

DIPLOMARBEIT

Vergleich von Berechnungsmodellen für allgemeine Stirnplattenanschlüsse

eingereicht an der
FH JOANNEUM Gesellschaft mbH
Fachhochschulstudiengang
Bauplanung und Bauwirtschaft

vorgelegt von:

Krisztian Bodnar
7501, Unterwart 39.

interner Betreuer:

DI Dr. Markus Wallner-Novak

Firmenbetreuer:

DI Gregor Schwarz

Eidesstattliche Erklärung

Ich erkläre ehrenwörtlich, dass ich die vorliegende Bachelorarbeit selbstständig angefertigt und die mit ihr verbundenen Tätigkeiten selbst erbracht habe. Ich erkläre weiters, dass ich keine anderen als die angegebenen Hilfsmittel benutzt habe. Alle aus gedruckten, ungedruckten oder dem Internet im Wortlaut oder im wesentlichen Inhalt übernommenen Formulierungen und Konzepte sind gemäß den Regeln für gutes wissenschaftliches Arbeiten zitiert und durch Fußnoten bzw. durch andere genaue Quellenangaben gekennzeichnet.

Die vorliegende Originalarbeit ist in dieser Form zur Erreichung eines akademischen Grades noch keiner anderen Hochschule vorgelegt worden. Diese Arbeit wurde in gedruckter und elektronischer Form abgegeben. Ich bestätige, dass der Inhalt der digitalen Version vollständig mit dem der gedruckten Version übereinstimmt.

Ich bin mir bewusst, dass eine falsche Erklärung rechtliche Folgen haben kann.

Unterschrift des Verfassers

Ort, Datum

Kurzfassung

Im Stahlbau kann eine wirtschaftliche und zuverlässige Dimensionierung von Tragwerken durch Einsatz von Standardanschlüssen relativ problemlos erzielt werden. Dies ist ein großer Vorteil des Stahlbaus, da durch zahlreiche Untersuchungen und Versuche auf verschiedenen Themengebieten ein hoher Grad an Standardisierungen vorhanden ist. Allerdings sind die Anwendungsmöglichkeiten beispielsweise bei Stirnplattenanschlüssen zum Teil wegen der normativen Vorgaben und der damit verbundenen Einschränkungen hinsichtlich der Geometrie begrenzt, sodass in solchen Fällen statt den DAST-Standardanschlusstypen Individuallösungen gefunden werden müssen.

Im Rahmen der vorliegenden wissenschaftlichen Arbeit werden jene Stirnplattenanschlussformen untersucht, die von standardmäßigen Anschlussformen abweichen, sich aber auf den sogenannten T-Stummel zurückführen lassen. Dazu werden die Grenzen des normgemäßen äquivalenten T-Stummels bezüglich Geometrie und Anwendbarkeit beschrieben und über Analysen mittels FE-Berechnungen nachvollzogen. Um eine möglichst wirklichkeitsnahe und praxisorientierte Bemessung allgemeiner Stirnplattenanschlussformen durchführen zu können werden zusätzlich zwei Berechnungsmodelle, eines für die Einwirkung- und eine für die Widerstandseite, erarbeitet. Beim Modell der Widerstandseite wird die Berechnung der wirksamen Länge des T-Stummels mit allgemeiner Anschlussgeometrie unter Anwendung aktuellster wissenschaftlicher Erkenntnisse untersucht. Das zweite Modell für die Auswirkungen der Einwirkung auf die einzelnen Schrauben folgt einem allgemeinen nichtlinearen Steifigkeitsansatz. Mit den entwickelten Bemessungsmodellen konnte ein Beitrag zur Dimensionierung von Stirnplattenanschlüssen mit über die Norm hinausgehende Geometrie geleistet werden.

Abstract

In steel construction, an economical and reliable design of structures can be achieved relatively easily due to the application of standard connections. This is a great advantage of steel construction because various investigations and tests in various subject areas led to a high degree of standardization. However, the application possibilities for end plate connections are partly delimited due to normative specifications and geometric limitations, which means that in such cases the DAST standard connection types can not be used and other individual solutions must be found.

As part of this dissertation those end plate connections are examined that differ from standard connection forms, but still can be associated to the T-stub. For this purpose, the limits of the T-stub model in consideration of geometrics and application are described and analyzed by using FE calculations. In order to carry out a realistic design for general end plate connection forms two calculation models were developed, one for the action side and one for the resistance side. The resistance side model examines the calculation of the current length of the T-stub with general connection geometry using the latest knowledge of scientific revelations. The second model deals with the effects of the action side on individual bolts by following a general nonlinear stiffness approach. By using these calculation models, a contribution for the design of general end plate connections whose geometry are not regulated by any standard could be achieved.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Problemstellung.....	1
1.2	Zielsetzung und Fragestellung	1
1.3	Vorgehensweise.....	2
1.4	Übersicht der vorhandenen und angewandten Berechnungsmodelle	2
2	Verbindungsmittel im Stahlbau	6
2.1	Schraubenverbindungen	7
2.1.1	Allgemeine Übersicht	7
2.1.2	Ausführungsformen und Schraubenkategorien.....	9
2.1.3	Kraftübertragung.....	11
2.2	Schweißverbindungen	13
2.2.1	Allgemeine Übersicht	13
2.2.2	Kraftübertragung.....	14
3	Ermittlung der Beanspruchung in Verbindungen	16
4	Anschlüsse nach Stand der Technik	17
4.1	Allgemeines	17
4.2	Gelenkige Anschlüsse	18
4.3	Biegesteife Anschlüsse	19
4.4	Nachgiebige Anschlüsse	20
5	Berechnungsmodelle für Stirnplattenanschlüsse	22
5.1	Die Komponentenmethode nach EC3	22
5.1.1	Das äquivalente T-Stummel-Modell.....	30
5.1.2	Beispiele für Stirnplattenanschlüsse nach der Komponentenmethode	39
5.1.3	Grenzen der Komponentenmethode.....	43
5.2	Anpassung der Nachweise an die (Art der) Belastung	43
5.3	Berechnungsmodelle für Anschlüsse mit vier Schrauben in einer Schraubenreihe nach Stand der Wissenschaft	45
5.3.1	Erweiterungen der Komponentenmethode.....	46
5.3.2	Das AiF-Modell und das GW-Modell	61
5.3.3	Das Modell nach DASt/DStV.....	62
5.3.4	Das SZS-Modell.....	62
6	Entwicklung eines Modells zur Bestimmung der Zug- und Druckkraftresultierenden.....	63
7	Bestimmung eines Ansatzes zur Berechnung der Tragfähigkeit von Stirnplattenverbindungen auf Grundlage der Fließlinientheorie	66
7.1	Zielsetzung in diesem Abschnitt	66
7.2	Ursprung der Fließlinientheorie nach [21]	66
7.3	Weiterentwicklungen [22].....	68
7.4	Prinzip der virtuellen Verrückung nach [23].....	71
7.5	Anwendung des PdvV für die Berechnung neuer bzw. anderer Fließlinienmodelle	75
8	Allgemeines zur FE-Methode	79

8.1	Zur verwendeten FE-Software Dlubal RFEM	83
8.1.1	Kontrolle der Eingabedaten	83
8.1.2	FE-Netz	83
9	Konvergenzstudie zu Standardmodellen	86
9.1	Untersuchung Nr. 1 – Variation der Lagerung und der Netzteilung	86
9.1.1	Referenzmodell und Eingabeparameter	86
9.1.2	Ergebnisse der Berechnung.....	87
9.1.3	Interpretation der Ergebnisse und Plausibilitätskontrolle.....	88
9.2	Untersuchung Nr. 2 – Variation der Plattenstärke.....	89
9.2.1	Referenzmodell und Eingabeparameter	89
9.2.2	Ergebnisse der Berechnungen.....	90
9.2.3	Interpretation der Ergebnisse und Plausibilitätskontrolle.....	95
10	Variantenstudie für ausgewählte Anschlussformen.....	97
10.1	Anschlussform Nr. 1 – einfach symmetrischer Anschluss mit T-Profil.....	97
10.1.1	Modellgeometrie und Eingabeparameter	97
10.1.2	Ergebnisse der Berechnungen.....	99
10.1.3	Interpretation der Ergebnisse und Plausibilitätskontrolle.....	100
10.2	Anschlussform Nr. 2 – doppelt symmetrischer Anschluss	105
10.2.1	Modellgeometrie und Eingabeparameter	105
10.2.2	Ergebnisse der Berechnung.....	106
10.2.3	Interpretation der Ergebnisse und Plausibilitätskontrolle.....	108
11	Fazit.....	112
12	Ausblick.....	114
	Literaturverzeichnis	115
	Abbildungsverzeichnis	117
	Tabellenverzeichnis	120

1 Einleitung

Dieses Kapitel dient zur Erläuterung und Benennung der Problemstellung dieser wissenschaftlichen Arbeit. Des Weiteren soll ihr Ziel sowie die gewählte Vorgehensweise für Bearbeitung der Fragestellung in groben Zügen erläutert werden.

1.1 Problemstellung

Wie allumfassend bekannt ist, bestehen Tragwerke des Stahlbaus grundsätzlich aus Profilen und Blechen, die in der Regel industriell hergestellt, je nach Vorhaben bzw. Bedarf in einer Werkstatt bearbeitet, nachfolgend zu Modulen zusammengebaut und schließlich auf der Baustelle zusammengefügt werden. Neben einer wirtschaftlichen Dimensionierung des Tragsystems ist auch die Wahl der geeigneten Verbindungstechniken in Bezug auf wichtige Anforderungen wie Funktionalität, Dauerhaftigkeit und Wirtschaftlichkeit von großer Bedeutung. Der Stahlbau bietet in punkto Verbindungen den Vorteil, dass ein hoher Anteil an standardisierten Verbindungen für die praktische Anwendung verfügbar ist. Diese beruhen auf Bemessungsmodelle, die entweder versuchstechnisch oder durch numerische Berechnungen ermittelt wurden. Bei Möglichkeit wurden Auswertungen dieser Bemessungsmodelle als Tabellenwerke zusammengefasst, um damit den Aufwand der Berechnung solcher Verbindungen zu reduzieren. Sofern aus konstruktiven Gründen möglich, wird beispielsweise bei Stirnplattenanschlüsse versucht auf sogenannte Standardanschlussstypen IH1 bis IH4 (siehe Bild 5.16) zurückzugreifen. In vielen Fällen, wie bekanntlich im Industrie- oder Anlagenbau, werden diese Anschlussgeometrien oft angewendet.

Bei Leichtbaukonstruktionen oder im Fassadenbau werden relativ häufig Grenzen in deren Anwendbarkeit erreicht, sodass die zuvor erwähnten Berechnungsmodelle der Standardanschlüsse nur bedingt angewendet werden können. Der Grund dieses Problems besteht darin, dass solche Konstruktionen oft spezielle Anschlussgeometrien verlangen, weshalb keine oder nur wenig Standardgeometrien angewendet werden können. In solchen Fällen sind Ingenieure auf sich bzw. auf ihr Wissen alleine gestellt und müssen wirklichkeitsnahe und vor allem sichere Modelle für ihre Berechnung finden bzw. festlegen, die mit reinem Gewissen für die Nachweisführung benutzt werden können und von Prüfstatikern bzw. -ingenieuren ebenfalls akzeptiert und genehmigt werden.

1.2 Zielsetzung und Fragestellung

Im Rahmen dieser Arbeit soll untersucht werden, auf welcher Art und Weise ein möglichst wirklichkeitsnaher und praxisorientierter Berechnungsansatz für jene Stirnplattenanschlüsse bestimmt bzw. gefunden werden kann, die keine gewöhnliche bzw. standardisierte Anschlussform aufweisen, jedoch eine Ähnlichkeit mit dem sogenannten T-Stummelmodell haben.

Somit ergeben sich für diese wissenschaftliche Arbeit die Fragestellungen, wo die Grenzen bezüglich Geometrie und Anwendbarkeit des normgemäßen äquivalenten T-Stummels liegen bzw. in wie fern dieses Modell für bestimmte allgemeine Anschlussformen sinnvoll und auf der sicheren Seite liegend angewendet werden kann. In einem weiteren Schritt stellt sich die Frage, ob für diese Anschlüsse ein neuer Bemessungsansatz erarbeitet oder gegebenenfalls eine nach Stand der Wissenschaft adäquat angepasst werden könnte.

1.3 Vorgehensweise

Um die zuvor angeführten Fragestellungen zu beantworten wird zunächst eine generelle Recherche sowie Vertiefung zu den Themen Verbindungen und die Komponentenmethode vorgenommen, um brauchbare Erkenntnisse für die darauffolgenden Untersuchungen zu Stirnplattenverbindungen zu sammeln. Darüber hinaus werden zwei Berechnungsmodelle bzw. -ansätze erarbeitet, wobei eines davon die Seite der Einwirkung und eines die des Widerstandes repräsentiert. Im Weiteren werden für ausgewählte Stirnplattenanschlusstypen und -formen numerische Untersuchungen durchgeführt. Durch Parametrisierung der gewählten Formen wird mit Hilfe eines FE-Programmes versucht, einen sinnvollen Zusammenhang zwischen der allgemeinen Geometrie und den Ergebnissen zu finden. Schließlich soll aus den gesammelten Erkenntnissen und Ergebnissen ein Bemessungsbehelf zu Stirnplattenstößen mit dem Programm Microsoft Excel erstellt werden.

1.4 Übersicht der vorhandenen und angewandten Berechnungsmodelle

In diesem Abschnitt sollen bereits vorhandene und bevorzugt verwendete Verfahren für die Berechnung der Tragfähigkeit von geschraubten Stirnplattenanschlüssen inklusive ihrer Grundsätze angeführt werden.

STEURER hält in seiner Arbeit [8] fest, dass hierfür die in der einschlägigen Literatur wie auch in den entsprechenden Regelwerken aufgeführten und beschriebenen Ansätze sehr vielfältig sind. Manche davon haben reinen empirischen Hintergrund, wogegen andere wiederum hochkomplex und daher möglicherweise schwer nachvollziehbar oder in seltenen Fällen, auf ganz spezifische Detailausbildungen begrenzt sind. Hinzu kommen die soeben erwähnten unterschiedlichen Gewohnheiten der Praxis bezüglich der geometrischen Formen und Proportionen der Ausbildung.

Darüber hinaus benennt der Verfasser in [8] bereits vor der Jahrtausendwende drei in der damaligen Praxis angewandten Modelle, mit denen der Tragwiderstand geschraubter Stirnplattenverbindungen berechnet werden konnte. Trotz der vergangenen zwanzig Jahren haben diese Modelle nicht an Gültigkeit verloren und werden bis heute verwendet. Diese waren bzw. sind nach wie vor die Berechnungsmodelle nach DAST/DStV, nach Eurocode 3 und nach SZS, die nachfolgend beschrieben werden.

- **Berechnungsmodell DAST/DStV**

Dieses gemeinsam vom Deutschen Stahlbau-Verband (DStV) und Deutschen Ausschuss für Stahlbau (DAST) in den 70-er Jahren entwickelte Berechnungsverfahren ermöglicht eine sichere und einfache Bestimmung des Tragwiderstandes typisierter Verbindungen. Das dabei verwendete Rechenmodell stützt sich auf rein dafür durchgeführte Traglastversuche. Die Ergebnisse für bestimmte Anschlusskonfigurationen können aus einem Tabellenwerk, dem Ringbuch des Deutschen Stahlbau-Verbandes [27], entnommen werden.

Um die Anzahl der Konfigurationsmöglichkeiten und damit den gesamten Arbeitsaufwand zu reduzieren wurde eine entscheidende Festlegung getroffen, die das Verhältnis zwischen Schraubendurchmesser und Stirnplattendicke regelt. Das bedeutet, dass sich je nach bündiger oder überstehender Form der Kopfplatte, Anzahl der Schrauben in einer Reihe und Schraubendurchmesser eine Dicke für die Kopfplatte ergibt. Dieses Berechnungsverfahren baut auf mechanische Grundprinzipien auf. Dabei wird das einwirkende Biegemoment in ein Kräftepaar zerlegt, wodurch die gesamte Zug- bzw. Druckkraft auf die beiden Flansche übertragen wird. Nachdem die Schrauben nur im Bereich der Flansche angeordnet werden, wird bei diesem Modell

angenommen, dass die Flansche auch den Momentenanteil des Steges mitübernehmen. Diesbezüglich wird vorausgesetzt, dass der Steganteil am Biegemoment gegenüber dem Flanschenteil klein ist. Bei der Bestimmung des Tragwiderstandes der Verbindung ist der Widerstand der Zugzone maßgebend. Die maximal übertragbare Zugkraft wird durch Tragfähigkeit der Schrauben und das plastische Widerstandsmoment der Kopfplatte begrenzt. Die rechnerisch zu berücksichtigenden Hebelarme am vereinfachten Stabmodell sind über Traglastversuche kalibriert und weichen von der effektiven Geometrie geringfügig ab. (vgl. Bild 1.1)

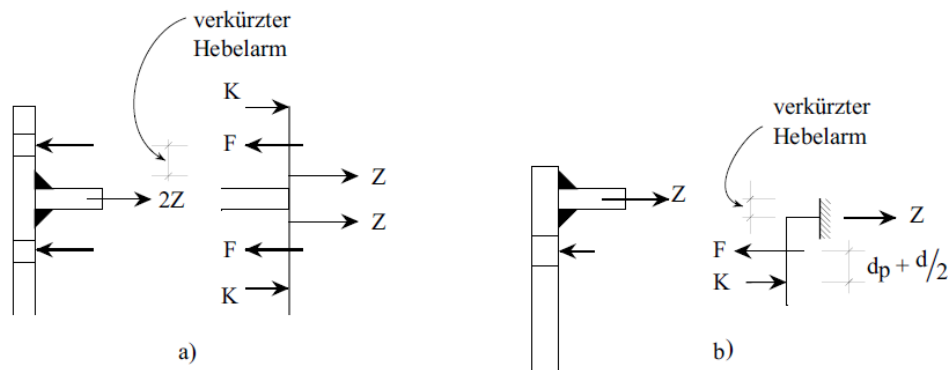


Bild 1.1 Annahme der Kraftübertragung nach dem DAST-Modell bei überstehenden (a) und bündiger (b) Stirnplatte aus [8]

Bei einer Anschlusskonfiguration mit vier Schrauben in einer Reihe werden die äußeren Schrauben mit nur 80% ihrer Tragfähigkeit berücksichtigt. Das wird dadurch begründet, dass an diesen Stellen die Verformung der Stirnplatte zu groß bzw. ihre Steifigkeit zu gering ist und daher die Schraubenkraftverteilung ungleichmäßig erfolgt. Letztlich, mit der Übertragung der Querkraft werden nur jene Schrauben belastet, die auf der Druckseite sind.

SCHMIDT erwähnt in [7] bezüglich dieses Modells, dass das dabei verwendete Bemessungskonzept auf der Grundlage von Versuchsergebnissen aufgestellt wurde und auf dem Sicherheitskonzept der DAST-Richtlinie 008 mit Haupt- bzw. Haupt- und Zusatzlasten basiert. In einer später überarbeiteten Auflage wurde das semi-probabilistische Sicherheitskonzept nach Eurocode [29] berücksichtigt. Die Nachweise werden nur für den Riegel geführt, die stützenseitigen Nachweise sind dementsprechend zusätzlich zu erbringen. Dazu enthält das zuvor genannte Ringbuch [27] bestimmte Kriterien zur Abgrenzung, bei deren Einhaltung für die Stütze keine gesonderten Nachweise erbracht werden müssen.

- **Berechnungsmodell Eurocode 3**

Dieses umfangreiche Bemessungsmodell der EN 1993-1-8 [18], die sogenannte Komponentenmethode, die unter anderem auf die Arbeiten von ZOETEMEIJER [21] zurückgeht, basiert auf dem Grundprinzip, bei dem die gesamte Verbindung in einzelne Komponenten zerlegt werden. Dabei wird für jede einzelne Komponente die zugehörige Tragfähigkeit und Steifigkeit errechnet, die in Summe den Gesamttragwiderstand der Verbindung bzw. des Anschlusses ergeben. Der Zugbereich der Verbindung wird über einen „äquivalenten T-Stummel“ mit einer bestimmten mitwirkenden Breite bzw. wirksamen Länge idealisiert. Das Modell ist also derart ausgelegt, dass es den Kraftverlauf in der Verbindung verfolgt und für jede Einzelkomponente, der eine bestimmte Beanspruchung und Versagensart zugeordnet werden, die eigene maximale Tragfähigkeit berechnet. (vgl. Bild 1.2)

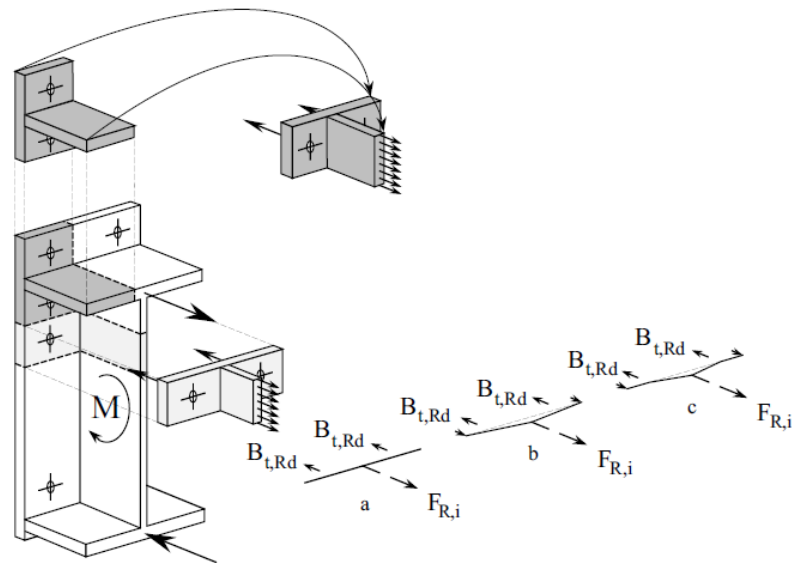
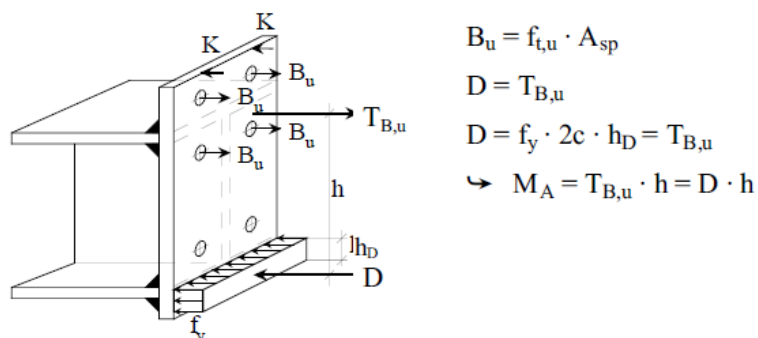


Bild 1.2 Modellansatz nach der Komponentenmethode mit dem äquivalenten T-Stummel und den 3 Versagensmodi (a, b, c) aus [8]

Im Gegensatz zum „DAST-Modell“ stützt sich dieses laut [8] ausnahmslos auf theoretische Überlegungen und wurde nicht über gewisse Versuche kalibriert. Dieses Modell wird im Abschnitt 5.1 noch ausführlich beschrieben, weshalb hier nicht näher drauf eingegangen wird.

- **Berechnungsmodell SZS**

In [8] wird bezüglich des Grundsatzes dieses Modells festgehalten, dass es nur auf die Tragfähigkeit der auf Zug beanspruchten Schraube aufbaut. Das bedeutet, dass die übrigen Bestandteile der Verbindung samt ihrer Geometrie derart gewählt werden müssen, dass deren Tragwiderstände auf der sicheren Seite gewählt und dementsprechend nicht explizit berücksichtigt werden müssen. Der Grundgedanke ist dem zuvor erwähnten Ansatz nach DAST ähnlich, bei dem das zu übertragende Biegemoment durch ein gleichwertiges Kräftepaar ersetzt wird. Unter der Vorgabe, dass ein Versagen nur durch die auf Zug beanspruchten Schrauben eintreten kann, wird der Gesamtwiderstand der Verbindung rein durch die Tragfähigkeit der Schrauben festgelegt. Die daraus resultierende Kraft und die gegengleich gerichtete Druckkraft bilden über den Hebelarm nun ein dem einwirkenden Biegemoment entgegengerichtetes Widerstandsmoment (siehe Bild 1.4). Bezüglich der Druckkraft wird bei dieser Modelbildung angenommen, dass sich die von der Unterkante der außenliegenden Schweißnaht über der Breite des Druckflansches ($2c$) und der zur Aufnahme der Druckkraft erforderlichen statischen Höhe mit der Fließgrenze gleichmäßig verteilt. (siehe Bild 1.3)



$$B_u = f_{t,u} \cdot A_{sp}$$

$$D = T_{B,u}$$

$$D = f_y \cdot 2c \cdot h_D = T_{B,u}$$

$$\hookrightarrow M_A = T_{B,u} \cdot h = D \cdot h$$

Bild 1.3 Grundprinzip des Berechnungsmodells nach „SZS“ aus [8]

An dieser Stelle ist anzumerken, dass diese Modellvorstellung relativ steife Stirnplatten oder günstige geometrische Verhältnisse, die das zusätzliche Auftreten von Hebelkräften ausschließen, voraussetzt. Diese Annahme kann laut STEURER [8] bei bündiger Stirnplattenkonfiguration mit einem Verhältnis von 1,5 zwischen Plattendicke und Schraubendurchmesser durchaus zufriedenstellend erfüllt werden. Hingegen besteht bei überstehenden Stirnplatten die Problematik, dass eine gewollte Verhinderung von Abstützkräfte im überstehenden Bereich zu einer unwirtschaftlichen Plattendicke führt. Aus den in [8] erwähnten Untersuchungen und Berechnungen wird erkennbar, dass die Größe der Abstützkräfte von der Plattendicke abhängt. Je dünner die Platte, desto mehr nimmt die Abstützkraft zu und umgekehrt. Zusätzlich führen nicht vorgespannte Schrauben zu kleineren Hebelkräften, weshalb die Platte mehr beansprucht wird. Auch die Lage der Schrauben beeinflussen das Auftreten sowie Größe der Abstütz- bzw. Hebelkräfte, denn je weiter außen die Schraube liegt, desto mehr nehmen diese zu. Weiterführende Erklärungen und Informationen bezüglich des Modells nach SZS können aus [8] entnommen werden.

Alles in einem zeichnet sich das SZS-Berechnungsmodell durch seinen leicht verständlichen Aufbau aus. Sofern die vorausgesetzten minimalistischen Konstruktionsgrundsätze eingehalten werden können, ist es durchaus möglich, diesen Rechenansatz auch für die Bestimmung des Tragwiderstandes von jeglichen in Tabellenwerken nicht angeführten Anschlussformen heranzuziehen.

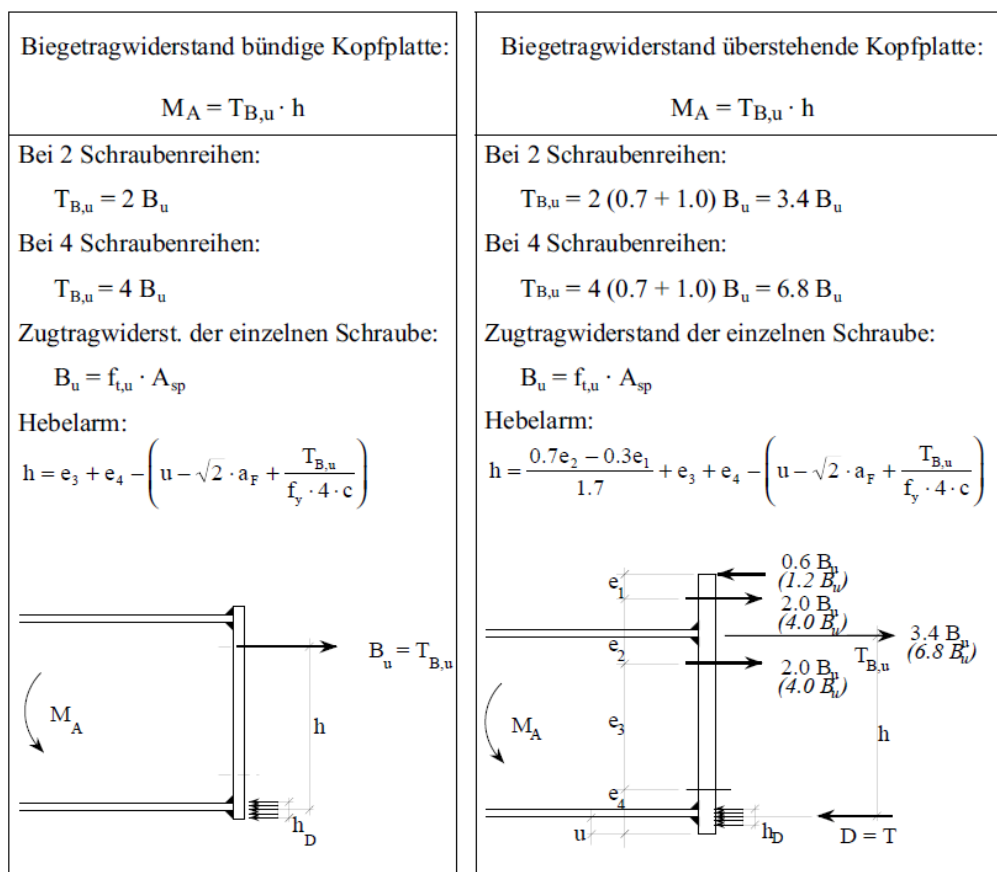


Bild 1.4 Modell für die Ermittlung der Momenten Tragfähigkeit für bündige (links) und überstehende (rechts) Kopfplattenverbindungen nach „SZS“ aus [8]

Abschnitt I – Grundlagen

2 Verbindungsmittel im Stahlbau

Unter dem Begriff „Verbindung“ wird in der Baustatik im Allgemeinen der Zusammenschluss von zwei oder mehreren Bauteilen verstanden. Verbindungen dienen zur Übertragung von Kräften, Schnittgrößen und Spannungen. Eine generelle bzw. übergeordnete Einteilung der Verbindungsarten nach physikalischen Wirkungsprinzipien sind im Bild 2.1 dargestellt.

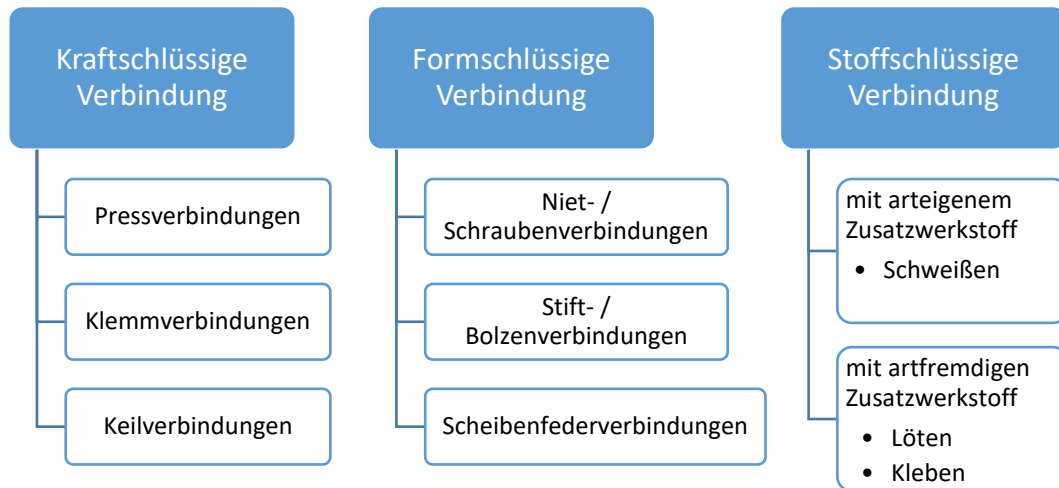


Bild 2.1 Verbindungsarten – Kraftschluss, Formschluss und Stoffschluss

Bei einer kraftschlüssigen Verbindung dient die sogenannte Haftreibung zur Verhinderung der Verschiebung der miteinander verbundenen Bauteile. Dabei wird Reibung durch das Zusammenpressen der zu verbindenden Flächen aktiviert und beim Versuch die Teile auseinanderzuziehen wirkt sie der Bewegung entgegen, solange die aus der Reibung verursachte „Widerstandskraft“ nicht überschritten wird. Der Formschluss entsteht durch das Ineinandergreifen von zwei oder mehreren Verbindungspartnern oder durch das Einbringen eines zusätzlichen Verbindungselemente wie zum Beispiel Stifte, Schrauben oder Bolzen. Bei dieser Verbindungsart erfolgt die Übertragung der Kräfte über Abscheren und/oder Zug. Ein besonderes Hauptmerkmal der formschlüssigen Verbindungen ist die einfache Möglichkeit der Montage und Demontage der Elemente. Hingegen ist eine stoffschlüssige Verbindung eine (zerstörungsfrei) nicht lösbare Verbindung, die durch das „Vereinigen“ der zu verbindenden Teile auf atomarer oder molekularer Ebene geschaffen wird. Dazu können entweder arteigene (Stabelektroden) oder artfremde (Klebstoff) Zusatzwerkstoffe verwendet werden. Die folgende Auflistung enthält verschiedene Möglichkeiten der Herstellung einer Verbindung im Stahlbau:

- Schrauben
- Nieten
- Bolzen
- Schweißen
- Dübel zur Verankerung im Beton
- Kopfbolzendübel für den Verbundbau
- Anker
- Druckübertragung durch Kontakt

Im Weiteren soll dieses Kapitel vollständigungs-/verständlichkeitshalber die in der Praxis des Stahlbaus häufigsten Verbindungsmittel, die Schrauben- und Schweißverbindungen darstellen.

Im gewöhnlichen Stahlhochbau (Geschoßbau, Hallenbau, Industriebau, ...) werden geschraubte Verbindungen bevorzugt, da sie günstig sind und auf der Baustelle einfach und problemlos verarbeitet werden kann. Eine andere gängige Methode zur Verbindung von Bauteilen ist das Schweißen. Da der Schweißvorgang sowohl einen sauberen Arbeitsraum sowie spezielle Geräte und Werkzeuge als auch besondere Fachkenntnisse des Personals erfordert, sind die Kosten geschweißter Konstruktionen unter Umständen wesentlich höher als die von geschraubten.

2.1 Schraubenverbindungen

2.1.1 Allgemeine Übersicht

Für Stahlbauanschlüsse werden am häufigsten sogenannte Sechskantschrauben mit Schaft und einem kurzen Gewinde verwendet. (siehe Bild 2.2) Standardbestandteile einer Schraubengarnitur sind gemäß EN 1090-2 [30] eine Sechskantschraube, zwei Unterlagsscheiben und eine Sechskantmutter. Die gängigsten Größen von Schrauben sind in Tabelle 2.1 aufgelistet.

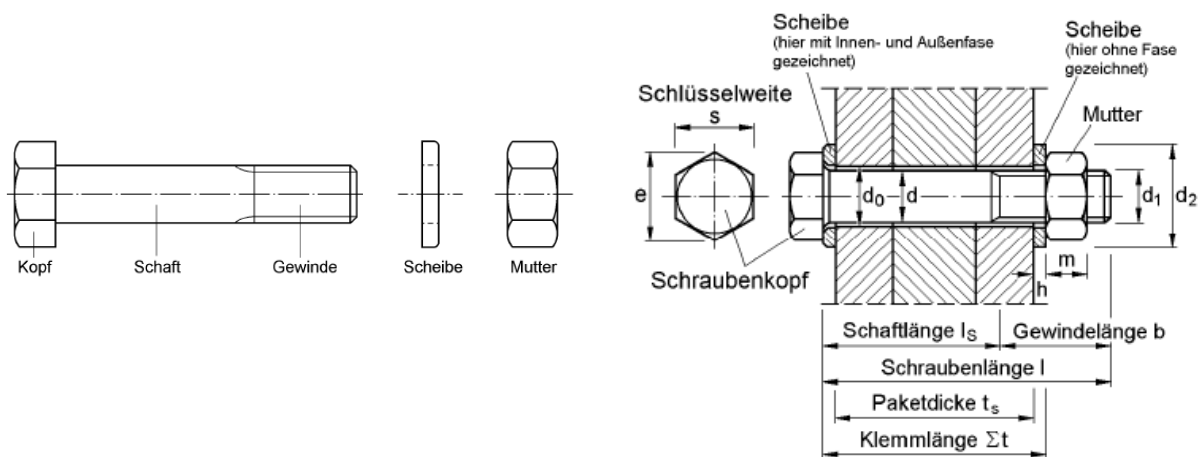


Bild 2.2 Bestandteile und Abmessungen einer Schraubengarnitur [1]

Nach [1] können hinsichtlich der Festigkeitsklassen und der Passgenauigkeit folgende Unterscheidungen getroffen werden:

- Schrauben mit normalen Lochspiel (mit 1-3 mm Lochspiel)
- Passschrauben (mit maximal 0,3 mm Lochspiel)
- Hochfeste Schrauben (bis zu 3 mm Lochspiel)
- Hochfeste Passschrauben (mit maximal 0,3 mm Lochspiel)

Die Benennung der Schrauben erfolgt durch den Nenndurchmesser und die Gewindeform. Demnach steht die Bezeichnung „M24“ für eine Schraube mit metrischem Gewinde und einem Nenndurchmesser von $d=24$ mm. Die vollständige Schraubenbezeichnung enthält außerdem auch die zugehörige Produktnorm, gewählte Klemmlänge und Schraubengüte.

Tabelle 2.1 Bezeichnung und Abmessungen von Schrauben, Scheiben und Muttern aus [1]

Bezeichnungen		M12	M16	M20	M24	M27	M30	M36
Gewinde(nenn)durchmesser in mm	d	12	16	20	24	27	30	36
Schaftdurchmesser der Schrauben in mm	d	12	16	20	24	27	30	36
Lochdurchmesser bei normalen, runden Löchern	d_0	13	18	22	26	30	33	39
Schaftdurchmesser von Passschrauben in mm	d	13	17	21	25	28	31	37
Schaftquerschnitt der Schrauben in mm ²	A	113	201	314	452	573	707	1018
Schaftquerschnitt von Passschrauben in mm ²	A	133	227	346	491	616	755	1075
Spannungsquerschnitt für normale Schrauben und Passschrauben mm ²	A_s	84,3	157	245	353	459	561	817
Steigungshöhe in mm	P	1,75	2	2,5	3	3	3,5	4
Schrauben für nicht vorspannbare Garnituren nach DIN EN ISO 4014, DIN EN ISO 4016, DIN EN ISO 4017, DIN EN ISO 4018 sowie DIN 7990								
Schlüsselweite in mm	s	18	24	30	36	41	46	55
Maß über Eck in mm	e	19,85	26,17	32,95	39,55	45,2	50,85	60,79
Kopfhöhe in mm	k	7,5	10	12,5	15	17	18,7	22,5
Gewindelänge b in mm nach DIN 7990		17,75	21	23,5	26	29	30,5	-
Gewindelänge b in mm nach DIN EN ISO 4014 und DIN EN ISO 4016	Länge ≤ 125 mm	30	38	46	54	60	66	-
	125 mm < Länge ≤ 200	36	44	52	60	66	72	84
	Länge > 200 mm	49	57	65	73	79	85	97
Gewindelänge b in mm nach DIN EN ISO 4017 und DIN EN ISO 4018		Gewinde geht bis zum Kopf						
Muttern für nicht vorspannbare Garnituren nach DIN EN ISO 4032, DIN EN ISO 4033, DIN EN ISO 4034								
Schlüsselweite in mm	s	18	24	30	36	41	46	55
Mutterhöhe m in mm außer nach DIN EN ISO 4033	min./max.	10,37/10,8	14,1/14,8	16,9/18	20,2/21,5	22,5/23,8	24,3/25,6	29,4/31,0
Mutterhöhe m in mm nach DIN EN ISO 4033	min./max.	11,57/12,0	15,7/16,4	19,0/20,3	22,6/23,9	-	27,3/28,6	33,1/34,7
Scheiben für nicht vorspannbare Garnituren nach DIN EN ISO 7089, DIN EN ISO 7090 und DIN EN ISO 7091 sowie nach DIN 7989								
Lochdurchmesser der Scheibe in mm außer nach DIN EN ISO 7091	d_f	13	17	21	25	28	31	37
Lochdurchmesser der Scheibe in mm nach DIN EN ISO 7091	d_f	13,5	17,5	22	26	30	33	39
Scheibendurchmesser in mm	d_2	24	30	37	44	50	56	66
Scheibendicke nach DIN EN ISO 7089, DIN EN ISO 7090 und DIN EN ISO 7091 in mm	h	2,5	3	3	4	4	4	5
Scheibendicke nach DIN 7989-1 und DIN 7989-2 in mm	h	8						
Schrauben für vorspannbare Garnituren nach DIN EN 14399-4 bzw. -8 (Typ HV) und DIN EN 14399-3 (Typ HR)								
Schlüsselweite in mm	s	22	27	32	41	46	50	60
Maß über Eck in mm	e	23,91	29,56	35,03	45,2	50,85	55,37	66,44
Kopfhöhe in mm nach DIN EN 14399-4 (Typ HV)	k	8	10	13	15	17	19	23
Gewindelänge in mm nach DIN EN 14399-4 (Typ HV)	b	23	28	33	39	41	44	52
Kopfhöhe in mm nach DIN EN 14399-3 (Typ HR)	k	7,5	10	12,5	15	17	18,7	22,5
Gewindelänge in mm nach DIN EN 14399-3 (Typ HR)	Länge ≤ 125 mm	30	38	46	54	60	66	78
	125 mm < Länge ≤ 200	-	44	52	60	66	72	84
	Länge > 200 mm	-	-	65	73	79	85	97
Muttern für vorspannbare Garnituren nach DIN EN 14399-4 (Typ HV) und DIN EN 14399-3 (Typ HR)								
Schlüsselweite in mm	s	22	27	32	41	46	50	60
Mutterhöhe m in mm nach DIN EN 14399-4 (Typ HV)	min./max.=nom.	9,64/10	12,3/13	14,9/16	18,7/20	20,7/22	22,7/24	27,7/29
Mutterhöhe m in mm nach DIN EN 14399-3 (Typ HR)	min./max.	10,37/10,8	14,1/14,8	16,9/18	20,2/21,5	22,5/23,8	24,3/25,6	29,4/31
Scheiben für vorspannbare Garnituren nach DIN EN 14399-5 (ohne Fasen) und DIN EN 14399-6 (mit Fasen)								
Lochdurchmesser der Scheibe in mm	d_1	13	17	21	25	28	31	37
Scheibendurchmesser in mm	d_2	24	30	37	44	50	56	66
Dicke der Scheibe in mm	h	3	4	4	4	5	5	6

Aus Tabelle 2.1 ist ersichtlich, dass Schaft- und Gewindedurchmessers mit dem Nenndurchmesser übereinstimmen. Nur bei Passschrauben ist der Schaftdurchmesser um 1 mm größer als der Gewindedurchmesser. Natürlich entstehen herstellungsbedingte Größenabweichungen zu den Nennwerten, die jedoch durch bestimmte Produktnormen nur einen festgelegten maximalen Toleranzwert einnehmen können.

Der Vollständigkeit halber soll an dieser Stelle erwähnt werden, dass neben den Sechskantschrauben auch Schrauben mit bis zum Kopf durchgehendem Gewinde, Schrauben mit kürzerem Schaft und längerem Gewinde sowie Senkschrauben hergestellt bzw. verwendet werden. Da diese Schraubensorten für die Bearbeitung der Fragestellung dieser wissenschaftlichen Arbeit nicht relevant sind, wird nicht weiter auf diese eingegangen.

2.1.2 Ausführungsformen und Schraubenkategorien

Laut [1] werden in EN 18800-1 [31] sechs Ausführungsformen von geschraubten Verbindungen unterschieden:

- Scher-Lochleibungsverbindungen (SL)
- Scher-Lochleibungs-Passverbindungen (SLP)
- planmäßig vorgespannte Scher-Lochleibungsverbindungen (SLV)
- planmäßig vorgespannte Scher-Lochleibungs-Passverbindungen (SLVP)
- gleitfeste, planmäßig vorgespannte Verbindungen (GV)
- gleitfeste, planmäßig vorgespannte Passverbindungen (GVP)

Diese Ausführungsformen sind sowohl hinsichtlich der Vorspannung als auch im Lochspiel und in der Ausbildung der Reibflächen unterschiedlich. Für genaue Angaben siehe EN 18800-1 [31] Tabelle 6. Die Unterschiede im Tragverhalten der einzelnen Ausführungsformen sind durch den unter Belastung auftretenden Schlupf gekennzeichnet.

Als nicht planmäßig vorgespannt gelten Schrauben, die der gängigen Montagepraxis entsprechend ohne Kontrolle des Anziehmomentes nur „handfest“ angezogen werden. Die verbundenen Teile sind so weit festzuziehen, dass im Klemmbereich eine weitgehend flächige Anlage erreicht wird. Um Fertigungs- bzw. Bautoleranzen auszugleichen dürfen Futterbleche eingesetzt werden. Bei Anschlüssen mit mehr als drei Schrauben sollte das Voranziehen von innen nach außen ausgeführt werden.

Bei planmäßig vorgespannten Verbindungen muss eine Ausführungsanweisung erstellt und deren Einhaltung dokumentiert werden. Zuerst werden die Schrauben auch hier „nur“ handfest von innen nach außen angezogen. Danach muss das „richtige“ Vorspannen der Verbindung nach dem Drehmoment-, Drehwinkel- oder kombinierten Vorspannverfahren durchgeführt werden. Dabei dürfen ausschließlich hochfeste Schrauben, also jene der Festigkeitsklassen 8.8 und 10.9 verwendet werden.

Schraubenverbindungen werden nach EN 1993-1-8 [18] für die Bemessung in die Kategorien A bis E eingeteilt (vgl. Tabelle 2.2). Dabei beziehen sich diese Kategorien auf die Schraubenbeanspruchung (Abscheren oder Zug) und auf die Ausführungsform (handfest angezogen, vorgespannt, gleitfest vorgespannt). Bei Kategorie A gibt es keine Einschränkung hinsichtlich Festigkeitsklasse und Vorspannung. Die maximale Scherkraft aus der maßgebenden Beanspruchung darf die Bemessungswerte der Schertragfähigkeit und des Lochleibungswiderstandes nicht überschreiten. Diese Kategorie spielt in der Praxis die größte Rolle. Bei Kategorie B und C wird die Festigkeitsklasse der Schrauben auf 8.8 und 10.9 eingeschränkt und zusätzlich muss die Verbindung planmäßig vorgespannt werden. Es darf kein Gleiten auftreten, sonst ist die notwendige Vorspannung und die Kraftübertragung über Haftreibung nicht gegeben. Gleitfeste Verbindungen nach Kategorie B und C werden eher selten eingesetzt, da die Vorbehandlung der Flächen der Kraftübertragung (Reibflächen) sichergestellt werden muss, die wieder mit Mehraufwand und Kosten verbunden ist.

Für zugbeanspruchte Schrauben der Kategorie D dürfen alle im Eurocode 3 erwähnten Festigkeitsklassen verwendet werden. Diese Kategorie darf allerdings bei Verbindungen, die häufig veränderliche Zugbeanspruchungen widerstehen müssen, nicht verwendet werden. Für den Einsatz gegen eine Beanspruchung aus Wind ist die Anwendung dieser Schraubenkategorie jedoch erlaubt.

Tabelle 2.2 Einteilung von geschraubten Verbindungen nach EN 1993-1-8 [1]

Kategorie	Nachweiskriterium	Anmerkungen
Scherverbindungen (scherbeanspruchte Schrauben)		
A Scher- / Lochleibungs- verbindungen	$F_{v,Ed} \leq F_{v,Rd}$ $F_{v,Ed} \leq F_{b,Rd}$	Keine Vorspannung erforderlich. Schrauben der FK-Klassen 4.6 bis 10.9 dürfen verwendet werden.
B Gleitfeste Verbindungen im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit	$F_{v,Ed,ser} \leq F_{s,Rd,ser}$ $F_{v,Ed} \leq F_{v,Rd}$ $F_{v,Ed} \leq F_{b,Rd}$	In der Regel sind hochfeste Schrauben der FK-Klassen 8.8 oder 10.9 zu verwenden. Gleitwiderstand für die Gebrauchstauglichkeit
C Gleitfeste Verbindungen im Grenzzustand der Tragfähigkeit	$F_{v,Ed} \leq F_{s,Rd}$ $F_{v,Ed} \leq F_{b,Rd}$ $\Sigma F_{v,Ed} \leq N_{net,Rd}$	In der Regel sind hochfeste Schrauben der FK-Klassen 8.8 oder 10.9 zu verwenden. Gleitwiderstand für die Tragfähigkeit
Zugverbindungen (zugbeanspruchte Schrauben)		
D nicht vorgespannt	$F_{t,Ed} \leq F_{t,Rd}$ $F_{t,Ed} \leq B_{p,Rd}$	Keine Vorspannung erforderlich. Schrauben der FK-Klassen 4.6 bis 10.9 dürfen verwendet werden. $B_{p,Rd}$ siehe Abschnitt 4.8.4.
E vorgespannt	$F_{t,Ed} \leq F_{t,Rd}$ $F_{t,Ed} \leq B_{p,Rd}$	In der Regel sind hochfeste Schrauben der FK-Klassen 8.8 oder 10.9 zu verwenden. $B_{p,Rd}$ siehe Abschnitt 4.8.4.
$F_{v,Rd}$	Grenzabscherkraft pro Schraube	
$F_{b,Rd}$	Grenzlochleibungskraft pro Schraube	
$F_{s,Rd,ser}$	Grenzgleitwiderstand pro Schraube im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit	
$F_{s,Rd}$	Grenzgleitwiderstand pro Schraube im Grenzzustand der Tragfähigkeit	
$F_{t,Rd}$	Grenzzugkraft pro Schraube	

2.1.3 Kraftübertragung

Gemäß [1] können die grundlegenden Prinzipien der Kraftübertragung bei geschraubten Verbindungen wie gefolgt eingeteilt werden:

- Abscherbeanspruchung der Schrauben (bei SL-Verbindungen)
- Kraftübertragung durch Reibung (bei GV-Verbindungen)
- Zugbeanspruchung der Schrauben (bei SL- und GV-Verbindungen)
- Kombinierte Zug- und Abscherbeanspruchung (bei SL- und GV-Verbindungen)

Aus der Gliederung wird erkennbar, dass eine Biegebeanspruchung der Schrauben nicht erwähnt bzw. angenommen wird. An dieser Stelle soll angemerkt werden, dass diese Annahme nicht die Realität entspricht. Um den zusätzlichen Rechenaufwand zu reduzieren sind die meisten Bemessungsmodelle so aufgebaut, dass eine Momentenbeanspruchung der Schraube explizit nicht berücksichtigt werden muss. Im Folgenden wird auf die zwei wichtigsten Modelle eingegangen.

Scher-/Lochleibung (SL)-Verbindungen

Wie aus Tabelle 2.2 ersichtlich, werden SL-Verbindungen der Schraubenkategorie A zugeordnet. Bleche werden durch Schrauben miteinander verbunden, wobei die Kraftübertragung senkrecht zur Schraubenachse erfolgt. Demnach wird die Schraube bei einschnittigen Verbindungen in einer und bei mehrschnittigen Verbindungen in mehreren Scherfugen auf Abscheren beansprucht wird. (vgl. Bild 2.3) Wie bereits erwähnt, wird die Schraube in Wirklichkeit „gebogen“, allerdings wird bei der Bemessung idealisiert nur die reine Abscherbeanspruchung berücksichtigt (siehe Bild 2.4) Dieses mechanische Verhalten ist auch der Grund für die normative Vorgabe, dass eine Verbindung „nie“ nur eine, sondern mindestens zwei Schrauben enthalten soll. Dadurch kann zum Beispiel bei einer einschnittigen Verbindung einem Moment zufolge der Exzentrizität entgegengewirkt werden.

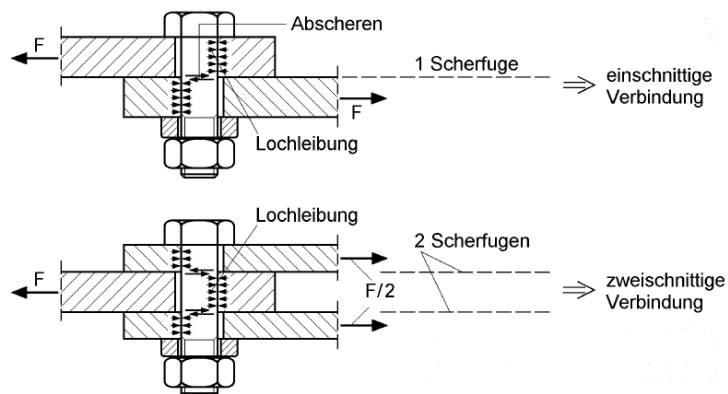


Bild 2.3 ein- und zweischnittige Scherverbindung [1]

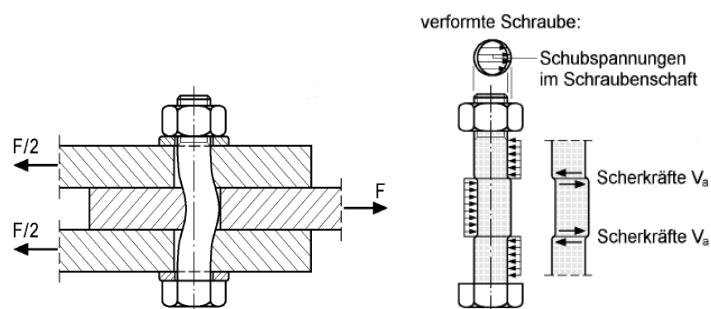


Bild 2.4 Realitätstreue und idealisiertes Verhalten der Schraube [1]

Die maximale Tragfähigkeit von Scherverbindungen ergibt sich grundsätzlich aus drei möglichen Versagensarten, die in Bild 2.5 zur Veranschaulichung dargestellt sind. Wird die Tragfähigkeit der Schraube normal zu ihrer Längsachse erreicht, versagt sie auf Abscheren. Wenn allerdings die Bleche zu dünn und/oder die Abstände zwischen den Schrauben nicht groß genug gewählt werden, kann es zu einer erhöhten Lochleibungsspannung kommen, die entweder zum Aufweiten der Schraubenlöcher oder sogar zum Reißen des Blechs beim Nettoquerschnitt führen kann und dies zum Versagen führt.

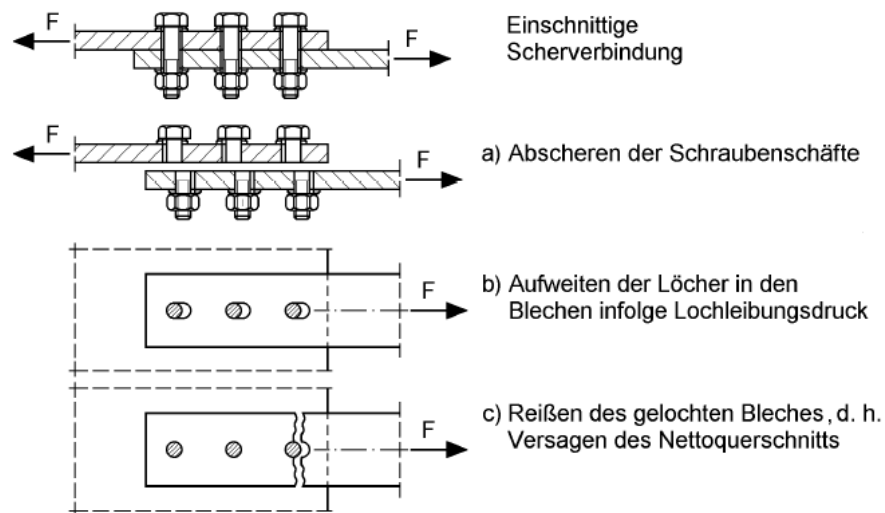


Bild 2.5 Versagensarten einer Scherverbindung [1]

Gleitfest-vorgespannte (GV)-Verbindungen

Aus der Benennung wird bereits deutlich, dass die Schrauben einer solchen Verbindung vorgespannt werden. Diese Vorspannkräfte verursachen Zugkräfte in den Schrauben, so dass im Blech-Klemmpaket Druckkräfte entstehen. Die Druckkräfte pressen anschließend die Kontaktflächen der Bleche zusammen, so dass durch die angreifenden Kräfte Reibung aktiviert wird. (vgl. Bild 2.6) Durch die Erzeugung von Reibwiderstände tritt im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit kein Gleiten in der Verbindung auf. Um einen erforderlichen Reibwiderstand zu schaffen werden die Kontaktflächen der Bauteile nach Vorgabe des Verbindungsmittelherstellers vorbehandelt, wie zum Beispiel gestrahlt, aufgeraut und mit einem gleitfesten Anstrich versehen.

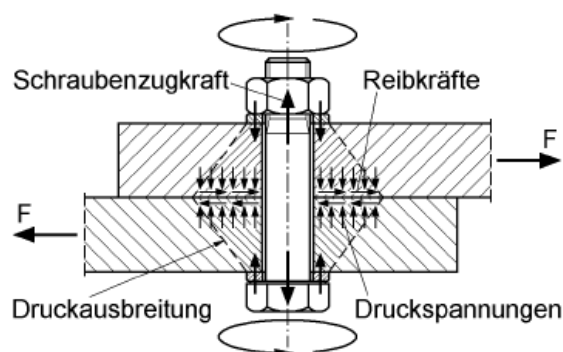


Bild 2.6 GV-Verbindung und das Modell der Kraftübertragung durch Reibung [1]

Im Vergleich zu SL-Verbindungen treten bei GV-Verbindungen an den Lochrändern keine hohen Kerbspannungen auf, solange der planmäßig ausgeführte Reibschluss vorhanden ist. Die Spannungsverläufe im Blech sind qualitativ im Bild 2.7 dargestellt. Da die ausgeprägten Spannungsspitzen entfallen, ist die Betriebsfestigkeit von GV-Verbindungen wesentlich höher als von SL-Verbindungen. Sie werden daher bevorzugt bei dynamisch beanspruchten Konstruktionen, wie zum Beispiel im Brückenbau, eingesetzt.

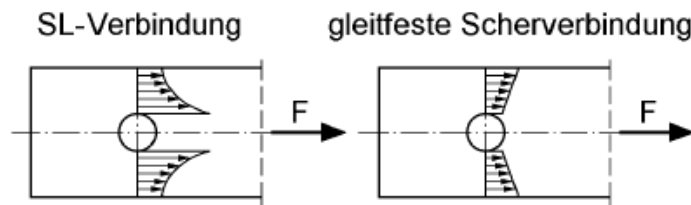


Bild 2.7 Spannungsverteilung in Blechen bei SL- und GV-Verbindungen [1]

2.2 Schweißverbindungen

2.2.1 Allgemeine Übersicht

Unter dem Begriff des Schweißens wird das Vereinigen von Werkstoffen unter Anwendung von Wärme und/oder Kraft mit oder ohne Verwendung eines Zusatzstoffs verstanden. Für die Verbindung von Metallen, Kunststoffen oder anderen Werkstoffen stehen unterschiedliche Schweißverfahren zur Verfügung. Im Stahlbau wird zur Verbindung von Bauteilen überwiegend das Schmelzschweißverfahren verwendet, wobei entweder das Schutzgasschweißen, das Unterpulverschweißen oder das Lichtbogenhandschweißen zum Einsatz kommen. Der Fachausdruck und die zeichnerische Darstellung für alle unterschiedlichen Arten von Schweißnähten können aus Bild 2.8 entnommen werden. Zusätzlich müssen Nahtdicke sowie -länge in Konstruktionsplänen angegeben werden.

Nahtart	Darstellung	Symbol	Nahtart	Darstellung	Symbol
I-Naht			Doppel-V-Naht		X
V-Naht		∇	Doppel-HV-Naht		K
HV-Naht		∇	Doppel-Y-Naht		X
Y-Naht		Y	Doppel-HY-Naht		K
HY-Naht		Y	Doppel-U-Naht		X
U-Naht		Y	V-Naht mit Gegenlage		∇
Steifflanken-Naht		∇	Doppel-Kehlnaht		▷
Gegenlage		∪			
Punktnaht		○			
Kehlnaht		▷			

① ② ③ ④ Ergänzende Angaben

① Ergänzungssymbole
 — ringsumverlaufende Nähte
 — Baustellennaht

② Nahtdicke a in mm

③ Symbol für die Nahtart (siehe Tabelle 5.2) und ggf. Zusatzsymbole:
 ∪ Oberflächenform hohl (konkav),
 — flach (eben) oder gewölbt (konvex)

∪ Nahtübergang kerbfrei, erforderlichenfalls bearbeiten

④ Nahtlänge

Bild 2.8 Nahtarten und zugehörige Symbole (links) sowie erforderliche Angaben einer Schweißnaht (rechts) aus [1]

In der Praxis werden im Stahlbau überwiegend Kehlnähte, V- sowie HV-Nähte ausgeführt. Die EN 1993-1-8 [18] trifft eine Einteilung für Kehlnähte, Stumpfnähte, Schlitznähte und Hohlkehlnähte.

2.2.2 Kraftübertragung

Der rechnerische Nachweis von Schweißnähten erfolgt grundsätzlich auf Spannungsebene. Schweißnahtspannungen werden über die Spannungen der zu verbindenden Querschnittsteile berechnet. Bei einem Trägerstoß mit Stirnplatte bedeutet dies, dass die Schweißnähte zwischen Trägerflansch und Platte die Spannungen zufolge der Teilschnittgrößen des Flansches übernehmen müssen und die Nähte entlang dem Trägersteg ebenfalls mit den Spannungen zufolge den Teilschnittgrößen des Steges beansprucht werden. Im Allgemeinen können folgende Schweißnahtspannungen unterschieden werden:

- σ_{\perp} Normalspannungen senkrecht zur Nahtlängsachse
- σ_{\parallel} Normalspannungen parallel zur Nahtlängsachse (bleiben unberücksichtigt)
- τ_{\perp} Schubspannungen senkrecht zur Nahtlängsachse und in der Nahtfläche
- τ_{\parallel} Schubspannungen parallel zur Nahtlängsachse und in der Nahtfläche

Die Tragfähigkeit von Kehlnähten kann entweder mit dem richtungsbezogenen oder mit dem vereinfachten Berechnungsverfahren bestimmt werden. Der große Unterschied in den beiden Verfahren liegt in der Bezugsfläche, also in der rechnerischen Nahtfläche. Beim richtungsbezogenen Verfahren, mit dem die Schweißnahtspannungen zum einen aufwendiger und zum anderen genauer berechnet werden können, werden die Spannungen σ_{\perp} und τ_{\perp} im schrägen Schnitt aus der Beanspruchung im Blech σ_x (Summe der Spannungen aus Biegung und Normalkraft) ermittelt (vgl. Bild 2.9 rechts oben). Die im Blech vorhandenen Querkräfte verursachen gleichzeitig Längsschubspannungen τ_{\parallel} . Als Nachweis für dieses Verfahren gilt die Formel (1). Beim vereinfachten Verfahren, das im Grunde dem halbempirischen Verfahren aus DIN 18800 entspricht, wird für den Nachweis jene Fläche an bzw. entlang des angrenzenden Querschnitts herangezogen. Diese Fläche erfährt dabei reine Abscherbeanspruchung, weshalb auf der Widerstandseite die Festigkeit mit $\sqrt{3}$ abgemindert wird, siehe Formel (2). Grundsätzlich liegen die Ergebnisse nach dem vereinfachten Verfahren zwar auf der sicheren Seite.

$$\sqrt{\sigma_{\perp}^2 + 3 \cdot (\tau_{\perp}^2 + \tau_{\parallel}^2)} \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{M2}} \quad (1)$$

Nachweis - richtungsbezogene Verfahren

$$\sqrt{\sigma_{\perp}^2 + \tau_{\perp}^2 + \tau_{\parallel}^2} \leq \frac{f_u}{\sqrt{3} \cdot \beta_w \cdot \gamma_{M2}} \quad (2)$$

Nachweis – vereinfachtes Verfahren

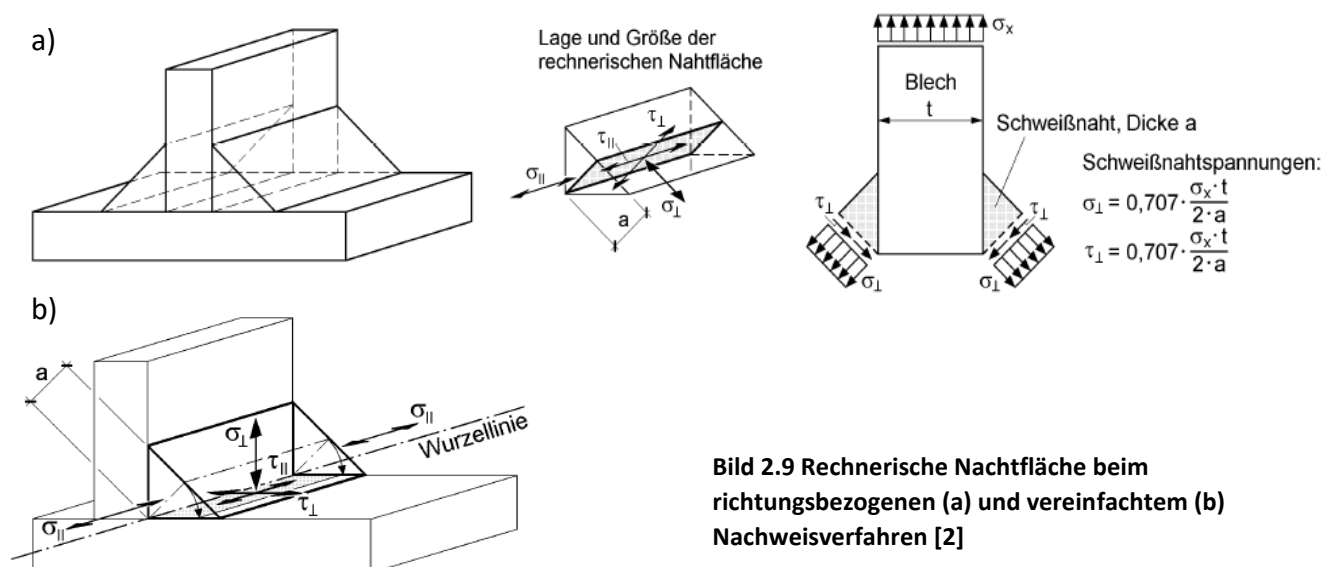


Bild 2.9 Rechnerische Nahtfläche beim richtungsbezogenen (a) und vereinfachtem (b) Nachweisverfahren [2]

Laut [19] basieren beide Bemessungsverfahren auf experimentellen Untersuchungen an Kehlnahtverbindungen. Das Versagen der Verbindung kann entweder in den zu verschweißenden Bauteilen oder in der Kehlnaht selbst auftreten. Zur Herleitung der Bemessungsmodelle wurden ausschließlich jene Versuche ausgewertet, bei denen das Versagen in der Kehlnaht eintritt. Dabei wird der Spannungsverlauf in der Kehlnaht vereinfachend als gleichmäßig verteilt angenommen. Jedoch darf nicht vernachlässigt werden, dass dies in einer realen Verbindung nicht der Fall ist, da Spannungsspitzen und nichtlineare Spannungsverläufe auftreten. Um eine gleichmäßigen Spannungsverteilung annehmen zu dürfen, wird daher eine ausreichende Duktilität und Zähigkeit sowohl des Grundmaterials als auch des Schweißzusatzwerkstoffes erforderlich. Für beide Nachweisverfahren beträgt die wirksame Kehlnahtfläche $A_w = a * l_{eff}$ nach dem Abschnitten 4.5. in EN1993-1-8 [18].

Laut [2] wird empfohlen, dass einseitige Kehlnähte nur für die Übertragung von Schubspannungen $\tau_{||}$ verwendet werden sollten. Sobald Spannungen σ_{\perp} und τ_{\perp} aus Biegebeanspruchung hervorgerufen werden, sollten Kehlnähte beidseitig ausgeführt werden, da sonst auf Grund der exzentrischen Lasteinleitung ungünstige Spannungszustände auftreten können, die von den rechnerisch ermittelten Spannungen deutlich abweichen können.

Das Versagen einer geschweißten Konstruktion kann entweder durch Überbeanspruchung oder durch herstellungsbedingte Ursachen auftreten. Mögliche Versagensarten sind Verformungsbruch, Ermüdungsbruch, Terrassenbruch und Sprödbbruch. Das wichtige Thema bei geschweißten Verbindungen ist das Versagen durch Sprödbbruch, das durch eine Spannungsspitze erfolgt, wenn im spröden Schweißmaterial durch da Fließen keine Spannungsausgleich, sondern eine Spannungszunahme bis zum Bruch erfolgt. Beim Versagen durch Terrassenbruch handelt es sich um das Aufreißen des Blechs in Dickenrichtung. Durch besondere Anforderungen an Stahlqualität (Z-Güte) kann diese Art von Versagen mit Hilfe der Vorgaben aus [32] verhindert werden.

3 Ermittlung der Beanspruchung in Verbindungen

Dieses Kapitel soll einen kurzen Überblick über Aufgaben, Maßnahmen und Methoden der Berechnung von Beanspruchung und Beanspruchbarkeit einer Verbindung darstellen. Der Nachweis der Tragfähigkeit eines Anschlusses erfordert das Treffen von bestimmten Annahmen. Zunächst müssen jegliche Arten von Einwirkungen, die das Tragwerk und dessen Anschluss beanspruchen können, sowie deren Größe identifiziert werden. Im nächsten Schritt müssen diese einem gewählten Tragwerksmodell gegenübergestellt werden, um sämtliche Auswirkungen, beispielsweise Spannungen der Bauteile oder Kräfte in Verbindungsmittel, genauestens zu untersuchen. Dieser Prozess, der beispielsweise zur Tragwerksoptimierung sogar iterativ erfolgen kann bzw. muss, wird mit Bild 3.1 veranschaulicht. Wie die Ergebnisse im Endeffekt ausfallen, hängen stark von den getroffenen Modellannahmen ab. Letztendlich ist die höchste Priorität, dass der Widerstand des gesamten Tragwerkes sowie dessen Bestandteile die maßgebenden Beanspruchungen im Grenzzustand der Tragfähigkeit und der Gebrauchstauglichkeit mit genügend Sicherheit überschreitet und dennoch der Rahmen der Wirtschaftlichkeit nicht gesprengt wird.

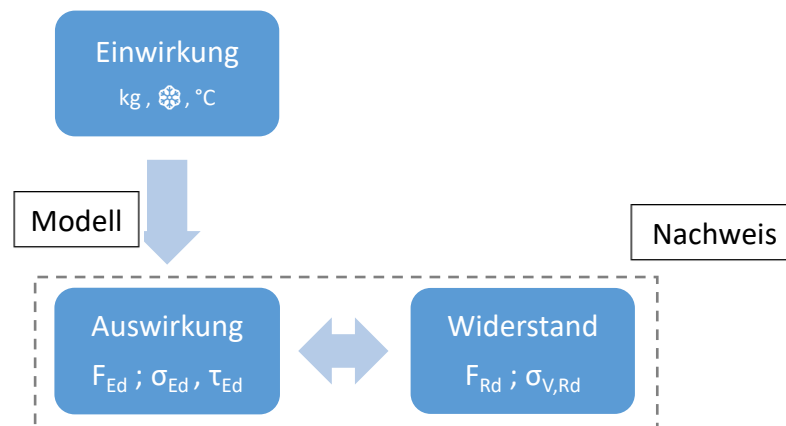


Bild 3.1 Genereller Ablauf der Nachweisführung bei statischen Berechnungen

In Bezug auf die Vorgehensweise im Stahlbau sind in EN 1993-1-8 [18] Abschnitt 2.5 allgemeine Regeln angeführt, die bei der Ermittlung von Beanspruchungen und Beanspruchbarkeiten von Verbindungen berücksichtigt werden müssen. Die Regelungen geben vor, dass bei der Berechnung von Anschlüssen eine wirklichkeitsnahe Verteilung der Schnittgrößen angenommen werden muss. Bei der Bemessung einer Verbindung muss der Kraftfluss eindeutig festgelegt und konsequent verfolgt werden.

Welche Methoden für die Ermittlung der Teilschnittgrößen angewendet werden können, sind in diversen Literaturquellen, wie etwa im Abschnitt 2 in [1] ausführlich beschrieben. Der Verfasser hält in seinem Buch fest, dass in der Praxis üblich sei, eine Berechnung nach der Elastizitätstheorie durchzuführen. Falls jedoch die Plastizitätstheorie zur Anwendung kommt, sollte beachtet werden, dass die Verbindung eine ausreichende Duktilität aufweisen muss. Zusätzlich sind bestimmte Bedingungen zu berücksichtigen, durch die abgesichert wird, dass beispielsweise in den Verbindungen plastische Verformungen durch Ovalisierung der Schraubenlöcher und nicht durch Scherversatz der Schrauben entstehen, ein planmäßiges Tragen der Schrauben erreicht wird und die gesamte Verbindung ausreichende Duktilität aufweist. (siehe Abschnitt 4.7.4 in [1])

4 Anschlüsse nach Stand der Technik

4.1 Allgemeines

In [10] wird jener konstruktive Punkt als Verbindung bezeichnet, an dem sich zwei oder mehr stabförmige Bauteile und deren Schwachsachse treffen. Das endgültige Zusammenfügen der betroffenen Bauteile am jeweiligen Knotenpunkt zu einem Anschluss erfolgt durch die Verwendung von Verbindungsmitteln, die bereits in Kapitel 2 ausführlich beschrieben wurden und durch die konstruktive Ergänzung von Blechen, wie beispielsweise Stirnplatten, Laschen oder Fahnenblechen sowie Steifen.

Obwohl die Modellierung eines Gesamttragwerkes heute zunehmend über Computersoftware und vorzugsweise dreidimensional stattfindet, wird für die Detailstatik angestrebt, das 3D-Modell in ebenen Teilsystemen zu zerlegen, so dass die Bemessung der Verbindungen ebenfalls in ebenen Anschlusskonfigurationen durchgeführt werden kann. Eine Verbindung kann viele unterschiedliche Anschlusskonfigurationen aufweisen, die grundsätzlich in Stöße und Anschlüsse unterteilt werden. Stöße dienen zur Verlängerung von Stäben und werden in der Regel biegesteif ausgeführt. Anschlüsse hingegen stellen eine Verbindung zwischen Bauteilen mit nicht parallelen Achsen dar und können sowohl biegesteif als auch gelenkig ausgeführt werden.

Der Fokus dieser Arbeit wird nur auf Verbindungen mit einer Stirnplatte gerichtet. Ein solcher Anschluss kann aus statischer Sicht gelenkig, biegesteif oder nachgiebig ausgeführt werden. In den meisten Fällen wird entweder eine gelenkige oder biegesteife Verbindung gewählt. Die Eigenschaften eines nachgiebigen Anschlusses werden auf Grund des relativ großen Arbeitsaufwandes wenig bis gar nicht berücksichtigt. Als normative Regelung für die Nachweisführung von Verbindungen im Stahlbau gilt aktuell die EN 1993-1-8 [18]

In [13] weisen die Verfasser auf die Möglichkeit der Steigerung der Wirtschaftlichkeit und der Wettbewerbsfähigkeit des Stahlbaus hin, sofern die Kosten für die Fertigung und das Material zusammen unter Betracht gezogen werden. Dabei soll das Ziel sein, ein Optimum an Gesamtkosten zu erreichen. Eine entscheidende Rolle spielt hierbei das gewählte Nachweisverfahren, da es das Bauteilverhalten möglichst exakt beschreibt und eine vertretbare hohe Ausnutzung der Bauteile gewährleistet. Damit wird die regelkonforme Konfiguration der Anschlüsse im Hinblick auf kostengünstige Fertigung und unkomplizierte Montage begünstigt. Andererseits hat selbstverständlich auch das gewählte statische System eine Auswirkung auf die Herstellkosten.

Wie aus Bild 4.1 ersichtlich, hängen Fertigungs- und Materialkosten deutlich von der Auslegung der Anschlüsse ab. Mit zunehmender Steifigkeit sowie Tragfähigkeit der Verbindung steigen die Fertigungskosten für die Anschlüsse, zugleich verringern sich die Materialkosten. Die Lage der minimalen Gesamtkosten hängt von den Anteilen der einzelnen Kosten ab. In [13] wird eine Vergleichsberechnung erwähnt, die zu Tage gebracht hat, dass ein Kostenminimum mit jenen Anschlüssen erreicht wird, die ohne Einsatz von Steifen eine erhebliche Momententragfähigkeit aufweisen. Diese Anschlüsse können nicht mehr als rein starre, sondern als verformbare Anschlüsse betrachtet werden. Dank der in EN 1993-1-8 [18] angegebenen Nachweisverfahren für Verbindungen ergibt sich für den Tragwerksplaner die Möglichkeit, Anschlüsse gründlich zu untersuchen. Somit können Tragfähigkeiten relativ wirklichkeitsnah berücksichtigt und die Gesamtkonstruktion entscheidend optimiert werden. Der einzige erwähnenswerte Nachteil dabei

ist der erhöhte Aufwand bei der Ermittlung der Auswirkungen am Tragwerk, da die Anschlusssteifigkeiten über Federn iterativ zu berücksichtigen sind.

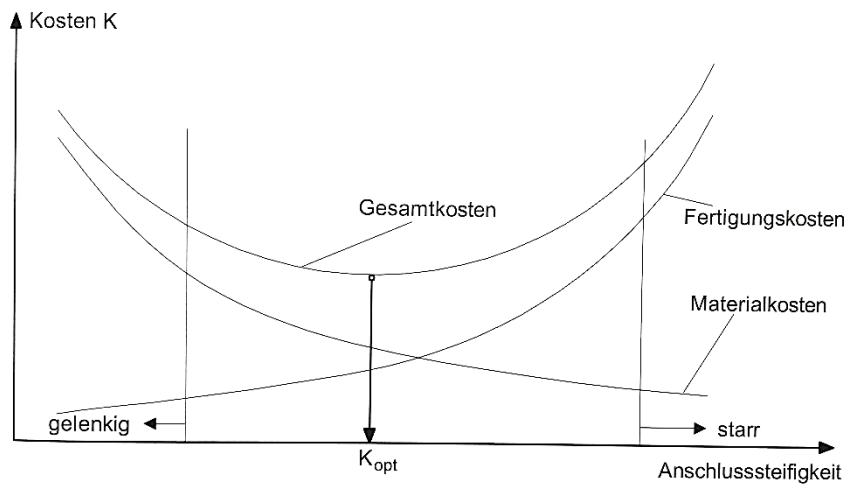


Bild 4.1 Kosten einer Stahlkonstruktion je nach Anschlusssteifigkeit [13]

4.2 Gelenkige Anschlüsse

Unter Bezugnahme von [11] dienen gelenkige Anschlüsse zur Übertragung von Schnittgrößen von einem in einen anderen stabförmigen Bauteil, ohne dass größere Momente erzeugt werden, die unzulässige Auswirkungen auf die angeschlossenen Bauteile oder das gesamte Tragwerk haben. Solche Anschlüsse können als geschraubte, geschraubte und geschweißte oder als reine geschweißte Verbindungen ausgeführt werden. Eine Übersicht über die gängigsten gelenkigen Anschlüsse wird mit Bild 4.2 dargestellt.

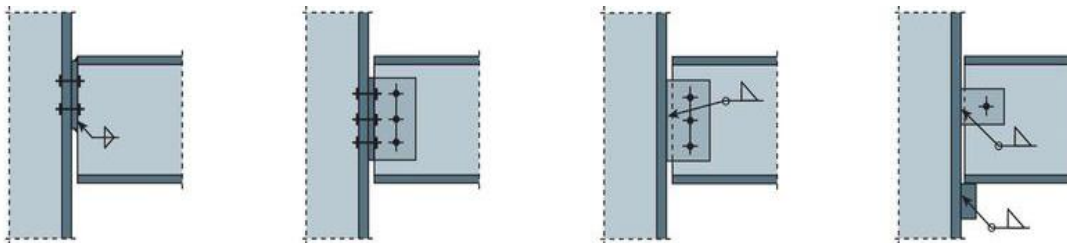


Bild 4.2 Anschluss über Stirnplatte, Doppelwinkel, Fahnenblech oder mit Knagge

Der Vorteil solcher Anschlüsse im Gegensatz zu den biegesteifen Ausführungen liegt darin, dass sie deutlich günstiger und leichter zu montieren sind. Auf der anderen Seite ist mit diesem Vorteil gleichzeitig der Nachteil verbunden, dass auf Grund des Momentenverlaufs ein mehr widerstandsfähiger Träger gewählt werden muss.

Der Nachweis für gelenkige Anschlüsse muss nach der Komponentenmethode erfolgen. (siehe EN 1993-1-8 [18]) Welche Grundkomponenten nachzuweisen sind, können aus [11] Tabelle 2 entnommen werden. Für die häufigsten gelenkigen Verbindungen können Geometriewerte und/oder Tragfähigkeiten aus verschiedenen Literaturquellen und Tabellenwerken entnommen werden, wodurch die Anschlüsse mit der erforderlichen Tragfähigkeit konstruiert werden können. WAGENKNECHT nennt zu dieser Angelegenheit passende Literaturquellen in [4].

In der Arbeitshilfe [11] werden bezüglich der Nachweisführung gelenkiger Anschlüsse einige Besonderheiten erwähnt, wie unter anderem Exzentrizitäten und die Beanspruchung von Schraubengruppen, die zu berücksichtigen ist. Gemäß EN 1993-1-8 [18] hat die Bemessung so zu erfolgen, dass neben den generell zu übertragenden Schnittgrößen auch jene aus einer exzentrischen Lasteinleitung entstehenden Schnittgrößen aufgenommen werden können. Exzentrizitäten in Anschlüssen sind grundsätzlich immer zu berücksichtigen sofern nicht nachgewiesen werden kann, dass dies nicht erforderlich ist. Sobald in einer geschraubten Verbindung ein Exzentrizitätsmoment in der Ebene des Anschlusses auftreten kann, so muss für den Nachweis gegen Abscheren und Lochleibung die maximal beanspruchte Schraube herangezogen werden. Die Ermittlung der maßgebenden Schraube kann mit dem polaren Trägheitsmoment der Gruppe erfolgen. An dieser Stelle soll darauf hingewiesen werden, dass je nach Geometrie des Anschlusses die Schraube mit der maximalen Abscherbeanspruchung nicht zwingend die geringste Lochleibungstragfähigkeit aufweisen muss.

4.3 Biegesteife Anschlüsse

Laut [4] bedeutet ein biegesteifer Anschluss, dass der Winkel zwischen den zusammengefügt Bauteilen auch am verformten System erhalten bleibt. Dadurch treten im Anschlussbereich an sich keine Verformungen auf oder sie sind derart gering, dass sie bei der Tragwerksanalyse unberücksichtigt bleiben dürfen. Im Vergleich zu gelenkigen Anschlüssen haben biegesteife Ausführungen den Vorteil, dass für die Wahl des globalen statischen Systems und zugleich für die Ermittlung der Schnittkräfte die Anschlusskonstruktion im Detail nicht bekannt sein muss. In der Praxis wird also üblicherweise eine starre Verbindung zwischen den betroffenen Bauteilen gewählt.

Nach [12] können biegesteife Anschlüsse entweder als komplett geschweißte, als geschraubte oder gemischt geschweißte und geschraubte Verbindungen herstellen werden. Solche Anschlüsse dienen der Übertragung von Biegemomenten beispielsweise bei Träger-Stützenanschlüssen, Stützenfüßen oder bei Trägerstößen gemäß. (siehe Bild 4.3)

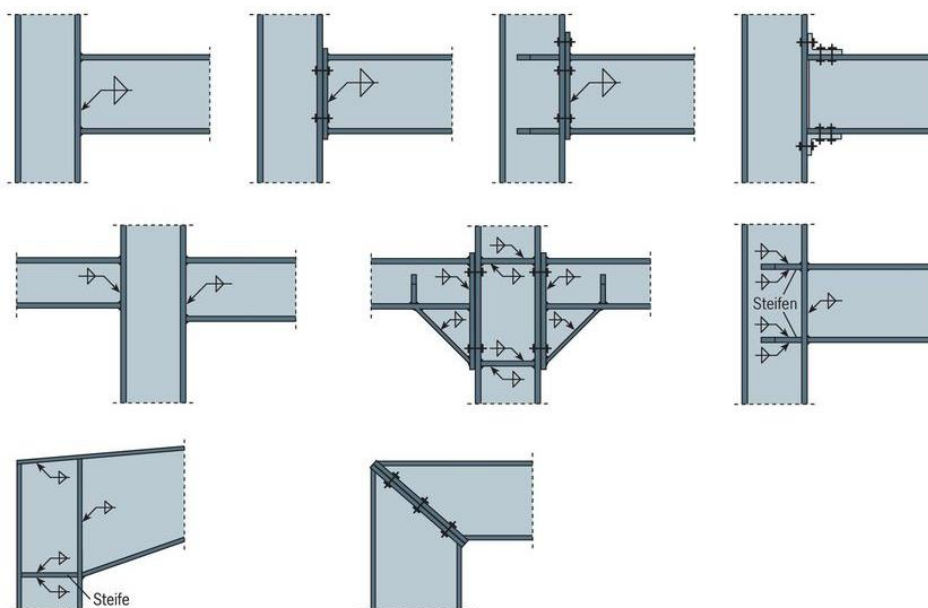




Bild 4.3 Biegesteife Anschlussformen nach [12]

Laut EN 1993-1-8 [18] werden Anschlüsse nach ihrer Tragfähigkeit, ihrer Steifigkeit und ihrer Rotationskapazität klassifiziert. Als biegesteif werden jene Anschlüsse bezeichnet, die als starr und voll momententragfähig klassifiziert werden. Der Nachweis von biegesteifen Anschlüssen hat nach der Komponentenmethode gemäß EN 1993-1-8 [18] zu erfolgen. Die Biegetragfähigkeit eines Anschlusses setzt sich aus den Zug- und Druckbeanspruchbarkeiten der einzelnen Grundkomponenten unter Berücksichtigung der inneren Hebelarme des Anschlusses zusammen. Im Kapitel 5.1 wird noch detaillierter auf die Komponentenmethode eingegangen.

4.4 Nachgiebige Anschlüsse

Unter der Benennung „nachgiebig“ kann verstanden werden, dass die Auswirkungen der Verformungen des Anschlusses mitberücksichtigt werden. Ein Anschluss dieser Art lässt sich erst nach genauer Betrachtung seiner Form, Geometrie und Bestandteile definieren. Daher wird bei der statischen Modellierung des Tragwerks in erster Linie bevorzugt, auf der sicheren (oder konservativen) Seite liegend die Anschlussmodelle entweder biegesteif und/oder gelenkig zu wählen. Nach [10] müssen die Modelleigenschaften bezüglich der Übertragung von Biegemomenten und zulässigen Gelenkverdrehungen ϕ in der konstruktiven Festlegung und Ausführung eines Anschlusstyps beibehalten werden. Die Überprüfung, ob das statische Anschlussmodell und die geplante Ausführung übereinstimmen, erfolgt ebenfalls nach die Komponentenmethode in EN 1993-1-8 [18] durch die Klassifizierung des Anschlusses. Die Grenzen für den Bereich nachgiebiger Anschlüsse bilden gelenkige und biegesteife Anschlüsse. (siehe Tabelle 4.1)

Tabelle 4.1 Anschlussmodelle für die Tragwerksanalyse nach [10]

Klassifizierung nach	Berechnungsverfahren			Anschlussmodell für die Tragwerksberechnung
	Linear-elastisch Rotationssteifigkeit	Starr-plastisch Tragfähigkeit	Elastisch-plastisch Rotationssteifigkeit und Tragfähigkeit	
Klasse des Anschlusses	starr	volltragfähig	biegesteif	biegesteif ($M \neq 0$ und $\phi = 0$) 
	verformbar ¹⁾	teiltragfähig ¹⁾	nachgiebig ¹⁾	nachgiebig ($M \neq 0$ und $\phi \neq 0$) 
	gelenkig	gelenkig	gelenkig	Berücksichtigung der Momenten-Rotations-Charakteristik mit Rotationsfeder und/oder Fließgelenk ¹⁾ gelenkig ($M = 0$ und $\phi \neq 0$) 

¹⁾ Details zur Anschlussmodellierung dieser Klassen enthält Tabelle 3.

SCHMIDT stellt in seiner Dissertation [7] fest, dass für die Ermittlung der Momententragfähigkeit geschraubter Stirnplattenverbindungen aktuell nur aufwendige Bemessungsmodelle vorliegen, so dass ein iterativer Prozess bei der Berechnung von Tragsystemen mit nachgiebigen Anschlüssen unumgänglich ist. Zur Veranschaulichung siehe Bild 4.4. Somit ist eine „reine“ Abschätzung der Anschluss­tragfähigkeit zurzeit nicht möglich.

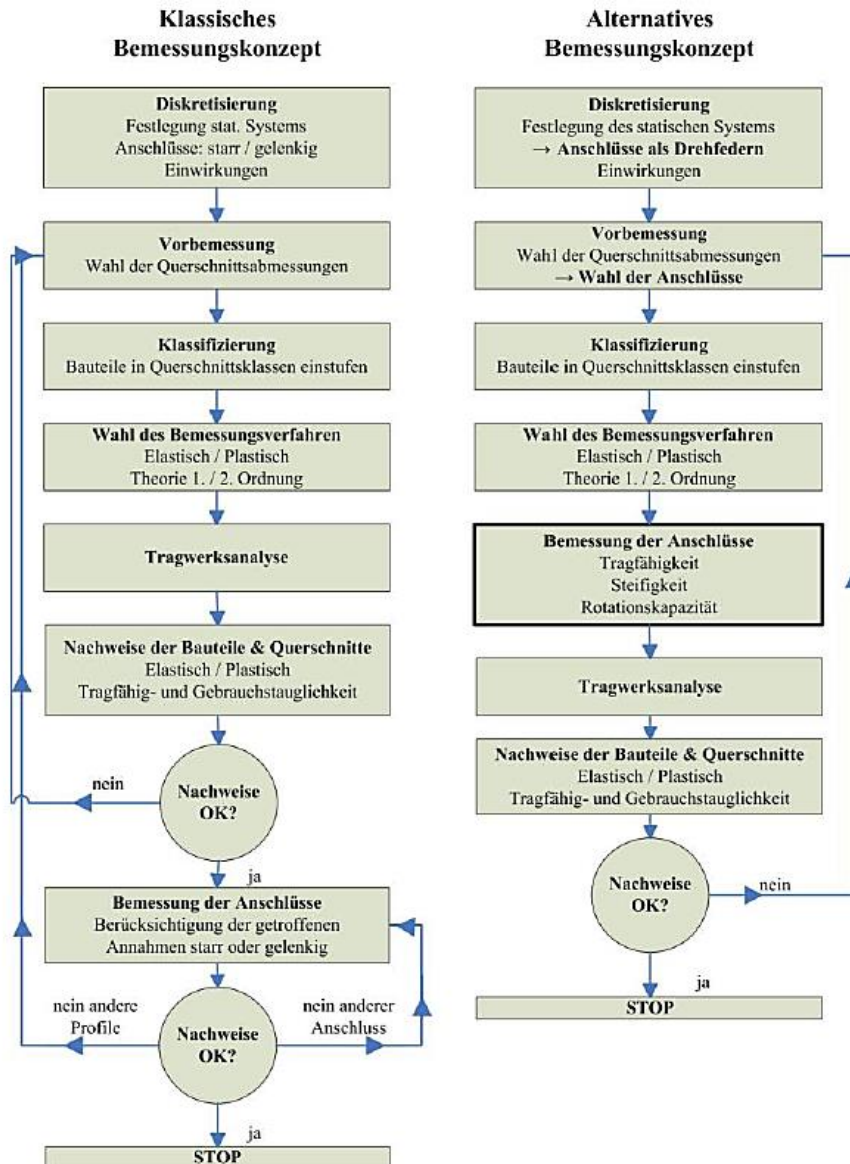


Bild 4.4 Vergleich der Nachweisführung bei starren und nachgiebigen Verbindungen [13]

Nach Meinung des Verfassers könnte diese Problematik mit Hilfe eines Tabellenwerkes für nachgiebige Anschlüsse, das bereits im Stadium der Vorbemessung oder unmittelbar danach verwendet werden kann, einigermaßen erleichtert werden. Dazu müsste ein solches Tabellenwerk einige Richtwerte beinhalten, an denen sich der Statiker bzw. Tragwerksplaner nach seinem Wissen und seiner Erfahrung als erste Abschätzung anhalten kann. Nach heutiger Einstellung bevorzugen Ingenieure den Ablauf der „klassischen“ Anschlussbemessung gemäß Bild 4.4.

Ab wann ein Anschluss als nachgiebig genannt bzw. behandelt werden kann, kann über die Komponentenmethode nach EN 1993-1-8 [18] festgestellt werden, auf die in Kapitel 5.1 und mit einem Rechenbeispiel in Kapitel 5.1.2 ausführlich eingegangen wird.

5 Berechnungsmodelle für Stirnplattenanschlüsse

Träger- und Stützenstöße sowie andere Anschlüsse mittels Stirnplatte zählen zu den geschraubten Verbindungen, bei denen die verwendeten Schrauben auf Zug beansprucht werden. Die Tragfähigkeit der Verbindung wird zugleich stark von der Biegebeanspruchung der Platte und von den entstehenden Abstützkräften stark beeinflusst.

Für die Bemessung wird in [1] empfohlen, ausgesteifte und nicht ausgesteifte Verbindungen zu differenzieren. Die Verbindung kann bei Stößen, sofern die Querschnitte auf beiden Seiten der Verbindung gleich sind, grundsätzlich als ausgesteift betrachtet werden. Rahmenecken müssen beispielsweise überwiegend auf Grund der relativ großen Biegemomente ausgesteift werden. Bei Träger-Stützenverbindung wird je nach Größe der Beanspruchung Steifen verwendet oder eben nicht. Bei dieser Art von Verbindungen kann gegebenenfalls die Verformbarkeit des Anschlusses eine bedeutsame Rolle hinsichtlich der Tragwerksverformung und Schnittgrößenverteilung spielen.

Der Aufwand für den Nachweis einer nicht ausgesteiften Stirnplattenverbindung ist leider hoch, da ein geeignetes Berechnungsmodell gut überlegt und rechnerisch überprüft werden muss. Hierfür schlägt die EN 1993-1-8 [18] die Komponentenmethode vor, auf die im folgenden Abschnitt ausführlich eingegangen wird.

5.1 Die Komponentenmethode nach EC3

Laut [13] erlauben die in EN 1993-1-8 [18] angeführten Grundsätze die Betrachtung der Anschlüsse als Bestandteile des Gesamtsystems, wodurch das betroffene Tragwerk unter Berücksichtigung von Bauteil und Anschluss sowohl statisch als auch wirtschaftlich optimiert werden kann. Die Regelungen können für den Nachweis von geschraubten und geschweißten Stirnplattenanschlüssen verwendet werden. Absicht der Norm ist ein alternatives Berechnungsverfahren vorzuschlagen, mit dem im Gegensatz zur üblichen Vorgehensweise, bei der die Anschlüsse entweder starr oder gelenkig angenommen wurden, wirtschaftliche Vorteile erreicht werden können. Dazu müssen jedenfalls wichtige Anschlusskenngrößen, wie die Tragfähigkeit (Beanspruchbarkeit), die Rotationssteifigkeit und die Rotationskapazität mitberücksichtigt werden. In diesem Kapitel soll nun auf diese drei Begriffe sowie auf die Komponentenmethode selbst im Detail eingegangen werden.

Die Namensgebung dieser Methode beruht nach [10] auf die Idee bzw. Überlegung, dass ein Anschluss aus Grundkomponenten besteht, die an der Übertragung der Schnittgrößen der Verbindung von einem auf den anderen Bauteil beteiligt sind. Laut EN 1993-1-8 [18] kann die Beanspruchbarkeit einer Verbindung anhand der Beanspruchbarkeiten ihrer Grundkomponenten bestimmt werden. Mit Hilfe dieser Methode können zudem die Auswirkungen der Verformung eines Anschlusses berücksichtigt werden. WAGENKNECHT beschreibt in seinem Buch [5] solche Auswirkungen, wie zum Beispiel die Zunahme der Verformungen des Tragwerks und/oder die Schnittgrößenumlagerungen (Änderung in der Momentenverteilung). Wie bereits im Kapitel 4.4 erwähnt, müssen Größe und Relevanz solcher Auswirkungen gewissenhaft untersucht und mit den Ergebnissen aus bereits getroffenen Annahmen abgestimmt werden. Bei der Komponentenmethode geht es folglich um die Einteilung der Anschlüsse je nach ihrer Anfangssteifigkeit in drei Bereiche: starr bzw. biegesteif, nachgiebig bzw. verformbar oder gelenkig.

Die wichtigsten Kenngrößen eines Anschlusses, die durch seine Grundkomponenten bestimmt und in der Momenten-Rotations-Charakteristik nach Bild 5.1 zusammengefasst werden, sind:

- Momententragfähigkeit $M_{j,Rd}$
- Rotationssteifigkeit S_j
- Anfangssteifigkeit $S_{j,ini}$
- Rotationskapazität φ_{Cd}

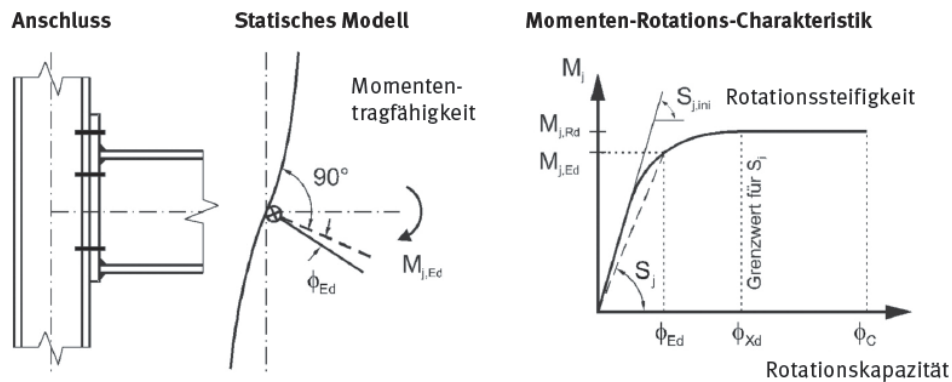


Bild 5.1 Momenten-Rotations-Charakteristik eines Anschlusses aus [10]

Gemäß [13] wird mit dieser idealisierten Momenten-Rotations-Kurve angegeben, welche Verformung der Anschluss unter einer Momentenbeanspruchung als relative Verdrehung zwischen der Stützen- und Trägerachse einnehmen würde. Der Verlauf der Kurve ist grundsätzlich nicht linear, was auf die plastische Verformung einzelner Anschlusssteile zurückzuführen ist. Mit der **Momententragfähigkeit** oder Momentenbeanspruchbarkeit wird der Maximalwert des übertragbaren Biegemomentes angegeben. Abhängig vom Nachweisverfahren wird zwischen einer elastischen $M_{el,Rd}$ und einer plastischen $M_{j,Rd}$ Beanspruchbarkeit unterschieden. Die **Rotationssteifigkeit** ist als die Steigung der Momenten-Rotations-Kurve festgelegt. Zur Beschreibung der Anschlussverformbarkeit wird wiederum je nach Nachweisverfahren eine Unterscheidung zwischen der elastischen Anfangssteifigkeit $S_{j,ini}$ und der Sekantensteifigkeit S_j unterschieden. Das Ende des linearen Bereichs wird mit dem Erreichen der elastischen Momententragfähigkeit $M_{el,Rd} = 2/3 \cdot M_{j,Rd}$ festgelegt. Letztlich kann bei einer bestimmten Beanspruchung $M_{j,Ed}$ die zugehörige **Sekantensteifigkeit** S_j ermittelt werden, die zugleich die Verformbarkeit des Anschlusses definiert. Die dritte wesentliche Kenngröße, die **Rotationskapazität**, ist die größtmögliche Verdrehung des Anschlusses vor dem Versagen. Falls bei der Tragwerksanalyse eine plastische Umlagerung der Schnittgrößen zugelassen wird, müssen die Anschlüsse über ausreichende Rotationskapazität verfügen. Diesbezüglich wird im Eurocode [18] auf die Erfüllung bestimmter Bedingungen hingewiesen.

Die Bewertung der Anschlusskenngrößen erfolgt unter Betrachtung der Tragwerksmodellierung. Über eine Klassifizierung der charakteristischen Kenngrößen kann beurteilt werden, ob bei der Tragwerksberechnung die Verformung des Anschlusses miteinbezogen werden muss. Die Aufgabe ist zunächst die Ermittlung der Momententragfähigkeit $M_{j,Rd}$ und die zugehörige Rotationssteifigkeit S_j der gegebenen Anschlusskonfiguration. Das Resultat ist je nach Berechnungsverfahren und vorgegebener Klassifizierung die Klasse des Anschlusses und ein dementsprechendes „vereinfachtes“ Anschlussmodell (gelenkig, biegesteif od. nachgiebig) für die Tragwerksberechnung. Mit der Wahl der Methode für die Tragwerksanalyse wird gleichzeitig

festgelegt, welche Anschlusskenngröße (Tragfähigkeit, Steifigkeit oder Rotationskapazität) zur Klassifizierung herangezogen werden muss. Dabei werden drei Berechnungsverfahren unterschieden: elastisch, elastisch-plastisch oder starr-plastisch. Sofern die Tragwerksberechnung elastisch durchgeführt wird, sind die Anschlüsse nach der Rotationssteifigkeit zu klassifizieren. Bei einer starr-plastischen Berechnung müssen die Anschlüsse nach ihrer Tragfähigkeit klassifiziert werden. Dazu muss der Anschluss über ausreichende Rotationskapazität verfügen. Erfolgt die Tragwerksberechnung auf elastisch-plastischer Ebene, so müssen die Anschlüsse nach der Tragfähigkeit und Rotationssteifigkeit klassifiziert werden und die Momenten-Rotations-Charakteristik ist zu berücksichtigen. Zur Veranschaulichung der Klassifizierung dienen Tabelle 5.1 und Bild 5.2 .

Tabelle 5.1 Anschlussmodelle für die Tragwerksberechnung aus [10]

Klassifizierung nach	Berechnungsverfahren			Anschlussmodell für die Tragwerksberechnung
	Linear-elastisch Rotationssteifigkeit	Starr-plastisch Tragfähigkeit	Elastisch-plastisch Rotationssteifigkeit und Tragfähigkeit	
Klasse des Anschlusses	starr	volltragfähig	biegesteif	biegesteif ($M \neq 0$ und $\phi = 0$)
	verformbar ¹⁾	teiltragfähig ¹⁾	nachgiebig ¹⁾	nachgiebig ($M \neq 0$ und $\phi \neq 0$)
	gelenkig	gelenkig	gelenkig	gelenkig ($M = 0$ und $\phi \neq 0$)

¹⁾ Details zur Anschlussmodellierung dieser Klassen enthält Tabelle 3.

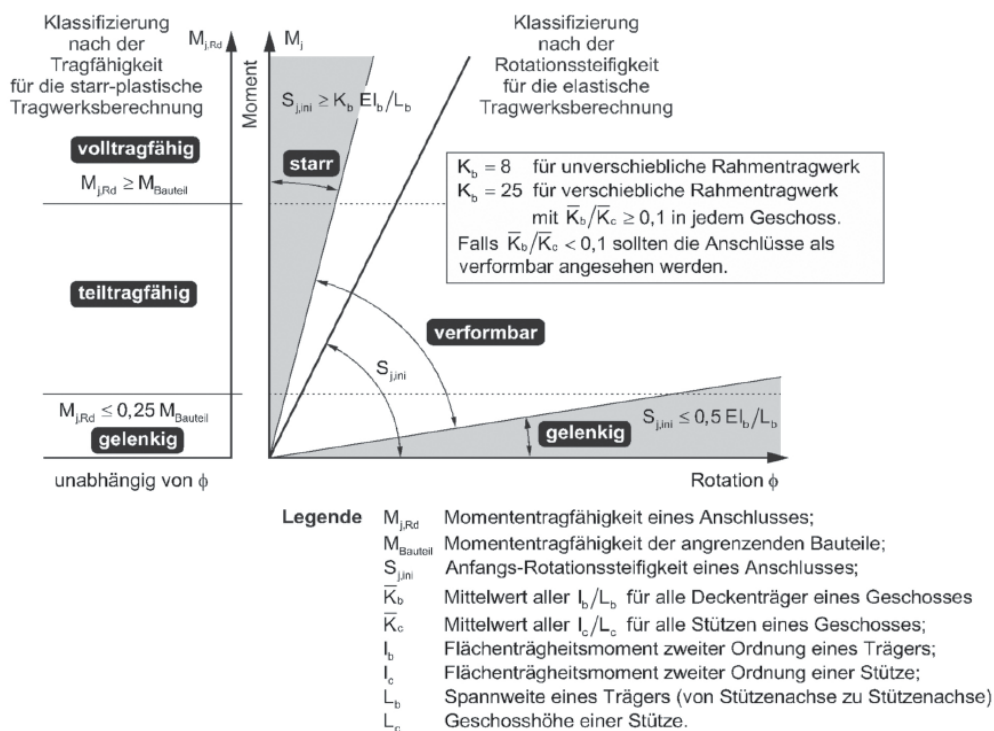
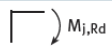
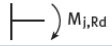


Bild 5.2 Anschlussklassifizierung nach der Momententragfähigkeit und der Rotationssteifigkeit aus [10]

Die Klassifizierung von Anschlüssen nach der Rotationssteifigkeit erfolgt anhand der Grenzwerte für die Anfangs-Rotationssteifigkeit $S_{j,ini}$ und nach Momententragfähigkeit $M_{j,Rd}$. (vgl. Bild 5.2) In Ergänzung zum Bild 5.2 sind die Grenzwerte für die Klassifizierung nach der Tragfähigkeit für verschiedene Anschlusskonfigurationen in Tabelle 5.2 zusammengestellt.






Tabelle 5.2 Klassifizierung nach der Momententragfähigkeit bei P-P Tragwerksberechnung aus [10]

Klassifizierung nach der Tragfähigkeit	Anschlusskonfiguration	Grenzkriterien der Klassifizierung nach der Momententragfähigkeit
volltragfähig	Stützenkopf  $M_{j,Rd}$	$M_{j,Rd} \geq M_{Bauteil} = \min \begin{cases} M_{b,pl,Rd} \\ M_{c,pl,Rd} \end{cases}$
	zwischen zwei Geschossen  $M_{j,Rd}$	$M_{j,Rd} \geq M_{Bauteil} = \min \begin{cases} M_{b,pl,Rd} \\ 2 M_{c,pl,Rd} \end{cases}$
teiltragfähig	Anschluss, der weder die Kriterien für volltragfähige noch für gelenkige Anschlüsse erfüllt	
gelenkig	siehe Klasse <i>volltragfähig</i>	$M_{j,Rd} \leq 0,25 M_{Bauteil}$ – Übertragung der auftretenden Schnittkräfte, ohne dass größere Momente erzeugt werden – Gelenkverdrehungen infolge der Bemessungswerte der einwirkenden Lasten müssen möglich sein – Ausreichende Rotationskapazität muss vorhanden sein

$M_{b,pl,Rd}$ plastische Momententragfähigkeit eines Trägers.
 $M_{c,pl,Rd}$ plastische Momententragfähigkeit einer Stütze.

Beim elastisch-plastischen Berechnungsverfahren muss die Anschlussklassifizierung zum einen nach der Momententragfähigkeit und zum anderen nach der Rotationssteifigkeit erfolgen. Dabei sind die in Tabelle 5.3 angegebenen Kombinationsmöglichkeiten zu berücksichtigen. Ergibt sich beispielsweise aus der Klassifizierung nach der Tragfähigkeit ein teiltragfähiger Anschluss und aus der Klassifizierung nach der Steifigkeit ein starrer Anschluss, so ergibt sich für den jeweiligen Anschluss eine nachgiebige Modellierung. Das bedeutet, dass die bei der Tragwerksberechnung verwendete Verbindung über Federn modelliert werden muss.

Tabelle 5.3 Klassifizierung bei einer E-P Tragwerksberechnung aus [10]

		Momententragfähigkeit		
		volltragfähig	teiltragfähig	gelenkig
Rotationssteifigkeit	starr			
	verformbar			
	gelenkig			


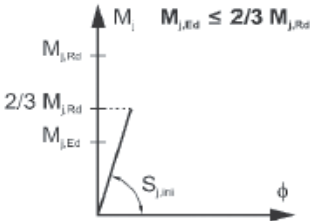
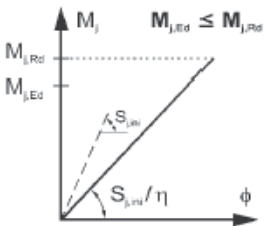

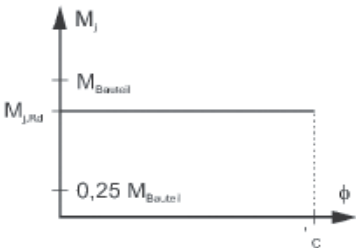

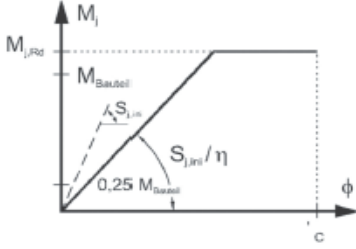

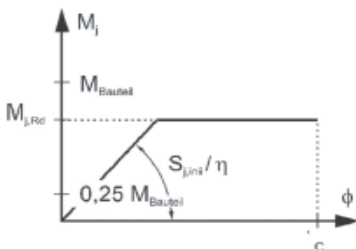

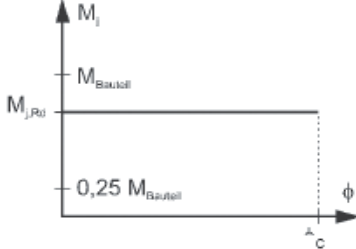
biegesteif
 nachgiebig
 gelenkig

Bild 11: Anschlussmodellierung und Klassifizierung nach der Steifigkeit und Tragfähigkeit für die elastisch-plastische Tragwerksberechnung

Ist ein Anschluss einer der Klassen verformbar, teiltragfähig oder nachgiebig nach Tabelle 5.1 zuzuordnen, so muss der Anschluss im globalen statischen System mit einer Rotationsfeder und/oder einem Fließgelenk unter Berücksichtigung der Momenten-Rotations-Charakteristik modelliert werden. Die Eigenschaften des nachgiebigen Anschlussmodells aus der Rotationsfeder und/oder aus dem Fließgelenk sind in Tabelle 5.4 zusammengestellt. Die Beiwerte der Rotationssteifigkeit können aus [10] entnommen werden.

Ergänzend soll an dieser Stelle noch festgehalten werden, dass die Momenten-Rotations-Charakteristik zu keinem Widerspruch mit den Annahmen für das Gesamttragwerk sowie dessen Bemessung führen darf.

Tabelle 5.4 Anschlussmodelle für verformbare, teiltragfähige und nachgiebige Anschlüsse aus [10]

Berechnungsverfahren und Klasse des Anschlusses		
Linear-elastisch	Starr-plastisch	Elastisch-plastisch
verformbar	teiltragfähig	nachgiebig
Anschlussmodell		
 <p>Rotationsfeder</p>  <p>M_i $M_{i,Ed} \leq 2/3 M_{j,Rd}$</p>  <p>M_i $M_{i,Ed} \leq M_{j,Rd}$</p>	 <p>Fließgelenk im Anschluss ab $M_{j,Ed} = M_{j,Rd}$</p>  <p>M_i</p> <p>$M_{j,Rd}$</p> <p>$M_{Bauteil}$</p> <p>$0,25 M_{Bauteil}$</p> <p>ϕ</p> <p>c</p>	<p>nachgiebig = verformbar + volltragfähig</p>  <p>Rotationsfeder + Fließgelenk im Bauteil ab $M_{j,Ed} = M_{Bauteil}$</p>  <p>M_i</p> <p>$M_{j,Rd}$</p> <p>$M_{Bauteil}$</p> <p>$0,25 M_{Bauteil}$</p> <p>$S_{j,ini}$</p> <p>$S_{j,ini} / \eta$</p> <p>ϕ</p> <p>c</p>
		<p>nachgiebig = verformbar + teiltragfähig</p>  <p>Rotationsfeder + Fließgelenk im Anschluss ab $M_{j,Ed} = M_{j,Rd}$</p>  <p>M_i</p> <p>$M_{j,Rd}$</p> <p>$M_{Bauteil}$</p> <p>$0,25 M_{Bauteil}$</p> <p>$S_{j,ini} / \eta$</p> <p>ϕ</p> <p>c</p>
		<p>nachgiebig = starr + teiltragfähig</p>  <p>Biegesteifer Anschluss + Fließgelenk im Anschluss ab $M_{j,Ed} = M_{j,Rd}$</p>  <p>M_i</p> <p>$M_{j,Rd}$</p> <p>$M_{Bauteil}$</p> <p>$0,25 M_{Bauteil}$</p> <p>ϕ</p> <p>c</p>

Das Berechnungsverfahren zur Ermittlung der Momententragfähigkeit und der Rotationssteifigkeit für Stöße, Anschlüsse und Fußplattenverbindungen ist in EN 1993-1-8 [18] geregelt. Die maximale Biegebeanspruchbarkeit des Anschlusses wird mit Gleichung (3) ermittelt.

$$M_{j,Rd} = \sum_r h_r \cdot F_{tr,Rd} \quad (3)$$

Dabei ist h_r der Abstand der Schraubenreihe r vom Druckpunkt und $F_{tr,Rd}$ die wirksame Grenzzugkraft der Schraubenreihe r . Die Berechnung von $F_{tr,Rd}$ wird auf den folgenden Seiten dargestellt. Die Rotationssteifigkeit eines Anschlusses S_j ergibt sich aus der Summe der Steifigkeiten der einzelnen Grundkomponenten mit den zugehörigen elastischen Steifigkeitskoeffizienten k_i nach Gleichung (4). Mit dem Steifigkeitsverhältnis μ ergibt sich die Anfangs-Rotationssteifigkeit $S_{j,ini}$ nach Gleichung (5). Allerdings gelten diese Gleichungen nur bis zu einer zusätzlichen Normalkraftbeanspruchung $N_{b,Ed} \leq 0,05 \cdot N_{b,pl,Rd}$.

$$S_j = \frac{E \cdot z^2}{\mu \cdot \sum_i \frac{1}{k_i}} \quad \text{mit } \mu = \begin{cases} 1,0 & \text{wenn } M_{j,Ed} \leq \frac{2}{3} M_{j,Rd} \\ (1,5 \cdot \frac{M_{j,Ed}}{M_{j,Rd}})^\psi & \text{wenn } \frac{2}{3} M_{j,Rd} \leq M_{j,Ed} \leq M_{j,Rd} \end{cases} \quad (4)$$

$$S_{j,ini} = \frac{E \cdot z^2}{\sum_i \frac{1}{k_i}} \quad (5)$$

Ein wichtiger Punkt bei der Berechnung der Rotationssteifigkeit ist die Unterscheidung zwischen hintereinander und parallel geschalteter Feder. Als Beispiel dazu dient Bild 5.3, welches das Federmodell eines Stützen-Träger-Anschlusses darstellt. Bei Bild 5.3-a) sind die einzelnen Grundkomponenten der ersten und der zweiten Schraubenreihe als getrennte Feder zu sehen, bei denen es sich um seriell geschaltete Federn handelt. Diese können zu einem effektiven Steifigkeitskoeffizient $k_{eff,r}$ zusammengefasst werden. (vgl. Bild 5.3-b)) Um die beiden Schraubenreihen mit einem Steifigkeitskoeffizient k_{eq} zu berücksichtigen, müssen $k_{eff,1}$ und $k_{eff,2}$ als parallel geschaltete Federn behandelt werden, wobei die Abstände der Schraubenreihen h_r auch eine Rolle spielen (vgl. Bild 5.3-c)) Die Werte für k_{eq} und z_{eq} können mit den Formeln (6) und (7) berechnet werden. Für eine ausführliche Erläuterung der Formeln (2) bis (7) siehe [5].

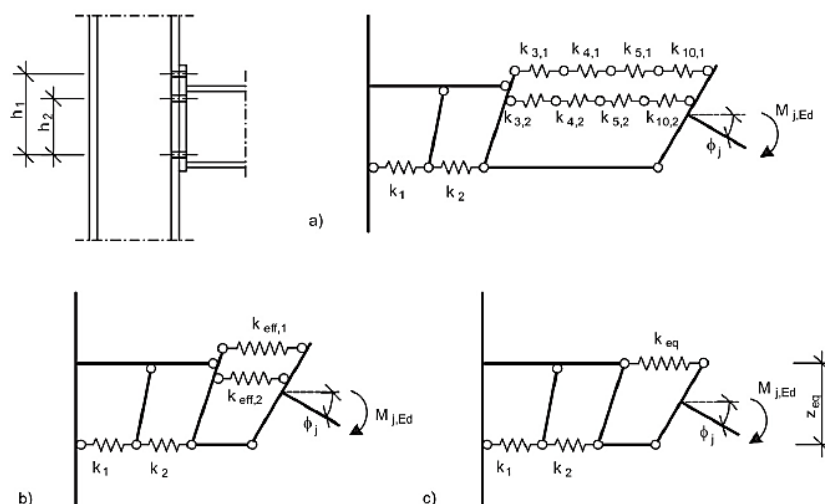


Bild 5.3 Federmodell für ein Stützen-Trägeranschluss aus [6]

$$\frac{1}{k_{eff,r}} = \frac{1}{\sum_i k_{i,r}} \quad (6)$$

$$z_{eq} = \frac{\sum_r k_{eff,r} \cdot h_r^2}{\sum_r k_{eff,r} \cdot h_r} \quad (7)$$

Diese beiden Formeln würden demnach für das im Bild 5.3 dargestellte Federmodell wie gefolgt aussehen:

$$\frac{1}{k_{eff,1}} = \frac{1}{k_{3,1}} + \frac{1}{k_{4,1}} + \frac{1}{k_{5,1}} + \frac{1}{k_{10,1}}$$

$$\frac{1}{k_{eff,2}} = \frac{1}{k_{3,2}} + \frac{1}{k_{4,2}} + \frac{1}{k_{5,2}} + \frac{1}{k_{10,2}}$$

$$z_{eq} = \frac{k_{eff,1} \cdot h_1^2 + k_{eff,2} \cdot h_2^2}{k_{eff,1} \cdot h_1 + k_{eff,2} \cdot h_2}$$

Die Anfangsrotationssteifigkeit ergibt sich nach [5] dadurch mit:

$$S_{j,ini} = \frac{E \cdot z_{eq}^2}{\frac{1}{k_{eq}}} \quad (8)$$

Die Berechnung der Anfangsrotationssteifigkeit ist vor allem für Rahmenecken relevant. Diverse Rechenbeispiele aus der Praxis können aus [5] entnommen werden. Analog zu der bislang erwähnten Modellbildung werden für Trägerstöße aber auch für geschweißte Stützen-Trägeranschlüsse ähnliche Modelle gewählt. Ausschlaggebend bei einem Trägerstoß ist zum Beispiel die Anordnung und der Anzahl der Schraubenreihen.

Die Auflistung der Grundkomponenten eines Anschlusses sind in EN 1993-1-8 [18] Abschnitt 6.1.3 Tabelle 6.1 ausführlich beschrieben. Im Bild 5.4 und in Tabelle 5.5 sind nur jene Komponenten angeführt, die bei einem Stirnplattenanschluss berücksichtigt werden müssen.

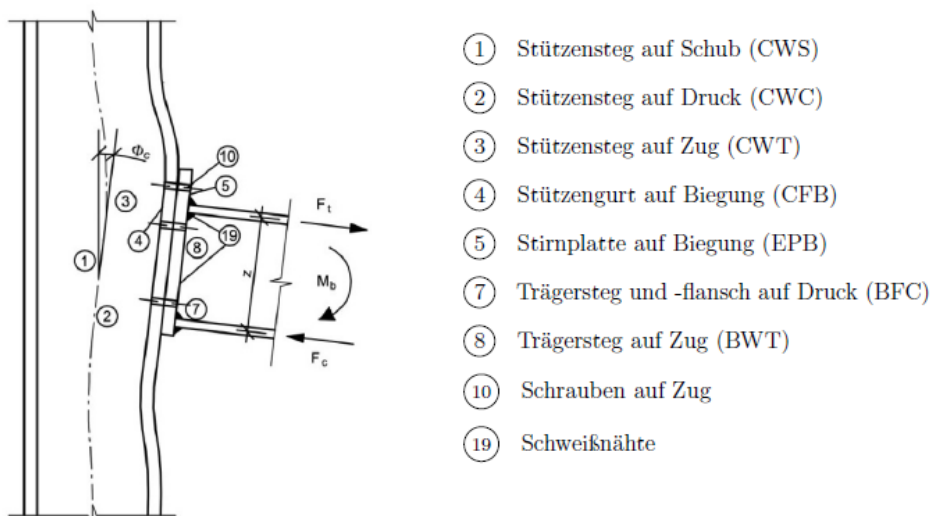
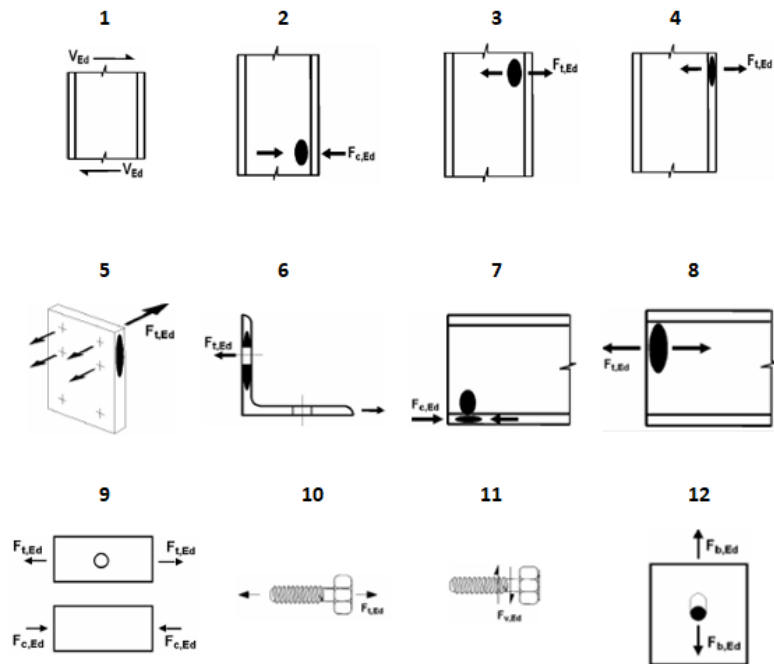


Bild 5.4 Abbildung der Grundkomponenten eines geschraubten Stützen-Trägeranschlusses aus [6]

Tabelle 5.5 Berechnungsrelevante Grundkomponenten bei gegebenem Anschluss

Nr.	Komponente	Tragfähigkeit	Koeffizient für Rotationssteifigkeit	Tägerstoß	Träger-Stützen-anschluss	Flanschwinkel-anschluss	gescheißter Anschluss
1	Stützensteg mit Schubbeanspruchung	6.2.6.1	6.3.2		x	x	x
2	Stützensteg mit Querdruckbeanspruchung	6.2.6.2	6.3.2		x	x	x
3	Stützensteg mit Querzugbeanspruchung	6.2.6.3	6.3.2		x	x	x
4	Stützenflansch mit Biegung	6.2.6.4	6.3.2	x	x	x	
5	Stirnblech mit Biegebeanspruchung	6.2.6.5	6.3.2	x	x		
6	Flanschwinkel mit Biegebeanspruchung	6.2.6.6	6.3.2			x	
7	Träger- oder Stützenflansch und -steg mit Druckbeanspruchung	6.2.6.7	6.3.2	x	x	x	x
8	Trägersteg mit Zugbeanspruchung	6.2.6.8	6.3.2	x	x		x
9	Blech mit Zug- oder Druckbeanspruchung	EN 1993-1-1	6.3.2				
10	Schrauben mit Zugbeanspruchung	mit Stützenflansch: 6.2.6.4 mit Stirnblech: 6.2.6.5 mit Flanschwinkel: 6.2.6.6	6.3.2	x	x	x	
11	Schrauben mit Abscherbeanspruchung	3.6	6.3.2	x	x	x	
12	Schraube mit Lochleibungsbeanspruchung	3.6	6.3.2	x	x	x	
19	Schweißnähte	4	6.3.2	x	x		x



Die Formeln für die Berechnung der Tragfähigkeit und Steifigkeit der einzelnen Komponenten wurden in [13] Abschnitt 6 tabellarisch zusammengefasst.

5.1.1 Das äquivalente T-Stummel-Modell

Dieses Modell wird von EN 1993-1-8 [18] zur Ermittlung der Tragfähigkeit bestimmter Grundkomponenten vorgeschlagen. Je nach Zug oder Druckbeanspruchung sind die betroffenen Komponenten die folgenden:

- a) Modell des äquivalenten T-Stummels mit **Zug**beanspruchung (EN 1993-1-8, 6.2.4) und gilt für
 - Stützenflansch mit Biegebeanspruchung
 - Stirnblech mit Biegebeanspruchung
 - Flanschwinkel mit Biegebeanspruchung
- b) Modell des äquivalenten T-Stummels mit **Druck**beanspruchung (EN 1993-1-8, 6.2.5) und gilt für
 - Fußplatte mit Biegung auf Grund der Lagerpressung
 - Beton und/oder Mörtelfüllung unter der Lagerpressung

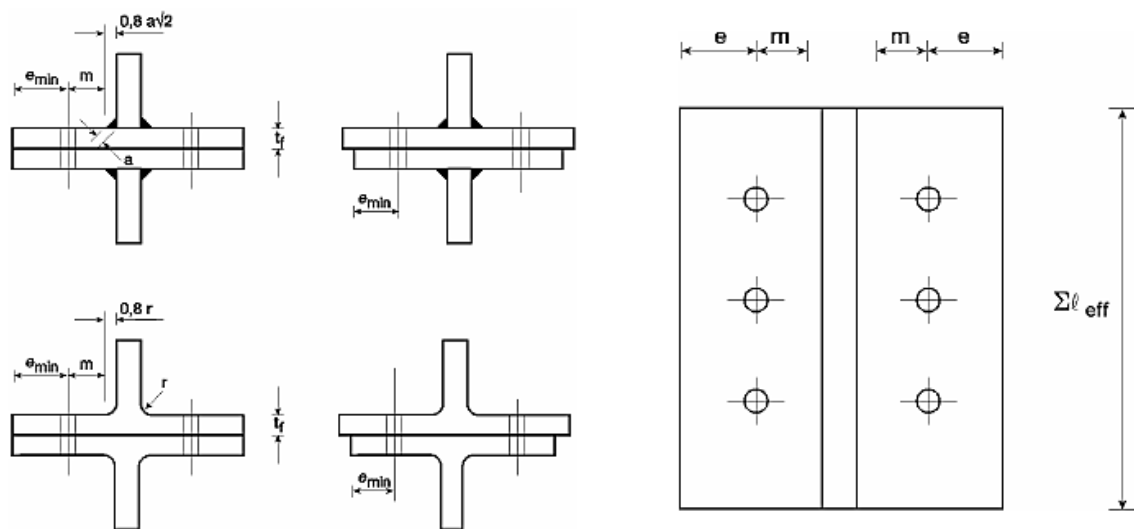


Bild 5.5 Abmessungen eines äquivalenten T-Stummelstückes nach [18]

Bild 5.6 veranschaulicht das Prinzip des T-Stummels anhand der Grundkomponente Stützenflansch auf Biegung. Dieses Bildes zeigt ebenso, dass ein solches T-Stück immer aus einem Last einleitenden Steg und einem biegebeanspruchten Blech (Flansch oder Kopfplatte) besteht und in der Schraubenachse auf Zug und an den äußeren Rändern des Bleches auf Druck (Abstützkraft) gelagert ist. Die effektiv ansetzbare Länge eines T-Stummels wird durch die wirksame Länge l_{eff} der Schraubenreihe in der Zugzone bestimmt. Dies bedeutet, dass die Länge l_{eff} jener Länge entlang des Steges entspricht, die bei einer Zugbeanspruchung F_t aktiviert bzw. einer Verformung ausgesetzt wird. (vgl. Bild 5.5 und Bild 5.6)

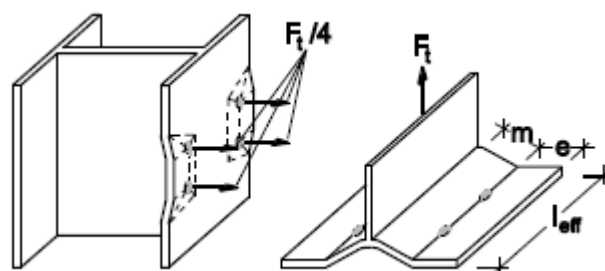


Bild 5.6 Mechanisches Prinzip des sogenannten T-Stummels [19]

Die beiden relevanten Abmessungen m und e ergeben sich aus der Anschlussgeometrie. Dabei ist m der Abstand zwischen Schraubenachse und Stegmitte abzüglich $0,8 \cdot \sqrt{2} \cdot r$ beim Stützenflansch oder $0,8 \cdot \sqrt{2} \cdot a$ bei der Stirnplatte, wobei r der Ausrundungsradius vom Profil und a die Schweißnahtdicke ist.

Für die Erarbeitung der Ergebnisse dieser wissenschaftlichen Arbeit sind lediglich die aufgezählten Punkte unter a) relevant, weshalb die weiteren Inhalte auf das T-Stummelmodell mit Zugbeanspruchung eingeschränkt werden.

Ziel dieser Methode ist die Ermittlung der übertragbaren Zugkraft der Verbindung bzw. des T-Stummels, die von dem Trägerflansch in das Stirnblech und weiter in die Schrauben geleitet werden muss. Dazu wird die Fließgelenktheorie angewendet. Die Beanspruchbarkeit des T-Stummels hängt vom maßgebenden Versagensmodus ab. Gemäß [19] sind drei Versagensmodi zu berücksichtigen. (vgl. Bild 5.7)

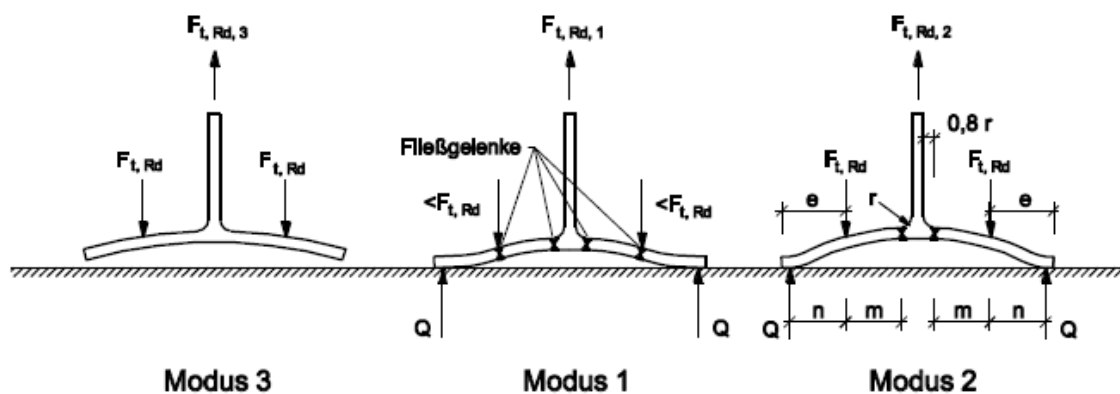


Bild 5.7 Versagensmechanismen eines T-Stummels mit 2 Schrauben in einer Reihe nach [19]

Laut WAGENKNECHT sollte allerdings noch ein weiterer Fall nicht außer Acht gelassen werden, der das Versagen einer (dicken) Platte berücksichtigt und bei dem keine Abstützkräfte auftreten. Deshalb sind nach [5] 4 Versagensfälle (Modus 1, Modus 2, Modus 3, Modus 4) zu betrachten, deren Bedeutung von der Stirnplatte, von den Schrauben sowie deren Anordnung abhängen. Entscheidend ist außerdem auch, ob und mit welcher Größe am äußeren Rand der Platte bzw. des Flansches Abstützkräfte auftreten, die eine zusätzliche Zugbeanspruchung der Schrauben verursachen. Bei der Berechnung werden Abstützkräfte in dem T-Stummelmodell nach EN 1993-1-8 [18] Abschnitt 6.2.4 implizit berücksichtigt.

Abstützkräfte treten solange auf, bis zwischen den beiden anliegenden Platten (beim Trägerstoß) oder zwischen Stirnplatte und Stützenflansch Kontakt herrscht und sich dadurch gegenseitig abstützen. Ob im System dies der Fall ist, hängt von der Biegesteifigkeit der Stirnplatte sowie von der Dehnbarkeit der Schraube ab. (vgl. Bild 5.8) Damit eine Abstützkraft auftreten kann, darf die Schraubendehnlänge L_b die Grenzsraubendehnlänge L_b^* nicht überschreiten, weshalb die Bedingung $L_b < L_b^*$ überprüft werden muss. Der Fall $L_b > L_b^*$ bedeutet im Gegensatz, dass auch bei Modus 1 und 2 keine Abstützkräfte angesetzt werden müssen.

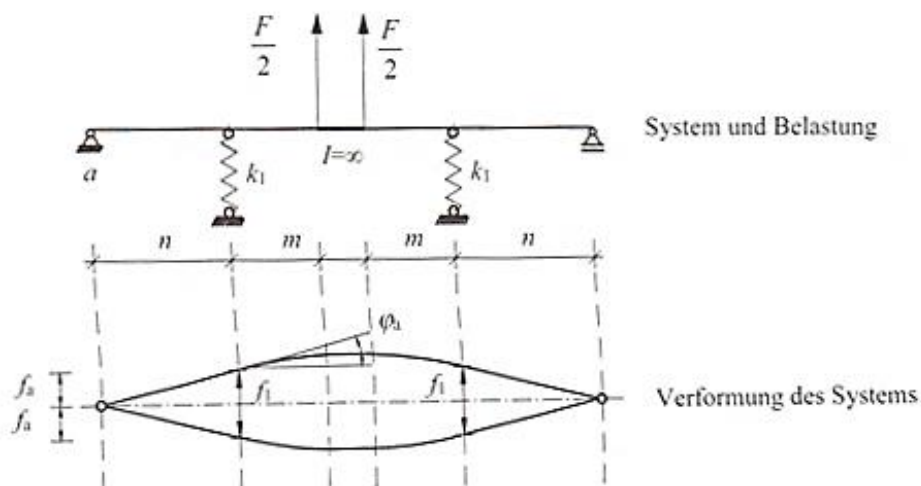


Bild 5.8 System für die Ableitung der Bedingung für die Abstützkräfte Q aus [5]

$$L_b = l_k + 2 \cdot h + 0,5 \cdot (k + m) \quad (9)$$

Dabei sind:

l_k	Paketlänge der Bleche in [mm]
h	Höhe der Unterlagsscheibe in [mm]
k	halbe Schraubenkopfhöhe in [mm]
m	halbe Mutterhöhe der Schraube in [mm]

$$L_b^* = \frac{8,8 \cdot m^3 \cdot A_s \cdot n_b}{\sum l_{eff,1} \cdot t_f^3} \quad (10)$$

Dabei ist:

m	der Abstand zwischen Schraube und Schweißnahtachse in [mm]
A_s	Schaftquerschnitt der Schraube in [mm ²]
n_b	Anzahl der Schraubenreihen mit 2 Schrauben [-]
$\sum l_{eff,1}$	Wert für $\sum l_{eff}$ für Modus 1 in [mm]
t_f	Dicke des Blechs (Stirnplatte oder Flansch) in [mm]

[5] enthält eine ausführliche Herleitung der Formel (10) sowie weitere Ergänzungen und Erläuterungen für Fälle mit unterschiedlichen Abmessungen.

Sobald sich ein Fließgelenk gebildet hat, kann die zugehörige maximale Tragfähigkeit des T-Stummels F_T aus Gleichgewichtsbedingungen ermittelt werden. Beim Modus 1 kommt es zum vollständigen Fließen an vier Stellen der Stirnplatte bzw. des Flansches und es treten Abstützkräfte auf. Ein solches Versagen tritt dann auf, wenn die Platten- bzw. Flanschdicke im Verhältnis zum Schraubendurchmesser relativ dünn ist. Beim Modus 2 versagen die Schrauben, zudem bildet sich neben dem Steg ein Fließgelenk. Des Weiteren treten auch hier Abstützkräfte auf. Dieses Versagen wird eher bei mitteldicken Platten maßgebend. Der Modus 3 stellt jenen Fall dar, bei dem nur die Schrauben versagen und auch keine Abstützkräfte auftreten. Dies geschieht grundsätzlich bei dicken Platten bzw. bei einem starken Stützenflansch. WAGENKNECHT unterscheidet in seinem Buch [5] zuletzt auch den Fall, bei dem die Platte ohne das Auftreten von Abstützkräften das Versagen verursacht. Dies kann nämlich schon vor dem Erreichen der Schraubentragfähigkeit erreicht werden, weshalb sich in der Mitte ein Momentenfließgelenk bildet. Diesen Fall bezeichnet er als Modus 4. Bei Betrachtung der Tabelle 5.6 ist erkennbar, dass dieser Modus 4 aus [5] die beiden Modi 1 und 2 ohne Abstützkräfte aus der Norm [18] entspricht.

In dem eher unüblichen Fall, dass keine Abstützkräfte auftreten ($L_b > L_b^*$), sind die Versagensfälle 1 und 2 ident. (vgl. Bild 5.10). Bei Verbindungen mit Stirnplatten treten im Normalfall Abstützkräfte auf ($L_b \leq L_b^*$). Die Berücksichtigung von Abstützkräften führt nicht selten zu einer höheren Tragfähigkeit des T-Stummels. Die Platte selbst wird beim angenommenen Modell als Träger gesehen und für die Schrauben werden nichtlineare Wegfedern angesetzt, die auf Druckeinwirkung ausfallen. Die äußeren Auflager können ausschließlich Druckkräfte übertragen und sind nur solange wirksam, bis Kontakt zwischen den aneinander liegenden Flächen herrscht. (vgl. Bild 5.9)

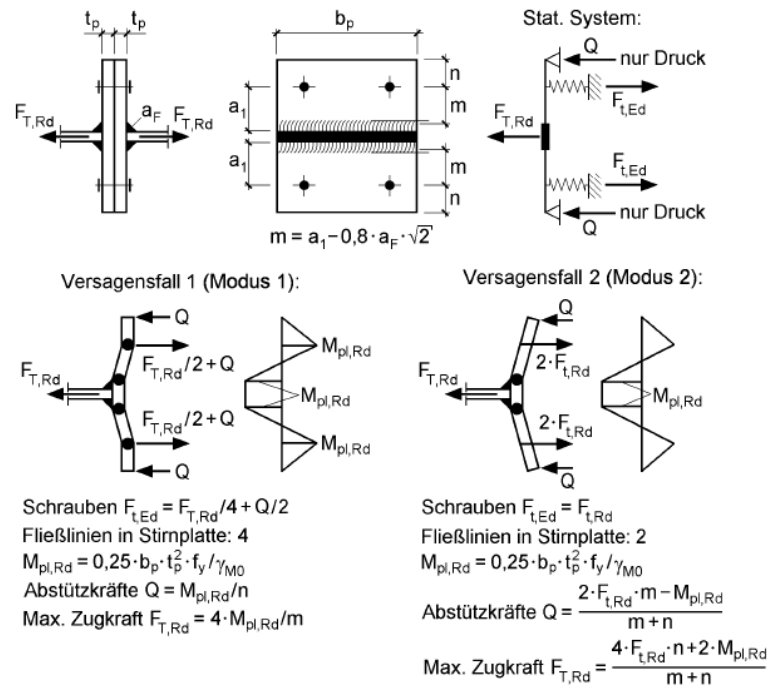


Bild 5.9 T-Stummelmodell mit Abstützkräften Q aus [1]

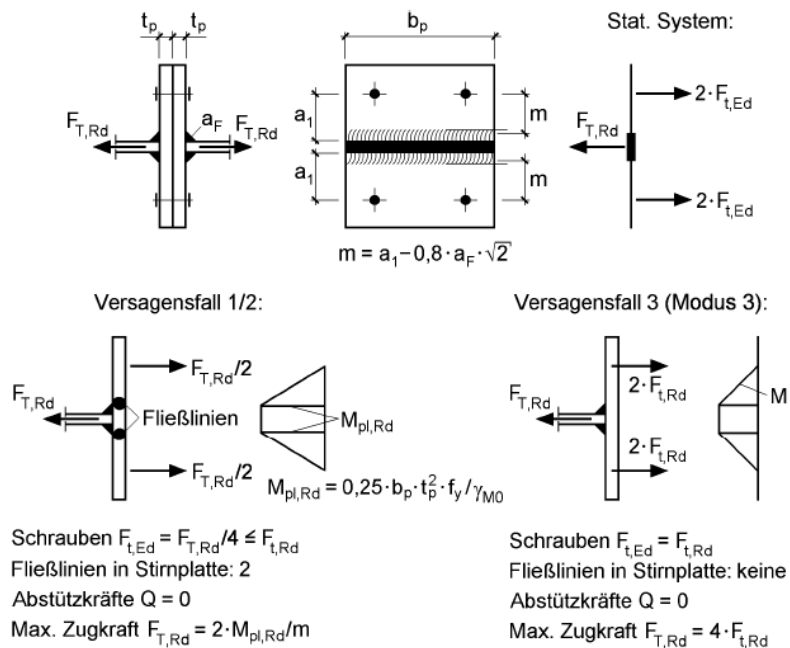


Bild 5.10 T-Stummelmodell ohne Abstützkräfte Q aus [1]

Zusammenfassend sind die Grenztragfähigkeiten eines T-Stummels bei Zugbeanspruchung für Modus 1 bis 3 in Tabelle 5.6 gemäß EN 1993-1-8 [18] dargestellt.

Tabelle 5.6 Tragfähigkeiten eines T-Stummels unter Zugbeanspruchung aus [18]

	Abstützkräfte können auftreten, d. h. $L_b \leq L_b^*$		keine Abstützkräfte
Modus 1	Verfahren 1	Verfahren 2 (alternatives Verfahren)	$F_{T,1-2,Rd} = \frac{2M_{pl,1,Rd}}{m}$
ohne Futterplatten	$F_{T,1,Rd} = \frac{4M_{pl,1,Rd}}{m}$	$F_{T,1,Rd} = \frac{(8n - 2e_w)M_{pl,1,Rd}}{2mn - e_w(m+n)}$	
mit Futterplatten	$F_{T,1,Rd} = \frac{4M_{pl,1,Rd} + 2M_{bp,Rd}}{m}$	$F_{T,1,Rd} = \frac{(8n - 2e_w)M_{pl,1,Rd} + 4nM_{bp,Rd}}{2mn - e_w(m+n)}$	
Modus 2	$F_{T,2,Rd} = \frac{2M_{pl,2,Rd} + n\Sigma F_{t,Rd}}{m+n}$		
Modus 3	$F_{T,3,Rd} = \Sigma F_{t,Rd}$		

Modus 1: Vollständiges Fließen des Flansches
Modus 2: Schraubenversagen gleichzeitig mit Fließen des Flansches
Modus 3: Schraubenversagen

L_b — Dehnlänge der Schraube, angesetzt mit der gesamten Klemmlänge (Gesamtdicke des Blechpakets und der Unterlegscheiben), plus der halben Kopfhöhe und der halben Mutterhöhe oder
— Dehnlänge der Ankerschraube, angesetzt mit der Summe aus dem 8fachen Schraubendurchmesser, den Dicken der Mörtelschicht, der Fußplatte, der Unterlegscheiben und der halben Mutterhöhe

$$\boxed{AC} L_b^* = \frac{8,8 m^3 A_s n_b}{\Sigma l_{eff,1} t_f^3} \boxed{AC}$$

$F_{T,Rd}$ Bemessungswert der Zugtragfähigkeit eines T-Stummelflansches
 Q Abstützkraft
 $M_{pl,1,Rd} = 0,25 \Sigma l_{eff,1} t_f^2 f_y / \gamma_{M0}$
 $M_{pl,2,Rd} = 0,25 \Sigma l_{eff,2} t_f^2 f_y / \gamma_{M0}$
 $M_{bp,Rd} = 0,25 \Sigma l_{eff,1} t_{bp}^2 f_{y,bp} / \gamma_{M0}$
 $n = e_{min}$ jedoch $n \leq 1,25m$
 $\boxed{AC} n_b$ Anzahl der Schraubenreihen (mit 2 Schrauben je Reihe) \boxed{AC}
 $F_{t,Rd}$ Bemessungswert der Zugtragfähigkeit der Schraube, siehe Tabelle 3.4;
 $\Sigma F_{t,Rd}$ Summe aller $F_{t,Rd}$ der Schrauben in dem T-Stummel;
 $\Sigma l_{eff,1}$ Wert für Σl_{eff} für Modus 1;
 $\Sigma l_{eff,2}$ Wert für Σl_{eff} für Modus 2;
 e_{min} , m und t_f siehe Bild 6.2.
 $f_{y,bp}$ Streckgrenze der Futterplatten;
 t_{bp} Dicke der Futterplatten;
 $e_w = d_w/4$;
 d_w Durchmesser der Unterlegscheibe oder Eckmaß des Schraubenkopfes oder der Mutter, je nach Maßgeblichkeit.

ANMERKUNG 1 Bei geschraubten Träger-Stützenanschlüssen oder Trägerstößen kann damit gerechnet werden, dass Abstützkräfte auftreten.

ANMERKUNG 2 Bei Verfahren 2 wird angenommen, dass die auf den T-Stummelflansch einwirkende Schraubenkraft gleichmäßig unter der Unterlegscheibe, dem Schraubenkopf oder der Mutter verteilt ist, siehe Skizze, und es nicht zu einer Kraftkonzentration an der Schraubenachse kommt. Diese Annahme führt zu einem höheren Wert der Tragfähigkeit für Modus 1, während die Werte für $F_{T,1-2,Rd}$ und für Modus 2 und Modus 3 unverändert bleiben.

Für die Berechnung von $M_{pl,i,Rd}$ muss zunächst die wirksame Länge $\sum l_{eff,i}$ des äquivalenten T-Stummels ermittelt werden. Wie im Bild 5.12 dargestellt, kann die Platte mit unterschiedlichen Formen versagen. Es kann sich entweder ein Fließkegel oder einzelne „trapezförmige“ Fließmuster um jede einzelne Schraube bilden oder es kommt zu einem kombinierten Fließmuster, bei dem mehrere Schrauben einer Schraubengruppe erfasst sind.

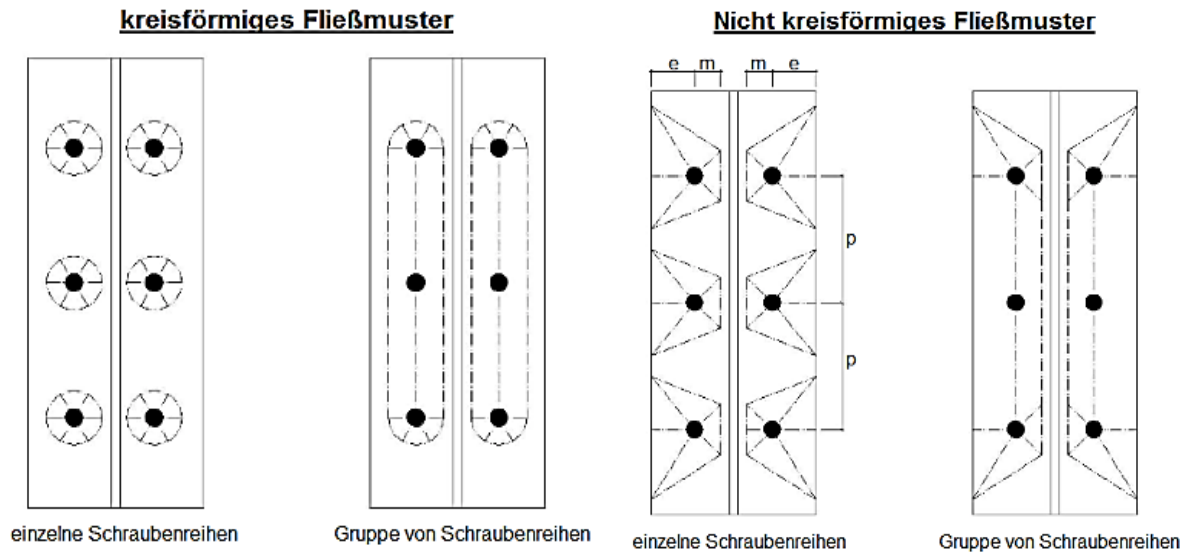


Bild 5.12 Möglichkeiten von Fließmuster aus [9]

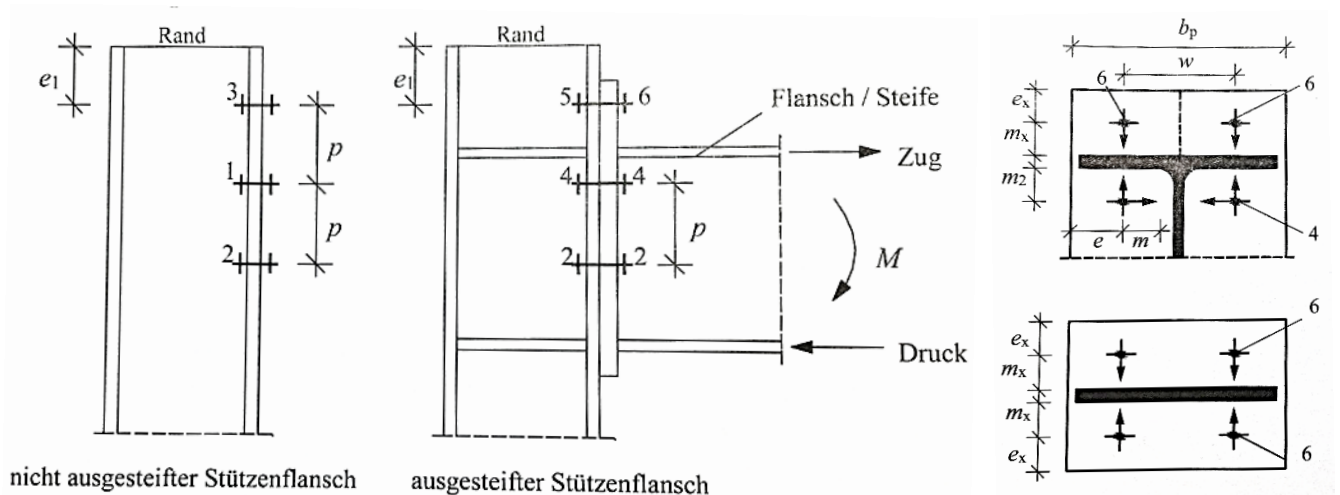


Bild 5.11 Nummernbezeichnung der möglichen Schraubenreihen nach [5]

Mit den beiden folgenden Tabellen (Tabelle 5.7 und Tabelle 5.8) wurden in Anlehnung an [5] die wirksamen Längen der unterschiedlichen T-Stummel Typen (Stützenflansch/Kopfplatte) aus den drei Tabellen der EN 1993-1-8 [18] zusammengefasst. Für die Nachvollziehbarkeit wurde jede Schraubenlage mit einer Nummer versehen. Die Bezeichnungen für die Abstände der Anschlussgeometrie wie m , m_x , e , e_1 , e_x oder p sind in Bild 5.11 abgebildet.

Tabelle 5.7 Wirksame Längen von T-Stummel – Schrauben einzeln aus [5]

Lage Nr.	Lage der Schraubenreihe	Schraubenreihe einzeln betrachtet	
		kreisförmiges Muster $l_{eff,cp}$	trapezförmiges Muster $l_{eff,nc}$
1	innere Schraubenreihe	$2\pi m$	$4m + 1,25e$
2	Schraubenreihe am Ende	$2\pi m$	$4m + 1,25e$
3	Schraubenreihe am Ende mit Rand	$\min \left\{ \begin{array}{l} 2\pi m \\ \pi m + 2e_1 \end{array} \right.$	$\min \left\{ \begin{array}{l} 4m + 1,25e \\ 2m + 0,625e + e_1 \end{array} \right.$
4	Schraubenreihe neben einer Steife	$2\pi m$	αm
5	Schraubenreihe am Rand neben einer Steife	$\min \left\{ \begin{array}{l} 2\pi m \\ \pi m + 2e_1 \end{array} \right.$	$e_1 + \alpha m - (2m + 0,625e)$
6	Schraubenreihe oberhalb des Trägerzugflansches	$\min \left\{ \begin{array}{l} 2\pi m_x \\ \pi m_x + w \\ \pi m_x + 2e \end{array} \right.$	$\min \left\{ \begin{array}{l} 4m_x + 1,25e_x \\ e + 2m_x + 0,625e_x \\ 0,5 * b_p \\ 0,5w + 2m_x + 0,625e_x \end{array} \right.$
Modus 1		$l_{eff,1} = \min \left\{ \begin{array}{l} l_{eff,nc} \\ l_{eff,cp} \end{array} \right.$	
Modus 2		$l_{eff,2} = l_{eff,nc}$	

Tabelle 5.8 Wirksame Länge von T-Stummel – Schraubengruppe aus [5]

Lage Nr.	Lage der Schraubenreihe	Schraubenreihe als Teil einer Gruppe von Schraubenreihen	
		kreisförmiges Muster $l_{eff,cp}$	trapezförmiges Muster $l_{eff,nc}$
1	(andere) innere Schraubenreihe	$2p$	p
2	Schraubenreihe am Ende	$\pi m + p$	$2m + 0,625e + 0,5p$
3	Schraubenreihe am Ende mit Rand	$\min \left\{ \begin{array}{l} \pi m + p \\ 2e_1 + p \end{array} \right.$	$\min \left\{ \begin{array}{l} 2m + 0,625e + 0,5p \\ e_1 + 0,5p \end{array} \right.$
4	Schraubenreihe neben einer Steife	$\pi m + p$	$0,5p + \alpha m - (2m + 0,625e)$
5	Schraubenreihe am Rand neben einer Steife	-	-
6	Schraubenreihe oberhalb des Trägerzugflansches	-	-
Modus 1		$\sum l_{eff,1} = \sum \min \left\{ \begin{array}{l} l_{eff,nc} \\ l_{eff,cp} \end{array} \right.$	
Modus 2		$\sum l_{eff,2} = \sum l_{eff,nc}$	

Im Bereich der Schraubenreihen Nr. 4 und 5 wird die Zugkraft in zwei Richtungen abgetragen, da daran sowohl ein Steg als auch der Trägerflansch bzw. die Kopfplatte beteiligt ist, weshalb sich die Grenztragfähigkeit dieser Schraubenreihen erhöht. Diese Erhöhung wird mit dem Beiwert α nach dem Diagramm in Bild 5.13 berücksichtigt. Die Ermittlung des Beiwertes kann auch iterativ erfolgen, indem α mit dem Anfangswert 4,45 festgelegt wird. (Vgl. Formeln (11) bis (15))

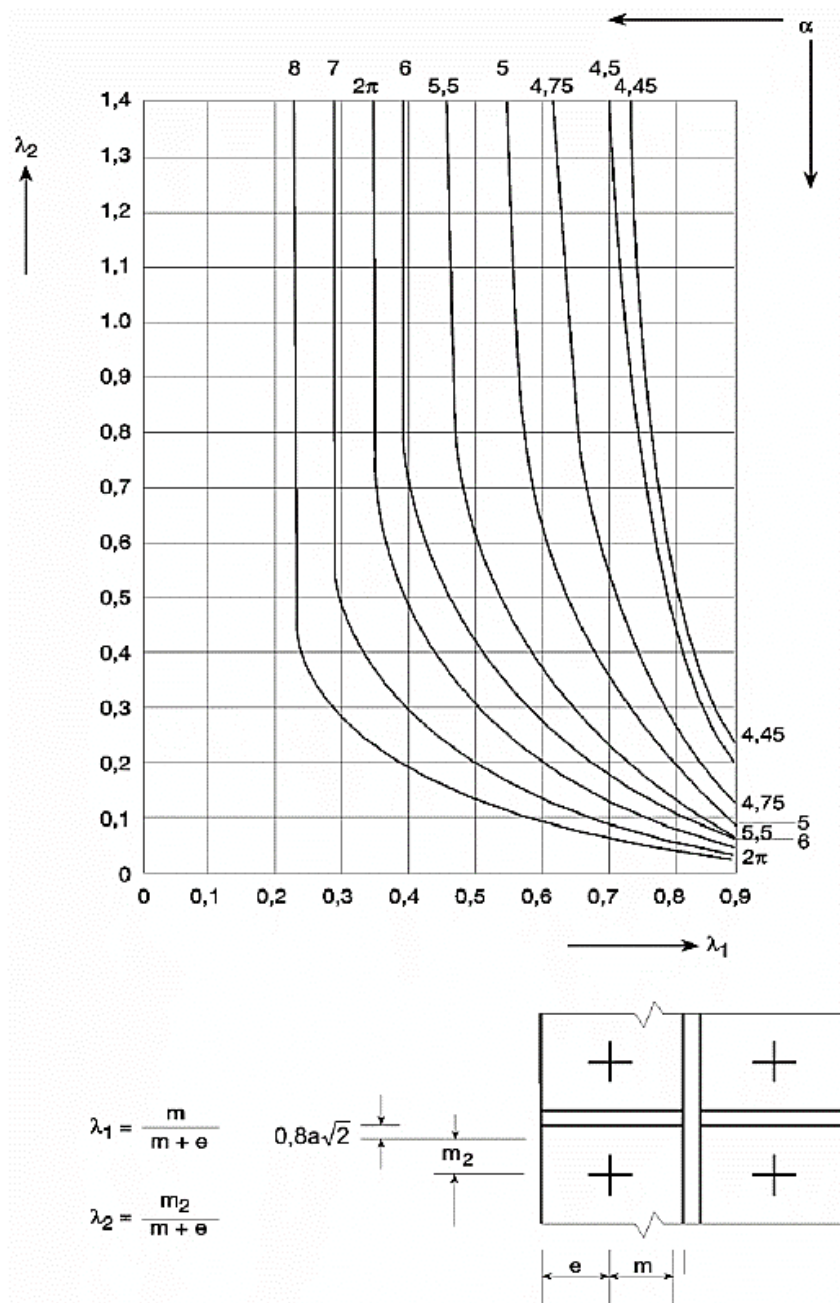


Bild 5.13 α -Werte für (doppelt) ausgesteifte T-Stummel gemäß [18]

Iteration des Beiwertes für den trapezförmigen Fließmuster:

$$\alpha_{i=1} = 4,45 \quad (11)$$

$$\lambda_1^* = \frac{1,25}{\alpha_1 - 2,75} \quad (12)$$

$$\lambda_2^* = \frac{\alpha_1 \cdot \lambda_1^*}{2} \quad (13)$$

$$\lambda_2^* < \lambda_1^* \quad \lambda_1^{**} = \lambda_1^* + (1 + \lambda_1^*) \cdot \left(\frac{\lambda_2^* - \lambda_1^*}{\lambda_2^*} \right)^{\frac{\alpha}{2}} \quad (14)$$

$$\lambda_2^* \geq \lambda_1^* \quad \lambda_1^{**} = \lambda_1^*$$

$$\lambda_1^* < \lambda_1^{**} \quad \alpha_{i+1} = \alpha_i + 0,01 \quad (15)$$

$$\lambda_1^* \geq \lambda_1^{**} \quad \alpha_{i+1} = \alpha_i$$

An dieser Stelle soll darauf aufmerksam gemacht werden, dass die in Tabelle 5.7 und Tabelle 5.8 dargestellten wirksamen Längen laut EN 1993-1-3 [18] grundsätzlich nur für ein Biegebelastung M_y verwendbar sind. Dazu hält WAGENKNECHT in seinem Buch [5] fest, dass die zugehörigen Fließmuster für eine Normalkraft sowie Biegemoment M_z auch verwendet werden können, sofern diese durch zusätzliche Fließmuster erweitert werden. In der folgenden Tabelle 5.9 wurden alle relevanten Fließmuster bestimmter Schraubenreihen für unterschiedliche Belastungen nach [5] zusammengefasst angeführt. Für die analoge Erweiterung bei Schraubengruppen siehe S.45 in [5].

Tabelle 5.9 Erweiterte Fließmuster je nach Art der Beanspruchung für einzelne Schraubenreihen aus [5]

Benennung	Kürzel	Formel	verwendbar für		
			N	M_y	M_z
kreisförmige Fließmuster für die äußeren Schrauben	$l_{6.1,cp}$	$2\pi m_x$	✓	✓	✓
	$l_{6.2,cp}$	$w + \pi m_x$	✓	✓	
	$l_{6.3,cp}$	$2e + \pi m_x$	✓	✓	✓
trapezförmige Fließmuster für die äußeren Schrauben	$l_{6.1,nc}$	$4m_x + 1,25e_x$	✓	✓	✓
	$l_{6.2,nc}$	$e + 2m_x + 0,625e_x$	✓	✓	✓
	$l_{6.3,nc}$	$\frac{b_p}{2}$	✓	✓	
	$l_{6.4,nc}$	$0,5w + 2m_x + 0,625e_x$	✓	✓	
kreisförmige Fließmuster für die innere Schrauben	$l_{1,cp}$	$2\pi m_x$	✓	✓	✓
	$l_{4,cp}$	$2\pi m_x$	✓	✓	✓
trapezförmige Fließmuster für die innere Schrauben	$l_{4,nc}$	$2\pi m_x$	✓	✓	✓

5.1.2 Beispiele für Stirnplattenanschlüsse nach der Komponentenmethode

Beispiel 1.) Trägerstoß – DASt IH Anschlussstyp Nr. 100 in [26]

Eingangswerte

Träger:	IPE 360	S235
Platte:	180x400x35 mm	S235 (bündig)
Schrauben:	M24-10.9, Kategorie D	
Schweißnähte:	$a_w = 4 \text{ mm}$; $a_f = 7 \text{ mm}$	

Anschlussgeometrie

$e_{1,o}$	85 [mm]	m	46,5 [mm]
$e_{1,u}$	85 [mm]	m_2	44,4 [mm]
p_{1-2}	230 [mm]	n	35 [mm]
e_2	35 [mm]	λ_1	0,57 [-]
p_2	[mm]	λ_2	0,54 [-]
w	110 [mm]	α	5,25 [-]
\ddot{u}_o	20 [mm]		
\ddot{u}_u	20 [mm]		
$h_{r,1}$	288,7 [mm]		
$h_{r,2}$	58,65 [mm]		

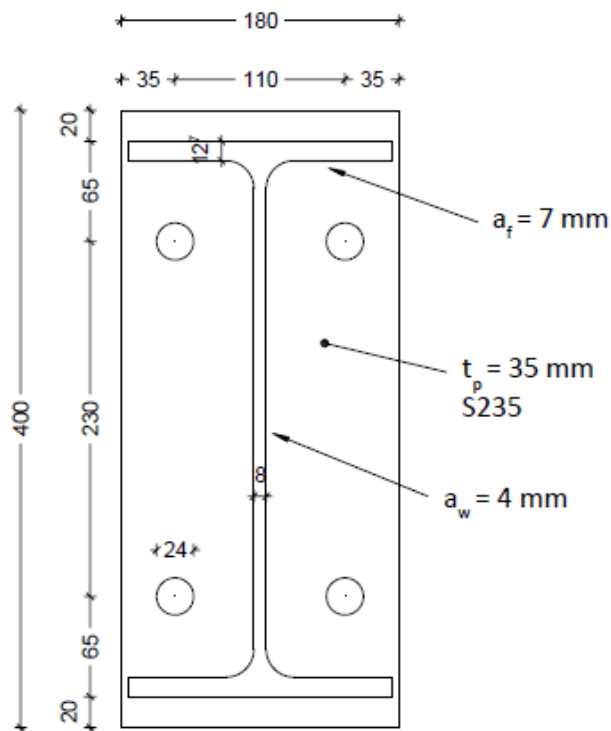


Bild 5.14 Skizze zur Anschlusskonfiguration des Beispiels 1)

Anschluss tragfähigkeit gemäß EC3 – „Die Komponentenmethode“

		Schraubenreihe einzeln		Schraubenreihen als Gruppe	
		r ₁	r ₂	r ₁₊₂	
effektive Länge Kreisform	$l_{\text{eff,cp}}$	29,20	29,20	44,60	[cm]
effektive Länge Trapezform	$l_{\text{eff,nc}}$	24,40	22,96	48,83	[cm]
effektive Länge Modus 1	$l_{\text{eff,1}}$	24,40	22,96	44,60	[cm]
effektive Länge Modus 2	$l_{\text{eff,2}}$	24,40	22,96	48,83	[cm]
Fließmoment der Platte					
Modus 1	$M_{\text{pl,1,Rd}}$	1755,97	1652,7	3209,84	[kNcm]
Modus 2	$M_{\text{pl,2,Rd}}$	1755,97	1652,7	3514,48	[kNcm]
Grenzzugkraft des T- Stummels bei					
Modus 1	$F_{\text{T,1,Rd}}$	1511,34	1422,5	2762,66	[kN]
Modus 2	$F_{\text{T,2,Rd}}$	649,41	624,07	1299,45	[kN]
Modus 3	$F_{\text{T,3,Rd}}$	508,32	508,32	1016,64	[kN]
Modus 4	$F_{\text{T,4,Rd}}$	755,67	711,25	1381,33	[kN]
Tragfähigkeit Stirnblech auf Zug	$F_{\text{T,eff,Rd}}$	508,32	508,32	1016,64	[kN]
Tragfähigkeit Trägersteg auf Zug					
einer Schraubenreihe	$F_{\text{t,wb,Rd}}$	458,70	[kN]	mit $b_{\text{eff,t,wb}} = 24,40$ cm	
der Schraubengruppe	$F_{\text{t,wb,Rd}}$	838,50	[kN]	mit $b_{\text{eff,t,wb}} = 44,60$ cm	
Tragfähigkeit Trägerflansch auf Druck	$F_{\text{t,wb,Rd}}$	611,69	[kN]		
Anschluss tragfähigkeit auf Biegemoment	$M_{\text{j,Rd}}$	13240,50	[kNcm]		
		132,41	[kNm]	≅ 88,7% vom $M_{\text{j,Rd}} = 149,30$ kNm nach DAST	
Anschluss tragfähigkeit auf Normalkraft (Zug)	$N_{\text{j,Rd}}$	838,50	[kN]	Tragfähigkeit der Schraubengruppe	
Anschluss tragfähigkeit auf Normalkraft (Druck)	$N_{\text{pl,Rd}}$	1709,00	[kN]	plastische Normalkrafttragfähigkeit des Profils	

Beispiel 2.) Trägerstoß – DAST IH Anschlussstyp Nr. 570 in [26]

Eingangswerte

Träger:	HEB 240	S235
Platte:	240x280x30 mm	S235 (bündig)
Schrauben:	M24-10.9, Kategorie D	
Schweißnähte:	$a_w = 5 \text{ mm}$; $a_f = 5 \text{ mm}$	

Anschlussgeometrie

$e_{1,o}$	90 [mm]	m	49,3 [mm]
$e_{1,u}$	90 [mm]	m_2	47,3 [mm]
p_{1-2}	100 [mm]	n	60 [mm]
e_2	60 [mm]	λ_1	0,45 [-]
p_2	[mm]	λ_2	0,43 [-]
w	120 [mm]	α	6,11 [-]
\ddot{u}_o	20 [mm]		
\ddot{u}_u	20 [mm]		
$h_{r,1}$	161,5 [mm]		
$h_{r,2}$	61,5 [mm]		

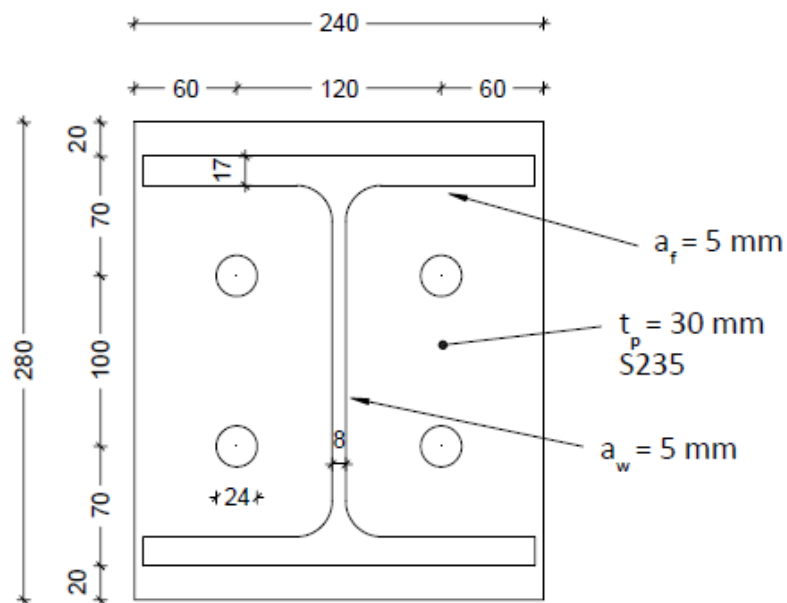


Bild 5.15 Skizze zur Anschlusskonfiguration des Beispiels 2)

Anschluss tragfähigkeit gemäß EC3 – „Die Komponentenmethode“

		Schraubenreihe einzeln		Schraubenreihen als Gruppe	
		r ₁	r ₂	r ₁₊₂	
effektive Länge Kreisform	$l_{eff,cp}$	31,00	31,00	37,50	[cm]
effektive Länge Trapezform	$l_{eff,nc}$	30,15	27,24	43,06	[cm]
effektive Länge Modus 1	$l_{eff,1}$	30,15	27,24	37,50	[cm]
effektive Länge Modus 2	$l_{eff,2}$	30,15	27,24	43,06	[cm]
Fließmoment der Platte					
Modus 1	$M_{pl,1,Rd}$	1594,11	1440,2	1982,9	[kNcm]
Modus 2	$M_{pl,2,Rd}$	1594,11	1440,2	2276,8	[kNcm]
Grenzzugkraft des T- Stummels bei					
Modus 1	$F_{T,1,Rd}$	1292,26	1167,5	1607,43	[kN]
Modus 2	$F_{T,2,Rd}$	570,51	542,35	974,31	[kN]
Modus 3	$F_{T,3,Rd}$	508,32	508,32	1016,64	[kN]
Modus 4	$F_{T,4,Rd}$	646,13	583,74	803,72	[kN]
Tragfähigkeit Stirnblech auf Zug	$F_{T,eff,Rd}$	508,32	508,32	974,314	[kN]
Tragfähigkeit Trägersteg auf Zug					
einer Schraubenreihe	$F_{t,wb,Rd}$	708,49	[kN]	mit $b_{eff,t,wb} = 30,15$ cm	
der Schraubengruppe	$F_{t,wb,Rd}$	881,29	[kN]	mit $b_{eff,t,wb} = 37,50$ cm	
Tragfähigkeit Trägerflansch auf Druck	$F_{t,wb,Rd}$	988,48	[kN]		
Anschluss tragfähigkeit auf Biegemoment	$M_{j,Rd}$	8209,37	[kNcm]		
		82,10	[kNm]	≅ 87,3% vom $M_{j,Rd} = 94,0$ kNm nach DAST	
Anschluss tragfähigkeit auf Normalkraft (Zug)	$N_{j,Rd}$	881,29	[kN]	Tragfähigkeit der Schraubengruppe	
Anschluss tragfähigkeit auf Normalkraft (Druck)	$N_{pl,Rd}$	2491,00	[kN]	plastische Normalkrafttragfähigkeit des Profils	

5.1.3 Grenzen der Komponentenmethode

Wie bereits in Kapitel 5.1 Absatz 2 erwähnt wird ein Anschluss aus seinen Grundkomponenten gebildet, die die Tragfähigkeit, die Rotationssteifigkeit und -kapazität der Verbindung definieren. Für die Bestimmung dieser Kenngrößen bei Anschlüssen mit I- und H-Querschnitten ordnet die EN 1993-1-8 [18] eine systematische, jedoch relativ aufwendige Vorgehensweise an. Falls eine vom Standardfall abweichende Anschlusskonfiguration nachgewiesen werden soll, können die angeführten Regeln und Formeln nicht „eins zu eins“ verwendet werden. In solchen Fällen werden individuelle ingenieurmäßige Modelle verlangt, wobei die folgenden Annahmen nach [18] Abschnitt 2.5 berücksichtigt und vor allem eingehalten werden müssen.

„Bei der Berechnung von Anschlüssen wird gefordert, eine wirklichkeitsnahe Schnittgrößenverteilung anzunehmen. Für die Verteilung der Kräfte und Momente müssen daher folgende Annahmen getroffen werden:

- a) die angenommene Verteilung der Kräfte und Momente steht im Gleichgewicht mit den im Anschluss angreifenden Schnittgrößen*
- b) jedes Element des Anschlusses kann die ihm zugewiesenen Kräfte und Momente übertragen*
- c) die Verformungen, welche durch diese Verteilung hervorgerufen werden, überschreiten nicht das Verformungsvermögen der Verbindungsmittel oder der Schweißnähte und der angeschlossenen Bauteile*
- d) die angenommene Verteilung der Kräfte und Momente muss den Steifigkeitsverhältnissen im Anschluss entsprechen*
- e) die Verformungen, die bei elastisch-plastischen Berechnungsmodellen aus Starrkörperverdrehungen und/oder Verformungen in der Tragwerksebene herrühren, sind physikalisch möglich*
- f) das verwendete Berechnungsmodell steht nicht im Widerspruch zu Versuchsergebnissen.“*

Des Weiteren ist anzumerken, dass die Bemessungsregeln der Komponentenmethode nach EN 1993-1-8 [18] für Anschlüsse gelten, die zum einen ausschließlich zwei Schrauben pro Schraubenreihe haben und zum anderen nur durch ein Biegemoment $M_{y,Ed}$ bei gleichzeitig wirkender Normalkraft bis zu 5% der plastischen Normalkrafttragfähigkeit des angeschlossenen Bauteils beansprucht werden. Bezüglich der Berechnung von Stirnplattenanschlüssen mit vier Schrauben in einer Schraubenreihe und für den Fall Biegung um die schwache Achse oder für Doppelbiegung enthält die Norm keine Angaben. Lediglich bezüglich der Verwendung von vier Schrauben in einer Schraubenreihe bietet der Kommentar zur Eurocode 3 in [19] Lösungsvorschläge mit Verweis auf Literaturquellen. ([7], [20]) In den Abschnitten 5.3.1.2 und 5.3.1.3 wird auf diese Angelegenheit noch näher eingegangen.

5.2 Anpassung der Nachweise an die (Art der) Belastung

Die zuvor erwähnten Beschränkungen bzw. Problemstellungen wurden schon anfangs erkannt und daher in diversen wissenschaftlichen Arbeiten ([17], [7]) untersucht. WAGENKNECHT behandelt diese beiden Angelegenheiten auch in [5], in dem er über Lösungsansätze schreibt und diese über durchgerechneten Beispielen für Anschlüsse mit bündigen und überstehenden Stirnplatten sowohl mit zwei als auch mit vier Schrauben je Reihe erläutert.

Bezüglich des Themas der allgemeinen Beanspruchung von Stirnplattenverbindungen mit zwei Schrauben pro Schraubenreihe wird nach [5] die folgende Unterscheidung getroffen: Bei einer Einwirkung aus reiner Normalkraft soll Gleichung (16), bei Normalkraft und gleichzeitiger Biegung um die starke Achse Gleichung (17) verwendet werden. Im Fall der Doppelbiegung und zugehöriger Normalkraft soll zusätzlich unterschieden werden, ob es sich um einen bündigen (doppelsymmetrisch) oder einen überstehenden (einfachsymmetrische) Stirnplattenanschluss handelt, siehe dazu Formeln (18) und (19). (vgl. Tabelle 5.10)

Tabelle 5.10 Nachweisführung bei unterschiedlichen Belastungen nach [5]

Bei Einwirkung aus	Nachweis	
Normalkraft	$\frac{N_{Ed}}{N_{j,Rd}} \leq 1,0$	(16)
Normalkraft + Biegung um y-Achse	$\frac{N_{Ed}}{N_{j,Rd}} + \frac{M_{y,Ed}}{M_{y,j,Rd}} \leq 1,0$	(17)
Normalkraft + zweiachsige Biegung doppelsymmetrischer Querschnitt	$\frac{N_{Ed}}{N_{j,Rd}} + \frac{M_{y,Ed}}{M_{y,j,Rd}} + \frac{M_{z,Ed}}{M_{z,j,Rd}} \leq 1,0$	(18)
Normalkraft + zweiachsige Biegung einfachsymmetrischer Querschnitt	$\frac{N_{f,N,Ed}}{N_{f,1+2,N,j,Rd}} + \frac{N_{f,M_y,Ed}}{N_{f,1+2,M_y,j,Rd}} + \frac{M_{f,M_z,Ed}}{M_{f,a+i,M_z,j,Rd}} \leq 1,0$	(19)

5.3 Berechnungsmodelle für Anschlüsse mit vier Schrauben in einer Schraubenreihe nach Stand der Wissenschaft

Da die sogenannten typisierten Verbindungen üblicherweise nicht nur mit zwei Schrauben in einer Reihe (IH1 und IH3) sondern ebenfalls mit vier Schrauben (IH2 und IH4) ausgeführt werden, besteht der Bedarf von Bemessungsmodellen für 4-reihige Verbindungen. (vgl. Bild 5.16) Nicht zuletzt aus diesem Umstand war bereits von Anfang an notwendig, die bekannten Modelle nach DASt, EC3 und SZS für Verbindungen mit vier Schrauben zu erweitern.

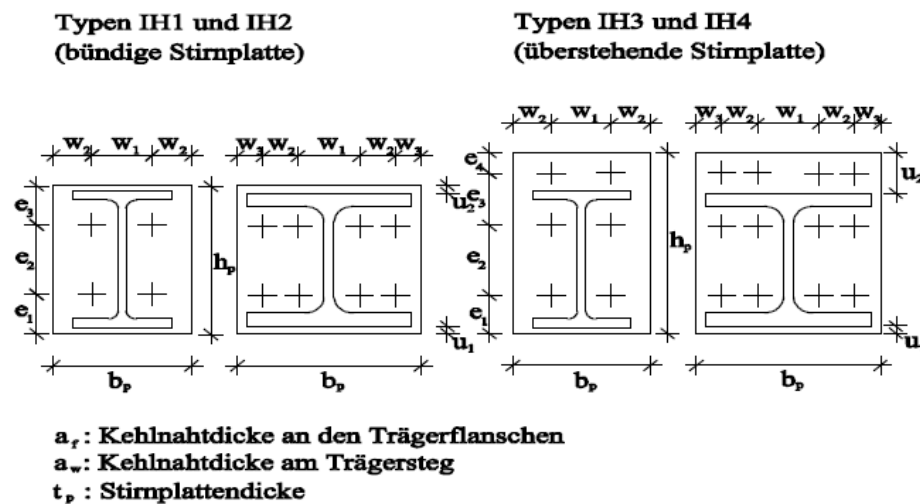


Bild 5.16 Standardgeometrien der typisierten Stirnplattenverbindungen aus [27]

Um den LeserInnen eine klare Übersicht über die bekannten Tabellenwerke zu geben, sollen diese inkl. deren Namen und inhaltliche Unterschiede an dieser Stelle im Groben erwähnt werden. Die beiden Tabellenwerke [24] und [25] verfolgen laut [7] das Modell der Komponentenmethode nach EN 1993-1-8 [18]. Deren Inhalte wurden in der letzten bzw. aktuellen Ausgabe [26] in Form einer Gesamtausgabe gebündelt. Mit der Komponentenmethode steht generell ein allgemein gültiges Bemessungskonzept für momententragfähige Stirnplattenverbindungen zur Verfügung, mit dem das Tragverhalten von 2-reihigen Stirnplattenverbindungen realitätsnah bestimmt werden kann. Eine Problemstellung ist jedoch, dass die Grundkomponenten der 2-reihigen Kopfplattenverbindungen (IH1 und IH3) nicht direkt auf 4-reihige Anschlusskonfigurationen (IH2 und IH4) übertragbar sind, weshalb derzeit eine Bemessung dieser gebräuchlichen Anschlusstypen auf Grundlage des Eurocode 3 nicht möglich ist.

Die beiden Ringbücher [27] und [28] verwenden laut [7] und [20] das DASt-Modell, bei dem das Tragverhalten des Kopfplattenanschlusses über vereinfachte Modelle eines T- und/oder L-Stummels bestimmt werden. Wie eingangs erwähnt ist dieses Modell an bestimmte Versuchsergebnissen kalibriert worden, was also bedeutet, dass die angegebenen Tragfähigkeiten ausschließlich für jenen Parameterbereich gültig sind, der durch die Versuche abgedeckt wurden. Bei Anwendung dieses Modells werden die Anschlüsse mit relativ dicken Kopfplatten ausgeführt, weshalb im Normalfall die Tragfähigkeit der Schrauben die Anschlusstragfähigkeit bestimmt. Zusätzlich werden zu den Anschlüssen zwischen Träger und Stütze weitere konstruktive Vorgaben reglementiert, bei deren Einhaltung kein expliziter Nachweis erbracht werden muss.

5.3.1 Erweiterungen der Komponentenmethode

Die chronologische Entwicklung der Komponentenmethode zu verfolgen fällt auf das Erste nicht unbedingt leicht, da dabei mehrere Autoren mit ihren Veröffentlichungen eine wesentliche Rolle spielen. Der erste Versuch bezüglich der Erweiterung der Komponentenmethode auf 4-reihigen Anschlusskonfigurationen wurde laut [20] von einem Ingenieurbüro aus Aachen im Rahmen eines DStV-Auftrages für die 2. Auflage der Typisierten Anschlüsse im Stahlhochbau [25] durchgeführt. Bei dem dabei entwickelten Ansatz wird eine gedankliche Trennung des Kopfplattenanschlusses in innere und äußere Bereiche vorgesehen, wodurch zwischen dem bereits bekannten T- und dem neuen L-Stummel unterschieden wird. Für die ausführliche Beschreibung dieses Modells dient der Abschnitt 5.3.1.1.

5.3.1.1 Unveröffentlichtes Modell auf Grundlage der Komponentenmethode

Da die in [24] vorgestellte Komponentenmethode grundsätzlich für die Bemessung von Stirnplattenverbindungen mit zwei Schrauben pro Schraubenreihe angewendet werden kann, war die Erweiterung auf ein Bemessungsmodell für 4-reihige Anschlüsse erforderlich. Dieses von WEYNAND et al entwickelte Modell in [25] wurde von SÄNGER in seiner Diplomarbeit [17] zusammengefasst. SCHMIDT verwendet die bis dahin gesammelten Erkenntnisse und hält in seiner Dissertation [7] im Jahre 2008 diesbezüglich fest, dass für die Entwicklung dieses Modells nicht genügend Versuchsergebnisse zur Überprüfung bzw. Verifikation vorhanden waren und daher ein eher konservatives Modell gewählt wurde, bei dem die 4-reihige Verbindung in innere und äußere Bereiche getrennt werden. (vgl. Bild 5.17)

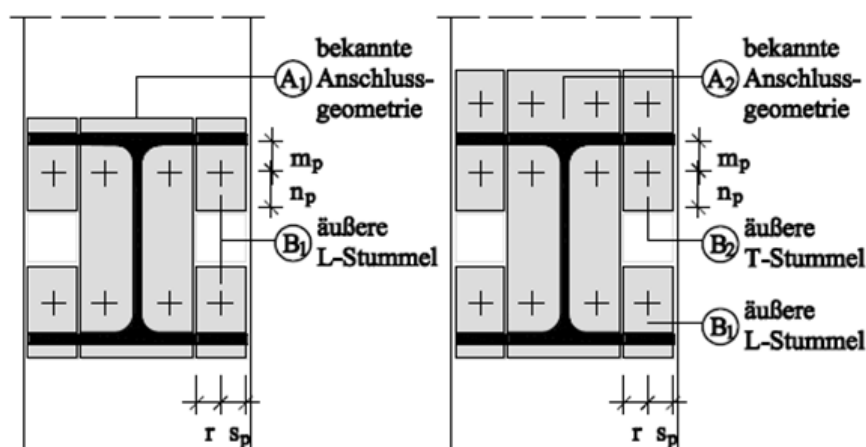


Bild 5.17 Fiktives Modell zu den Anschlusskonfigurationen IH2 und IH4 nach [7]

Zur Erläuterung der zuvor erwähnten Problematik wird im Folgenden aus [7] zitiert: „Die inneren Bereiche A1 und A2 besitzen die gleichen Randbedingungen wie die Anschlusskonfigurationen IH1 bzw. IH3, so dass die Tragfähigkeit der inneren Bereiche mit der in EC3-1-8 geregelten Komponentenmethode erfasst werden kann [...]. Der äußere Bereich B2 kann durch das bekannte T-Stummel Modell [...] unter Verwendung der [...] dargestellten effektiven Längen abgebildet werden.“ (vgl. Tabelle 5.11) „Der äußere Bereich B1 der Kopfplatte stellt im Vergleich zum T-Stummel ein unsymmetrisches statisches System dar. Analog zum T-Stummel Modell kann jedoch das Tragverhalten der äußeren Bereiche B1 durch ein L-Stummel Modell, welches in EC3-1-8 nicht geregelt ist, beschrieben werden. Diese Modellvorstellung lässt aufgrund der gleichen geometrischen Abmessungen auch die gleichen effektiven Längen wie beim außenliegenden T-

Stummel (Bereich B_2) zu. Bei Stützen-Riegel-Verbindungen kann aufgrund der theoretischen Trennung in innere und äußere unabhängige Bereiche nicht auf den Einsatz von stützenseitigen Steifen verzichtet werden. Es ist notwendigerweise über die Anordnung von Steifen sicherzustellen, dass die für die äußeren Bereiche B_1 und B_2 zugrunde gelegte Modellvorstellung auch stützenseitig zutrifft.

Tabelle 5.11 Darstellung der effektiven Längen für den T-Stummel (B_2) und für den L-Stummel (B_1) gemäß [7]

Lage	äußerer T-Stummel Bereich B_2		äußerer L-Stummel Bereich B_1	
	$l_{eff,cp}$	$l_{eff,nc}$	$l_{eff,cp}$	$l_{eff,nc}$
Schraubenreihe A) oberhalb des Zuggurtes B) unterhalb des Zuggurtes	$2 \cdot \pi \cdot m_p$	$4 \cdot m_p + 1,25 \cdot n_p$	$2 \cdot \pi \cdot m_p$	$4 \cdot m_p + 1,25 \cdot n_p$
	$\pi \cdot m + 2r$	$r + s_p$	$\pi \cdot m + 2r$	$r + s_p$
	$\pi \cdot m + 2r$	$2 \cdot m_p + 0,625 \cdot n_p + r$	$\pi \cdot m + 2r$	$2 \cdot m_p + 0,625 \cdot n_p + r$
		$2 \cdot m_p + 0,625 \cdot n_p + s_p$		$2 \cdot m_p + 0,625 \cdot n_p + s_p$

Aufgrund der fehlenden Symmetrie des statischen Systems ist die Ausbildung von Fließgelenken, abhängig von der Plattendicke, sowohl in der Kopfplatte als auch im Trägerflansch möglich. Dies wird durch zwei zusätzliche Modi (Mode 4 und Mode 5) erfasst.“ (vgl. Bild 5.18)

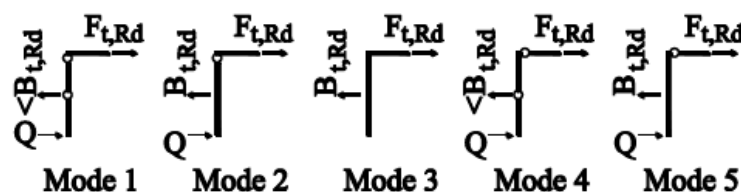


Bild 5.18 Mögliche Versagensmodi des unsymmetrischen L-Stummelmodells nach [7]

Die Tragfähigkeiten und die Steifigkeit eines L-Stummels können über die Formeln in [7] auf Seite 35ff ermittelt werden.

„Mit der Kenntnis der Grenztragfähigkeiten des inneren und der äußeren Bereiche sowie der zugehörigen Steifigkeiten, kann jeder Bereich durch eine Federkennlinie beschrieben werden. Das Verformungsverhalten (duktil bzw. nicht duktil) bei Erreichen der Grenztragfähigkeit wird durch die maßgebende Versagensart bestimmt. Die innere Feder (T-Stummel) wird bei der Fallunterscheidung auf Grund der Aussteifung durch Träger- bzw. Stützensteg und Trägergurt bzw. Steife im Vergleich mit der äußeren Feder als steifer angenommen. Durch diese Voraussetzung wird der Umfang der möglichen Fallunterscheidungen deutlich reduziert. Können für beide Bereiche die maßgebenden Versagensarten als duktil eingestuft werden, so ist keine weitere Fallunterscheidung notwendig, und die beiden Grenztragfähigkeiten können aufsummiert werden. Wird das Tragverhalten eines Bereichs als nicht duktil eingestuft, so ist bei der Bestimmung der Grenztragfähigkeit der gesamten Schraubenreihe sicherzustellen, dass sich die zur Grenztragfähigkeit $F_{t,Rd}$ korrespondierenden Dehnungen einstellen können.“

Die Gesamtsteifigkeit der Anschlusskonfiguration wird analog zu dem Federmodell im EC3-1-8 bestimmt. [...] Es sind hierbei zwei effektive Steifigkeiten, eine für den inneren Bereich (Platte bzw. Stützenflansch, Schrauben und Platte) und eine für den äußeren Bereich (Platte bzw. Stützenflansch, Schrauben und Platte) zu bestimmen. Die effektive Steifigkeit jeder Schraubenreihe wird durch das Parallelschalten der inneren und äußeren effektiven Steifigkeit und bei Stützen-Riegel Verbindungen zusätzlich durch die Addition der Steifigkeit des Stützensteges auf Zug ermittelt.“ (vgl. Bild 5.19). Die weitere Vorgehensweise zur Bestimmung der Anfangssteifigkeit $S_{j,ini}$ entspricht der in EN 1993-1-8 geregelten Vorgehensweise.

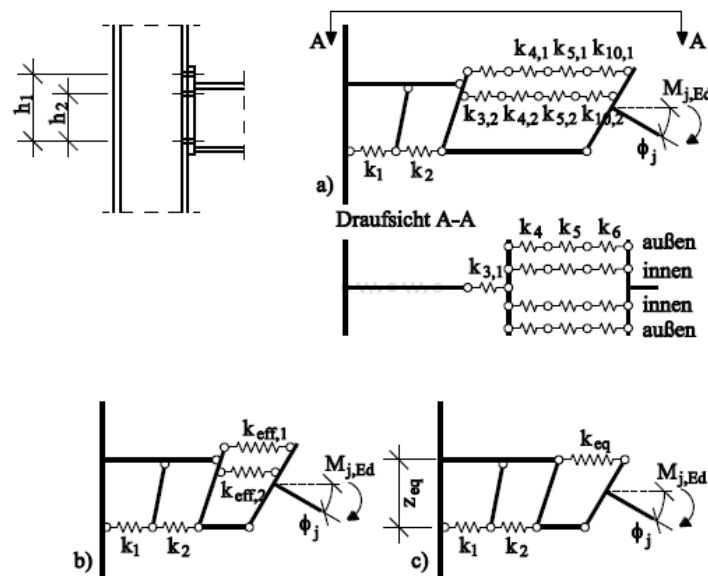


Bild 5.19 Feder der Grundkomponenten bei 4-reihigen Anschlusskonfigurationen gemäß [7]

Durch die Trennung der Stirnplatte in unabhängige Bereiche wird die vorhandene Tragfähigkeit von 4-reihigen Anschlussgeometrien deutlich unterschätzt. Aufgrund der komplexen Vorgehensweise und den Tragfähigkeitseinbußen kann dieses Bemessungskonzept als wenig wirtschaftlich eingestuft werden.“

Auf Grund der zuvor erwähnten Problematik der Unwirtschaftlichkeit wird sowohl in [7] und in [20] als Ziel gesetzt, das in der EN1993-1-8 [18] geregelte Bemessungsmodell (Komponentenmethode) für 2-reihige Stirnplattenverbindungen um die wirtschaftliche Anwendung 4-reihiger Anschlusskonfigurationen zu erweitern. Die diesbezüglich geführten Untersuchungen und dabei getroffenen Vorkehrungen sollen in den nächsten Kapiteln wiedergegeben werden.

5.3.1.2 Modell nach SCHMIDT aus [7]

Für die Entwicklung eines wirtschaftlichen Bemessungsmodells schlägt SCHMIDT in [7] eine Vorgehensweise nach folgenden Punkten vor:

- Untersuchung der Komponenten der biegebeanspruchten Bauteile (Kopfplatte und Stützenflansch), die mit dem sogenannten T-Stummel auf Grundlage der Komponentenmethode abgebildet werden.
- Überarbeitung der Modelle zur Bestimmung der Steifigkeit im Hinblick auf die Anwendung von 4-reihigen Anschlusskonfigurationen
- Auswertung und Aufbereitung der Ergebnisse einer Pilotstudie (Lehrstuhl für Stahlbau, Universität Dortmund) um eine Vergleichbarkeit der vorhandenen sowie des in dieser Arbeit entwickelten Bemessungsmodells zu ermöglichen
- Kalibrierung eines FE-Modells anhand der vorhandenen Lastverformungskurven sowie der gemessenen Schraubendehnungen aus der Pilotstudie, um eine Parameterstudie durchführen zu können, mit der das entwickelte Bemessungsmodell verifiziert werden kann.
- Erweiterung der für 2-reihige Anschlusskonfigurationen vorhandenen Fließlinienlängen der Fließmuster und Fließkegel auf eine 4-reihige Anwendung.

SCHMIDT verwendet für die Entwicklung seines mechanischen Modells Erkenntnisse und Schlussfolgerungen aus seiner Parameterstudie und aus der Analyse der unterschiedlichen aktuellen Bemessungsmodelle, die gezeigt haben, dass

- eine gedankliche Trennung zwischen innerem und äußerem Bereich (wie bei der Modellannahme nach Kap. 5.3.1.1) zu deutlich konservativen Ergebnissen führt
- sich die Beanspruchung von der inneren Schraube zur äußeren Schraube umlagert
- die inneren Schrauben trotz des sprödem Tragverhalten ein minimales Verformungsvermögen aufweisen kann, das zu einem wahrnehmbaren Anstieg der Beanspruchung in der äußeren Schraube führt.

Daraus argumentiert SCHMIDT, dass bei der Entwicklung des Bemessungsmodells die gegenseitige Beeinflussung des inneren und äußeren Bereichs (im Gegensatz zur Trennung der beiden Bereiche nach Kap. 5.3.1.1) zu berücksichtigen ist. Zu dieser Angelegenheit muss der Einfluss der Plattendicke sowie die Aussteifung (Steife oder Trägerflansch) auf die Verteilung der Schraubenkraft in Steg- und in Flanschrichtung realistisch erfasst werden. Dabei ist ebenfalls zu berücksichtigen, dass die Anschlusskomponente „innere Schraube“ trotz ihres spröden Tragverhaltens ein zur Kraftumlagerung erforderliches Verformungsvermögen aufweist. Die Verteilung der Schraubenbeanspruchung in Abhängigkeit des Belastungszustandes wurde im selben Literatur [7] ebenfalls ausführlich beschrieben.

Im Folgenden werden die von SCHMIDT aufgestellten Formeln für die Ermittlung der Tragfähigkeit eines T-Stummels mit vier Schrauben in einer Schraubenreihe zusammengefasst.

Versagensmodus 1

Bei der Ermittlung der Grenztragfähigkeit des Versagensmechanismus 1 ist vor allem für die äußere Schraube eine getrennte Betrachtung der Lastabtragungsrichtungen und somit eine Gewichtung der effektiven Fließlinienlänge erforderlich. Zur Berücksichtigung der Steifigkeitsverteilung in der Platte schlägt SCHMIDT das in Bild 5.20 dargestellte Stabmodell vor.

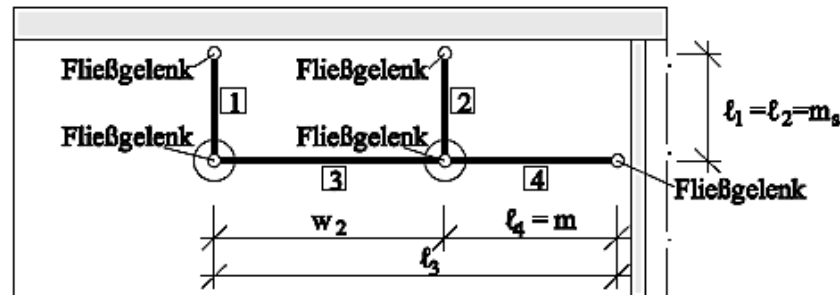


Bild 5.20 Stabmodell zur Verteilung der Beanspruchung auf die vorhandenen Schrauben

Im nächsten Schritt erfolgt die Aufteilung der maßgebenden effektiven Länge nach der Biegesteifigkeit der jeweiligen Stäbe 1-4 auf den Flansch und den Steg. Die Biegesteifigkeit K_i wird über die Annahme eines 1mm breiten Stabes mit der Länge l_i nach Formel (20) ermittelt.

$$K_i = \frac{E \cdot t_p^3}{12 \cdot l_i^3} \quad (20)$$

Dabei sind:

E	E-Modul vom Stahl mit 210.000 N/mm ²
t_p	Stärke der Stirnplatte in [mm]
l_i	Länge des Ersatzstabes in [mm] gemäß Bild 5.20

Die Verteilungsgrößen ρ_F (Flanschanteil) und ρ_S (Steganteil) werden mit den Formeln (21) und (22) berechnet.

$$\rho_F = \frac{K_1 + K_2}{\sum K_i} \quad (21)$$

$$\rho_S = \frac{K_3 + K_4}{\sum K_i} \quad (22)$$

Durch Multiplikation der beiden Verteilungsgrößen mit der maßgebenden wirksamen Länge kann eine Verteilung dieser effektiven Länge auf den Flansch (mit Index F) und den Steg (mit Index S) berücksichtigt werden.

$$l_{eff,1,F} = \rho_F \cdot l_{eff,1} \quad (23)$$

$$l_{eff,1,S} = \rho_S \cdot l_{eff,1} \quad (24)$$

Dabei ist: $l_{eff,1}$ die wirksame Länge des T-Stummels für Modus 1 in [mm]

Die Formeln (23) und (24) werden bei der Bestimmung der Grenztragfähigkeit einer innerhalb des Trägerprofils und im Zugbereich liegenden Schraubenreihe $F_{t,i,Rd}$ verwendet, um die mitwirkenden Anteile des Flansches sowie des Steges zu berücksichtigen. (sowohl bei IH2 als auch bei IH4 Anschlussformen) Für diese gilt das T-Stummel Modell gemäß Bild 5.21 aus [7].

$$F_{t,i,Rd} = F_{t,i,F,Rd} + F_{t,i,S,Rd} \quad (25)$$

$$F_{t,i,F,Rd} = \frac{4 m_{pl,Platte,d} \cdot \rho_F \cdot l_{eff,1}}{m_s} \quad (26)$$

$$F_{t,i,S,Rd} = \frac{4 m_{pl,Platte,d} \cdot \rho_S \cdot l_{eff,1}}{m} \quad (27)$$

Die Grenztragfähigkeit der Schraubenreihe außerhalb des Trägerprofils im Zugbereich, d.h. die Schraubenreihe im Bereich des Stirnplattenüberstandes, kann dank der kontinuierlichen Lagerung der Schrauben analog zu der Vorgehensweise nach EN 1993-1-8 [18] berechnet werden, ohne eine Reduktion des Hebelarmes.

$$F_{t,i,F,Rd}^* = \frac{4 m_{pl,Platte,d} \cdot l_{eff,1}}{m_x} \quad (28)$$

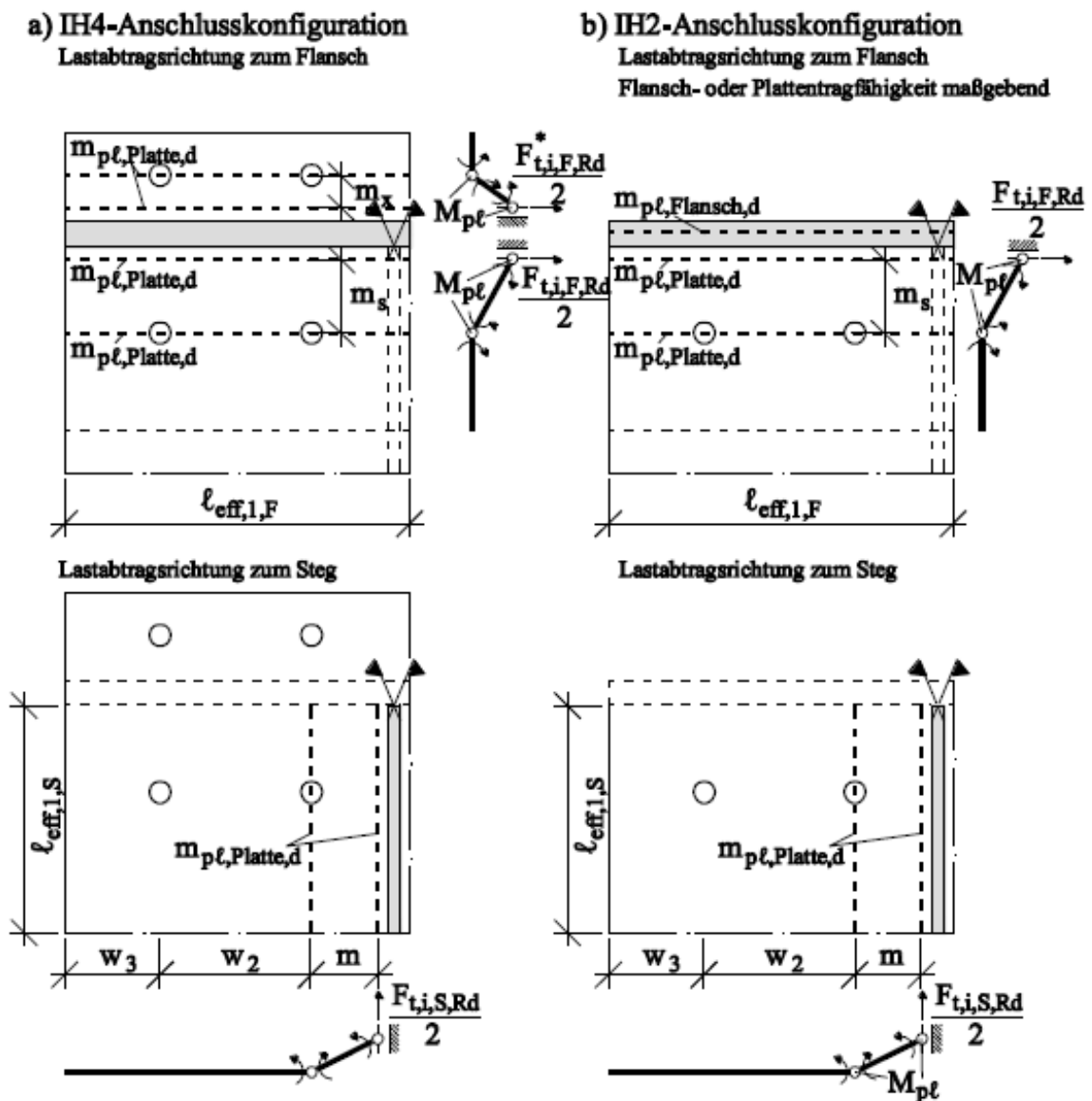


Bild 5.21 Gewichtete Tragfähigkeitsanteile von IH2- und IH4-Anschlussformen für Modus 1 gemäß [7]

Bezüglich des Anschlusstyps IH2 sollte noch ergänzt werden, dass der Anteil aus dem Flansch $F_{t,i,F,Rd}$ auf den Wert nach Gleichung (29) zu begrenzen ist.

$$F_{t,i,F,Rd} < \frac{2 (m_{pl,Platte,d} + m_{pl,Flansch,d}) \cdot \rho_F \cdot l_{eff,1}}{m_s} \quad (29)$$

In [7] Abschnitt 4.2.3 wird zur Bestimmung der Beanspruchbarkeit des T-Stummels im Modus 1 zusätzlich eine Alternative vorgeschlagen, da beim zuvor beschriebenen Modell der positive Einfluss der Teileinspannung der Kopfplatte am Schraubenkopf bzw. Schraubenmutter und die damit verbundene Reduktion des Hebelarms nicht berücksichtigt wird. SCHMIDT verwendet dazu das von JASPART [33] entwickelte Bemessungskonzept, bei dem eine realistische Kraftverteilung unterhalb des Schraubenkopfes angenommen wird, und erweitert die Methode sowohl für den T- als auch für den L-Stummel, um eine wirtschaftlichere Berechnung der Grenztragfähigkeiten zu ermöglichen. (Bild 5.23 und Bild 5.22) Die detaillierte Herleitung der Formeln (30) und (31) können aus [7] entnommen werden.

für den T-Stummel

$$F_{t,i,Alt,Rd} = \frac{M_{pl} \cdot \left(4 - \frac{1}{n} \cdot \left(\frac{d_l}{4} + \frac{s+e}{8} \right) \right)}{m - \frac{(m+n) \cdot \left(\frac{d_l}{4} + \frac{s+e}{8} \right)}{2n}} \quad (30)$$

für den L-Stummel

$$F_{t,i,Alt,Rd} = \frac{M_{pl,1,d} + M_{pl,2,d} - \frac{M_{pl,1,d}}{2n_s} \cdot \left(\frac{d_l}{4} + \frac{e+s}{8} \right)}{m_s \cdot \left(1 - \frac{(m_s + n_s) \cdot \left(\frac{d_l}{4} + \frac{e+s}{8} \right)}{2n_s m_s} \right)} \quad (31)$$

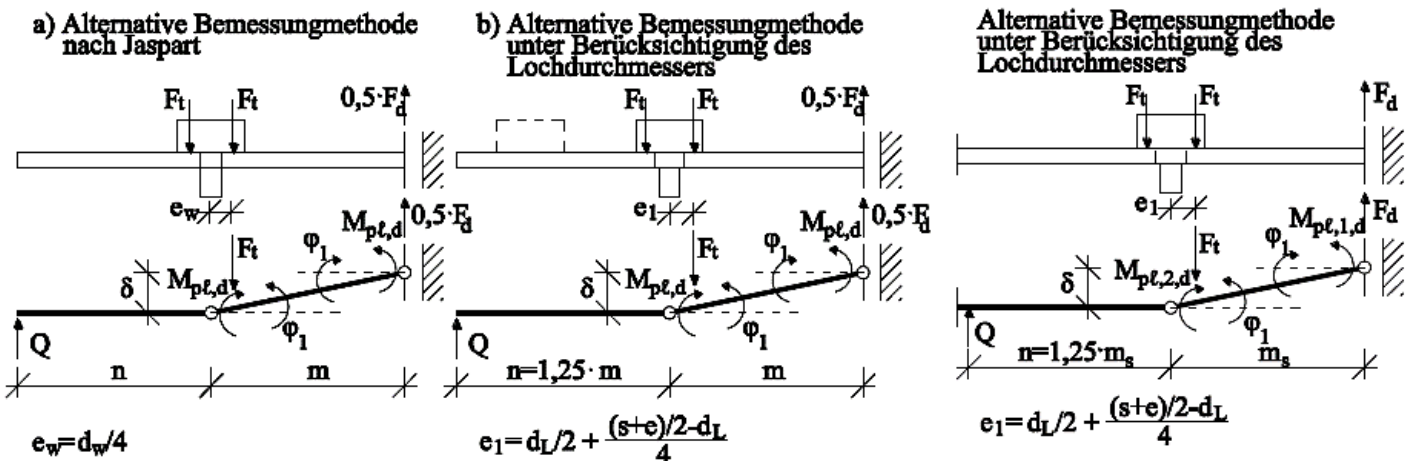


Bild 5.23 Alternative Bemessungsmethode nach Jaspert [33] für den T-Stummel aus [7]

Bild 5.22 Alternative Bemessungsmethode für den L-Stummel aus [7]

Versagensmodus 2

Beim Modus 2 wird das kombinierte Versagen der Platte und Schrauben berücksichtigt, bei dem davon ausgegangen wird, dass sich ein plastisches Momentengelenk in der Platte ausbildet, noch bevor die innere Schraube vollständig versagt. SCHMIDT hält in [7] Abschnitt 4.4 folgendes fest:

„In diesem Grenzzustand treten bei 4-reihigen Anschlusskonfigurationen aufgrund der lastverteilenden Wirkung des Flansches bereits große Zugkräfte auch in den äußeren Schrauben auf. Die Schraubenkraftverteilung von innerer zu äußerer Schraube bei einer kombinierten Versagensform kann durch den auf 4 Schrauben erweiterten T-Stummel jedoch nicht ohne Modifikationen abgebildet werden, da das T-Stummel-Modell einen Lastabtrag in Flanschrichtung nur unzureichend berücksichtigt.

[...] Insgesamt kann hierdurch gezeigt werden, dass ein kombinierter Versagenszustand von 4-reihigen Anschlüssen mit dem ursprünglichen im EC3-1-8 geregelten T-Stummel-Modell nicht abgebildet werden kann. Dieser Umstand wird umso deutlicher, desto geringer die Plattendicke ist, da hierbei die plastische Momententragfähigkeit der Platte verringert und somit bereits eher Beanspruchungen durch die Platte in die Schrauben weitergeleitet wird. Der negative Effekt einer fehlenden lastverteilenden Wirkung des Flansches wird damit verstärkt.“

Um eine wirklichkeitsnahe Verteilung der Schraubenkräfte berücksichtigen zu können werden daher in [7] zwei Ansätze näher untersucht. Letztlich hat sich der zweite, der Ansatz der gewichteten Lastverteilung auf Steg und Flansch, als vielversprechend bzw. verwendbar herauskristallisiert. Zudem wird erneut aus [7] Abschnitt 4.4.2 zitiert:

„Durch den zweiten Ansatz soll über die Berücksichtigung der vorhandenen Schraubensteifigkeiten mit Hilfe von Dehnfedern eine realistische Schraubenkraftverteilung innerhalb der Schraubenreihe abgebildet werden. Analog zur Vorgehensweise für den Versagensmode 1 [...] kann zusätzlich eine Betrachtung der verschiedenen Lastabtragsrichtungen [...] berücksichtigt werden, damit alle das Tragverhalten beeinflussenden Größen implementiert sind. Die zum Versagen führende innere Schraubenkraft setzt sich demnach aus zwei Anteilen zusammen: Beanspruchung durch den Trägerflansch und den Trägersteg. Die zugehörige äußere Schraubenkraft kann ebenfalls aus diesen beiden Anteilen zusammengesetzt werden.

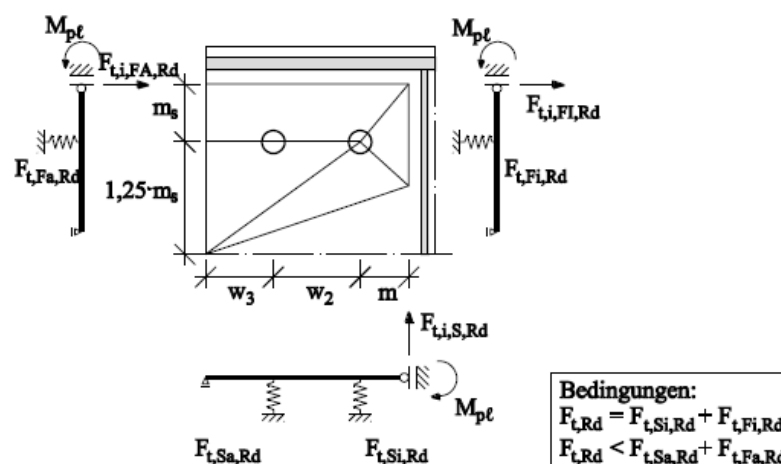


Bild 5.24 Modellvorschlag von SCHMIDT zur Berechnung der Grenztragfähigkeit einer aussteiften Schraubenreihe mit 4 Schrauben in einer Reihe für den Modus 2 gemäß [7]

Bei der Ermittlung der Einzeltragfähigkeitsanteile gilt es zu berücksichtigen, dass neben den Fließgelenken in der Platte auch die Grenzzugkraft der inneren Schraube erreicht wird. Diese Randbedingung kann jedoch aufgrund der getrennten Betrachtung der Lastabtragsrichtungen bei der inneren Schraube nicht erfüllt werden. [...]

Daraus lässt sich ableiten, dass diese Vorgehensweise unter der Gewichtung der Fließlinienlänge [...] und gleichzeitiger Berücksichtigung der unterschiedlichen Lastabtragsrichtungen kein realistisches Bemessungsmodell für das kombinierte Versagen darstellt. Folglich dürfen Steg und Flanschrichtung für die innere Schraube nicht entkoppelt betrachtet werden, wie es bei 2-reihigen Anschlüssen gemäß EC3-1-8 der Fall ist.“

Nach diesen Erkenntnissen schlägt SCHMIDT die konservative Annahme vor, dass der Einfluss des Steges auf die äußeren Schrauben vernachlässigt werden sollen und, dass für die innerhalb des Trägerprofils liegende Schraubenreihe eine Trennung zwischen innerem und äußerem Bereich vorgesehen werden soll. (vgl. Bild 5.25).

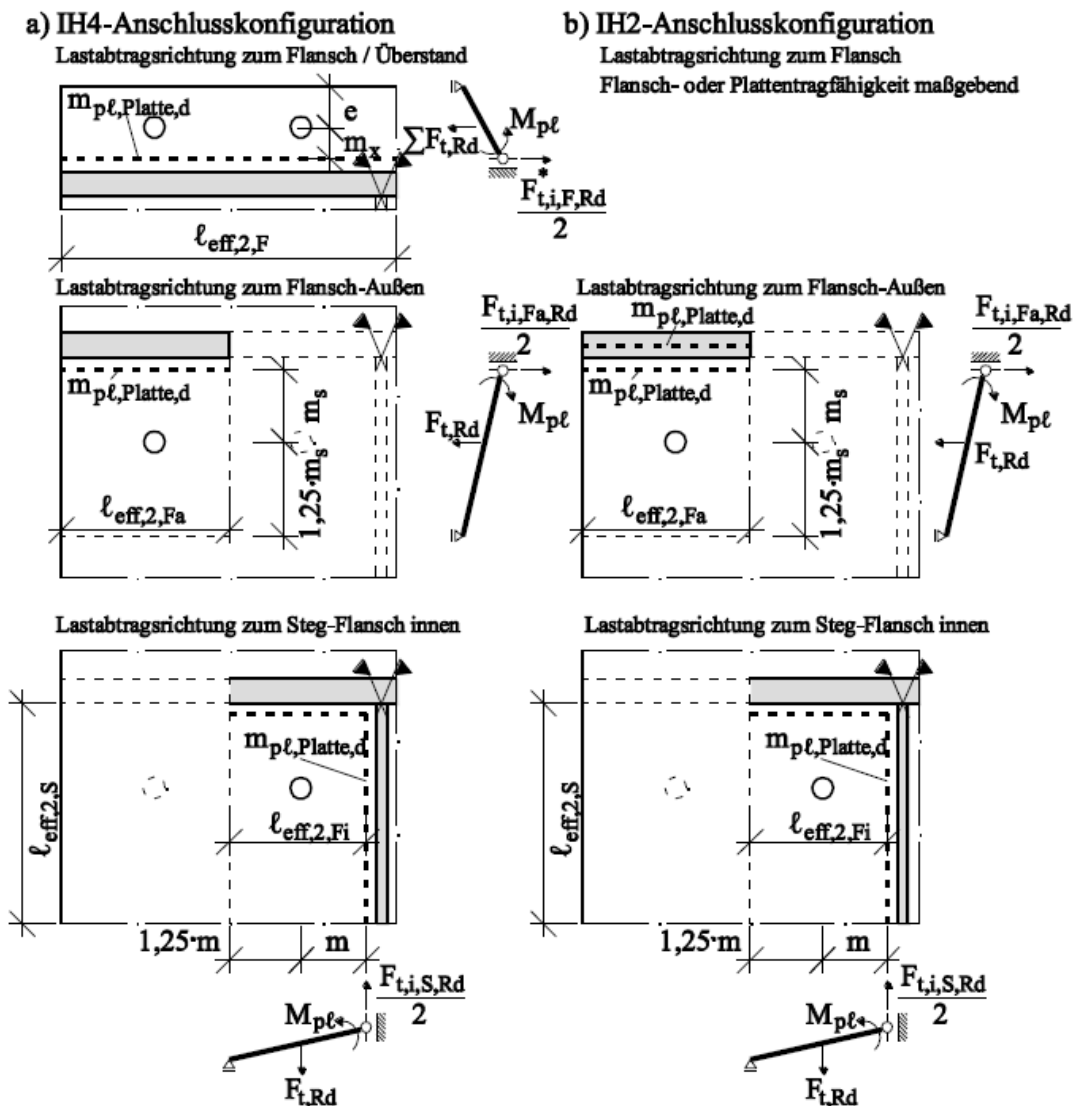


Bild 5.25 Gewichtete Tragfähigkeitsanteile von IH2- und IH4-Anschlussformen für Modus 2 gemäß [7]

Beim Anschlussstyp IH4 errechnet sich die Beanspruchbarkeit der innerhalb des Trägerprofils liegenden Schraubenreihe durch

$$F_{t,i,Rd} = F_{t,i,Fa,Rd} + F_{t,i,S,Rd} \quad (32)$$

Dabei steht $F_{t,i,Fa,Rd}$ für den Tragfähigkeitsanteil im **äußeren Bereich** (= außenliegende Schraube)

$$F_{t,i,Fa,Rd} = \frac{2 m_{pl,Platte,d} \cdot l_{eff,2,Fa} + 2 F_{t,Rd} \cdot 1,25 m_s}{m_s + 1,25 m_s} \quad (33)$$

mit
$$l_{eff,2,Fa} = l_{eff,2,F} \cdot (1 - \rho_{Fi})$$

und $F_{t,i,S,Rd}$ für den Tragfähigkeitsanteil im **inneren Bereich** der Stirnplatte (analog zum T-Stummel)

$$F_{t,i,S,Rd} = \frac{2 m_{pl,Platte,d} \cdot (l_{eff,2,Fi} + l_{eff,2,S}) + 2 F_{t,Rd} \cdot 1,25 m_s}{m + 1,25 m} \quad (34)$$

mit
$$l_{eff,2,Fi} = l_{eff,2,F} \cdot \rho_{Fi}$$

Dabei ist
$$\rho_{Fi} = \frac{w_1 + w_2}{b_p}$$

Anbei zugehörige Anmerkungen aus [7]:

bzgl. $F_{t,i,Fa,Rd}$ „Hierbei wird die Lage der Abstützkraft Q [...] mit $n_s = 1,25 \cdot m_s$ angenommen.“

bzgl. $F_{t,i,S,Rd}$ „Dabei erhält die innere Schraube die Zugbeanspruchung gemäß der Gewichtung der Fließlinie aus Steg und Flansch. Dabei wird das zugrunde liegende Modell entsprechend dem EC3-1-8 zum Steg ausgerichtet. Somit bleibt der positive Einfluss eines reduzierten Abstandes zum Trägerflansch unberücksichtigt.“

Die Beanspruchbarkeit der überstehende Schraubenreihe berechnet sich über die Formel

$$F_{t,i,F,Rd}^* = \frac{2 m_{pl,Platte,d} \cdot l_{eff,2} + 4 F_{t,Rd} \cdot e}{m_x + e} \quad (35)$$

Dabei ist
$$e = e_x \text{ und } e < 1,25 m_x$$

Bei einer bündigen Anschlussform IH2 ist im Rahmen der Ermittlung des Tragfähigkeitsanteils bei $F_{t,i,Fa,Rd}$ zu berücksichtigen, dass das angenommene plastische Momentengelenk sich im schwächeren bzw. dünneren der beiden Bauteile, Platte oder Trägerflansch, ausbildet. Der Anteil für den inneren Bereich $F_{t,i,S,Rd}$ bleibt unverändert. Die Grenztagfähigkeit ergibt sich somit aus:

$$F_{t,i,Rd} = F_{t,i,Fa,Rd} + F_{t,i,S,Rd} \quad (36)$$

mit
$$F_{t,i,Fa,Rd} = \frac{2 m_{pl,d}^* \cdot l_{eff,2,Fa} + 2 F_{t,Rd} \cdot 1,25 m_s}{m_s + 1,25 m_s} \quad (37)$$

$$m_{pl,d}^* = \min \left\{ \begin{array}{l} m_{pl,Platte,d} \\ m_{pl,Flansch,d} \end{array} \right.$$

und mit
$$F_{t,i,S,Rd} = \frac{2 m_{pl,Platte,d} \cdot (l_{eff,2,Fi} + l_{eff,2,S}) + 2 F_{t,Rd} \cdot 1,25 m_s}{m + 1,25 m} \quad (38)$$

Versagensmodus 3

Für den Fall des reinen Schraubenversagens kann die Beanspruchbarkeit über die Grenzzugtragfähigkeit der Schrauben zuverlässig ermittelt werden. Diese Versagensart tritt grundsätzlich wegen der gleichmäßigen Verteilung der Schraubenkräfte bei Platten mit großer Dicke auf.

$$F_{t,l,Rd} = 4 \cdot F_{t,Rd} \quad (39)$$

$F_{t,Rd}$... Grenzzugtragfähigkeit der Schraube nach EC3

Ermittlung der zugehörigen effektiven Längen

Für die Berechnung der zuvor beschriebenen Tragfähigkeiten sollten die Fließmusterlängen laut [7] gemäß Tabelle 5.12 und Tabelle 5.13 bestimmt werden.

Tabelle 5.12 Effektive Längen der Fließlinien für eine innere ausgesteifte Schraubenreihe bei IH2- und IH4-Anschlussgeometrien

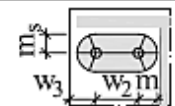


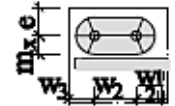
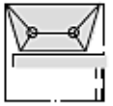
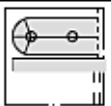
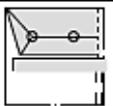
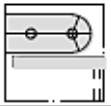
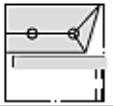
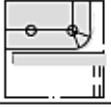

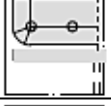
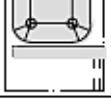
Fließkegel		$\ell_{eff,k}$	Fließmuster		$\ell_{eff,m1}$
1		$2 \cdot \pi \cdot m + 2 \cdot w_2$	1		vgl. Gl. (4.27) oder $\alpha \cdot m$
2		$\pi \cdot m + 2 \cdot (w_2 + w_3)$			

Tabelle 5.13 Effektive Längen der Fließlinien für eine überstehende Schraubenreihe bei IH4-Anschlussgeometrien

Fließkegel		$\ell_{eff,k}$	Fließmuster		$\ell_{eff,m1}$
1		$2 \cdot \pi \cdot m_x + 2 \cdot w_2$	1		$4 \cdot m_x + 1,25 \cdot e + w_2$
2		$\pi \cdot m_x + 2 \cdot (w_2 + w_1 \cdot 0,5)$	2		$2 \cdot m_x + 0,625 \cdot e + w_2 + 0,5 \cdot w_1$
3		$\pi \cdot m_x + 2 \cdot (w_2 + w_3)$	3		$2 \cdot m_x + 0,625 \cdot e + w_2 + w_3$
4		$0,5 \cdot \pi \cdot m_x + w_2 + w_3 + e$	4		$b_p/2 < b_p/2 + \sqrt{2 \cdot 0,8 \cdot a_f}$
5		$0,5 \cdot \pi \cdot m_x + w_2 + w_1 \cdot 0,5 + e$			
6		$\pi \cdot m_x + w_2 + 2 \cdot e$			

Ein Berechnungsbeispiel mit dem Modell nach SCHMIDT kann aus dem Anhang in [7] entnommen werden.

5.3.1.3 Vom Kommentar zur EC3 vorgeschlagenes Modell auf Grundlage der Komponentenmethode

Ziel des DAST-Forschungsvorhabens in [20] war die Entwicklung eines durch Versuche bestätigten Bemessungsmodells für 4-reihige Anschlusskonfigurationen auf Grundlage der Komponentenmethode nach EN 1993-1-8 [18], mit dem eine wirklichkeitsnahe Ermittlung der Anschluss Tragfähigkeit von Stirnplattenverbindungen mit vier Schrauben in einer horizontalen Schraubenreihe ermöglicht und zu einer wirtschaftlicheren Verwendung im Stahlbau beigetragen wird. Als Resultat wurde demnach eine Erweiterung des Modells des Eurocodes vorgeschlagen. Ein weiterer Gedanke bei diesem Vorhaben war, dass dieses Modell in einem nächsten Schritt auch auf internationaler Ebene vorgestellt bzw. diskutiert wird, um bei der nächsten Revision des Eurocode 3 auch Eingang in die dort angegebenen Regeln zu finden.

Prinzipiell wurde hierfür das T-Stummel Modell auf eine Geometrie mit vier Schrauben in einer Schraubenreihe adaptiert, in dem die Formeln aus Tabelle 5.6 inkl. der wirksamen Längen „geringfügig“ abgeändert wurden. Die relevanten Versagensmodi für das erweiterte Modell des T-Stücks sind in Bild 5.26 abgebildet.

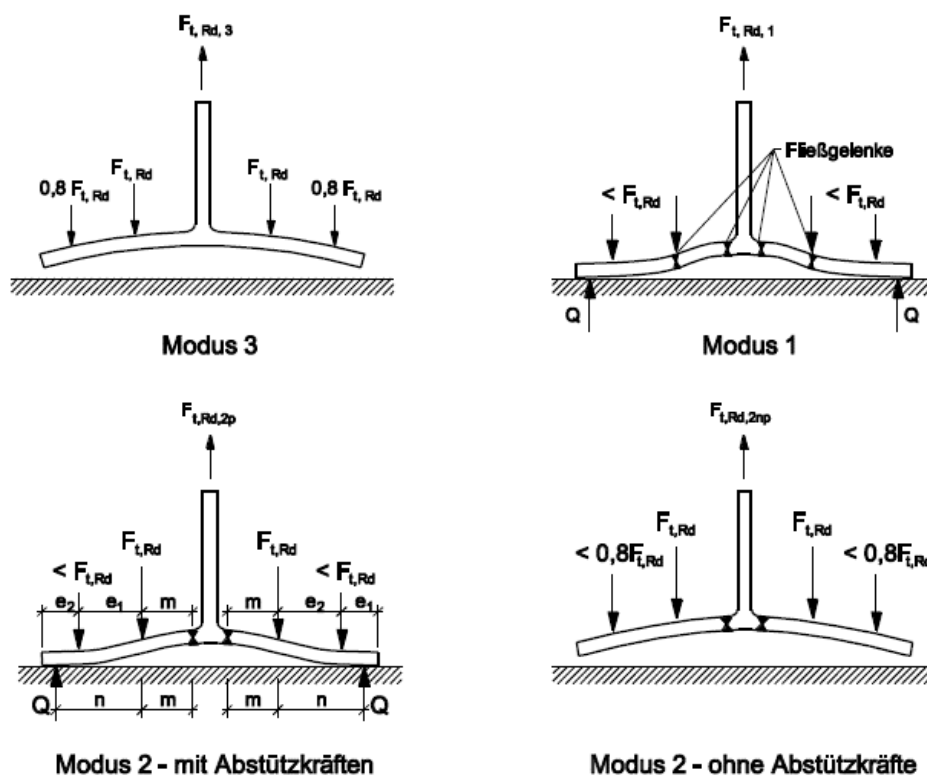


Bild 5.26 Versagensmechanismen des T-Stummels mit 4 Schrauben in einer Reihe [19]

Laut [19] wird bei Modus 2 ohne Abstützkräfte und Modus 3 in dem erweiterten Modell in Anlehnung auf frühere Literaturquellen eine Beschränkung der Zugkräfte in den äußeren Schrauben auf 80 % von $F_{t,Rd}$ vorgenommen. Die Formeln für die Ermittlung der Beanspruchbarkeiten sowie die möglichen Fließlinienmuster zur Bestimmung der wirkamen Länge werden im Folgenden aus [20] zusammengefasst. Die genauen Bezeichnungen der Abmessungen und andere Formelbestandteile können aus Bild 5.27 sowie Tabelle 5.6 entnommen werden. Für weitere Kommentare bzw. Erläuterungen siehe [19] ab S. III-89.

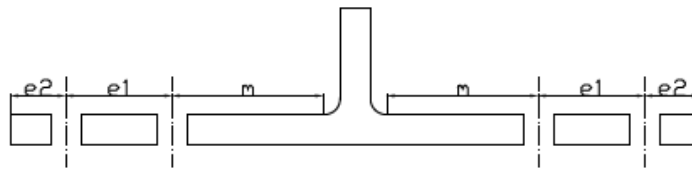


Bild 5.27 Abstandsbezeichnungen beim T-Stummels mit vier Schrauben in einer Reihe [20]

Versagensmodus 1

gemäß [20] Abschnitt 4.3.1 wird das alternative Verfahren (Verfahren 2) angewendet:

$$F_{Rd,1} = \frac{(8n - 2e_w) \cdot M_{pl,1,Rd}}{2mn - e_w \cdot (m + n)} \quad (40)$$

wobei hier mit den Abmessungen aus Bild 5.27

$$n = e_1 + e_2 \text{ und } n \leq 1,25m$$

$$n_1 = e_1 \text{ und } n_2 = e_2 \text{ und } n_2 \leq 1,25m + n_1$$

gerechnet wird. Für $M_{pl,1,Rd}$ und e_w siehe Tabelle 5.6.

Versagensmodus 2

Da der Einfluss der Schrauben im äußeren Bereich nicht vernachlässigbar ist, kann die Formel der Beanspruchbarkeit der Schraubenreihe mit zwei Schrauben für den Modus 2 aus Tabelle 5.6 nicht unmittelbar auf die Geometrie mit vier Schrauben erweitert werden. Aus diesem Grund wurden neue Gleichungen entwickelt, deren Herleitung in [20] Abschnitt 8 als Anhang festgehalten wurden. Es wurden 2 unterschiedliche Situationen dargestellt, nämlich Versagensmodus „2p“ und „2np“.

$$F_{Rd,2,p} = \frac{2M_{pl,2,Rd} + \frac{\sum F_{t,Rd}}{2} \cdot \left(\frac{n_1^2 + 2n_2^2 + 2n_1n_2}{n_1 + n_2} \right)}{(m + n_1 + n_2)} \quad (41)$$

$$F_{Rd,2,np} = \frac{2M_{pl,1,Rd} + \frac{\sum F_{t,Rd}}{2} \cdot n_1}{(m + n_1)} \quad (42)$$

Für $M_{pl,1,Rd}$, $M_{pl,2,Rd}$ und $\sum F_{t,Rd}$ siehe Tabelle 5.6.

zum Versagensmodus 3

In diesem Fall ist die Herangehensweise ähnlich zum Modus 3 des T-Stücks mit zwei Schrauben. Der einzige Grund für die geringfügige Modifizierung ist, dass wenn die Zugtragfähigkeit der unmittelbar neben dem Steg liegenden Schraube erreicht ist die Schraube im äußeren Bereich zumindest mit 80% deren Zugtragfähigkeit belastet wird. Dieses Verhalten konnte im Rahmen bestimmter Untersuchungen festgestellt werden. Demnach wird für den Modus 3 die Formel (43) angeben:

$$F_{Rd,3} = \frac{\sum F_{t,Rd}}{2} \cdot (1 + 0,80) = 0,90 \cdot \sum F_{t,Rd} \quad (43)$$

Ermittlung der zugehörigen effektiven Längen

Bei der Ermittlung der Beanspruchbarkeit eines T-Stummels mit vier Schrauben in einer horizontalen Schraubenreihe nach Gleichung (40) bis (43) werden gemäß [20] Abschnitt 4.3.2 folgende Fließlinienmuster vorgeschlagen. Diese sollen bei der Bestimmung von $M_{pl,i,Rd}$ verwendet werden. Es gelten die Bezeichnungen nach Bild 5.28.

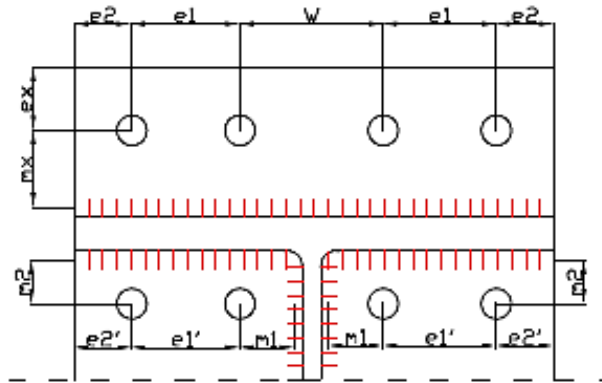
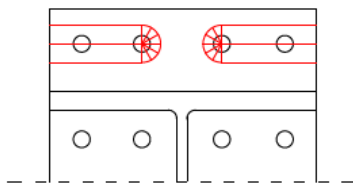


Bild 5.28 Abmessungen des T-Stummels mit vier Schrauben in einer Reihe [20]

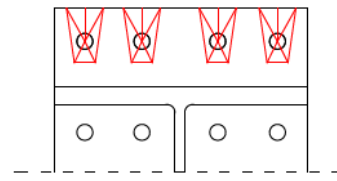
Für eine überstehende Schraubenreihe ist l_{eff} nach Bild 5.29 zu bestimmen. Links sind die kreisförmigen Fließlinienmuster dargestellt, rechts die trapezförmigen.

$$l_{eff,c} = \min[l_{eff,I}; l_{eff,II}; l_{eff,III}; l_{eff,IV}]$$

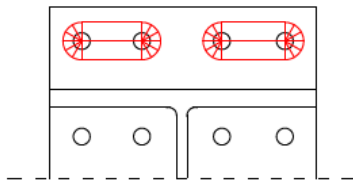
$$l_{eff,nc} = \min[l_{eff,y}; l_{eff,yI}; l_{eff,yII}; l_{eff,yIII}; l_{eff,yX}]$$



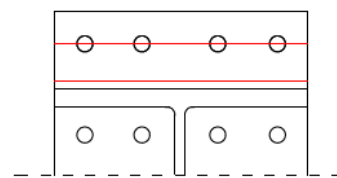
$$l_{eff,IV} = \pi m_x + 2(e_1 + e_2)$$



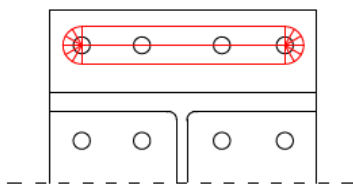
$$l_{eff,yX} = 8m_x + 2,5e_x$$



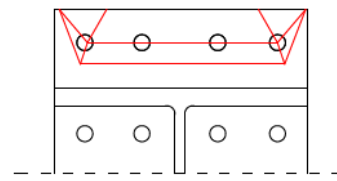
$$l_{eff,III} = 2(\pi m_x + e_1)$$



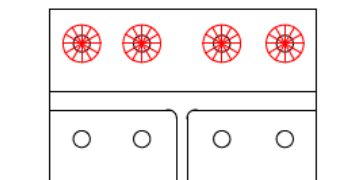
$$l_{eff,yIII} = 0,5(2e_1 + 2e_2 + w)$$



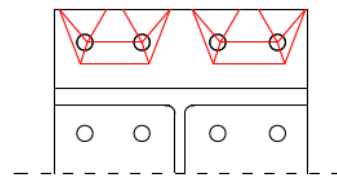
$$l_{eff,II} = \pi m_x + w + 2e_1$$



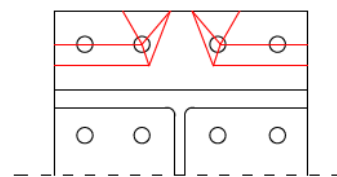
$$l_{eff,yII} = 2m_x + 0,625e_x + e_1 + 0,5w$$



$$l_{eff,I} = 4\pi m_x$$



$$l_{eff,yI} = 4m_x + 1,25e_x + e_1$$



$$l_{eff,y} = 2m_x + 0,625e_x + (e_1 + e_2)$$

Bild 5.29 kreis- und trapezförmige Muster der Fließlinien bei überstehenden Schraubenreihen [20]

Für die innere Schraubenreihe, sprich unterhalb des Trägerflansches, sollte l_{eff} nach Bild 5.30 ermittelt werden. Bezüglich des Beiwertes α wird darauf hingewiesen, dass dieser analog zur Vorgehensweise in Abschnitt 5.1.1 nach dem Diagramm auf Bild 5.13 bestimmt werden kann, allerdings mit der Änderung, dass hier e durch $e'_1 + e'_2$ ersetzt werden muss.

$l_{eff,c} = l_{eff,x}$ with $l_{eff,x}$ defined in Figure 4.11.

$$l_{eff,nc} = l_{eff,xI}$$

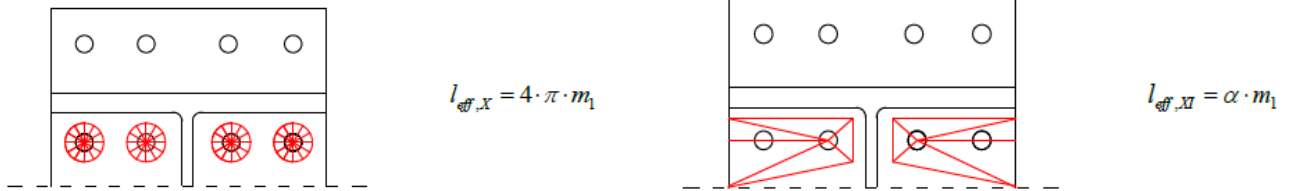


Bild 5.30 kreis- und trapezförmige Muster der Fließlinien bei inneren bzw. ausgesteiften Schraubenreihen [20]

Für ein Berechnungsbeispiel nach dem vom DAST-Forschungsbericht vorgestellten Modell siehe [20] im Anhang Abschnitt 8.1.3.

5.3.2 Das AiF-Modell und das GW-Modell

Zum Thema der 4-reihigen Anschlusskonfigurationen wurden im Rahmen eines von der AiF (Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen) geförderten Forschungsvorhabens theoretische, experimentelle und numerische Untersuchungen durchgeführt. Diese Untersuchungen wurden im DAST-Forschungsbericht 3/2009 [20] dokumentiert. Im Zuge dieses Projekts wurde ein analytisches Modell für die Berechnung der Tragfähigkeit biegebeanspruchter Komponenten für Anschlusskonfigurationen mit vier Schrauben in einer Schraubenreihe entwickelt, das sich an das Modell mit zwei Schrauben je horizontaler Reihe nach der Komponentenmethode aus [18] anlehnt. Die untersuchten Versagensmodi sind in [7] ausführlich dargestellt sowie in [5] und [20] ebenfalls behandelt. (vgl. Bild 5.31)

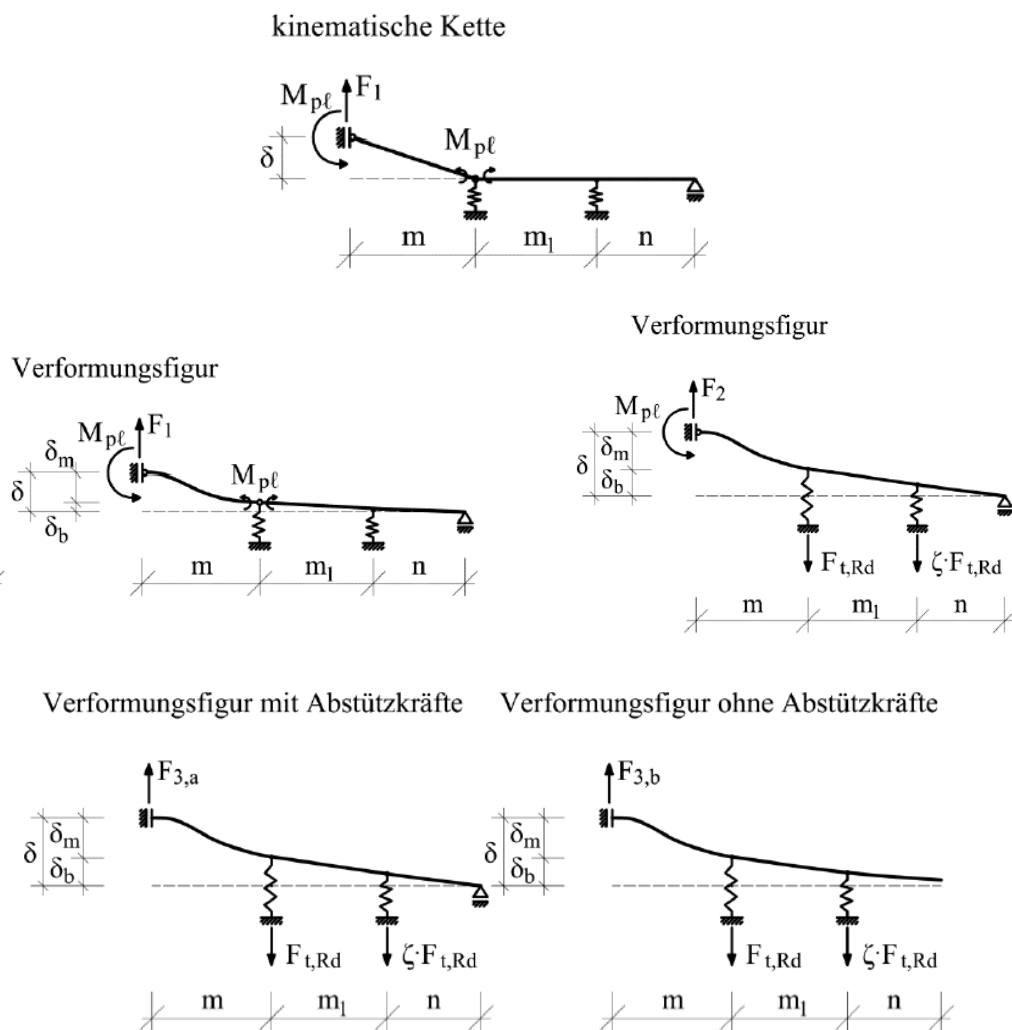


Bild 5.31 Statisches Ersatzsystem je nach Versagensmodus aus [7]

Dieses Modell wird in [5] als AiF-Modell bezeichnet und sowohl für Trägerstöße als auch für Stützen-Träger-Anschlüsse ausführlich erläutert. Die Erweiterung betrifft vor allem die effektiven Längen des T-Stummels für die erste und zweite Schraubenreihe sowie die Tragfähigkeit der Schrauben in der zweiten Schraubenreihe. Die vier Versagensmodi werden ebenfalls hergeleitet und kommentiert. Bezüglich der zweiten inneren Schraubenreihe stellt der Verfasser fest, dass dieses Modell den Übergang zwischen Modus 2 und 3 nicht dem T-Stummelmodell des Eurocode 3 entsprechend

berücksichtigt. Daher stellt WAGENKNECHT für die innere Schraubenreihe mit vier Schrauben eine etwas abgeänderte Modell vor, das von ihm mit GW-Modell getauft wurde.

5.3.3 Das Modell nach DASt/DStV

Laut [7] wird bei diesem Bemessungsmodell, das die Grundlage der früheren Ausgaben der Ringbücher [27] und [28] bildet, das Tragverhalten der Stirnplatte und der Schraube im Allgemeinen mit dem gleichen vereinfachten Modell eines T- bzw. L-Stummels erfasst. Allerdings besteht im Gegensatz zur Komponentenmethode gemäß EN 1993-1-8 [18] der Unterschied, dass andere Komponenten nicht berücksichtigt werden. Lediglich das Versagen des Stützengurtes auf Biegung wird in [27] über die Forderung einer Mindestdicke, die abhängig vom Schraubendurchmesser ist, ausgeschlossen. Diese konstruktive Regelung wurde über die Ergebnisse der durchgeführten Versuche abgeleitet. Bilder sowie Formeln zu den angesetzten Modellen können aus [7] Abschnitt 2.4.2 oder aus [17] Abschnitt 2 entnommen werden. Letztlich macht SCHMIDT den Leser darauf aufmerksam, dass dieses Bemessungsmodell im Hinblick auf dessen wirtschaftlichen Einsatz geschraubter momententragfähiger Stützen-Riegel-Verbindungen kritisch hinterfragt werden sollte.

5.3.4 Das SZS-Modell

Laut SCHMIDT [7] entspricht der Grundgedanke dieses vom Stahlbau Zentrum Schweiz (SZS) vorgeschlagene Bemessungsmodell jenem der DIN 18800, bei dem angenommen wird, dass das endgültige Tragverhalten der gesamten Verbindung vorüberwiegend durch die Schraube und die Stirnplatte beeinflusst wird. Eine Trennung der Anschlüsse in bündige und überstehende Form wird ebenfalls vorgesehen. Mit dem Modell können sowohl die Momententragfähigkeit als auch das Rotationsvermögen der Verbindung bestimmt werden. Auf Grund der aus Versuchen gewonnenen Erkenntnis, dass beim Erreichen der maximalen Traglast das Versagen der Schraube eintritt, wurde die Grenzzugkraft des Verbindungsmittels als maßgebend angenommen. Bezüglich der Rotationskapazität werden im Gegensatz zu EN 1993-1-8 [18] hier nur die Verformungsanteile der Schraube und der Stirnplatte berücksichtigt. Auf Grund der unterschiedlichen Bereiche einer Schraube (Kopf, Schaft, Gewinde) werden abschnittsweise unterschiedliche Steifigkeiten berücksichtigt. Eine detaillierte Erläuterung zu diesem Modell samt Formeln und ergänzenden Abbildungen sowie die grundsätzliche Modellausbildung enthalten [7] und [8].

Abschnitt II – Berechnungsmodell für die Seite der Einwirkung

6 Entwicklung eines Modells zur Bestimmung der Zug- und Druckkraftresultierenden

Die Grundlage für das folgende Berechnungsmodell, das im weiteren Verlauf der wissenschaftlichen Arbeit als Federmodell benannt wird, bildet das Gesetz einer linear elastischen Wegfeder, wobei die in einer Feder i vorhandenen Kraft F_i über die Formel

$$F_i = c_i * w_i \quad (44)$$

definiert ist. Bei der Berechnung wird zwischen Zugfeder $c_{i,t}$ und Druckfeder $c_{i,c}$ unterschieden. Erste sind stellvertretend für die Schrauben, wogegen die Druckfeder die Flächenlagerung der Platte idealisieren. Da beide Federarten nicht bei jeder Belastung wirken und entweder auf Druck oder auf Zug ausfallen, handelt es sich hier um ein nichtlineares System, bei dem iterativ gerechnet werden muss.

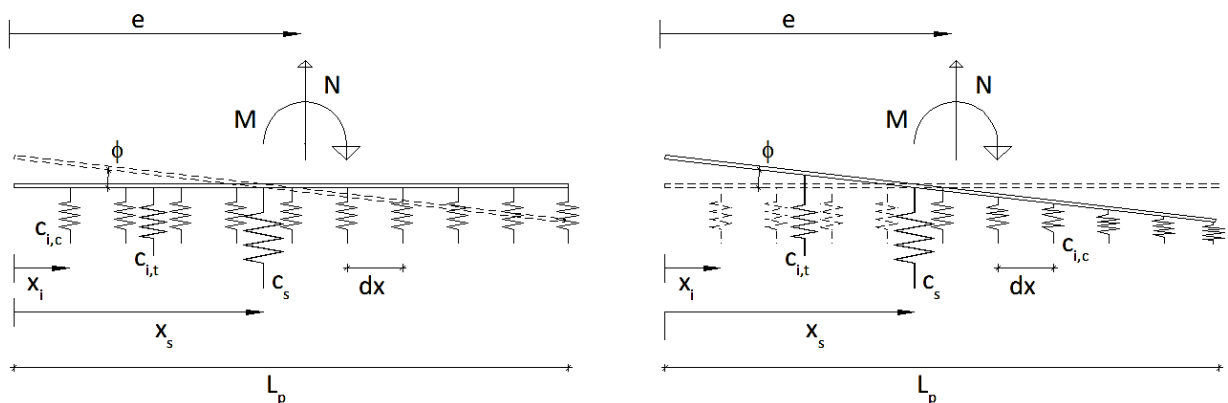


Bild 6.1 Nichtlineares Federmodell – System zum Belastungsbeginn (links) und verformtes System (rechts)

Der Weg einer Feder bei Verdrehung um den Winkel φ der als starr angenommenen Platte ergibt sich zu

$$w_i = \varphi * (x_i - x_s) \quad (45)$$

wobei $x_i - x_s$ der Abstand der jeweiligen Feder zum Schwerpunkt aller Feder in einer Ebene ist. Der Übersichtlichkeit halber wird für diesen Abstand die Bezeichnung x' verwendet.

Durch Einsetzen der Formel (45) in (44) kommt man zu

$$F_i = c_i * \varphi * x' \quad (46)$$

Die Verdrehung φ kann aus dem einwirkenden Moment M und der Drehung des Federsystems über

$$\varphi = \frac{M}{c_\varphi} \quad (47)$$

ermittelt werden. Dabei ergibt die Verdrehsteifigkeit des Systems sich aus dem polaren Trägheitsmoment mit

$$c_\varphi = \sum c_i * x'^2 \quad (48)$$

Daraus folgt die Kraft in einer Feder i zufolge des Moments M

$$F_{i,M} = c_i \cdot \frac{M}{\sum c_i \cdot x_i'^2} \cdot x_i \quad (49)$$

Die Lage des Steifigkeitszentrums x_s kann über die Gleichung (50) berechnet werden. Diese wird aus einer Gleichgewichtsbetrachtung gemäß Bild 6.2 ermittelt.

$$x_s = \frac{\sum c_i \cdot x_i}{\sum c_i} \quad (50)$$

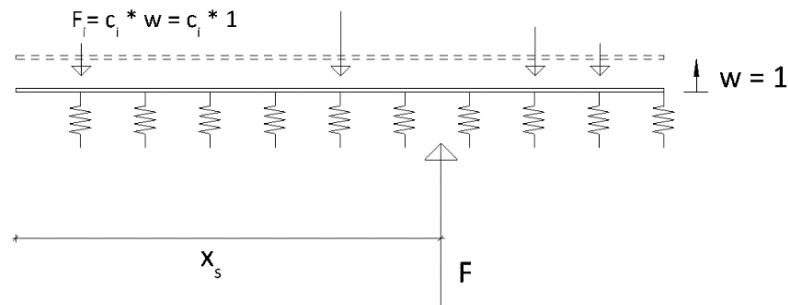


Bild 6.2 Gleichgewichtsbedingung zwischen einzelner Feder und deren Schwerpunkt

Analog zum Biegemoment beträgt die Kraft in einer Feder i zufolge Normalkraft N

$$F_{i,N} = \frac{N}{\sum c_i} \cdot c_i \quad (51)$$

Werden die beiden Formeln (49) und (51) in einer Formel zusammengefasst, so erhält man für ein eindimensionales System die resultierende Federkraft mit

$$F_{i,N+M} = \frac{N \cdot c_i}{\sum c_i} + \frac{M \cdot c_i \cdot x_i'}{\sum c_i \cdot x_i'^2} \quad (52)$$

Um ein zweidimensionales System zu berechnen, bei dem auch Biegemomente um zwei Achsen wirken können, bedarf es an einer Erweiterung des zuvor beschriebenen Modells. Mit dieser Erweiterung gelingt es grundsätzlich eine starre Stirnplatte abzubilden. Sofern die Lage der Normalkraft mit der Lage des Schwerpunktes übereinstimmt lautet die Erweiterung

$$F_{i,N+M_y+M_z} = \frac{N \cdot c_i}{\sum c_i} + \frac{M_y \cdot c_i \cdot x_z'}{\sum c_i \cdot x_z'^2} + \frac{M_z \cdot c_i \cdot x_y'}{\sum c_i \cdot x_y'^2} \quad (53)$$

Damit die Ergebnisse möglichst genau werden muss die gesamte Fläche des 2D-Systems auf kleine Vierecke geteilt werden, wobei jeder einzelnen Teilfläche eine Wegfeder zugeordnet wird. Daraus ergibt sich beispielsweise die Steifigkeit einer Druckfeder über die Festigkeit des Untergrundes mit

$$c_i = A_i \cdot f_c = d_y \cdot d_z \cdot f_c \quad 54$$

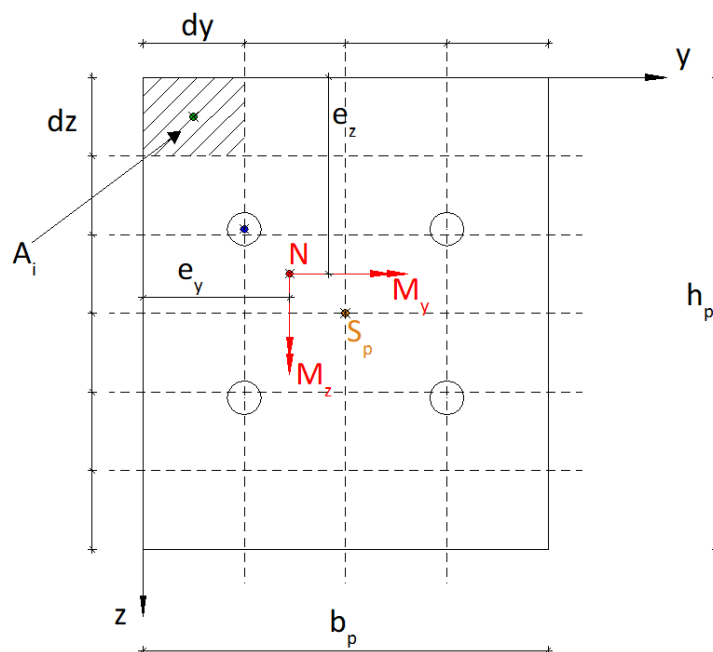


Bild 6.3 Systemskizze des zweidimensionalen Federmodells

Abschnitt III – Berechnungsansatz für die Widerstandsseite

7 Bestimmung eines Ansatzes zur Berechnung der Tragfähigkeit von Stirnplattenverbindungen auf Grundlage der Fließlinientheorie

7.1 Zielsetzung in diesem Abschnitt

Ziel dieses Abschnitts ist es, eine geeignete Methode zur Berechnung der wirksamen Länge bei einer allgemeinen Anschlussgeometrie zu finden. Im Rahmen dieses Vorhabens wird einerseits versucht bereits bekannte bzw. veröffentlichte Ansätze passend anzuwenden und andererseits mit deren Hilfe neue Ansätze sinnvoll abzuleiten. Hierfür wird zunächst auf den Ursprung der Methode für die Berechnung der effektiven Länge eines äquivalenten T-Stummels nach ZOETEMEIJER [21] eingegangen. Anschließend wird die aktuellste und auf diese Methode zurückgreifende Berechnungsvariante von STEINMANN [23] erläutert.

7.2 Ursprung der Fließlinientheorie nach [21]

Die erste umfangreiche Analyse von Kopfplattenverbindungen unter Betrachtung der entstehenden Fließlinien wurde von ZOETEMEIJER in [21] dokumentiert. Das Ziel dieser Arbeit war die Entwicklung einer Methode als Entwurf für die im Zugbereich liegenden Verbindung eines Träger-Stützenanschlusses basierend auf dem plastischen Verhalten der Flansche, Platte und der Schrauben. Dabei wurde angenommen, dass das Plastizitätsvermögen des Materials groß genug ist, um die Anpassung des günstigsten statischen Gleichgewichts zu erlauben. Hierfür formuliert ZOETEMEIJER die Gleichgewichtsbedingungen am Fließmuster über das Prinzip der virtuellen Verrückung (PdvV). Außerdem wird in diesem Dokument das erste Mal die Ableitung der Formel einer effektiven Länge eines nicht ausgesteiften Stützenflansches unter Zugbeanspruchung vorgestellt. Diese Ableitung basiert auf die Erkenntnisse aus der Untersuchung von zwei verschiedenen Versagensmechanismen nach Bild 7.2.

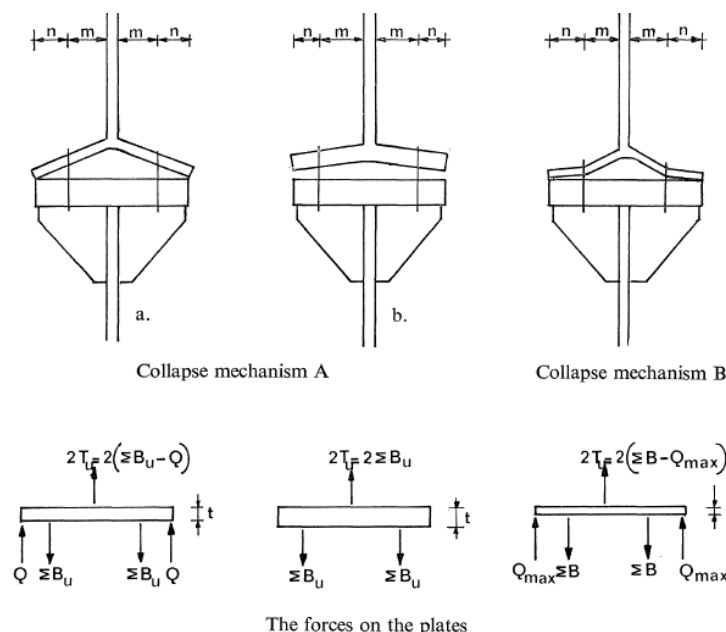


Bild 7.1 Modell eines ausgesteiften T-Stummels aus [21]

Mit dem Versagensmechanismus A berücksichtigt der Autor das Versagen der Schrauben, wobei dieser Fall sowohl mit als auch ohne Abstützkräfte Q eintreten kann. Mit dem Fall B soll das Plastizieren des Flansches bzw. der Platte miteinbezogen werden. Für diese Ableitung wurde das ausgesteifte Modell nach Bild 7.1 herangezogen. Versuche haben gezeigt, dass gleich wie beim ausgesteiftem T-Stummel zwei verschiedene Versagensmechanismen eintreten. (vgl. Bild 7.2 und Bild 7.3) Diese theoretischen Mechanismen zeigten laut [21] gute Ähnlichkeit mit den Mechanismen aus den Testergebnissen. Die detaillierte Beschreibung der Untersuchung inkl. aller Herleitungen kann aus [21] entnommen werden.

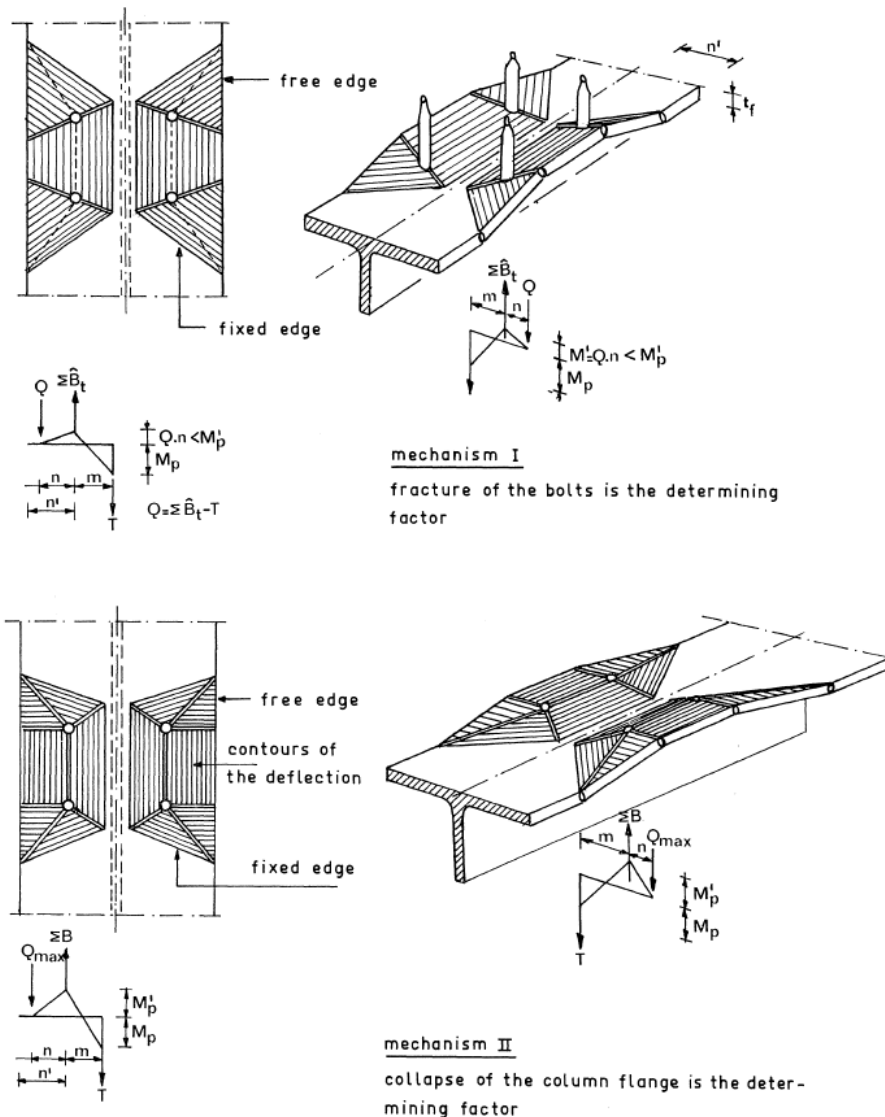


Bild 7.2 Versagensmechanismen bei einem nicht ausgesteiftem Stützenflansch nach [21]

Dieser Ansatz nach dem PdvV, auf das noch im Abschnitt 7.4 näher eingegangen wird, war wegen der komplexen geometrischen Zusammenhänge zu umfangreich, um diesen als geeignete Ingenieurmethode zu verwenden und wurde deshalb nicht weiter verfolgt.

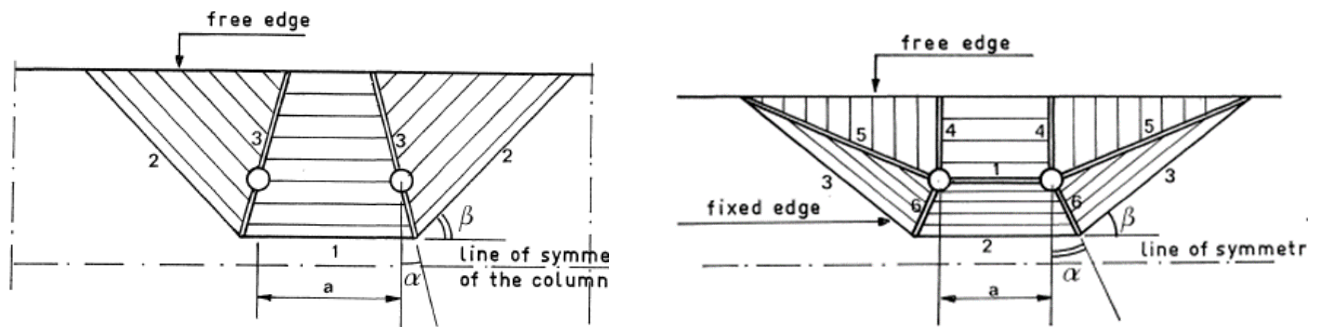


Bild 7.3 Fließlinienmuster beim Mechanismus 1 (links) und Mechanismus 2 (rechts) nach [21]

7.3 Weiterentwicklungen [22]

Bezüglich der Entwicklungen in der darauffolgenden Zeit schreibt STEINMANN in [23] folgendes:

„Die nachfolgenden Arbeiten reduzierten die Modellierung auf balkenartige Modelle, in denen Anpassungen von Hebelarmen und Bewertungsfaktoren für verschiedene Fließmodelle auf empirischer Basis vorgenommen wurden, was zum „äquivalenten T-Stummel“ führte. Bereits 1978 wurde [...] ein mit dem äquivalenten T-Stummel-Modell vergleichbares Rechenmodell zum Nachweis der Tragfähigkeit angewandt. Die Kalibrierung an Versuchsergebnissen führte zu empirisch festgelegten Formeln für die Bestimmung der Hebelarme.“

Dieser Ansatz wurde danach auch in den Eurocode 3 laufend implementiert. Darüber hinaus wurde zu diesem Thema eine Menge an Versuchen sowie numerischen Analysen durchgeführt und dokumentiert (siehe [20] und [22])

In [22] werden Methoden zur Beschreibung der Momenten-Rotationsbeziehung von Träger-Stützenanschlüssen beschrieben. Zur Bestimmung der Beanspruchbarkeit der Bauteile werden auch Formeln angegeben. Im Rahmen der Arbeiten an [22] wurden mit Hilfe der aus Versuchen abgeleiteten Erkenntnissen die drei bekannten Modi (Versagen der Platte, der Schrauben oder ein kombiniertes Versagen) konkretisiert. (vgl. Bild 7.6) Nach einer Reflexion der verfügbaren Versuchsergebnisse wurde festgehalten, dass sich die Zugzonen der Verbindung nach dem im Bild 7.4 dargestellten Verhaltensmuster einstellen können, wobei diese von folgenden Einflussfaktoren abhängig sind:

- das Verhältnis zwischen der Tragfähigkeit der Schrauben und der Platte
- die Verteilung der Schraubenkräfte.

Dabei hängt die Tragfähigkeit der Stirnplatte von deren Dicke, von der Position der Schrauben und vom Ausmaß der Abstützung der Platte am Flansch ab.

Es wurde ebenfalls dokumentiert, dass die Tragfähigkeit der Stirnplatte sowie des Stützenflansches unabhängig voneinander bestimmt werden muss und, dass der schwächere Teil aus den beiden die maßgebende Tragfähigkeit bestimmt.

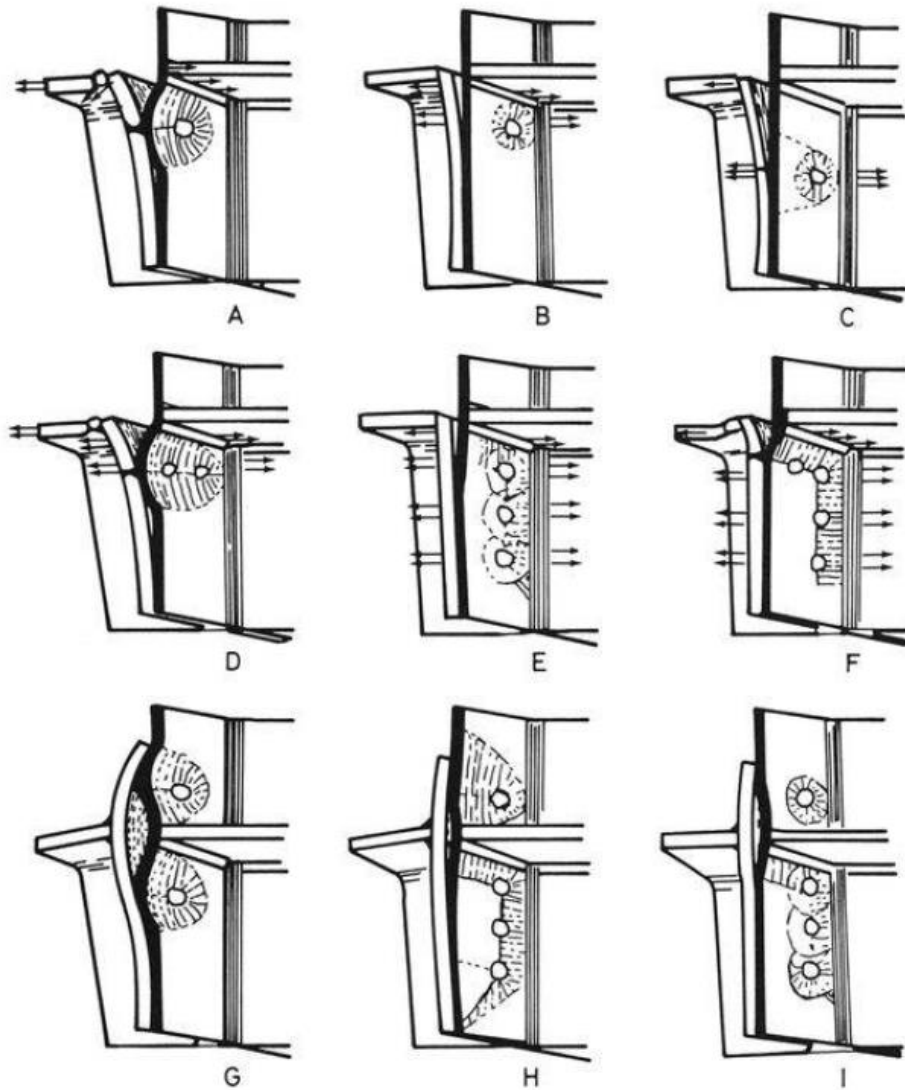


Bild 7.4 Auswirkung einer oder mehrerer Schraubenreihen auf das Fließlinienmuster [22]

Erwähnenswerte Anmerkung zum Bild 7.4 ist, dass eine zusätzliche Schraube im äußeren Bereich des T-Stummels keine Vergrößerung der effektiven Länge der Fließlinie bedeuten muss, da diese schon innerhalb der Zugzone situiert ist. Eine Erhöhung der Tragfähigkeit dank dieser zusätzlichen Schraube wird nur dann erreicht, wenn der Modus des reinen Schraubenversagens durch Zug maßgebend wird.

Darüber hinaus wurde in [22] zum ersten Mal das aus Bild 5.13 bekannte Diagramm für den Beiwert α , das zur Bestimmung der effektiven Länge des trapezförmigen Fließmusters eines T-Stummels dienen soll, für verschiedene geometrische Konstellationen entwickelt. (vgl. Bild 7.5)

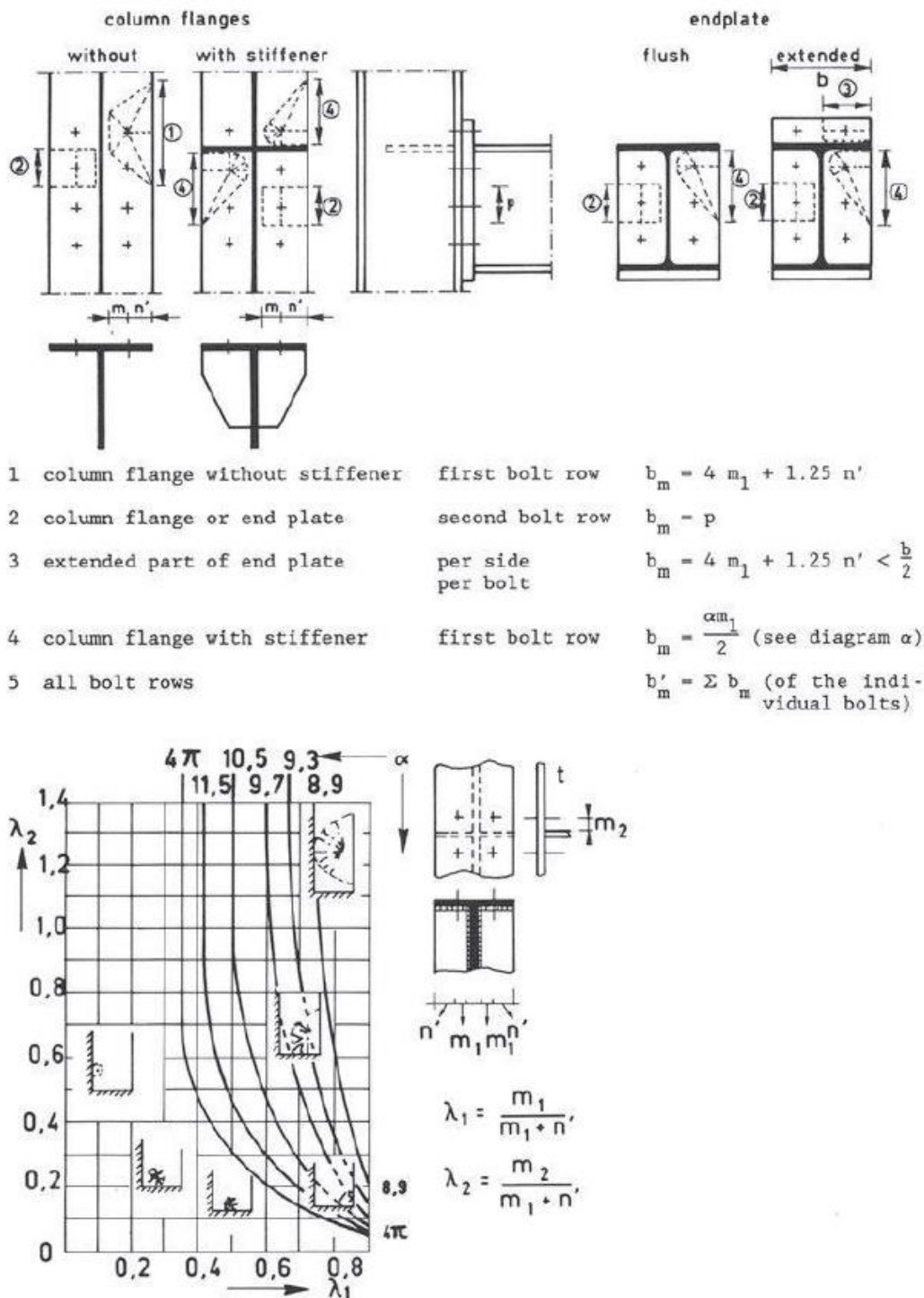


Bild 7.5 Auszug aus [22] – Erstveröffentlichung der Formel für die Berechnung der Fließlinienlängen

Bei Betrachtung des Diagrammes im Bild 7.5 wird ersichtlich, dass mit dem Eingangswert λ_1 auf der Abszisse die horizontale Entfernung zwischen Schraube und Steg berücksichtigt wird, wogegen der Wert auf der Ordinate von der vertikalen Lage der Schraube beeinflusst wird. Der Schnittpunkt zufolge den beiden Werten gibt den Wert α an. Bei gleichbleibendem λ_1 und einem $\lambda_2 > 1,0$ ist α kleiner, als bei $\lambda_2 < 1,0$. Das bedeutet, dass die wirksame Länge des trapezförmigen Fließmusters und damit die Tragfähigkeit der Platte bzw. des Flansches umso größer ist, je näher sich die Schraube zum Steg und zum Flansch befindet. Aus mechanischer Sicht ist dies grundsätzlich logisch und realistisch.

Formulae for T-stubs analogy of column flange or end plate

$$F^* = \frac{4 b'_m m_p}{m} \quad \text{complete plate yielding} \quad (a)$$

$$F^* = \frac{2 b'_m m_p + \Sigma B_t^* n'}{m + n'} \quad \text{with } n' < 1.25 m \quad \text{yielding of bolts and plate} \quad (b)$$

$$F^* = \Sigma B_t^* \quad \text{bolt failure} \quad (c)$$

where:

m_p - plastic moment per unit length of the column flange or of the end plate

b'_m - total effective length of column flange or end plate

ΣB_t^* - the smallest value of the sum of the design tensile force F_{td} and the sum of the design pushing shear forces of all the bolts in the tension zone of the connection.

m, n' - see Fig. 3.8

n' - the smallest value of the distance between the centre of the bolts and the edge of the column flange or the edge of the end plate, but not more than 1.25 m

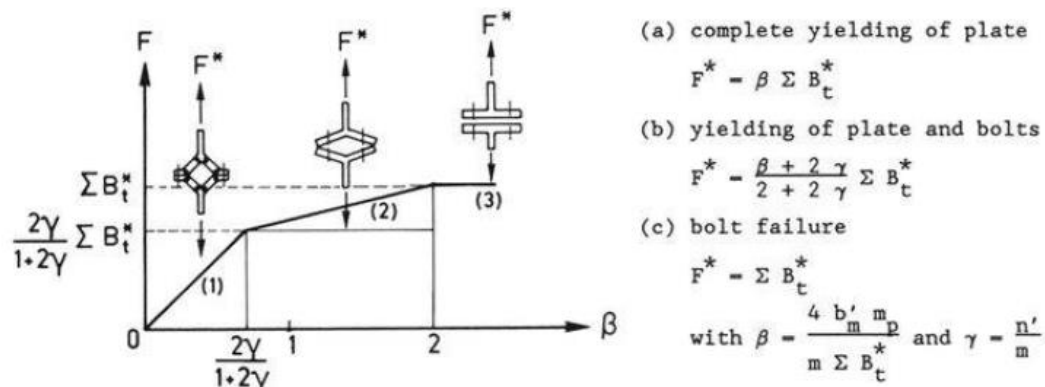


Bild 7.6 Auszug aus [22] – Formel zur Berechnung der Tragfähigkeit von T-Stummel

Alle der zuvor beschriebenen Berechnungen beruhen allerdings auf empirischen Festlegungen. Ein mit dem Ansatz von ZOETEMEIJER vergleichbares Modell zur Bestimmung von Fließmustern nach dem Prinzip des virtuellen Verrückens wurde bis vor kurzem in keiner der Arbeiten verfolgt. Vielmehr wurde darauf konzentriert, empirische Grundlagen für die in EN 1993-1-8 [18] eingefügten Formeln zur Ermittlung der effektiven Länge zu schaffen.

7.4 Prinzip der virtuellen Verrückung nach [23]

Nach aktuellstem Stand der Wissenschaft wird in [23] eine Methode vorgestellt, die den Ansatz des Prinzips der virtuellen Verrückung (PdvV) von ZOETEMEIJER [21] aufgreift und mit Hilfe von Vektorrechnungen eine relativ einfache Berechnung der effektiven Fließlinienlänge ermöglicht. Dafür werden Verformungsbilder in sinnvolle Fließlinienmodelle übertragen, wie etwa das aus einer FE-Analyse gewonnene Bild eines Stützenflansches gemäß Bild 7.7 und Bild 7.8 oben. Dies gelingt allerdings nur unter bestimmten Annahmen und Voraussetzungen, wie zum Beispiel, dass alle verformte Flächen ebene Dreiecke mit einer Ecke im Zentrum der Schraubenachse sind und, dass die Verformungen klein sind. Graue Flächen bleiben eben bzw. unverdreht. Die Aufstellung der Gleichgewichtsbedingungen dieses Modells, das dem trapezförmigen Fließmuster einer inneren Schraubenreihe (=Lage Nr. 2, vgl. Bild 5.11) nach EN 1993-1-8 [18] Tabelle 6.4 entspricht, kann praktisch nur anhand des PdvV betrachtet werden.

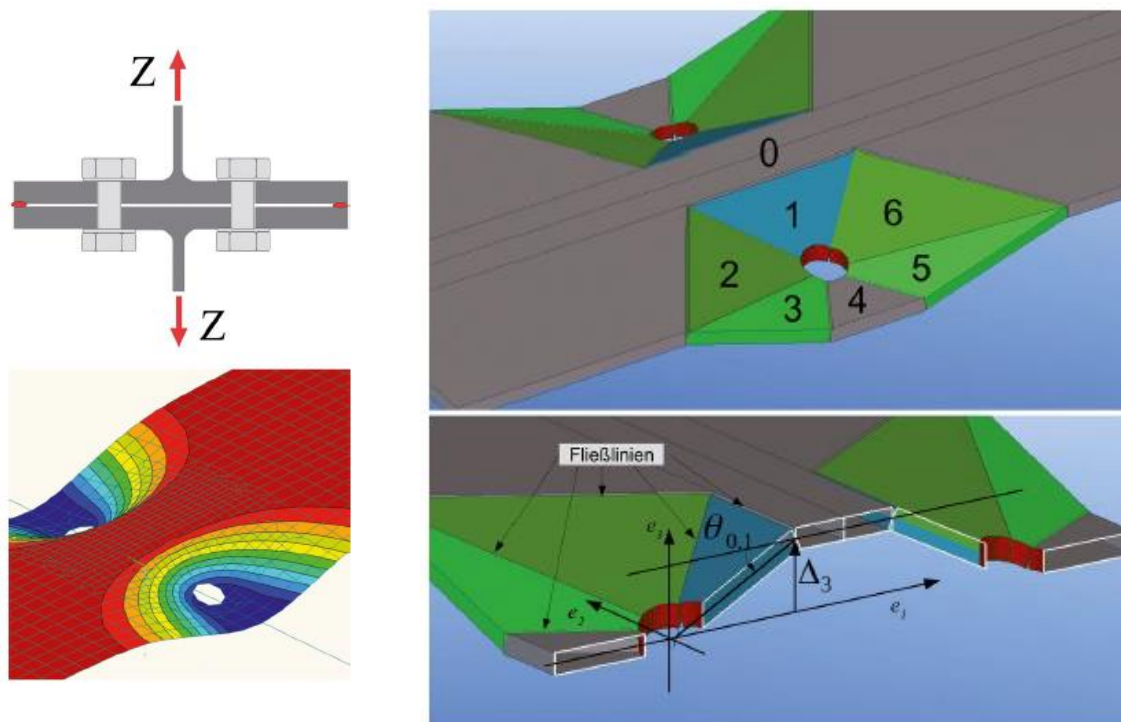


Bild 7.7 Verformungsbild eines unausgesteiften Stützenflansches oder einer Stirnplatte bei inneren Schraubenreihen aus FE-Berechnung (links) und das zugehörige abgeleitete Fließlinienmuster (rechts) [23]

STEINMANN beschreibt die Methode nach dem PdvV in seinem Bericht folgendermaßen:

„Das Prinzip der virtuellen Verrückung ist allgemein bekannt und besteht darin, eine virtuelle Verformung anzunehmen, bei der die inneren und äußeren Kräfte virtuelle Arbeit verrichten. Gleichgewicht herrscht, wenn die Summe der virtuellen Arbeiten gleich 0 ist.“

Da die virtuelle Verformung geometrisch verträglich sein muss, wird für diese, je nach Modus, die in Bild 7.8 dargestellten Fließlinienmuster, die diese Bedingung erfüllen, verwendet. Nach dem Aufstellen von Gleichungen mit der äußeren und inneren virtuellen Arbeit und einem sinnvollen mathematischen Eliminationsverfahren liefert STEINMANN die Bestimmungsgleichung für die effektive Länge des Fließlinienmusters mit

$$l_{eff} = \frac{1}{2} \cdot \sum_m L_m \cdot \frac{\theta_{m(i,j)}}{\theta_{0,1}} \quad (55)$$

Dabei ist

L_m	die Länge der jeweiligen Fließlinie
$\theta_{i,j}$	der Verdrehwinkel zwischen zwei aneinandergrenzenden Dreiecksflächen i und j
$\theta_{0,1}$	der Verdrehwinkel zwischen den Flächen 0 und 1

Für die Rechnung müssen demnach Linienvektoren aufgestellt und die jeweiligen Winkel zwischen zwei Ebenen berechnet werden. Weiterhin ist zu beachten, dass die hier behandelte Vorgehensweise auf die exakten Winkelbeziehungen zwischen den Ebenen führt, da bei großen Winkeln nicht mehr von konstanten Verhältnisswerten $\theta_{m(i,j)}/\theta_{0,1}$ ausgegangen werden kann. Deshalb muss für die numerische Auswertung der virtuelle Verschiebevektor Δ_3 gegenüber den Abmessungen m und e ausreichend klein gewählt werden. Laut [23] haben bestimmte Studien gezeigt, dass dies bereits bei Werten von $\Delta_3 < 0,1 \cdot m$ zu konstanten Verhältnisswerten führt. Für die einzelnen Schritte der Vorgehensweise inkl. Erläuterungen siehe [23].

Die eigentliche Form der Fließmuster hängt von der Wahl der drei Winkel im Grundriss α , β und φ und dem Abstand m ab. Um die Vergleichbarkeit der Ergebnisse zu ermöglichen wird vorgeschlagen m gemäß EN 1993-1-8 [18] festzulegen. Grundsätzlich wird sich jenes Muster ausbilden, das zum kleinsten Wert der Zugkraft Z bzw. zur kleinsten effektiven Länge der Fließlinie l_{eff} führt. Es besteht außerdem die Möglichkeit die Winkel im Grundriss (α , β und φ) iterativ zu bestimmen.

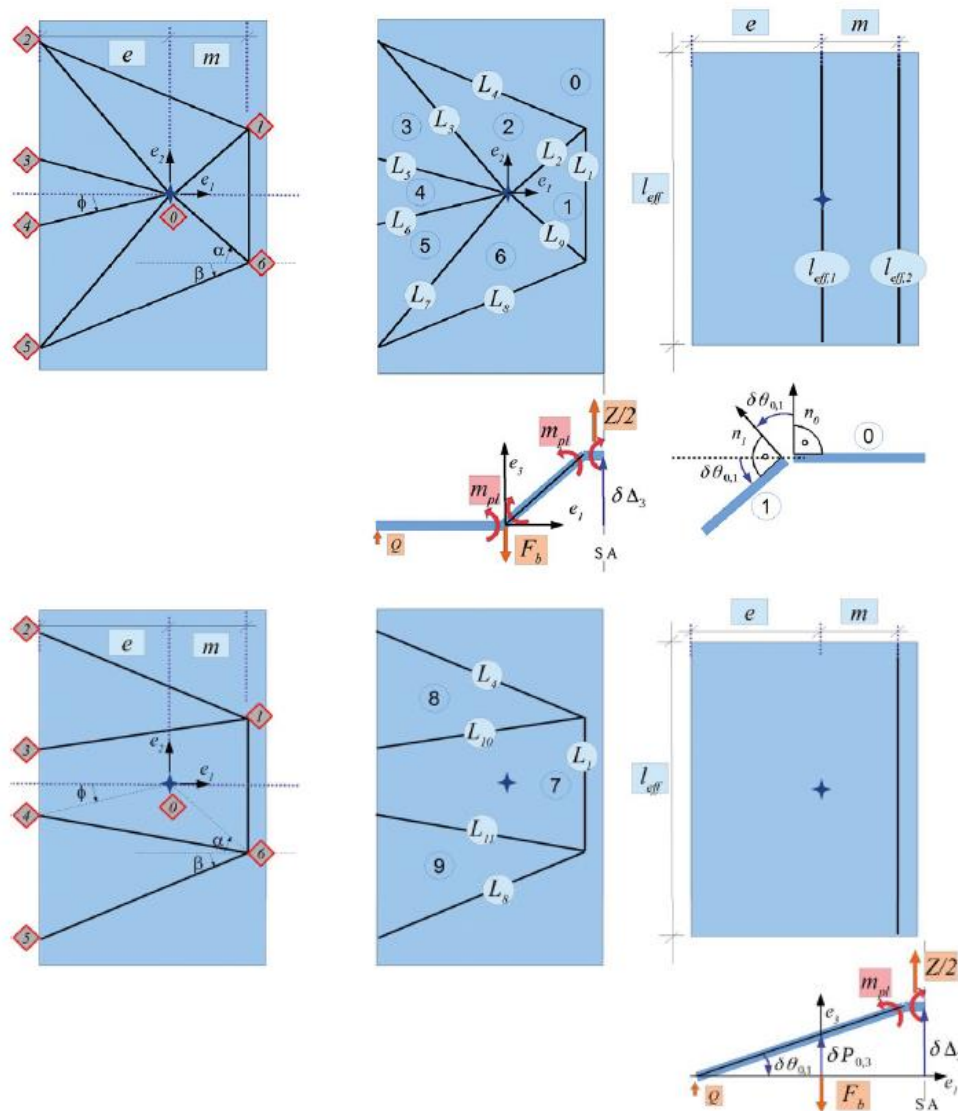


Bild 7.8 Übertragene Fließlinienmodelle für Modus 1 (oben) und Modus 2 (untern) aus [23]

Um zu einem Ergebnis zu gelangen wurde zunächst für die Schraubenreihe Lage Nr. 2 eine Excel Berechnung über das folgende Prozedere erstellt:

1. Ermittlung der Eingangswerte für m und e sowie Angabe der Winkel α , β und φ .*
2. Richtige Erfassung der Punkte in einem Koordinatensystem
3. Zuordnung der Punkte zu den Linien und Aufstellung der Linienvektoren
4. Zuordnung der Linienvektoren zu den Dreiecksflächen bzw. -ebenen und Aufstellung der Normalvektoren der Ebenen
5. Berechnung der Verdrehwinkel zwischen zwei benachbarten Flächen
6. Multiplikation der Verhältniswerte nach Gl. (55) mit den zugehörigen Fließlinien L_m
7. Summenbildung der Längen aller Linien dividiert durch 2.

*Hinweis, es können auch je drei Winkel für den Bereich über und unter der horizontalen Achse gewählt werden.

Bestimmung eines Ansatzes zur Berechnung der Tragfähigkeit von Stirnplattenverbindungen auf Grundlage der Fließlinientheorie

Prinzip der virtuellen Verrückung nach [23]

Excel bietet mit der Funktion Solver die Möglichkeit, die Iteration der Winkel für das Minimum von l_{eff} präzise durchführen zu können. Mittels einem Verbunddiagramm (Punktediagramm und Kreisring) können die Muster maßstäblich dargestellt werden.

Abstände der Schraube

m 35 mm
e 40 mm

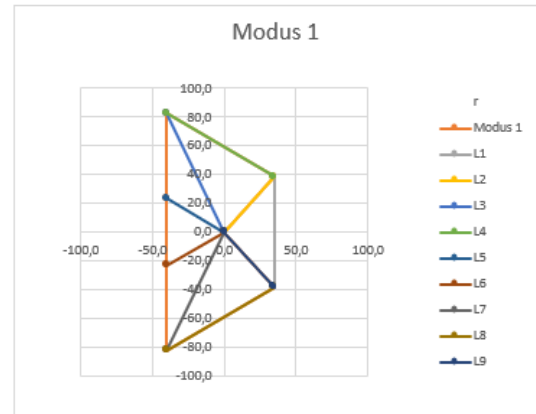
Solver für		
Winkel	M1	M2
α	48 °	39 °
β	30 °	49 °
ϕ	30 °	0 °

Bogenmaß		
	M1	M2
α	0,83	0,68
β	0,53	0,85
ϕ	0,53	0,00

Koordinatensysteme

Modus 1				
P	e_x	e_y	e_z	
0	0,0	0,0	0,0	
1	35,0	38,6	3,5	
2	-40,0	82,7	3,5	
3	-40,0	23,5	0,0	
4	-40,0	-23,5	0,0	
5	-40,0	-82,7	3,5	
6	35,0	-38,6	3,5	
	0,0	0,0	0,0	

Fließmuster Geometrie



Modus 2				
P	e_x	e_y	e_z	
0	0,0	0,0	0,0	
1	35,0	28,3	3,5	
2	-40,0	113,4	3,5	
3	-40,0	0,0	0,0	
4	-40,0	0,0	0,0	
5	-40,0	-113,4	3,5	
6	35,0	-28,3	3,5	
	0,0	0,0	0,0	



Berechnung l_{eff} nach PdvV - Modus 1

$\phi_{0,1}$ 0,0997

Linie	Fläche i	Fläche j	$\phi_{m(i,j)}$	ϕ_m in °	$\phi_m/\phi_{0,1}$	Länge	l_{eff}
L1	D0	D1	0,10	5,71	1,00	77	77
L2	D1	D2	0,09	5,03	0,88	52	46
L3	D2	D3	0,00	0,00	0,00	92	0
L4	D0	D2	0,07	3,92	0,69	87	60
L5	D3	D4	0,07	3,92	0,69	46	32
L6	D4	D5	0,07	3,92	0,69	46	32
L7	D5	D6	0,00	0,00	0,00	92	0
L8	D0	D6	0,07	3,92	0,69	87	60
L9	D1	D6	0,09	5,03	0,88	52	46

$\Sigma l_{eff,1}/2$ 176 mm

lt. EC3 $l_{eff,1}$ 190 mm

Berechnung l_{eff} nach PdvV - Modus 2

$\phi_{0,1}$ 0,0466

Linie	Fläche i	Fläche j	$\phi_{m(i,j)}$	ϕ_m in °	$\phi_m/\phi_{0,1}$	Länge	eff. Länge
L1	D0	D1	0,05	2,67	1,00	57	57
L4	D0	D2	0,05	2,67	1,00	113	113
L10	D1	D2	0,03	1,89	0,71	80	57
L11	D1	D3	0,03	1,89	0,71	80	57
L8	D0	D3	0,05	2,67	1,00	113	113

$\Sigma l_{eff,2}/2$ 198 mm

lt. EC3 $l_{eff,2}$ 190 mm

Bild 7.9 Beispiel einer Ermittlung der wirksamen Länge eines T-Stummels der Schraubenreihe mit Lage Nr. 2 mittels Excel nach dem Prinzip der virtuellen Verrückung (PdvV)

Damit kann festgehalten werden, dass eine Berechnung der wirksamen Längen von Fließmuster, die aktuell nur nach empirischen Formel gemäß EN 1993-1-8 [18] ermittelt werden können, mit Hilfe der Vektorrechnung und des Prinzips der virtuellen Verrückung (PdvV) möglich ist.

7.5 Anwendung des PdvV für die Berechnung neuer bzw. anderer Fließlinienmodelle

Laut [23] bringt die zuvor vorgestellte Methode diverse Vorteile mit sich. Zum einen kann sie als ein mechanisch nachvollziehbarer Hintergrund für die empirischen Formeln des Eurocode 3 nach Tabelle 5.7 und Tabelle 5.8 betrachtet werden. Zum anderen ist mit dieser Methode auf einfacher Art und Weise möglich, beliebige Fließmuster zu untersuchen, ohne umfangreiche FE-Analysen durchführen oder auf Versuche zurückgreifen zu müssen. Eine Übertragung auf Fließmuster für doppelt ausgesteifte Schraubenreihen, für mehrere Schrauben in einer Reihe ist möglich. Der Verfasser dieser wissenschaftlichen Arbeit ist darüber hinaus der Meinung, dass Schraubengruppen ebenfalls abgebildet werden können, sofern ein sinnvolles Verformungsbild bzw. Fließmuster gewählt wird.

Im Folgenden werden für unterschiedliche Schraubenlagen zugehörige Fließmuster untersucht sowie deren Länge nach dem Prinzip der virtuellen Verrückung (PdvV) berechnet.

trapezförmiges Fließmuster - Schraubenreihe neben einer Steife - Lage Nr. 4

Für dieses Fließmuster wird von EC3 vorgeschlagen die beiden äußeren Kanten der entstehenden Fließlinienform (inneres Trapez) rechtwinklig zueinander anzunehmen. (vgl. Bild 7.10) Diese Annahme ist mit großer Sicherheit realistisch, solange der vertikale Abstand zum Flansch hin m_2 relativ klein ist. Untersuchungen haben allerdings gezeigt, dass dieser rechte Winkel ab einer bestimmten Entfernung m_2 nicht aufrecht gehalten werden kann, um weiterhin die minimale Arbeit zu verrichten und damit die minimale Länge des Fließmusters zu erhalten. Deshalb muss dieser Winkel in diesen Fällen am Ende der Iteration über 90° sein. (vgl. Bild 7.11)

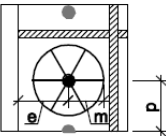
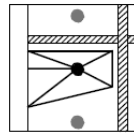
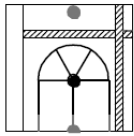
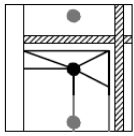
Lage der Schraubenreihe	Schraubenreihe einzeln betrachtet		Schraubenreihe als Teil einer Gruppe von Schraubenreihen	
	Kreisförmiges Muster	Nicht kreisförmiges Muster	Kreisförmiges Muster	Nicht kreisförmiges Muster
Innere Schraubenreihe neben einer Steife	 $l_{\text{eff,cp}} = 2\pi m$	 $l_{\text{eff,np}} = \alpha m$	 $l_{\text{eff,cp}} = \pi m + p$	 $l_{\text{eff,np}} = 0,5p + \alpha m - (2m + 0,625e)$

Bild 7.10 Wirksame Länge der kreisförmigen und trapezförmigen Fließmuster für doppelt ausgesteifte Schraubenreihen aus [19]

Im Rahmen der Untersuchung wird dafür eine alternative Form vorgeschlagen, bei der im Punkt 1 (rechts oben) sowohl 90° als auch mehr entstehen kann, je nachdem, wie groß m_2 bzw. der berechnete Wert für α ist. Aus Bild 7.11 ist ersichtlich, dass ein rechter Winkel zwischen der Linie L_1 (grau) und L_4 (grün) nur bei einer Schraubenlage mit kleinem m_2 entsteht. Mit dieser alternativen Form kann also der Übergang zwischen der Lage Nr. 4 (doppelt ausgesteift bzw. innere Schraubenreihe neben einer Steife) und der Lage Nr. 2 (einfach ausgesteift bzw. innere Schraubenreihe) berücksichtigt werden. Als Beispiel, die im Bild 7.9 dargestellte Berechnung für Lage Nr. 2 liefert im Modus 1 mit den Eingangswerten $m = 70,5 \text{ mm}$ und $e = 40 \text{ mm}$ ein Ergebnis von $l_{\text{eff,nc}} = 283 \text{ mm}$. Beim Vergleich dieses Wertes mit jenem der letzten Spalte in Tabelle 7.1

wird bestätigt, dass der Übergang zwischen einer einfach und einer doppelt ausgesteiften Schraubenreihe plausibel abgebildet werden kann.

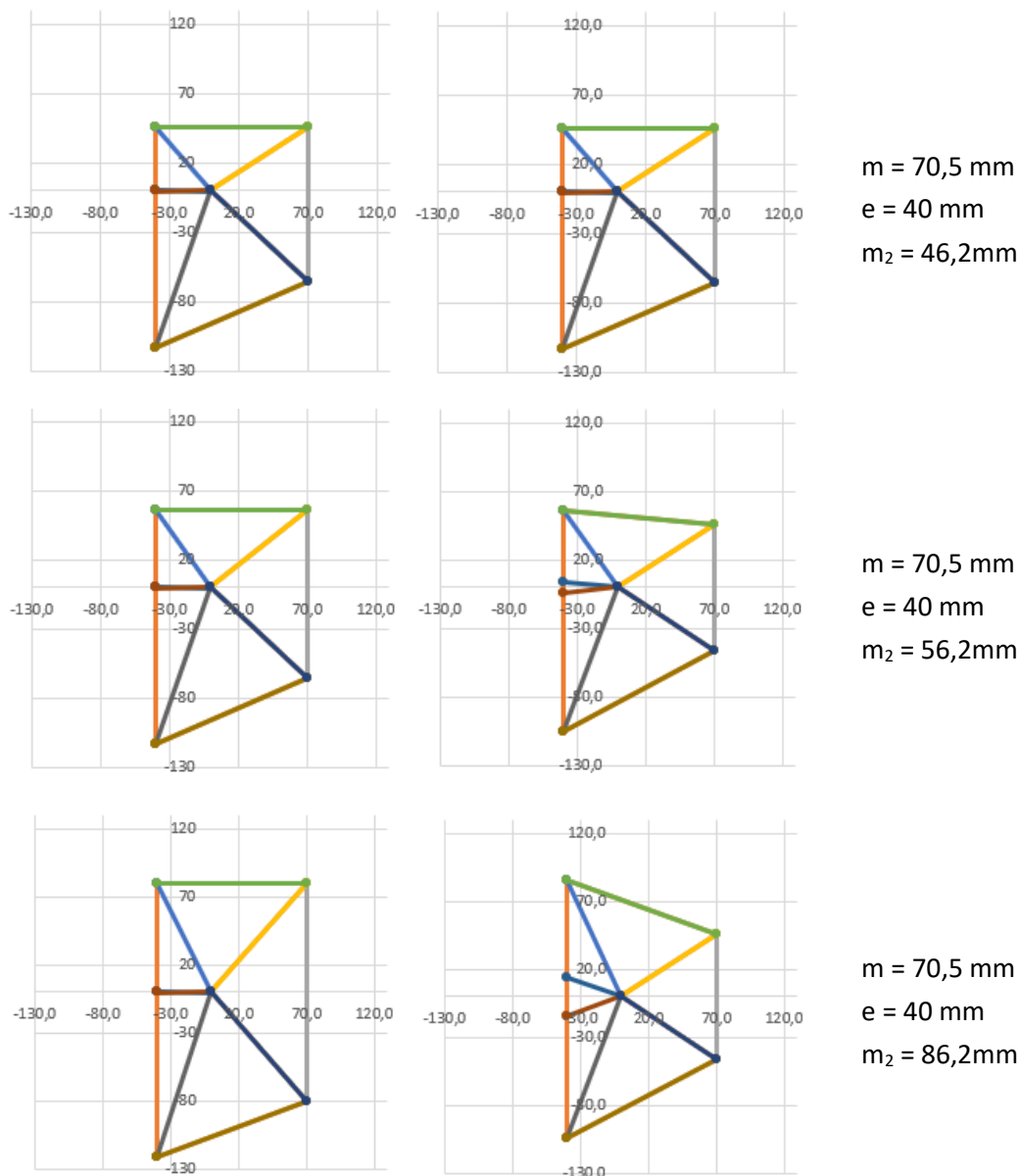


Bild 7.11 Vergleich der Fließmuster bei unterschiedlichen Festlegungen und Geometrie

Die folgende Tabelle dient zur Darstellung der zahlenmäßigen Unterschiede zwischen den Formen und der Berechnungsmethode bei einer gegebenen Geometrie m , e und m_2 .

Tabelle 7.1 Vergleichsrechnung einer bestimmten Schraubenlage zum Steg bei unterschiedlichen Abständen für m_2

Schraubenreihe neben einer Steife Lage Nr. 4 Modus 1 – $l_{\text{eff,nc}}$	m	70,5	70,5	70,5	70,5	70,5	70,5	[mm]
	e	40	40	40	40	40	40	[mm]
	m_2	36,2	46,2	56,2	86,2	106,2	116,2	[mm]
Berechnung nach EC3 Form für $\alpha \cdot m$		382	365	355	339	335	333	[mm]
Berechnung nach PdvV + Form gemäß EC3		412	376	357	341	341	341	[mm]
Berechnung nach PdvV + alternative Form		412	376	355	309	293	288	[mm]

trapezförmige Fließmuster - Schraubenreihe oberhalb des Trägerzugflansches - Lage Nr. 6

Für eine Schraubenreihe im überstehenden Bereich der Stirnplatte werden gemäß EN 1993-1-8 [18] die im Bild 7.12 dargestellten Fließmuster angegeben. Um die wirksame Länge dieser Schraubenreihe zu bestimmen müssen mehrere Fließformen berücksichtigt werden. Für den Modus 1 ist die kürzeste Länge aus allen sechs Formeln und der halben Stirnplattenbreite zu bestimmen, wogegen beim Modus 2 nur die nicht kreisförmigen Muster heranzuziehen sind.

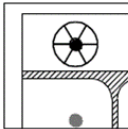
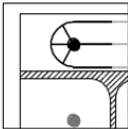
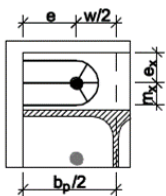
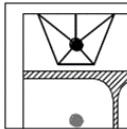
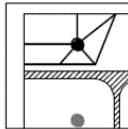
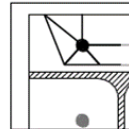
Lage der Schraubenreihe	Schraubenreihe einzeln betrachtet	
	Kreisförmiges Muster	Nicht kreisförmiges Muster
Äußere Schraubenreihe neben Trägerzugflansch	 $l_{\text{eff,cp}} = 2\pi m_x$	 $l_{\text{eff,cp}} = \pi m_x + w$
	 $l_{\text{eff,cp}} = \pi m_x + 2e$	 $l_{\text{eff,nc}} = 4m_x + 1,25e_x$
		 $l_{\text{eff,nc}} = 2m_x + e + 0,625e_x$
		 $l_{\text{eff,nc}} = 2m_x + 0,5w + 0,625e_x$

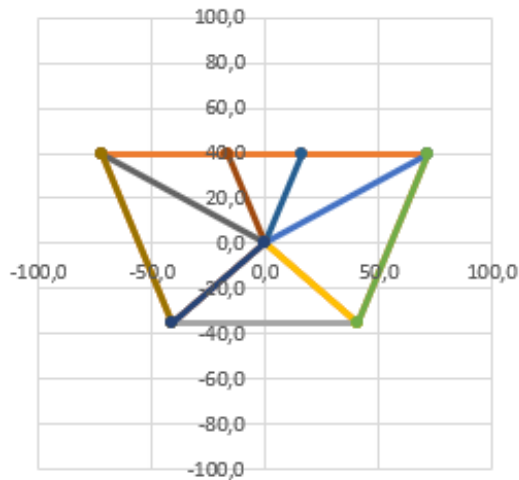
Bild 7.12 Wirksame Länge der kreisförmigen und trapezförmigen Fließmuster für eine Schraubenreihe oberhalb des Trägerzugflansches aus [19]

Analog zu diesen Bestimmungen wurde im Rahmen dieser Arbeit alle nicht kreisförmigen Formen mit Hilfe der Vektorrechnung und des PdvV in der gleichen Vorgehensweise wie bis hierher getrennt nachgebaut und deren Länge bestimmt. Für die symmetrische Trapezform (Lage Nr. 6.1, vgl. Bild 7.13 oben) kann die Berechnung wie bei Lage Nr.2 erfolgen, bis auf die Änderung, dass das Koordinatensystem um 90° verdreht werden muss. Beim zweiten Muster (Lage Nr. 6.2, vgl. Bild 7.13 mitte) muss zusätzlich geändert werden, dass beim Punkt 5 der y-Koordinate 0 und dessen x-Koordinate $-e$ ist (Randabstand nach links). Ebenso muss dessen Verschiebevektor auf 0 geändert werden, da sich dieser Punkt nicht abhebt und in der gleichen unverformten Ebene mit dem Ursprung liegt. Diese Maßnahmen sind ebenfalls für die dritte Figur (Lage Nr. 6.4, vgl. Bild 7.13 unten) zu treffen, mit dem Unterschied, dass die Änderungen den Punkt 2 betreffen und statt e der w -Maß zu verwenden ist. Ergebnisse liegen unterschiedlich über und/oder unter den Ergebnissen von EC3 (Vgl. Tabelle 7.2)

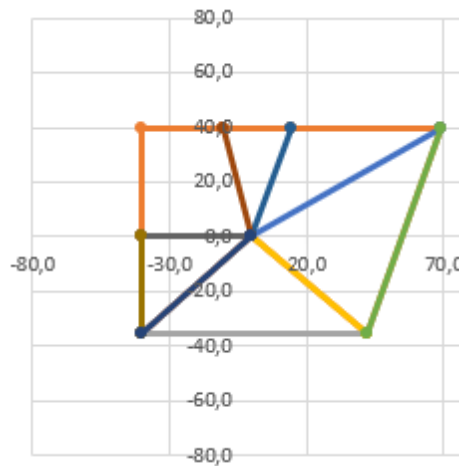
Tabelle 7.2 Vergleichsrechnung einer überstehenden Schraubenlage

Schraubenreihe oberhalb des Trägerzugflansches Lage Nr. 6.i Modus 1 – $l_{\text{eff,nc}}$	m_x	35	[mm]		
	e_x	40	[mm]		
	e	40	[mm]		
	w	100	[mm]		
	Lage Nr.	6.1	6.2	6.4	
Berechnung nach EC3		190	135	145	[mm]
Berechnung nach PdvV		177	148	156	[mm]
Hinweis: für Lage Nr. 6.1-6.4 vergleiche nicht kreisförmige Muster auf Bild 7.12					

Modus 1			
P	e_x	e_y	e_z
0	0,0	0,0	0,0
1	41,1	-35,0	3,5
2	71,7	40,0	3,5
3	16,3	40,0	0,0
4	-16,3	40,0	0,0
5	-71,7	40,0	3,5
6	-41,1	-35,0	3,5
	0,0	0,0	0,0



Modus 1			
P	e_x	e_y	e_z
0	0,0	0,0	0,0
1	41,8	-35,0	3,5
2	68,7	40,0	3,5
3	14,4	40,0	0,0
4	-10,7	40,0	0,0
5	-40,0	0,0	0,0
6	-40,0	-35,0	3,5
	0,0	0,0	0,0



Modus 1			
P	e_x	e_y	e_z
0	0,0	0,0	0,0
1	50,0	-35,0	3,5
2	50,0	0,0	0,0
3	0,0	40,0	0,0
4	-22,2	40,0	0,0
5	-81,4	40,0	3,5
6	-39,8	-35,0	3,5
	0,0	0,0	0,0

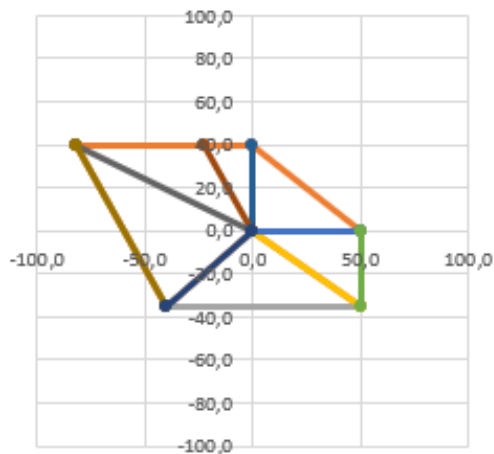


Bild 7.13 Vergleich der Fließmuster für eine Schraubenreihe bei Lage Nr. 6 – Lage Nr. 6.1 oben, Lage Nr. 6.2 mitte und Lage Nr. 6.4 unten

Abschnitt IV – Validierung der FE-Methode

Für die Bearbeitung der Fragestellungen dieser wissenschaftlichen Arbeit wird die FE-Methode angewendet, um möglichst realitätsnahe Ergebnisse zu erhalten, ohne einen zu hohen Rechenaufwand leisten zu müssen. Da die Ergebnisse tatsächlich vom verwendeten FE-Programm und dessen Einstellungen abhängig sind, soll mit Hilfe der Konvergenzstudie die geeignetste Modellierung für die darauffolgende Variantenstudie festgelegt werden.

8 Allgemeines zur FE-Methode

Die Methode der finiten Elemente gilt nach [16] als das umfassendste Berechnungswerkzeug für viele Bereiche des Ingenieurwesens. Die wichtigsten Anwendungsgebiete sind Festigkeits- und Schwingungsberechnungen sowie Temperaturfeldberechnungen. Dieses numerische Verfahren dient vor allem zur Untersuchung bzw. Bearbeitung komplexer und komplizierter Tragwerke sowie Bauteile, die analytisch nicht oder zumindest nur mit enormem Mehraufwand berechenbar sind.

Der Grundgedanke der FE-Methode gemäß [14] ist die Zerlegung (Diskretisierung) des realen Tragwerks bzw. dessen Bauteile in ein Netz von vielen endlichen (finiten) miteinander verbundenen Teile (Elemente), deren mechanische Verhalten durch Näherungsansätze beschrieben wird. Dank dieser Zerlegung kann eine Berechnung für komplexe Strukturen durchgeführt werden, die allerdings nur eine Annäherung der Lösung darstellt. Trotz dieser relativ unvoreilhaftigen Gegebenheit können mit dieser Methode wirklichkeitsnähere Lösungen erbracht werden als mit den klassischen Mitteln der technischen Mechanik. Die in der Baupraxis meist verwendeten Computersoftwarens beruhen auf der Deformationsmethode, auch als Deformations- oder Weggrößenverfahren genannt. Diese geht von unbekanntem Verschiebungen und Verdrehungen aus, die über ein Gleichungssystem berechnet werden.

Die Eigenschaften des Elementkontinuums der finiten Elemente werden an Knotenpunkten beschrieben, die das Bindeglied zwischen den einzelnen Elementen darstellen. Dadurch können die Eigenschaften der gesamten Struktur abgebildet werden. Durch den Bezug auf die Knotenpunkte wird nun ein endliches lösbares Gleichungssystem aufgestellt. Außerdem werden in den Knotenpunkten Weggrößen (Verschiebungen) als Freiheitsgrade definiert. Je Knoten können bis zu sechs Freiheitsgrade (Verschiebungen u_x , u_y , u_z und Verdrehungen ϕ_x , ϕ_y , ϕ_z) auftreten. Die Anzahl der Freiheitsgrade ist von dem zu berechnenden Tragwerk oder Bauteil abhängig. Das Produkt aus der Anzahl der Knotenpunkte und der Freiheitsgrade ergibt die Größe des auf die Knotenpunkte bezogene Gleichungssystem.

Bei der Modellierung können hinsichtlich der Dimension verschiedenartige Elemente unterschieden und verwendet werden, wie zum Beispiel Stabelementen (1D), Balken- und Scheibenelemente (2D) oder Volumenelemente (3D). Des Weiteren müssen Werkstoffdaten, das Materialverhalten und alle Randbedingungen festgelegt bzw. dem Modell hinzugefügt werden. Die Werkstoffdaten unterliegen der Formulierung des Materialgesetzes, das heißt es müssen das E-Modul oder Fließspannungen genannt werden. Beim Materialverhalten werden linear-elastisches, nichtlinear elastisches, elastisch/plastisches oder starr plastisches unterschieden. Schließlich werden über die Randbedingungen Belastungen und die Lagerungen dargestellt.

SCHIER hält in Bezug der Diskretisierung in [16] fest, dass die Form der Aufteilung der Elemente ebenfalls eine entscheidende Frage bei der Zerlegung des Grundgebietes in einzelne Teilgebiete

darstellt. Die Einteilung des Grundgebietes kann grundsätzlich in Dreiecke oder Vierecke erfolgen, wobei auf die Vermeidung von Elementen mit zu spitzen oder zu stumpfen Winkeln geachtet werden sollte, da dadurch numerische Komplikationen entstehen können. Grundsätzlich kann mit einer feineren Diskretisierung, wodurch die Anzahl der Elemente und Knoten stets steigt, eine „bessere oder genauere“ Annäherung an das Grundgebiet erzielt werden. Des Weiteren ist festzulegen, welchen Grad an Ansatzfunktionen die Elemente aufweisen sollen. Elemente niedrigen Grades, das heißt jene mit linearer Ansatzfunktion, nutzen drei Knoten bei dreiecksförmiger und

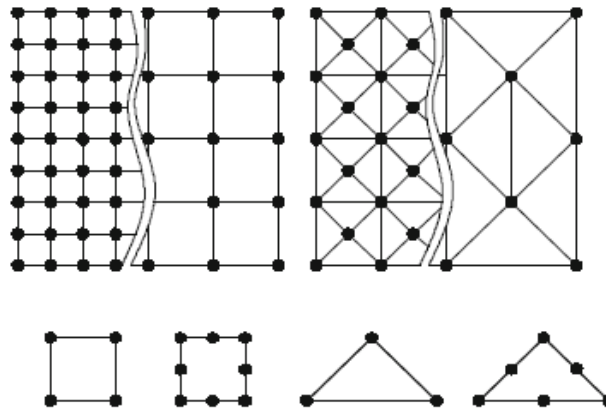


Bild 8.1 Feine und grobe Diskretisierung mit rechteckförmigen oder dreieckigen Elementen nach [16]

vier Knoten bei viereckiger Elementform, wogegen Elemente höheren Grades (quadratische Ansatzfunktion) mit sechs bzw. acht Knoten genutzt werden. (vgl. Bild 8.1)

Zum Thema der Modellierung wird in [16] darauf aufmerksam gemacht, dass die Ergebnisse einer FE-Berechnung nur so sinnvoll und brauchbar sein können, wie die Richtigkeit der Umsetzung eines physikalischen Modells in ein zutreffendes rechnerisches Modell ist. Aus diesem Grund kann unter dem Begriff Modellierung die Idealisierung des realen Bauteils verstanden werden. Aus [16] Kapitel 1.1.2 kann ein Beispiel bezüglich dieser Aufgabenstellung und aus [16] Kapitel 1.1.4 der Vorgang der Modellbildung entnommen werden. Aus einer übersichtsmäßigen Analyse der Ergebnisse der Idealisierung wird eine wichtige Aufgabe des Anwenders, nämlich die richtige Einschätzung konstruktiv relevanter Anforderungen, erkennbar. Die Anwendung bzw. Nutzung einer strukturellen Denkweise ist also erforderlich, um die Gefahr der mangelnden Modellbeschreibung vorzubeugen.

Nach der Berechnung müssen die erhaltenen Ergebnisse kritisch hinterfragt bzw. überprüft werden und ihre fachliche Beurteilung kann ausschließlich vom Anwender erbracht werden. Daher sind sowohl seine Kenntnisse und Erfahrungen mit der FEM-Software als auch sein fundiertes physikalisch-technisches Know-how gefragt. Zudem ist es vernünftig parallel eine Übersichtsrechnung mit den Mitteln der klassischen Mechanik durchzuführen, um damit die FE-Ergebnisse auf Plausibilität zu überprüfen. In wenigen Fällen, in denen komplexe Bauteile mit schwierigem Materialverhalten simuliert werden muss, kann sogar erforderlich sein, das Modell zusätzlich über Versuche zu verifizieren.

Die wichtigsten Vor- und Nachteile der FEM wurden gemäß [14] im Folgenden zusammengefasst:

- + Die Berechnung von komplexen Systemen in relativ kurzer Zeit möglich
- + Beliebige Geometrien, Belastungen und Lagerungen können dabei berücksichtigt werden
- + Nichtlineare sowie dynamische Untersuchungen können durchgeführt werden
- + Berechnung nach Theorie 2. und 3. Ordnung ist mit relativ wenig Zusatzaufwand möglich

- Die Eingabe und Änderung großer 3D-Tragwerke ist aufwendig und verlangt höchste Präzision
- Bei großen und komplexen Tragwerken besteht die Gefahr der Verlust an Übersicht
- Es können Modellierungsfehler auftreten
- Die Nachvollziehbarkeit der Ergebnisse ist aufwendig und verlangt ausreichende Kenntnisse
- Erfahrungen des Anwenders in der 3D-Modellierung sind erforderlich
- Die Methode ist „nur“ eine Näherungsberechnung
- An singulären Stellen wird keine korrekte Lösung erbracht

Um Aufgaben unabhängig von einem FE-Programmsystem beschreiben zu können und damit das Problem der Unterschiedlichkeit der FE-Programme hinsichtlich Eingabe, Bedienung und Nutzung zu überbrücken schlägt SCHIER in seinem Buch [16] die Einführung bzw. Verwendung einer Berechnungstafel nach Bild 8.2 vor, mit der der Ablauf einer Berechnung nach finiten Elementen in Form von neutralen Daten und Angaben vorgegeben werden kann. Sie enthält die allgemeine Befehlsfolge und dient als Mithilfe für eine geregelte und methodische Arbeitsweise. Des Weiteren wird die Verwendung einer Bildfolge vorgeschlagen, in der Eingaben und Ergebnisse zahlenmäßig und graphisch dargestellt werden. (vgl. Bild 8.3) Zu beachten ist, dass die Angaben in der Berechnungstafel allgemein gehalten sind und daher ihre Anpassung an die verwendete Software vom Anwender durchgeführt werden muss. Im Gegensatz dazu sind die Informationen in der Bildfolge lediglich als Lösung der Aufgabe zu verstehen und sind somit vom verwendeten Programm unabhängig. Das Beispiel für einen Musterablauf an einem einfachen Stabmodell wird in [16] Abschnitt 1.4.2 beschrieben.

Muster	Allgemeine Befehlsfolge
Name	Zur Speicherung der FE-Rechnung muss ein Datei-Name vergeben werden. Im Text wird das Anwendungsbeispiel mit FE-A "Datei-Name" bezeichnet.
Elemente	Mit der Wahl der Elemente wird maßgeblich die Modellbildung bestimmt. Mit Stabelementen und Flächenelementen lassen sich z. B. keine Volumenmodelle erstellen. Ein ganz bestimmtes Werkstoffverhalten erfordert auch die Festlegung des dafür geeigneten Elements. Die Elementwahl ist deshalb auch die wichtigste Entscheidung .
Werkstoffe	Die notwendigen Werkstoffdaten sind anzugeben. Das Werkstoffverhalten ist zu charakterisieren. Eine Analyse zur Beanspruchung des untersuchten Bauteils unterstützt die Entscheidung.
Geometrie	Die Geometrieerstellung wird über Knotenkoordinaten mit anschließender Elementebildung oder über Koordinaten von Geometriepunkten mit anschließender Linien-, Flächen-, Volumenbildung realisiert.
Vernetzung	Die Vernetzung ist abhängig von der vorangegangenen Geometrieerstellung. Wurde das Modell über Knoten und Elemente generiert, entfällt dieser Punkt. Da aber wegen der günstigeren Arbeitsweise die meisten FE-Modelle aus Geometriemodellen gebildet werden, müssen Angaben zur Vernetzung eingegeben werden.
Randbedingungen	Es werden z. B. Beanspruchungen und Lagerungen definiert. Allgemein ausgedrückt erfolgt die Festlegung der Freiheitsgrade am Modell.
Berechnung und Ergebnisse	Der Typ der Rechnung ist zu definieren. Durch Elementwahl, Werkstoffdaten und Randbedingungen sind bereits Vorentscheidungen getroffen, die in den meisten Fällen einen bestimmten Rechnungstyp erzwingen. Die Darstellung der Ergebnisse ist vom Berechnungsziel abhängig. Mitunter reicht es aus, nur Zahlenwerte auszulesen. Häufiger wird eine grafische Darstellung des Modells erforderlich sein.
<i>x , y , z Koordinaten im globalen kartesischen Koordinatensystem, U_x , U_y , U_z , ROT_x , ROT_y , ROT_z Verschiebungen und Verdrehungen, K Keypoint (Geometriepunkt im CAD-Modell), L Line (Linie im CAD-Modell), N Node (Knoten im FE-Modell), E Element (Element im FE-Modell), FE-A Finite Elemente Anwendungsbeispiel,</i>	

Bild 8.2 Muster der Berechnungstafel für FE-Anwendungen – Teil allgemeine Befehlsfolge nach [16]

Muster	Bildfolge
Geometrie	Unabhängig vom verwendeten FE- oder CAD-Programm ist mit den Eingaben der allgemeinen Befehlsfolge die abgebildete Geometrie zu erreichen.
Vernetzung Randbedingungen	Die Ergebnisse der FE-Rechnung sind bezogen auf das abgebildete Netz und die Randbedingungen. Deshalb muss unabhängig vom verwendeten FE-Programm eine Übereinstimmung erzielt werden.
Grafische Ergebnisse	Die Verformungs- und Spannungsdarstellung liefert neben qualitativen auch quantitative Werte, die durch Graustufungen und ihre Verteilungen sichtbar und vergleichbar werden.

Bild 8.3 Muster der Berechnungstafel für FE-Anwendungen – Teil Bildfolge nach [16]

8.1 Zur verwendeten FE-Software Dlubal RFEM

8.1.1 Kontrolle der Eingabedaten

Vor der Berechnung wird in [15] Abschnitt 7 empfohlen eine Überprüfung der Modell- und Belastungsdaten sowie der Modellierung durchzuführen. Dies kann mit Hilfe der Anwendung Plausibilitätskontrolle erfolgen. Dabei kontrolliert das Programm, ob die Angaben für jedes Modell- und Belastungsobjekt vollständig vorliegen, die Bezüge der Datensätze sinnvoll definiert sind und die Modellierung stimmig ist. Dadurch können eventuelle Eingabefehler schnell erkannt und behoben werden. Ergänzend zur allgemeinen Plausibilitätskontrolle kann mit der anderen Anwendung Modellkontrolle gezielt nach Unstimmigkeiten gesucht werden, die sich im Zuge der Modellierung eingeschlichen haben.

8.1.2 FE-Netz

Gemäß [15] können mittels RFEM Stäbe, Platten, Scheiben oder Volumenkörper analysiert werden. Noch bevor eine Berechnung durchgeführt wird, muss das FE-Netz generiert werden, um die entsprechenden 1D-, 2D- und 3D-Elemente zu erzeugen. Das Tragwerk wird demnach in kleine Teilsysteme, in die finiten Elemente, aufgeteilt. Im Hintergrund werden für die erzeugten Elemente Gleichgewichtsbeziehungen aufgestellt, woraus sich ein lineares Gleichungssystem mit sehr vielen Unbekannten ergibt. Je feiner das FE-Netz gewählt wird, desto mehr können präzise Ergebnisse erwartet werden. Allerdings ist dies mit dem Nachteil, die Verlängerung der benötigten Rechenzeit wegen der großen Datenmenge, verbunden, da für jeden weiteren FE-Knoten zusätzliche Gleichungen zu lösen sind. Zudem sind Singularitätseffekte bei einem feinmaschigen Netz verstärkt zu vermerken. Als Orientierung für die anzustrebende Seitenlänge der finiten Elemente dient gemäß [15] die folgende Empfehlung: *„Es sollen etwa acht bis zehn Elemente zwischen den Randlinien einer Fläche generiert werden. Eine Mindestanzahl von vier Elementen sollte nach Möglichkeit nicht unterschritten werden.“*

Erfreulicherweise bietet RFEM einige Möglichkeiten zur Beeinflussung der Netzgestaltung und der Kriterien der Netzqualität. In Bezug auf die Einstellungen bei Flächen können die im Bild 8.4 dargestellten Parameter genutzt werden, um möglichst sinnvolle und zufriedenstellende Resultate zu erbringen. Laut [15] werden die genauesten Ergebnisse für jene Elemente ermittelt, die einem Quadrat möglichst nahekommen. Bei einem Quadrat ist das Verhältnis der Diagonalen $D_1/D_2 = 1,0$. Im Eingabefeld *Maximales Verhältnis der FE-Viereck-Diagonalen* kann der Grenzwert ΔD dieses Diagonalenverhältnisses angegeben werden. Es ist ratsam ΔD so nah wie möglich an dem Wert 1,0 anzusetzen, da ansonsten, bei einem größeren Wert die Gefahr besteht, dass die Elemente mit sehr spitzen oder überstumpfen Winkeln generiert und deshalb numerische Probleme erzeugt werden.

Die Form der Finiten Elemente kann ebenfalls beeinflusst werden. Standardmäßig schlägt RFEM die Form für *Drei- und Vierecke* vor. Die Variante *Nur Dreiecke* kann gewählt werden, falls Vierecke zu einem sehr verzerrten Netz führen. Falls die Verzerrung keine Probleme mit sich bringt ist es wegen der erhöhten Ergebnisgenauigkeit ratsam, die dritte Variante *Nur Vierecke* zu bevorzugen. Mit der Option *Ausgerichtetes FE-Netz* versucht das Programm, das FE-Netz an die Berandungslinien der Flächen anzupassen. Ein ausgerichtetes Netz wird ausschließlich aus Vierecken gebildet, das in der Regel gemäß [15] „genauere“ Ergebnisse liefert.

Die Generierung des allgemeinen FE-Netzes kann durch FE-Netzverdichtungen modifiziert werden. Solche Netzverdichtungen sind vor allem an Stellen konzentrierter Belastung (Anschlussbereiche) anzuordnen, da damit die Größe der generierten Elemente verkleinert und damit auch deren Verzerrungen minimiert werden können. Somit kann dank der FE-Netzverdichtungen ein guter Kompromiss zwischen Ergebnisgenauigkeit und Rechenzeit erreicht werden.

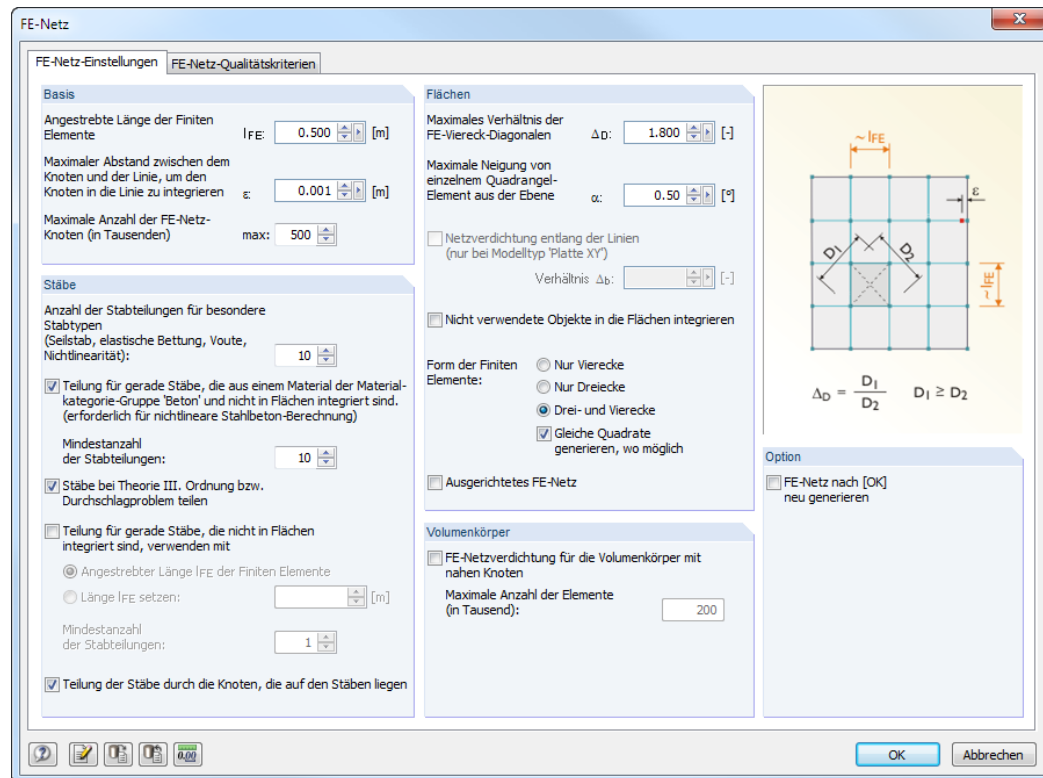


Bild 8.4 Einstellungen des FE-Netzes im Programm Dlubal RFEM [15]

Weitere nützliche Hinweise bezüglich Diskretisierung und zur Methode der finiten Elemente können aus [14] entnommen werden.

Im Folgenden werden die Grundlagen der FE-Analyse in RFEM im Hinblick auf die FE-Netzgestaltung der unterschiedlichen Elementtypen erläutert bzw. der Vollständigkeit halber dokumentiert und dafür aus dem Handbuch [15] zitiert:

- bzgl. 1D-Elemente *Für Stabelemente wird angenommen, dass der Querschnitt bei der Verformung eben bleibt. Zur Abbildung von Balken, Fachwerkstäben, Rippen, Seilen und starren Kopplungen werden 1D-Stabelemente benutzt. Ein 1D-Stabelement hat insgesamt zwölf Freiheitsgrade: sechs am Anfang und sechs am Ende des Elements. Dabei handelt es sich um die Verschiebungen (u_x, u_y, u_z) und um die Verdrehungen ($\varphi_x, \varphi_y, \varphi_z$). Für die Berechnung nach Theorie III. Ordnung ist eine FE-Netzverdichtung der Linien [...] zu empfehlen, damit die Ergebnisse exakt ermittelt werden können.*
- bzgl. 2D-Elemente *Als 2D-Elemente werden in der Regel Viereckelemente verwendet. Wo es erforderlich ist, fügt der Netzgenerierer Dreieckelemente ein. Die Freiheitsgrade der Vierecks- und Dreieckelemente sind in den Knotenpunkten die gleichen wie bei 1D-Elementen. [...] Dadurch wird die Verträglichkeit zwischen 1D- und 2D-Elementen in den Knoten garantiert. Die Parameter sind im ebenen lokalen Element-Koordinatensystem*

definiert und werden beim Zusammenstellen der globalen Steifigkeitsmatrix in das globale Koordinatensystem umgerechnet.

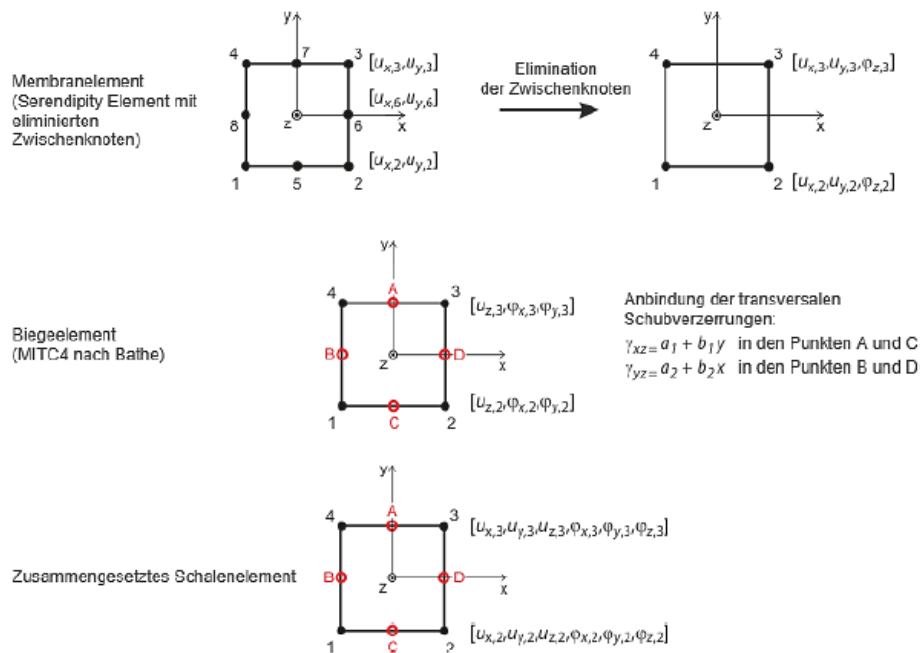


Bild 8.5 Verwendete Ansatzfunktionen für 2D Objekte im Programm Dlubal RFEM [15]

- bzgl. 3D-Elemente „In RFEM sind folgende 3D-Elemente implementiert: Tetraeder, Pentaeder (Prisma, Pyramide) und Hexaeder. Auf eine ausführliche Darstellung der verwendeten Elemente und Matrizen wird hier verzichtet.“

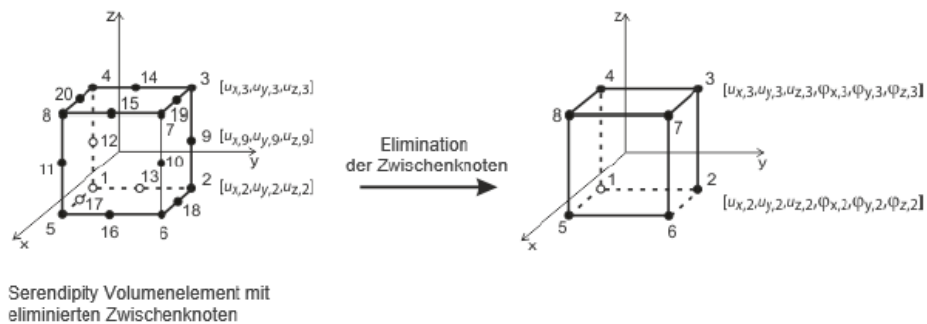


Bild 8.6 Verwendete Ansatzfunktionen für 3D Objekte im Programm Dlubal RFEM [15]

9 Konvergenzstudie zu Standardmodellen

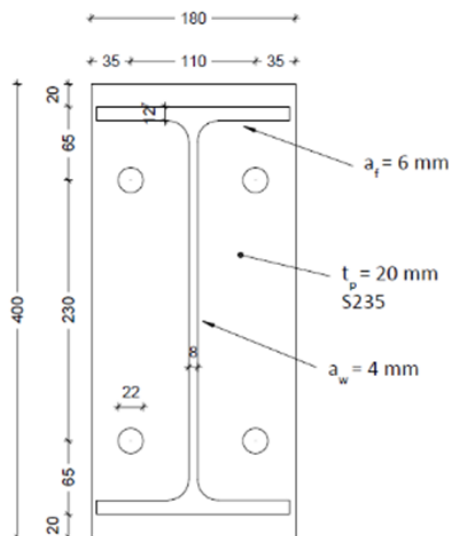
Im Rahmen der folgenden Konvergenzstudien wird die erwähnte FE-Methode mit der Software Dlubal RFEM angewendet. Darüber hinaus dienen Ergebnisse des vorgestellten Federmodells und anderer ingenieurmäßigen Handrechnungen als Vergleich.

9.1 Untersuchung Nr. 1 – Variation der Lagerung und der Netzteilung

Im Rahmen dieser ersten Untersuchung soll der Einfluss der unterschiedlichen Einstellungen hinsichtlich der Modelllagerung und der Netzfeinheit festgestellt werden, um eine passende endgültige Einstellung für alle weiteren Untersuchungen zu finden.

9.1.1 Referenzmodell und Eingabeparameter

Gegenstand dieser Untersuchung ist ein Stirnplattenanschluss mit einem Standard I-Profil, der aus [5] S. 130 gewählt wurde. Bezüglich der Anschlussgeometrie entspricht er bis auf die Plattenstärke und den Schraubendurchmesser dem Beispiel 1. im Abschnitt 5.1.2. (vgl. Bild 9.1) Die Belastung wurde selbstständig ausgesucht, mit einer Zugkraft von 20 kN und einem Biegemoment von 50 kNm.



Stahlgüte der Stirnplatte:	S235	$f_{y,p} = 23,5 \text{ kN/cm}^2$
Stahlgüte des Profils:	S235	$f_{y,p} = 23,5 \text{ kN/cm}^2$
Teilsicherheitsbeiwert:		$\gamma_{M0} = 1,00$
Schraubengröße:	M20	$d_0 = 22 \text{ mm}; A_s = 2,45 \text{ cm}^2$
Profil:	IPE 360	$N_{pl,Rd} = A \cdot \sigma_{Rd} = 72,7 \cdot 23,5 = 1708 \text{ kN}$
Schweißnahtdicke		$a_f = 6 \text{ mm}; a_w = 4 \text{ mm}$
		(Schweißnaht ist für die Berechnung irrelevant!)

Bild 9.1 Anschlussgeometrie und zugehörige Angaben aus [5]

Als Information zur FE-Berechnung dienen folgende Anmerkungen: Alle Schrauben werden über einen Stab mit der Querschnittsfläche der Schraube M20 modelliert. Für deren Lagerung werden Punktlager vorgesehen, die nur bei Zugbelastung wirksam sind. Die allgemeine FE-Netz-Einstellung betreffend werden die Standardeinstellungen verwendet, wobei die Form der Elemente über Drei- oder Vierecke generiert werden. Die Vierecke haben ein maximales Diagonalenverhältnis ΔD von 1,80. Darüber hinaus werden im Umkreis der Schrauben sowie entlang den Flansche und dem Steg FE-Netzverdichtungen generiert. Im gesamten Modell wird als Material Baustahl S235 ($E = 21.000 \text{ kN/cm}^2$, $G = 8.076,92 \text{ kN/cm}^2$) mit einem isotrop linear elastischen Materialverhalten verwendet. Die kraftübertragende Fläche zwischen Stirnplatte und Schraube (Stab) wurde als starre Fläche (unendlich große Dicke) definiert. Die Berechnung erfolgt nach Theorie I. Ordnung (linear), wobei das Berechnungsverfahren nach Newton-Raphson für das System der nichtlinearen Gleichungen angewendet wird. Es wurde überprüft, ob eine Berechnungsart nach Theorie II. oder III. Ordnung relevante Unterschiede bei den Ergebnissen mit sich bringt. Dies war nicht der Fall und daher wird die Einstellung (mit I. Ordnung) beibehalten. Die Lagerung bzw. Bettung der Platte fällt bei einer Zugbelastung aus. Das Bettungsmodul wird für jede Modellvariante (MV) unterschiedlich gewählt. Die Größe der Elemente des FE-Netzes wird ebenso variiert, um ein ausreichend feines Netz festlegen zu können. (vgl. Tabelle 9.1)

9.1.2 Ergebnisse der Berechnung

Im Folgenden wurden ausgewählte Ergebnisse der FE-Berechnung für jede Modellvariante (MV) tabellarisch zusammengefasst:

Tabelle 9.1 Ergebnisse der FE-Analyse bei Variation der Bettung und der Netzteilung

Modell-variante		Eingabeparameter		Ergebnisse				
		Bettung [kN/m ³]	Netzteilung [mm]	Schraubenkraft [kN]		Verformung [mm]		
				rechts	links	u _{Global}	u _x	u _z
FE-Berechnung mit RFEM	1	1*10 ⁶	20	122,09 0,00	122,83 0,00	17	2,8 -8,4	15,1
	2	2*10 ⁶	20	121,01 0,00	121,56 0,00	9,1	1,7 -4,3	8,1
	3	1*10 ⁷	20	114,39 0,00	114,38 0,00	2,7	0,8 -1,0	2,5
	4	2*10 ⁷	20	109,50 0,00	109,27 0,00	1,8	0,6 -0,6	1,7
	5	1*10 ⁸	20	101,45 0,00	100,99 0,00	1,1	0,5 -0,3	1,0
	6	2*10 ⁸	20	100,94 0,00	100,27 0,00	1,0	0,5 -0,2	0,8
	7	starr	20	105,38 9,50	104,37 10,00	0,8	0,4 0,0	0,7
	8	2*10 ⁶	10	121,21 0,00	121,46 0,00	9,1	1,7 -4,3	8,1
	9	2*10 ⁷	10	109,38 0,00	109,63 0,00	1,8	0,6 -0,6	1,7
	10	2*10 ⁸	10	100,76 0,00	101,18 0,00	1,0	0,5 -0,2	0,8
	11	starr	10	104,84 9,40	105,35 10,11	0,8	0,4 0,0	0,7
Federmodell ¹	12	1*10 ⁷	-	155,11 0,00	155,11 0,00	-	-	-
	13	2*10 ⁷	-	113,14 0,00	113,14 0,00	-	-	-
	14	1*10 ⁸	-	99,00 0,00	99,00 0,00	-	-	-
	15	2*10 ⁸	-	96,07 0,00	96,07 0,00	-	-	-
	16	starr	-	86,67 18,68	86,67 18,68	-	-	-
HR ²	17	starr	-	96,60 0,00	96,60 0,00	-	-	-

Hinweise zur Tabelle:

Falls in einer Zelle der Spalten „Schraubenkraft“ oder „Verformung“ jeweils 2 Werte angegeben werden, so steht der obere Wert für die obere (erste) Schraubenreihe bzw. für den oberen Anschlussbereich (Platte/Träger) und der untere Wert für die untere (zweite) Schraubenreihe bzw. für den unteren Anschlussbereich. Falls in einer Zelle nur ein Wert angegeben wird, wurde das maximale Ergebnis vom Gesamtmodell herangezogen.

¹ gewählte Teilung der Druckfläche 10/10

² konservative Handrechnung zur Ermittlung der Schraubenkraft

$$F_{t,Ed} = \frac{M_{Ed}}{h_{eff} \cdot n_{eff}} + \frac{N}{n_{eff}} \quad \text{dabei ist } n_{eff} \text{ ist die Anzahl der Schrauben im Zugbereich}$$

und h_{eff} ist der Hebelarm zwischen Mitte der Druckflansches und Schraubenachse

9.1.3 Interpretation der Ergebnisse und Plausibilitätskontrolle

Folgende Erkenntnisse können aus den Ergebnissen der Modellvarianten gemäß Tabelle 9.1 festgehalten werden:

- Bezüglich der Lagerung bzw. Bettung

Durch das gewählte Bettungsmodul wird beeinflusst, wie stark sich die Kopfplatte eindrücken kann bzw. wie groß die Druckzone wird. Je weicher der Bettungsmodul c_u , desto höher ist der Druckbereich und desto geringer die maximale Kontaktspannung. Der Schwerpunkt des Druckbereichs beeinflusst wiederum die Länge des Hebelarmes zur Zugkomponente und folglich auch die Zugbeanspruchung in den Schrauben.

Bei den Modellvarianten 1 bis 4 sowie 8 und 9 wurde das Bettungsmodul eindeutig zu klein gewählt, was daran zu erkennen ist, dass die Eindrückung der Platte unrealistisch hoch ist. (vgl. σ_x in Tabelle 9.1) Nach Meinung des Verfassers ist die Flächenlagerung einer Stirnplatte grundsätzlich besser bzw. steifer als bei diesen Modellvarianten angenommen. Im Falle eines Trägerstoßes, bei dem **beide** Platten eine Dicke von 20 mm aufweisen, könnte das Bettungsmodul c_u über die maximal zulässige Spannung σ_{zul} und der maximal zulässigen Stauchung f_{zul} (Grenzwert $\varepsilon_{zul} = 4 ‰$) folgendermaßen ermittelt werden:

$$c_u = \frac{\sigma_{zul}}{f_{zul}} = \frac{f_{y,d}}{2 \cdot t_p \cdot \varepsilon_{zul}} = \frac{23,5 \text{ kN/cm}^2}{2 \cdot 2 \text{ cm} \cdot 0,004} \cdot 10^6 = 1,47 \cdot 10^9 \text{ kN/m}^3$$

In RFEM kann die Bettung maximal mit dem Wert von $2,0 \cdot 10^8 \text{ kN/m}^3$ gerechnet werden. Die Modellvarianten 6 und 10 bringen mit 100 kN die geringsten Zugkräfte und sind somit der konservativen und oft angewendeten Handrechnung am nächsten.

Die oben genannten Schlussfolgerungen führen zu dem Ergebnis, dass für die weiteren Berechnungen eine starre Lagerung bzw. eine Lagerung mit Bettungsmodul von $2,0 \cdot 10^8 \text{ kN/m}^3$, die der Berechnung vom Bettungsmodul von realen Stahlkopfplatten am nächsten kommen, am sinnvollsten ist.

Die Nichtlinearität der Schrauben sowie der Bettung wurde zufriedenstellend idealisiert. Da der zweite (untere) Schraubenreihe schon im Druckbereich liegt, fällt sie aus und wird demnach nicht an der Kraftübertragung beteiligt. Ein Auftreten von Abstützkräfte auf der Höhe der ersten (oberen) Schraubenreihe am äußeren Rand der Platte konnte ebenfalls erkannt werden. Aus Interesse wurde zusätzlich untersucht, in wie Fern sich die Kraftverteilung der Schrauben ändert, falls eine zusätzliche Schraubenreihe unmittelbar unter der ersten bzw. obersten Reihe angeordnet wird. Da die oberste Schraubenreihe am nächsten zum Zugbereich liegt, übernimmt diese die Zugbelastung und es treten gleichzeitig Abstützkräfte auf deren Höhe auf. Dies hat zur Folge, dass diese zusätzliche bzw. in diesem Fall zweite Schraubenreihe (wegen Kontakt hinter der Platte) ausfällt und somit keine Kräfte übernimmt.

- Bezüglich der Netzteilung

Wie aus Tabelle 9.1 ersichtlich, wurde die Größe der Elemente des FE-Netzes mit 20 mm und 10mm gewählt. Nach den Berechnungen wurde festgestellt, dass die beiden feineren FE-Netze im Hinblick auf die Ergebnisse keinen erwähnenswerten Unterschied aufweisen. Für die weiteren Berechnungen wird die grobe FE-Netzteilung von 20 mm herangezogen, da dadurch der Rechenaufwand und damit die dafür benötigte Zeit reduziert bzw. minimal gehalten werden kann.

9.2 Untersuchung Nr. 2 – Variation der Plattenstärke

Mit dieser Untersuchung soll das Konvergenzverhalten des FE-Modells beobachtet werden, wobei zwei wesentliche Parameter variiert werden. Ziel ist eine mögliche Feststellung, welche Unterschiede sich in den Auswirkungen der zwei aus Abschnitt 9.1 gewählten Lagerungsarten sowie zwischen den unterschiedlichen Plattenstärken aufweisen.

9.2.1 Referenzmodell und Eingabeparameter

Für dieses Vorhaben wurden zwei standardmäßige Stirnplattenanschlüsse (Typ IH1) aus dem Tabellenwerk [26] übernommen und als FE-Modelle nachgebaut. Das erste Modell hat demnach die Geometrie der Verbindung Nr. 99 gemäß Bild 9.2. Für das zweite wurde ein Querschnitt ausgesucht, der ein ähnliches Widerstandsmoment wie der von Nr. 99 aufweist. Ein wesentlicher Unterschied zwischen den beiden Querschnitten ist deren Höhe, die den nutzbaren Hebelarm zwischen Druck- (Platte/Flansch) und Zugresultierenden (Schraube) stark beeinflusst. Für beide Modelle wird sowohl eine elastische (isotrop linear elastisches Materialverhalten) als eine plastische Berechnung (isotrop nichtlinear elastisches Materialverhalten) durchgeführt.

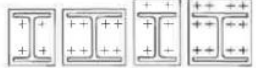
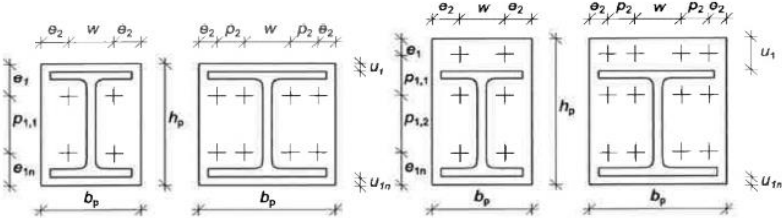
Momenten tragfähige Träger-Stützenanschlüsse und Trägerstöße mit Stirnplatte															IH																																																																																																																																																								
Abmessungen															10.9																																																																																																																																																								
<p>Typ IH1 und IH2: (bündige Stirnplatte) Typ IH3 und IH4: (überstehende Stirnplatte)</p>  <p> a_t : Kehlnahtdicke an den Trägerflanschen a_w : Kehlnahtdicke am Trägersteg t_p : Stirnplattendicke $S_{j,ini}$: Anfangsrotationssteifigkeit </p>															<p align="center">Abmessungen (in mm) und Steifigkeiten (in MNm/rad)</p> <table border="1"> <thead> <tr> <th rowspan="2">Nr.</th> <th colspan="3">Anschluss</th> <th colspan="3">Stirnplatte</th> <th colspan="6">Stirnplattengeometrie</th> <th colspan="2">Kehln.</th> <th colspan="5">Steifigkeit $S_{j,ini}$ (S235 / S355)</th> </tr> <tr> <th>Trägerprofil</th> <th>Typ</th> <th>Schr. 10.9</th> <th>t_p</th> <th>b_p</th> <th>h_p</th> <th>e_1</th> <th>$p_{1,1}$</th> <th>$p_{1,2}$</th> <th>e_{1n}</th> <th>u_1</th> <th>u_{1n}</th> <th>w</th> <th>p_2</th> <th>e_2</th> <th>a_w</th> <th>a_t</th> <th>ohne Stütze</th> <th>IPE</th> <th>HEA</th> <th>HEB</th> <th>HEM</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td rowspan="6">99</td> <td rowspan="6">IPE 380</td> <td rowspan="6">IH1.1</td> <td rowspan="6">M 20</td> <td rowspan="6">30</td> <td rowspan="6">170</td> <td rowspan="6">400</td> <td rowspan="6">75</td> <td rowspan="6">250</td> <td rowspan="6"></td> <td rowspan="6">75</td> <td rowspan="6">20</td> <td rowspan="6">20</td> <td rowspan="6">90</td> <td rowspan="6"></td> <td rowspan="6">40</td> <td rowspan="6">3</td> <td rowspan="6">5</td> <td rowspan="6">83,47</td> <td colspan="5">Trägerstoß</td> </tr> <tr> <td>/</td> <td>/</td> <td>/</td> <td>31,465</td> </tr> <tr> <td>24,583</td> <td>/</td> <td>25,262</td> <td>26,965</td> </tr> <tr> <td>17,803</td> <td>/</td> <td>23,82</td> <td>26,965</td> </tr> <tr> <td>17,502</td> <td>19,075</td> <td>20,612</td> <td>26,965</td> </tr> <tr> <td>15,788</td> <td>17,735</td> <td>20,612</td> <td>26,965</td> </tr> <tr> <td>14,449</td> <td>14,118</td> <td>19,099</td> <td>20,965</td> </tr> <tr> <td rowspan="6">570</td> <td rowspan="6">HEB 240</td> <td rowspan="6">IH1.1</td> <td rowspan="6">M 24</td> <td rowspan="6">30</td> <td rowspan="6">240</td> <td rowspan="6">280</td> <td rowspan="6">90</td> <td rowspan="6">100</td> <td rowspan="6"></td> <td rowspan="6">90</td> <td rowspan="6">20</td> <td rowspan="6">20</td> <td rowspan="6">120</td> <td rowspan="6"></td> <td rowspan="6">60</td> <td rowspan="6">5</td> <td rowspan="6">5</td> <td rowspan="6">31,84</td> <td colspan="5">Trägerstoß</td> </tr> <tr> <td>/</td> <td>7,408</td> <td>10,315</td> <td>14,583</td> </tr> <tr> <td>9,792</td> <td>8,39</td> <td>10,293</td> <td>12,776</td> </tr> <tr> <td>9,396</td> <td>8,39</td> <td>10,167</td> <td>12,776</td> </tr> <tr> <td>5,918</td> <td>8,314</td> <td>9,02</td> <td>12,018</td> </tr> <tr> <td>5,578</td> <td>7,794</td> <td>9,02</td> <td>12,018</td> </tr> <tr> <td>5,378</td> <td>8,161</td> <td>7,716</td> <td>12,018</td> </tr> </tbody> </table>															Nr.	Anschluss			Stirnplatte			Stirnplattengeometrie						Kehln.		Steifigkeit $S_{j,ini}$ (S235 / S355)					Trägerprofil	Typ	Schr. 10.9	t_p	b_p	h_p	e_1	$p_{1,1}$	$p_{1,2}$	e_{1n}	u_1	u_{1n}	w	p_2	e_2	a_w	a_t	ohne Stütze	IPE	HEA	HEB	HEM	99	IPE 380	IH1.1	M 20	30	170	400	75	250		75	20	20	90		40	3	5	83,47	Trägerstoß					/	/	/	31,465	24,583	/	25,262	26,965	17,803	/	23,82	26,965	17,502	19,075	20,612	26,965	15,788	17,735	20,612	26,965	14,449	14,118	19,099	20,965	570	HEB 240	IH1.1	M 24	30	240	280	90	100		90	20	20	120		60	5	5	31,84	Trägerstoß					/	7,408	10,315	14,583	9,792	8,39	10,293	12,776	9,396	8,39	10,167	12,776	5,918	8,314	9,02	12,018	5,578	7,794	9,02	12,018	5,378	8,161	7,716	12,018
Nr.	Anschluss			Stirnplatte			Stirnplattengeometrie						Kehln.		Steifigkeit $S_{j,ini}$ (S235 / S355)																																																																																																																																																								
	Trägerprofil	Typ	Schr. 10.9	t_p	b_p	h_p	e_1	$p_{1,1}$	$p_{1,2}$	e_{1n}	u_1	u_{1n}	w	p_2	e_2	a_w	a_t	ohne Stütze	IPE	HEA	HEB	HEM																																																																																																																																																	
99	IPE 380	IH1.1	M 20	30	170	400	75	250		75	20	20	90		40	3	5	83,47	Trägerstoß																																																																																																																																																				
																			/	/	/	31,465																																																																																																																																																	
																			24,583	/	25,262	26,965																																																																																																																																																	
																			17,803	/	23,82	26,965																																																																																																																																																	
																			17,502	19,075	20,612	26,965																																																																																																																																																	
																			15,788	17,735	20,612	26,965																																																																																																																																																	
14,449	14,118	19,099	20,965																																																																																																																																																																				
570	HEB 240	IH1.1	M 24	30	240	280	90	100		90	20	20	120		60	5	5	31,84	Trägerstoß																																																																																																																																																				
																			/	7,408	10,315	14,583																																																																																																																																																	
																			9,792	8,39	10,293	12,776																																																																																																																																																	
																			9,396	8,39	10,167	12,776																																																																																																																																																	
																			5,918	8,314	9,02	12,018																																																																																																																																																	
																			5,578	7,794	9,02	12,018																																																																																																																																																	
5,378	8,161	7,716	12,018																																																																																																																																																																				

Bild 9.2 Geometrie der Anschlüsse Nr. 99 und 570 aus [26]

In einem weiteren Schritt werden die beiden gegebenen Geometrien derart abgeändert, dass der Schraubenabstand zum äußeren Plattenrand e kleiner wird. Demnach wird bei beiden Modellen der innere Schraubenabstand w gemäß Bild 9.2 vergrößert. Beim Anschluss Nr. 99 wird w auf 110 mm und beim Anschluss Nr. 570 auf 160 mm geändert. Als Belastung wird für beide Modelle das jeweilige maximal zulässige Biegemoment $M_{y,Rd}$ nach [26] angesetzt. Das bedeutet für den Anschluss Nr. 99 eine Belastung von 108,2 kNm und für Nr. 570 94,0 kNm.

Die aus Abschnitt 9.1 gewonnenen Erkenntnisse bezüglich der Bettungszahl und Netzteilung werden genutzt. Die Lagerung der Platte wirkt nach wie vor nur auf Druckbelastung und die Auflager der Schrauben fallen auf Druckbelastung aus. Die allgemeinen FE-Netz-Einstellungen bleiben ebenso unverändert und die Größe der FE-Netzteilung wird mit 20 mm festgelegt. FE-Netzverdichtungen werden wiederum im Umkreis der Schrauben sowie entlang den Flanschen und dem Steg angeordnet. Ebenfalls werden keine Änderungen hinsichtlich der Berechnungstheorie und des -verfahrens vorgenommen. Im verwendeten FE-Programm können bei den globalen Berechnungsparameter die Anzahl der Laststufen für Lastfälle sowie die maximale Anzahl der Iterationen auch eingestellt werden, d.h. zum Beispiel 5 Laststufen mit je maximal 50 Iterationen (5/50). Mit der Anzahl an Iterationen wird die höchstmögliche Anzahl an Rechendurchläufen festgelegt. Eine iterative Berechnung ist bei Analysen nach Theorie II. und III. Ordnung sowie bei nichtlinear wirkenden Objekten erforderlich. Nachdem die Standardeinstellung mit 5/50 für die Analysen mit nichtlinear elastischem Materialverhalten zu keiner richtigen Konvergenz führte wurde sie für alle Berechnungen auf 4/80 geändert.

Bei dieser Untersuchung wird die Bettung entweder als komplett „starr“ oder mit der maximal einstellbaren Bettungszahl von $2,0 \cdot 10^8 \text{ kN/m}^3$ gewählt. (vgl. Tabelle 9.2) Darüber hinaus wird die Plattenstärke variiert, um deren Einfluss auf die Schraubenbeanspruchung erkennen zu können. Dabei werden auch für Plattenstärken von 100-500 mm Berechnungen durchgeführt, um das Verhalten einer starren Stirnplatte, die beim Federmodell angesetzt wird, zu untersuchen. Im ersten Schritt werden für alle Flächen bei beiden Grundgeometrien das Material Baustahl S235 ($E = 21.000 \text{ kN/cm}^2$, $G = 8.076,92 \text{ kN/cm}^2$) mit einem isotrop linear elastischem Materialverhalten gewählt und in einem zweiten Schritt wird generell das Materialverhalten auf isotrop nichtlinear elastisch geändert, was also bedeutet, dass die Flächen plastizieren können. Diese Vorkehrungen wurden ebenso für die beiden abgeänderten Geometrien beibehalten.

9.2.2 Ergebnisse der Berechnungen

Im Folgenden werden ausgewählte Ergebnisse für die beiden originalen Anschlüsse tabellarisch zusammengefasst. Die Ergebnisse aus der elastischen und der plastischen Analyse werden getrennt.

Übersicht für die folgenden Tabellen

- | | | | | | |
|---|-------------|---------|---------|--------------------|------------------------------|
| • | Tabelle 9.2 | IPE 360 | w=90mm | Nr. 99 aus [26] | elast. und plast. Berechnung |
| • | Tabelle 9.3 | IPE 360 | w=110mm | Nr. 99 abgeändert | elast. und plast. Berechnung |
| • | Tabelle 9.4 | HEB 240 | w=120mm | Nr. 570 aus [26] | elast. und plast. Berechnung |
| • | Tabelle 9.5 | HEB 240 | w=160mm | Nr. 570 abgeändert | elast. und plast. Berechnung |

Tabelle 9.2 Anschluss Nr. 99 aus [26] IPE 360 w = 90mm – elastische und plastische FE-Berechnung

Modell- variante		Eingabeparameter		Ergebnisse					
		Bettung [kN/m ³] C _u	Plattenstärke [mm] t _p	Schraubenkraft [kN]		Verformung [mm]			
				elastisch F _{t,Ed}	plastisch F _{t,Ed}	elastisch		plastisch	
						U _{Global}	U _x	U _{Global}	U _x
FE-Berechnung mit RFEM	1	2*10 ⁸	10	217,85 0,00	-	3,2	1,8 -0,5	-	-
	2	2*10 ⁸	15	201,62 0,00	-	2,1	1,0 -0,5	-	-
	3	2*10 ⁸	20	193,98 0,00	189,64 0,00	1,6	0,7 -0,5	2,3	1,2 -0,3
	4	2*10 ⁸	30	192,42 0,00	192,11 0,00	1,3	0,6 -0,4	1,3	0,5 -0,2
	5	2*10 ⁸	50	198,59 0,00	198,55 0,00	1,1	0,5 -0,4	1,0	0,5 -0,2
	6	2*10 ⁸	100	201,40 0,00	201,40 0,00	1,0	0,5 -0,4	1,0	0,5 -0,2
	7	2*10 ⁸	200	201,40 0,00	201,39 0,00	1,0	0,5 -0,2	1,0	0,5 -0,2
	8	2*10 ⁸	500	201,65 0,00	201,66 0,00	1,0	0,4 -0,2	1,0	0,4 -0,2
	9	starr	10	225,75 21,14	-	2,4	1,5 -0,3	-	-
	10	starr	15	202,98 14,14	-	1,7	0,9 -0,3	-	-
	11	starr	20	191,28 9,46	189,19 20,07	1,3	0,7 -0,3	1,7	0,9 -0,2
	12	starr	30	181,13 4,07	181,17 4,25	1,0	0,6 -0,3	1,0	0,6 -0,1
	13	starr	50	182,31 0,99	182,37 0,97	0,9	0,5 -0,3	0,9	0,5 0,0
	14	starr	100	175,23 6,64	175,26 6,65	0,8	0,4 -0,3	0,8	0,4 0,0
	15	starr	200	164,61 21,48	164,58 21,53	0,7	0,4 0,0	0,7	0,4 0,0
	16	starr	500	162,08 29,59	162,07 29,62	0,7	0,4 0,0	0,7	0,4 0,0
Federmodell ¹	17	2*10 ⁸	-	203,40 0,00		-	0,2 -0,14	-	0,2 -0,14
	18	starr	-	175,10 37,74		-	0,17 0,0	-	0,17 0,0
HR ²	19	starr	-	181,15 0,00		-	-	-	-
DAST	-	30	≤ 176,40 *		-	-	-	-	-
Hinweise zur Tabelle									
Falls in einer Zelle der Spalten „Schraubenkraft“ oder „Verformung“ jeweils 2 Werte angegeben werden, so steht der obere Wert für die obere (erste) Schraubenreihe bzw. für den oberen Anschlussbereich (Platte/Träger) und der untere Wert für die untere (zweite) Schraubenreihe bzw. für den unteren Anschlussbereich. Falls in einer Zelle nur ein Wert angegeben wird, wurde das maximale Ergebnis vom Gesamtmodell herangezogen.									
¹ gewählte Teilung der Druckfläche 10/10									
² konservative Handrechnung zur Ermittlung der Schraubenkraft analog zur Tabelle 9.1									
* Zugtragfähigkeit F _{t,Rd} der Schraube M20 10.9									

Tabelle 9.3 Anschluss IPE 360 w = 110 mm – elastische und plastische FE-Berechnung

Modell- variante		Eingabeparameter		Ergebnisse					
		Bettung [kN/m ³] C _u	Plattenstärke [mm] t _p	Schraubenkraft [kN]		Verformung [mm]			
				elastisch F _{t,Ed}	plastisch F _{t,Ed}	elastisch		plastisch	
						U _{Global}	U _x	U _{Global}	U _x
FE-Berechnung mit RFEM	1	2*10 ⁸	10	230,49 6,63	-	4,0	2,3 -0,5	-	-
	2	2*10 ⁸	15	207,76 0,00	-	2,4	1,2 -0,5	-	-
	3	2*10 ⁸	20	196,57 0,00	197,33 0,00	1,8	0,8 -0,4	3,1	1,8 -0,3
	4	2*10 ⁸	30	192,14 0,00	191,67 0,00	1,4	0,6 -0,4	1,4	0,6 -0,2
	5	2*10 ⁸	50	198,23 0,00	198,25 0,00	1,1	0,5 -0,3	1,1	0,5 -0,2
	6	2*10 ⁸	100	201,31 0,00	201,33 0,00	1,0	0,5 -0,3	1,0	0,5 -0,2
	7	2*10 ⁸	200	201,36 0,00	201,37 0,00	1,0	0,5 -0,2	1,0	0,5 -0,2
	8	2*10 ⁸	500	201,64 0,00	201,64 0,00	1,0	0,4 -0,2	1,0	0,4 -0,2
	9	starr	10	249,35 24,43	-	2,9	1,9 -0,3	-	-
	10	starr	15	223,54 17,79	-	1,9	1,1 -0,2	-	-
	11	starr	20	202,63 11,96	208,50 28,44	1,4	0,8 -0,2	2,1	1,2 -0,2
	12	starr	30	180,61 5,21	180,58 5,62	1,1	0,6 -0,2	1,1	0,6 -0,1
	13	starr	50	182,03 1,16	182,09 1,14	0,9	0,5 -0,1	0,9	0,5 0,0
	14	starr	100	175,15 6,70	175,19 6,71	0,8	0,4 -0,1	0,8	0,4 0,0
	15	starr	200	164,58 21,54	164,56 21,59	0,7	0,4 0,0	0,7	0,4 0,0
	16	starr	500	162,06 29,63	162,06 29,66	0,7	0,4 0,0	0,7	0,4 0,0
Federmodell ¹	17	2*10 ⁸	-	203,40 0,00	-	-	0,2 -0,14	-	0,2 -0,14
	18	starr	-	175,10 37,74	-	-	0,17 0,0	-	0,17 0,0
HR ²	19	starr	-	181,15 0,00	-	-	-	-	-
DAST	-	30	≤ 176,40 *		-	-	-	-	-
Hinweise zur Tabelle									
Falls in einer Zelle der Spalten „Schraubenkraft“ oder „Verformung“ jeweils 2 Werte angegeben werden, so steht der obere Wert für die obere (erste) Schraubenreihe bzw. für den oberen Anschlussbereich (Platte/Träger) und der untere Wert für die untere (zweite) Schraubenreihe bzw. für den unteren Anschlussbereich. Falls in einer Zelle nur ein Wert angegeben wird, wurde das maximale Ergebnis vom Gesamtmodell herangezogen.									
¹ gewählte Teilung der Druckfläche 10/10									
² konservative Handrechnung zur Ermittlung der Schraubenkraft analog zur Tabelle 9.1									
* Zugtragfähigkeit F _{t,Rd} der Schraube M20 10.9									

Tabelle 9.4 Anschluss Nr. 570 aus [26] HEB 240 w = 120 mm – elastische und plastische FE-Berechnung

Modell- variante		Eingabeparameter		Ergebnisse					
		Bettung [kN/m ³] C _u	Plattenstärke [mm] t _p	Schraubenkraft [kN]		Verformung [mm]			
				elastisch F _{t,Ed}	plastisch F _{t,Ed}	elastisch		plastisch	
				U _{Global}	U _x	U _{Global}	U _x		
FE-Berechnung mit RFEM	1	2*10 ⁸	10	344,98 51,34	-	6,9	3,4 -0,5	-	-
	2	2*10 ⁸	15	328,77 9,11	-	3,7	1,9 -0,4	-	-
	3	2*10 ⁸	20	322,02 0,00	-	2,9	1,3 -0,4	-	-
	4	2*10 ⁸	30	320,00 0,00	317,65 0,00	2,0	0,8 -0,3	2,2	0,9 -0,3
	5	2*10 ⁸	50	317,35 0,00	317,39 0,00	1,6	0,6 -0,3	1,5	0,5 -0,3
	6	2*10 ⁸	100	311,20 0,00	311,22 0,00	1,3	0,5 -0,3	1,3	0,5 -0,2
	7	2*10 ⁸	200	310,02 0,00	310,03 0,00	1,3	0,4 -0,3	1,3	0,4 0,2
	8	2*10 ⁸	500	310,16 0,00	310,17 0,00	1,2	0,4 -0,3	1,2	0,4 -0,2
	9	starr	10	414,99 101,74	-	5,6	3,0 -0,2	-	-
	10	starr	15	341,76 63,30	-	3,0	1,7 -0,2	-	-
	11	starr	20	311,52 39,23	-	2,3	1,1 -0,1	-	-
	12	starr	30	299,09 18,94	297,08 34,45	1,5	0,7 -0,1	1,6	0,8 -0,1
	13	starr	50	280,30 23,23	280,34 21,93	1,1	0,5 0,0	1,0	0,5 -0,1
	14	starr	100	233,00 55,81	232,89 54,07	0,8	0,4 0,0	0,8	0,4 -0,1
	15	starr	200	214,66 80,91	214,61 80,66	0,7	0,3 0,0	0,7	0,3 0,0
	16	starr	500	210,24 89,15	210,22 89,19	0,6	0,3 0,0	0,6	0,3 0,0
Federmodell ¹	17	2*10 ⁸	-	304,10 0,00		-	0,21 -0,20	-	0,21 -0,20
	18	starr	-	225,60 96,1		-	0,15 0,0	-	0,15 0,0
HR ²	19	starr	-	291,02 0,00		-	-	-	-
DAS ^t	-	30	≤ 254,20 *		-	-	-	-	-

Hinweise zur Tabelle
 Falls in einer Zelle der Spalten „Schraubenkraft“ oder „Verformung“ jeweils 2 Werte angegeben werden, so steht der obere Wert für die obere (erste) Schraubenreihe bzw. für den oberen Anschlussbereich (Platte/Träger) und der untere Wert für die untere (zweite) Schraubenreihe bzw. für den unteren Anschlussbereich. Falls in einer Zelle nur ein Wert angegeben wird, wurde das maximale Ergebnis vom Gesamtmodell herangezogen.

¹ gewählte Teilung der Druckfläche 10/10
² konservative Handrechnung zur Ermittlung der Schraubenkraft analog zur Tabelle 9.1
 * Zugtragfähigkeit F_{t,Rd} der Schraube M24 10.9

Tabelle 9.5 Anschluss mit HEB 240 w = 160 mm – elastische und plastische FE-Berechnung

Modell- variante		Eingabeparameter		Ergebnisse					
		Bettung [kN/m ³] C _u	Plattenstärke [mm] t _p	Schraubenkraft [kN]		Verformung [mm]			
				elastisch F _{t,Ed}	plastisch F _{t,Ed}	elastisch		plastisch	
						U _{Global}	U _x	U _{Global}	U _x
FE-Berechnung mit RFEM	1	2*10 ⁸	10	381,60 48,11	-	8,5	4,8 -0,5	-	-
	2	2*10 ⁸	15	355,45 6,35	-	4,5	2,5 -0,4	-	-
	3	2*10 ⁸	20	339,27 0,00	-	3,2	1,0 -0,4	-	-
	4	2*10 ⁸	30	325,39 0,00	321,70 0,00	2,2	0,9 -0,3	2,4	1,1 -0,3
	5	2*10 ⁸	50	317,30 0,00	317,34 0,00	1,6	0,6 -0,3	1,6	0,6 -0,3
	6	2*10 ⁸	100	310,91 0,00	310,93 0,00	1,3	0,5 -0,3	1,3	0,5 -0,2
	7	2*10 ⁸	200	309,92 0,00	309,93 0,00	1,3	0,4 -0,3	1,3	0,4 0,2
	8	2*10 ⁸	500	310,13 0,00	310,13 0,00	1,2	0,4 -0,3	1,2	0,4 -0,2
	9	starr	10	481,87 87,80	-	6,8	4,1 -0,2	-	-
	10	starr	15	388,97 59,52	-	3,6	2,1 -0,2	-	-
	11	starr	20	346,27 40,16	-	2,5	1,4 -0,1	-	-
	12	starr	30	317,63 25,22	315,48 22,42	1,7	0,8 -0,1	1,9	1,0 -0,1
	13	starr	50	283,68 21,95	283,70 23,20	1,1	0,5 0,0	1,1	0,5 -0,1
	14	starr	100	233,55 54,05	233,46 52,82	0,8	0,4 0,0	0,8	0,4 -0,1
	15	starr	200	214,79 80,58	214,74 80,99	0,7	0,3 0,0	0,7	0,3 0,0
	16	starr	500	210,25 89,14	210,23 89,17	0,6	0,3 0,0	0,6	0,3 0,0
Federmodell ¹	17	2*10 ⁸	-	304,10 0,00		-	0,21 -0,20	-	0,21 -0,20
	18	starr	-	225,60 96,1		-	0,15 0,0	-	0,15 0,0
HR ²	19	starr	-	291,02 0,00		-	-	-	-
DAST	-	30	≤ 254,20 *		-	-	-	-	

Hinweise zur Tabelle
 Falls in einer Zelle der Spalten „Schraubenkraft“ oder „Verformung“ jeweils 2 Werte angegeben werden, so steht der obere Wert für die obere (erste) Schraubenreihe bzw. für den oberen Anschlussbereich (Platte/Träger) und der untere Wert für die untere (zweite) Schraubenreihe bzw. für den unteren Anschlussbereich. Falls in einer Zelle nur ein Wert angegeben wird, wurde das maximale Ergebnis vom Gesamtmodell herangezogen.

¹ gewählte Teilung der Druckfläche 10/10
² konservative Handrechnung zur Ermittlung der Schraubenkraft analog zur Tabelle 9.1
 * Zugtragfähigkeit F_{t,Rd} der Schraube M24 10.9

9.2.3 Interpretation der Ergebnisse und Plausibilitätskontrolle

Um die erhaltenen Ergebnisse aus Tabelle 9.2 bis Tabelle 9.5 am einfachsten und schnellsten interpretieren zu können wurden sie in Diagramme übertragen, die in Bild 9.3 und Bild 9.4 dargestellt sind. Im Grunde stehen bei jedem Modell Ergebnisse aus vier verschiedenen Berechnungsvarianten zur Verfügung. Diese vier Varianten sind:

- weiche Bettung – elastisches Materialverhalten
- weiche Bettung – plastisches Materialverhalten
- starre Bettung – elastisches Materialverhalten
- starre Bettung – plastisches Materialverhalten

Zunächst kann festgestellt werden, dass im Zuge der plastischen Berechnungen auf Grund der fehlenden Konvergenz nicht für jede Plattenstärke Ergebnisse erbracht werden konnten. Nachdem stets eine Belastung angesetzt wurde, die für geringe Dicken zu hoch ist und daher zu viel von der Platte plastiziert, ist dieser Ausgang plausibel. Sofern gleichartige Lagerungen miteinander verglichen werden, spielt es im Hinblick auf die Auflagerkräfte $F_{t,Ed}$ kaum bis gar keine Rolle, ob die Berechnungen elastisch oder plastisch durchgeführt wurden. Deshalb ist es sinnvoller, die beiden gegensätzlichen Lagerungsarten miteinander zu vergleichen und die plastischen Ergebnisse zu vernachlässigen.

Einer der wesentlichen Unterschiede zwischen weicher und starrer Bettung ist die Differenz in der Höhe der Auflagerkräfte $F_{t,Ed}$. Die Aussage aus Abschnitt 9.1.3, je weicher die Lagerung der Platte desto größer die Zugbeanspruchung der Schrauben, kann hier nicht mehr pauschal behauptet werden, da vor allem die gewählte Plattenstärke und geringfügig das Materialverhalten ebenfalls eine Rolle spielen. Aus den Ergebnissen lässt sich generell feststellen, dass ab einer Plattenstärken von 30 mm eine weiche Lagerung unabhängig von Materialverhalten höhere Auflagerkräfte verursacht als eine starre. Dies lässt sich damit begründen, dass bei diesen Modellen die Stirnplatte als starr angesehen werden kann. Bei Plattenstärken unter 30 mm tendiert allerdings dieses Verhalten in die umgekehrte Richtung. Sofern mit elastischen Flächen gerechnet wird oder im Zuge der plastischen Berechnung das Modell nicht versagt erhöht sich die Schraubenbeanspruchung, da sich die Abstützkräfte wegen des steifen Untergrundes auch erhöhen.

Die wahrscheinlich wichtigsten Resultate liegen jedoch in beiden Diagrammen an der Stelle $t_p = 30\text{mm}$, da die Referenzgeometrien gemäß [26] diese Plattenstärke aufweisen. An dieser Stelle ist erkennbar, dass die Berechnungen mit starrer Lagerung der Tragfähigkeiten der Schrauben laut Eurocode 3 am nächsten kommen. Dadurch kann behauptet werden, dass den Angaben bezüglich der Tragfähigkeit in [26] eine starre Lagerung zugrunde liegen muss, da sonst die Zugtragfähigkeit der Schrauben überschritten wird. Obwohl mit den Ergebnissen der beiden Modelle mit dem Querschnitt IPE360 der vermutete Schnittpunkt gut abgebildet werden konnte, war es bei den Geometrien mit HEB240 trotz starrer Bettung nicht möglich, die Tragfähigkeit laut EC3 zu erreichen.

Über die Analyse der abgeänderten Anschlussformen konnte festgestellt werden, dass die Lage der Schrauben zwischen Steg und Plattenrand in Bezug auf das Auftreten von Abstützkräften von großer Bedeutung ist. Bei gleicher Plattenstärke und größerem inneren Schraubenabstand werden höhere Abstützkräfte verursacht, was durch die zusätzliche Biegung der Platte verursacht wird. Dieser Effekt der Abstützung wird zum einen mit zunehmend steiferer Bettung oder bei schwächeren Stirnplatten noch deutlicher.

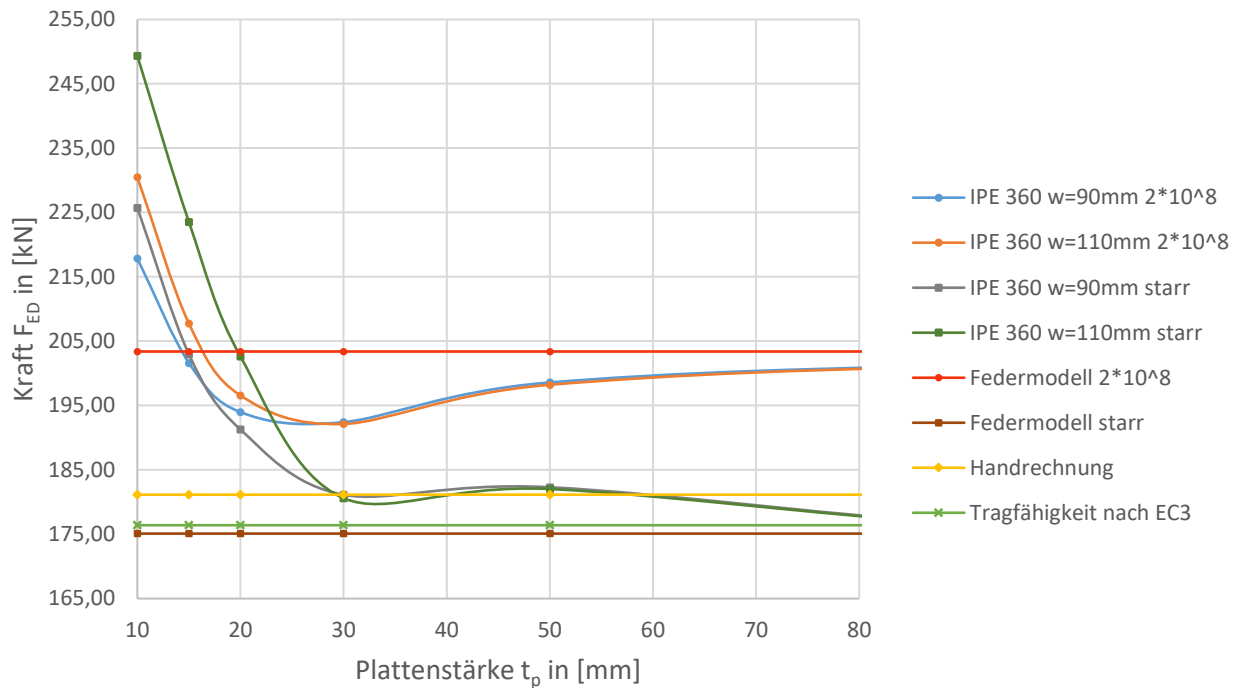


Bild 9.3 Verlauf der Schraubenbeanspruchung der IPE-Anschlüsse in Abhängigkeit der Plattenstärke lt. FE-Berechnung mit linear elastischem Materialverhalten

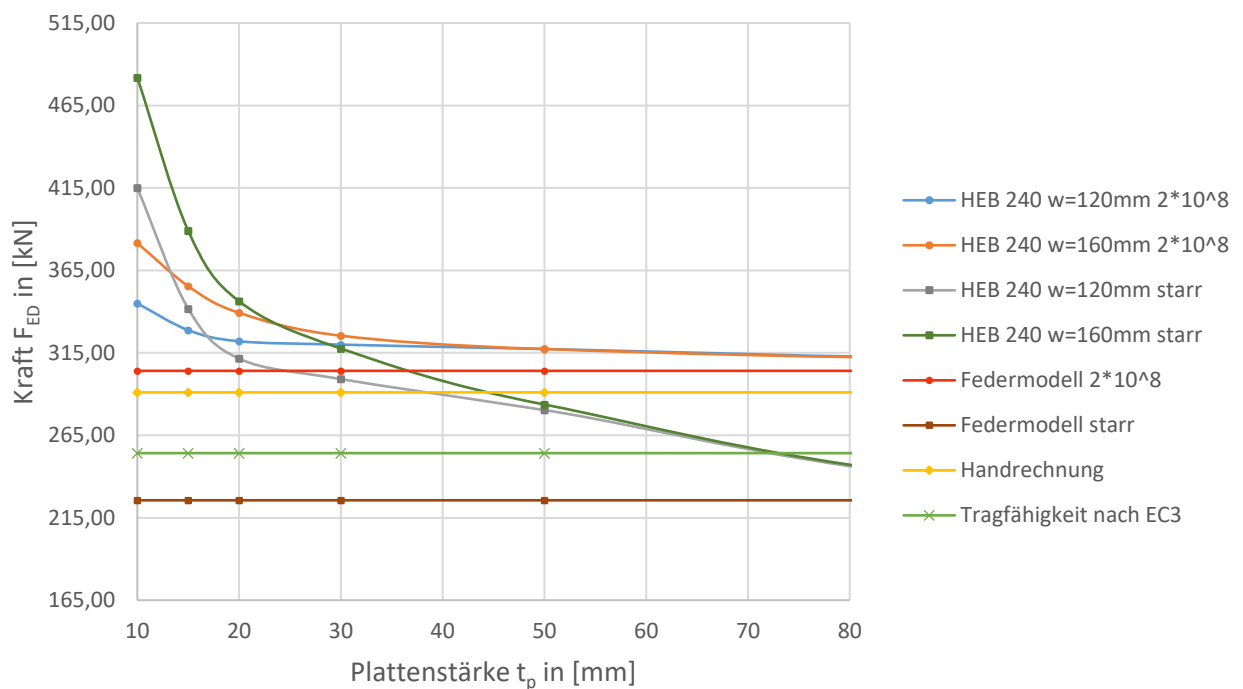


Bild 9.4 Verlauf der Schraubenbeanspruchung der HEB-Anschlüsse in Abhängigkeit der Plattenstärke lt. FE-Berechnung mit linear elastischem Materialverhalten

10 Variantenstudie für ausgewählte Anschlussformen

In diesem Abschnitt werden numerische Untersuchungen für selbständig festgelegte Anschlussformen durchgeführt. Dabei wird versucht, eine Klarheit zu schaffen, welche Auswirkung das gegebene Anschlussprofil, die Lage der Schrauben und die zufolge der wirksamen Länge l_{eff} erforderliche Plattendicke auf die Ergebnisse für Verformungen, Auflagerkräfte (= Zugkraft in den Schrauben), auftretende Kontaktspannungen oder auf den Anteil der plastizierten Elemente hat.

10.1 Anschlussform Nr. 1 – einfach symmetrischer Anschluss mit T-Profil

10.1.1 Modellgeometrie und Eingabeparameter

Im Folgenden wird ein Stirnplattenanschluss mittels einem T-Profil, der einen HEB 240 ohne einen zweiten Flansch entspricht, und 2 Schrauben in einer horizontalen Schraubenreihe betrachtet. Die Grundabmessungen sind daher teilweise zum zweiten Versuchsmodell aus Abschnitt 9.2 ähnlich. (vgl. Bild 10.1) Für dieses Modell wurde festgelegt, dass alle Teile des Profils als starre Flächen modelliert werden, um damit den Effekt eines überbeanspruchten Profils bzw. die Auswirkung einer plastischen Umlagerung im Steg ausschließen zu können. Das Ebenbleiben der Querschnitte wird damit aufrechterhalten. (vgl. Bild 10.2) Ein weiterer Vorteil bei Berechnungen mit starren Flächen ist, dass für solche Flächentypen im Vergleich zu Standardflächen weniger Ergebnisse ermittelt werden müssen und damit die Rechenzeit kürzer ist.

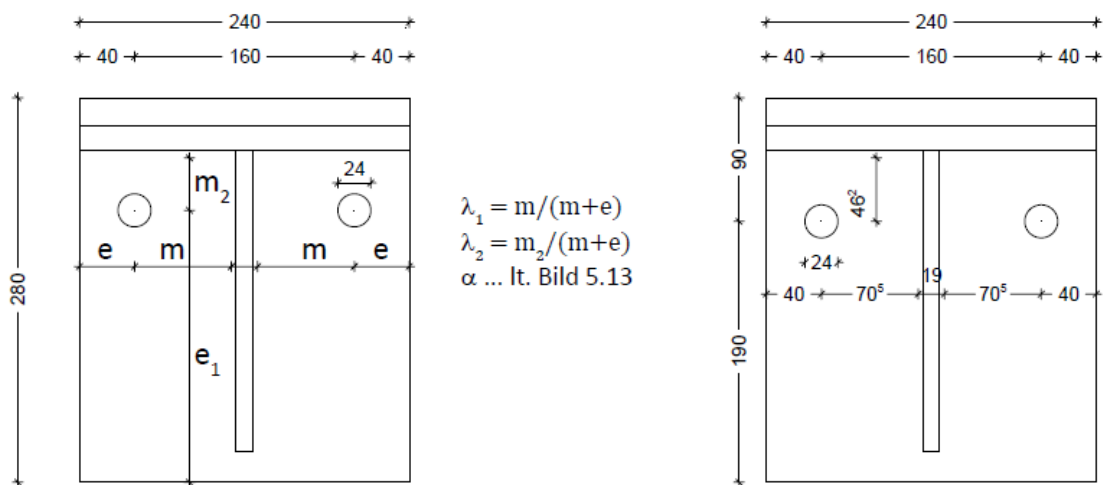


Bild 10.1 Stirnplattenanschluss mit einfach symmetrischem Profil (S235) und zwei Schrauben (M24)
 Geometrie mit Eingabeparameter (links) und Anordnung 3 (rechts)

Im Rahmen dieser Analyse wird die im Bild 10.1 links dargestellte Grundgeometrie verwendet, wobei die Lage der Schrauben zum Flansch verändert wird. Als Belastung wird am Ende des Steges immer die Summe der maximalen Zugtragfähigkeiten der beiden Schrauben mit $2 \cdot 254,2 \text{ kN} = 508,4 \text{ kN}$ in der jeweiligen Ebene der Schrauben mittig angesetzt. Somit werden keine exzentrischen Belastungen modelliert, wodurch erwartet werden kann, dass das jeweils wirksame T-Stück stets nur durch eine Zugnormalkraft beansprucht wird.

Die Analyse besteht aus drei Schritten. Zunächst wird über die Anwendung des Federmodells die Beanspruchung der maßgebenden Schrauben zufolge der zuvor erwähnten Belastung berechnet.

Dieses liefert für jede Anordnung eine Schraubenkraft von $F_{t,Ed} = 254,2 \text{ kN}$. Im nächsten Schritt soll die erforderliche Dicke der Stirnplatte bestimmt werden. Die Berechnung erfolgt über die Formel

$$t_{p,erf} = \sqrt{\frac{4 \cdot F_{t,Ed} \cdot l}{l_{eff,i} \cdot f_{y,d}}} \quad (56)$$

Dabei sind:	$F_{t,Ed}$	Einwirkung auf die maßgebende Schraube laut Federmodell
	l	Länge des belasteten Kragarmes (als ein Stirnplattenstreifen)
	$l_{eff,i}$	wirksame Länge des T-Stummels nach EC3 oder PdvV
	$f_{y,d}$	Festigkeit der Stirnplatte

Der Wert für $l_{eff,i}$ wird sowohl mit den empirischen Formeln gemäß **EC3** als auch über die Anwendung der in Abschnitt 7.5 vorgestellten Methode (**PdvV**) bestimmt und anschließend miteinander verglichen. Auf Grund der Variation der Schraubenposition müssen mehrere Fließmuster (Lage Nr.4 und Nr.5, vgl. Tabelle 5.7) berücksichtigt werden. Letztlich werden alle Anordnungen im FE-Programm modelliert bzw. untersucht. Dabei soll festgestellt werden, welche Auswirkung die berechnete Plattenstärke auf die numerischen Ergebnisse hat.

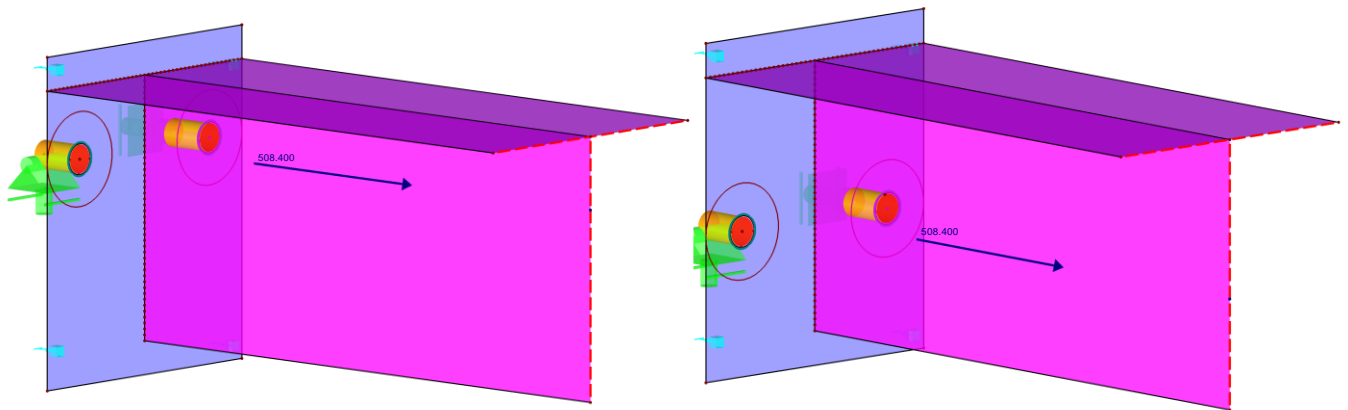


Bild 10.2 FE-Modelle der Anordnungen 2 und 7 mit einem Abstand m_2 von 46,2 mm (links) bzw. 116,2 mm (rechts)

Die Lagerung der Platte wirkt nach wie vor nur auf Druckbelastung und zwar mit der maximal einstellbaren Bettungszahl von $2,0 \cdot 10^8 \text{ kN/m}^3$. Die Punktlager der Schraubenstäbe wirken ausschließlich auf Zug. Um möglichst genaue Ergebnisse zu erhalten werden bezüglich der allgemeinen FE-Netz-Einstellungen die folgende Einstellungen gewählt: Es sollen ausschließlich Vierecke mit einem maximalen Diagonalenverhältniss ΔD von 1,00 generiert werden. Zusätzlich wird angeordnet, dass ein ausgerichtetes FE-Netz aufgestellt werden soll. (vgl. Abschnitt 8.1.2). Die Größe der FE-Netzteilung wird mit 20 mm beibehalten. FE-Netzverdichtungen werden wiederum im Umkreis der Schrauben sowie entlang des Flansches und des Steges angeordnet. Um den Bereich der erwarteten Abstützkräfte genau abbilden zu können wird die FE-Netzverdichtung möglichst weit bis zum Plattenrand angeordnet. Außerdem werden die folgende Berechnungen nach Theorie 3. Ordnung durchgeführt. Im Zuge dieser Untersuchung wird nur die Fläche der Stirnplatte mit dem Material Baustahl S235 mit einem isotrop nichtlinear elastisch Materialverhalten eingestellt, alle anderen Flächen sind als starre modelliert. Die Einstellungen bezüglich der Laststufen und Anzahl der Iterationsschritte bleibt unverändert.

10.1.2 Ergebnisse der Berechnungen

In der folgenden Tabelle wurden die Ergebnisse der händischen Berechnungen für neun verschiedene Schraubenpositionen angeführt. Die beiden grünen Zeilen in Tabelle 10.1 dienen zum Vergleich, welche Plattenstärke bei einer ansetzbaren wirksamen Länge l_{eff} nach EC3 bzw. nach dem PdvV erforderlich wäre.

Tabelle 10.1 Ergebnisse der Handrechnung von $t_{p,erf}$ für den Vergleich der Berechnungsmethoden EC3 und PdvV

	Anordnung	1	2	3	4	5	6	7	8	9	
	m	70,5									[mm]
	e	40,0									[mm]
	m ₂	26,2	36,2	46,2	56,2	66,2	86,2	116,2	146,2	176,2	[mm]
	e ₁	210,0	200,0	190,0	180,0	170,0	150,0	120,0	90,0	60,0	[mm]
	λ_1	0,638									[-]
	λ_2	0,237	0,328	0,418	0,509	0,599	0,780	1,052	1,323	1,595	[-]
	α	5,860	5,420	5,180	5,030	4,930	4,810	4,730	4,720	4,710	[-]
Lage Nr.4 EC3	$l_{eff,cp}$	443	443	443	443	443	443	443	443	443	[mm]
	$l_{eff,nc}$	413	382	365	354	347	339	333	333	332	[mm]
Lage Nr.5 EC3	$l_{eff,cp}$	443	443	443	443	443	443	443	401	341	[mm]
	$l_{eff,nc}$	471	430	404	383	366	337	302	271	240	[mm]
min(Nr.4;Nr.5) EC3	$l_{eff,1}$	413	382	365	354	347	337	302	271	240	[mm]
	$l_{eff,2}$	413	382	365	354	347	337	302	271	240	[mm]
Lage Nr.4 altern. Form PdvV	$l_{eff,nc,1}$	461	391	356	342	318	300	286	286	284	[mm]
	$l_{eff,nc,2}$	629	516	455	387	359	325	302	294	293	[mm]
Lage Nr.5 altern. Form PdvV	$l_{eff,nc,1}$	528	450	404	375	346	306	266	232	202	[mm]
	$l_{eff,nc,2}$	587	470	404	331	316	272	216	193	176	[mm]
min(Nr.4;Nr.5) PdvV	$l_{eff,1}$	461	391	356	331	316	272	216	193	176	[mm]
	$l_{eff,2}$	587	470	404	331	316	272	216	193	176	[mm]

	$F_{t,Ed}^*$	254,2									[kN]
mit l_{eff} nach EC3 **	$t_{p,erf,1}$	27,2	28,3	28,9	29,3	29,6	30,1	31,8	33,5	35,6	[mm]
	$t_{p,erf,2}$	27,2	28,3	28,9	29,3	29,6	30,1	31,8	33,5	35,6	[mm]
	$t_{p,erf,max}$	28	29	29	30	30	31	32	34	36	[mm]
mit l_{eff} nach PdvV **	$t_{p,erf,1}$	25,7	27,9	29,3	30,4	31,1	33,5	37,6	39,7	41,6	[mm]
	$t_{p,erf,2}$	22,8	25,5	27,5	30,4	31,1	33,5	37,6	39,7	41,6	[mm]
	$t_{p,erf,max}$	26	28	30	31	32	34	38	40	42	[mm]

Der Index „cp“ steht für ein kreisförmiges und „nc“ für ein trapezförmiges Fließlinienmuster, vgl. Abschnitt 5.1.1 Tabelle 5.7.

Der Index „1“ steht für Modus 1 und Index „2“ für Modus 2, vgl. Abschnitt 5.1.1 Tabelle 5.7.

* $F_{t,Ed}$ ist die erhaltene Auflagerkraft für eine Schraube aus der Berechnung mit dem Federmodell nach Abschnitt

** Die Ergebnisse wurden mittels Formel (56) ermittelt, wobei der Kragarm $l = 70,5$ mm ist!

Tabelle 10.2 Ergebnisse der Auflagerkräfte aus der FE-Analyse

Anordnung		1	2	3	4	5	6	7	8	9	
zufolge $t_{p,erf}$ und l_{eff} nach EC3	$F_{t,Ed}$	254,20	254,20	254,31	254,41	255,15	256,34	260,36	266,80	278,22	[kN]
zufolge $t_{p,erf}$ und l_{eff} über PdvV	$F_{t,Ed}$	254,22	254,20	254,20	254,20	254,22	254,27	254,20	254,40	254,64	[kN]

10.1.3 Interpretation der Ergebnisse und Plausibilitätskontrolle

Die erste Kontrolle muss dem Ergebnis des Federmodells gewidmet werden. Der erhaltene Wert für $F_{t,Ed}$ ist an sich plausibel, da die Stirnplatte als starr angenommen wird. Demnach muss bei reiner Normkraftbeanspruchung die Einwirkung auf die Schrauben unabhängig von deren Position sein. Somit gilt für jede Anordnung dieselbe Belastung. (vgl. graue Zeile in Tabelle 10.1)

Tabelle 10.1 enthält für jede Anordnung die ansetzbare wirksame T-Stummel-Länge und die zugehörigen erforderlichen Plattenstärken. Die Schraubenpositionen werden derart variiert, dass sie entweder einer Schraubenreihe der Lage Nr. 4 oder der Lage Nr. 2 oder gar Nr.5 gemäß EC3 zugeordnet werden könne. Bei Betrachtung der letzten 3 Spalten der Tabelle 10.1 (Anordnung 7-9) wird zum einen erkennbar, dass über die empirischen Formel der Lage Nr. 4 ($l_{eff,nc} = \alpha m$) bei größeren Abständen m_2 ein Grenzwert erreicht wird. Da bei diesen Varianten der Flansch als zweites aussteifendes Element sehr bzw. zu weit entfernt liegt, dürfte nicht mehr mit der zuvor erwähnten Formel, sondern mit der einer inneren bzw. einfach ausgesteiften Schraubenreihe gerechnet werden (Lage Nr. 2; $l_{eff,nc} = 4m + 1,25e$). Diese Überlegung bezüglich der Änderung des Fließmusters von einer doppelt zu einer einfach ausgesteiften Schraubenreihe kann für dieses Modell über die Ergebnisse der FE-Analyse nach Bild 10.3 bestätigt werden. Für die hier vorhandene Geometrie ergibt sich für die Lage Nr.2 (innere Schraubenreihe) eine wirksame Länge von 332 mm, die den Ergebnissen der letzten Spalten in Tabelle 10.1 definitiv nahekommt. Demnach kann überraschender Weise davon ausgegangen werden, dass das Diagramm des Beiwertes α den Übergang zwischen Lage Nr. 4 und Lage Nr.2 ebenfalls abgedeckt. Aus diesem Grund reicht es für diese Untersuchung nur Lage Nr. 4 zu berücksichtigen. Andererseits zeigen diese Anordnungen auch, dass der freie Rand der Stirnplatte immer näher rückt und daher für die wirksame Länge die Lage Nr. 5 maßgebend wird. Bild 10.4 zeigt, dass das Verformungsverhalten der Stirnplatte der letzten drei Anordnungen tatsächlich ein dem Vorschlag des EC3 ähnlichen Fließmusters einstellt (halbes Trapez und der Randabstand e_1).

Im Hinblick auf die über das PdvV ermittelten Ergebnisse für l_{eff} kann festgestellt werden, dass die Werte zum Teil höher, jedoch überwiegend niedriger ausfallen. Somit wären beispielsweise bei den Anordnungen 1 und 2 im Vergleich zur EC3 wirtschaftlichere und bei den Anordnungen 5-9 stärkere Plattenstärken erforderlich. Dies hängt allerdings von der maßgebenden Lage und vom Modus ab. Grundsätzlich dürfen nur gleiche Fließmuster miteinander verglichen werden (z.B. Lage Nr. 4-EC und Lage Nr.4-PdvV, usw.). Bei dem Fließmuster der Lage Nr. 4 fallen die Ergebnisse im Vergleich zur EC3 für Modus 1 schon ab der 3. Anordnung, wogegen beim Modus 2 erst ab der 6. Anordnung ungünstiger aus. Sofern sichergestellt werden könnte, dass Modus 2, also das kombinierte Versagen der Platte und Schraube zum maßgebenden Fall wird, würde dieser im Vergleich zu Modus 1 wirtschaftlichere Plattenstärken liefern. Die Fließmuster der Lage Nr. 5 aus dem PdvV liefern schon ab der 5. Anordnung deutlich niedrigere wirksame Längen. In solchen Fällen wäre es von Vorteil die ingenieurmäßige Schlussfolgerung zu ziehen, dass die Lage Nr.5 bis auf die letzten beiden

Anordnungen nicht relevant sein darf. Somit könnten auch bei nicht eindeutig definierbaren Schraubenpositionen die erforderlichen Plattenstärken wirtschaftlicher gewählt werden.

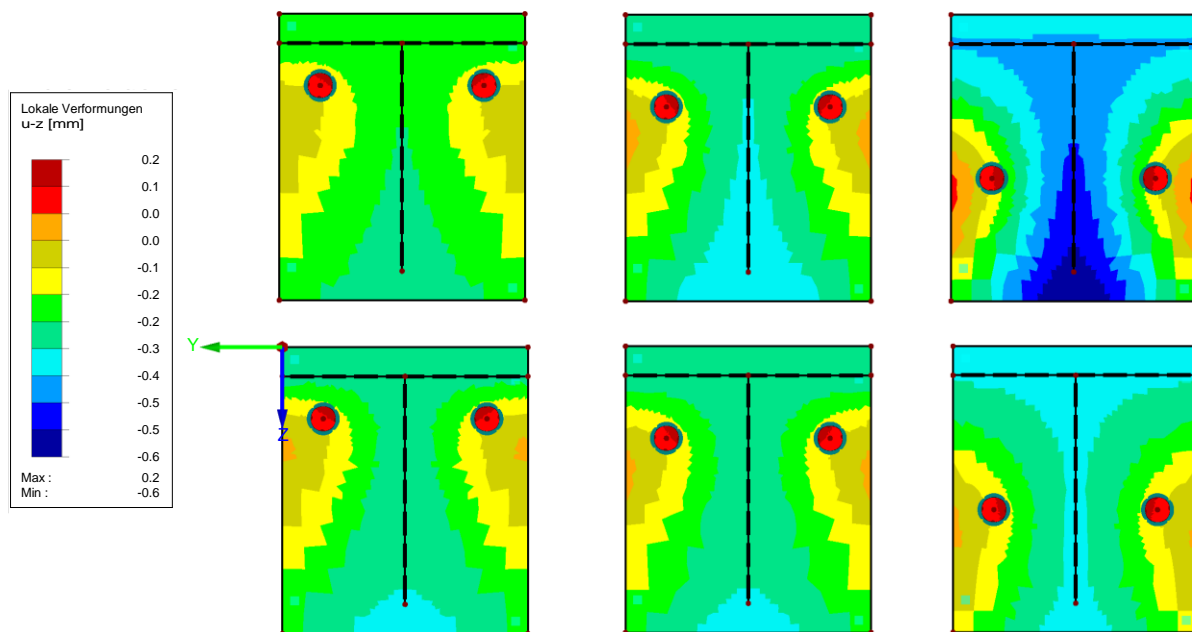


Bild 10.3 Lokale Verformung der Stirnplatte lt. FE-Berechnung in deren z-Achse für die Anordnungen 1, 3 und 7 mit $t_{p,erf}$ nach EC3 (oben) und nach PdvV (unten)

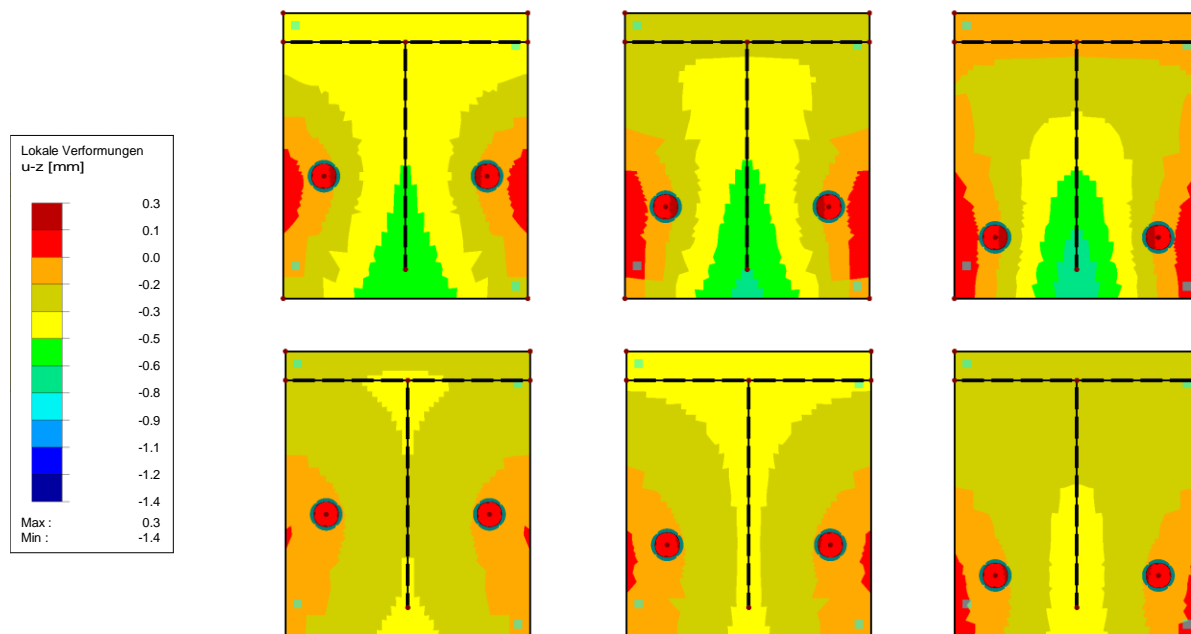


Bild 10.4 Lokale Verformung der Stirnplatte lt. FE-Berechnung in deren z-Achse für die Anordnungen 7, 8 und 9 mit $t_{p,erf}$ nach EC3 (oben) und nach PdvV (unten)

Beim Vergleich der Ergebnisse der Tabelle 10.2 ist erkennbar, dass die Verwendung der berechneten erforderlichen Plattenstärken bei der FE-Analyse eine Auswirkung auf die Auflagerkräfte der verschiedenen Anordnungen hat. Da bei dieser die Stirnplatte im Gegensatz zum Federmodell nicht starr, sondern verformbar ist, können je nach ihrer Verformbarkeit, die von der Position der Auflager (=Schrauben) beeinflusst wird, und der vorhandenen Beanspruchung „ungewünschte“ Abstützkräfte entstehen. (Vgl. dazu die Sohlspannungen nach Bild 10.5 und Bild 10.6). Im Grunde sollten die Werte

in der Nähe von 254,2 kN bleiben, was die Tragfähigkeit einer M24-er Schraube entspricht. Diese Anforderung konnte nicht für jede Anordnung eingehalten werden. Es ist deutlich erkennbar, dass die Beanspruchung der Schrauben von der verwendeten bzw. angesetzten Plattenstärke beeinflusst wird. Da die angesetzten Plattenstärken im Rahmen dieser Untersuchung ausschließlich von den berechneten wirksamen Längen abhängig sind, müssen diese genauer betrachtet werden.

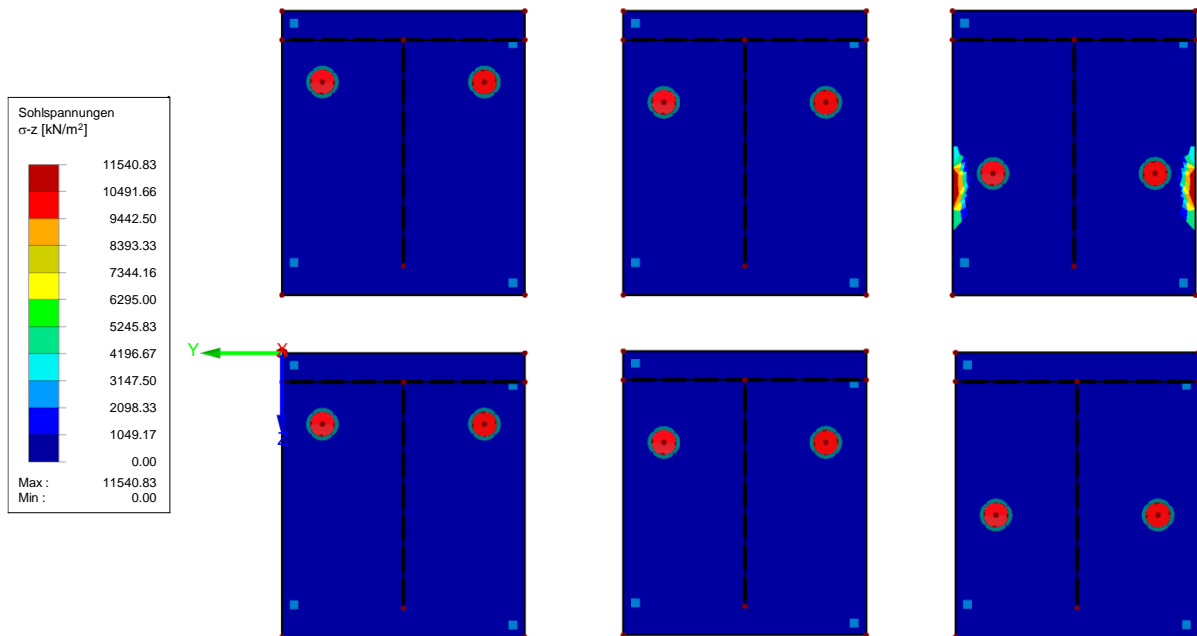


Bild 10.5 Abstützkräfte lt. FE-Berechnung der Anordnungen 1, 3 und 7 mit $t_{p,erf}$ nach EC3 (oben) und nach PdvV (unten)

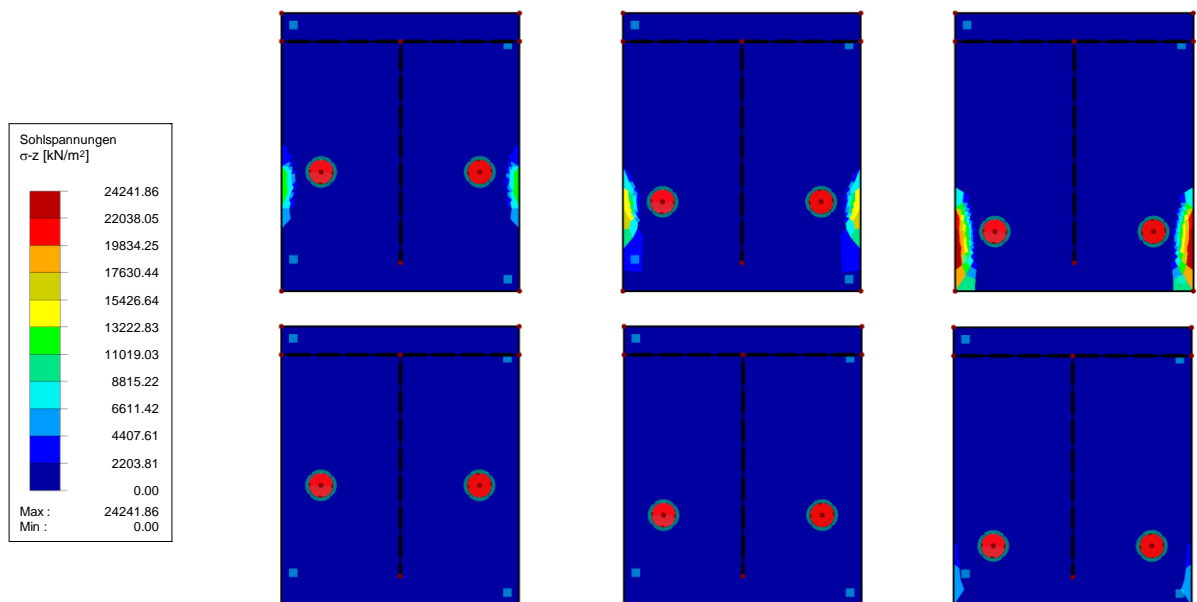


Bild 10.6 Abstützkräfte lt. FE-Berechnung der Anordnungen 7, 8 und 9 mit $t_{p,erf}$ nach EC3 (oben) und nach PdvV (unten)

Dazu müssen die berechneten wirksamen Längen aus Tabelle 10.1 miteinander verglichen werden. Für die ersten beiden Schraubenpositionen liefert die empirische Formel der EN1993-1-8 [18] kleinere Werte als die Berechnung nach dem PdvV. Bei den Anordnungen 3 und 4 liefern beide Berechnungsmethoden ähnliche Plattenstärken, trotz des geringfügigen Unterschiedes in der

ansetzbaren wirksamen Länge. Ab der 5. Anordnung fallen die Resultate der alternativen Methode (PdvV) wesentlich niedriger aus, die somit größere erforderliche Plattendicken verursachen. Grundsätzlich ist dies aus Sicht der Wirtschaftlichkeit ungünstiger. anhand der konstanten Schraubenbeanspruchung in Tabelle 10.2 lässt sich jedoch erkennen, dass dadurch keine Abstützkräfte entstehen. Für eine Excel basierte Kopfplattenbemessung wäre somit die Methode nach dem PdvV sinnvoller, da die schwer einkalkulierbaren Abstützkräfte nicht auftreten. Auch der Anteil der plastizierten Bereiche ist mit den über das PdvV ermittelten Plattendicken über alle Anordnungen in etwa gleich hoch. (vgl. Bild 10.7 bis Bild 10.10)

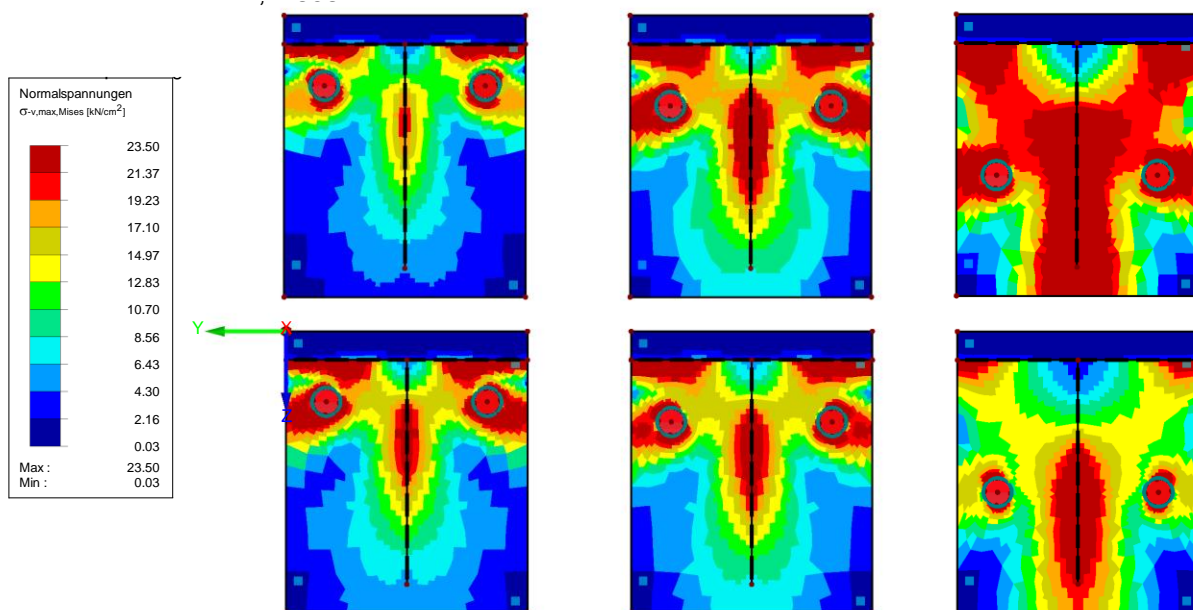


Bild 10.7 Maximale Vergleichsspannung nach Mises lt. FE-Berechnung für die Anordnungen 1, 3 und 7 mit $t_{p,erf}$ nach EC3 (oben) und nach PdvV (unten)

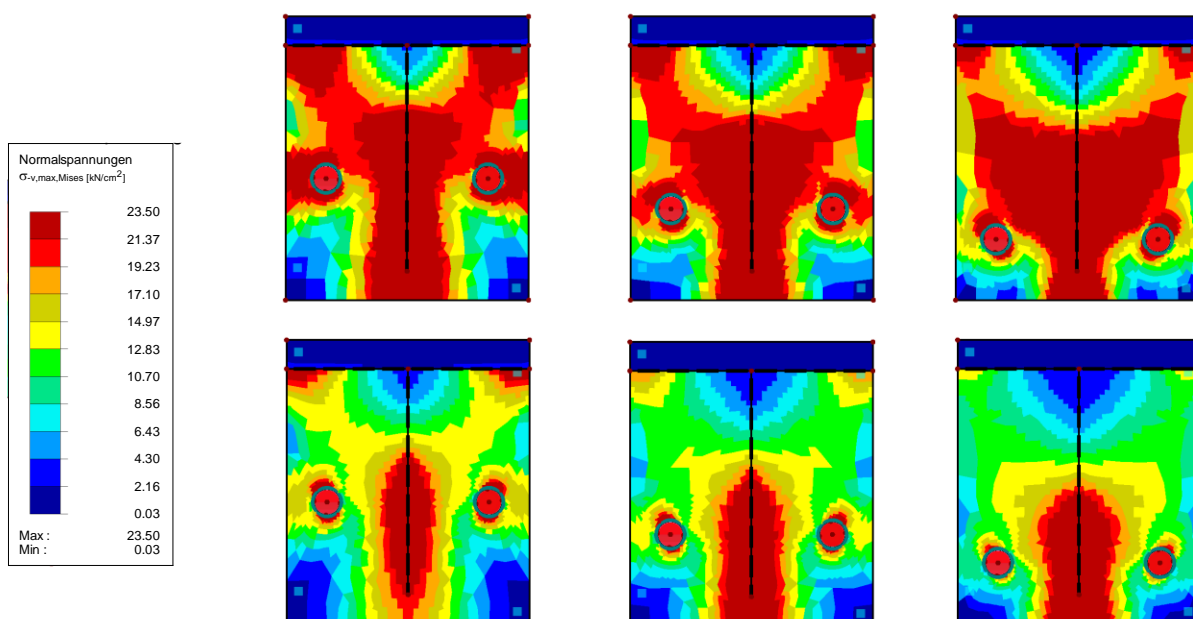


Bild 10.8 Maximale Vergleichsspannung nach Mises lt. FE-Berechnung für die Anordnungen 7, 8 und 9 mit $t_{p,erf}$ nach EC3 (oben) und nach PdvV (unten)

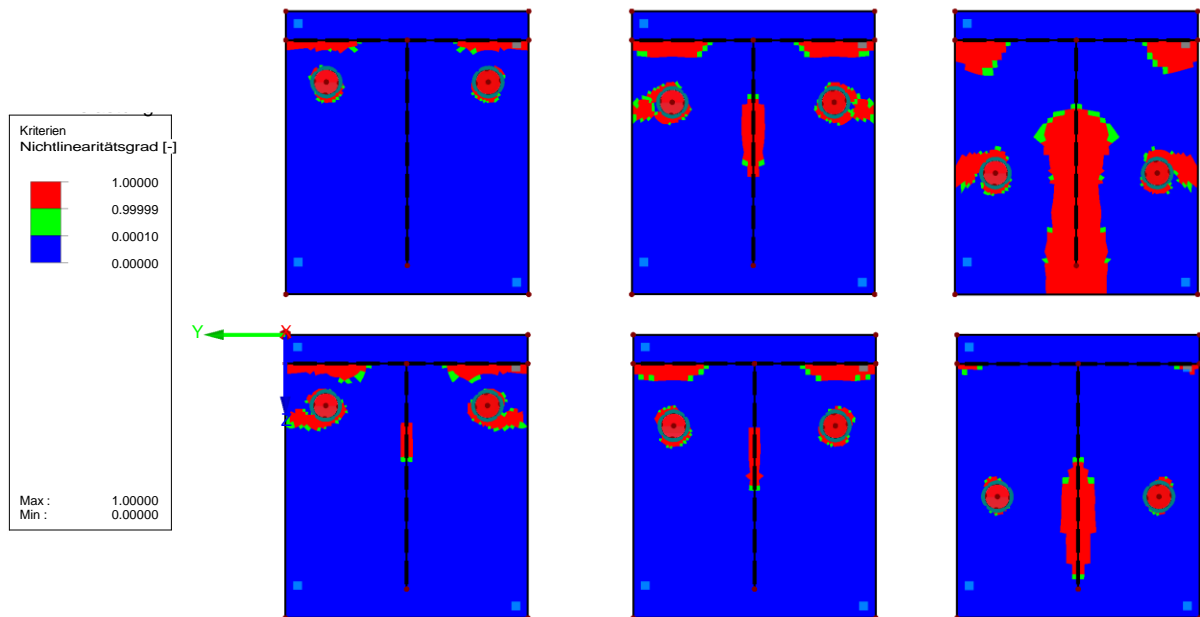


Bild 10.9 Plastizierte Teile der Stirnplatte (rot) lt. FE-Berechnung für die Anordnungen 1, 3 und 7 mit $t_{p,erf}$ nach EC3 (oben) und nach PdvV (unten)

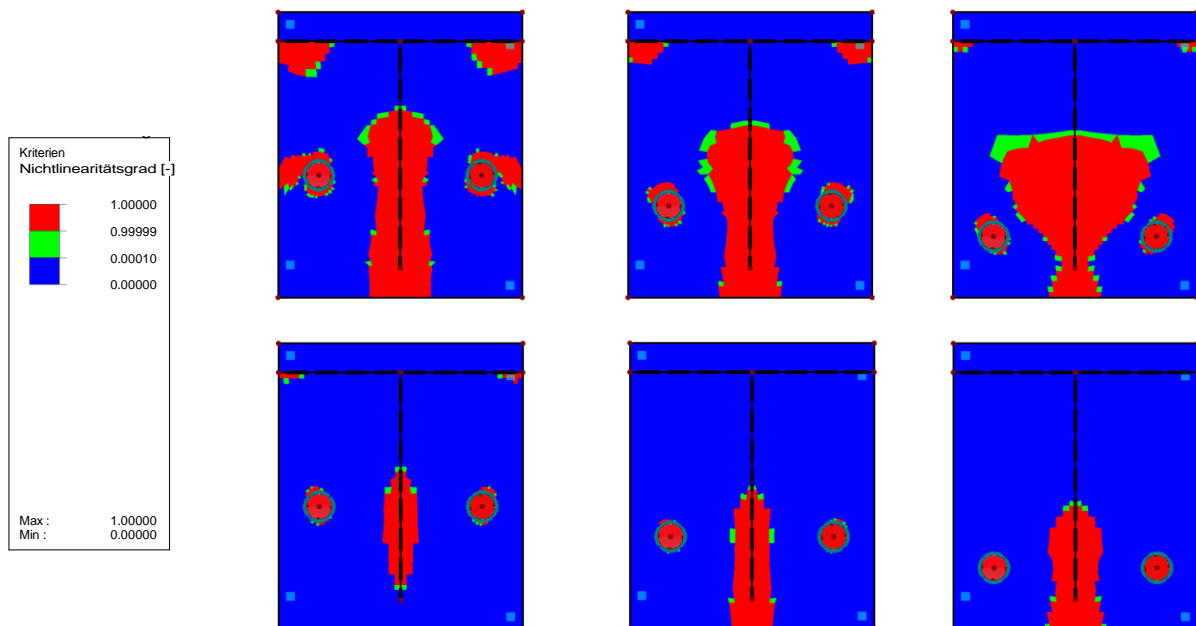


Bild 10.10 Plastizierte Teile der Stirnplatte (rot) lt. FE-Berechnung für die Anordnungen 7,8 und 9 mit $t_{p,erf}$ nach EC3 (oben) und nach PdvV (unten)

Die Entwicklung der Ergebnisse bezüglich Spannung und plastizierte Elemente ist plausibel, da die Stirnplatte weniger bzw. nicht mehr in zwei Richtungen ausgesteift wird und sich damit mehr verformt. Dieses plastische Verhalten hat wie bereits erwähnt den Nachteil, dass größere Abstützkräfte verursacht werden. Deshalb darf bei der Berechnung nach EC3 die Erhöhung der Schraubenbeanspruchung zufolge der möglichen Abstützung nicht vernachlässigt bzw. außer Acht gelassen werden.

10.2 Anschlussform Nr. 2 – doppelt symmetrischer Anschluss

10.2.1 Modellgeometrie und Eingabeparameter

Im Rahmen dieser letzten Untersuchung wird der in Abschnitt 10.1 behandelte Stirnplattenanschluss zu einer doppelt symmetrischen Form geändert bzw. erweitert. Das bedeutet, dass der Anschluss aus zwei Stegen, einem gemeinsamen Flansch und insgesamt vier Schrauben besteht. Die Festlegungen bezüglich der Modellierung des Profils mit starren Flächen wird beibehalten, wodurch der Effekt eines überbeanspruchten Profils bzw. die Auswirkung einer plastischen Umlagerung im Steg und/oder im Flansch ausgeschlossen werden kann. (vgl. Bild 10.12)

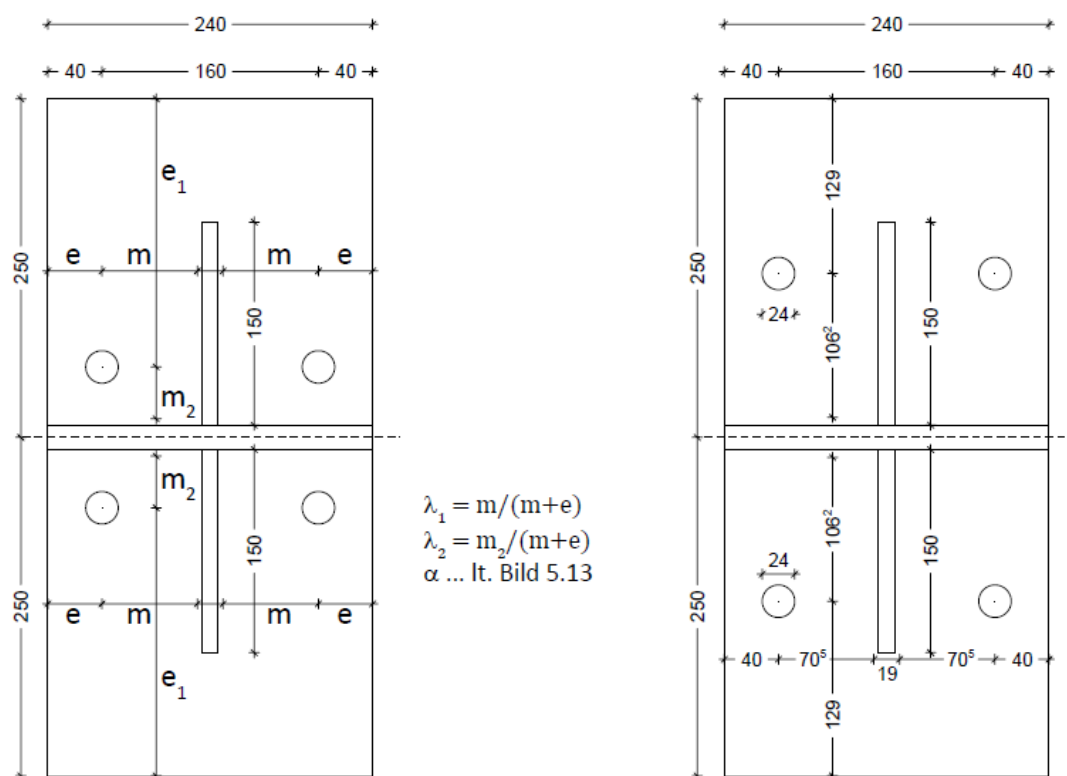


Bild 10.11 Stirnplattenanschluss mit doppelt symmetrischem Profil (S235) und zwei Schrauben (M24)
Geometrie mit Eingabeparameter (links) und Anordnung 7 (rechts)

Analog zur vorherigen Untersuchung wird die vertikale Lage der Schrauben zum Flansch bzw. zur horizontalen Mittelebene verändert. Bild 10.11 stellt zum einen die generelle Anschlussgeometrie sowie die der Anordnung 7 dar. Als Belastung wird die Summe der maximalen Zugtragfähigkeit der vier Schrauben mit $4 \cdot 254,2 \text{ kN} = 1016,8 \text{ kN}$ angesetzt, die stets in der Mitte des Gesamtbildes (im Schnittpunkt zwischen Steg und Flansch) angreift. Somit treten auch hier keine Biegemomente aus der exzentrischen Lasteinleitung in Bezug auf den Profilschwerpunkt auf. Darüber hinaus können die Schraubenreihen auch ober- bzw. unterhalb des Steges liegen.

Die Schritte der Berechnungen sind identisch mit Abschnitt 10.1. Nach der Berechnung der Einwirkung der maßgebenden Schraube über die Anwendung des Federmodells erfolgt die Bestimmung der erforderlichen Stirnplattendicke über die Formel (56) in Abhängigkeit der ansetzbaren wirksamen T-Stummel-Länge, die erneut sowohl mit den Formeln der EC3 als auch mittels PdV berechnet werden. Die Schraubenreihen mit kleinem oder mittlerem Abstand m_2 können dabei als Lage Nr.4, Nr. 2 oder Lage Nr.5 eingestuft werden. Dank der bereits gesammelten

Erkenntnisse kann jedoch die Lage Nr. 2 unberücksichtigt bleiben. Für jene Schraubenreihen, die außerhalb eines zumindest einfach ausgesteiften Bereichs angeordnet werden, besteht allerdings keine Möglichkeit der Zuordnung der Fließmuster nach EC3. Aus den Ergebnissen der numerischen Analyse wird versucht bestimmte Schlussfolgerungen zu ziehen, in wie fern sich Auflagerkräfte, Verformungen, Fließmuster sowie der Bereich von plastizierten Elementen verändern.

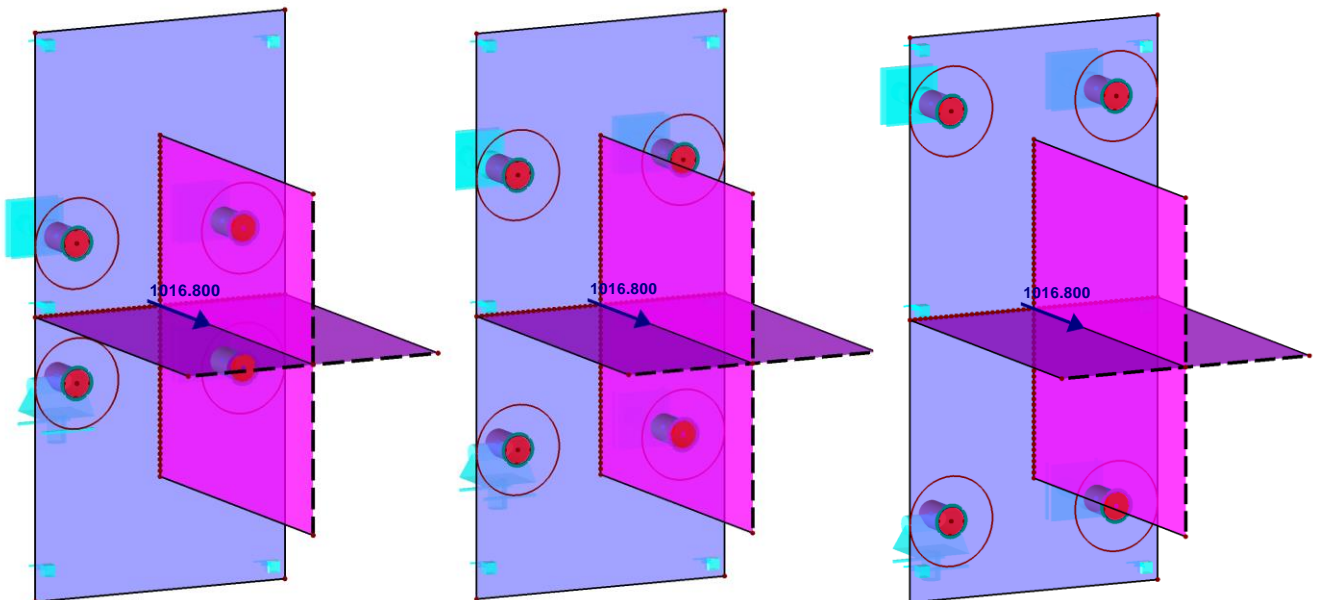


Bild 10.12 FE-Modelle der Anordnungen 3, 7 und 10 mit einem Abstand m_2 von 46,2 mm (links), 106,2 mm (mitte) und 166,2 mm (rechts)

Die Lagerung der Platte wirkt nach wie vor nur auf Druckbelastung und zwar mit der maximal einstellbaren Bettungszahl von $2,0 \cdot 10^8 \text{ kN/m}^3$. Die Punktlager der Schrauben-Stäbe wirken ausschließlich auf Zug. Bezüglich der allgemeinen FE-Netz-Einstellungen werden folgende Einstellungen gewählt: Es sollen Drei- und Vierecke mit einem maximalen Diagonalenverhältnis ΔD von 1,20 generiert werden. Zusätzlich wird angeordnet, dass ein ausgerichtetes FE-Netz aufgestellt werden soll. (vgl. Abschnitt 8.1.2). Die Größe der FE-Netzteilung wird mit 20 mm beibehalten. FE-Netzverdichtungen werden wiederum im Umkreis der Schrauben sowie entlang des Flansches und des Steges angeordnet. Um den Bereich der erwarteten Abstützkräfte genau abbilden zu können wird die FE-Netzverdichtung möglichst weit bis zum Plattenrand angeordnet. Die Berechnungen werden auch hier nach Theorie 3. Ordnung durchgeführt. Im Zuge dieser Untersuchung wird nur die Fläche der Stirnplatte mit dem Material Baustahl S235 mit einem isotrop nichtlinear elastisch Materialverhalten eingestellt, alle anderen Flächen sind als starre modelliert. Die Einstellungen bezüglich der Laststufen und Anzahl der Iterationsschritte bleibt unverändert.

10.2.2 Ergebnisse der Berechnung

In der folgenden Tabelle wurden die Ergebnisse der händischen Berechnungen für zehn verschiedene Schraubenpositionen angeführt. Die beiden grünen Zeilen in Tabelle 10.3 dienen zum Vergleich, welche Plattenstärke bei einer ansetzbaren wirksamen Länge l_{eff} nach EC3 bzw. nach dem PdvV erforderlich wäre.

Tabelle 10.3 Ergebnisse der Handrechnung von $t_{p,erf}$ für den Vergleich der Berechnungsmethoden EC3 und PdvV

Anordnung		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	
	m	70,5										[mm]
	e	40,0										[mm]
	m ₂	26,2	36,2	46,2	56,2	66,2	86,2	106,2	126,2	146,2	166,2	[mm]
	e ₁	208,5	198,5	188,5	178,5	167,5	147,5	128,5	108,5	88,5	68,5	[mm]
	λ_1	0,638										[-]
	λ_2	0,237	0,328	0,418	0,509	0,599	0,780	0,961	1,142	1,323	1,504	[-]
	α	5,86	5,42	5,18	5,03	4,93	4,81	4,75	4,72	4,72	4,71	[-]
Lage Nr.4 EC3	$l_{eff,cp}$	443	443	443	443	443	443	443	443	443	443	[mm]
	$l_{eff,nc}$	413	382	365	355	348	339	335	333	333	332	[mm]
Lage Nr.5 EC3	$l_{eff,cp}$	443	443	443	443	443	443	443	438	398	358	[mm]
	$l_{eff,nc}$	456	415	388	367	349	321	297	275	255	235	[mm]
min(Nr.4;Nr.5) EC3	$l_{eff,1}$	413	382	365	355	348	321	297	275	255	235	[mm]
	$l_{eff,2}$	413	382	365	355	348	321	297	275	255	235	[mm]

Lage Nr.4 altern. Form PdvV	$l_{eff,nc,1}$	461	391	356	342	318	300	288	297	286	286	[mm]
	$l_{eff,nc,2}$	629	516	455	387	359	325	308	298	294	292	[mm]
Lage Nr.5 altern. Form PdvV	$l_{eff,nc,1}$	526	448	403	373	344	304	279	251	230	210	[mm]
	$l_{eff,nc,2}$	587	469	403	330	315	270	226	206	192	180	[mm]
min(Nr.4;Nr.5) PdvV	$l_{eff,1}$	461	391	356	330	315	270	226	206	192	180	[mm]
	$l_{eff,2}$	587	469	403	330	315	270	226	206	192	180	[mm]

		$F_{t,Ed}^*$	254,2									[kN]
mit l_{eff} nach EC3 **	$t_{p,erf,1}$	27,2	28,3	28,9	29,3	29,6	30,8	32,0	33,3	34,6	36,1	[mm]
	$t_{p,erf,2}$	27,2	28,3	28,9	29,3	29,6	30,8	32,0	33,3	34,6	36,1	[mm]
	$t_{p,erf,max}$	28	29	29	30	30	31	33	34	35	37	[mm]
mit l_{eff} nach PdvV **	$t_{p,erf,1}$	25,7	27,9	29,3	30,4	31,1	33,6	36,7	38,5	39,9	41,2	[mm]
	$t_{p,erf,2}$	22,8	25,5	27,5	30,4	31,1	33,6	36,7	38,5	39,9	41,2	[mm]
	$t_{p,erf,max}$	26	28	30	31	32	34	37	39	40	42	[mm]

Der Index „cp“ steht für ein kreisförmiges und „nc“ für ein trapezförmiges Fließlinienmuster, vgl. Abschnitt 5.1.1 Tabelle 5.7.

Der Index „1“ steht für Modus 1 und Index „2“ für Modus 2, vgl. Abschnitt 5.1.1 Tabelle 5.7.

* $F_{t,Ed}$ ist die erhaltene Auflagerkraft für eine Schraube aus der Berechnung mit dem Federmodell nach Abschnitt

** Die Ergebnisse wurden mittels Formel (56) ermittelt, wobei der Kragarm $l = 70,5$ mm ist!

Tabelle 10.4 Ergebnisse der Auflagerkräfte aus der FE-Analyse

Anordnung		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	
zufolge $t_{p,erf}$ und l_{eff} nach EC3	$F_{t,Ed}$	254,45	254,27	254,69	254,97	256,49	260,64	276,91	284,70	308,8	335,73	[kN]
	$F_{t,Ed}$	254,73	254,46	254,2	254,35	254,44	254,95	257,45	267,41	285,25	301,57	[kN]

10.2.3 Interpretation der Ergebnisse und Plausibilitätskontrolle

Als erstes muss wiederum das Resultat des Federmodells beurteilt werden. Auf Grund der starr angenommenen Platten muss die Belastung stets gleichmäßig auf die vier Schrauben verteilen werden. Diese Hypothese konnte erbracht werden. (vgl. graue Zeile in Tabelle 10.3)

Tabelle 10.3 enthält für jede Anordnung die ansetzbare wirksame T-Stummel-Länge und die zugehörigen erforderlichen Plattenstärken. Grundsätzlich könnte davon ausgegangen werden, dass zumindest die ersten 5 Anordnungen der Lage Nr. 4 zugeordnet werden können, da die Schrauben nah genug zum Flansch liegen, um dessen aussteifende Wirkung nutzen zu können ($m > m_2 < e_1$). Im Gegensatz dazu, sobald die Schrauben näher zum freien Rand rücken und die Platte nur einseitig durch den Steg oder gar nicht ausgesteift wird, sollte Lage Nr. 5 maßgebend werden ($m < m_2 > e_1$). Im Übergangsbereich ($m < m_2 < e_1$) lässt sich allerdings schwer eine eindeutige Beurteilung finden. Dazu wird vom Verfasser vorgeschlagen, Lage Nr. 4 zu verwenden, da bei solchen Abständen der Wert für α so klein ausfällt, dass sie die Lage Nr. 2, also eine einseitig ausgesteifte Schraubenreihe entspricht. Davon kann ausgegangen werden, da der Steg tatsächlich näher liegt als der freie Stirnplattenrand.

Beim Vergleich der effektiven Längen der Lage Nr. 4 und Nr. 5 nach EC3 wurden diese Erwartungen zum Großteil erfüllt. Für die ersten Anordnungen wird Lage Nr. 4 relevant und für die letzten Schraubenpositionen ergibt sich Lage Nr. 5 als maßgebend. Allerdings zeigen sich merkliche Abweichungen bei den über das PdvV ermittelten Ergebnissen. Obwohl der Modus 1 tendenziell bei beiden Lagen plausibel und zu den EC3-Ergebnissen ähnliche Werte liefert, verhält sich Modus 2 völlig unterschiedlich. Der Modus 2 liefert bei der Lage Nr. 4 stets sehr große wirksamen Längen, wogegen bei Lage Nr. 5 schon ab der 3. Anordnung bemerklich geringe Werte berechnet wurden. Aus diesem Grund ist es sinnvoll und vor allem notwendig die so erhaltenen Ergebnisse zu hinterfragen und stets selbstständig eine Beurteilung durchzuführen. Nach der Meinung des Verfassers sollte der Modus 2 bei Lage Nr. 4 für die letzten 5 Anordnungen und bei Lage Nr. 5 für die ersten 5 Anordnungen unberücksichtigt bleiben.

Die anfangs beschriebenen Vermutungen bzw. Erwartungen bezüglich der Zuordnung der Schraubenpositionen können anhand der im Bild 10.13 dargestellten FE-Ergebnisse zufriedenstellend zur Beurteilung verwendet werden.

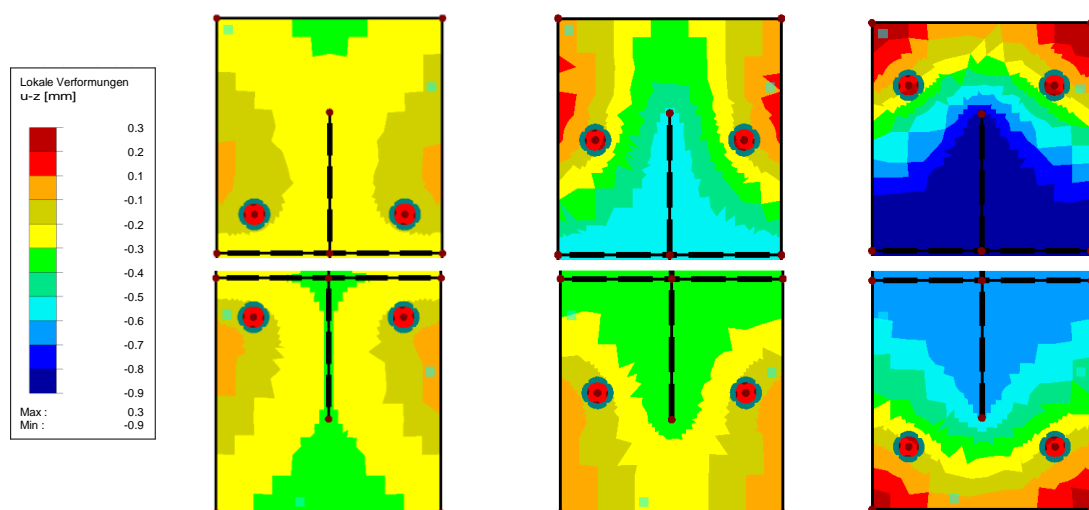


Bild 10.13 Lokale Verformung der Stirnplatte lt. FE-Berechnung in deren z-Achse für die Anordnungen 1, 7 und 10 mit $t_{p,erf}$ nach EC3 (oben) und nach PdvV (unten)

Die Auswirkung der berechneten erforderlichen Plattenstärken im Hinblick auf die Abstützkräfte kann wiederum eindeutig mit Hilfe der erhaltenen Auflagerkräfte aus der FE-Analyse gemäß Tabelle 10.4 gezeigt werden. Bei den ersten 5 Anordnungen weisen die modellierten Stirnplatten genügend Widerstand gegen Verformung auf, sodass keine bis unwesentlich kleine Abstützkräfte entstehen. Demgegenüber erhöhen sich diese in je weiter die Schraubenreihe zum freien Rand wandert. (vgl. Bild 10.14) Dieses Verhalten ist wiederum auf die gewählten Plattenstärken zurückzuführen.

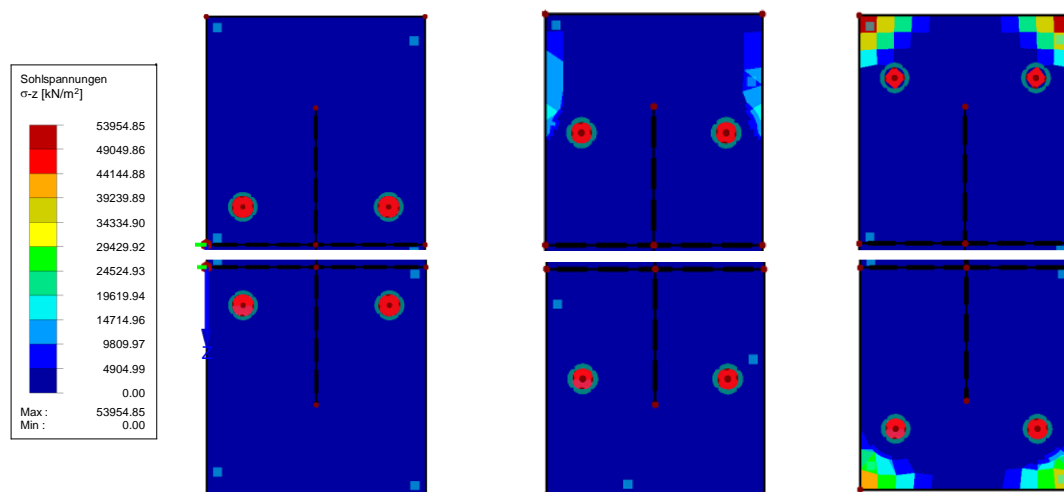


Bild 10.14 Abstützkräfte lt. FE-Berechnung der Anordnungen 1, 7 und 10 mit $t_{p,erf}$ nach EC3 (oben) und nach PdvV (unten)

Während bei der ersten Variantenstudie in Abschnitt 10.1 die Dicke der Stirnplatte nur von der maßgebenden wirksamen Länge beeinflusst wurde, muss hier bei der Verwendung der Formel (56) die angesetzte Kragarmlänge ebenfalls mitberücksichtigt werden. Grundsätzlich gibt es keine Abweichung bezüglich der Kragarmlänge für jene Schraubenpositionen, bei denen der gedachte äquivalente T-Stummel zumindest ein aussteifendes Element aufweisen kann. Dies trifft jedoch für die letzten beiden Anordnungen 9 und 10 nicht mehr zu, weshalb die Kragarmlänge nicht eindeutig mit dem horizontalen Abstand zum Steg (m) angenommen werden darf. Nach Meinung des Verfassers sollte diese Länge in solchen Fällen einerseits größer sein und andererseits dennoch im Zusammenhang mit der Entfernung zum Steg stehen.

Sofern trotzdem bei jeder Anordnung mit der gleichen, aber für manche Schraubenlagen in Wirklichkeit zu kurzen Kragarmlänge gerechnet wird, ergeben sich Plattenstärken, die unter Umständen stärker plastizieren, sodass daraus folgend mehr ungewünschte Abstützkräfte entstehen können. Dementsprechend werden auf der einen Seite die Stirnplatte und andererseits auch alle Schrauben um einiges mehr beansprucht, als wenn diese nicht in einer unausgesteiften Position liegen würden. Als visueller Vergleich dienen dazu Bilder mit den Vergleichsspannungen der Anordnung 7 aus Abschnitt 10.1 und der Anordnung 7 aus diesem Abschnitt. Ein zweiter sinnvoller Vergleich kann mit den letzten jeweiligen Anordnungen (Nr. 9 aus Abschnitt 10.1 und Nr. 10 aus diesem Abschnitt) gemacht werden. (siehe Bilder Bild 10.8 und Bild 10.15)

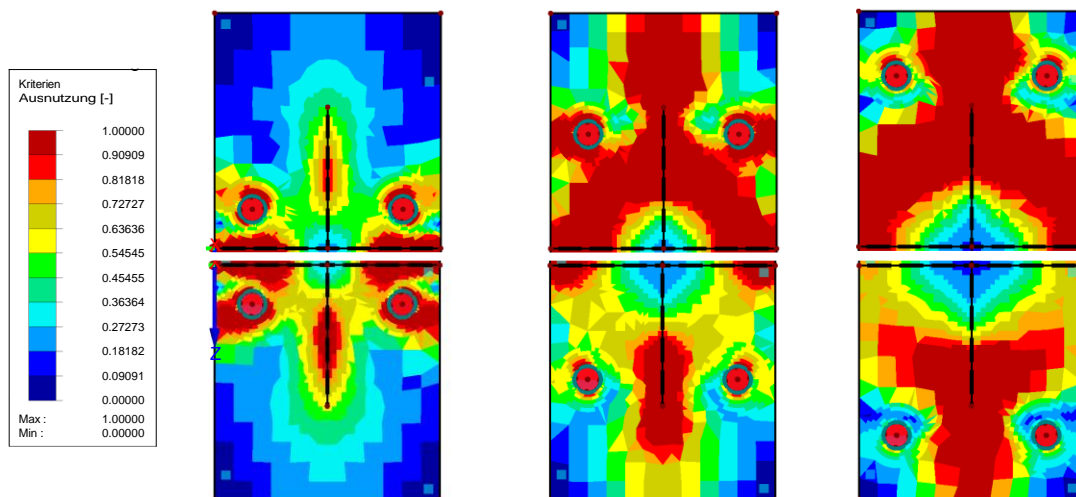


Bild 10.15 Maximale Vergleichsspannung nach Mises lt. FE-Berechnung für die Anordnungen 1, 7 und 10 mit $t_{p,erf}$ nach EC3 (oben) und nach PdvV (unten)

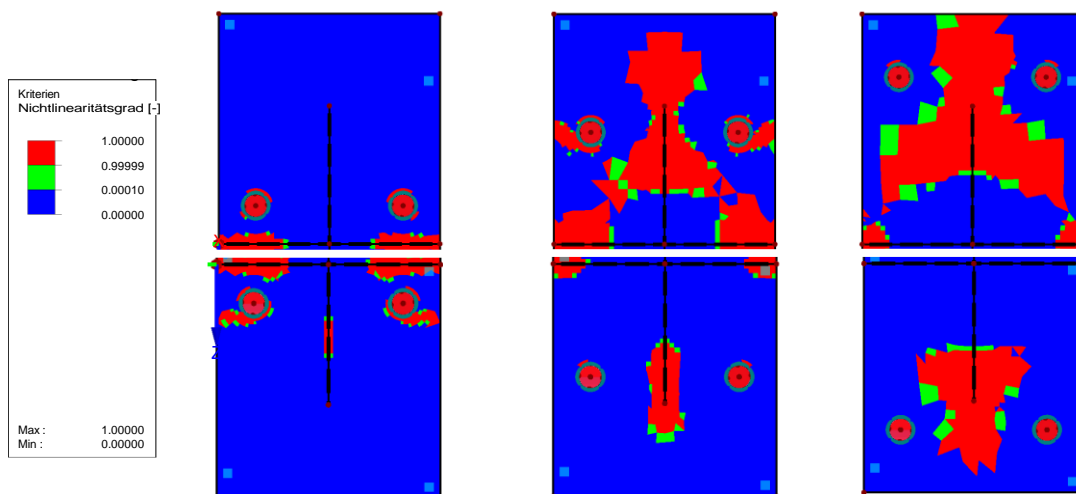


Bild 10.16 Plastizierte Teile der Stirnplatte (rot) lt. FE-Berechnung für die Anordnungen 1, 7 und 10 mit $t_{p,erf}$ nach EC3 (oben) und nach PdvV (unten)

Um bedeutende plastische Verformungen der Stirnplatte und der damit verbundenen Abstützkräfte zu vermeiden sollte also nach Meinung des Verfassers die Kragarmlänge bei der Formel (56) möglichst wirklichkeitstreu gewählt werden. Als simpler und konservativer Vorschlag dazu kann die Länge der diagonalen Verbindungslinie zwischen dem Mittelpunkt der Schraube und dem Endpunkt des lasteinleitenden Steges genommen werden. Das würde für die Anordnung 9 eine Kragarmlänge von 80,8 mm und für die letzte Anordnung 86 mm bedeuten, statt einer Länge von 70,5 mm. Folglich wären größere Plattenstärken erforderlichen, die in Tabelle 10.5 zusammengefasst worden sind.

Tabelle 10.5 Ergebnisse der Handrechnung von $t_{p,erf}$ als Ergänzung zur Tabelle 10.3

Anordnung		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	
mit l_{eff} nach EC3 *	$t_{p,erf}$	28	29	29	30	30	31	33	34	38	40	[mm]
mit l_{eff} nach PdvV *	$t_{p,erf}$	26	28	30	31	32	34	37	39	43	46	[mm]

* Die Ergebnisse wurden mittels Formel (56) ermittelt, wobei der Kragarm für Anordnung 9 80,8mm und für die Anordnung 10 86,0 mm ist. Bei alle anderen Anordnungen (1-8) beträgt die Kragarmlänge wie immer 70,5 mm!

Eine zusätzliche FE-Berechnung wurde für die letzten beiden Anordnungen mit den zuvor erwähnten neuen erforderlichen Plattenstärken durchgeführt. An Hand der dabei erhaltenen Auflagerkräfte gemäß Tabelle 10.6 kann festgestellt werden, dass im Vergleich zur ersten Berechnung geringere Abstützkräfte entstehen.

Tabelle 10.6 Ergebnisse der Auflagerkräfte aus der FE-Analyse als Ergänzung zur Tabelle 10.4

Anordnung		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	
zufolge $t_{p,erf,neu}$ nach EC3	$F_{t,Ed}$	254,45	254,27	254,69	254,97	256,49	260,64	276,91	284,70	293,17	301,60	[kN]
	$F_{t,Ed}$	254,73	254,46	254,2	254,35	254,44	254,95	257,45	267,41	275,81	284,60	[kN]

Dieses Verhalten wurde grundsätzlich erwartet, nachdem die Stirnplatten stärker sind und sich damit weniger (plastisch) verformen. Eine vernünftige Übereinstimmung zeigen auch die Bilder der Spannungsverteilung sowie der plastizierten Elemente. (Vgl. Bild 10.17 und Bild 10.18)

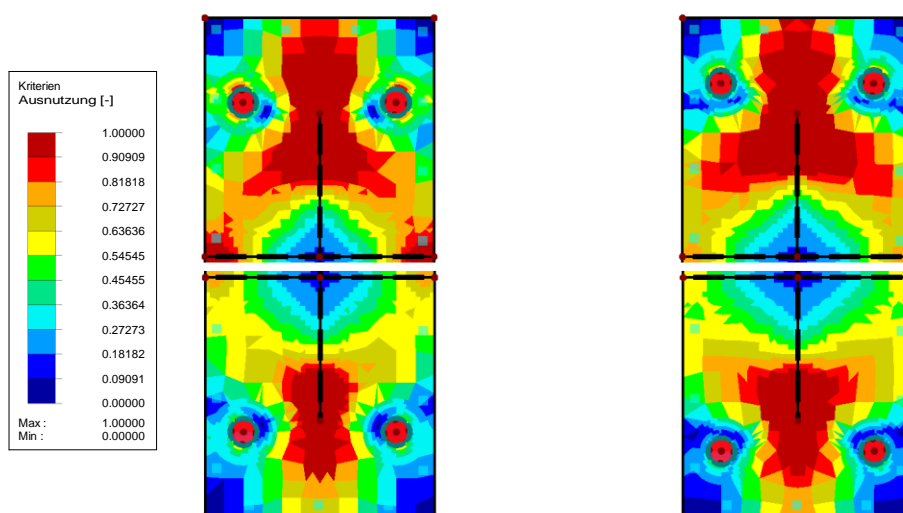


Bild 10.17 Maximale Vergleichsspannung nach Mises lt. zusätzlicher FE-Berechnung für die Anordnungen 9 und 10 mit $t_{p,erf,neu}$ nach EC3 (oben) und nach PdvV (unten)

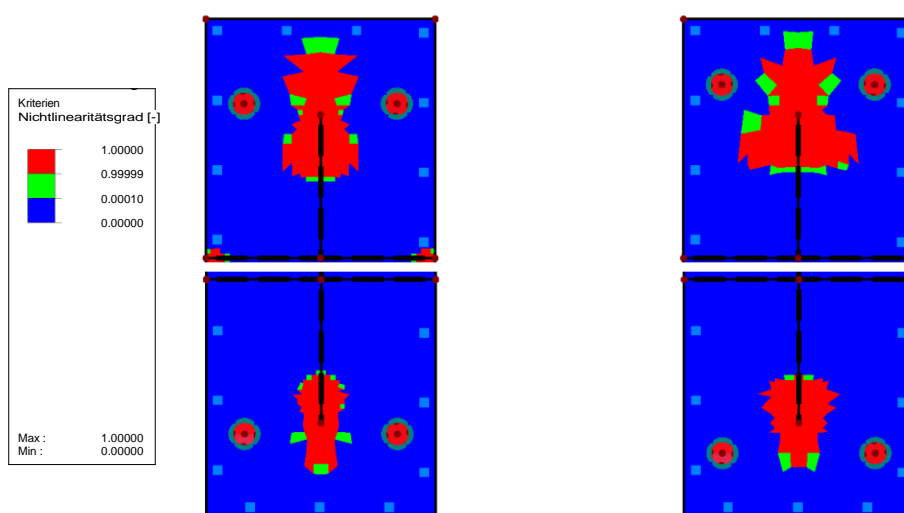


Bild 10.18 Plastizierte Teile der Stirnplatte (rot) lt. zusätzlicher FE-Berechnung für die Anordnungen 9 und 10 mit $t_{p,erf,neu}$ nach EC3 (oben) und nach PdvV (unten)

11 Fazit

Nach EN 1993-1-8 [18] wird mit der Komponentenmethode die Anwendung eines Bemessungsmodells vorgeschlagen, das zur Ermittlung der Momententragfähigkeit und der Verdrehsteifigkeit eines geschraubten oder geschweißten Anschlusses dient. Dies kann bzw. soll im Zuge der Tragwerksberechnung berücksichtigt werden. Mit der ermittelten Anschlusssteifigkeit S_j ist eine Überprüfung möglich, ob ein gegebenes Stützenprofil bereits ohne eine hinsichtlich der Fertigung aufwendige Steife als starre Verbindung eingestuft werden kann. Dadurch kann die gesamte Tragkonstruktion in punkto Wirtschaftlichkeit verbessert werden. Die Komponentenmethode ermöglicht außerdem ebenfalls den Einsatz von Verbindungen, die zwar als verformbar eingestuft werden, aber einen signifikanten Anteil an Momententragfähigkeit liefern. Dazu kann schon bei der Berechnung der Schnittgrößen ein Federelement in das Stabwerksmodell eingefügt werden, sodass die Momenten-Rotationscharakteristik des Anschlusses berücksichtigt wird. Im Fall eines Zweigelenkrahmens würde dies den Vorteil bedeuten, mit der Drehfeder den Momentenverlauf des Trägers im Hinblick auf deren Querschnittsausnutzung begünstigend beeinflussen zu können. Generell wird die Tragfähigkeit einer Verbindung von der Biegebeanspruchung der Stirnplatte oder des Stützenquerschnittes und von entstehenden Abstützkräften stark beeinflusst.

Der Einsatz der Komponentenmethode ist aktuell vor allem auf bestimmte Standardgeometrien beschränkt. Die Regelungen haben beispielsweise keine Gültigkeit bei Anschlüssen mit mehr als zwei Schrauben in einer Reihe oder bei nicht ausgesteiften Schrauben, wie zum Beispiel bei der Anordnung 9 und 10 aus Abschnitt 10.2. Dafür können lediglich andere Literaturquellen herangezogen werden. Ein möglicher Grund für die Beschränkung ist, dass obwohl das Modell des äquivalenten T-Stummels aus mechanischer Sicht nachvollziehbar ist, für die Berechnung dessen wirksamen Länge normativ noch keine mechanische und plausible Erklärung vorliegt. Denn alle dieser vorgeschlagenen Formeln wurden empirisch festgelegt, indem eine Anzahl an Versuchsergebnissen über Curve-Fitting-Methoden analysiert wurden. Die Berechnung von wirksamen Längen des T-Stummels an Hand dieser empirischen Formeln kann dennoch akzeptiert werden, da mit den durchgeführten Versuchen alle in der Natur auftretenden Versagensfälle berücksichtigt werden. Somit können vernünftige Ergebnisse herangezogen werden.

Um den bisher fehlenden mechanischen Hintergrund der Ermittlung der wirksamen T-Stummel-Länge zu begleichen, wird das Prinzip der virtuellen Verrückung nach STEINMANN herangezogen. Nachdem diese Methode auch auf unterschiedliche Fließmuster anwendbar ist, konnte ein Vergleich mit den empirischen Ergebnissen durchgeführt werden. Bei inneren Schraubenreihen konnte eine angemessene Übereinstimmung festgestellt werden. Bei Schraubenreihen neben einer Steife wird jedoch vorausgesetzt, dass das Fließmuster der Lage Nr. 4 nicht zwingend einen rechten Winkel aufweist. Damit kann der Übergang zwischen Lage Nr. 4 und Lage Nr. 2 sinnvoll abgedeckt werden. Für Schraubenreihen oberhalb des Trägerzugflansches konnte zumindest hinsichtlich des maßgebenden Musters eine Übereinstimmung festgehalten werden. Jedoch konnte für eine Schraubenreihe am Rand kein angemessener Konsens beobachtet werden. Mit der Methode nach dem PdvV liegen die Ergebnisse für l_{eff} deutlich unter den Werten der normativen Berechnung.

Obwohl auf der Einwirkungsseite beim Federmodell die Verformbarkeit der Platte nicht berücksichtigt wird, konnten plausibel Schraubenzugkräfte ermittelt werden. Dabei spielt natürlich auch die Steifigkeit der Flächenlagerung eine wesentliche Rolle, wodurch entweder höhere oder niedrigere Schraubenbeanspruchungen verursacht werden. Bei Betrachtung von Bild 9.3 und Bild 9.4 wurde zusätzlich festgestellt, dass die gewählten Verbindungen die nach [26] angegebenen Tragfähigkeiten nicht schaffen.

Darüber hinaus konnten die ermittelten erforderlichen Plattenstärken zufolge der je nach Berechnungsmethode erhaltenen wirksamen Längen ebenfalls gründlich untersucht werden. Sofern die Bestimmung der erforderlichen Plattenstärke über die Schraubenbeanspruchung $F_{t,Ed}$ lt. Federmodell und über l_{eff} gemäß EC3 erfolgt, wird vermutlich ein relativ großer Anteil der gesamten Stirnplattenfläche plastizieren. Ein daraus resultierender Nachteil ist die Erhöhung der Schraubenbeanspruchung um bis zu 10%, da zusätzliche Abstützkräfte in einem nicht unbedenklichen Ausmaß auftreten. Im Gegensatz dazu bringt die Anwendung des PdvV im Vergleich zur EC3 stärkere Stirnplatten, bei denen erkennbar weniger Flächenanteile plastizieren. Demnach erhalten die Schrauben keine bis geringfügige zusätzliche Belastungen zufolge unvorhersehbarer Abstützkräfte.

12 Ausblick

Obwohl mit der Komponentenmethode eine wirklichkeitsgetreue Bemessungsmöglichkeit für Verbindungen mit I-Querschnitten vorliegt, kann sie auf Grund der normativen Einschränkungen hinsichtlich der Geometrie für gewisse und vor allem auf allgemeine Anschlussformen nicht übernommen werden. Die Norm sollte nach Meinung des Verfassers zunächst derart erweitert werden, dass ein Anschluss auch mit vier Schrauben in einer Schraubenreihe bemessen werden kann. Zudem wäre es erwünscht, das Berechnungsverfahren auf sämtliche Belastungssituationen anzupassen, damit nicht nur ein Biegemoment M_y mit zugehöriger irrelevant niedriger Normalkraftbeanspruchung, sondern auch andere Belastungen, wie etwa eine Doppelbiegung, berücksichtigt werden können.

Das Federmodell könnte noch derart optimiert werden, dass die Aufteilung des aus einem Biegemoment entstehenden Kräftepaars (Druck- und Zugresultierende) inkl. deren genauen Lage ebenfalls berücksichtigt wird. Darüber hinaus wäre das Modell derart zu erweitern bzw. modifizieren, dass die Stirnplatte nicht starr, sondern biegeweich ist. Damit könnten wahrscheinlich entstehende Abstützkräfte sowie deren Lage ebenfalls berechnet werden.

Die Methode der Berechnung der wirksamen T-Stummel-Länge nach dem Prinzip der virtuellen Verrückung (PdvV) befindet sich momentan noch in einem Anfangsstadium. Dennoch kann sie für zukünftige Untersuchungen als ein vielversprechender Ansatz eingestuft und in weiterer Folge hoffentlich auch für eine sinnvolle sowie sichere Anwendung herangezogen werden. Nach Meinung des Verfassers besteht aktuell noch der Bedarf für vertiefende Untersuchungen bezüglich der Wahl des Verschiebevektors. Dabei stellt sich die Frage, ob der hier vorgeschlagene Wert mit $0,1 \cdot m$ bereits zu endgültigen Ergebnissen führt oder ob ein größerer Wert auch angesetzt werden darf. Hierfür müssen allerdings die bereits getroffenen Annahmen und Voraussetzungen berücksichtigt und gegebenenfalls erweitert werden. Außerdem besteht die Möglichkeit das Verhalten von Fließmustern in Abhängigkeit der Anzahl der gewählten Winkel zu beobachten. Dabei ist zu klären, ob selbst bei symmetrischen Gegebenheiten ein unsymmetrisches Fließmuster entstehen darf und ob dieses im Vergleich zum symmetrischen Muster zu einer anderen Fließlinienlänge führt. Letztlich stellt sich die spannende Frage, ob mit Hilfe dieser Methode Fließmuster von komplett neuen und bislang nicht definierten Schraubenreihen, wie etwa eine ähnlich zu den letzten beiden Anordnungen aus Abschnitt 10.2, sinnvoll erstellt werden können.

Literaturverzeichnis

- [1] Kindmann, Rolf/ Stracke, Michael: Verbindungen im Stahl- und Verbundbau. 3. Auflage. Berlin: Wilhelm Ernst & Sohn 2012
- [2] Kindmann, Rolf/ Krüger, Ulrich: Stahlbau Teil 1: Grundlagen. Mit Beispielen nach Eurocode 3. 5. Auflage. Berlin: Wilhelm Ernst & Sohn 2013
- [3] Luza, Gerald/ Palka, Michael/ Schnaubelt, Stefan: Stahlbau. Grundlagen, Konstruktion, Bemessung. 7. Auflage. Wien: MANZ 2011
- [4] Wagenknecht, Gerd: Stahlbau Praxis nach Eurocode 3. Band 2 Verbindungen und Konstruktionen. 3. Auflage. Berlin: Beuth 2011
- [5] Wagenknecht, Gerd: Stahlbau Praxis nach Eurocode 3. Band 3 Komponentenmethode. 2. Auflage. Berlin: Beuth 2017
- [6] Bhatti, Tahir Karim: Vergleichende Analyse zum Nachweis von Kopfplattenstößen: Genaue und Vereinfachte Komponentenmethode. Diss. Wien: TU Wien 2014
- [7] Schmidt, Björn: Zum Tragverhalten von geschraubten momententragfähigen Stirnplattenverbindungen mit 4 Schrauben in jeder Schraubenreihe. Diss. Dortmund: TU Dortmund 2008
- [8] Steurer, Anton: Das Tragverhalten und Rotationsvermögen geschraubter Stirnplattenverbindungen. IKB-Berichte, Band 247. Zürich: ETH Zürich 1999
- [9] Dlubal Software GmbH: <https://www.dlubal.com/de/support-und-schulungen/support/knowledge-base/001475>. Tiefenbach: Dlubal Software GmbH 2017
- [10] bauforumstahl: Arbeitshilfe 2.8. Tragwerksplanung im Stahlbau - Anschlüsse - Allgemeines. Auflage III/13 bauforumstahl. Düsseldorf (2018)
- [11] bauforumstahl: Arbeitshilfe 2.9. Tragwerksplanung im Stahlbau - Gelenkige Anschlüsse. Auflage III/13. bauforumstahl Düsseldorf (2018)
- [12] bauforumstahl: Arbeitshilfe 2.10. Tragwerksplanung im Stahlbau - Biegesteife Anschlüsse. Auflage III/13. bauforumstahl Düsseldorf (2018)
- [13] Ungermann, Dieter/ Weynan, Klaus/ Jaspert, Jean-Pierre/ Schmidt, Björn: Momententragfähige Anschlüsse mit und ohne Steifen. In Kuhlmann, Ulrike (Hrsg.): Stahlbau-Kalender 2005. Berlin: Ernst & Sohn 2005, S. 599-670
- [14] Barth, Christian/ Rustler, Walter: Finite Elemente in der Baustatik-Praxis. Mit vielen Anwendungsbeispielen. 2. Auflage. Berlin: Beuth 2013
- [15] Dlubal Software GmbH: RFEM 5 – Räumliche Tragwerke nach der Finite-Elemente-Methode. Programmbeschreibung. Tiefenbach: Dlubal Software GmbH 2016
- [16] Schier, Klaus: Finite Elemente Modelle der Statik und Festigkeitslehre. 101 Anwendungsfälle zur Modellbildung. Berlin/Heidelberg: Springer 2011

- [17] Sänger, André: Berechnung momententragfahiger, geschraubter Träger-Stützen-Verbindungen mit zwei oder vier Schrauben in einer Schraubenreihe nach der aktuellen Normung. Diss. Dortmund: Lehrstuhl für Stahlbau, Universität Dortmund 2002
- [18] ÖNORM EN1993-1-8:2012-03-01. Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-8: Bemessung von Anschlüssen. Wien: Austrian Standards Institute 2012
- [19] Ungermann, Dieter/ Weynand, Klaus/ Preckwinkel, Eva: Eurocode 3 Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten Band 2: Anschlüsse. DIN EN 1993-1-8 mit Nationalem Anhang. Kommentar und Beispiele. 1. Auflage. Berlin: Beuth/ Wilhelm Ernst & Sohn 2015
- [20] Ungermann, Dieter/ Schneider, Oberegge et al: Entwicklung eines Bemessungsmodells für geschraubte, momententragfahige Kopfplattenverbindungen mit 4 Schrauben in einer Schraubenreihe auf der Grundlage der prEN 1993-1-8: 2003. In: DAST Forschungsbericht 3/2009. Düsseldorf: Stahlbau Verlags- und Service GmbH 2003
- [21] Zoetemeijer, Piet: A design method for the tension side of statically loaded, bolted beam-to-column connections. In: HERON, 20 (1). Deftl: TU Deftl 1974
- [22] Bijlaard/ Zoetmeijer et al: Structural properties of semi-rigid joints in steel frames. In: IVBH Berichte. Band 13. Zürich: ETH 1989. S. 42-89
- [23] Steinmann, Ralf: Zur Mechanik des äquivalenten T-Stummels. In: Stahlbau 87 (2018), Heft 10. Berlin: Ernst & Sohn 2018. S. 964-990
- [24] Weyanand, Klaus et al: Typisierten Anschlüsse im Stahlhochbau - Band 2. 1. Auflage. Düsseldorf: Stahlbauverlagsgesellschaft mbH 2000
- [25] Weyanand, Klaus et al: Typisierten Anschlüsse im Stahlhochbau – Band 2. 2. Auflage. Düsseldorf: DSTV 2002
- [26] Weyanand, Klaus et al: Typisierten Anschlüsse im Stahlhochbau nach DIN EN 1993-1-8. Gesamtausgabe 2013. Düsseldorf: Stahlbau Verlags- und Service GmbH 2013
- [27] Rudnitzky, J.: Typisierte Verbindungen im Stahlbau. 2. Auflage. Köln: Stahlbauverlagsgesellschaft mbH 1978
- [28] Oberegge, Otto/ Hockelmann, Hans-Peter et al: Bemessungshilfen für profilorientiertes Konstruieren. 3. Auflage. Köln: Stahlbauverlagsgesellschaft mbH 1997
- [29] ÖNORM EN 1990:2013-03-05. Eurocode – Grundlagen der Tragwerksplanung. Wien: Austrian Standards Institute 2013
- [30] EN 1090-2:2018-09-15. Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken - Teil 2: Technische Regeln für die Ausführung von Stahltragwerken. Wien: Austrian Standards Institute 2018
- [31] EN 18800-1:2008-11. Stahlbauten – Bemessung und Konstruktion. Beuth
- [32] ÖNORM EN 1993-1-10:2010-08-15. Eurocode 3 – Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten. Teil 1-10: Stahlsortenauswahl im Hinblick auf Bruchzähigkeit und Eigenschaften in Dickenrichtung. Wien: Austrian Standards Institute 2010
- [33] Jaspert, Jean Pier et al: Moment-Rotation Curves for bolted connections. In: Journal of Structural Engineering. Vol. 113, Nr. 10. USA: ASCE 1987, Pages 2324 – 2327

Abbildungsverzeichnis

BILD 1.1 ANNAHME DER KRAFTÜBERTRAGUNG NACH DEM DAST-MODELL BEI ÜBERSTEHENDEN (A) UND BÜNDIGER (B) STIRNPLATTE AUS [8]	3
BILD 1.2 MODELLANSATZ NACH DER KOMPONENTENMETHODE MIT DEM ÄQUIVALENTEN T-STUMMEL UND DEN 3 VERSAGENSMODI (A, B, C) AUS [8]	4
BILD 1.3 GRUNDPRINZIP DES BERECHNUNGSMODELLS NACH „SZS“ AUS [8]	4
BILD 1.4 MODELL FÜR DIE ERMITTLUNG DER MOMENTENTRAGFÄHIGKEIT FÜR BÜNDIGE (LINKS) UND ÜBERSTEHENDE (RECHTS) KOPFPLATTENVERBINDUNGEN NACH „SZS“ AUS [8]	5
BILD 2.1 VERBINDUNGSARTEN – KRAFTSCHLUSS, FORMSCHLUSS UND STOFFSCHLUSS	6
BILD 2.2 BESTANDTEILE UND ABMESSUNGEN EINER SCHRAUBENGARNITUR [1]	7
BILD 2.3 EIN- UND ZWEISCHNITTIGE SCHERVERBINDUNG [1]	11
BILD 2.4 REALITÄTSTREUE UND IDEALISIERTES VERHALTEN DER SCHRAUBE [1]	11
BILD 2.5 VERSAGENSARTEN EINER SCHERVERBINDUNG [1]	12
BILD 2.6 GV-VERBINDUNG UND DAS MODELL DER KRAFTÜBERTRAGUNG DURCH REIBUNG [1]	12
BILD 2.7 SPANNUNGSVERTEILUNG IN BLECHEN BEI SL- UND GV-VERBINDUNGEN [1]	13
BILD 2.8 NAHTARTEN UND ZUGEHÖRIGE SYMBOLE (LINKS) SOWIE ERFORDERLICHE ANGABEN EINER SCHWEIßNAHT (RECHTS) AUS [1]	13
BILD 2.9 RECHNERISCHE NACHFLÄCHE BEIM RICHTUNGSBEZOGENEN (A) UND VEREINFACHTEM (B) NACHWEISVERFAHREN [2]	14
BILD 3.1 GENERELLER ABLAUF DER NACHWEISFÜHRUNG BEI STATISCHEN BERECHNUNGEN	16
BILD 4.1 KOSTEN EINER STAHLKONSTRUKTION JE NACH ANSCHLUSSSTEIFIGKEIT [13]	18
BILD 4.2 ANSCHLUSS ÜBER STIRNPLATTE, DOPPELWINKEL, FAHNENBLECH ODER MIT KNAGGE	18
BILD 4.3 BIEGESTEIFE ANSCHLUSSFORMEN NACH [12]	19
BILD 4.4 VERGLEICH DER NACHWEISFÜHRUNG BEI STARREN UND NACHGIEBIGEN VERBINDUNGEN [13]	21
BILD 5.1 MOMENTEN-ROTATIONS-CHARAKTERISTIK EINES ANSCHLUSSES AUS [10]	23
BILD 5.2 ANSCHLUSSKLASSIFIZIERUNG NACH DER MOMENTENTRAGFÄHIGKEIT UND DER ROTATIONSSTEIFIGKEIT AUS [10]	24
BILD 5.3 FEDERMODELL FÜR EIN STÜTZEN-TRÄGERANSCHLUSS AUS [6]	27
BILD 5.4 ABDILDUNG DER GRUNDKOMPONENTEN EINES GESCHRAUBTEN STÜTZEN-TRÄGERANSCHLUSSES AUS [6]	28
BILD 5.5 ABMESSUNGEN EINES ÄQUIVALENTEN T-STUMMELSTÜCKES NACH [18]	30
BILD 5.6 MECHANISCHES PRINZIP DES SOGENANNTEN T-STUMMELS [19]	30
BILD 5.7 VERSAGENSMECHANISMEN EINES T-STUMMELS MIT 2 SCHRAUBEN IN EINER REIHE NACH [19]	31
BILD 5.8 SYSTEM FÜR DIE ABLEITUNG DER BEDINGUNG FÜR DIE ABSTÜTZKRÄFTE Q AUS [5]	32
BILD 5.9 T-STUMMELMODELL MIT ABSTÜTZKRÄFTEN Q AUS [1]	33
BILD 5.10 T-STUMMELMODELL OHNE ABSTÜTZKRÄFTE Q AUS [1]	33
BILD 5.11 NUMMERNBEZEICHNUNG DER MÖGLICHEN SCHRAUBENREIHEN NACH [5]	35
BILD 5.12 MÖGLICHKEITEN VON FLIEßMUSTER AUS [9]	35
BILD 5.13 A-WERTE FÜR (DOPPELT) AUSGESTEIFTE T-STUMMEL GEMÄß [18]	37
BILD 5.14 SKIZZE ZUR ANSCHLUSSKONFIGURATION DES BEISPIELS 1)	39
BILD 5.15 SKIZZE ZUR ANSCHLUSSKONFIGURATION DES BEISPIELS 2)	41
BILD 5.16 STANDARDGEOMETRIEN DER TYPISIERTEN STIRNPLATTENVERBINDUNGEN AUS [27]	45
BILD 5.17 FIKTIVES MODELL ZU DEN ANSCHLUSSKONFIGURATIONEN IH2 UND IH4 NACH [7]	46
BILD 5.18 MÖGLICHE VERSAGENSMODI DES UNSYMMETRISCHEN L-STUMMELMODELLS NACH [7]	47
BILD 5.19 FEDER DER GRUNDKOMPONENTEN BEI 4-REIHIGEN ANSCHLUSSKONFIGURATIONEN GEMÄß [7]	48
BILD 5.20 STABMODELL ZUR VERTEILUNG DER BEANSPRUCHUNG AUF DIE VORHANDENEN SCHRAUBEN	50
BILD 5.21 GEWICHTETE TRAGFÄHIGKEITSANTEILE VON IH2- UND IH4-ANSCHLUSSFORMEN FÜR MODUS 1 GEMÄß [7]	51
BILD 5.22 ALTERNATIVE BEMESSUNGSMETHODE FÜR DEN L-STUMMEL AUS [7]	52
BILD 5.23 ALTERNATIVE BEMESSUNGSMETHODE NACH JASPART [33] FÜR DEN T-STUMMEL AUS [7]	52

BILD 5.24 MODELLVORSCHLAG VON SCHMIDT ZUR BERECHNUNG DER GRENZTRAGFÄHIGKEIT EINER AUSGESTEIFTEN SCHRAUBENREIHE MIT 4 SCHRAUBEN IN EINER REIHE FÜR DEN MODUS 2 GEMÄß [7]	53
BILD 5.25 GEWICHTETE TRAGFÄHIGKEITSANTEILE VON IH2- UND IH4-ANSCHLUSSFORMEN FÜR MODUS 2 GEMÄß [7]	54
BILD 5.26 VERSAGENSMECHANISMEN DES T-STUMMELS MIT 4 SCHRAUBEN IN EINER REIHE [19]	57
BILD 5.27 ABSTANDSBEZEICHNUNGEN BEIM T-STUMMELS MIT VIER SCHRAUBEN IN EINER REIHE [20]	58
BILD 5.28 ABMESSUNGEN DES T-STUMMELS MIT VIER SCHRAUBEN IN EINER REIHE [20]	59
BILD 5.29 KREIS- UND TRAPEZFÖRMIGE MUSTER DER FLIEßLINIEN BEI ÜBERSTEHENDEN SCHRAUBENREIHEN [20]	59
BILD 5.30 KREIS- UND TRAPEZFÖRMIGE MUSTER DER FLIEßLINIEN BEI INNEREN BZW. AUSGESTEIFTEN SCHRAUBENREIHEN [20]	60
BILD 5.31 STATISCHES ERSATZSYSTEM JE NACH VERSAGENSMODUS AUS [7]	61
BILD 6.1 NICHTLINEARES FEDERMODELL – SYSTEM ZUM BELASTUNGSBEGINN (LINKS) UND VERFORMTES SYSTEM (RECHTS)	63
BILD 6.2 GLEICHGEWICHTSBEDINGUNG ZWISCHEN EINZELNER FEDER UND DEREN SCHWERPUNKT	64
BILD 6.3 SYSTEMSKIZZE DES ZWEIDIMENSIONALEN FEDERMODELLS	65
BILD 7.1 MODELL EINES AUSGESTEIFTEN T-STUMMELS AUS [21]	66
BILD 7.2 VERSAGENSMECHANISMEN BEI EINEM NICHT AUSGESTEIFTEM STÜTZENFLANSCH NACH [21]	67
BILD 7.3 FLIEßLINIENMUSTER BEIM MECHANISMUS 1 (LINK) UND MECHANISMUS 2 (RECHTS) NACH [21]	68
BILD 7.4 AUSWIRKUNG EINER ODER MEHRERER SCHRAUBENREIHEN AUF DAS FLIEßLINIENMUSTER [22]	69
BILD 7.5 AUSZUG AUS [22] – ERSTVERÖFFENTLICHUNG DER FORMEL FÜR DIE BERECHNUNG DER FLIEßLINIENLÄNGEN	70
BILD 7.6 AUSZUG AUS [22] – FORMEL ZUR BERECHNUNG DER TRAGFÄHIGKEIT VON T-STUMMEL	71
BILD 7.7 VERFORMUNGSBILD EINES UNAUSGESTEIFTEN STÜTZENFLANSCHES ODER EINER STIRNPLATTE BEI INNEREN SCHRAUBENREIHEN AUS FE-BERECHNUNG (LINKS) UND DAS ZUGEHÖRIGE ABGELEITETES FLIEßLINIENMUSTER (RECHTS) [23]	72
BILD 7.8 ÜBERTRAGENE FLIEßLINIENMODELLE FÜR MODUS 1 (OBEN) UND MODUS 2 (UNTERN) AUS [23]	73
BILD 7.9 BEISPIEL EINER ERMITTLUNG DER WIRKSAMEN LÄNGE EINES T-STUMMELS DER SCHRAUBENREIHE MIT LAGE NR. 2 MITTELS EXCEL NACH DEM PRINZIP DER VIRTUELLEN VERRÜCKUNG (PDVV)	74
BILD 7.10 WIRKSAME LÄNGE DER KREISFÖRMIGEN UND TRAPEZFÖRMIGEN FLIEßMUSTER FÜR DOPPELT AUSGESTEIFTE SCHRAUBENREIHEN AUS [19]	75
BILD 7.11 VERGLEICH DER FLIEßMUSTER BEI UNTERSCHIEDLICHEN FESTLEGUNGEN UND GEOMETRIE	76
BILD 7.12 WIRKSAME LÄNGE DER KREISFÖRMIGEN UND TRAPEZFÖRMIGEN FLIEßMUSTER FÜR EINE SCHRAUBENREIHE OBERHALB DES TRÄGERZUGFLANSCHES AUS [19]	77
BILD 7.13 VERGLEICH DER FLIEßMUSTER FÜR EINE SCHRAUBENREIHE BEI LAGE NR. 6 – LAGE NR. 6.1 OBEN, LAGE NR. 6.2 MITTE UND LAGE NR. 6.4 UNTEN	78
BILD 8.1 FEINE UND GROBE DISKRETISIERUNG MIT RECHTECKFÖRMIGEN ODER DREIECKIGEN ELEMENTEN NACH [16]	80
BILD 8.2 MUSTER DER BERECHNUNGSTAFEL FÜR FE-ANWENDUNGEN – TEIL ALLGEMEINE BEFEHLSFOLGE NACH [16]	82
BILD 8.3 MUSTER DER BERECHNUNGSTAFEL FÜR FE-ANWENDUNGEN – TEIL BILDFOLGE NACH [16]	82
BILD 8.4 EINSTELLUNGEN DES FE-NETZTES IM PROGRAMM DLUBAL RFEM [15]	84
BILD 8.5 VERWENDETE ANSATZFUNKTIONEN FÜR 2D OBJEKTE IM PROGRAMM DLUBAL RFEM [15]	85
BILD 8.6 VERWENDETE ANSATZFUNKTIONEN FÜR 3D OBJEKTE IM PROGRAMM DLUBAL RFEM [15]	85
BILD 9.1 ANSCHLUSSGEOMETRIE UND ZUGEHÖRIGE ANGABEN AUS [5]	86
BILD 9.2 GEOMETRIE DER ANSCHLÜSSE NR. 99 UND 570 AUS [26]	89
BILD 9.3 VERLAUF DER SCHRAUBENBEANSPRUCHUNG DER IPE-ANSCHLÜSSE IN ABHÄNGIGKEIT DER PLATTENSTÄRKE LT. FE-BERECHNUNG MIT LINEAR ELASTISCHEM MATERIALVERHALTEN	96
BILD 9.4 VERLAUF DER SCHRAUBENBEANSPRUCHUNG DER HEB-ANSCHLÜSSE IN ANHÄNGIGKEIT DER PLATTENSTÄRKE LT. FE-BERECHNUNG MIT LINEAR ELASTISCHEM MATERIALVERHALTEN	96

BILD 10.1 STIRNPLATTENANSCHLUSS MIT EINFACH SYMMETRISCHEM PROFIL (S235) UND ZWEI SCHRAUBEN (M24) GEOMETRIE MIT EINGABEPARAMETER (LINKS) UND ANORDNUNG 3 (RECHTS)	97
BILD 10.2 FE-MODELLE DER ANORDNUNGEN 2 UND 7 MIT EINEM ABSTAND M_2 VON 46,2 MM (LINKS) BZW. 116,2 MM (RECHTS)	98
BILD 10.3 LOKALE VERFORMUNG DER STIRNPLATTE LT. FE-BERECHNUNG IN DEREN Z-ACHSE FÜR DIE ANORDNUNGEN 1, 3 UND 7 MIT $T_{P,ERF}$ NACH EC3 (OBEN) UND NACH PDVV (UNTEN)	101
BILD 10.4 LOKALE VERFORMUNG DER STIRNPLATTE LT. FE-BERECHNUNG IN DEREN Z-ACHSE FÜR DIE ANORDNUNGEN 7, 8 UND 9 MIT $T_{P,ERF}$ NACH EC3 (OBEN) UND NACH PDVV (UNTEN)	101
BILD 10.5 ABSTÜTZKRÄFTE LT. FE-BERECHNUNG DER ANORDNUNGEN 1, 3 UND 7 MIT $T_{P,ERF}$ NACH EC3 (OBEN) UND NACH PDVV (UNTEN)	102
BILD 10.6 ABSTÜTZKRÄFTE LT. FE-BERECHNUNG DER ANORDNUNGEN 7, 8 UND 9 MIT $T_{P,ERF}$ NACH EC3 (OBEN) UND NACH PDVV (UNTEN)	102
BILD 10.7 MAXIMALE VERGLEICHSSPANNUNG NACH MISES LT. FE-BERECHNUNG FÜR DIE ANORDNUNGEN 1, 3 UND 7 MIT $T_{P,ERF}$ NACH EC3 (OBEN) UND NACH PDVV (UNTEN)	103
BILD 10.8 MAXIMALE VERGLEICHSSPANNUNG NACH MISES LT. FE-BERECHNUNG FÜR DIE ANORDNUNGEN 7, 8 UND 9 MIT $T_{P,ERF}$ NACH EC3 (OBEN) UND NACH PDVV (UNTEN)	103
BILD 10.9 PLASTIZIERTE TEILE DER STIRNPLATTE (ROT) LT. FE-BERECHNUNG FÜR DIE ANORDNUNGEN 1, 3 UND 7 MIT $T_{P,ERF}$ NACH EC3 (OBEN) UND NACH PDVV (UNTEN)	104
BILD 10.10 PLASTIZIERTE TEILE DER STIRNPLATTE (ROT) LT. FE-BERECHNUNG FÜR DIE ANORDNUNGEN 7,8 UND 9 MIT $T_{P,ERF}$ NACH EC3 (OBEN) UND NACH PDVV (UNTEN)	104
BILD 10.11 STIRNPLATTENANSCHLUSS MIT DOPPELT SYMMETRISCHEM PROFIL (S235) UND ZWEI SCHRAUBEN (M24) GEOMETRIE MIT EINGABEPARAMETER (LINKS) UND ANORDNUNG 7 (RECHTS)	105
BILD 10.12 FE-MODELLE DER ANORDNUNGEN 3, 7 UND 10 MIT EINEM ABSTAND M_2 VON 46,2 MM (LINKS), 106,2 MM (MITTE) UND 166,2 MM (RECHTS)	106
BILD 10.13 LOKALE VERFORMUNG DER STIRNPLATTE LT. FE-BERECHNUNG IN DEREN Z-ACHSE FÜR DIE ANORDNUNGEN 1, 7 UND 10 MIT $T_{P,ERF}$ NACH EC3 (OBEN) UND NACH PDVV (UNTEN)	108
BILD 10.14 ABSTÜTZKRÄFTE LT. FE-BERECHNUNG DER ANORDNUNGEN 1, 7 UND 10 MIT $T_{P,ERF}$ NACH EC3 (OBEN) UND NACH PDVV (UNTEN)	109
BILD 10.15 MAXIMALE VERGLEICHSSPANNUNG NACH MISES LT. FE-BERECHNUNG FÜR DIE ANORDNUNGEN 1, 7 UND 10 MIT $T_{P,ERF}$ NACH EC3 (OBEN) UND NACH PDVV (UNTEN)	110
BILD 10.16 PLASTIZIERTE TEILE DER STIRNPLATTE (ROT) LT. FE-BERECHNUNG FÜR DIE ANORDNUNGEN 1, 7 UND 10 MIT $T_{P,ERF}$ NACH EC3 (OBEN) UND NACH PDVV (UNTEN)	110
BILD 10.17 MAXIMALE VERGLEICHSSPANNUNG NACH MISES LT. ZUSÄTZLICHER FE-BERECHNUNG FÜR DIE ANORDNUNGEN 9 UND 10 MIT $T_{P,ERF,NEU}$ NACH EC3 (OBEN) UND NACH PDVV (UNTEN)	111
BILD 10.18 PLASTIZIERTE TEILE DER STIRNPLATTE (ROT) LT. ZUSÄTZLICHER FE-BERECHNUNG FÜR DIE ANORDNUNGEN 9 UND 10 MIT $T_{P,ERF,NEU}$ NACH EC3 (OBEN) UND NACH PDVV (UNTEN)	111

Tabellenverzeichnis

TABELLE 2.1 BEZEICHNUNG UND ABMESSUNGEN VON SCHRAUBEN, SCHEIBEN UND MUTTERN AUS [1]	8
TABELLE 2.2 EINTEILUNG VON GESCHRAUBTEN VERBINDUNGEN NACH EN 1993-1-8 [1]	10
TABELLE 4.1 ANSCHLUSSMODELLE FÜR DIE TRAGWERKSANALYSE NACH [10]	20
TABELLE 5.1 ANSCHLUSSMODELLE FÜR DIE TRAGWERKSBERECHNUNG AUS [10]	24
TABELLE 5.2 KLASSIFIZIERUNG NACH DER MOMENTENTRAGFÄHIGKEIT BEI P-P TRAGWERKSBERECHNUNG AUS [10]	25
TABELLE 5.3 KLASSIFIZIERUNG BEI EINER E-P TRAGWERKSBERECHNUNG AUS [10]	25
TABELLE 5.4 ANSCHLUSSMODELLE FÜR VERFORMBARE, TEILTRAGFÄHIGE UND NACHGIEBIGE ANSCHLÜSSE AUS [10]	26
TABELLE 5.5 BERECHNUNGSRELEVANTE GRUNDKOMPONENTEN BEI GEGEBENEM ANSCHLUSS	29
TABELLE 5.6 TRAGFÄHIGKEITEN EINES T-STUMMELS UNTER ZUGBEANSPRUCHUNG AUS [18]	34
TABELLE 5.7 WIRKSAME LÄNGEN VON T-STUMMEL – SCHRAUBEN EINZELN AUS [5]	36
TABELLE 5.8 WIRKSAME LÄNGE VON T-STUMMEL – SCHRAUBENGRUPPE AUS [5]	36
TABELLE 5.9 ERWEITERTE FLIEßMUSTER JE NACH ART DER BEANSPRUCHUNG FÜR EINZELNE SCHRAUBENREIHEN AUS [5]	38
TABELLE 5.10 NACHWEISFÜHRUNG BEI UNTERSCHIEDLICHEN BELASTUNGEN NACH [5]	44
TABELLE 5.11 DARSTELLUNG DER EFFEKTIVEN LÄNGEN FÜR DEN T-STUMMEL (B2) UND FÜR DEN L-STUMMEL (B1) GEMÄß [7]	47
TABELLE 5.12 EFFEKTIVE LÄNGEN DER FLIEßLINIEN FÜR EINE INNERE AUSGESTEIFTE SCHRAUBENREIHE BEI IH2- UND IH4-ANSCHLUSSGEOMETRIEN	56
TABELLE 5.13 EFFEKTIVE LÄNGEN DER FLIEßLINIEN FÜR EINE ÜBERSTEHENDE SCHRAUBENREIHE BEI IH4-ANSCHLUSSGEOMETRIEN	56
TABELLE 7.1 VERGLEICHSRECHNUNG EINER BESTIMMTEN SCHRAUBENLAGE ZUM STEG BEI UNTERSCHIEDLICHEN ABSTÄNDEN FÜR M_2	76
TABELLE 7.2 VERGLEICHSRECHNUNG EINER ÜBERSTEHENDEN SCHRAUBENLAGE	77
TABELLE 9.1 ERGEBNISSE DER FE-ANALYSE BEI VARIATION DER BETTUNG UND DER NETZTEILUNG	87
TABELLE 9.2 ANSCHLUSS NR. 99 AUS [26] IPE 360 W = 90MM – ELASTISCHE UND PLASTISCHE FE-BERECHNUNG	91
TABELLE 9.3 ANSCHLUSS IPE 360 W = 110 MM – ELASTISCHE UND PLASTISCHE FE-BERECHNUNG	92
TABELLE 9.4 ANSCHLUSS NR. 570 AUS [26] HEB 240 W = 120 MM – ELASTISCHE UND PLASTISCHE FE-BERECHNUNG	93
TABELLE 9.5 ANSCHLUSS MIT HEB 240 W = 160 MM – ELASTISCHE UND PLASTISCHE FE-BERECHNUNG	94
TABELLE 10.1 ERGEBNISSE DER HANDRECHNUNG VON $T_{P,ERF}$ FÜR DEN VERGLEICH DER BERECHNUNGSMETHODEN EC3 UND PDVV	99
TABELLE 10.2 ERGEBNISSE DER AUFLAGERKRÄFTE AUS DER FE-ANALYSE	100
TABELLE 10.3 ERGEBNISSE DER HANDRECHNUNG VON $T_{P,ERF}$ FÜR DEN VERGLEICH DER BERECHNUNGSMETHODEN EC3 UND PDVV	107
TABELLE 10.4 ERGEBNISSE DER AUFLAGERKRÄFTE AUS DER FE-ANALYSE	107
TABELLE 10.5 ERGEBNISSE DER HANDRECHNUNG VON $T_{P,ERF}$ ALS ERGÄNZUNG ZUR TABELLE 10.3	110
TABELLE 10.6 ERGEBNISSE DER AUFLAGERKRÄFTE AUS DER NEUEN FE-ANALYSE FÜR DIE LETZTEN BEIDEN ANORDNUNGEN	111