelenkbildung in den äußeren Öffnungen, wobei in den betroffenen Bereichen lokales Beulen erkennbar war.



(a) Versagen Versuch



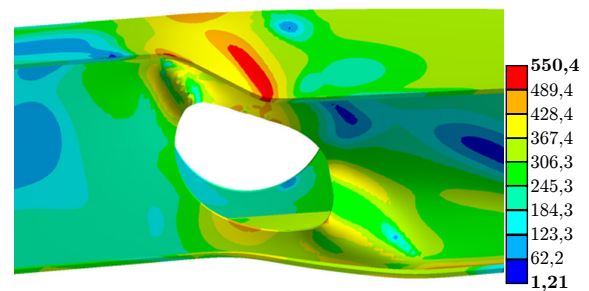
(b) Versagen FEM

**Abbildung 4.10:** Vergleich Versagensmodi Versuchskörper A1

Bei Versuchskörper A2 (vgl. Abbildung 4.11) war die Ausbildung von Zugfeldern im Winkel von ca.  $45^\circ$  quer über die Öffnung zu beobachten, was auch mit der Finite-Elemente-Berechnung eine hohe Übereinstimmung zeigte. Hier musste ebenfalls die Imperfektion mit geändertem Vorzeichen angesetzt werden, damit dasselbe Versagen wie im Versuch erzielt werden konnte.

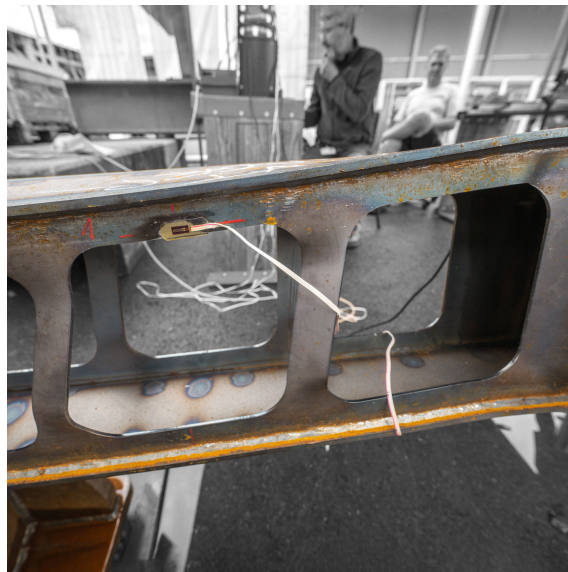


(a) Versagen Versuch

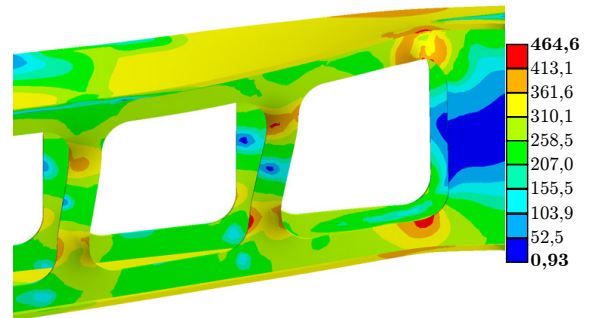


(b) Versagen FEM

**Abbildung 4.11:** Vergleich Versagensmodi Versuchskörper A2



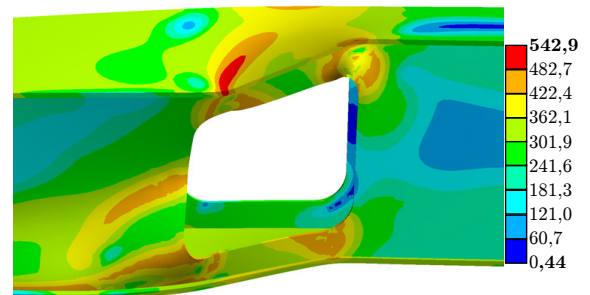
(a) Versagen Versuch



(b) Versagen FEM

**Abbildung 4.12:** Vergleich Versagensmodi Versuchskörper B1

(a) Versagen Versuch



(b) Versagen FEM

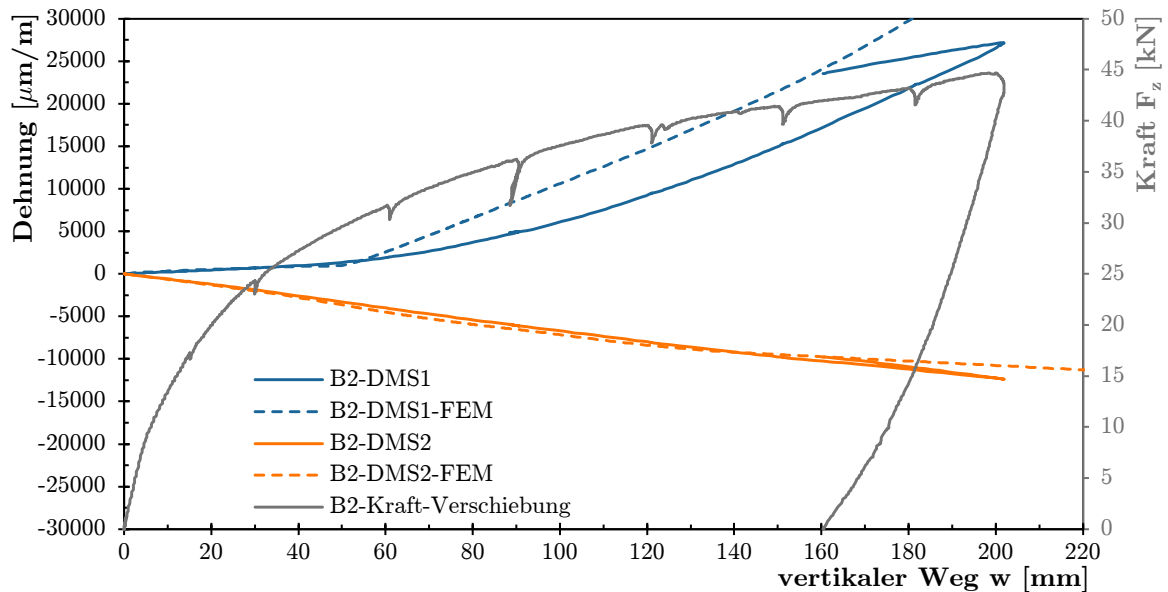
**Abbildung 4.13:** Vergleich Versagensmodi Versuchskörper B2

Wie bereits bei Versuchskörper A1 festgestellt wurde, zeigte auch Versuchskörper B1 (vgl. Abbildung 4.12) ein Ausknicken der Stegpfosten sowie eine Fließgelenkbildung in den Ecken. Die Bildung von Fließgelenken erfolgte dabei in konzentrierterer Form als bei einer runden Öffnung. Bei Versuchskörper B2 (vgl. Abbildung 4.13) war, wie bei Versuchskörper A2, eine Zugfeldbildung festzustellen, wenngleich in weniger ausgeprägter Form. Der Vergleich mit der Finite-Elemente-Berechnung zeigte ebenfalls eine gute Übereinstimmung.

#### 4.3.4. Vergleich Dehnungen Dehnungsmessstreifen

Zur weiteren Validierung wurden die Versuchsträger mit Dehnungsmessstreifen (DMS) versehen, sodass eine Gegenüberstellung der gemessenen mit den berechneten Dehnungen möglich war. Die Ausgabe der Dehnungen aus der numerischen Versuchsnachrechnung erfolgte über den APDL-Befehl *EPTOX*, dadurch wurden die äquivalenten totalen Dehnungen in x-Richtung ausgegeben. Die Angabe der Richtung erfolgte durch die Verwendung von lokalen Koordinatensystemen an den jeweiligen Auswertestellen.

In Abbildung 4.14 ist beispielhaft der Vergleich der Dehnungen für Versuchskörper B2 dargestellt. Zusätzlich zu den gemessenen und numerisch berechneten Dehnungen ist zur Orientierung auch die Traglastkurve dargestellt. Besonders im linearen Anfangsbereich der Traglastkurve zeigen die DMS eine gute Übereinstimmung mit den numerisch berechneten Dehnungen. Danach zeigt im Besonderen DMS1, der im Bereich einer Öffnung appliziert wurde, signifikante Abweichungen. Dies könnte darauf zurückzuführen sein, dass DMS1 bei weiterer Traglasterrhöhung nicht mehr in der Lage war, die Dehnung in Hauptspannungsrichtung korrekt zu erfassen. Eine mögliche Erklärung könnte sein, dass sich die Hauptspannungsrichtung während des Versuchs möglicherweise änderte. Des Weiteren können auch Temperatureinflüsse für Abweichungen in den Resultaten verantwortlich sein.



**Abbildung 4.14:** Vergleich der gemessenen mit den berechneten Dehnungen für Versuchskörper B2

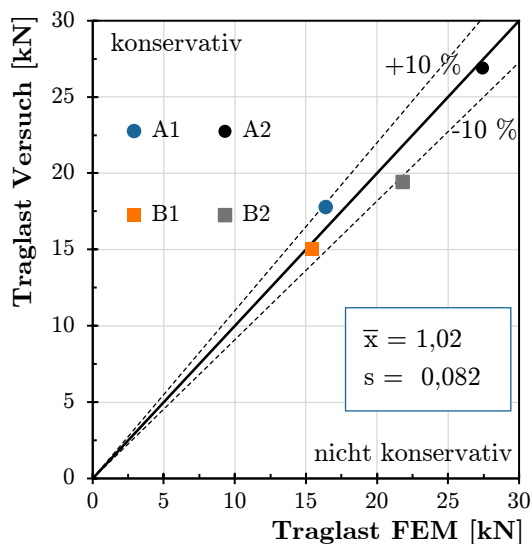
Die Positionen der jeweiligen Dehnungsmessstreifen sowie die Messdaten dieser und eine Gegenüberstellung mit den Ergebnissen der Finite-Elemente-Berechnung sind in Anhang C dokumentiert. Der Vergleich der Dehnungsmessstreifen der anderen Versuchskörper mit der FEM-Berechnung zeigte im Allgemeinen ein ähnliches Bild wie bei Versuchskörper B2. Die Dehnungsmessstreifen 1 zeigten mit fortlaufender Versuchsdauer eine wesentlich niedrigere Dehnung an, wie in der numerischen Nachrechnung berechnet wurde. Eine Ausnahme stellte

der Versuchskörper A1 dar, bei dem die gemessenen Dehnungen an DMS1 größer waren als die berechneten. Die Dehnungsmesstreifen 2, welche stets im niedrig beanspruchten Bereich im Gurt appliziert wurden, zeigen über alle Versuchskörper eine gute Übereinstimmung mit den simulierten Dehnungen.

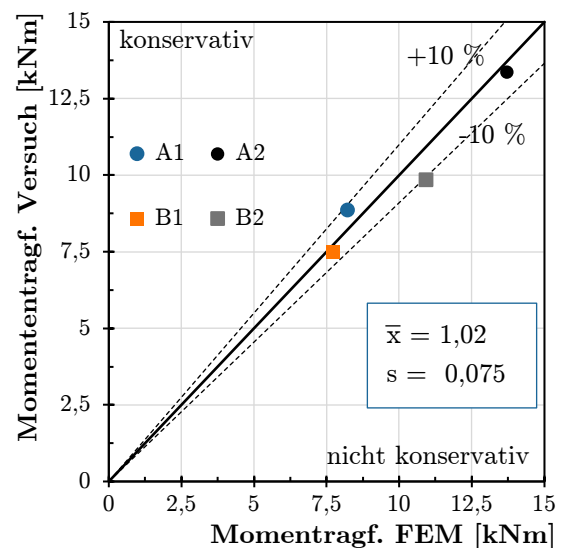
Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass die numerischen Dehnungen aus der FE-Simulation im Bereich kleiner Verformungen eine gute Übereinstimmung mit den im Versuch gemessenen Dehnungen aufweisen und somit die Ermittlung der Traglast über eine Grenzdehnung von 5 % als eine zulässige Vorgehensweise bestätigt werden kann.

#### 4.3.5. Validierung

Die vorangegangenen Vergleiche zeigten eine gute qualitative und quantitative Übereinstimmung der Versuchsergebnisse mit den numerischen Berechnungen. Neben dem Vergleich der Traglastkurven (Kraft-Verschiebungskurve sowie Momenten-Verdrehungskurve) und der daraus resultierenden Traglasten erfolgte die Validierung auch durch den Vergleich der Versagensmodi sowie durch den Vergleich der berechneten und gemessenen Dehnungen. Insbesondere im Bereich kleiner Verschiebungen bzw. Verdrehungen, wo auch die Vergleichstraglast auf Basis der Grenzdehnung von 5 % und der Grenzverformung von  $L/300$  erreicht wurden, zeigten die numerischen Berechnungen eine sehr gute Übereinstimmung. Der Einfluss von Imperfektionen wurde untersucht und konnte bei den vorliegenden Kastenträgern als gering eingestuft werden.



(a) Vergleich der Traglasten



(b) Vergleich der Momententragsfähigkeit

**Abbildung 4.15:** Vergleich der Versuchsergebnisse mit den Ergebnissen aus den numerischen Berechnungen bei Erreichen der Grenzdehnung von 5 %

Abbildung 4.15a zeigt den Vergleich der Tragfähigkeiten aus den experimentellen Untersuchungen mit den Tragfähigkeiten der validierten numerischen FE-Modelle. Bild 4.15b

zeigt den Vergleich der Momententragfähigkeiten aus den Versuchen mit den Momententragfähigkeiten der numerischen FE-Modelle. In beiden Diagrammen wurden die Traglasten, welche bei 5% Dehnung ermittelt wurden, verwendet und es zeigt sich eine gute Übereinstimmung der Ergebnisse. Im Rahmen der Parameterstudie wurden die Traglasten einheitlich unter Verwendung des 5 %-Dehnungskriteriums ausgewertet. Diese Vorgehensweise basiert auf der Beobachtung, dass bei drei von vier Modellen die 5 %-Dehnung zuerst erreicht wurde, bevor das Verformungskriterium überschritten wurde. Versuchskörper B1 stellt hierbei eine Ausnahme dar, da dieser das Verformungskriterium vor dem Dehnungskriterium erreichte.

Die in diesem Kapitel beschriebenen Untersuchungen und Ergebnisse in der Validierung der FE-Modelle zeigten eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Untersuchungen. Damit kann das numerische FE-Modell als validiert betrachtet werden und ermöglicht die nachfolgend durchgeführte Parameterstudie in Abschnitt 5 um den oben experimentell nicht untersuchten Parameterraum zu erweitern.

---

## 5. Analyse des Tragverhaltens

### 5.1. Allgemeines

In diesem Kapitel wurde eine Parameterstudie mit dem in Kapitel 4 validierten Finite-Elemente-Modell durchgeführt. Ziel dieser Studie ist eine Erweiterung der Datenbasis. Die für die Parameterstudie verwendeten numerischen Modelle wurden entsprechend den in Tabelle 5.1 beschriebenen Eigenschaften auf Grundlage der validierten FE-Modelle erstellt.

**Tabelle 5.1:** Modellaufbau in der Parameterstudie

<b>Eigenschaft</b>	<b>Beschreibung</b>	<b>Verweis</b>
<b>Geometrie</b>	Die Modellierung der Versuchskörper erfolgte unter Berücksichtigung der nominellen Abmessungen, wobei eine Reduktion um den Kragarm erfolgte, siehe unten.	Abs. 3.4.1 mit zusätzlicher Reduktion Kragarm
<b>Lagerung</b>	Die Lagerung wurde identisch zur Versuchsvalidierung eingegeben.	Abs. 4.2.3
<b>Lasteinleitung</b>	Die Modellierung der Lasteinleitung erfolgte mit einem RBE3-Element zwischen externem Punkt und den äußeren Knoten des Querschotts.	siehe unten
<b>Vernetzung</b>	Die Vernetzung erfolgte identisch zur Versuchsvalidierung.	Abs. 4.2.4
<b>Materialmodell</b>	Die aus den Zugversuchen gewonnenen Daten wurden für die Stahlgüten S235 und S355 jeweils zu einem Materialmodell gemittelt.	Werte aus Abs. 4.2.5 gemittelt, entsprechend der folgenden Erläuterung
<b>Imperfektionen</b>	Es wurden die Ersatzimperfektionen entsprechend der ersten Beulform angesetzt.	Abs. 4.2.6

Das für die Parameterstudie verwendete Materialmodell basierte auf einer Mittelung der Ergebnisse aus den Zugversuchen an den Stahlgüten S235 und S355 und ist in Abbildung 5.1 dargestellt. Wie auch in Abschnitt 4 wurde den Stegen das Materialmodell für den Werkstoff S235 zugewiesen, den restlichen Bauteilen wurde das Materialmodell für den Werkstoff S355 zugewiesen.

Mit dem Ziel, die Rechenzeit zu minimieren, wurde die Modellgeometrie um den Kragarm reduziert. Diesbezüglich wurden Vergleichsberechnungen mit und ohne Kragarm durchgeführt, welche ergaben, dass die Abweichungen der Traglasten mit ca. 1,5 % als gering zu bewerten sind. Die Lasteinleitung ohne Kragarm wurde mittels eines externen Punkts im Kragarmab-

stand realisiert, welcher mit den äußeren Knoten des mittleren Querschotts über RBE3-Elemente verbunden wurde (vgl. Abbildung 5.2).

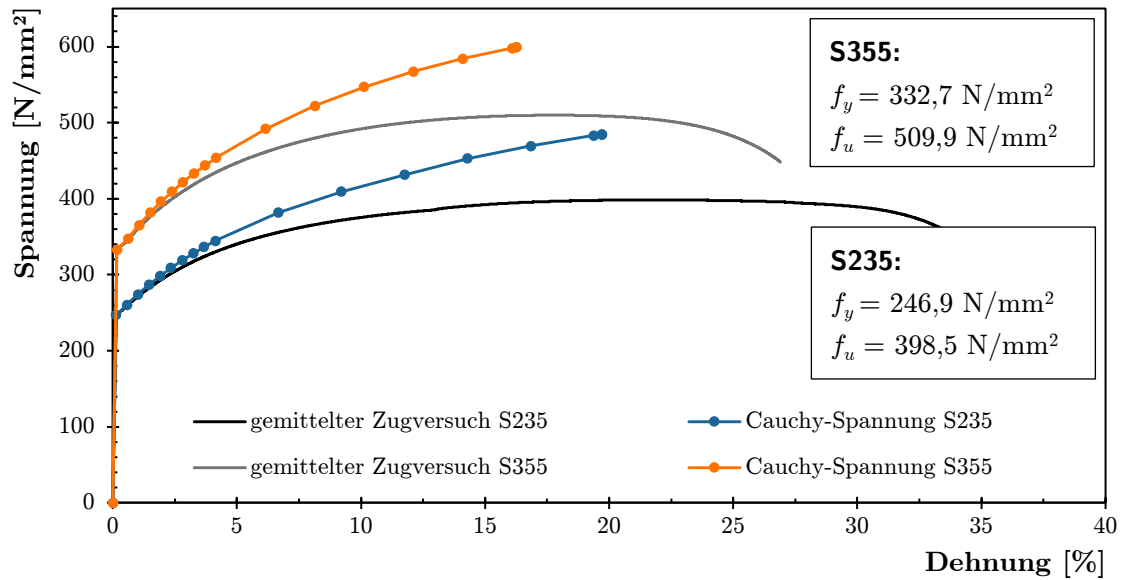


Abbildung 5.1: Verwendete Materialmodelle für S235 und S355

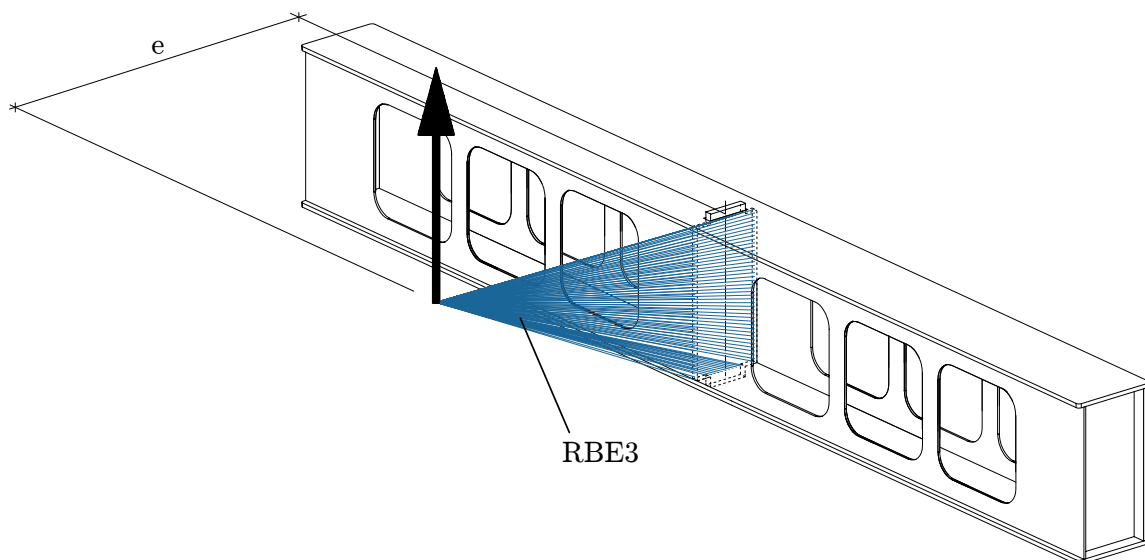


Abbildung 5.2: Reduktion Kragarm

## 5.2. Untersuchte Parameter

Im Rahmen der Parameterstudie wurden eine Vielzahl an Trager untersucht und dabei unterschiedliche Parameter variiert, vgl. Abbildung 5.3. Es wurden die Parameter

- **Stegschlankheit** von 36,67 bis 110 (vgl. Abs. 5.3.1),
- **Öffnungshöhe** von  $0,15h$  bis  $0,75h$  (vgl. Abs. 5.3.2),
- **Öffnungsformen:** rund, quadratisch, rechteckig, länglich und sechseckig (vgl. Abs. 5.3.3),
- **Öffnungsabstand** von  $0,2h$  bis  $1,0h$  (vgl. Abs. 5.3.4), sowie die
- **Exzentrizität** bzw. das Verhältnis von Torsions- zu Biegemoment von 0 bis 2,67 (vgl. Abs. 5.3.5) untersucht.

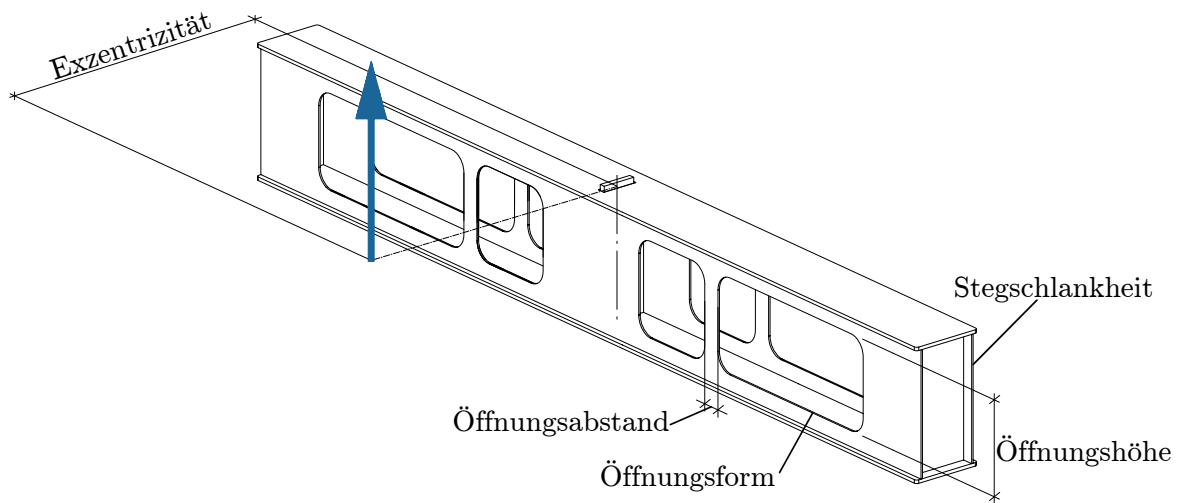


Abbildung 5.3: Untersuchte Parameter

### 5.3. Einfluss der untersuchten Parameter

Im Folgenden wird auf Basis der numerischen Untersuchungen der Einfluss der zuvor aufgeführten Parameter auf das Tragverhalten von Kastenträgern mit Öffnungen beschrieben. Um eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu gewährleisten, wurde in der Regel nur ein Parameter variiert. Die Modelle wurden auf Basis der untersuchten Versuchskörper erstellt, weshalb sie in den meisten Fällen mit dem Namen des jeweiligen Versuchskörpers sowie dem variierten Parameter bezeichnet wurden. Für die Ermittlung der Traglast wurden folgende zwei Kriterien geprüft: Das Erreichen der maximal zulässigen Dehnung von 5 % und für Schubbeulen als maßgebenden Versagensmechanismus das Erreichen des Maximums der Kraft-Verschiebungs-Kurve.

Im Anhang F wird eine Dokumentation aller berechneten Modelle mit den jeweils erreichten Traglasten zur Verfügung gestellt.

#### 5.3.1. Stegslankheit

Im Rahmen der Parameterstudie wurde der Einfluss der Stegslankheit untersucht, wobei eine Variation der Stegblechdicke im Bereich von 2 mm bis 6 mm in 1-mm-Schritten erfolgte

(nachträglich wurden zusätzliche Punkte berechnet). Zusätzlich zu den vier Versuchskörpern wurde auch ein Modell ohne Öffnung (KÖ) für die Untersuchung herangezogen. Die Ergebnisse von insgesamt 25 Modellen sind in Abbildung 5.4 und Abbildung 5.5 dargestellt.

In Abbildung 5.4a ist die Traglast bezogen auf die Stegslankheit dargestellt und Abbildung 5.4b die Traglast bezogen auf die Blechdicke. Es ist zu erkennen, dass sich die Traglasten erwartungsgemäß mit zunehmender Slankheit bzw. abnehmender Blechdicke verringern. Weiterhin ist für hohe Slankheiten zu erkennen, dass sich in diesem Bereich die Tragfähigkeiten annähern. Dies ist dadurch zu erklären, dass in diesem Bereich die Schubbeulfestigkeit zunehmend an Bedeutung gewinnt und der Einfluss der Öffnungsgeometrie abnimmt. Aus Abbildung 5.4b ist ablesbar, dass bei Trägern mit Öffnung ein annähernd linearer Zusammenhang zwischen Traglast und Stegblechdicke besteht. Lediglich beim Versuchskörper A1 knickt die Kurve zwischen 2 mm und 4 mm ab, was darauf zurückzuführen ist, dass sich hier der dominierende Versagensmechanismus vom Stegblechknicken zur Fließgelenkbildung ändert. Beim Träger ohne Öffnung knickt die Kurve bei 5,5 mm Stegblechdicke bzw. bei Slankheit  $\lambda = 40$ , was ebenfalls durch eine Änderung des vorherrschenden Versagensmechanismus erklärbar ist. Bis zu einer Blechdicke von 5,5 mm ist der Versagensmechanismus Schubbeulen maßgebend. Es kann zusätzlich festgestellt werden, dass sich die Tragfähigkeiten der Versuchskörper A1 und B2 im Bereich großer Stegblechdicken bzw. geringer Slankheiten annähern. Im Weiteren lässt sich erkennen, dass in den untersuchten Modellen, der Grenzwert für die Schubbeulgefährdung keinen Einfluss auf die Tragfähigkeiten hat.

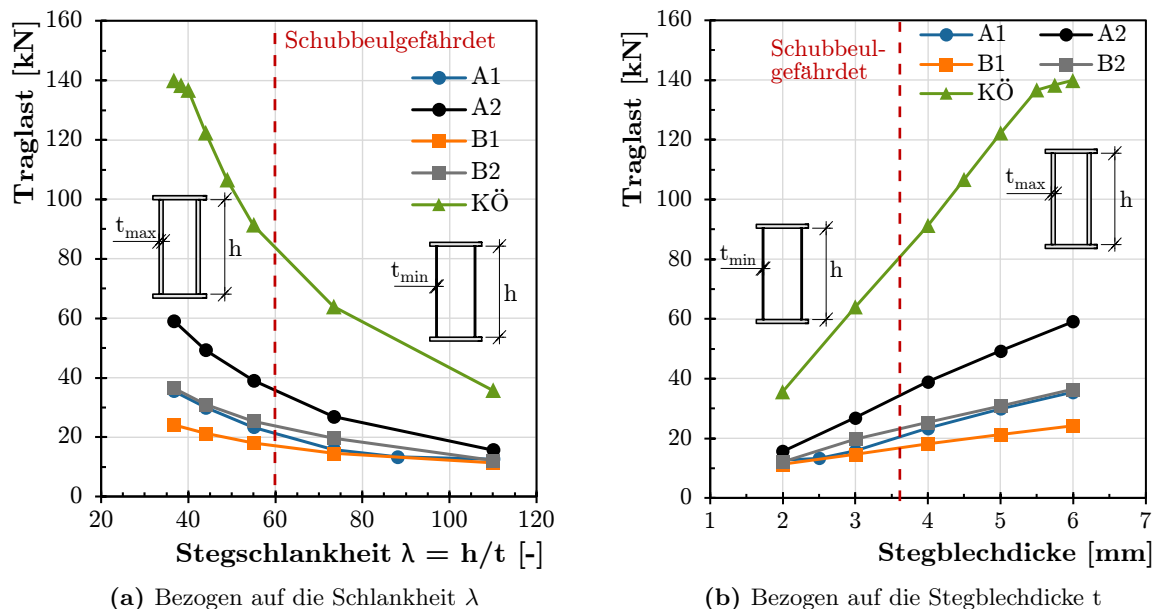


Abbildung 5.4: Einfluss der Stegslankheit bzw. Blechdicke auf die Traglasten

Neben den Traglasten sind zum besseren Verständnis in Abbildung 5.5 zusätzlich die zur Traglast zugehörigen Verdrehungen in Abhängigkeit der Stegslankheiten bzw. Stegblechdicken dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Versuchsträger A1 und B1 im Bereich großer

Stegschlankheiten bzw. geringer Stegblechdicken große Verdrehungen aufweisen. Dies lässt sich dadurch erklären, dass diese Träger eine große Öffnungsfläche besitzen und somit eine geringe Verdrehsteifigkeit, besonders wenn das Stegpfostenknicken der führende Versagensmechanismus ist. Bei Versuchsträger A2 und B2 lässt sich erkennen, dass die Verdrehwinkel mit zunehmender Stegslankheit bzw. abnehmender Stegblechdicke absinken. Dies ist entgegen der Erwartung, lässt sich aber dadurch erklären, dass mit steigender Stegblechdicke eine größere Verdrehung notwendig ist, damit dieselbe Dehnung erreicht werden kann. Beim Träger ohne Öffnung ist bei einer Stegblechdicke von 5 mm ein Ausreißer erkennbar. Der Ausreißer konnte durch die zusätzliche Berechnung von weiteren Zwischenpunkten bestätigt werden. Der Ausreißer lässt sich dadurch erklären, dass beim 4 mm die 5 % Dehnung bereits im Vorbeulbereich erreicht werden, was zu einer geringeren Verdrehung führt. Bei 5 mm Stegblechdicke wird die zulässige Dehnung erst im Nachbeulbereich erreicht, was zu wesentlich größeren Verformungen führt. Beim Modell mit 6 mm Stegblechdicke ist Schubbeulen nicht mehr maßgebend, sondern es stellt sich Fließgelenkbildung an den Lagerstellen als maßgebender Versagensmechanismus ein.

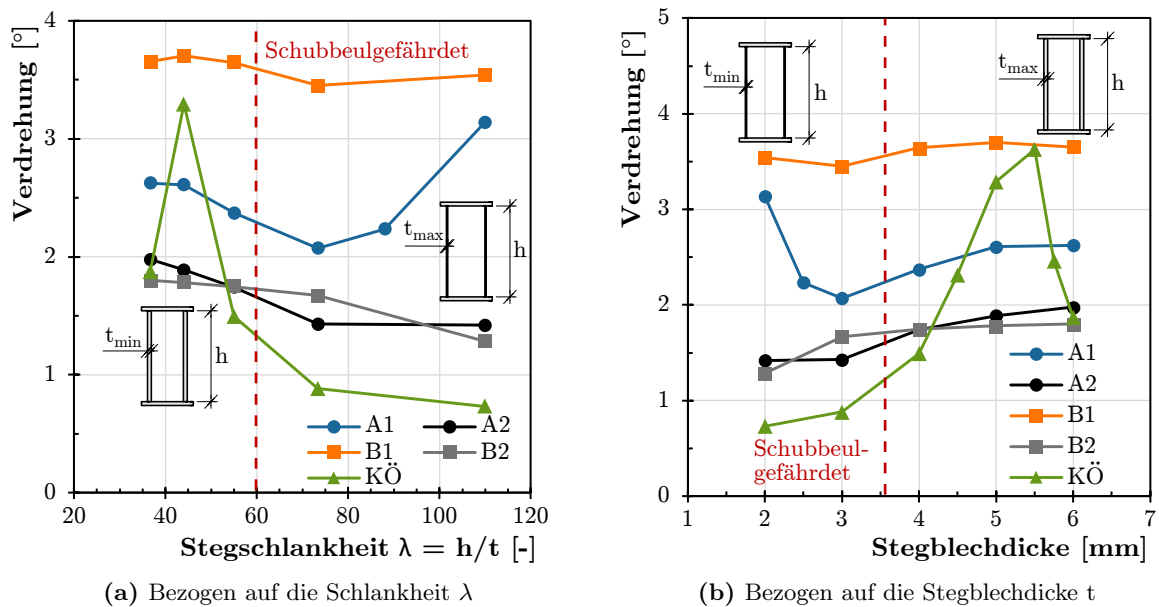


Abbildung 5.5: Einfluss der Stegslankheit bzw. Blechdicke auf die Verdrehung

Abschließend lässt sich feststellen, dass die Stegblechdicke bzw. Stegslankheit einen annähernd linearen Einfluss auf die Traglast von Kastenträgern mit Öffnungen unter Torsionsbeanspruchung hat.

### 5.3.2. Öffnungshöhe

Im Rahmen der Parameterstudie war auch der Einfluss der Öffnungshöhe Gegenstand der Untersuchungen. Es wurden 42 Finite-Elemente-Berechnungen mit einer Variation der Öffnungshöhe von 75 % bis 15 % der Steghöhe durchgeführt. Um die Vergleichbarkeit der

Ergebnisse zu garantieren, wird standardmäßig immer nur ein Parameter variiert. Dies war auch hier der Fall, jedoch wurde hier die Parameterstudie noch dahingehend erweitert, dass zusätzlich noch für Versuchskörper A1 und B1 die Öffnungsabstände jeweils im Verhältnis zur Öffnungshöhe angepasst wurden.

Die Ergebnisse der Untersuchungen mit der alleinigen Variation der Öffnungshöhe sind in Abbildung 5.6 dokumentiert. Eine Betrachtung der in Abbildung 5.6a dargestellten Traglasten zeigt, dass die untersuchten Körper mit Einzelöffnung (A2 und B2) sowie der Körper A1 mit drei Öffnungen eine annähernd lineare Zunahme der Tragfähigkeit mit Abnahme der Öffnungshöhe aufweisen. Eine nichtlineare Zunahme der Traglast mit Abnahme des Öffnungsverhältnisses ist lediglich bei Körper B1 zu beobachten. Im Weiteren zeigt sich eine Annäherung der Traglasten mit Abnahme des Öffnungsverhältnisses, was darauf zurückzuführen ist, dass sich hier Schubbeulen als maßgebliches Versagen einstellt. Die Traglasten sind bei diesem Öffnungsverhältnis denen der Versuchskörper ohne Öffnung (KÖ) am ähnlichsten. Abweichungen von lediglich 1 % (Versuchskörper A2) bis 13 % (Versuchskörper B1) sind zu verzeichnen.

Bei Betrachtung der Einflüsse aus der Öffnungshöhe auf die Verdrehung, vgl. Abbildung 5.6b, sticht insbesondere der Versuchskörper B1 hervor, bei dem mit zunehmendem Öffnungsverhältnis, insbesondere ab einem Wert von 0,45, eine signifikante Erhöhung der Verdrehung zu verzeichnen ist. Eine mögliche Erklärung hierfür könnte in der zunehmenden Relevanz des Versagens des Stegpfostenknickens bei steigender Öffnungshöhe liegen. Die Ergebnisse zeigen, dass bei den übrigen Trägern eine gleichmäßige Zunahme der Verdrehung mit zunehmender Öffnung zu beobachten ist, was den Erwartungen entspricht.

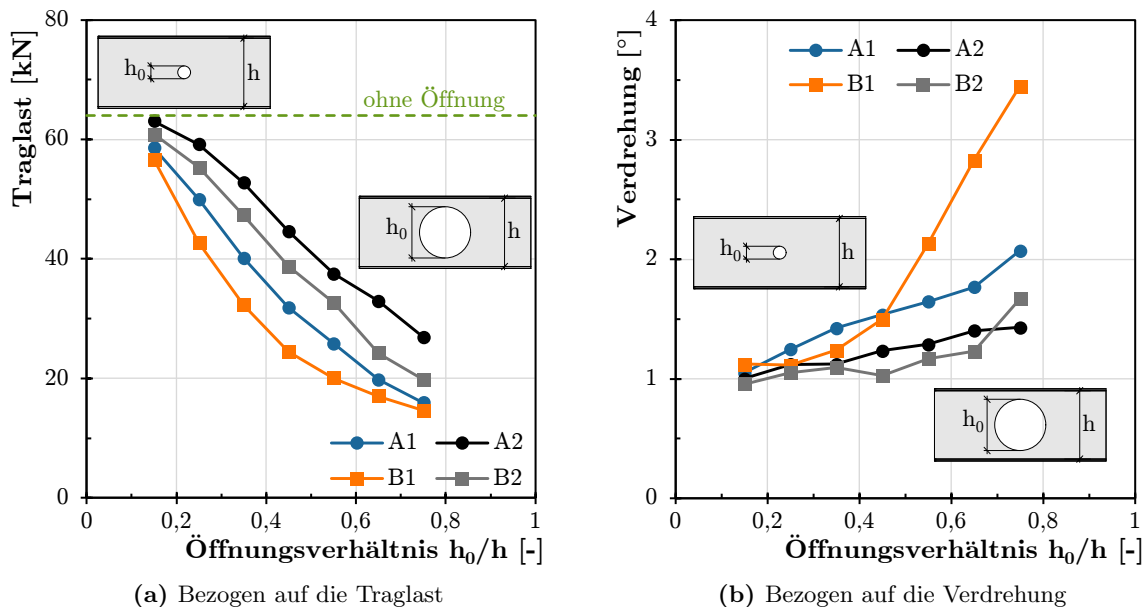


Abbildung 5.6: Einfluss der Öffnungshöhe

In einer zweiten Studie wurde für die Körper A1 und B1 neben der Variation der Öffnungshöhe zudem der Öffnungsabstand im Verhältnis verkleinert. Die Ergebnisse sind in Abbildung 5.7

zusammen mit den Ergebnissen für den konstanten Abstand dargestellt. Wie zu erwarten war, weisen die anfänglichen Traglasten (vgl. Abbildung 5.7a) eine hohe Übereinstimmung auf. Mit zunehmendem Öffnungsverhältnis ist jedoch eine nahezu konstante Minderung der Traglast zu verzeichnen. Diese Reduktion lässt sich auf den geringeren Querschnitt der Stegpfeifen zurückführen. Die Betrachtung der Verdrehungen in Abbildung 5.7b zeigt, dass sich im Vergleich mit den Modellen mit konstantem Öffnungsabstand nur geringe Abweichungen ergeben. Hauptsächlich sind die Abweichungen bei einem Öffnungsverhältnis von 0,15 bis 0,45 zu beobachten. Die Verdrehung bei einem Öffnungsverhältnis von 0,15 ist bei sämtlichen Versuchskörpern nahezu identisch. Eine Erklärung dafür könnte sein, dass bei dieser geringen Öffnungshöhe Schubbeulen maßgebend wird.

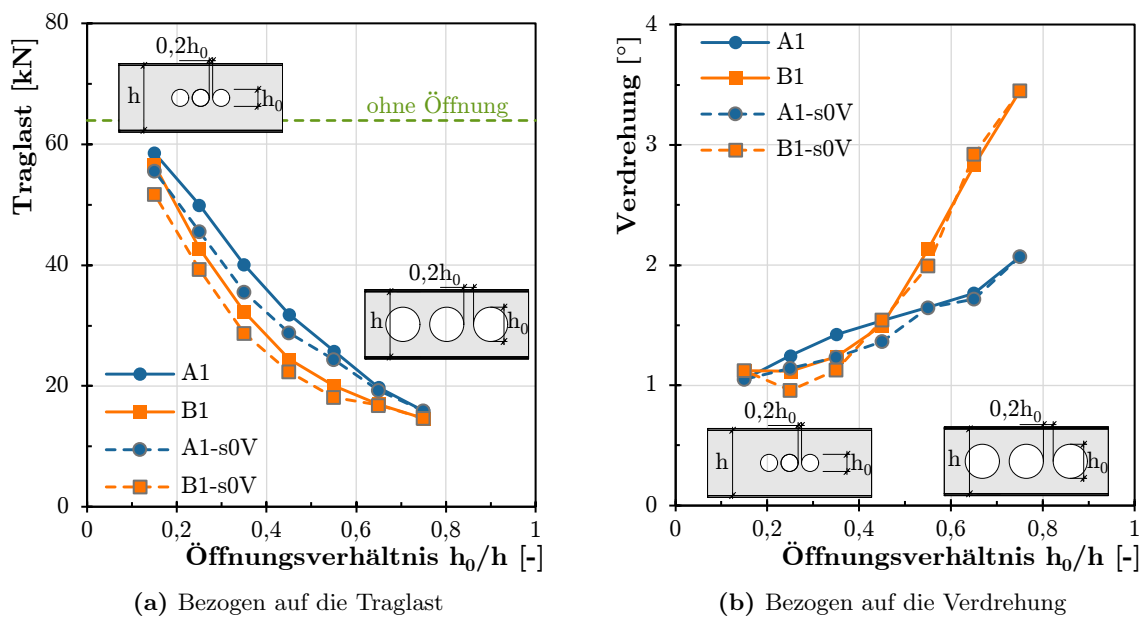


Abbildung 5.7: Einfluss der Öffnungshöhe mit Anpassung der Abstände

### 5.3.3. Öffnungsform

In diesem Abschnitt soll näher auf die Einflüsse der Öffnungsform der Stegöffnungen bei Kastenträgern eingegangen werden. Um die Einflüsse zu untersuchen, wurde eine Parameterstudie mit 30 Modellen durchgeführt.

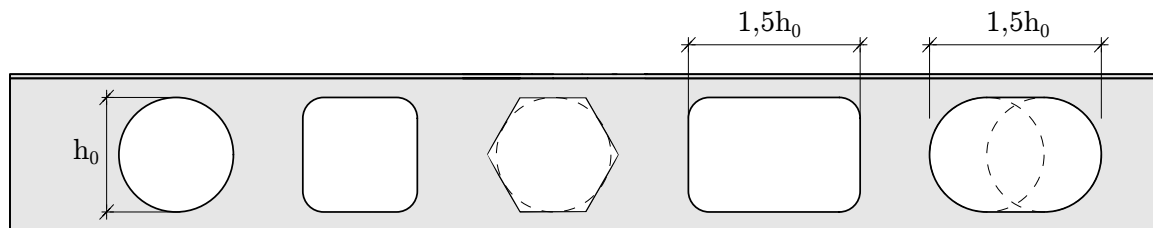


Abbildung 5.8: Untersuchte Öffnungsformen

Untersucht wurden die in Abbildung 5.8 dargestellten Öffnungsformen (von links nach rechts): kreisförmig, quadratisch, sechseckig, rechteckig und länglich. Die Ergebnisse der Untersuchungen sind in Abbildung 5.9 dargestellt. Abbildung 5.9a zeigt, dass die Traglasten der sechseckigen Öffnungsform immer zwischen denen der kreisförmigen und der quadratischen Öffnungsform liegen. Bei einem Öffnungsverhältnis von 0,125, also einer Öffnungshöhe von 12,5 % der Steghöhe, sind die Traglasten von kreisrunder, quadratischer und sechseckiger Öffnung identisch, da hier der maßgebende Versagensmechanismus das Schubbeulen ist. Für sechseckige und quadratische Öffnungen ist bei einem Öffnungsverhältnis von 0,25 noch eine Überlagerung erkennbar. Des Weiteren ist ersichtlich, dass die Traglasten der länglichen und rechteckigen Öffnung bei einem großen Öffnungsverhältnis eine Annäherung an die anderen Öffnungsformen aufweisen. Diese Erkenntnis lässt sich dadurch erklären, dass im Falle von einem großen Öffnungsverhältnis die Fließgelenkbildung den maßgeblichen Anteil an der Traglast hat. Bei kleinen Öffnungsverhältnissen werden die Traglasten der rechteckigen und länglichen Öffnungsform jedoch deutlich unterschritten, während die Werte für kreisrunde, quadratische und sechseckige Öffnungen deutlich höher liegen und bei einem Öffnungsverhältnis von 0,125 nur noch eine Abweichung von 2,6 % zum Träger ohne Öffnung zeigen.

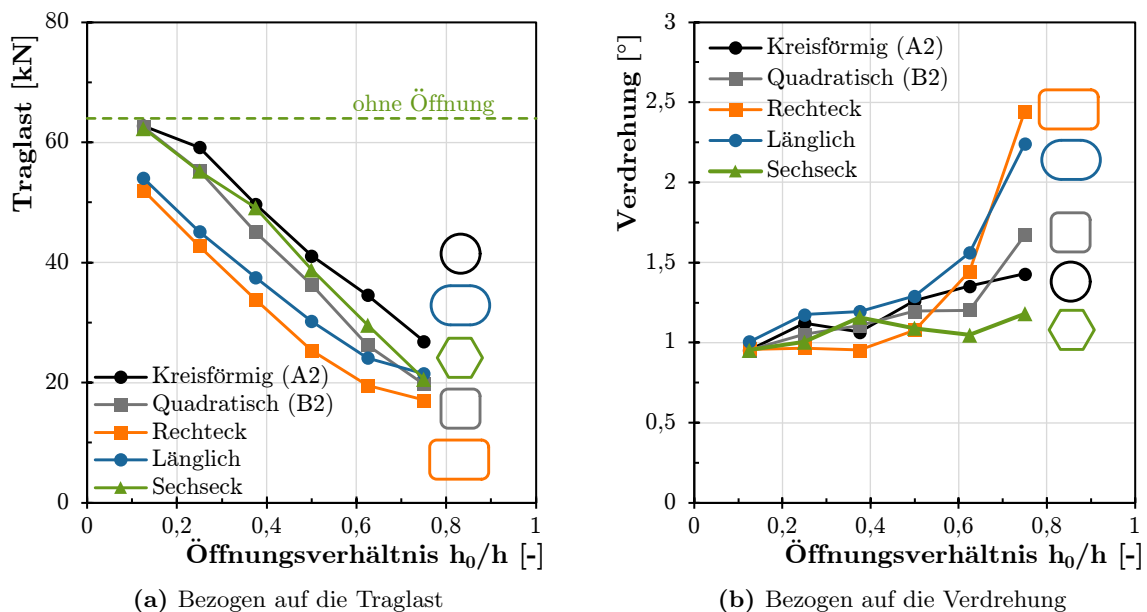


Abbildung 5.9: Einfluss der Öffnungsform

Die Ergebnisse der Verdrehungen in Abhängigkeit vom Öffnungsverhältnis in Abbildung 5.9b zeigen, dass bis zu einem Öffnungsverhältnis von 0,5 alle untersuchten Träger eine ähnliche Verdrehung aufweisen. Erst mit einem größeren Öffnungsverhältnis geht eine signifikante Erhöhung der Verdrehung mit ein, wobei hier die rechteckigen und länglichen Öffnungen die größte Verdrehung und damit die geringsten Verdrehsteifigkeiten zeigen. Dieses Verhalten lässt sich durch die flächenmäßig größeren Ausschnitte bei den betreffenden Trägern erklären.

### 5.3.4. Öffnungsabstand

Bei Vorhandensein mehrerer Öffnungen in einem Kastenträger ist zu beobachten, dass sich diese bis zu einem gewissen Öffnungsabstand beeinflussen. Um denjenigen Öffnungsabstand zu ermitteln, ab welchem sich die Öffnungen gegenseitig beeinflussen, wurde eine Studie mit Variation der Öffnungsabstände durchgeführt. Um die im validierten Grundträger zu untersuchenden Abstände geometrisch realisieren zu können, war es erforderlich, die Anzahl der Öffnungen von drei auf zwei zu reduzieren. Die Abstände wurden im Bereich von  $0,2h_0$  bis  $1,0h_0$  für die kreisrunde sowie quadratische Öffnungsform analysiert.

Die Ergebnisse der Untersuchungen an 18 Finite-Elemente-Modelle sind in Abbildung 5.10 dargestellt. In Abbildung 5.10a zeigt sich, dass bei kreisrunden Öffnungen (A1) bis zu einem Öffnungsabstand von  $0,8h_0$  die Tragfähigkeit ansteigt. Bei einem größeren Öffnungsabstand pendelt sich die Traglast auf einem Niveau von ca. 28 kN ein. Für Kastenträger mit quadratischen Öffnungen (B1) ist ein ähnlicher Effekt zu beobachten, hier pendelt sich die Traglast bei Abständen größer  $0,7h_0$  ein auf einen Wert von ca. 20 kN ein. In der Konsequenz lässt sich ableiten, dass für die untersuchten Träger ab diesem Öffnungsabstand der Einfluss der benachbarten Öffnung als vernachlässigbar gering einzustufen ist. Zum Vergleich seien hier die Werte nach DIN prEN 1993-1-13 [1] angeführt: Hier darf der Einfluss der benachbarten Öffnung bei kreisförmigen und sechseckigen Öffnungen ab einem Abstand von  $1,0h_0$  vernachlässigt werden. Im Falle rechteckiger und länglicher Öffnungen ist der jeweils größere Wert aus dem Mittel der Öffnungslänge der benachbarten Öffnungen sowie der Summe der Öffnungshöhen zu verwenden.

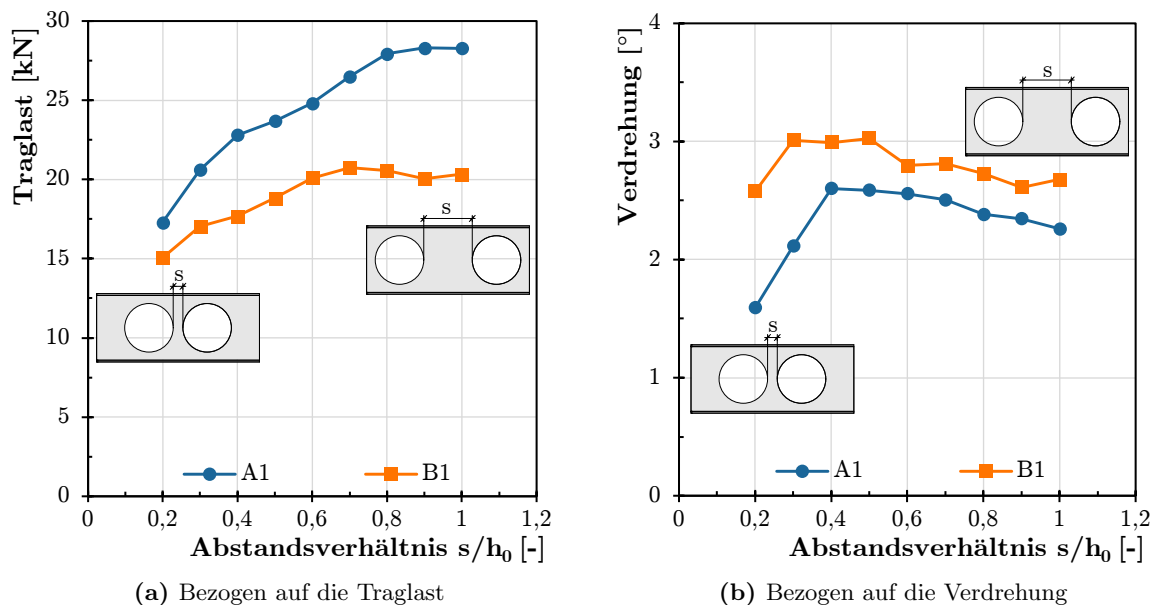


Abbildung 5.10: Einfluss vom Öffnungsabstand

Beim Vergleich von Abbildung 5.10a (bezogen auf die Traglast) und Abbildung 5.10b (bezogen auf die Verdrehung) lässt sich der folgende Zusammenhang feststellen: Die Traglasten vom

Kastenträgern mit kreisförmigen Öffnungen (A1) steigen anfangs bei einem Öffnungsabstand zwischen  $0,2h_0$  und  $0,4h_0$  stärker an im Vergleich zu größeren Öffnungsabständen. Vergleicht man die Traglasten mit den Werten der Verdrehung zeigt sich auch hier ein steilerer Anstieg. Derselbe Effekt lässt sich bei der quadratischen Öffnung (B1) erkennen, hier aber bei einem Öffnungsabstand zwischen  $0,2h_0$  und  $0,3h_0$ . Die Ursache für diesen Effekt liegt darin, dass hier das Stegpfostenknicken maßgebend wird. Mit einer Zunahme des Öffnungsabstands gewinnt eine Kombination mit Fließgelenkbildung bzw. alleiniger Fließgelenkbildung zunehmend an Bedeutung als maßgeblicher Versagensmechanismus.

### 5.3.5. Verhältnis Torsions- zu Biegemoment

Abschließend wurden Untersuchungen zum Einfluss der Interaktion zwischen Biegemoment und Torsionsmoment durchgeführt. Dafür wurden 36 Simulationsmodelle erstellt, bei welchen die Exzentrizität zwischen 0 und 2000 mm in 250 mm Schritten variiert wurde.

Die Ergebnisse der Untersuchungen sind in Abbildung 5.11 dargestellt. Das  $M_x/M_y$  Verhältnis wurden aus den geometrischen Randbedingungen mit der jeweiligen Exzentrizität  $e_y$  wie folgt berechnet:

$$M_x = \frac{F \cdot e_y}{2}; M_y = \frac{F \cdot L_V}{4} \quad (5.1)$$

$$\frac{M_x}{M_y} = \frac{\frac{F \cdot e_y}{2}}{\frac{F \cdot L_V}{4}} = \frac{2 \cdot e_y}{L_V} \quad (5.2)$$

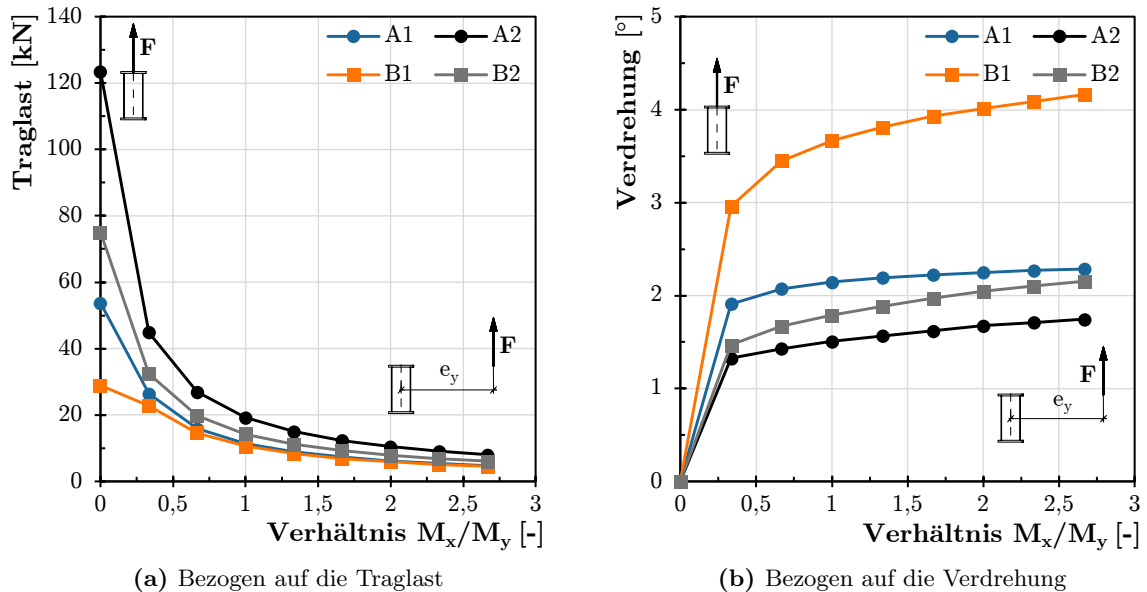
mit

$F$  ... einwirkende Kraft am Kragarm

$e_y$  ... Exzentrizität in y-Richtung

$L_V$  ... Vertikallagerabstand bzw. Abstand der Auflagerkonsolen

Die Darstellung der Traglasten in Abbildung 5.11a weisen im Falle von reiner Biegebeanspruchung sehr hohe Traglasten auf. Diese fallen jedoch mit zunehmender Exzentrizität bzw. dem Verhältnis von  $M_x/M_y$  steil ab. Die höchste Tragfähigkeit zeigt sich, wie bei einem Großteil der Untersuchungen, beim Kastenträger A2, während die niedrigste Tragfähigkeit beim Kastenträger B1 zu verzeichnen ist. Mit zunehmendem Torsionsmoment nähern sich die Tragfähigkeiten der untersuchten Träger einander bzw. einem Grenzwert an. Es ist zu beobachten, dass der Einfluss des Torsionsmoments für das Versagen der Träger wesentlich höher ist als der Einfluss infolge des Biegemomentes. Dies lässt sich dadurch begründen, dass die Öffnungen im Steg für den Lastabtrag einer Torsionsbeanspruchung wesentlich ungünstiger sind als für den Lastabtrag einer Biegebeanspruchung. Das Biegemoment wird in erster Linie über die Flansche abgetragen, während das Torsionsmoment etwa zu gleichen Teilen über Stege und Flansche übertragen wird.

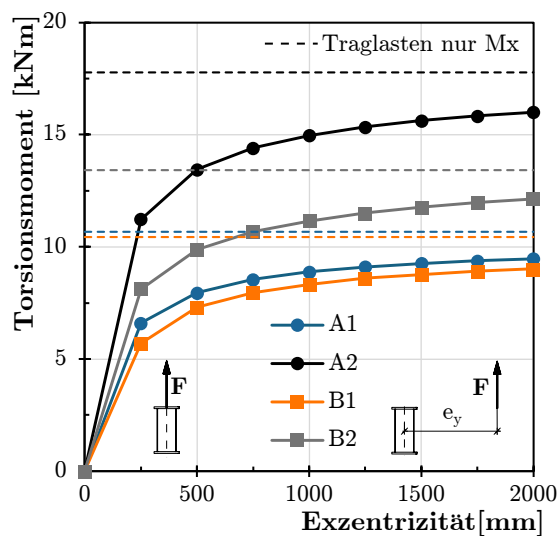


(a) Bezogen auf die Traglast

(b) Bezogen auf die Verdrehung

**Abbildung 5.11:** Einfluss vom Verhältnis Torsions- zu Biegemoment

Betrachtet man den Einfluss des Verhältnisses von Torsions- zu Biegemoment auf die Verdrehung, wie in Abbildung 5.11b dargestellt, so fällt auf, dass insbesondere der Träger B1 bereits bei geringen Torsionsmomenten eine hohe Verdrehung aufweist. Eine mögliche Erklärung hierfür könnte das Ausknicken der Stegpfosten sein, die bei der quadratischen Öffnung durch die konzentrierte Fließgelenkbildung in den Ecken begünstigt wird. Die übrigen untersuchten Träger zeigen eine ähnliche Verdrehung, die sich nach einem anfänglich steilen Anstieg über den untersuchten Bereich annähernd linear verhält. Erwartungsgemäß sind die Verdrehungen bei dem Träger mit einer kreisrunden Öffnung am geringsten.

**Abbildung 5.12:** Aufgebrachtes Torsionsmoment im Verhältnis zur Exzentrizität

In Abbildung 5.12 sind die erreichten Torsionsmomente in Abhängigkeit der Exzentrizität dargestellt. Zusätzlich sind die maximal erreichten Torsionsmomente für die einzelnen Träger unter reiner Torsionsbeanspruchung dargestellt. Es ist zu erkennen, dass auch bei großen Exzentrizitäten das Biegemoment einen Einfluss auf die Tragfähigkeit ausübt. Der quantitative Einfluss liegt bei allen Trägern in einem ähnlichen Bereich. Der Einfluss des Biegemomentes bei großen Exzentrizitäten, könnte darauf zurückzuführen sein, dass bei der untersuchten Öffnungshöhe von 75 % der Steghöhe die Fließgelenkbildung einen großen Anteil an der Tragfähigkeit hat. Diese wird sowohl durch das Biegemoment als auch durch das Torsionsmoment ungünstig beeinflusst.

#### 5.4. Zusammenfassung und Ableitung von Grenzwerten

Im Zuge der Parameterstudie wurden die Einflüsse einer Vielzahl von Parametern untersucht, wodurch eine Vergrößerung der Datenbasis erzielt werden konnte und neue Erkenntnisse zum Last-Verformungsverhalten von Kastenträgern mit Öffnungen aufgezeigt wurden. Gegenstand der numerischen Untersuchung waren die Parameter Stegchlankheit, Öffnungsform, Öffnungshöhe, Öffnungsabstand sowie die Exzentrizität. Im Folgenden sollen die wichtigsten Erkenntnisse zusammengefasst und Grenzwerte abgeleitet werden.

Die Untersuchung der Stegchlankheit bzw. Stegblechdicke haben einen linearen Zusammenhang zwischen der Traglast und der Öffnungsgeometrie von Kastenträgern aufgezeigt. Je dünner das Blech beziehungsweise, je größer die Schlankheit, umso mehr nähern sich die Tragfähigkeiten der untersuchten Träger an. Dies lässt sich darauf zurückführen, dass bei großen Schlankheiten Schubbeulen maßgebend wird und die Öffnungsgeometrie eine zunehmend untergeordnete Rolle spielt.

Im Rahmen der Studie wurde zudem der Einfluss der Öffnungshöhe untersucht. Hierbei konnte festgestellt werden, dass bei zunehmender Öffnungshöhe eine lineare Abnahme der Tragfähigkeiten zu beobachten ist. Eine Ausnahme stellt Versuchskörper B1 dar, bei dem sich die Abnahme der Tragfähigkeit nichtlinear verhält.

Die Analyse von verschiedenen Öffnungsformen, darunter kreisförmig, quadratisch, sechseckig, rechteckig und länglich, zeigte die folgenden Erkenntnisse: Es konnte festgestellt werden, dass sich die Traglasten von Kastenträgern mit sechseckigen Öffnungen stets zwischen denen der kreisförmigen und der quadratischen Öffnungsform liegen. Des Weiteren konnte eine Annäherung der Traglasten von Trägern mit längsförmigen Öffnungen (länglich und rechteckig) bei zunehmendem Öffnungsverhältnis verzeichnet werden. Dieser Effekt lässt sich durch den Wechsel des maßgebenden Versagensmechanismus von Schubbeulen zu Fließgelenkbildung erklären.

In der Parameterstudie wurde darüber hinaus der Einfluss des Öffnungsabstands auf die Träger mit eng beieinanderliegenden Öffnungen untersucht. Die Untersuchung ergab, dass bei Kastenträgern mit kreisrunden Öffnungen die Traglast bis zu einem Abstand von  $0,8 h_0$  ansteigt und sich danach auf einem Plateau einpendelt. Ein ähnliches Verhalten konnte für den Kastenträger mit quadratischen Öffnungen beobachtet werden. Hier gleichen sich die Traglasten ab einem Abstand von  $0,7 h_0$  an. Aus den gewonnenen Erkenntnissen lässt sich

ableiten, dass ab den genannten Abständen die benachbarten Öffnungen keinen Einfluss mehr auf die Traglast ausüben.

Der letzte Parameter, dessen Variation Gegenstand der Untersuchung war, betraf das Verhältnis von Torsions- zu Biegemoment bzw. die Exzentrizität. Hier konnte festgestellt werden, dass sobald der Träger mit einem Torsionsmoment belastet wird bzw. eine Exzentrizität in der Krafteinleitung vorliegt, die Tragfähigkeit stark abnimmt. Der größere Einfluss der Öffnungen auf die Torsionstragfähigkeit erklärt sich dadurch, dass der Steg in ähnlichen Teilen an der Abtragung beteiligt ist wie der Flansch. Im Gegensatz dazu ist für die Biegetragfähigkeit hauptsächlich der Flansch von Bedeutung.

Aus den Resultaten der Parameterstudie lassen sich folgende Grenzwerte ableiten:

- **Öffnungsabstand:** Die durchgeführten numerischen Untersuchungen von diesem Parameter haben ergeben, dass der Einfluss der benachbarten Öffnung auf den untersuchten Trägern ab einem Öffnungsabstand von  $0,8 h_0$  als gering einzustufen ist. Auf der konservativen Seite liegend werden daher die Grenzwerte nach DIN prEN 1993-1-13 [1] empfohlen, bei kreisförmigen und sechseckigen Öffnungen der Abstand von  $1,0h_0$  und im Falle rechteckiger und länglicher Öffnungen der jeweils größere Wert aus dem Mittel der Öffnungslänge der benachbarten Öffnungen sowie der Summe der Öffnungshöhen zu verwenden.
- **Öffnungshöhe:** Unter Torsionsbelastung ist der Einfluss einer Stegöffnung bis zu sehr geringen Öffnungshöhen von Relevanz. Die Untersuchung der Öffnungshöhe sowie der Öffnungsform haben ergeben, dass bei Einzelöffnungen (siehe oben), welche eine quadratische, kreisförmige oder sechseckige Form aufweisen, ab bei einer Öffnungshöhe von 12,5 % der Steghöhe die Traglast nur noch um 2,6 % abnimmt. Daher kann der Einfluss der Öffnung ab dieser Öffnungshöhe als vernachlässigbar betrachtet werden.

## 5.5. Analytischer Ansatz

### 5.5.1. Allgemeines

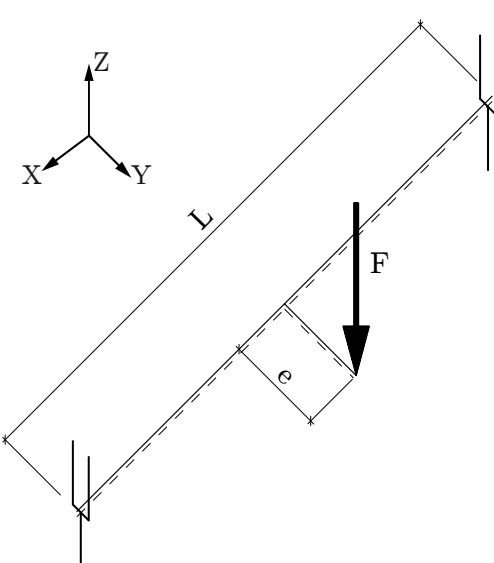
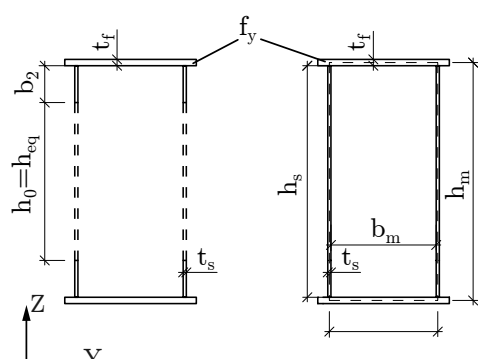
Die Untersuchungen dieser Masterarbeit wurden durchgeführt aufgrund der Erkenntnis, dass die Berechnung von Öffnungen im Stabwerksprogramm zu konservativ erfolgt. Dies wird deutlich, wenn Öffnungen im Stabwerksprogramm bei Kastenträgern in der Modellierung berücksichtigt werden und der Träger durch eine Torsionsbeanspruchung belastet wird. In diesem Fall berechnet das Programm an der Stelle der Öffnung die Tragfähigkeit für einen zweiteiligen offenen Querschnitt, was zu einer beträchtlichen Minderung der Tragfähigkeit im Vergleich zum geschlossenen Kastenträger führt. Die Ergebnisse der durchgeführten Versuche und der numerischen Untersuchungen zeigen, dass die Tragfähigkeiten wesentlich höher liegen. Im Folgenden soll daher ein einfacher analytischer Ansatz entwickelt werden, um diesen Erkenntnissen besser Rechnung tragen zu können. Eine Betrachtung der einzelnen Versagensmechanismen und deren Tragfähigkeit wird aus Gründen der Begrenzung des Forschungsaufwandes nicht berücksichtigt. Vielmehr soll ein konservatives Modell zur Berücksichtigung des Einflusses der Öffnungen erstellt werden, welches die Tragfähigkeiten besser abbildet.

### 5.5.2. Herleitung von einem Bemessungsmodell

#### Berechnung von Einwirkung und Widerstand

Die Berechnung der einwirkenden Schnittgrößen, welche entsprechend der Balkentheorie für einen beidseitig gabelgelagerten Einfeldträger durchgeführt wird, sowie die Berechnung der Widerstandswerte sind in Tabelle 5.2 dokumentiert.

**Tabelle 5.2:** Berechnung von Einwirkung und Widerstand

Einwirkung	Widerstand
	
$M_{x,Ek} = \frac{F \cdot e}{2}$ $M_{y,Ek} = \frac{F \cdot L}{4}$ $V_{z,Ek} = \frac{F}{2}$	$M_{x,Rk} = W_{T,Ersatz} \cdot \frac{f_y}{\sqrt{3}}$ $M_{y,Rk} = W_{y,el} \cdot f_y$ $V_{z,Rk} = 4 \cdot b_2 \cdot t_s \cdot f_y$
Interaktion	
$\left( \frac{\sigma_x}{f_y} \right)^2 + \left( \frac{\tau}{\tau_R} \right)^2 = \left( \frac{M_{y,Ek}}{M_{y,Rk}} \right)^2 + \left( \frac{V_{z,Ek}}{V_{z,Rk}} + \frac{M_{x,Ek}}{M_{x,Rk}} \right)^2 \leq 1$	
<p>Dabei sind</p> <p><math>W_{T,Ersatz}</math> ... Ersatz-Torsionswiderstandsmoment, wie im folgenden Abschnitt beschrieben</p> <p><math>W_{y,el}</math> ... elastisches Widerstandsmoment um die y-Achse</p> <p><math>f_y</math> ... Streckgrenze vom verwendeten Material</p>	

Auf der sicheren Seite liegend wird die Interaktion unter Verwendung des Fließkriteriums angewendet. Obwohl die Traglasten bei 5 % Dehnung, also im plastischen Bereich erreicht wurden, wird im Folgenden mit den elastischen Querschnittswerten gerechnet. Dies lässt sich damit begründen, dass zum Zeitpunkt des Erreichens der Traglast nur Teile vom Querschnitt,

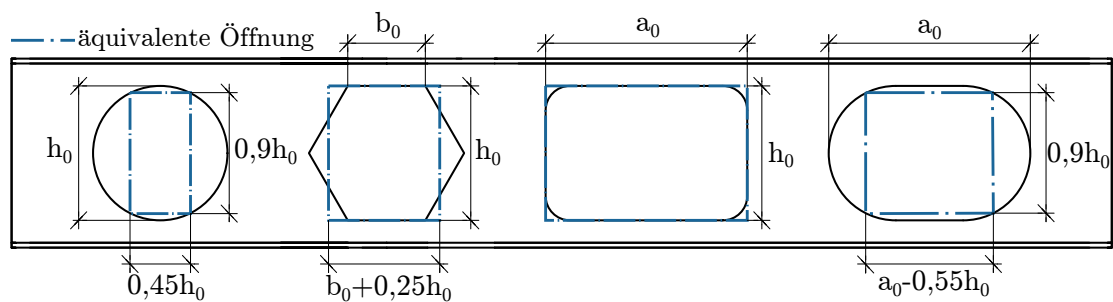
besonders um die Öffnungen herum, plastifiziert sind. Ein großer Teil vom Träger befindet sich noch im elastischen Zustand. Die Untersuchungen zur Herleitung eines analytischen Ansatzes wurden allesamt auf charakteristischem Niveau durchgeführt, weshalb bei der Ermittlung von Einwirkung und Widerstand auf die Berücksichtigung von Teilsicherheitsbeiwerten verzichtet wurde.

### Umrechnung der Träger in äquivalente Vierendeelträger

Um den Einfluss der Öffnungsform möglichst einfach zu berücksichtigen wurden die Kastenträger mit den verschiedenen Öffnungsformen in äquivalente Vierendeelträger umgerechnet. Die Umrechnung erfolgte mithilfe der in DIN prEN 1993-1-13 [1] angegebenen Empfehlungen, vgl. Tabelle 5.3. Eine grafische Darstellung der Reduktion der verschiedenen Öffnungsgeometrien ist in Abbildung 5.13 gegeben.

**Tabelle 5.3:** Maße für die äquivalenten rechteckigen Öffnungen für unterschiedliche Geometrien auszugsweise aus DIN prEN 1993-1-13 [1, Tab. 8.3]

Öffnungsform	Äquivalente Öffnungslänge $a_{eq}$	Äquivalente Öffnungshöhe $h_{eq}$
Rechteckig	$a_0$	$h_0$
Rund	$0,45h_0$	$0,9h_0$
Länglich	$a_0 - 0,55h_0$	$0,9h_0$
Sechseckig	$b_0 + 0,25h_0$	$h_0$



**Abbildung 5.13:** Darstellung der äquivalenten Öffnungen für verschiedene Geometrien

### Berechnung der Querschnittswerte für Torsion

Das Torsionswiderstandsmoment vom geschlossenen Kastenträger  $W_{T,C}$  wird entsprechend der 1. Bredtschen Formel wie folgt berechnet:

$$W_{T,C} = 2 \cdot A_m \cdot t_{min} \quad (5.3)$$

mit

$A_m$  ... von der Mittellinie eingeschlossene Fläche

$t_{min}$  ... kleinste Blechdicke im Querschnitt

Für den Querschnitt an der Stelle der Öffnung wird das Torsionswiderstandsmoment  $W_{T,O}$  als Widerstand von zwei C-Profilen mit den folgenden Formeln berechnet:

$$I_T = \frac{1}{3} \cdot \sum b_i \cdot t_i^3 \quad (5.4)$$

$$W_{T,O} = \frac{2 \cdot I_T}{t_{max}} \quad (5.5)$$

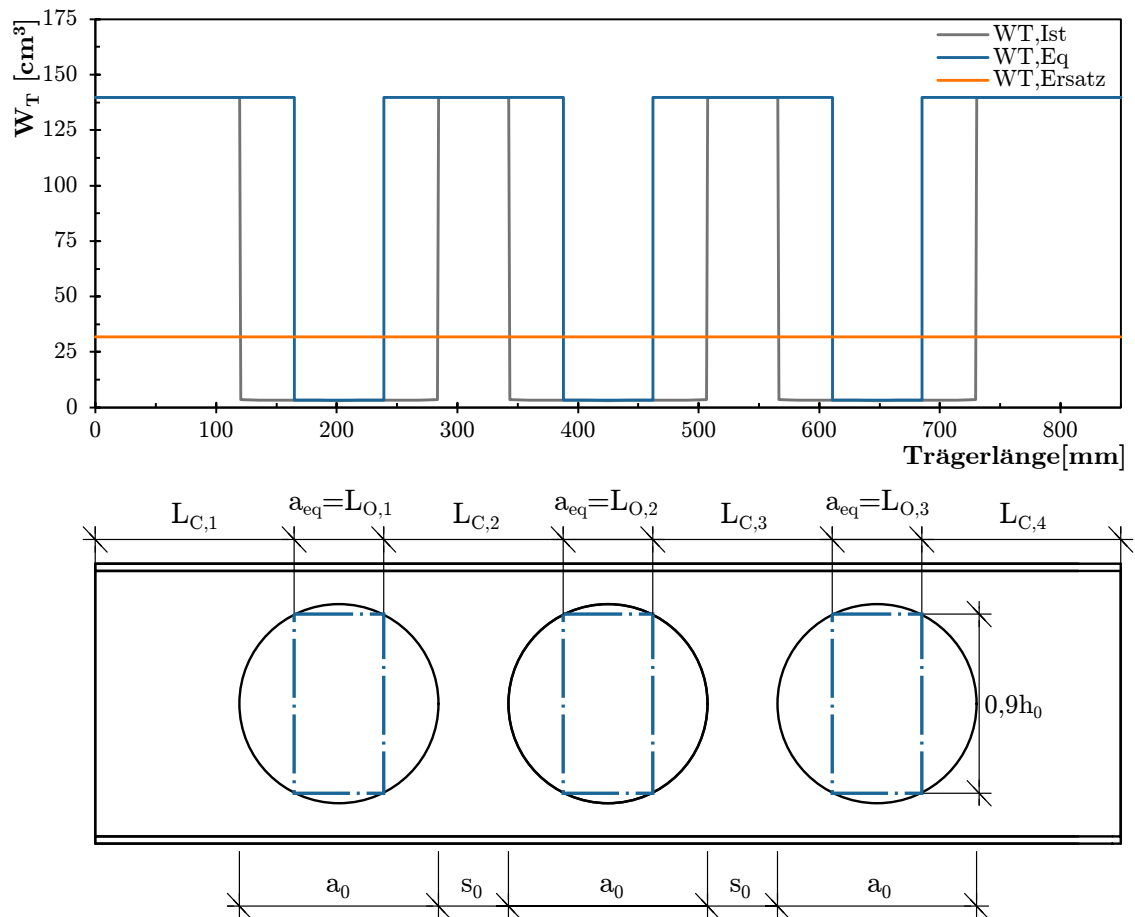
mit

$b_i$  ... Breite der Einzelbleche

$t_i$  ... Blechdicke der Einzelbleche

$I_T$  ... Torsionsträgheitsmoment

$t_{max}$  ... größte Blechdicke im Querschnitt



**Abbildung 5.14:** Beispielhafte Darstellung der verschiedenen Torsionswiderstandsmomente  $W_{T,Ersatz}$  über die Länge

Die experimentellen und numerischen Untersuchungen haben ergeben, dass die Tragfähigkeiten von Kastenträgern mit Öffnungen deutlich über den Tragfähigkeiten liegen,

welche durch eine Berechnung des Torsionswiderstandes mit zwei C-Profilen erreicht werden können. Die signifikanten Unterschiede in den Resultaten lassen sich darauf zurückführen, dass die Berechnung der zwei C-Profile als offene Querschnitte äußerst ungünstige Werte liefert und keinen Einfluss der angrenzenden geschlossenen Kastenträger berücksichtigt.

Eine grafische Darstellung, welche die erheblichen Unterschiede im Torsionswiderstandsmoment eines Kastenträgers im Vergleich zu zwei C-Profilen veranschaulicht, ist in Abbildung 5.14 dargestellt. In der vorliegenden Abbildung werden die Torsionswiderstandsmomente über die Länge des hier betrachteten Trägers mit Öffnung aufgetragen. Es werden zum einen die Werte  $W_{T,Eq}$ , welche unter Berücksichtigung der normativen äquivalenten Öffnungsgrößen ermittelt wurden, und zum anderen die tatsächlichen Werte  $W_{T,Ist}$ , welche unter Berücksichtigung der tatsächlichen Öffnungsgeometrie berechnet wurden, dargestellt. Im Weiteren erfolgt die Darstellung des in der Folge berechneten Ersatz-Torsionswiderstandsmoment  $W_{T,Ersatz}$ .

Um den Einfluss der Öffnung in einer realitätsnäheren Weise berücksichtigen zu können, wird das Ersatz-Torsionswiderstandsmoment  $W_{T,Ersatz}$  eingeführt, welches dem gewichteten Torsionswiderstandsmoment über die Länge des betrachteten Trägers entspricht und sich wie folgt ergibt:

$$W_{T,Ersatz} = \frac{W_{T,O} \cdot L_O + W_{T,C} \cdot L_C}{L_O + L_C} \quad (5.6)$$

mit

$L_O$  ... Trägerlänge mit Öffnungen im betrachteten Bereich

$L_C$  ... Trägerlänge ohne Öffnungen im betrachteten Bereich

### **Vergleich des Bemessungsmodells mit den numerischen Traglasten der Parameterstudie sowie Ermittlung der Parameterfunktion für die Öffnungshöhe**

Der in Abbildung 5.15 dargestellte Vergleich der Traglasten des zuvor entwickelten Bemessungsmodells mit den numerischen Traglasten der Parameterstudie zeigt, dass das Bemessungsmodell die Traglasten im Allgemeinen überschätzt. Des Weiteren ist in Abbildung 5.15a ersichtlich, dass insbesondere die Parameter der Öffnungshöhe sowie der Öffnungsform Abweichungen von den übrigen Traglasten aufweisen. Die Abweichungen der Traglasten des Parameters Öffnungsform sind durch die Variation der Öffnungshöhe ebenfalls auf diesen Parameter zurückzuführen.

Um die zuvor beschriebene Abweichung im Bemessungsmodell besser berücksichtigen zu können, erfolgt eine Anpassung des Ersatz-Torsionswiderstandsmoment  $W_{T,Ersatz}$  mittels einer Parameterfunktion. Die Funktion wurde auf Grundlage der vier numerischen Parameterreihen für die diversen Öffnungsformen (A1 bis B2) ermittelt.

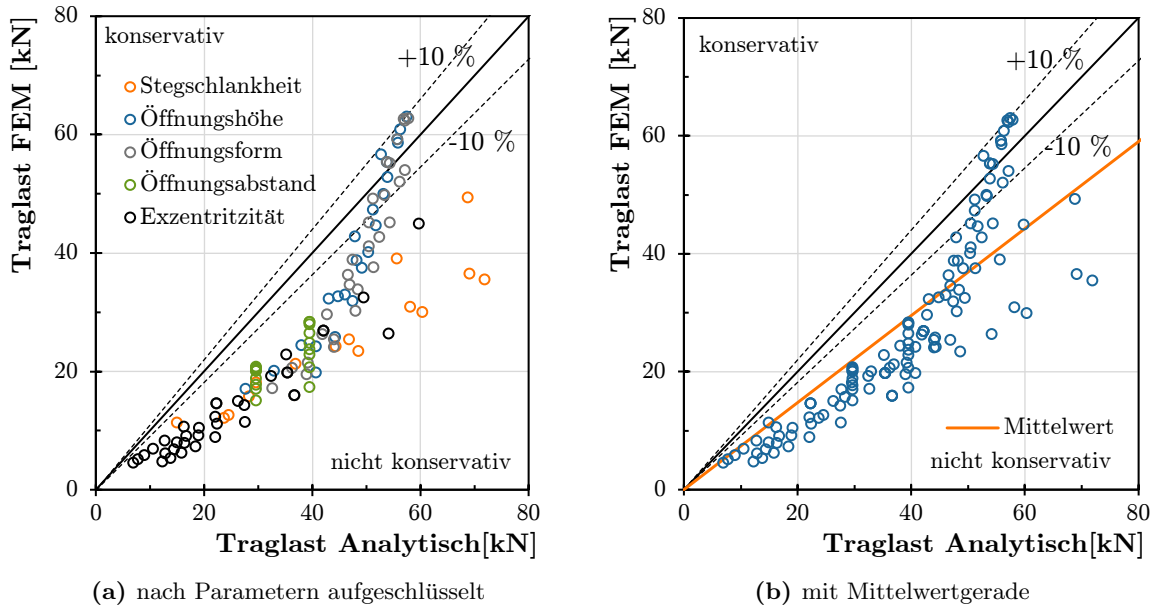


Abbildung 5.15: Vergleich der Traglasten vom Bemessungsmodell zum numerischen Modell

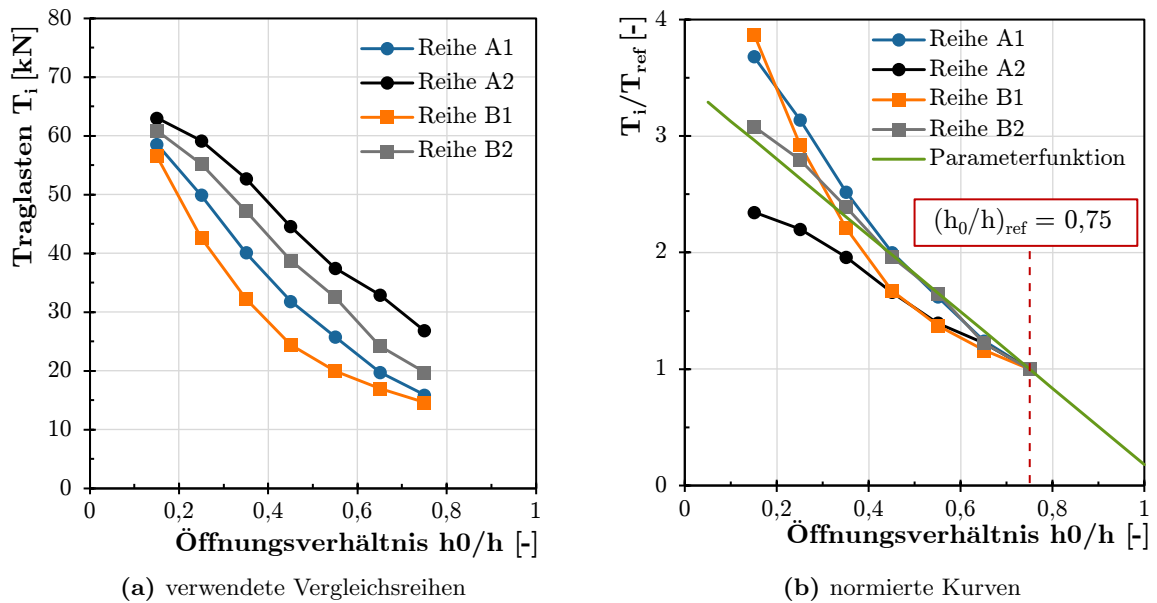


Abbildung 5.16: Ermittlung der Parameterfunktion

Die Eingangswerte der verwendeten Traglasten  $T_i$  sind in Abbildung 5.16a in Relation zum Öffnungsverhältnis dargestellt. Im nächsten Schritt wurden die Eingangswerte jeder Parameterreihe auf ihre Referenztraglast normiert und in Abbildung 5.16b abgebildet. Als Referenztraglast wurde die Traglast verwendet, welche bei einem Öffnungsverhältnis von 0,75 erreicht wurde, da zu dieser Traglast auch experimentelle Werte vorhanden sind. Die ermittelten Parameterkurven weisen im Wesentlichen einen ähnlichen, annähernd linearen Verlauf

auf. Eine Ausnahme stellt lediglich die Reihe B1 dar, bei der ein nichtlinearer Verlauf zu beobachten ist. Die Unterschiede sind jedoch gering, sodass der Ansatz verfolgt wurde, eine Parameterfunktion zu finden, welche alle Vergleichsreihen abdeckt. Diesbezüglich wurde ein linearer Ansatz gewählt und daraus die folgende Parameterfunktion ermittelt:

$$f(h_0/h) = -1,26 \cdot \frac{h_0}{h} + 1,33 \quad (5.7)$$

In der Folge wurde die ermittelte Parameterfunktion in das Bemessungsmodell integriert.

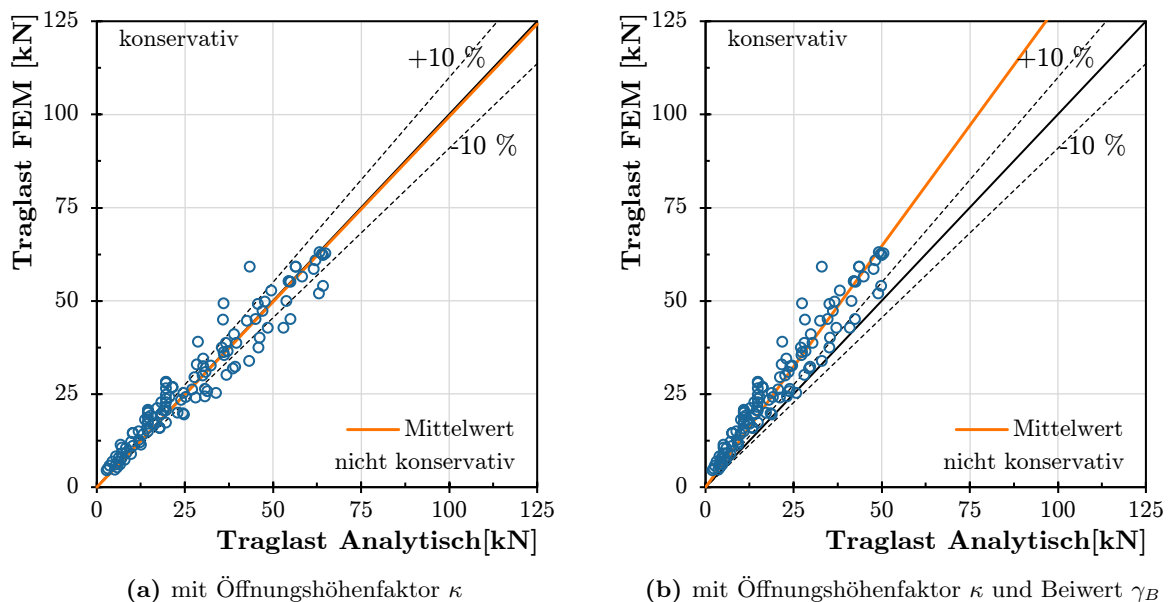
### Erweiterung des Bemessungsmodelles mit der Parameterfunktion

Die Erweiterung des Bemessungsmodelles erfolgte mit einem zusätzlichen Faktor  $\kappa$  für die Berücksichtigung der Öffnungshöhe bei der Berechnung vom Ersatz-Torsionswiderstandsmoment  $W_{T,Ersatz}$  wie folgt:

$$W_{T,Ersatz} = \frac{W_{T,O} \cdot L_O + W_{T,C} \cdot L_C}{L_O + L_C} \cdot \kappa \quad (5.8)$$

Dabei entspricht der Öffnungshöhenfaktor  $\kappa$  der zuvor ermittelten Parameterfunktion:

$$\kappa = -1,26 \cdot \frac{h_0}{h} + 1,33 \quad (5.9)$$



**Abbildung 5.17:** Vergleich der Traglasten vom Bemessungsmodell zum numerischen Modell

Wie in Abbildung 5.17a ersichtlich, konnte mit der durch den Öffnungshöhenfaktor  $\kappa$  angepassten Bemessungsgleichung für das Ersatz-Torsionswiderstandsmoment  $W_{T,Ersatz}$  eine gute Übereinstimmung mit den Traglasten der numerischen Untersuchung gefunden werden.

Insofern kann das Bemessungsmodell mit der modifizierten Gleichung 5.8 für das Ersatz-Torsionswiderstandsmoment  $W_{T,Ersatz}$  bestätigt werden. Eine abschließende Beurteilung des entwickelten Ansatzes kann jedoch erst nach dessen Validierung durch eine Überprüfung unter Einbezug von weiteren experimentellen und numerischen Untersuchungen erfolgen. Eine Bewertung unter Zuhilfenahme einer statischen Auswertung der Ergebnisse wäre darüber hinaus erforderlich, wurde jedoch aufgrund der Begrenzung des Forschungsaufwandes in dieser Arbeit nicht durchgeführt. Um die sichere und praktische Anwendbarkeit des Bemessungsmodells zu gewährleisten, ist es erforderlich, dass die Ergebnisse stets auf der konservativen Seite liegen und die reale Tragfähigkeit nicht überschätzt wird. Für einen ersten Ausblick wurde der entwickelte Ansatz, aufgrund der zuvor genannten Aspekte, mit einem globalen Sicherheitsbeiwert für die Modellunsicherheit  $\gamma_B$  beaufschlagt. Dieser Wert wurde mit  $\gamma_B = 1,4$  festgelegt. Wie in Abbildung 5.17b dargestellt, ermöglichte diese zusätzliche Anpassung die Erzielung von Resultaten auf der konservativen Seite für die untersuchten Träger. Die vollständige Gleichung für  $W_{T,Ersatz}$  lautet somit:

$$W_{T,Ersatz} = \frac{W_{T,O} \cdot L_O + W_{T,C} \cdot L_C}{L_O + L_C} \cdot \frac{\kappa}{\gamma_B} \quad (5.10)$$

### 5.5.3. Zusammenfassung

Die Herleitung von einem analytischen Ansatz erfolgte in mehreren Schritten. In einem ersten Schritt wurden die Gleichungen zur Ermittlung von Einwirkung und Widerstand entsprechend des vorliegenden Systems aufgestellt. Im Anschluss erfolgte eine Umrechnung der verschiedenen Öffnungsgeometrien in äquivalente Vierendeelträger. In der Folge wurden die Querschnittswerte mit und ohne Öffnung für die Torsionsbeanspruchung für diese äquivalenten Vierendeelträger berechnet. Beim Vergleich der Traglasten zeigte sich, dass die Öffnungshöhe in der vorgeschlagenen Bemessungsgleichung noch unzureichend berücksichtigt ist. Daher wurde ein Öffnungshöhenfaktor  $\kappa$  ermittelt, um welcher die Bemessungsgleichung erweitert wurde. Um über alle Vergleichsmodelle konservative Ergebnisse zu erhalten, wurde die Bemessungsgleichung noch mit einem Sicherheitsbeiwert  $\gamma_B$  erweitert.

Der Transfer der erzielten Ergebnisse in die Praxis erfolgt gemäß dem Leitfaden in Anhang G, der die Anwendungsbedingungen und die Vorgehensweise erläutert.

---

## 6. Zusammenfassung und Ausblick

### 6.1. Zusammenfassung

Aus konstruktiven Gründen sind in Kastenträgern regelmäßig Öffnungen erforderlich, die jedoch in der Bemessung nur unzureichend berücksichtigt werden. Mit der Einführung der neuen Generation der Eurocodes steht mit der DIN prEN 1993-1-13 [1] ein Regelwerk für die Bemessung und Konstruktion von Stahlträgern mit Öffnungen zur Verfügung. Der Entwurf der Norm enthält jedoch keine Regelungen zur Bemessung von Kastenträgern mit Öffnungen. Darüber hinaus erfolgt die Berücksichtigung von Öffnungen in Stabwerksprogrammen äußerst konservativ: Wird in einem Stabwerksprogramm eine Öffnung modelliert, so wird an deren Stelle die Torsionstragfähigkeit aus den Tragfähigkeiten zweier offener C-Querschnitte bestimmt. Aus diesen Gründen wurde im Rahmen dieser Masterarbeit eine detaillierte Untersuchung des Tragverhaltens von geschweißten Kastenträgern durchgeführt.

Nach einem kurzen Überblick über den Stand der Technik bei Kastenträgern unter Torsion sowie bei Stahlträgern mit Öffnungen wurde eine Kleinserie von vier Modellträgerversuchen durchgeführt. Untersucht wurden Kastenträger mit kreisrunden und quadratischen Öffnungen, jeweils als isolierte Einzelöffnung und als mehrere eng beieinander liegende Öffnungen. Es zeigte sich, dass die Träger mit kreisrunden Öffnungen stets die höheren Tragfähigkeiten aufwiesen als die Träger mit analoger Anordnung von quadratischen Öffnungen. Einzelne Öffnungen wiesen erwartungsgemäß immer eine höhere Tragfähigkeit auf als mehrere eng beieinander liegende Öffnungen. Der dominierende Versagensmechanismus in den Versuchen war bei eng aneinander liegenden Öffnungen immer das Knicken der Stegpfosten, während bei isolierten Einzelöffnungen die Fließgelenkbildung dominierte.

Auf der Grundlage der Versuche wurde ein Finite-Elemente-Modell erstellt und validiert. Ein Vergleich der Traglastkurven und der zugehörigen Traglasten, Versagensarten sowie der gemessenen und berechneten Dehnungen wurde durchgeführt. Die Vergleiche zeigten eine gute Übereinstimmung, insbesondere im Bereich kleiner Verformungen bzw. Verdrehungen, in dem auch die Traglasten erreicht werden. Da die Traglastkurven kein ausgeprägtes Maximum aufwiesen, wurde für die Beurteilung der Tragfähigkeit das 5 %-Dehnungskriterium sowie das Verformungskriterium von  $L/300$  am Kastenträger herangezogen. Es zeigte sich, dass in den meisten Fällen das Dehnungskriterium zuerst erreicht wird. Daher wurde dieses Kriterium für die weiteren Untersuchungen verwendet.

Mit dem Ziel die Datenbasis zu erweitern, wurde auf Grundlage des validierten Modells eine numerische Parameterstudie durchgeführt. Dabei wurden die Parameter Stegblechdicke, Öffnungsform, Öffnungshöhe, Öffnungsabstand sowie Exzentrizität variiert. Die Ergebnisse zeigten annähernd lineare Zusammenhänge für die Stegblechdicke sowie das Öffnungsverhältnis. Weiterhin zeigte sich, dass der Einfluss einer benachbarten Öffnung über alle untersuchten Öffnungsformen bis zu einem Abstand von 80% der Öffnungshöhe zu berücksichtigen ist und dass die Tragfähigkeit von Kastenträgern bereits ab einer geringen Exzentrizität stark abnimmt. Der Einfluss einer isolierten Einzelöffnung auf die Traglast ist erst ab einer Öffnungshöhe von weniger als 12,5 % der Steghöhe vernachlässigbar gering.

Die durchgeführten Versuche und numerischen Berechnungen haben ergeben, dass die

Tragfähigkeiten von Kastenträgern wesentlich höher liegen, wie die ungünstige Annahme eines zweiteiligen offenen Querschnitts an der Stelle der Öffnung. Daher wurde für die Übertragung der neuen Erkenntnisse in die Praxis im letzten Abschnitt ein analytischer Ansatz zur Berücksichtigung von Öffnungen in Kastenträgern unter Torsions- und Biegebeanspruchung entwickelt. Ziel war es, einen möglichst einfachen für die Praxis anwendbaren Ansatz zu finden, welcher die Tragfähigkeiten besser abbildet. Die Umrechnung in äquivalente Vierendeelträger und die Verwendung eines gewichteten Ersatztorsionswiderstandsmoments sowie die Anwendung eines Öffnungshöhenfaktors führten zu guten Ergebnissen.

## 6.2. Ausblick

Die Untersuchungen haben gezeigt, dass die Kenntnis des Verhaltens von Öffnungen in geschweißten Kastenträgern unter Torsionsbeanspruchung von großer Bedeutung für die Konstruktion und die Traglasten ist. Im Rahmen der Masterarbeit konnte jedoch nur ein kleiner Ausschnitt eines großen Forschungsgebietes abgedeckt werden. Für ein besseres Verständnis des Tragverhaltens sind weiterführende Untersuchungen notwendig. Die Anzahl der untersuchten Versuchsträger und in weiterer Folge die Anzahl der Simulationsmodelle sollte erhöht werden. Insbesondere der Einfluss der Öffnungshöhe und die aus den numerischen Untersuchungen abgeleitete Parameterfunktion sollten experimentell überprüft werden. Des Weiteren ist eine Validierung der Verwendung von Modellträgern sowie der Übertragung des Verhaltens auf reale Kastenträgergrößen erforderlich. Bei weiteren Versuchen sollte darauf geachtet werden, dass das Torsionsmoment reibungsfrei in die Gabelagerung eingeleitet werden kann, um die in den Versuchen, die dieser Arbeit zugrunde liegen, beobachtete Einspannung um die z-Achse zu vermeiden.

Es wird empfohlen, dass mit einer Erweiterung des Umfangs der Trägerversuche auch eine getrennte Betrachtung der einzelnen Versagensmechanismen auf der Basis statistischer Methoden einhergeht. Im Idealfall kann ein mechanisches Tragmodell hergeleitet bzw. können Gleichungen der Tragfähigkeit einzelner Versagensmechanismen (z. B. Stegpfostenknicken) nach DIN prEN 1993-1-13 [1] auch für die Anwendung an Kastenträgern bestätigt werden.

In der Praxis, insbesondere bei der Anwendung von Kastenträgern in Tragstrukturen von Seilbahnen, sind neben den Schnittgrößen Torsion und Biegemoment auch häufig Druckkräfte zu berücksichtigen. Daher wird empfohlen, die Auswirkungen durch die Interaktion mit dieser zusätzlichen Schnittgröße und dem damit einhergehenden Stabilitätsproblem zu untersuchen. Ein weiteres Thema im Bereich der Seilbahnen stellt die Ermüdungsbelastung dar, welche sich aufgrund der Spannungserhöhungen durch die Öffnungen in sehr starkem Maße auf die Tragfähigkeit auswirkt. In diesem Zusammenhang ist zu berücksichtigen, dass keine plastischen Reserven genutzt werden können und dass die Spannungserhöhungsfaktoren bei rechteckigen Öffnungen in besonderem Maße zu beachten sind.

Zudem erscheinen Untersuchungen über die Erhöhung der Tragfähigkeit durch Verstärkung der Öffnungen mit Aussteifungen sinnvoll. Hier sind weitere Untersuchungen erforderlich, um das Wissen über die Wirkung von Aussteifungen und deren Bemessung zu erweitern.

---

## Literatur

- [1] *DIN prEN 1993-1-13, Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten. Teil 1-13, Regeln für Träger mit großen Stegöffnungen.* Berlin: Beuth Verlag GmbH, März 2022.
- [2] F. Hanus, L.-G. Cajot, D. Pak, and A. Glorieux, “Träger mit großen Stegöffnungen nach der neuen EN 1993–1–13, EN 1993–1–2, EN 1994–1–1 und EN 1994–1–2,” in *Werkstoffe, Verbindungen* (U. Kuhlmann, ed.), Stahlbau-Kalender, pp. 247–298, Berlin: Ernst & Sohn, 2023.
- [3] U. Kuhlmann, “Stahlflächentragwerke - Skript.” 2023.
- [4] J. Wiedemann, *Leichtbau: Elemente und Konstruktion.* Klassiker der Technik, Berlin and Heidelberg and New York: Springer, 3. auflage ed., 2007.
- [5] A. S. de Carvalho, C. H. Martins, A. Rossi, V. M. de Oliveira, and S. G. Morkhade, “Moment gradient factor for steel I-beams with sinusoidal web openings,” *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 202, p. 107775, 2023.
- [6] K. D. Tsavdaridis and C. D’Mello, “Web buckling study of the behaviour and strength of perforated steel beams with different novel web opening shapes,” *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 67, no. 10, pp. 1605–1620, 2011.
- [7] R. Redwood and S. H. Cho, “Design of steel and composite beams with web openings,” *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 25, no. 1-2, pp. 23–41, 1993.
- [8] K. Chung, T. Liu, and A. Ko, “Investigation on Vierendeel mechanism in steel beams with circular web openings,” *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 57, no. 5, pp. 467–490, 2001.
- [9] A. J. Mehetre and R. S. Talikoti, “Castellated Steel Beams A Torsional Analysis,” *International Journal of Engineering and Advanced Technology*, vol. 9, no. 5, pp. 536–540, 2020.
- [10] F. De’nan, H. Hasan, D. K. Nassir, M. H. Osman, and S. Saad, “Finite Element Analysis for Torsion Behavior of Flat Web Profile Beam Steel Section with Opening,” *Procedia Engineering*, vol. 125, pp. 1129–1134, 2015.
- [11] R. M. Lawson, F. Hanus, and D. Sonck, “Large web openings in steel and composite beams,” *Steel construction*, vol. 10, no. 2, pp. 168–175, 2017.
- [12] Y.-L. Pi and N. S. Trahair, “Plastic-Collapse Analysis of Torsion,” *Journal of Structural Engineering*, vol. 121, no. 10, pp. 1389–1395, 1995.
- [13] J. Götsche and M. Petersen, *Festigkeitslehre - klipp und klar: Für Studierende des Bauingenieurwesens.* Hanser eLibrary, München: Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG, 3., aktualisierte auflage ed., 2015.
- [14] G. Lener, “Studienblätter zur Vorlesung - Stahlbau: WS 2019/2020.” WS 2019/2020, 2019.

- 
- [15] R. Timmers, G. Lener, F. Sinur, B. Kövesdi, and R. Chacón, “Stabilitätsnachweise nach EN 1993–1–5 – Theorie und Beispiele,” in *Eurocode 3 - Grundnorm, Leichtbau* (U. Kuhlmann, ed.), Stahlbau-Kalender, pp. 209–286, Berlin: Ernst, 2015.
- [16] *DIN EN 1993-1-5, Eurocode 3 - Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten. Teil 1-5, Plattenförmige Bauteile*. Deutsche Norm, Berlin: Beuth Verlag GmbH, deutsche und englische fassung pren 1993-1-5:2022, entwurf ed., März 2022.
- [17] T. Höglund, *Design of thin plate I Girders in shear and bending, with special reference to Web buckling*. Bulletin (Royal Institute of Technology (Sweden). Division of Building Statics and Structural Engineering), Petterson, 1973.
- [18] C. Petersen, *Stahlbau (1. Auflage): Grundlagen der Berechnung und baulichen Ausbildung von Stahlbauten*. Braunschweig and Wiesbaden: Vieweg, 1988.
- [19] *DIN EN 1993-1-1, Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten. Teil 1-1, Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau: = Eurocode 3 - Design of steel structures. Part 1-1, General rules and rules for buildings*. Deutsche Norm, Berlin: Beuth Verlag GmbH, entwurf, deutsche und englische fassung pren 1993-1-1:2020 ed., August 2020.
- [20] P. Panedpojaman, T. Thepchatri, and S. Limkatanyu, “Novel design equations for shear strength of local web-post buckling in cellular beams,” *Thin-Walled Structures*, vol. 76, pp. 92–104, 2014.
- [21] R. M. Lawson and S. J. Hicks, *Design of composite beams with large web openings: In accordance with Eurocodes and the UK National Annexes*, vol. P355 of *SCI publication*. Ascot: Steel Construction Institute, 2011.
- [22] P. Saternus, “Cellular Beams with Closely Spaced Web Openings – A Review of Analytical Calculation Models for Web-Post Buckling,” *Advances in Science and Technology Research Journal*, vol. 16, no. 1, pp. 213–230, 2022.
- [23] D. Sonck and J. Belis, “Lateral–torsional buckling resistance of cellular beams,” *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 105, pp. 119–128, 2015.
- [24] K. D. Tsavdaridis and C. D’Mello, “Vierendeel Bending Study of Perforated Steel Beams with Various Novel Web Opening Shapes through Nonlinear Finite-Element Analyses,” *Journal of Structural Engineering*, vol. 138, no. 10, pp. 1214–1230, 2012.
- [25] R. G. Redwood and Canadian Steel Industries Construction Council, *Design of Beams with Web Holes*. Structural metal framing, Canadian Steel Industries Construction Council, 1973.
- [26] R. Kindmann and J. Frickel, *Elastische und plastische Querschnittstragfähigkeit (Online-Auflage): Grundlagen, Methoden, Berechnungsverfahren, Beispiele*. 2017.
- [27] J. Laumann, J. Frickel, M. Krahwinkel, M. Kraus, and N. Stranghöner, *Petersen Stahlbau: Grundlagen der Berechnung und baulichen Ausbildung von Stahlbauten*. Wiesbaden and Heidelberg: Springer Vieweg, 5., aktualisierte auflage ed., 2022.
- [28] J. Wang, Z. Li, and M. Euler, “Investigation on shear buckling of steel welded I-section beams with reinforced web openings,” *ce/papers*, vol. 6, no. 3-4, pp. 1754–1760, 2023.

- 
- [29] W. Francke and H. Friemann, *Schub und Torsion in geraden Stäben*. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, 2005.
- [30] *DIN 50125, Prüfung metallischer Werkstoffe - Zugproben: = Testing of metallic materials - tensile test pieces*. Deutsche Norm, Berlin: Beuth Verlag GmbH, August 2022.
- [31] M. Knobloch, R. Kindmann, and A. Walter, “Stahlträger unter Biegung und Torsion – Zum Einfluss der Querschnittsplastizierung,” *ce/papers*, vol. 1, no. 5-6, pp. 76–85, 2017.
- [32] Ansys Inc., “ANSYS: Workbench & Mechanical APDL.”
- [33] W. Rust, *Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnungen: Kontakt, Kinematik, Material*. Lehrbuch, Wiesbaden: Springer Vieweg, 3., überarbeitete und erweiterte auflage ed., 2016.
- [34] *DIN prEN 1993-1-14, Eurocode 3, Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten. Teil 1-14, Bemessung mithilfe von Finite-Element-Berechnung*. Berlin: Beuth Verlag GmbH, September 2023.
- [35] Ansys Inc., “Users Guide - Release 2020 R1: Ansys Mechanical.”

## A. Versuchskörperabmessungen

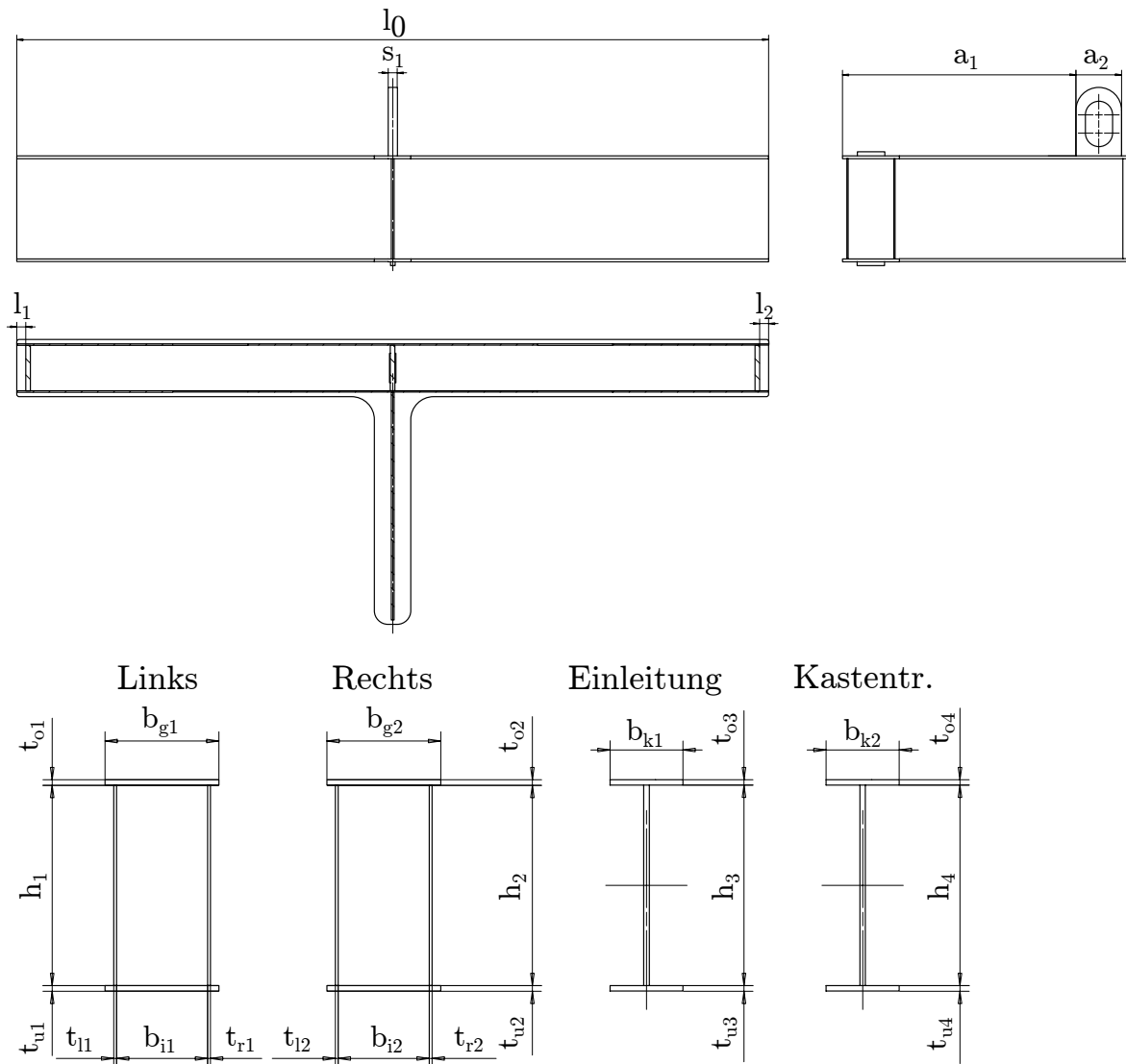


Abbildung A.1: Versuchskörperabmessungen Grundkörper

**Tabelle A.1:** Maße der Grundkörper [mm]

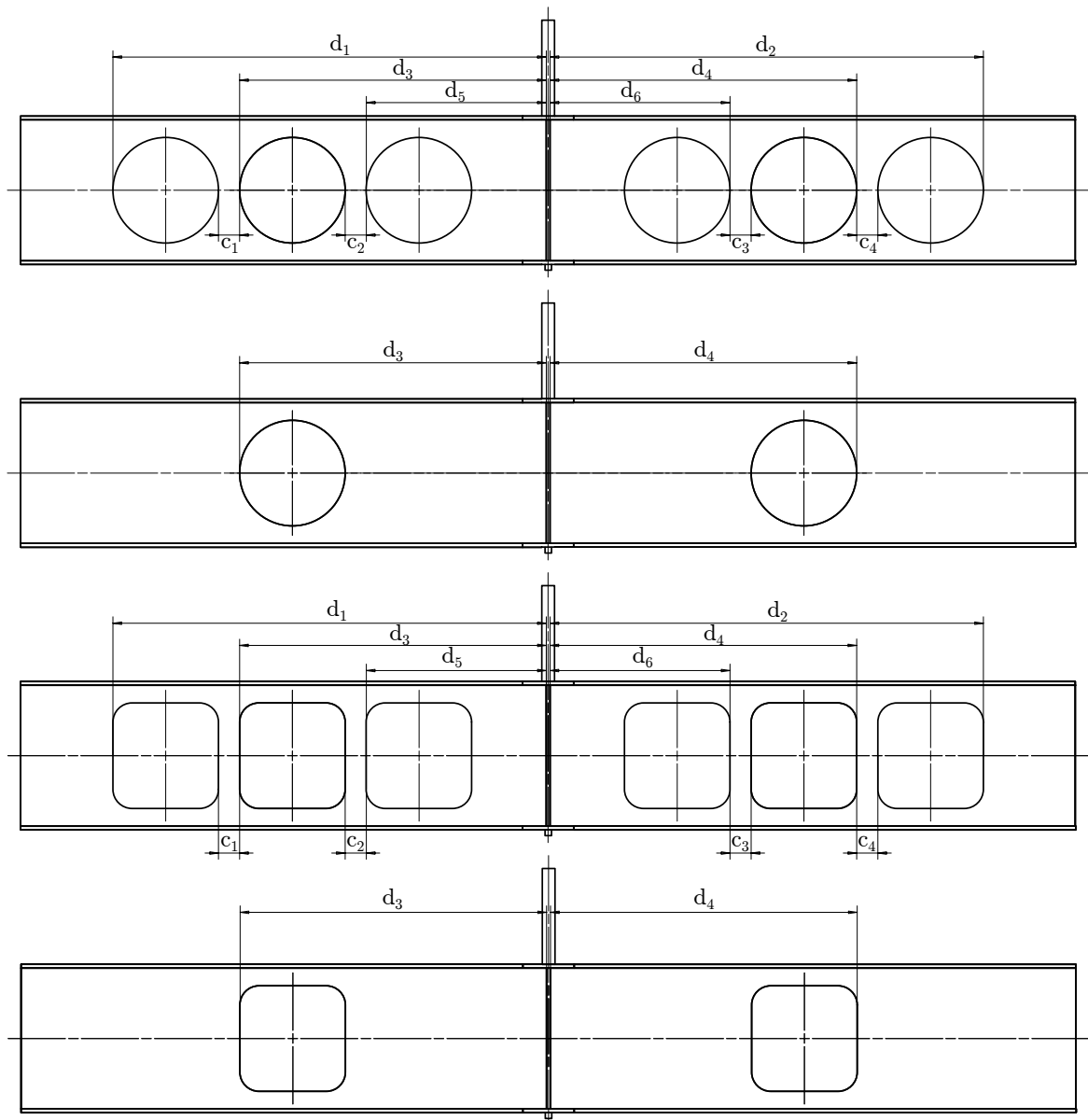
Versuchskörper	$l_0$	$l_1$	$l_2$	$s_1$	$a_1$	$a_2$	$t_{o1}$	$t_{o2}$	$t_{o3}$	$t_{o4}$
A1	1648	19,0	19,0	20,1	510,0	99,7	6,02	5,99	5,88	5,99
A2	1649	19,0	20,0	20,1	511,0	100,4	5,98	6,03	5,90	5,85
B1	1649	19,0	19,0	19,9	510,0	100,0	5,93	5,97	5,96	6,08
B2	1648	19,9	19,0	19,9	512,0	100,2	5,91	5,95	5,94	5,95

Versuchskörper	$t_{u1}$	$t_{u2}$	$t_{u3}$	$t_{u4}$	$t_{l1}$	$t_{l2}$	$t_{r1}$	$t_{r2}$	$b_{k1}$	$b_{k2}$
A1	5,99	5,97	5,89	5,90	3,04	2,99	2,96	3,02	80,0	80,1
A2	5,99	6,07	5,90	5,87	3,01	3,02	2,99	3,02	79,8	80,1
B1	5,98	6,06	5,85	5,91	3,04	3,04	3,06	3,05	79,8	79,8
B2	6,03	6,05	5,97	5,95	3,08	3,01	3,02	2,99	80,2	79,8

Versuchskörper	$h_1$	$h_2$	$h_3$	$h_4$	$b_{g1}$	$b_{g2}$	$b_{i1}$	$b_{i2}$
A1	219,0	219,5	219,5	219,0	125,1	125,1	105,2	104,9
A2	219,0	218,5	219,2	218,5	125,4	125,1	106,2	104,9
B1	220,0	219,8	220,0	220,0	125,0	125,1	105,1	104,7
B2	219,9	219,8	219,5	220,0	125,1	125,2	106,1	105,0

**Tabelle A.2:** berechnete Mittelwerte der Querschnittswerte [mm]

Versuchskörper	$h$	$b_g$	$b_i$	$b_k$	$t_o$	$t_u$	$t_l$	$t_r$
A1	219,25	125,10	105,05	80,05	5,97	5,94	3,02	2,99
A2	218,80	125,25	105,55	79,95	5,94	5,96	3,15	3,01
B1	219,95	125,05	104,90	79,80	5,99	5,95	3,04	3,06
B2	219,80	125,15	105,55	80,00	5,94	6,00	3,05	3,01



**Abbildung A.2:** Versuchskörperabmessungen Lochgeometrie

**Tabelle A.3:** Versuchskörperabmessungen Lochgeometrie [mm]

Versuchskörper	$d_1$	$d_2$	$d_3$	$d_4$	$d_5$	$d_6$	$c_1$	$c_2$	$c_3$	$c_4$
A1	678,0	677,5	481,0	480,0	282,0	281,0	33,1	32,9	33,2	33,1
A2	-	-	477,0	478,0	-	-	-	-	-	-
B1	677,0	677,0	479,0	478,0	283,0	281,0	33,1	33,2	33,2	33,1
B2	-	-	480,0	479,0	-	-	-	-	-	-

## B. Versuchsprotokolle

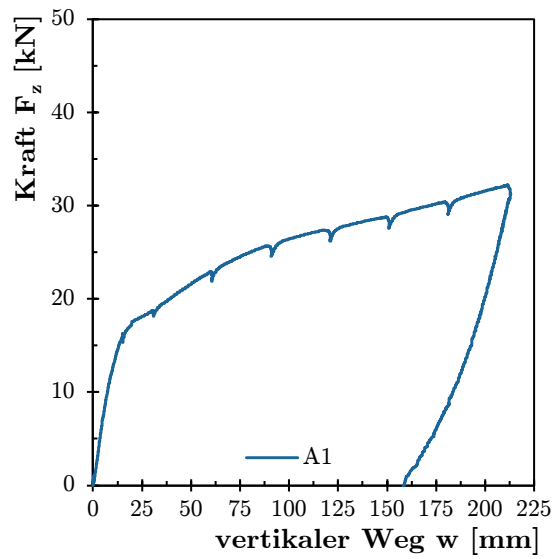
### B.1. Versuchskörper A1

**Tabelle B.1:** Allgemeine Daten Versuch A1

Versuch Nr.	A1		
Datum	08.08.2024	Prüfgeschwindigkeit	1 mm/s
Versuchsstart	11:18	Haltezeiten	60 s bis 100 s
Versuchsende	11:41	Messfrequenz	100 Hz

**Tabelle B.2:** Durchführungsprotokoll Versuchskörper A1

Stufe/Zielwert	Uhrzeit Start	Kraft F [kN]	Weg w [mm]	Anmerkung
<b>Stufe 0 - Vorbelastung</b>				
$F_{vor} = 1$ kN	11:19	1,00	0,47	
$F_{ent} = 0,25$ kN	11:20	0,25	0,26	vertikale Stellschraube gelockert
<b>Stufe 1 - Belastung</b>				
w = 15 mm	11:21	16,33	15,00	
Halten	ca. 60 s			
w = 30 mm	11:23	18,66	30,00	
Halten	ca. 60 s			
w = 60 mm	11:25	22,81	60,00	Beginn Ausknicken Stegpfosten
Halten	ca. 100 s			
w = 90 mm	11:27	25,84	90,00	
Halten	ca. 100 s			
w = 120 mm	11:30	27,40	120,00	
Halten	ca. 100 s			
w = 150 mm	11:33	28,75	150,00	
Halten	ca. 100 s			
w = 180 mm	11:35	30,50	180,00	
Halten	ca. 100 s			
w = 210 mm	11:37	32,38	210,00	kein globales Versagen festgestellt



(a) Last-Verschiebungs-Kurve



(b) Versagensbild

Abbildung B.1: Versuchskörper A1

Tabelle B.3: Ergebnisse Versuch A1

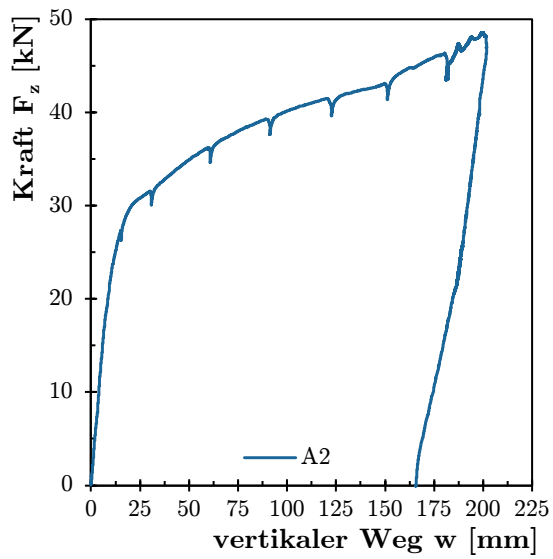
Traglast bei Versuchsabbruch		Versagen	
$F_u =$	32,38 kN	Typ:	Kein globales Versagen identifizierbar. Lokales Versagen gekennzeichnet durch Ausknicken des Stegpfosten und Bildung von Fließgelenken.
$w_u =$	210 mm	Ort:	Stegpfosten

**B.2. Versuchskörper A2****Tabelle B.4:** Allgemeine Daten Versuch A2

Versuch Nr.	<b>A2</b>		
Datum	08.08.2024	Prüfgeschwindigkeit	1 mm/s
Versuchsstart	13:54	Haltezeiten	60 s bis 100 s
Versuchsende	14:19	Messfrequenz	100 Hz

**Tabelle B.5:** Durchführungsprotokoll Versuchskörper A2

Stufe/Zielwert	Uhrzeit Start	Kraft <b>F</b> [kN]	Weg <b>w</b> [mm]	Anmerkung
<b>Stufe 0 - Vorbelastung</b>				
$F_{vor} = 1$ kN	13:54	1,00	0,13	
$F_{ent} = 0,25$ kN	13:55	0,25	0,10	vertikale Stellschraube gelockert
<b>Stufe 1 - Belastung</b>				
w = 15 mm	13:57	13,57	15,00	
Halten	ca. 60 s			
w = 30 mm	13:59	31,70	30,00	Schubbeulen im Bereich der Öffnung
Halten	ca. 100 s			
w = 60 mm	14:01	36,20	60,00	
Halten	ca. 100 s			
w = 90 mm	14:04	39,50	90,00	
Halten	ca. 100 s			
w = 120 mm	14:07	41,59	120,00	
Halten	ca. 100 s			
w = 150 mm	14:09	43,20	150,00	
Halten	ca. 100 s			
w = 180 mm	14:12	46,58	180,00	
Halten	ca. 100 s			
w = 200 mm	14:15	49,05	200,00	kein globales Versagen festgestellt



(a) Last-Verschiebungs-Kurve



(b) Versagensbild

Abbildung B.2: Versuchskörper A2

Tabelle B.6: Ergebnisse Versuch A2

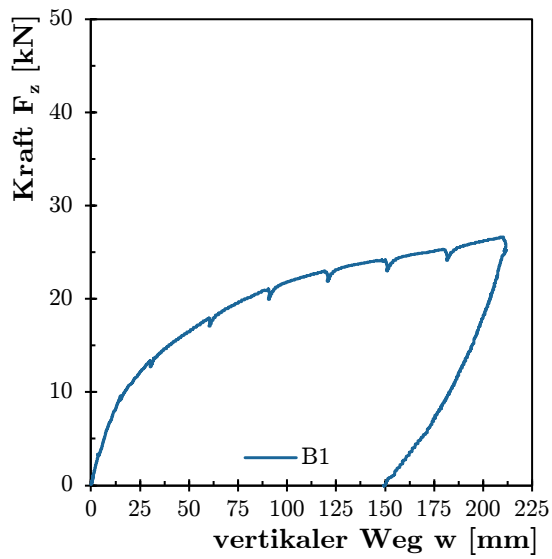
Traglast bei Versuchsabbruch		Versagen	
$F_u =$	49,05 kN	Typ:	Kein globales Versagen identifizierbar. Schubbeulen im Bereich der Öffnung und Fließgelenkbildung.
$w_u =$	200 mm	Ort:	Steg im Bereich der Öffnung

**B.3. Versuchskörper B1****Tabelle B.7:** Allgemeine Daten Versuch B1

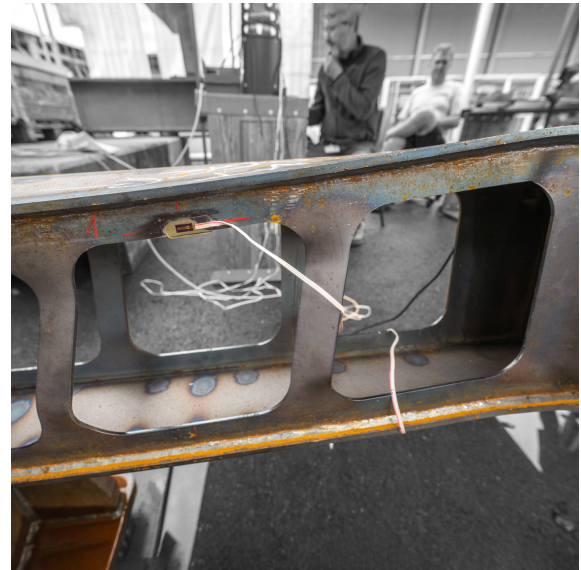
Versuch Nr.	B1		
Datum	08.08.2024	Prüfgeschwindigkeit	1 mm/s
Versuchsstart	10:38	Haltezeiten	30 s bis 100 s
Versuchsende	11:03	Messfrequenz	100 Hz

**Tabelle B.8:** Durchführungsprotokoll Versuchskörper B1

Stufe/Zielwert	Uhrzeit Start	Kraft $F$ [kN]	Weg $w$ [mm]	Anmerkung
<b>Stufe 0 - Vorbelastung</b>				
$F_{vor} = 1$ kN	10:38	1,00	0,94	
$F_{ent} = 0,25$ kN	10:40	0,25	0,37	vertikale Stellschraube gelockert
<b>Stufe 1 - Belastung</b>				
$w = 15$ mm	10:41	9,58	15,00	
Halten	ca. 30 s			
$w = 30$ mm	10:43	13,36	30,00	
Halten	ca. 60 s			
$w = 60$ mm	10:45	17,96	60,00	Beginn Ausknicken Stegpfosten
Halten	ca. 100 s			
$w = 90$ mm	10:48	21,15	90,00	
Halten	ca. 100 s			
$w = 120$ mm	10:51	23,04	120,00	
Halten	ca. 100 s			
$w = 150$ mm	10:53	24,31	150,00	
Halten	ca. 100 s			
$w = 180$ mm	10:56	25,62	180,00	
Halten	ca. 100 s			
$w = 210$ mm	10:58	26,79	210,00	kein globales Versagen festgestellt



(a) Last-Verschiebungs-Kurve



(b) Versagensbild

Abbildung B.3: Versuchskörper B1

Tabelle B.9: Ergebnisse Versuch B1

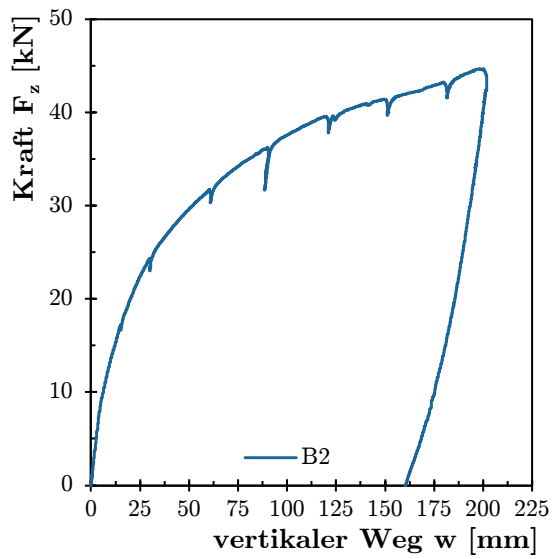
Traglast bei Versuchsabbruch		Versagen	
$F_u =$	26,79 kN	Typ:	Kein globales Versagen identifizierbar. Lokales Versagen gekennzeichnet Knicken der Stegpfosten und Bildung von Fließgelenken.
$w_u =$	210 mm	Ort:	Stegpfosten

**B.4. Versuchskörper B2****Tabelle B.10:** Allgemeine Daten Versuch B2

Versuch Nr.	<b>B2</b>		
Datum	08.08.2024	Prüfgeschwindigkeit	1 mm/s
Versuchsstart	13:18	Haltezeiten	60 s bis 100 s
Versuchsende	13:44	Messfrequenz	100 Hz

**Tabelle B.11:** Durchführungsprotokoll Versuchskörper B2

Stufe/Zielwert	Uhrzeit Start	Kraft $F$ [kN]	Weg $w$ [mm]	Anmerkung
<b>Stufe 0 - Vorbelastung</b>				
$F_{vor} = 1$ kN	13:18	1,00	0,32	
$F_{ent} = 0,25$ kN	13:19	0,25	0,11	vertikale Stellschraube gelockert
<b>Stufe 1 - Belastung</b>				
$w = 15$ mm	13:21	17,22	15,00	
Halten	ca. 60 s			
$w = 30$ mm	13:23	24,32	30,00	Schubbeulen im Bereich der Öffnung
Halten	ca. 100 s			
$w = 60$ mm	13:25	31,90	60,00	
Halten	ca. 100 s			
$w = 90$ mm	13:28	36,25	90,00	
Halten	ca. 100 s			Sprung durch Kran nachsetzen
$w = 120$ mm	13:31	39,75	120,00	
Halten	ca. 100 s			
$w = 150$ mm	13:35	41,47	150,00	
Halten	ca. 100 s			
$w = 180$ mm	13:37	43,15	180,00	
Halten	ca. 100 s			
$w = 200$ mm	13:40	44,77	200,00	kein globales Versagen festgestellt



(a) Last-Verschiebungs-Kurve



(b) Versagensbild

Abbildung B.4: Versuchskörper B2

Tabelle B.12: Ergebnisse Versuch B2

Traglast bei Versuchsabbruch		Versagen	
$F_u =$	44,77 kN	Typ:	Kein globales Versagen identifizierbar. Schubbeulen im Bereich der Öffnung und Fließgelenkbildung.
$w_u =$	200 mm	Ort:	Steg im Bereich der Öffnung

## C. Dehnungsmessungen

### C.1. Versuchskörper A1

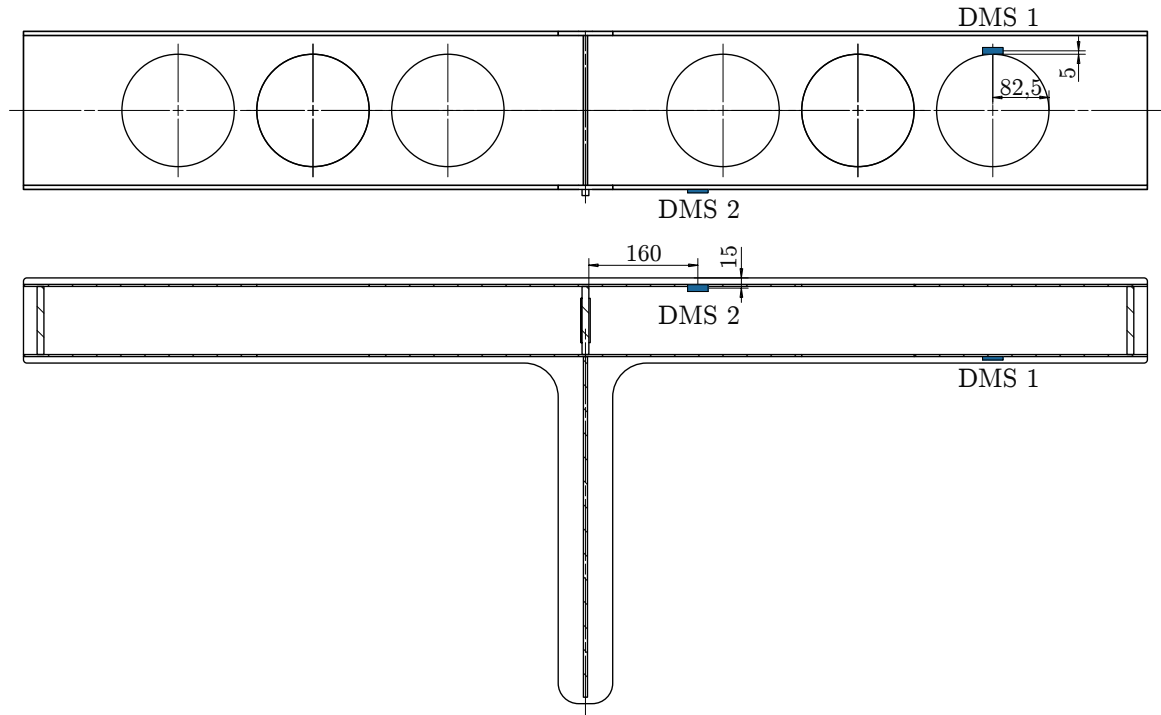


Abbildung C.1: Positionen der Dehnungsmessstreifen von Versuchskörper A1

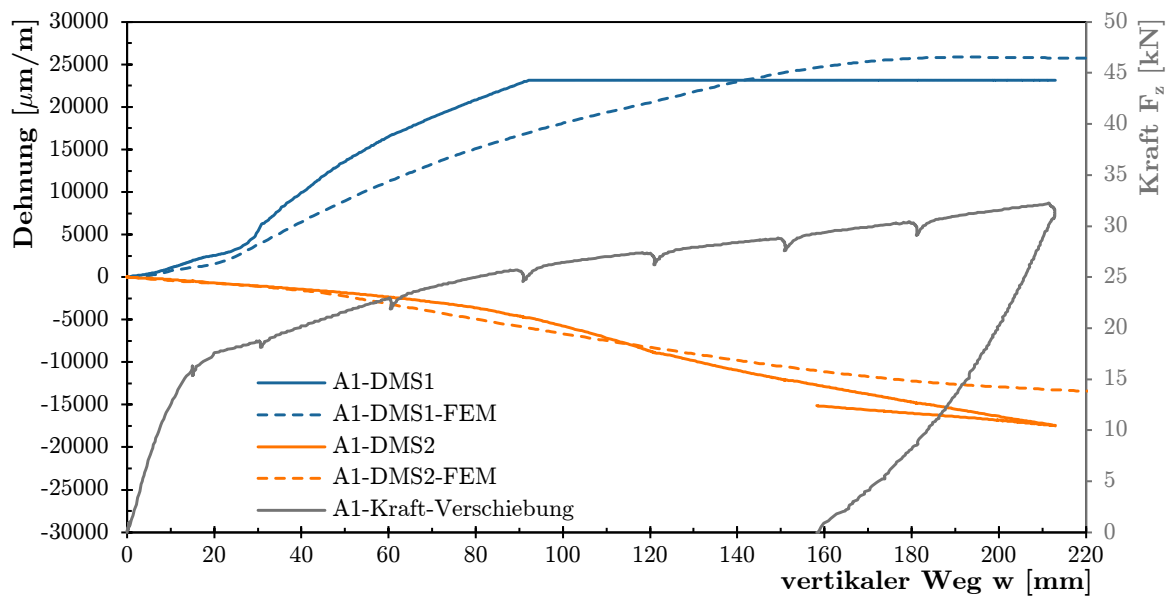


Abbildung C.2: Vergleich der gemessenen mit den berechneten Dehnungen Versuchskörper A1

## C.2. Versuchskörper A2

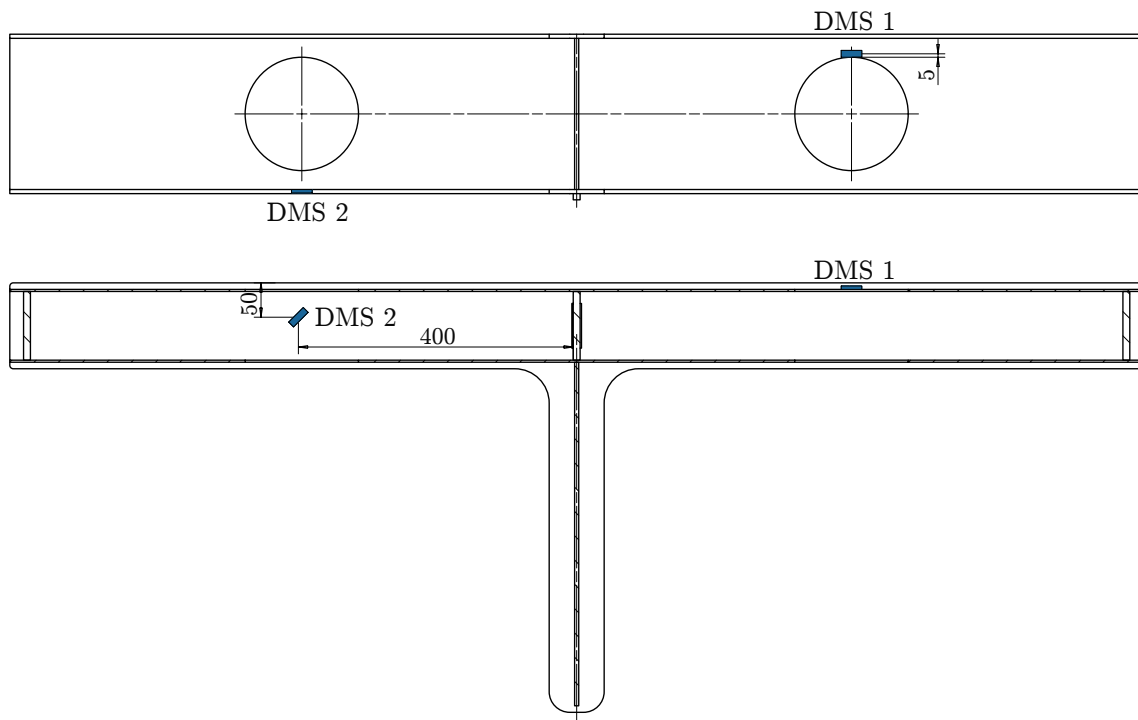


Abbildung C.3: Positionen der Dehnungsmessstreifen von Versuchskörper A2

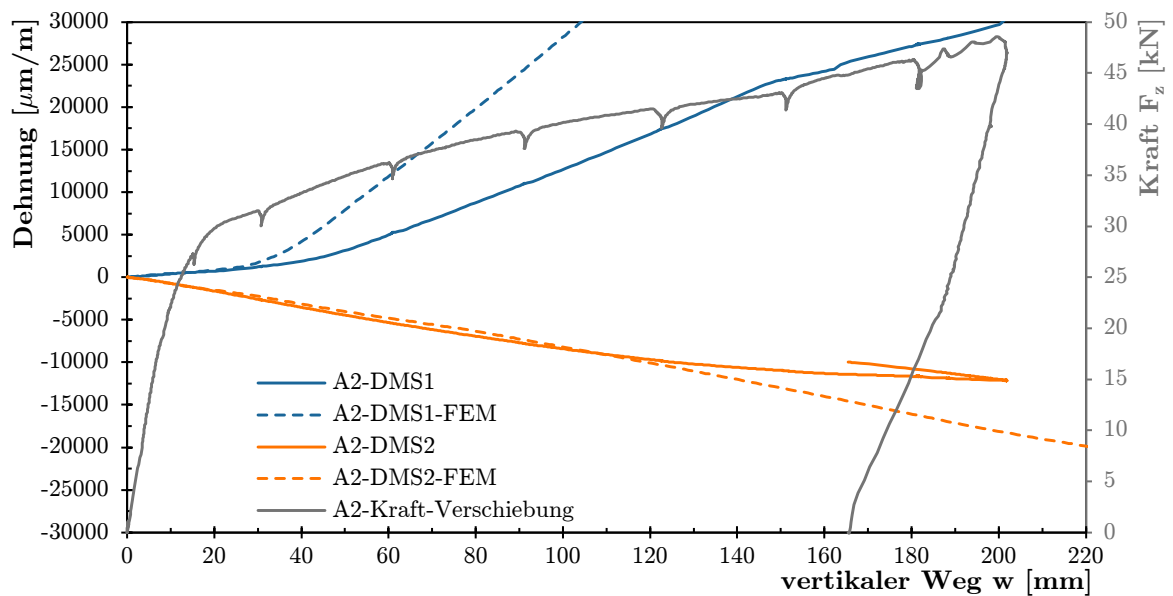


Abbildung C.4: Vergleich der gemessenen mit den berechneten Dehnungen Versuchskörper A2

## C.3. Versuchskörper B1

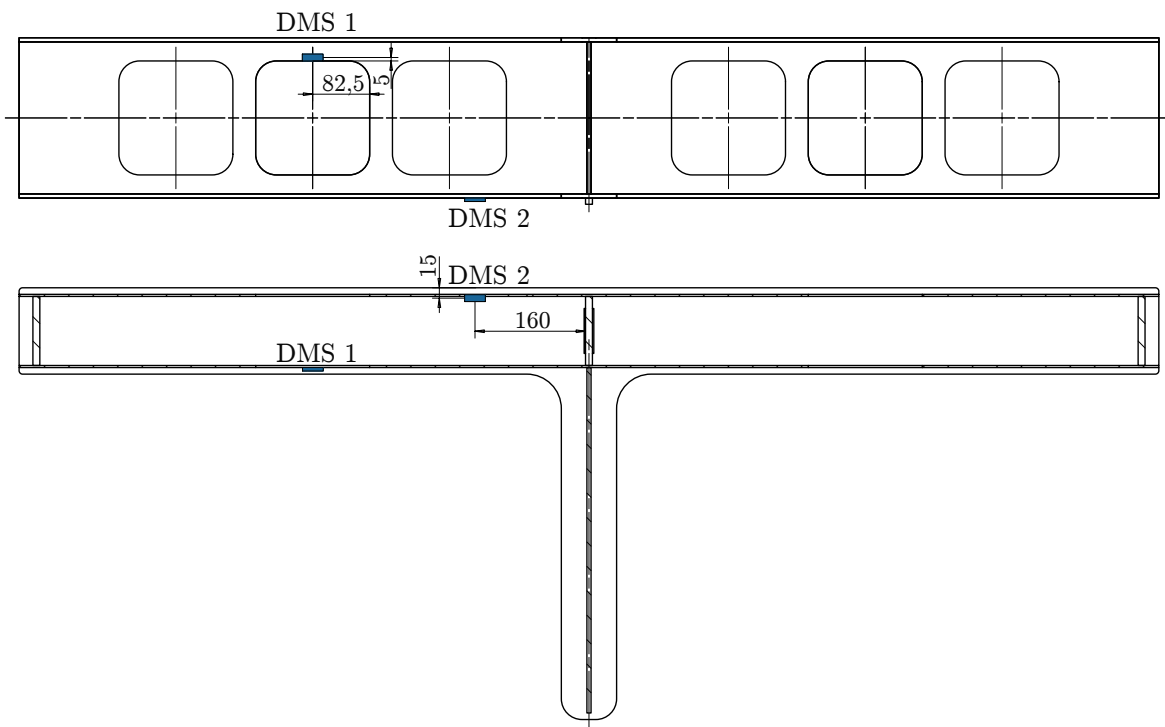


Abbildung C.5: Positionen der Dehnungsmessstreifen von Versuchskörper B1

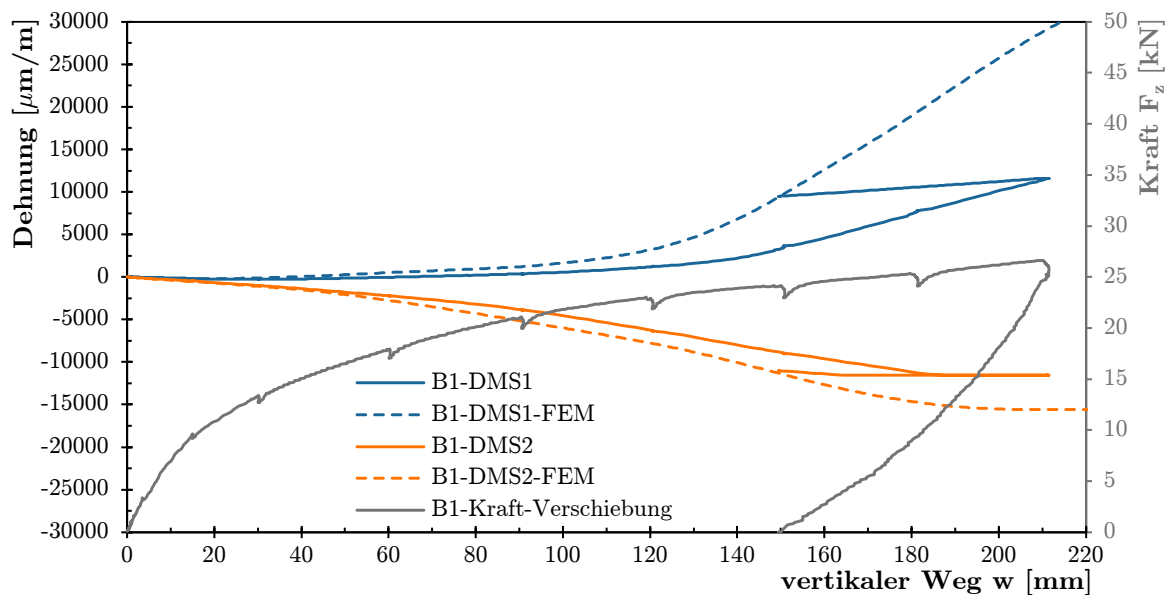


Abbildung C.6: Vergleich der gemessenen mit den berechneten Dehnungen Versuchskörper B1

## C.4. Versuchskörper B2

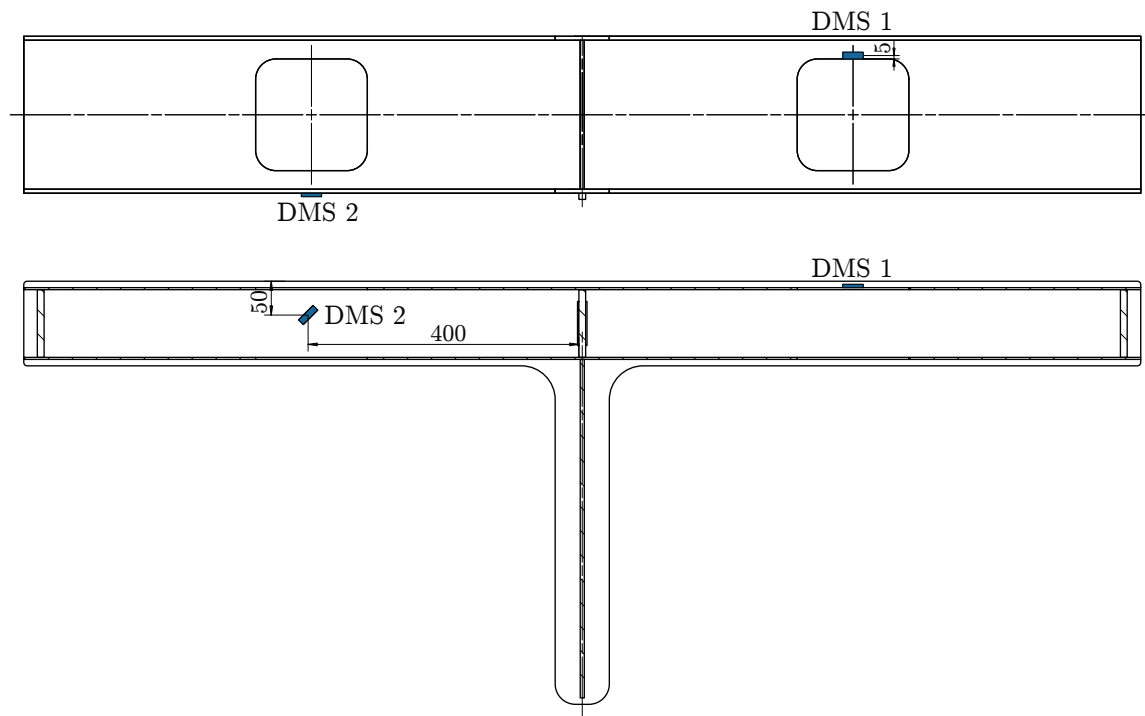


Abbildung C.7: Positionen der Dehnungsmessstreifen von Versuchskörper B2

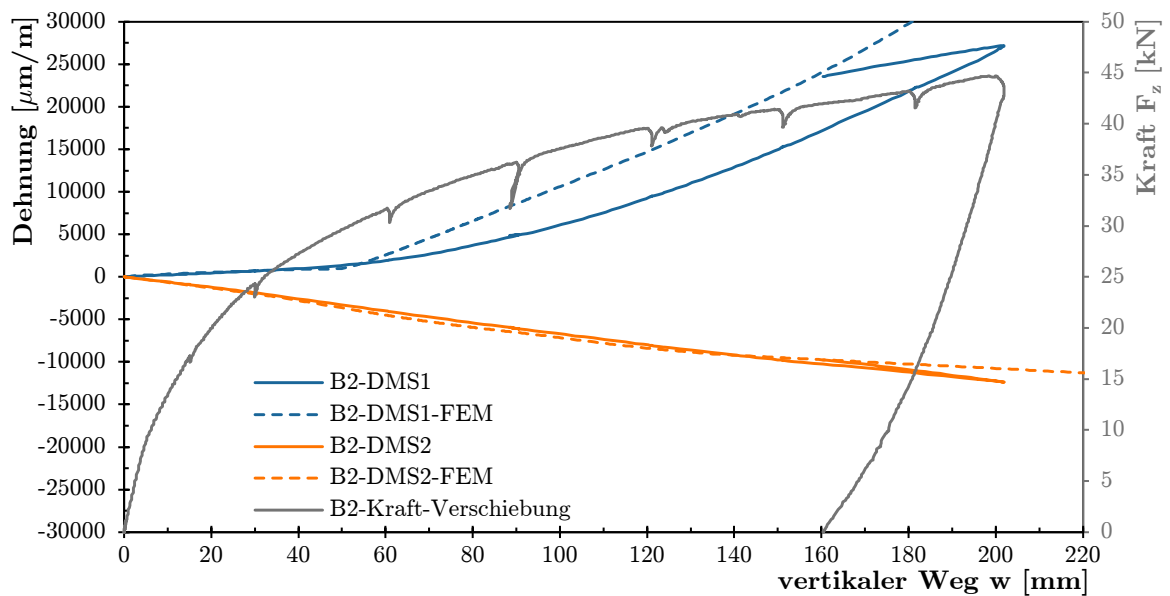


Abbildung C.8: Vergleich der gemessenen mit den berechneten Dehnungen Versuchskörper B2

## D. Numerische Versuchsnachrechnung

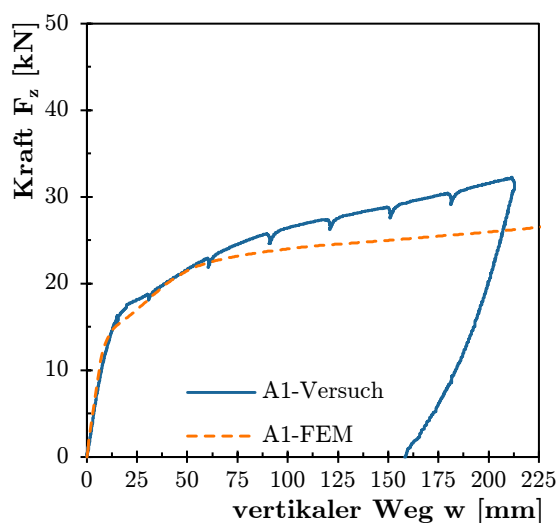
### D.1. Versuchskörper A1

**Tabelle D.1:** Eingangswerte für die Versuchsnachrechnung - Versuchskörper A1

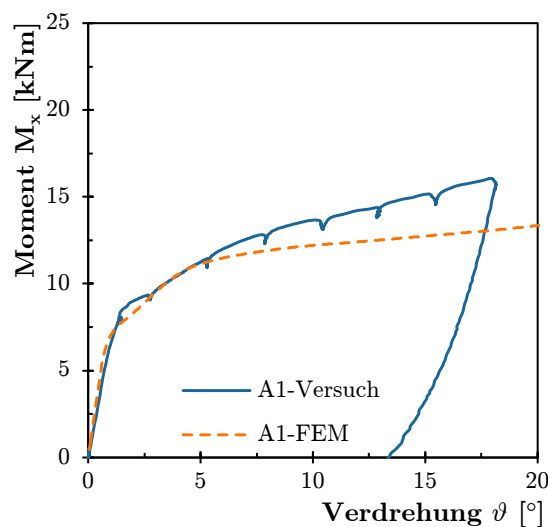
Geometrie:				Imperfektionen:		
$l_0$	=	1648,00 mm	$t_u$	=	5,94 mm	Erhöhungsfaktor für Ersatzimperfektionen 1,1
$l_1$	=	19,00 mm	$t_l$	=	3,02 mm	
$l_2$	=	19,00 mm	$t_r$	=	2,99 mm	
$s_1$	=	20,10 mm	$b_k$	=	80,05 mm	
$a_1$	=	510,00 mm	$b_i$	=	105,05 mm	
$a_2$	=	99,70 mm	$b_g$	=	125,10 mm	
$t_o$	=	5,97 mm	$h$	=	219,25 mm	

**Tabelle D.2:** Vergleich der Traglasten bei 5 % Dehnung - Versuchskörper A1

Verformung am Kragträger bei 5% Dehnung	$u_E$	=	22,04 mm
Traglast FEM	$F_{z,FEM}$	=	16,42 kN
Traglast Versuch	$F_{z,V}$	=	17,78 kN
Abweichung	$\left(\frac{F_{z,FEM}}{F_{z,V}} - 1\right) \cdot 100$	=	-7,65 %



(a) Kraft-Verschiebungs-Kurve



(b) Momenten-Verdrehungs-Kurve

**Abbildung D.1:** Versuchsnachrechnung Versuchskörper A1

## D.2. Versuchskörper A2

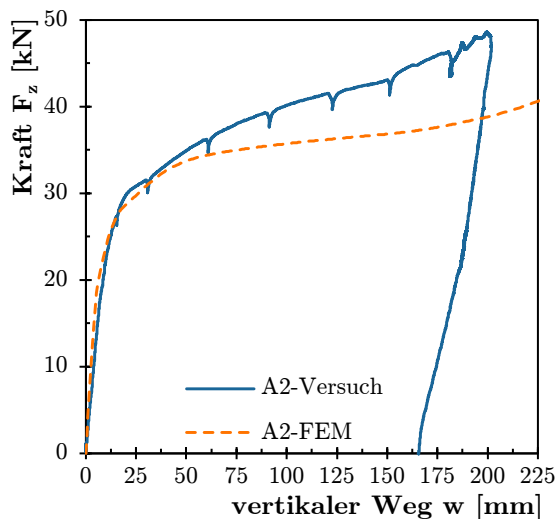
Tabelle D.3: Eingangswerte für die Versuchsnachrechnung - Versuchskörper A2

Geometrie:				Imperfektionen:	
$l_0$	=	1649,00 mm	$t_u$	=	5,96 mm
$l_1$	=	19,00 mm	$t_l$	=	3,15 mm
$l_2$	=	20,00 mm	$t_r$	=	3,01 mm
$s_1$	=	20,10 mm	$b_k$	=	79,95 mm
$a_1$	=	511,00 mm	$b_i$	=	105,55 mm
$a_2$	=	100,40 mm	$b_g$	=	125,25 mm
$t_o$	=	5,94 mm	$h$	=	218,80 mm

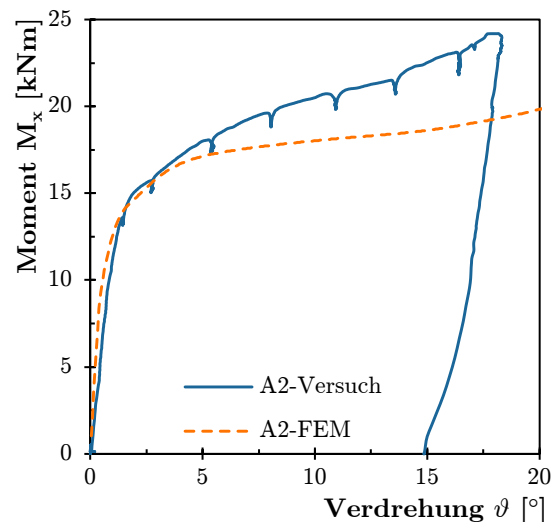
Erhöhungsfaktor für Ersatzimperfektionen 1,1

Tabelle D.4: Vergleich der Traglasten bei 5 % Dehnung - Versuchskörper A2

Verformung am Kragträger bei 5% Dehnung	$u_E$	=	15,60 mm
Traglast FEM	$F_{z,FEM}$	=	27,39 kN
Traglast Versuch	$F_{z,V}$	=	26,93 kN
Abweichung	$\left(\frac{F_{z,FEM}}{F_{z,V}} - 1\right) \cdot 100$	=	1,71 %



(a) Kraft-Verschiebungs-Kurve



(b) Momenten-Verdrehungs-Kurve

Abbildung D.2: Versuchsnachrechnung Versuchskörper A2

## D.3. Versuchskörper B1

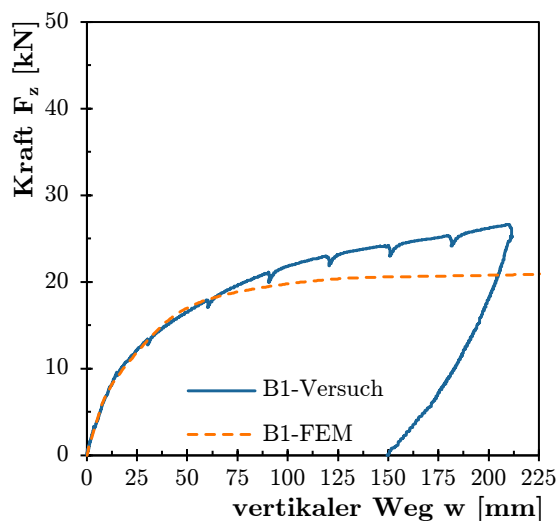
Tabelle D.5: Eingangswerte für die Versuchsnachrechnung - Versuchskörper B1

Geometrie:				Imperfektionen:	
$l_0$	=	1649,00 mm	$t_u$	=	5,95 mm
$l_1$	=	19,00 mm	$t_l$	=	3,04 mm
$l_2$	=	19,00 mm	$t_r$	=	3,06 mm
$s_1$	=	19,90 mm	$b_k$	=	79,80 mm
$a_1$	=	510,00 mm	$b_i$	=	104,90 mm
$a_2$	=	100,00 mm	$b_g$	=	125,05 mm
$t_o$	=	5,99 mm	$h$	=	219,95 mm

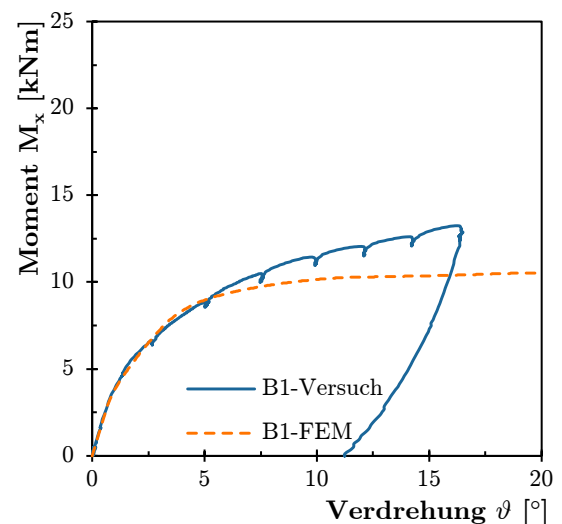
Erhöhungsfaktor für Ersatzimperfektionen 1,1

Tabelle D.6: Vergleich der Traglasten bei 5 % Dehnung - Versuchskörper B1

Verformung am Kragträger bei 5% Dehnung	$u_E$	=	39,79 mm
Traglast FEM	$F_{z,FEM}$	=	15,42 kN
Traglast Versuch	$F_{z,V}$	=	15,06 kN
Abweichung	$\left(\frac{F_{z,FEM}}{F_{z,V}} - 1\right) \cdot 100$	=	2,39 %



(a) Kraft-Verschiebungs-Kurve



(b) Momenten-Verdrehungs-Kurve

Abbildung D.3: Versuchsnachrechnung Versuchskörper B1

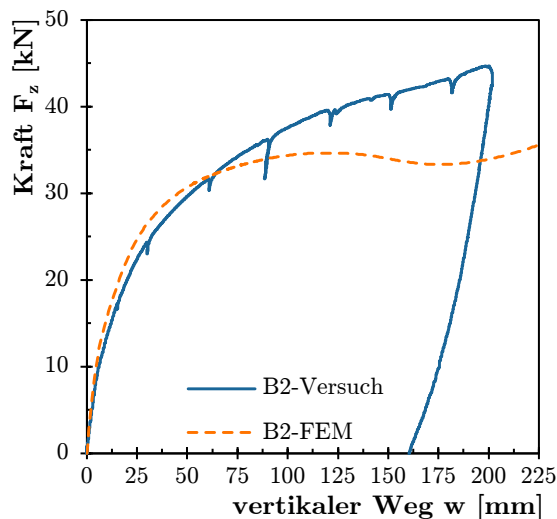
## D.4. Versuchskörper B2

Tabelle D.7: Eingangswerte für die Versuchsnachrechnung - Versuchskörper B2

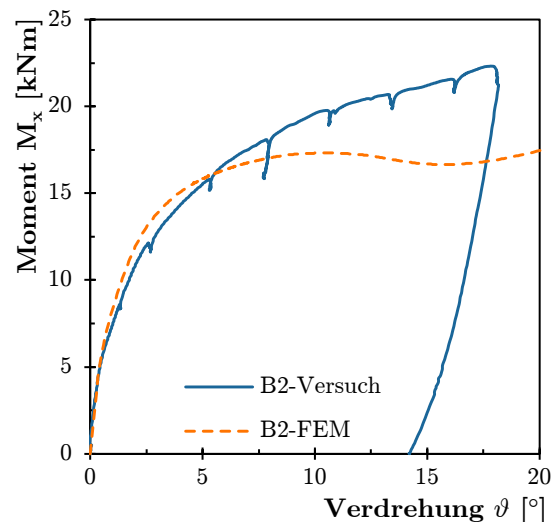
Geometrie:				Imperfektionen:		
$l_0$	=	1648,00 mm	$t_u$	=	6,00 mm	Erhöhungsfaktor für Ersatzimperfektionen 1,1
$l_1$	=	19,90 mm	$t_l$	=	3,05 mm	
$l_2$	=	19,00 mm	$t_r$	=	3,01 mm	
$s_1$	=	19,90 mm	$b_k$	=	80,00 mm	
$a_1$	=	512,0 mm	$b_i$	=	105,55 mm	
$a_2$	=	100,20 mm	$b_g$	=	125,15 mm	
$t_o$	=	5,94 mm	$h$	=	219,80 mm	

Tabelle D.8: Vergleich der Traglasten bei 5 % Dehnung - Versuchskörper B2

Verformung am Kragträger bei 5% Dehnung	$u_E$	=	19,19 mm
Traglast FEM	$F_{z,FEM}$	=	21,83 kN
Traglast Versuch	$F_{z,V}$	=	19,42 kN
Abweichung	$\left(\frac{F_{z,FEM}}{F_{z,V}} - 1\right) \cdot 100$	=	12,41 %



(a) Kraft-Verschiebungs-Kurve



(b) Momenten-Verdrehungs-Kurve

Abbildung D.4: Versuchsnachrechnung Versuchskörper B2

## E. Spannungs-Dehnungskurven

### E.1. Versuchskörper A1

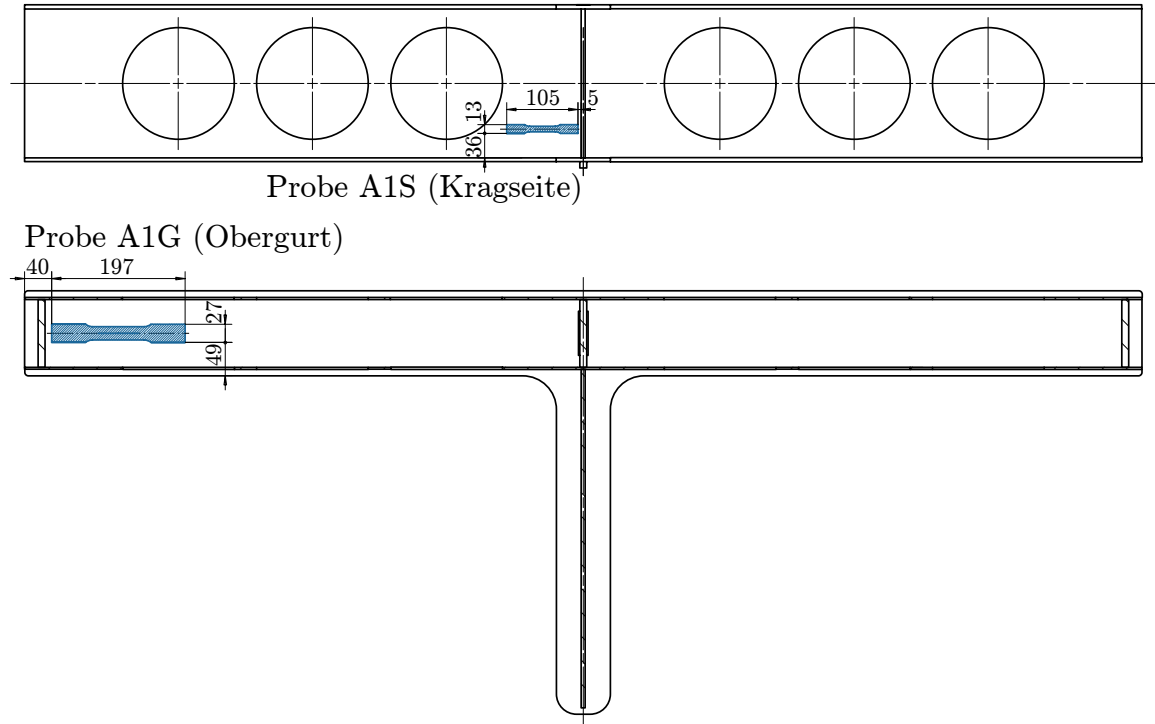


Abbildung E.1: Probenentnahme Versuchskörper A1

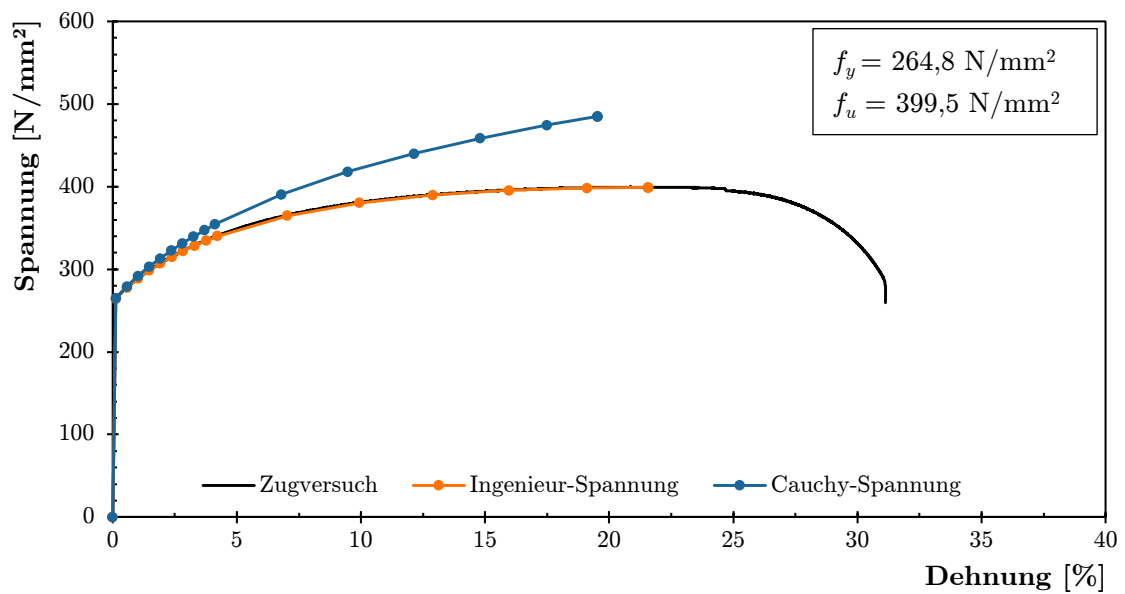


Abbildung E.2: Spannungs-Dehnungs-Kurve Probe A1S

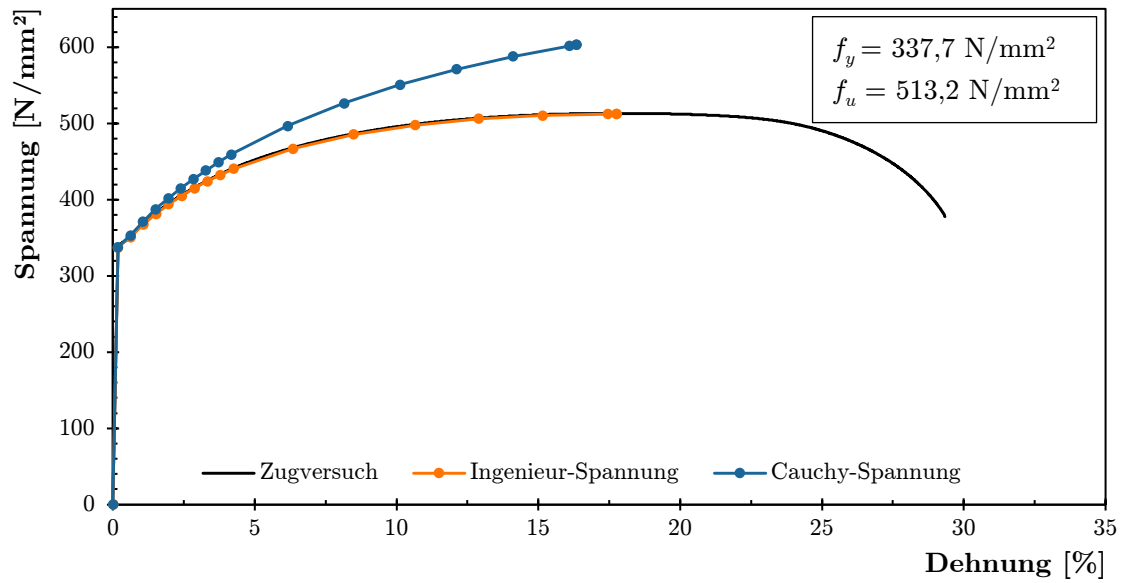


Abbildung E.3: Spannungs-Dehnungs-Kurve Probe A1G

## E.2. Versuchskörper A2

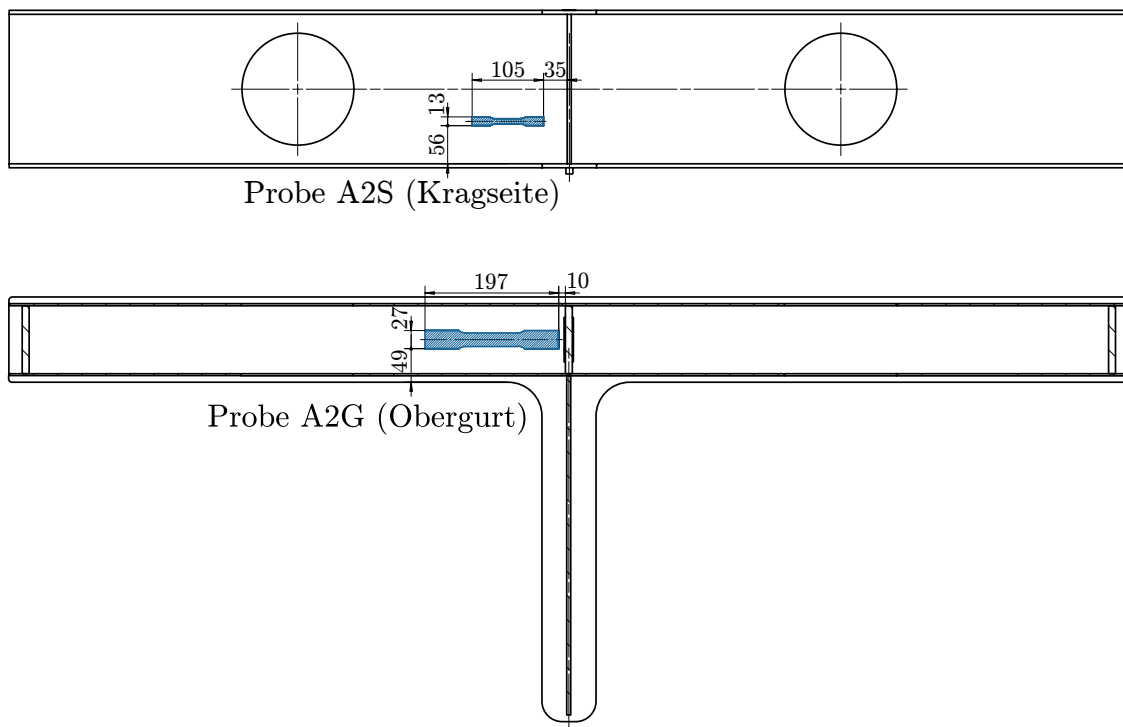


Abbildung E.4: Probenentnahme Versuchskörper A2

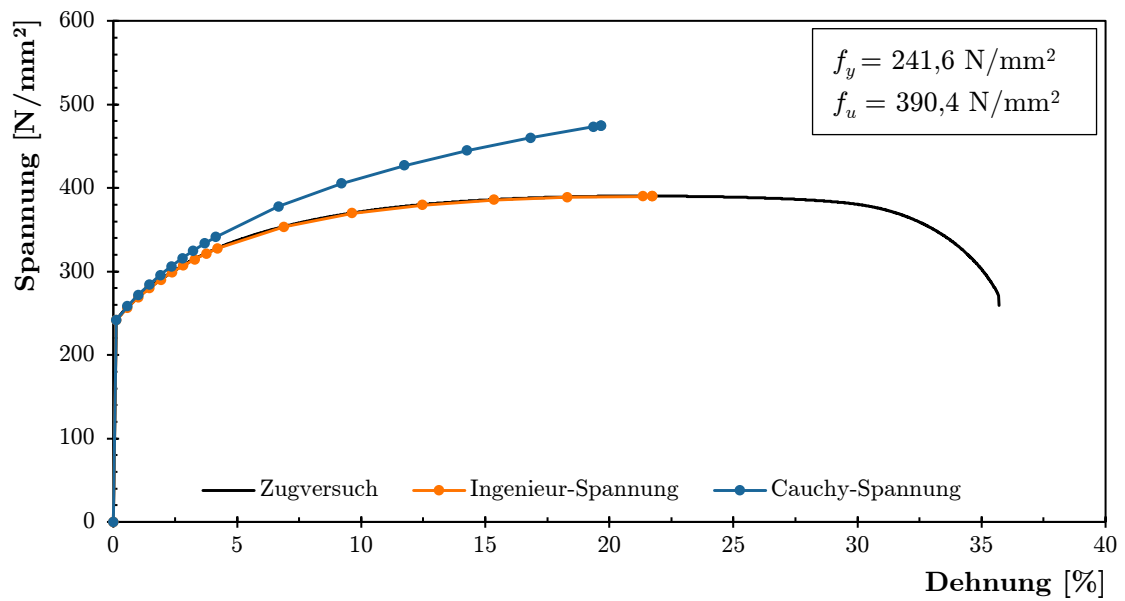


Abbildung E.5: Spannungs-Dehnungs-Kurve Probe A2S

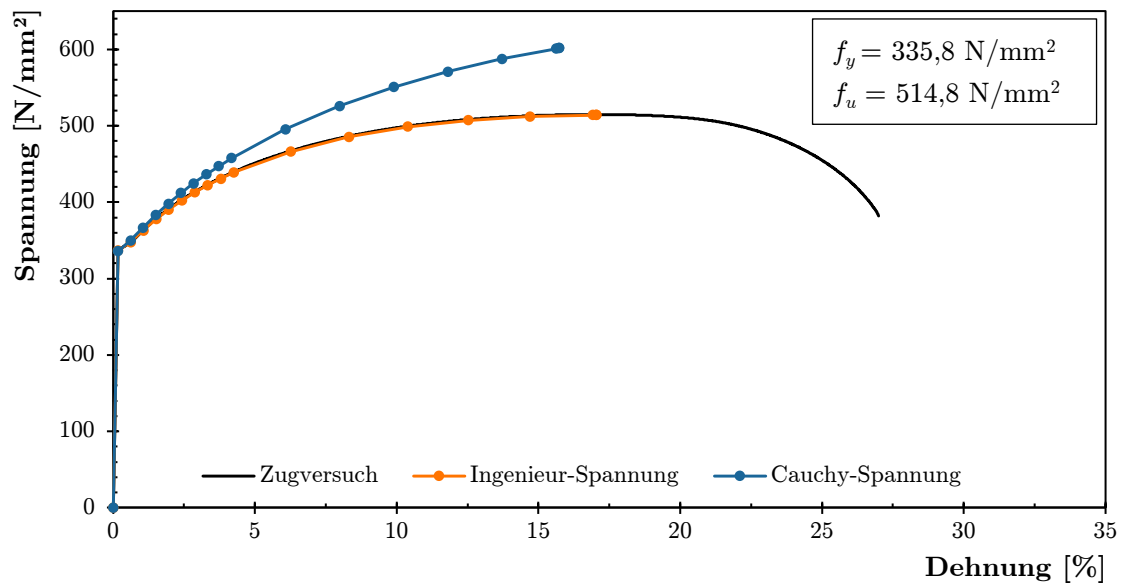


Abbildung E.6: Spannungs-Dehnungs-Kurve Probe A2G

## E.3. Versuchskörper B1

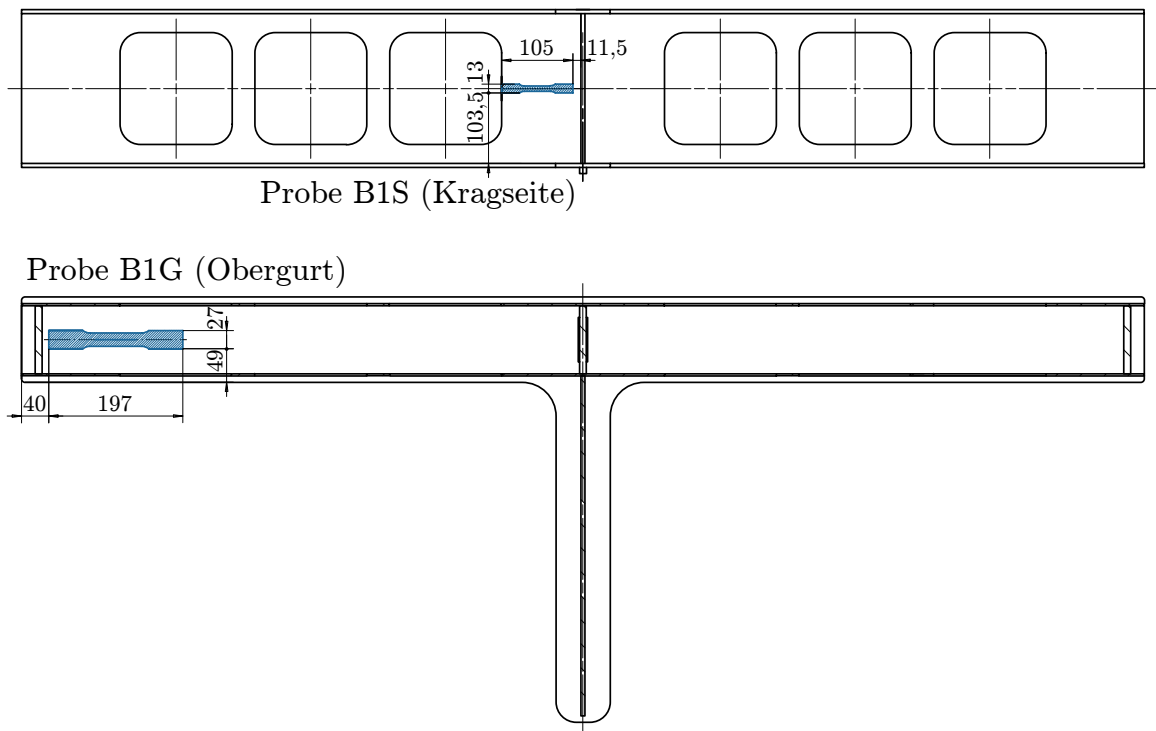


Abbildung E.7: Probenentnahme Versuchskörper B1

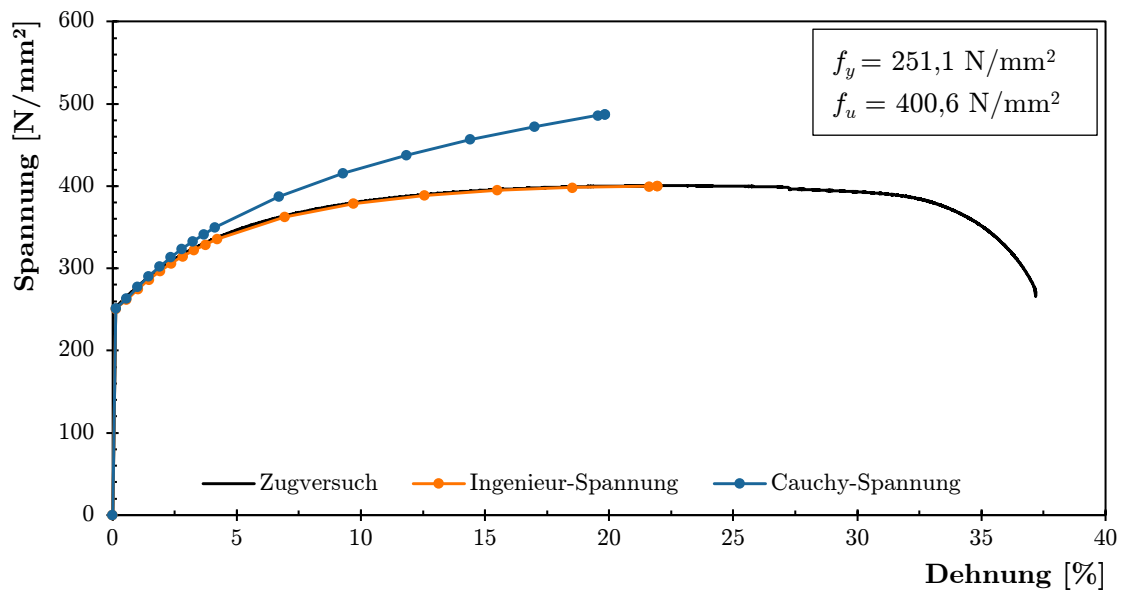


Abbildung E.8: Spannungs-Dehnungs-Kurve Probe B1S

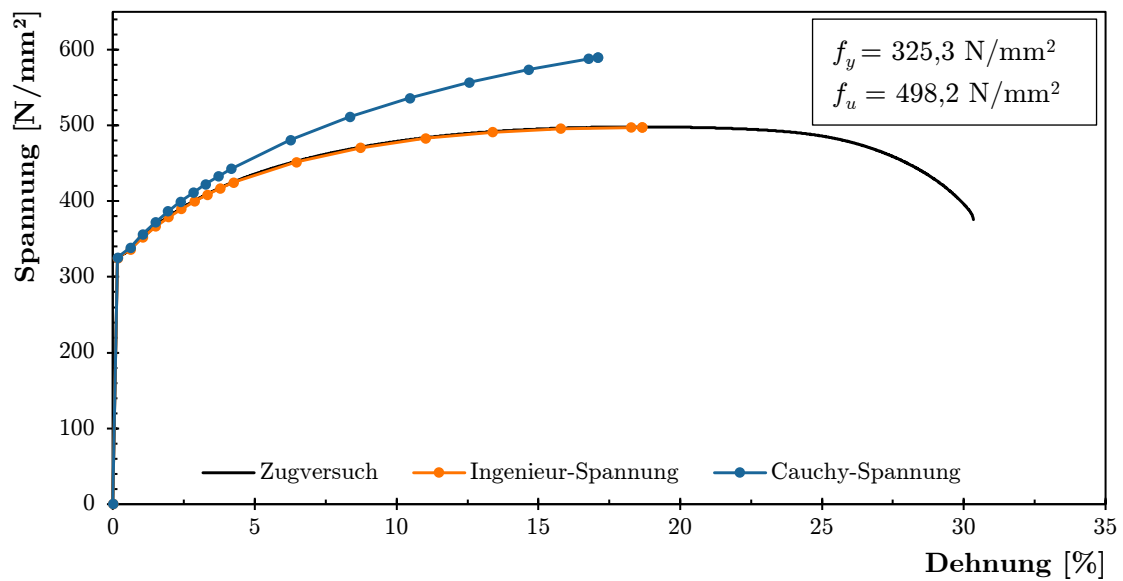


Abbildung E.9: Spannungs-Dehnungs-Kurve Probe B1G

## E.4. Versuchskörper B2

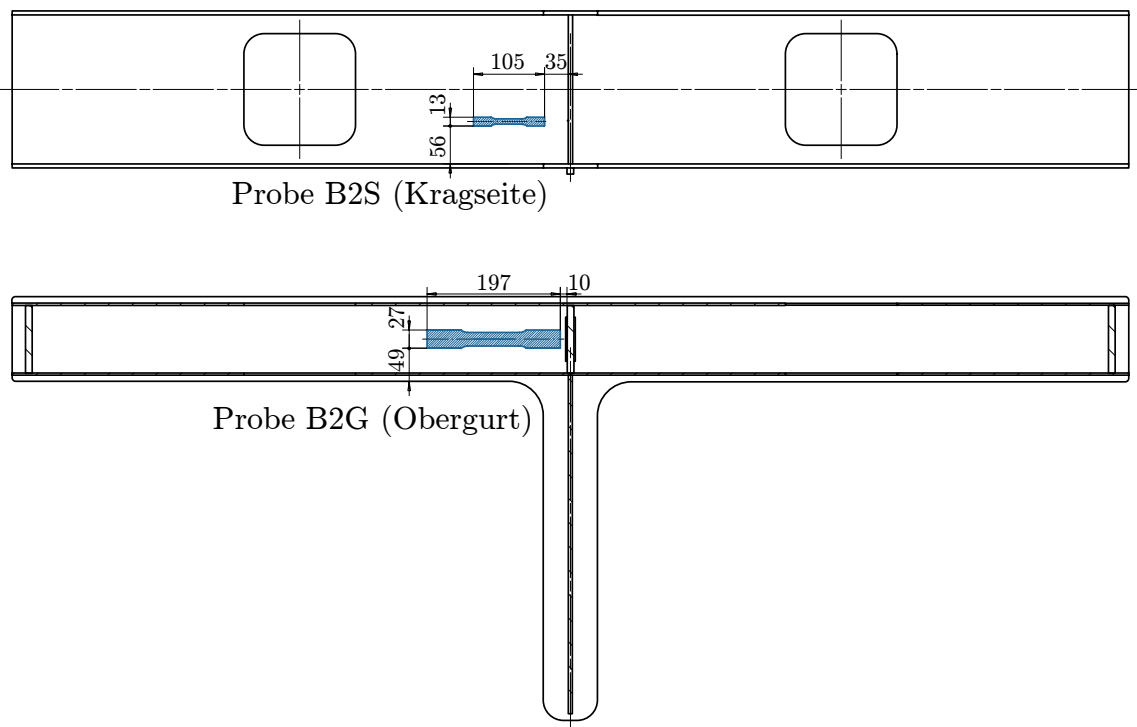


Abbildung E.10: Probenentnahme Versuchskörper B2

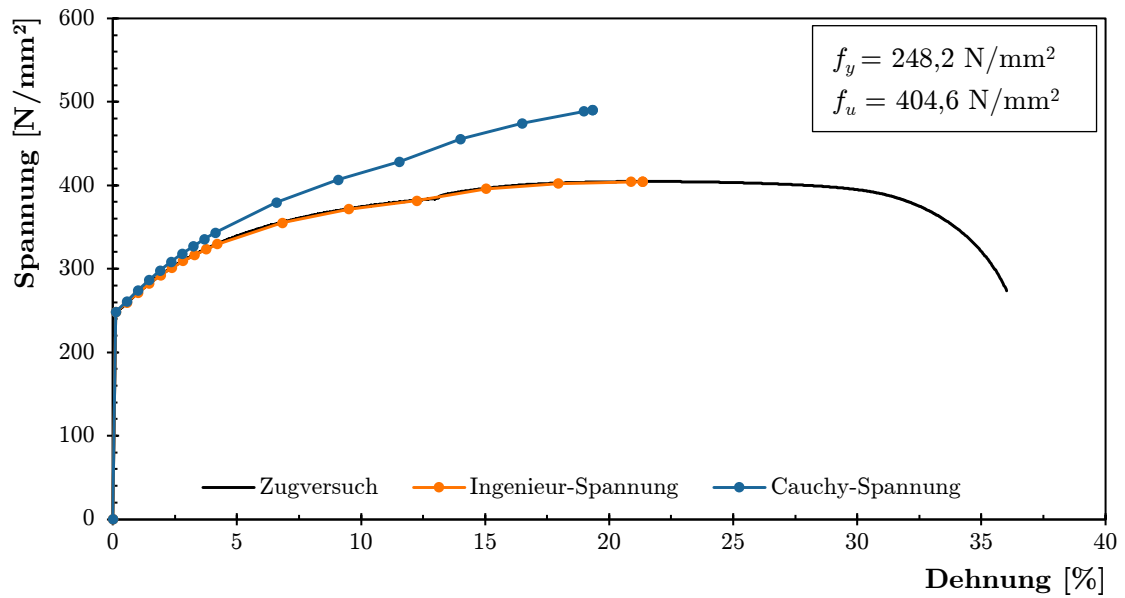


Abbildung E.11: Spannungs-Dehnungs-Kurve Probe B2S

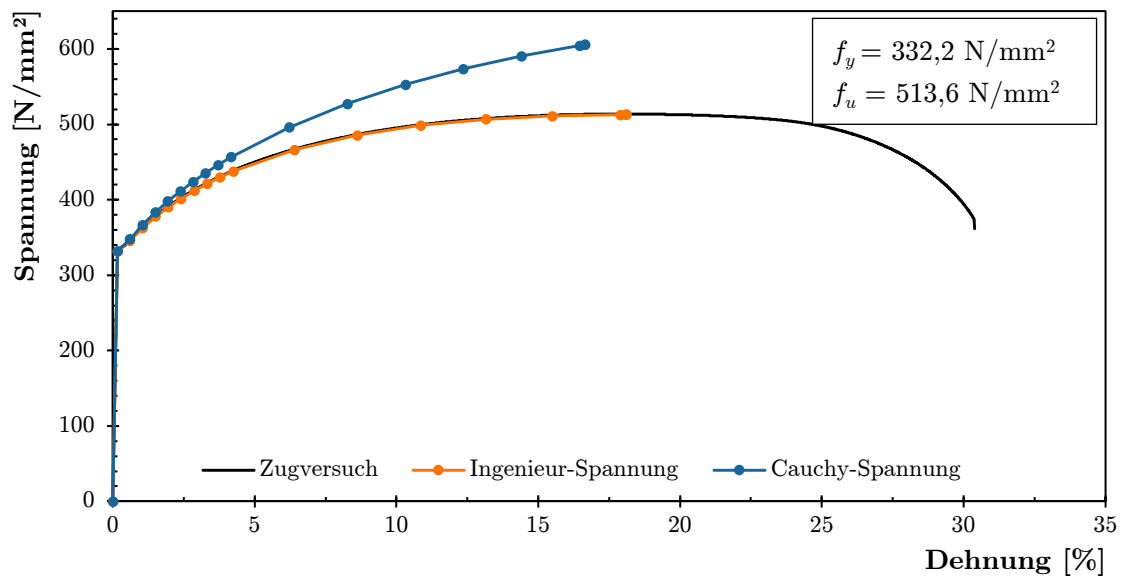


Abbildung E.12: Spannungs-Dehnungs-Kurve Probe B2G

---

## F. Parameterstudie

### F.1. Stegchlankheit

**Tabelle F.1:** Parameterstudie Stegchlankheit

Modell	Traglast [kN]	Verdrehung [°]	Schlankheit [-]	Versagensmechanismus [-]
A1-2mm	12,65	3,14	110,00	SPK+FGB
A1-2,5mm	13,36	2,24	88,00	SPK+FGB
A1-3mm	15,91	2,07	73,33	SPK+FGB
A1-4mm	23,37	2,37	55,00	FGB+SPK
A1-5mm	29,95	2,61	44,00	FGB+SPK
A1-6mm	35,48	2,63	36,67	FGB+SPK
A2-2mm	15,71	1,42	110,00	SB+FGB
A2-3mm	26,88	1,43	73,33	FGB+SB
A2-4mm	39,00	1,74	55,00	FGB+SB
A2-5mm	49,30	1,89	44,00	FGB+SB
A2-6mm	59,13	1,98	36,67	FGB+SB
B1-2mm	11,35	3,54	110,00	SPK+FGB
B1-3mm	14,61	3,45	73,33	SPK+FGB
B1-4mm	18,12	3,65	55,00	FGB+SPK
B1-5mm	21,25	3,70	44,00	FGB+SPK
B1-6mm	24,16	3,65	36,67	FGB+SPK
B2-2mm	12,11	1,28	110,00	FGB+LB
B2-3mm	19,76	1,67	73,33	FGB+LB
B2-4mm	25,35	1,75	55,00	FGB+LB
B2-5mm	30,92	1,78	44,00	FGB+LB
B2-6mm	36,50	1,80	36,67	FGB+LB

SPK...Stegpfostenknicken, SB...Schubbeulen, FGB...Fließgelenkbildung, LB...lokales Beulen

**Tabelle F.2:** Parameterstudie Stegslankheit Modelle ohne Öffnung

Modell	Traglast [kN]	Verdrehung [°]	Schlankheit [-]	Versagensmechanismus [-]
KÖ-2mm	35,69	0,73	110,00	SB
KÖ-3mm	63,97	0,88	73,33	SB
KÖ-4mm	91,31	1,49	55,00	SB
KÖ-4,5mm	106,65	2,31	48,89	SB
KÖ-5mm	122,28	3,29	44,00	SB
KÖ-5,5mm	136,69	3,63	40,00	SB+FGB
KÖ-5,75mm	138,29	2,46	38,26	FGB
KÖ-6mm	139,86	1,87	36,67	FGB

SPK...Stegpfostenknicken, SB...Schubbeulen, FGB...Fließgelenkbildung, LB...lokales Beulen

## F.2. Öffnungshöhe

Tabelle F.3: Parameterstudie Öffnungshöhe

Modell	Traglast [kN]	Verdrehung [°]	$h_0/h$ [-]	Öffnungsabstand [mm]	Versagensmechanismus [-]
A1-0,75h	15,91	2,07	0,75	33	SPK+FGB
A1-0,65h	19,76	1,77	0,65	33	SPK+FGB
A1-0,55h	25,79	1,65	0,55	33	SPK+FGB
A1-0,45h	31,86	1,54	0,45	33	SPK+FGB+(SB)
A1-0,35h	40,10	1,42	0,35	33	SPK+FGB+(SB)
A1-0,25h	49,94	1,25	0,25	33	SB
A1-0,15h	58,59	1,05	0,15	33	SB
A2-0,75h	26,88	1,43	0,75	33	FGB+SB
A2-0,65h	32,93	1,40	0,65	33	FGB+SB
A2-0,55h	37,48	1,29	0,55	33	FGB+SB
A2-0,45h	44,58	1,23	0,45	33	FGB+SB
A2-0,35h	52,75	1,12	0,35	33	SB
A2-0,25h	59,17	1,12	0,25	33	SB
A2-0,15h	63,04	1,00	0,15	33	SB
B1-0,75h	14,61	3,45	0,75	33	SPK+FGB
B1-0,65h	16,99	2,83	0,65	33	SPK+FGB
B1-0,55h	20,04	2,13	0,55	33	SPK+FGB
B1-0,45h	24,43	1,50	0,45	33	SPK+FGB+(SB)
B1-0,35h	32,28	1,24	0,35	33	SPK+FGB+(SB)
B1-0,25h	42,71	1,11	0,25	33	SPK+FGB+(SB)
B1-0,15h	56,58	1,12	0,15	33	SB
B2-0,75h	19,76	1,67	0,75	33	FGB+LB
B2-0,65h	24,21	1,23	0,65	33	FGB+LB
B2-0,55h	32,61	1,17	0,55	33	FGB+LB
B2-0,45h	38,76	1,03	0,45	33	FGB+LB
B2-0,35h	47,27	1,10	0,35	33	FGB+LB
B2-0,25h	55,29	1,05	0,25	33	SB
B2-0,15h	60,86	0,95	0,15	33	SB

SPK...Stegpfostenknicken, SB...Schubbeulen, FGB...Fließgelenkbildung, LB...lokales Beulen

**Tabelle F.4:** Parameterstudie Öffnungshöhe mit Anpassung Öffnungsabstand

Modell	Traglast [kN]	Verdrehung [°]	$h_0/h$ [-]	Öffnungsabstand [mm]	Versagensmechanismus [-]
A1-0,75h	15,91	2,07	0,75	33	SPK+FGB
A1-0,65h	19,29	1,72	0,65	29	SPK+FGB
A1-0,55h	24,38	1,65	0,55	24	SPK+FGB
A1-0,45h	28,79	1,36	0,45	20	SPK+FGB+(SB)
A1-0,35h	35,49	1,23	0,35	15	SPK+FGB+(SB)
A1-0,25h	45,53	1,14	0,25	11	SPK+FGB+(SB)
A1-0,15h	55,59	1,05	0,15	7	SPK+FGB+(SB)
B1-0,75h	14,61	3,45	0,75	33	SPK+FGB
B1-0,65h	16,81	2,92	0,65	29	SPK+FGB
B1-0,55h	18,10	1,99	0,55	24	SPK+FGB
B1-0,45h	22,31	1,54	0,45	20	SPK+FGB+(SB)
B1-0,35h	28,68	1,12	0,35	15	SPK+FGB+(SB)
B1-0,25h	39,25	0,96	0,25	11	SPK+FGB+(SB)
B1-0,15h	51,69	1,12	0,15	7	SPK+FGB+SB

SPK...Stegpfostenknicken, SB...Schubbeulen, FGB...Fließgelenkbildung, LB...lokales Beulen

## F.3. Öffnungsform

Tabelle F.5: Parameterstudie Öffnungsform

Modell	Traglast [kN]	Verdrehung [°]	$h_0/h$ [-]	Versagensmechanismus [-]
Rund-0,75h	26,88	1,43	0,75	FGB+SB
Rund-0,625h	34,58	1,35	0,63	FGB+SB
Rund-0,5h	41,10	1,26	0,50	FGB+SB
Rund-0,375h	49,74	1,07	0,38	SB
Rund-0,25h	59,17	1,12	0,25	SB
Rund-0,125h	62,72	0,95	0,13	SB
Quadratisch-0,75h	19,76	1,67	0,75	FGB+LB
Quadratisch-0,625h	26,24	1,20	0,63	FGB+LB
Quadratisch-0,5h	36,30	1,20	0,50	FGB+(SB)
Quadratisch-0,375h	45,11	1,11	0,38	FGB+(SB)
Quadratisch-0,25h	55,29	1,05	0,25	SB
Quadratisch-0,125h	62,57	0,95	0,13	SB
Rechteck-0,75h	17,09	2,44	0,75	FGB
Rechteck-0,625h	19,51	1,44	0,63	FGB
Rechteck-0,5h	25,35	1,08	0,50	FGB+(SB)
Rechteck-0,375h	33,82	0,95	0,38	FGB+(SB)
Rechteck-0,25h	42,71	0,97	0,25	FGB+(SB)
Rechteck-0,125h	51,99	0,96	0,13	SB+FGB
Länglich-0,75h	21,49	2,24	0,75	FGB+LB
Länglich-0,625h	24,11	1,56	0,63	FGB+LB
Länglich-0,5h	30,21	1,29	0,50	FGB+(SB)
Länglich-0,375h	37,51	1,19	0,38	FGB+(SB)
Länglich-0,25h	45,14	1,17	0,25	FGB+(SB)
Länglich-0,125h	54,01	1,01	0,13	SB+FGB
Sechseck-0,75h	20,60	1,18	0,75	FGB
Sechseck-0,625h	29,57	1,05	0,63	FGB
Sechseck-0,5h	38,80	1,09	0,50	FGB+(SB)
Sechseck-0,375h	49,15	1,16	0,38	FGB+(SB)
Sechseck-0,25h	55,18	1,00	0,25	FGB+(SB)
Sechseck-0,125h	62,33	0,95	0,13	SB

SPK...Stegpfostenknicken, SB...Schubbeulen, FGB...Fließgelenkbildung, LB...lokales Beulen

## F.4. Öffnungsabstand

Tabelle F.6: Parameterstudie Öffnungsabstand

Modell	Traglast [kN]	Verdrehung [°]	$s/h_0$ [-]	Versagensmechanismus [-]
A1-0,2h0	17,29	1,59	0,20	SPK+FGB
A1-0,3h0	20,61	2,11	0,30	SPK+FGB
A1-0,4h0	22,81	2,60	0,40	SPK+FGB
A1-0,5h0	23,68	2,59	0,50	SPK+FGB
A1-0,6h0	24,80	2,56	0,60	SPK+FGB
A1-0,7h0	26,50	2,51	0,70	SPK+FGB
A1-0,8h0	27,92	2,38	0,80	FGB+(SB)
A1-0,9h0	28,30	2,35	0,90	FGB+(SB)
A1-1,0h0	28,28	2,26	1,00	FGB+(SB)
B1-0,2h0	15,06	2,58	0,20	SPK+FGB
B1-0,3h0	17,02	3,01	0,30	SPK+FGB
B1-0,4h0	17,68	2,99	0,40	SPK+FGB
B1-0,5h0	18,82	3,03	0,50	SPK+FGB
B1-0,6h0	20,09	2,80	0,60	FGB
B1-0,7h0	20,74	2,81	0,70	FGB
B1-0,8h0	20,55	2,73	0,80	FGB
B1-0,9h0	20,06	2,61	0,90	FGB
B1-1,0h0	20,33	2,68	1,00	FGB

SPK...Stegpfostenknicken, SB...Schubbeulen, FGB...Fließgelenkbildung, LB...lokales Beulen

## F.5. Verhältnis Torsions- zu Biegemoment

Tabelle F.7: Parameterstudie Verhältnis Torsions- zu Biegemoment - Exzentrizität (Teil 1)

Modell	Traglast [kN]	Verdrehung [°]	Öffnungsabstand [mm]	$M_x/M_y$ [-]	Versagensmechanismus [-]
A1-ey0	53,77	0,00	0	0,00	SPK+FGB
A1-ey0,25	26,40	1,91	250	0,33	SPK+FGB
A1-ey0,5	15,91	2,07	500	0,67	SPK+FGB
A1-ey0,75	11,40	2,15	750	1,00	SPK+FGB
A1-ey1,0	8,88	2,19	1000	1,33	SPK+FGB
A1-ey1,25	7,28	2,23	1250	1,67	SPK+FGB
A1-ey1,5	6,17	2,25	1500	2,00	SPK+FGB
A1-ey1,75	5,36	2,27	1750	2,33	SPK+FGB
A1-ey2	4,74	2,29	2000	2,67	SPK+FGB
A2-ey0	123,53	0,00	0	0,00	FGB+SB
A2-ey0,25	44,91	1,33	250	0,33	FGB+SB
A2-ey0,5	26,88	1,43	500	0,67	FGB+SB
A2-ey0,75	19,21	1,51	750	1,00	FGB+SB
A2-ey1,0	14,96	1,57	1000	1,33	FGB+SB
A2-ey1,25	12,27	1,62	1250	1,67	FGB+SB
A2-ey1,5	10,41	1,68	1500	2,00	FGB+SB
A2-ey1,75	9,05	1,71	1750	2,33	FGB+SB
A2-ey2	8,00	1,75	2000	2,67	FGB+SB
B1-ey0	28,86	0,00	0	0,00	SPK+FGB
B1-ey0,25	22,80	2,96	250	0,33	SPK+FGB
B1-ey0,5	14,61	3,45	500	0,67	SPK+FGB
B1-ey0,75	10,60	3,67	750	1,00	SPK+FGB
B1-ey1,0	8,32	3,81	1000	1,33	SPK+FGB
B1-ey1,25	6,88	3,93	1250	1,67	SPK+FGB
B1-ey1,5	5,85	4,01	1500	2,00	SPK+FGB
B1-ey1,75	5,09	4,09	1750	2,33	SPK+FGB
B1-ey2	4,51	4,16	2000	2,67	SPK+FGB

SPK...Stegpfostenknicken, SB...Schubbeulen, FGB...Fließgelenkbildung, LB...lokales Beulen

**Tabelle F.8:** Parameterstudie Verhältnis Torsions- zu Biegemoment - Exzentrizität (Teil 2)

Modell	Traglast [kN]	Verdrehung [°]	Öffnungsabstand [mm]	$M_x/M_y$ [-]	Versagensmechanismus [-]
B2-ey0	75,11	0,00	0	0,00	FGB+LB
B2-ey0,25	32,48	1,47	250	0,33	FGB+LB
B2-ey0,5	19,76	1,67	500	0,67	FGB+LB
B2-ey0,75	14,22	1,79	750	1,00	FGB+LB
B2-ey1,0	11,15	1,89	1000	1,33	FGB+LB
B2-ey1,25	9,20	1,97	1250	1,67	FGB+LB
B2-ey1,5	7,84	2,05	1500	2,00	FGB+LB
B2-ey1,75	6,84	2,10	1750	2,33	FGB+LB
B2-ey2	6,07	2,15	2000	2,67	FGB+LB

SPK...Stegpfostenknicken, SB...Schubbeulen, FGB...Fließgelenkbildung, LB...lokales Beulen

## G. Vereinfachter analytischer Ansatz für die Praxis

### G.1. Anwendungsbedingungen

**Tabelle G.1:** Anwendungsbedingungen für den vereinfachten analytischen Ansatz

Parameter	minimal	maximal
Stegschlankheit	-	110,00
Öffnungshöhe	-	$0,75h$
Öffnungsabstand	$0,2h_0$	-
Verhältnis $M_x/M_y$	0	2,67
Anteil der Öffnungen in der betrachteten Länge	$0,015L$	$0,62L$

### G.2. Vorgangsweise der Nachweisführung

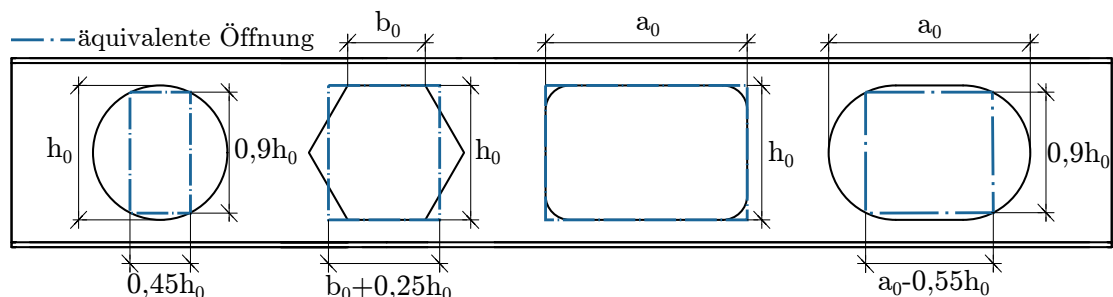
**Tabelle G.2:** Vorgangsweise der Nachweisführung (Teil 1)

#### Berechnung der äquivalenten rechteckigen Öffnungen

Umrechnung nach DIN prEN 1993-1-13 [1, Tab. 8.3]

Öffnungsform	Äquivalente Öffnungslänge $a_{eq}$	Äquivalente Öffnungshöhe $h_{eq}$
Rechteckig	$a_0$	$h_0$
Rund	$0,45h_0$	$0,9h_0$
Länglich	$a_0 - 0,55h_0$	$0,9h_0$
Sechseckig	$b_0 + 0,25h_0$	$h_0$

Maße entsprechend der folgenden Zeichnung:



**Tabelle G.3:** Vorgangsweise der Nachweisführung (Teil 2)**Berechnung der Querschnittswerte für Torsion**

für die geschlossenen Abschnitte:

$$W_{T,C} = 2 \cdot A_m \cdot t_{min} \quad (\text{G.1})$$

für die Querschnitte an der Stelle der Öffnung:

$$I_T = \frac{1}{3} \cdot \sum b_i \cdot t_i^3 \quad (\text{G.2})$$

$$W_{T,O} = \frac{2 \cdot I_T}{t_{max}} \quad (\text{G.3})$$

Ersatz-Torsionswiderstandsmoment  $W_{T,Ersatz}$ :

$$W_{T,Ersatz} = \frac{W_{T,O} \cdot L_O + W_{T,C} \cdot L_C}{L_O + L_C} \cdot \frac{\kappa}{\gamma_B} \quad (\text{G.4})$$

$$\kappa = -1,26 \cdot \frac{h_0}{h} + 1,33 \quad (\text{G.5})$$

$$\gamma_B = 1,4 \quad (\text{G.6})$$

**Berechnung der Widerstandswerte**

$$M_{x,Rd} = W_{T,Ersatz} \cdot \frac{f_y}{\sqrt{3} \cdot \gamma_M} \quad (\text{G.7})$$

$$M_{y,Rd} = W_{y,el} \cdot \frac{f_y}{\gamma_M} \quad (\text{G.8})$$

$$V_{z,Rd} = 4 \cdot b_2 \cdot t_s \cdot \frac{f_y}{\gamma_M} \quad (\text{G.9})$$

Tabelle G.4: Vorgangsweise der Nachweisführung (Teil 3)

**Interaktion**

$$\left(\frac{\sigma_x}{f_y}\right)^2 + \left(\frac{\tau}{\tau_R}\right)^2 = \left(\frac{M_{y,Ed}}{M_{y,Rd}}\right)^2 + \left(\frac{V_{z,Ed}}{V_{z,Rd}} + \frac{M_{x,Ed}}{M_{x,Rd}}\right)^2 \leq 1 \quad (\text{G.10})$$

mit

 $A_m$  ... von der Mittellinie eingeschlossene Fläche $t_{min}$  ... kleinste Blechdicke im Querschnitt $b_i$  ... Breite der Einzelbleche $t_i$  ... Blechdicke der Einzelbleche $I_T$  ... Torsionsträgheitsmoment $t_{max}$  ... größte Blechdicke im Querschnitt $L_O$  ... Trägerlänge mit Öffnungen im betrachteten Bereich $L_C$  ... Trägerlänge ohne Öffnungen im betrachteten Bereich $\kappa$  ... Öffnungshöhenfaktor $\gamma_B$  ... Sicherheitsfaktor zur Berücksichtigung der Modellunsicherheit $\gamma_M$  ... Teilsicherheitsbeiwert für das Material $b_2$  ... Länge des restlichen Steges ohne Öffnung $W_{T,Ersatz}$  ... Ersatz-Torsionswiderstandsmoment wie im folgenden Abschnitt beschrieben $W_{y,el}$  ... elastisches Widerstandsmoment um die y-Achse $f_y$  ... Streckgrenze vom verwendeten Material