

# **Zum Rotationsnachweis nachgiebiger Knoten im Stahlbau**

Von der Fakultät Bau- und Umweltingenieurwissenschaften  
der Universität Stuttgart zur Erlangung der Würde eines Doktors der  
Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.) genehmigte Abhandlung

vorgelegt von  
**Frank Kühnemund**  
aus Kaiserslautern

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. U. Kuhlmann

Mitberichter: Prof. Ir. F. S. K. Bijlaard

Tag der mündlichen Prüfung: 20. 12. 2002

Institut für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart

2003

**Mitteilungen des Instituts für Konstruktion und Entwurf, Nr. 2003-1**

Frank Kühnemund      Zum Rotationsnachweis nachgiebiger Knoten  
im Stahlbau

Herausgeber            Prof. Dr.-Ing. Ulrike Kuhlmann  
Pfaffenwaldring 7  
70569 Stuttgart  
Telefon: (0711) 685 6245  
Telefax: (0711) 685 6236

Redaktion                Dr.-Ing. Hans-Peter Günther

© Institut für Konstruktion und Entwurf; Stuttgart 2003  
Alle Rechte vorbehalten

ISSN 1439-3751

## Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart.

Frau Professorin Dr.-Ing. Ulrike Kuhlmann hat mir die Anfertigung dieser Arbeit ermöglicht. Für ihre Unterstützung, ihr jederzeit entgegengesetztes Vertrauen, ihr Engagement bei der Anfertigung der Arbeit sowie die Übernahme des Hauptberichts danke ich ihr sehr herzlich.

Mein aufrichtiger Dank gilt weiterhin Herrn Prof. Ir. F. S. K. Bijlaard, Direktor des Instituts für Stahlbau und Holzbau der Universität Delft für sein Interesse an der Arbeit, die kritische Durchsicht und die Übernahme des Mitberichts.

Das umfangreiche Versuchsprogramm und die theoretischen Untersuchungen wurden durch die Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen „Otto von Guericke“ e.V. (AiF) und die Stiftung Industrieforschung finanziell gefördert. Dafür bedanke ich mich an dieser Stelle.

Die Durchführung der Versuche fand am „Otto-Graf-Institut“ (FMIPA) der Universität Stuttgart statt. Herrn Dr.-Ing. W. Harre, der seitens des „Otto-Graf-Instituts“ die Versuche betreut hat, sowie allen an der Durchführung Beteiligten danke ich herzlich.

Ein weiterer Dank gilt allen Kollegen und wissenschaftlichen Hilfskräften des Instituts für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart für wertvolle Diskussionen, Anregungen zur Arbeit und das immer kollegiale Miteinander. Für die Durchsicht des Manuskriptes danke ich besonders Martin Schäfer, Cornelius Reisch danke ich für die Unterstützung bei den Programmierarbeiten und Bartłomiej Halaczek für das Anfertigen der Zeichnungen.

Der fachliche Austausch und die Diskussion mit Kollegen anderer Forschungsinstitute und den Mitgliedern der COST C1 und COST C12 Projekte waren für meine Arbeit sehr hilfreich. Für den Einsatz aller Beteiligten und das herzliche Miteinander bedanke ich mich.

Nicht zuletzt gilt mein Dank all denen, die mich jederzeit unterstützt haben, allen voran meine Eltern und mein Bruder, meine Freundin, meine Familie sowie mein Freundeskreis. Für ihr Vertrauen, ihre Geduld und Rücksichtnahme sei ihnen besonders gedankt. Meinem großen und guten Gott danke ich für seine unermessliche Liebe. Sie hat mir während der Anfertigung der Arbeit immer wieder Mut und Hoffnung gegeben.

Stuttgart, im Dezember 2002

Frank Kühnemund





## Kurzdarstellung

In Hochbauten des Stahl- und Verbundbaus verursachen die Knotenpunkte einen Großteil der Kosten des Tragwerks. Insbesondere das Einschweißen von Steifen bei biegesteifen Knoten ist mit einem hohen Kosten- und Fertigungsaufwand verbunden. Moderne Bemessungskonzepte ermöglichen die Bemessung steifenloser Knoten. Eine Optimierung der Knoten kann erreicht werden, wenn diese nach Plastizierung über ausreichend Rotationsvermögen zur Schnittgrößenumlagerung im Tragsystem verfügen. In diesem Fall ist eine plastische Tragwerksbemessung möglich. Bislang liegen jedoch nur wenige Aussagen zum Duktilitätsverhalten nachgiebiger Rahmenknoten vor.

Die vorliegende Arbeit widmet sich der Bestimmung der vorhandenen Rotationskapazität nachgiebiger Knoten in Tragsystemen des Stahlhochbaus. Auf Grundlage des Innsbrucker Komponentenmodells wird das Duktilitätsverhalten einzelner Knotenkomponenten angegeben. Ein Schwerpunkt der Arbeit liegt auf der Beschreibung der Last-Verformungskurve der Komponente „Stützensteg auf Druck“. Versuche an dieser Komponente, sowie an steifenlosen geschraubten Knoten dienen der Verifizierung der entwickelten mechanischen Modelle. Eine ausführliche Parameterstudie begründet schließlich ein Nachweisverfahren ausreichender Rotationskapazität nachgiebiger Knoten bei Schnittgrößenumlagerungen in plastisch bemessenen Tragsystemen.

Die Untersuchungen der Arbeit erweitern die Anwendbarkeit nachgiebiger Knoten im Hochbau. Der Verfasser hofft dadurch einen Beitrag für eine wirtschaftliche Ausbildung von Tragkonstruktionen des Stahlhochbaus geleistet zu haben.

## Abstract

Joints in steel and composite buildings are most relevant for the overall costs of the structure. In particular the stiffeners of rigid connections demand a high input of investment and fabrication. But modern codes allow the design of semi-rigid joints without stiffeners in the web panel zone. A plastification of the joint combined with sufficient ductility for redistribution of internal forces in the structure enable a plastic verification of the structure. But so far only few rules in view of the joints' ductility behaviour are available.

The present thesis deals with the determination of the available rotation capacity of semi-rigid joints in steel structures. The Innsbruck component model is used as mechanical basis to describe the ductility behaviour of the joints. Special attention is paid to the load-deformation curve of the joint component "column web in compression". Tests on this component and on bolted semi-rigid joint configurations are conducted to verify the developed mechanical models. Conclusions are drawn from a parameter study to establish a design procedure for sufficient rotation capacity in view of redistribution of internal forces for plastic design of structures.

The results of the thesis extend the possibility to use semi-rigid joints in structures. It was the author's intention to contribute to a more economic construction of steel buildings.



# Inhaltsverzeichnis

|                                                                                                                                     |           |
|-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----------|
| <b>Bezeichnungen.....</b>                                                                                                           | <b>XI</b> |
| <b>1 Einführung .....</b>                                                                                                           | <b>1</b>  |
| 1.1 Traditionelle Bemessungskonzepte im Stahlhochbau .....                                                                          | 1         |
| 1.1.1 Knotenausbildung.....                                                                                                         | 1         |
| 1.1.2 Systembemessung.....                                                                                                          | 2         |
| 1.2 Moderne Bemessungskonzepte im Stahlhochbau.....                                                                                 | 2         |
| 1.2.1 Knotenausbildung.....                                                                                                         | 2         |
| 1.2.2 Systembemessung.....                                                                                                          | 3         |
| 1.3 Motivation der Arbeit .....                                                                                                     | 3         |
| 1.4 Aufbau der Arbeit .....                                                                                                         | 3         |
| 1.5 Abgrenzung der Arbeit .....                                                                                                     | 4         |
| <b>2 Das Momenten-Rotationsverhalten nachgiebiger Rahmenknoten .....</b>                                                            | <b>6</b>  |
| 2.1 Allgemeines .....                                                                                                               | 6         |
| 2.2 Stand der Wissenschaft.....                                                                                                     | 6         |
| 2.3 Die Knotencharakterisierung .....                                                                                               | 14        |
| 2.3.1 Darstellung des Verfahrens.....                                                                                               | 14        |
| 2.3.2 Spezifizierung der untersuchten Knotenkonfigurationen .....                                                                   | 15        |
| 2.3.3 Komponentenmethode, Komponentenmodell und Identifikation<br>der Komponenten.....                                              | 17        |
| 2.3.4 Komponentencharakterisierung.....                                                                                             | 18        |
| 2.3.5 Zusammenbau der Komponenten .....                                                                                             | 20        |
| 2.3.6 Charakterisierung des Momenten-Rotationsverhaltens eines Knotens .....                                                        | 22        |
| 2.4 Das Tragverhalten nachgiebiger Knoten .....                                                                                     | 23        |
| 2.4.1 Die Knotenschnittgrößen .....                                                                                                 | 23        |
| 2.4.2 Die Lastabtragung und das Verformungsbild der Knoten .....                                                                    | 25        |
| 2.4.3 Modellannahmen .....                                                                                                          | 30        |
| 2.5 Die Grenzgrößen „Tragfähigkeit“ und „Rotationskapazität“ nachgiebiger Knoten.....                                               | 32        |
| 2.5.1 Die Traglast nachgiebiger Knoten .....                                                                                        | 32        |
| 2.5.2 Die plastische und die elastische Grenztragfähigkeit nachgiebiger Knoten.....                                                 | 33        |
| 2.5.3 Die Knotenverformungen eines nachgiebigen Knotens .....                                                                       | 35        |
| 2.5.4 Die erforderliche Rotationskapazität von Knoten .....                                                                         | 36        |
| 2.5.5 Die vorhandene Rotationskapazität von Trägern.....                                                                            | 37        |
| 2.5.6 Der Begriff der vorhandenen Rotationskapazität von Knoten in der Literatur .....                                              | 39        |
| 2.5.7 Die Definition der vorhandenen Rotationskapazität für Knoten .....                                                            | 41        |
| <b>3 Das Duktilitätsverhalten der Komponenten in der Anschlusszone .....</b>                                                        | <b>43</b> |
| 3.1 Allgemeines .....                                                                                                               | 43        |
| 3.2 Die Beschreibung des Duktilitätsverhaltens der auf Biegung beanspruchten<br>Zugkomponenten mittels des „T-Stummelmodells“ ..... | 43        |
| 3.2.1 Komponentenversuche.....                                                                                                      | 43        |
| 3.2.2 Versuche an Schrauben.....                                                                                                    | 46        |
| 3.2.3 Das Tragverhalten der T-Stummel .....                                                                                         | 47        |
| 3.2.4 Modellbildung.....                                                                                                            | 50        |
| 3.2.5 Die rechnerische Last-Verformungskurve bei Versagen im Modus 1 und<br>im Modus 2.....                                         | 52        |

|          |                                                                                                                              |            |
|----------|------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|------------|
| 3.2.6    | Die rechnerische Last-Verformungskurve bei Versagen im Modus 3 .....                                                         | 58         |
| 3.3      | Die Komponente „Stützenflansch auf Biegung“ .....                                                                            | 60         |
| 3.3.1    | Geschweißter Knoten .....                                                                                                    | 60         |
| 3.3.2    | Geschraubter Knoten .....                                                                                                    | 60         |
| 3.4      | Die Komponente „Stirnplatte auf Biegung“ .....                                                                               | 63         |
| 3.5      | Die im Riegel angeordneten Knotenkomponenten .....                                                                           | 65         |
| <b>4</b> | <b>Das Duktilitätsverhalten der Komponenten in der Lasteinleitungszone .....</b>                                             | <b>68</b>  |
| 4.1      | Allgemeines .....                                                                                                            | 68         |
| 4.2      | Die Komponente „Stützensteg auf Druck“ .....                                                                                 | 68         |
| 4.2.1    | Komponentenversuche .....                                                                                                    | 68         |
| 4.2.2    | Tragverhalten und Modellbildung .....                                                                                        | 75         |
| 4.2.3    | Ein Modell für den elastischen Bereich .....                                                                                 | 80         |
| 4.2.4    | Ein Modell für den plastischen Grenzzustand .....                                                                            | 82         |
| 4.2.5    | Das Traglastmodell .....                                                                                                     | 83         |
| 4.2.6    | Ein Modell für den Nachtraglastbereich .....                                                                                 | 88         |
| 4.2.7    | Vergleich zwischen Komponentenversuch und Modell .....                                                                       | 105        |
| 4.3      | Die Komponente „Stützensteg auf Zug“ .....                                                                                   | 105        |
| 4.3.1    | Tragverhalten und Modellbildung .....                                                                                        | 105        |
| 4.3.2    | Ein Modell für den elastischen Bereich .....                                                                                 | 106        |
| 4.3.3    | Ein Modell für den plastischen Grenzzustand .....                                                                            | 107        |
| 4.3.4    | Ein Modell für den Verfestigungsbereich .....                                                                                | 108        |
| <b>5</b> | <b>Das Zusammenfügen der Komponentencharakteristiken zur Momenten-<br/>Rotationskurve .....</b>                              | <b>110</b> |
| 5.1      | Allgemeines .....                                                                                                            | 110        |
| 5.2      | Die Funktionsweise des Programmsystems „CoBeJo“ und dessen Einbindung in<br>den Gesamtalgorithmus .....                      | 110        |
| 5.2.1    | Die Funktionsweise des Programmsystems „CoBeJo“ .....                                                                        | 110        |
| 5.2.2    | Die Einbindung von „CoBeJo“ in den Gesamtalgorithmus zur Bestimmung<br>der Knotenduktilität .....                            | 111        |
| 5.3      | Experimentelle Ermittlung der Momenten-Rotationskurven nachgiebiger Knoten .....                                             | 112        |
| 5.3.1    | Untersuchungen an geschweißten Knoten .....                                                                                  | 112        |
| 5.3.2    | Untersuchungen an geschraubten Knoten .....                                                                                  | 114        |
| 5.3      | Verifizierung des Gesamtalgorithmus an Hand der experimentellen<br>Untersuchungen .....                                      | 119        |
| 5.4.1    | Geschweißte Knoten .....                                                                                                     | 119        |
| 5.4.2    | Geschraubte Knoten .....                                                                                                     | 120        |
| 5.4.3    | Zusammenfassung .....                                                                                                        | 123        |
| <b>6</b> | <b>Untersuchung nachgiebiger Knoten zur Ableitung eines Nachweisverfahrens<br/>für ausreichende Rotationskapazität .....</b> | <b>125</b> |
| 6.1      | Allgemeines .....                                                                                                            | 125        |
| 6.2      | Vorüberlegungen und Vorgehensweise .....                                                                                     | 126        |
| 6.3      | Festlegung des Parameterfeldes .....                                                                                         | 127        |
| 6.3.1    | Auswahl baupraktischer Knoten .....                                                                                          | 127        |
| 6.3.2    | Parametergruppen und Abweichungen der Parameter von ihren nominellen<br>Werten .....                                         | 127        |
| 6.4      | Voruntersuchungen .....                                                                                                      | 128        |
| 6.5      | Parameterstudie an baupraktischen Knoten .....                                                                               | 133        |
| 6.5.1    | Vorgehen .....                                                                                                               | 133        |

---

|          |                                                                                                    |            |
|----------|----------------------------------------------------------------------------------------------------|------------|
| 6.5.2    | Untersuchung von Knoten unter Ansatz nomineller Werte.....                                         | 133        |
| 6.5.3    | Einfluss von Geometrieabweichungen .....                                                           | 136        |
| 6.5.4    | Einfluss von Unterfestigkeiten.....                                                                | 137        |
| 6.5.5    | Wechsel der versagenden Komponente infolge von Überfestigkeiten<br>und Geometrieabweichungen ..... | 139        |
| 6.5.6    | Festlegung einer einheitlichen Bezugsgröße für die vorhandene<br>Rotationskapazität.....           | 143        |
| 6.6      | Schlussfolgerungen.....                                                                            | 148        |
| <b>7</b> | <b>Der Duktilitätsnachweis der Knoten im Tragsystem .....</b>                                      | <b>150</b> |
| 7.1      | Allgemeines .....                                                                                  | 150        |
| 7.2      | Tragwerksmodellierung.....                                                                         | 150        |
| 7.3      | Sicherheitskonzept für den Rotationsnachweis .....                                                 | 151        |
| 7.3.1    | Einführung.....                                                                                    | 151        |
| 7.3.2    | Die Festlegung der vorhandenen Rotationskapazität als Grenzwert .....                              | 152        |
| 7.3.3    | Der Teilsicherheitsbeiwert der vorhandenen Rotationskapazität .....                                | 153        |
| 7.4      | Bemessungsverfahren .....                                                                          | 155        |
| 7.5      | Knotenklassifizierung.....                                                                         | 161        |
| <b>8</b> | <b>Zusammenfassung und Ausblick.....</b>                                                           | <b>163</b> |
| 8.1      | Zusammenfassung .....                                                                              | 163        |
| 8.2      | Ausblick.....                                                                                      | 164        |
|          | <b>Literaturverzeichnis .....</b>                                                                  | <b>166</b> |
|          | <b>Anhang A.....</b>                                                                               | <b>177</b> |
|          | <b>Anhang B .....</b>                                                                              | <b>181</b> |



## Bezeichnungen

### Äußere Weggrößen/Verformungsgrößen

|                            |                                        |
|----------------------------|----------------------------------------|
| <b>s</b>                   | Klaffung am Fließlinienmodell, Längung |
| <b>w</b>                   | Verschiebung, Eindrückung              |
| <b>u</b>                   | Verschiebung                           |
| <b><math>\beta</math></b>  | Winkel                                 |
| <b><math>\psi</math></b>   | Winkel                                 |
| <b><math>\theta</math></b> | Drehwinkel der Fließgelenklinien       |
| <b><math>\phi</math></b>   | Verdrehung, Rotation                   |

### Innere Weggrößen/Verzerrungsgrößen

|                                 |         |
|---------------------------------|---------|
| <b><math>\varepsilon</math></b> | Dehnung |
|---------------------------------|---------|

### Geometrische Größen

|                          |                                                                          |
|--------------------------|--------------------------------------------------------------------------|
| <b>a</b>                 | Schweißnahtdicke, Abstandsmaß                                            |
| <b>b</b>                 | Breite                                                                   |
| <b>c</b>                 | Breite, Lasteinleitungslänge                                             |
| <b>d</b>                 | Durchmesser, Steghöhe                                                    |
| <b>e</b>                 | Abstandsmaß der Schrauben, geometrischer Beiwert für die Unterlegscheibe |
| <b>h</b>                 | Höhe                                                                     |
| <b>l</b>                 | Länge                                                                    |
| <b><math>\ell</math></b> | Beulfeldlänge, Länge                                                     |
| <b>m</b>                 | Abstandsmaß der Schrauben                                                |
| <b>n</b>                 | Abstandsmaß der Abstützkraft                                             |
| <b>p</b>                 | Abstandsmaß der Schrauben                                                |
| <b>r</b>                 | Ausrundungsradius                                                        |
| <b>t</b>                 | Querschnittsdicke                                                        |
| <b>u</b>                 | Stirnplattenüberstand                                                    |
| <b>w</b>                 | horizontaler Schraubenabstand an der Stirnplatte                         |
| <b>z</b>                 | Hebelarm                                                                 |
| <b>H</b>                 | Stützenhöhe                                                              |
| <b>L</b>                 | (lichte) Systemlänge, Schraubenlänge                                     |

### Hochgestellte Indizes

|           |                        |
|-----------|------------------------|
| <b>AB</b> | Fließlinienbezeichnung |
|-----------|------------------------|

### Indizes

|              |                                        |
|--------------|----------------------------------------|
| <b>a</b>     | oberhalb, oben ( <i>engl.: above</i> ) |
| <b>avail</b> | verfügbar ( <i>engl.: available</i> )  |

|               |                                                                         |
|---------------|-------------------------------------------------------------------------|
| <b>b</b>      | unterhalb, unten ( <i>engl.: below, bottom</i> )                        |
| <b>b</b>      | Riegel, Träger ( <i>engl.: beam</i> )                                   |
| <b>b</b>      | Biegung ( <i>engl.: bending</i> )                                       |
| <b>bolt</b>   | Schraube ( <i>engl.: bolt</i> )                                         |
| <b>buck</b>   | Beulen ( <i>engl.: buckling</i> )                                       |
| <b>c</b>      | Stütze ( <i>engl.: column</i> )                                         |
| <b>c</b>      | Druck ( <i>engl.: compression</i> )                                     |
| <b>cr</b>     | kritisch ( <i>engl.: critical</i> )                                     |
| <b>d</b>      | Bemessungs- ( <i>engl.: design</i> )                                    |
| <b>decr</b>   | absteigend ( <i>engl.: decreasing</i> )                                 |
| <b>e</b>      | Bezugs- ( <i>engl.: reference</i> )                                     |
| <b>eff</b>    | effektiv ( <i>engl.: effektive</i> )                                    |
| <b>el</b>     | elastisch ( <i>engl.: elastic</i> )                                     |
| <b>ep</b>     | Stirnplatte ( <i>engl.: endplate</i> )                                  |
| <b>eq</b>     | äquivalent ( <i>engl.: equivalent</i> )                                 |
| <b>eq</b>     | Gleichgewicht ( <i>engl.: equilibrium</i> )                             |
| <b>ex</b>     | äußere ( <i>engl.: external</i> )                                       |
| <b>f</b>      | Flansch ( <i>engl.: flange</i> )                                        |
| <b>f</b>      | Versagen ( <i>engl.: failure</i> )                                      |
| <b>h</b>      | Verfestigung ( <i>engl.: strain hardening</i> )                         |
| <b>hog</b>    | krümmend, Stützbereich ( <i>engl.: hogging</i> )                        |
| <b>in</b>     | innere ( <i>engl.: internal</i> )                                       |
| <b>ini</b>    | Anfangs- ( <i>engl.: initial</i> )                                      |
| <b>j</b>      | Knoten ( <i>engl.: joint</i> )                                          |
| <b>k</b>      | charakteristisch ( <i>engl.: characteristic</i> )                       |
| <b>l</b>      | links ( <i>engl.: left</i> )                                            |
| <b>max</b>    | Maximum ( <i>engl.: maximum</i> )                                       |
| <b>min</b>    | Minimum ( <i>engl.: minimum</i> )                                       |
| <b>mod</b>    | modifiziert ( <i>engl.: modified</i> )                                  |
| <b>model</b>  | Modell ( <i>engl.: model</i> )                                          |
| <b>nom</b>    | Nominal- ( <i>engl.: nominal</i> )                                      |
| <b>nut</b>    | Mutter ( <i>engl.: nut</i> )                                            |
| <b>p</b>      | Platte ( <i>engl.: plate</i> )                                          |
| <b>pl</b>     | plastisch ( <i>engl.: plastic</i> )                                     |
| <b>q</b>      | infolge Gleichstreckenlast ( <i>engl.: uniformly distributed load</i> ) |
| <b>r</b>      | rechts ( <i>engl.: right</i> )                                          |
| <b>r</b>      | Schraubenreihe ( <i>engl.: row</i> )                                    |
| <b>redist</b> | Umlagerung ( <i>engl.: redistribution</i> )                             |
| <b>ref</b>    | Referenz- ( <i>engl.: reference</i> )                                   |
| <b>rel</b>    | bezogen ( <i>engl.: relative</i> )                                      |
| <b>req</b>    | erforderlich ( <i>engl.: required</i> )                                 |
| <b>rot</b>    | Rotation ( <i>engl.: rotation</i> )                                     |
| <b>rupt</b>   | Bruch ( <i>engl.: rupture</i> )                                         |
| <b>s</b>      | Spannungs- ( <i>engl.: stress</i> )                                     |
| <b>sag</b>    | durchhängend, Feldbereich ( <i>engl.: sagging</i> )                     |
| <b>st</b>     | Leiste ( <i>engl.: strip</i> )                                          |
| <b>sys</b>    | System ( <i>engl. system</i> )                                          |
| <b>t</b>      | Zug ( <i>engl.: tension</i> )                                           |
| <b>test</b>   | Versuch ( <i>engl.: test</i> )                                          |
| <b>tot</b>    | gesamt ( <i>engl.: total</i> )                                          |
| <b>tr</b>     | Übergang ( <i>engl.: transient</i> )                                    |



|               |                                                                 |
|---------------|-----------------------------------------------------------------|
| <b>u</b>      | äußerste, höchste ( <i>engl.: ultimate</i> )                    |
| <b>vert</b>   | vertikal ( <i>engl.: vertical</i> )                             |
| <b>w</b>      | Steg ( <i>engl.: web</i> )                                      |
| <b>washer</b> | Unterlegscheibe ( <i>engl.: washer</i> )                        |
| <b>wp</b>     | Stegfeld ( <i>engl.: web panel</i> )                            |
| <b>y</b>      | Fließ- ( <i>engl.: yield</i> )                                  |
| <b>AD</b>     | der Fließgelenklinie AD                                         |
| <b>BFC</b>    | bzgl. der Komponente „Riegelflansch und –steg auf Druck“        |
| <b>C</b>      | am Punkt C ( <i>engl.: concentrated</i> )                       |
| <b>C</b>      | Indizierung für Rotationen                                      |
| <b>CWC</b>    | bzgl. der Komponente „Stützensteg auf Druck“                    |
| <b>E</b>      | Beanspruchung                                                   |
| <b>F</b>      | Einwirkung                                                      |
| <b>F</b>      | infolge F                                                       |
| <b>L</b>      | am Punkt L ( <i>engl.: loadintroduction</i> )                   |
| <b>M</b>      | Material ( <i>engl.: material</i> )                             |
| <b>N</b>      | infolge Normalkraft ( <i>engl.: normal force, axial force</i> ) |
| <b>R</b>      | Widerstand ( <i>engl.: resistance</i> )                         |
| <b>S</b>      | am Punkt S ( <i>engl.: shear</i> )                              |
| <b>S</b>      | Einwirkung ( <i>engl.: stress</i> )                             |
| <b>T</b>      | T-Stummel ( <i>engl.: T-Stub</i> )                              |
| <b>X</b>      | Indizierung für Rotationen                                      |
| <b>Z</b>      | Sicherheitsspanne                                               |
| $\sigma$      | infolge Längsspannung                                           |
| $\phi$        | bzgl. Rotation                                                  |
| <b>0</b>      | Nulldurchgang                                                   |

## Koordinaten

|                |                    |
|----------------|--------------------|
| <b>x, y, z</b> | lokale Koordinaten |
|----------------|--------------------|

## Materialkennwerte

|          |                   |
|----------|-------------------|
| <b>f</b> | Festigkeit        |
| <b>E</b> | Elastizitätsmodul |
| <b>v</b> | Querdehnzahl      |

## Querschnittswerte

|          |                        |
|----------|------------------------|
| <b>A</b> | Querschnittsfläche     |
| <b>J</b> | Flächenträgheitsmoment |

## Schnittgrößen/Kraftgrößen

|          |                               |
|----------|-------------------------------|
| <b>n</b> | Normalkraft pro Längeneinheit |
| <b>A</b> | Auflagerkraft                 |
| <b>F</b> | Kraft                         |
| <b>L</b> | Längskraft                    |

|          |                  |
|----------|------------------|
| <b>M</b> | Biegemoment      |
| <b>N</b> | Normalkraft      |
| <b>P</b> | Kraft            |
| <b>T</b> | Transversalkraft |
| <b>V</b> | Querkraft        |

### Spannungen

|          |               |
|----------|---------------|
| $\sigma$ | Längsspannung |
| $\tau$   | Schubspannung |

### Steifigkeiten

|          |                             |
|----------|-----------------------------|
| <b>c</b> | Federsteifigkeit            |
| <b>k</b> | Steifigkeitskoeffizient     |
| <b>C</b> | Komponentenfedersteifigkeit |
| <b>D</b> | Biegesteifigkeit            |
| <b>S</b> | Rotationssteifigkeit        |

### Verschiedenes

|                      |                                                            |
|----------------------|------------------------------------------------------------|
| <b>f</b>             | Orthotropiefaktor                                          |
| <b>i</b>             | Laufvariable                                               |
| <b>k</b>             | Abminderungsfaktor, Beiwert, Beulwert, Kalibrierungsfaktor |
| <b>q</b>             | Gleichstreckenlast                                         |
| <b>v</b>             | Variationskoeffizient                                      |
| <b>C</b>             | Punkt C                                                    |
| <b>F</b>             | Hilfsfunktion                                              |
| <b>K</b>             | Beiwert, Kalibrierungsfaktor                               |
| <b>L</b>             | Punkt L, Rotationspunkt                                    |
| <b>P</b>             | Wahrscheinlichkeit                                         |
| <b>S</b>             | Punkt S                                                    |
| <b>W</b>             | Arbeit                                                     |
| <b>Z<sub>r</sub></b> | Hilfsgröße                                                 |
| $\beta$              | Festigkeitsbeiwert, Sicherheitsindex                       |
| $\gamma$             | Teilsicherheitsbeiwert                                     |
| $\delta$             | Orthotropiefaktor, Variationssymbol                        |
| $\lambda$            | Schlankheit, Biegsamkeitsmaß                               |
| $\mu$                | Modifizierungsfaktor der Steifigkeit                       |
| $\pi$                | Kreiszahl                                                  |
| $\rho$               | Abminderungsfaktor für Stegblechbeulen                     |
| $\chi$               | Steifigkeitsbeiwert                                        |
| $\Delta$             | Differenzsymbol                                            |

# 1 Einführung

## 1.1 Traditionelle Bemessungskonzepte im Stahlhochbau

### 1.1.1 Knotenausbildung

Im klassischen Stahlhochbau steht die Optimierung von Stützen- und Trägerquerschnitten im Vordergrund. Wirtschaftliche Konstruktionen sind durch hohe Ausnutzungsgrade der gewählten Profile gekennzeichnet. Im statischen System werden die Knotenpunkte entweder als biegesteif oder als gelenkig angenommen (vgl. Bild 1.1). Die konstruktive Ausbildung der Knotenpunkte muss den Annahmen im statischen System Rechnung tragen: Die Knotenschnittgrößen sind sicher zu übertragen und es ist zu gewährleisten, dass sich die berechneten Verformungen an den Knotenpunkten einstellen können.

Bei biegesteifen Knoten steht v.a. die Übertragung der Knotenmomente im Vordergrund. Die entstehenden Verformungen am Knoten dürfen nur von untergeordneter Größe sein, so dass sie einen zu vernachlässigenden Einfluss auf das Tragverhalten des Tragsystems haben. Die Wahl eines gelenkigen Knotens setzt dagegen ausreichende Verformungsfähigkeit des konstruierten Knotens voraus. Eine Momentenübertragung soll planmäßig nicht realisiert werden. Die Abtragung der Knotenquerkräfte steht hier im Vordergrund.

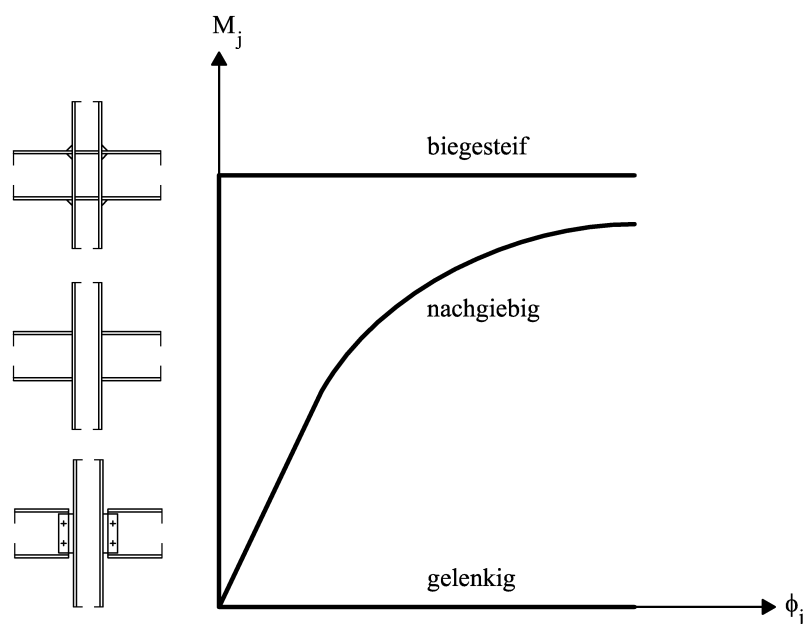


Bild 1.1: Momenten-Rotationsverhalten biegesteifer, gelenkiger und nachgiebiger Knoten

Bei der traditionellen Knotenausbildung sind folglich Schnittgrößen und Verformungsgrößen vor der Knotendimensionierung vorgegeben. Ein Konstrukteur hat daher nur geringen Spielraum um unter Berücksichtigung dieser Kraft- und Verformungsgrößen einen optimalen, d.h. kostengünstigen und damit wirtschaftlichen Knoten zu entwickeln. Einer Knotenoptimierung im Rahmen der Vorbemessung des Tragsystems, d.h. einer optimalen konstruktiven Ausbildung unter fertigungstechnischen Aspekten, wird weniger Bedeutung beigemessen.

Die klassische konstruktive Ausbildung der Knotenpunkte verursacht einen großen Teil der Kosten für die Herstellung des Tragwerks. V.a. manuelle Arbeiten, wie das Einschweißen von Steifen in biegesteife Knoten, wirken einer kostengünstigen Tragwerksausbildung entgegen.

### 1.1.2 Systembemessung

Aktuelle nationale und internationale Regelwerke (*DIN 18800, Teil 1 (1990)* und *DIN V ENV 1993-1-1: Eurocode 3 (1993)*) lassen als Berechnungsverfahren des Tragsystems plastische Verfahren zu. Sowohl Schnittgrößen als auch Widerstände dürfen unter Annahme plastischen Materialverhaltens ermittelt werden. Damit wird einer optimalen Querschnittsausnutzung Rechnung getragen.

Neben dem Nachweis ausreichender Querschnittstragfähigkeit ist bei einer Berechnung des Tragsystems nach der Fließgelenktheorie der Nachweis ausreichender Rotationskapazität sicherzustellen. Zur Erfassung einer Überfestigkeit im Trägerprofil verlangt *DIN 18800, Teil 1 (1990)*, dass für die Beanspruchung aller Verbindungen die 1,25fache Grenzschnittgröße im plastischen Zustand der durch sie verbundenen Teile angesetzt wird, wenn ein oberer Grenzwert der Streckgrenze nicht eigens berücksichtigt wird. Dadurch wird erreicht, dass sich das Fließgelenk immer im Träger ausbildet. Ein eigener Rotationsnachweis kann hier entfallen, wenn die zugehörigen  $b/t$  Verhältnisse eingehalten werden.

Bei der plastischen Berechnung eines biegesteifen Durchlauf- oder Rahmentragwerks nach *DIN V ENV 1993-1-1: Eurocode 3 (1993)* sollte im Knotenbereich von einer Durchlaufwirkung ausgegangen werden. Die Grenzwiderstände der erforderlichen volltragfähigen Verbindungen dürfen nicht kleiner sein als die der angeschlossenen Bauteile. Ein eigener Rotationsnachweis muss ebenfalls nicht geführt werden, wenn die Träger in eine entsprechende Querschnittsklasse eingeordnet werden können. Maßgebendes Kriterium sind wieder die  $b/t$  Verhältnisse.

## 1.2 Moderne Bemessungskonzepte im Stahlhochbau

### 1.2.1 Knotenausbildung

Moderne Bemessungskonzepte binden die Knotenpunkte in den Optimierungsprozess mit ein. Die Knoten werden dabei als eigenständige Bauteile betrachtet und sollen den Erfordernissen einer wirtschaftlichen Ausbildung gerecht werden. Letzteres wird u.a. durch das Weglassen der Steifen bei biegesteifen Knoten erreicht. Knoten dieses Typs zählen zu den nachgiebigen Knoten. Sie besitzen jedoch ein verändertes Momenten-Rotationsverhalten im Vergleich zu biegesteifen Knoten (vgl. Bild 1.1). Das Fehlen der Steifen verringert die Steifigkeit des Knotens und führt zu einer geringeren, aber immer noch akzeptablen Tragfähigkeit. Das Trag- und Verformungsverhalten der Knoten ist in der statischen Berechnung zu berücksichtigen.

Herkömmliche Bemessungsverfahren reichen zur Bestimmung des Momenten-Rotationsverhaltens dieser nachgiebigen Knoten nicht mehr aus. Ziel jüngster und aktueller Forschungsarbeit ist es daher ein Regelwerk zu schaffen, das den Erfordernissen der Bemessung moderner Knotenkonfigurationen gerecht wird. Bisherige Forschungsergebnisse wurden zur Anwendung im revidierten Anhang J von *ENV 1993-1-1/ A2: Eurocode 3 (1998)* zusammengefasst. Im Rahmen der Umwandlung dieses Regelwerks von einer Vornorm in eine endgültige Norm, ist der Inhalt des revidierten Anhang J in einen eigenen Teil *prEN 1993-1-8: Eurocode 3 (2002)* zur Bemessung von Knoten eingeflossen. Bisher sind vornehmlich die Bestimmung der cha-

Charakterisierenden Kenngrößen „Anfangssteifigkeit“ und „Tragfähigkeit“ nachgiebiger Knoten geregelt. Sie liefern die Grundlage für eine rein elastische Systemberechnung entsprechend der Terminologie von *ENV 1993-1-1/ A2: Eurocode 3 (1998)*, vgl. auch *Kuhlmann (2002a)*. Eine starr-plastische oder elastisch-plastische Systemberechnung setzt Kenntnis der vorhandenen Rotationskapazität des Knotens voraus. Zur Ermittlung dieser dritten charakterisierenden Kenngröße enthält *ENV 1993-1-1/ A2: Eurocode 3 (1998)* bislang kaum Informationen.

### 1.2.2 Systembemessung

Im reinen Stahlbau werden bei einer elastischen Bemessung und der Verwendung nachgiebiger Systemknoten diese zwar voll, die Träger jedoch nur teilweise ausgenutzt, was zu unwirtschaftlichen Tragwerken führt.

Eine volle Ausnutzung der Trägerquerschnitte ist nur unter Verwendung plastischer Verfahren möglich. Für eine elastisch-plastische oder starr-plastische Bemessung von Tragsystemen nach *ENV 1993-1-1/ A2: Eurocode 3 (1998)* mit nachgiebigen Knoten ist wegen der i.a. geringeren plastischen Grenztragfähigkeit der Knoten im Vergleich zu den Trägern davon auszugehen, dass sich die ersten plastischen Fließgelenke nicht mehr im Träger, sondern im Knoten ausbilden. Das Erreichen einer kinematischen Kette im System setzt ein ausreichendes Umlagevermögen im Knoten voraus. Der Rotationsnachweis ist folglich im Knoten zu führen. Die bisherigen Regelungen in *ENV 1993-1-1/ A2: Eurocode 3 (1998)* bieten nur sehr begrenzte Möglichkeiten zum Nachweis ausreichender Rotationskapazität bei Verwendung nachgiebiger Knoten. Sie stellen vielmehr „deemed-to-satisfy“ Regelungen dar, die einen duktilen Entwurf von Knoten ermöglichen sollen. Es existiert jedoch kein Bemessungsverfahren, das sicherstellt, dass die vom System geforderten Rotationen mit einer bestimmten Sicherheit vom Knoten zur Verfügung gestellt werden können.

## 1.3 Motivation der Arbeit

Mit der vorliegenden Arbeit ist das Ziel verbunden die wirtschaftlichen Vorteile einer plastischen Systembemessung und der Verwendung nachgiebiger Knoten zu verknüpfen. Es wird ein Verfahren vorgestellt, mit dem auch die charakterisierende Kenngröße „vorhandene Rotationskapazität“ nachgiebiger Knoten einer Berechnung zugänglich gemacht wird. Dadurch können Fließgelenke in den Knoten zugelassen und hier die Nachweise ausreichender Rotationskapazität erbracht werden.

*Weynand (1997a)* gibt für verschiedene, von ihm und anderen Autoren untersuchte Rahmen-tragwerke prozentuale Kosteneinsparungen von 3 % bis zu 28 % an, wenn statt einer traditionellen Knotenausbildung (biegesteif oder gelenkig) nachgiebige Knoten verwendet werden. Als Berechnungsgrundlage dient *ENV 1993-1-1/ A2: Eurocode 3 (1998)*. Eine plastische Systembemessung unter Verwendung nachgiebiger Knoten lässt weitere Kosteneinsparungen erwarten. Damit führt die Verbindung beider Bereiche - plastische Systembemessung und Verwendung nachgiebiger, wirtschaftlicher Knoten - zu Tragwerken, die im Vergleich zu traditionellen Stahlhochbauten durch eine höhere Wirtschaftlichkeit gekennzeichnet sind.

## 1.4 Aufbau der Arbeit

**Kapitel 2** gibt zunächst einen Überblick über den Stand der Wissenschaft bzgl. nachgiebiger Knoten. Im Detail werden anschließend die Knotenkonfigurationen vorgestellt, die im Rahmen

der Arbeit näher betrachtet werden. Zentraler Gegenstand des Kapitels ist eine Einführung in die Charakterisierung nachgiebiger Knoten; es wird das Vorgehen zur Ermittlung der Momenten-Rotationskurven in allgemeiner Form erläutert. Die abschließenden Unterkapitel sind dem Tragverhalten, sowie der Definition und der Bestimmung der Tragfähigkeit und der vorhandenen Rotationskapazität nachgiebiger Knoten auf Grundlage der Momenten-Rotationskurven gewidmet.

**Kapitel 3** beschäftigt sich mit dem Duktilitätsverhalten der Komponenten der Anschlusszone der in Kapitel 2 vorgestellten Knotenkonfigurationen. Bestehende Modelle nach *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* werden um eigene Modelle und solche der Literatur ergänzt um das Duktilitätsverhalten der Komponenten abschätzen zu können. Versuche der Literatur dienen der Modellkalibrierung.

**Kapitel 4** schließt die Darstellung des Duktilitätsverhaltens der Knotenkomponenten ab. Die Modelle zur Beschreibung der Komponenten in der Lasteinleitungszone im Zug- und Druckbereich des Knotens werden vorgestellt. Für den stabilen Kurvenbereich der Druckkomponente stellt *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* ausreichend Informationen zur Verfügung. Ein eigenes Modell beschreibt das Stabilitätsverhalten im plastischen Bereich des auf Druck beanspruchten Stützensteigs. Eine eigene Versuchsserie an der Knotenkomponente dient der Kalibrierung. Für den Zugbereich wird ein Vorschlag zur Erfassung des Verfestigungsbereichs gemacht.

**Kapitel 5** erläutert, wie aus dem Duktilitätsverhalten der Knotenkomponenten Aussagen zum Duktilitätsverhalten des gesamten Knotens gewonnen werden können. Das hierzu verwendete Programmsystem „CoBeJo“ von *Huber (1999)* wird vorgestellt. Ein Vergleich mit Großversuchen ermöglicht eine Beurteilung des gesamten Algorithmus zur Bestimmung der Momenten-Rotationskurven und der Duktilität nachgiebiger Knoten.

**Kapitel 6** quantifiziert Parameter, die wesentlichen Einfluss auf die Duktilität und die plastische Tragfähigkeit des Knotens haben. Gesetzmäßigkeiten zum Rotationsverhalten der Knoten werden aufgezeigt, die einen Bemessungsansatz begründen. Eine Parameterstudie schließt sich an, die den Einfluss von Überfestigkeiten und von im Rahmen der Toleranzen abweichenden Geometrien auf die charakterisierende Kenngröße „vorhandene Rotationskapazität“ zeigt.

**Kapitel 7** verknüpft den Knoten mit dem übrigen Tragwerk. Für einen aus einem unverschieblichen Rahmentragwerk herausgeschnittenen Träger wird ein Sicherheitskonzept für den Rotationsnachweis begründet und ein Bemessungsverfahren unter Berücksichtigung der nach Kapitel 6 bestimmten Knotenduktilität vorgestellt. Anhand von Kriterien, die der Literatur entnommen sind, wird eine Vorgehensweise zur Klassifizierung von Knoten bzgl. ihrer Duktilität vorgeschlagen.

**Kapitel 8** fasst die Ergebnisse der Arbeit zusammen und zeigt weitere Entwicklungsmöglichkeiten zum Entwurf und zur Bemessung duktiler Knoten auf.

## 1.5 Abgrenzung der Arbeit

Die nachfolgend vorgestellten Untersuchungen konzentrieren sich auf Knoten mit gewalzten, doppelt symmetrischen oder dazu ähnlichen Profilen als angeschlossene Bauteile. Als Stützenprofile werden Profile der Reihen HEA und HEB der Stahlsorte S 235, S 275 und S 355 zugelassen. Die angeschlossenen Träger entsprechen Profilen der Reihe IPE der Stahlsorten

S 235, S 275 und S 355. Als Schraubenfestigkeitsklasse ist die Klasse 10.9 vorgesehen. Die Untersuchungen sind auf Schraubengrößen nach **DIN 6914 (1989)** mit voller Vorspannung begrenzt. Die Stirnplattenabmessungen und die Geometrie des Schraubenbildes orientieren sich an baupraktischen Fällen.

Die Knotenausbildung konzentriert sich auf geschweißte Stahlknoten und auf geschraubte Stahlknoten mit maximal zwei Schraubenreihen unter Zugbeanspruchung. Teilergebnisse können jedoch auch im Verbundbau weiter verwendet werden. Es werden Innenknoten und T-Knoten mit Randmomenten vom gleichen Betrag, aber entgegengesetzter Richtung (d.h. mit einem Randmomentenverhältnis von 1,0) in einem unverschieblichen Rahmentragwerk aus Stahl zugelassen, vgl. Bild 1.2. Die Abtragung horizontaler Lasten im Gesamttragwerk erfolgt über Deckenscheiben zu den aussteifenden Elementen.

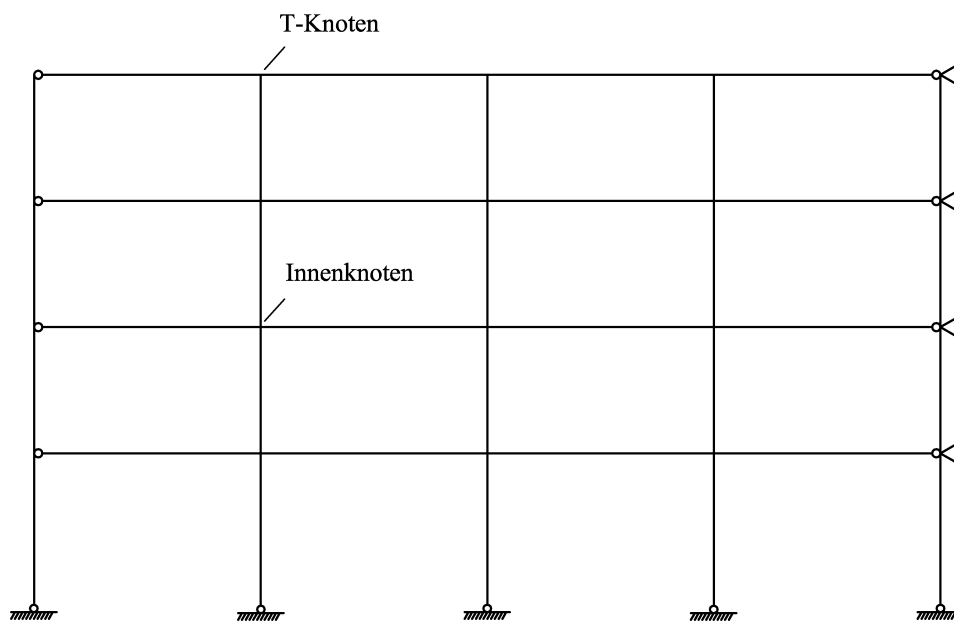


Bild 1.2: Unverschiebliches Rahmentragwerk aus Stahl

## 2 Das Momenten-Rotationsverhalten nachgiebiger Rahmenknoten

### 2.1 Allgemeines

**Kapitel 2** führt in die Thematik nachgiebiger Knoten ein. Ein dem aktuellen Stand der Wissenschaft entsprechendes mechanisches Modell zur Beschreibung des Momenten-Rotationsverhaltens nachgiebiger Knoten wird vorgestellt. Es schließt sich die Definition der für eine plastische Bemessung erforderlichen Kenngrößen „plastische Momententragfähigkeit“ und „vorhandene Rotationskapazität“ auf Grundlage der Momenten-Rotationskurve an. Die im Rahmen der Arbeit näher zu betrachtenden Knoten werden weiter abgegrenzt.

**Kapitel 2.2** gibt zunächst einen Überblick über den Stand der Wissenschaft bzgl. nachgiebiger Knoten. Es wird die Entwicklung der neuen Bemessungsmethode aufgezeigt, sowie auf jüngere Forschungsergebnisse eingegangen. Schließlich wird ein kurzer Überblick über aktuelle Regelwerke zur Bemessung nachgiebiger Knoten gegeben.

**Kapitel 2.3** beschäftigt sich mit der Knotencharakterisierung. Ausgehend von realen Knotenkonfigurationen wird anhand der Komponentenmethode aufgezeigt, wie sich Momenten-Rotationskurven nachgiebiger Knoten bestimmen lassen. Unterkapitel sind der Vorstellung des Komponentenmodells für die der Arbeit zugrunde liegenden Knotenkonfigurationen, der Charakterisierung der einzelnen Komponentenlast-Verformungskurven und dem Zusammenbau dieser zur Momenten-Rotationskurve gewidmet.

**Kapitel 2.4** erklärt das Tragverhalten nachgiebiger Knoten. Ausgehend von den Knotenschnittgrößen wird der Kräfteverlauf im unverformten und verformten Zustand aufgezeigt. Modellannahmen bei der Kraftabtragung und im Algorithmus zur Bestimmung der Momenten-Rotationskurve werden erläutert. Das Kapitel enthält weiterhin eine geometrische Definition der vorhandenen Rotationskapazität.

**Kapitel 2.5** erläutert die Ableitung der charakterisierenden Größen „plastische Grenztragfähigkeit“ und „vorhandene Rotationskapazität“ nachgiebiger Knoten aus ihrer Momenten-Rotationsbeziehung. Beide Kenngrößen bedingen einander, die Frage der Knotenduktilität kann daher nicht unabhängig von der Definition der Tragfähigkeit geklärt werden. Die Festlegung des Niveaus der plastischen Grenztragfähigkeit des Knotens bestimmt maßgeblich dessen Rotationsvermögen. Daher ist für die Tragfähigkeit eine eindeutige Definition erforderlich, die zu Beginn gegeben wird. Die folgenden Unterkapitel schließen die allgemeinen Erläuterungen zu nachgiebigen Knoten ab. Unterschiedliche Auffassungen der Literatur zum Begriff der Rotationskapazität werden diskutiert und eine Definition der vorhandenen Rotationskapazität als Grundlage für einen Rotationsnachweis bei plastischen Verfahren wird gegeben.

### 2.2 Stand der Wissenschaft

Schon in den 60er Jahren beschäftigen sich amerikanische Forscher mit Fragen steifenloser Konstruktionen im Stahlbau. Dieser Gedanke wird ab Anfang der 70er Jahre verstärkt in Europa aufgegriffen, zunächst in der Schweiz und in den Niederlanden. Insbesondere *Tschemmernegg (1976)* widmet sich im Folgenden verstärkt der Frage des Trag- und Verformungsverhaltens nachgiebiger Knoten, zunächst im Stahlbau, später auch im Verbundbau.



Eine Veröffentlichung der **EKS (1977)** fasst Ende der 70er die Berechnungsregeln auf europäischer Ebene zusammen.

Erste Untersuchungen finden in den 70er Jahren und Anfang der 80er Jahre an der TU Delft in den Niederlanden statt. Aufbauend auf Untersuchungen zur steifenlosen Lasteinleitung werden schließlich ganze Knoten untersucht und ein Bemessungsmodell entwickelt, auf dem die Knotenklassifizierung nach **DIN V ENV 1993-1-1: Eurocode 3 (1993)** hinsichtlich der Knotensteifigkeit und Knoten Tragfähigkeit basiert. Eine Zusammenfassung dieser Untersuchungen ist bei **Zoetemeijer (1988)** zu finden. **Witteveen et al. (1982)** sowie **Bijlaard et al. (1989)** geben Bemessungsregeln für steifenlose geschweißte und geschraubte Knotenkonfigurationen an.

Am Institut für Stahlbau und Holzbau der Universität Innsbruck wird unter Leitung von Prof. Tschemmernegg ab 1982 intensiv an nachgiebigen Knoten geforscht, vgl. **Tschemmernegg (1982)**. Er entwickelt zusammen mit **Tautschnig (1983)** zur Beschreibung des Verhaltens steifenloser Stahlknoten ein makromechanisches Federmodell (vgl. Bild 2.1), das den Knoten in seinen endlichen Abmessungen sowie dessen Trag- und Verformungsverhalten beschreibt.

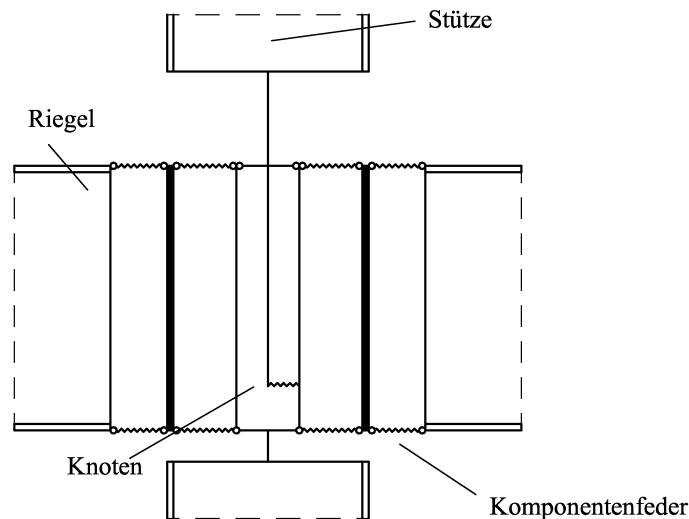


Bild 2.1: Makromechanisches Federmodell zur Beschreibung nachgiebiger Stahlknoten

Ein Knoten wird dabei in einzelne Komponenten untergliedert und jede der Komponenten durch eine eigene Feder charakterisiert; das Zusammenspiel der Federn am Knoten ermöglicht eine Beschreibung des Momenten-Rotationsverhaltens des gesamten Knotens. Tautschnig definiert u.a. drei verschiedene Grundversuche, mit Hilfe derer das Last-Verformungsverhalten der einzelnen Knotenkomponenten experimentell ermittelt werden kann. Bild 2.2 fasst die Prinzipien der drei Grundversuche zusammen.

**Klein (1985)** führt an realen Rahmenknoten mit Stützenprofilen der Reihe HEB Versuche aller drei Typen durch. Er leitet daraus einfache mechanische Modelle ab bzw. bestätigt Modelle der Literatur zur Beschreibung nichtlinearer Federcharakteristiken der einzelnen Knotenkomponenten. **Ellmerer (1988)** überprüft die Gültigkeit der von **Klein (1985)** entwickelten Modelle für Grundversuch 2 für Profile der Reihe HEA. **Braun (1987)** konzentriert seine Untersuchungen auf die Entwicklung eines Rechenmodells für die Querkraftfeder des Knotens. Grundversuche des Typs 3 an Rahmenknoten dienen der Verifizierung des Modells. **Humer (1987)** erweitert die Ergebnisse für geschweißte Knoten von **Klein (1985)** und **Braun (1987)** für Knoten mit geschraubten Stirnplattenanschlüssen. Versuche an Knoten und T-Stümmeln (vgl.

Bild 2.3) quantifizieren das neue, von ihm entwickelte Modell. Alle bisherigen Ergebnisse fassen der *ÖSTV* und die *SZS (1987)* in einem Lehrbuch zusammen.

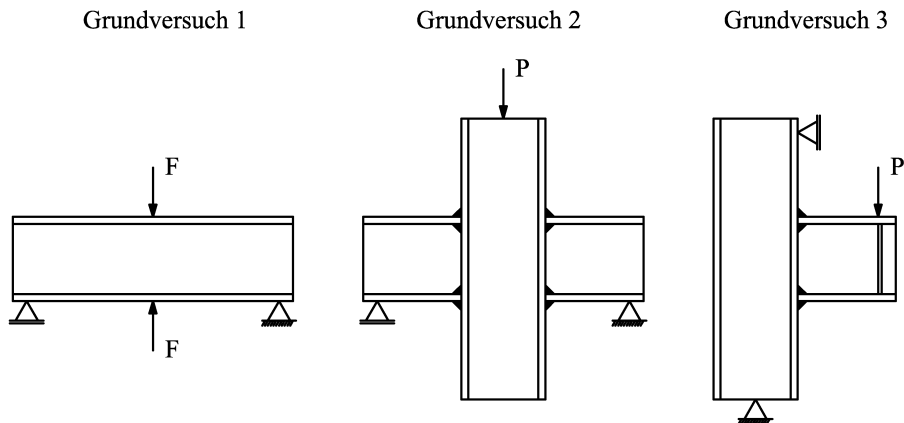


Bild 2.2: Grundversuche zur Ermittlung des Last-Verformungsverhaltens der Komponenten nachgiebiger Knoten

Ausgehend von den Untersuchungen an Stahlknoten werden die bisherigen Erkenntnisse von *Hittenberger (1992)*, *Wiesholzer (1992)*, *Brugger (1993)* und *Badran (1995)* auf Verbundknoten ausgedehnt. Sie geben an Versuchen kalibrierte Modelle an, mit denen die Berechnung der Last-Verformungskurven von Verbundknotenkomponenten möglich wird.

*Huber (1999)* fasst die in Innsbruck durchgeführten Versuche zur Erforschung des Verhaltens nachgiebiger Knoten und die vorangegangenen Forschungsarbeiten in Innsbruck zusammen. Er entwickelt darauf aufbauend ein Programmsystem („CoBeJo“), mit dem sowohl Stahl- als auch Verbundknoten unter Verwendung des Innsbrucker Komponentenmodells berechnet werden können.

*Zoetemeijer* und *Munter (1983a)* untersuchen Knoten, deren Nachgiebigkeit ausschließlich aus dem Zugbereich resultiert, da im Druckbereich eine Steife angeordnet ist. Weitere Knotenversuche werden im Rahmen des *COST C1* Projekts (1995) u.a. in Belgien durchgeführt.

Numerische Anschlussmodelle werden in Lausanne von *Atamaz Sibai (1991)* und in Lüttich von *Jaspart (1991)* entwickelt. Die in Innsbruck durchgeführten Versuche werden mit diesen Modellen nachgerechnet. Neben der Durchführung von FE-Studien entwickelt *Jaspart (1991)* mechanische Modelle, an Hand derer er das Trag- und Verformungsverhalten nachgiebiger Knoten und derer Komponenten beschreibt. Seine Arbeit enthält außerdem Untersuchungen zum Einfluss des Knotenverhaltens auf das Tragsystem.

In den Niederlanden widmet man sich ebenfalls intensiv der Frage des Einflusses der Knoten auf das Tragverhalten des Gesamttragwerks. *Bijlaard (1981)* gibt Anforderungen an geschweißte und geschraubte Knoten in unverschieblichen Rahmentragwerken an. Zusammen mit Zoetemeijer untersucht er die Auswirkungen nachgiebiger Knoten auf das Trag- und Stabilitätsverhalten ausgesteifter Rahmensysteme, vgl. *Bijlaard* und *Zoetemeijer (1986)*. *Bijlaard* und *Steenhuis (1991)* klassifizieren schließlich Knoten hinsichtlich ihres Einflusses auf das Last-Verformungsverhalten von Rahmentragwerken.

Neben der Untersuchung ganzer Knoten und deren Einfluss auf das Tragsystem gewinnt die Erforschung des Verhaltens der einzelnen Knotenkomponenten gleichsam an Bedeutung. Die von *Zoetemeijer (1980)* Anfang der 80er Jahre durchgeführten Versuche zur steifenlosen Last-

einleitung in Träger bilden die Grundlage für weitergehende Untersuchungen der Einzellasteinleitung in den Druckbereich steifenloser Knoten.

Der Frage des Trag- und Verformungsverhaltens der Komponente „Stützensteg auf Druck“ widmen sich in Frankreich v.a. **Aribert et al. (1977) (1990) (1991)**. Versuche an der Knotenkomponente „Stützensteg auf Druck“ werden von ihnen auch für höherfeste Stähle der Stahlsorte FeE 460 durchgeführt. Zur Beschreibung der Traglast dieser Komponente entwickelt er ein Fließlinienmodell. **Wahlberg (1987)** bestimmt die plastischen Grenzkennwerte für lokale Lasteinleitung an Profilen der Reihe HEA auf der Grundlage von Versuchen. **Fink (1992)** führt als neuen Parameter eine Profilnormalkraft ein und bestimmt deren Einfluss auf die Last-Verformungskurve der Komponente. **Brugger (1994)** dehnt die bisherigen Untersuchungen in Innsbruck zur lokalen Lasteinleitung auf Profile der Reihe IPE aus. **Lagerqvist (1994)** beschäftigt sich in Schweden sowohl mit der Frage der lokalen einseitigen Lasteinleitung in geschweißte Träger (Patch loading), als auch mit der Frage der beidseitigen Einzellasteinleitung (Opposite patch loading). Er gibt im Anhang seiner Arbeit eine gute Übersicht über Versuche an geschweißten Trägern für einseitige und beidseitige Lasteinleitung. Beidseitige Lasteinleitung (Opposite patch loading) entspricht dabei der Lastkonstellation am beidseitig beanspruchten Knoten. **Ungermann (1990)** widmet sich ebenfalls der Frage der Einzellasteinleitung in Träger. Er entwickelt ein Traglastmodell und vergleicht es mit Versuchen.

Alle bisher angeführten Untersuchungen zur Stegdruckkomponente haben zum Ziel deren Steifigkeitsverhalten im elastisch-plastischen Bereich und deren Tragfähigkeit zu ermitteln. Erstmals **Angerer (1998)** stellt sich der Frage der Duktilität der Stegdruckkomponente. Seine Aussage zur Komponentenduktilität beruht jedoch auf einer statistischen Auswertung einer begrenzten Anzahl an Versuchen. Ein allgemein gültiges Modell wird von ihm nicht angegeben.

Auch für den Zugbereich geschraubter, nachgiebiger Knoten gibt es eigene Komponentenuntersuchungen. An sogenannten T-Stummeln wird deren Last-Verformungsverhalten untersucht. Bild 2.3 zeigt einen aus dem Knoten herausgeschnittenen T-Stummel. Die zugehörigen Versuche können als weiterer Grundversuch interpretiert werden.

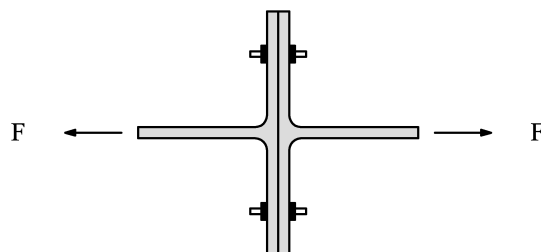


Bild 2.3: T-Stummel zur Untersuchung des geschraubten Zugbereichs von Knoten

**Kuhlmann et al. (2001a)** geben eine gute Übersicht über Untersuchungen an T-Stummeln: **Zoetemeijer (1974) (1983)** begründet durch Versuche an geschweißten T-Stummeln die Methodik des äquivalenten T-Stummels zur Ermittlung der Tragfähigkeit und der Steifigkeit von nicht ausgesteiften geschraubten Zugbereichen nachgiebiger Knoten. **Jaspart (1994)** führt Versuche an T-Stummeln durch mit dem Ziel Anhaltswerte für numerische Simulationen zu erhalten. Zusammen mit **Bursi** erweitert **Jaspart (1997a) (1997b)** sein Versuchsprogramm an T-Stummeln. Die Versuche unterscheiden sich von der ersten Serie durch unterschiedliche Versagensmodi. Numerische Untersuchungen an T-Stummeln werden von **Wanzek (1997)** an

der Universität der Bundeswehr in München durchgeführt. Seine theoretischen Untersuchungen stützt er auf ein entsprechendes Versuchsprogramm an Profilen der Reihe IPE, vgl. **Gebbeken et al. (1997)**. Er variiert dabei das Schraubenbild und unterscheidet zwischen Schraubenbildern mit und ohne planmäßiger Vorspannung. **Zandonini et al. (1996/1997)** dehnen die bisherigen Studien auf den Zugbereich geschweißter Profile aus. Zugehörige Versuche werden von ihnen in einem Versuchsbericht zusammengestellt. **Kuhlmann et al. (2001a)** enthält weiterhin Versuche von Sedlacek und Stangenberg an T-Stummeln der Reihen HEA und HEB.

**Steurer (1996)** setzt sich mit der Frage der Duktilität von Schrauben auseinander. Eine umfangreiche Versuchsserie dient der Ermittlung der Schraubenkraft-Verformungslinie. Seine Arbeit liefert wichtige Erkenntnisse zum Duktilitätsverhalten der Verbindungsmittel und damit mittelbar auch zum Duktilitätsverhalten des Knotenzugbereichs.

Zur isolierten Untersuchung der Komponente „Stirnplatte auf Biegung“ ist der einfache T-Stummel - im Gegensatz zur Komponente „Stützenflansch auf Biegung“ - nicht geeignet, da die aussteifende Wirkung des Riegelflansches nicht erfasst wird. Zusätzliche Untersuchungen werden daher für diese Fragestellung durchgeführt. **Doornbos (1980)** simuliert biegebeanspruchte Stirnplatten durch auf Querzug beanspruchte I-Profile mit eingeschweißter Steife. **Zoetemeijer und Munter (1983a) (1983b)** ermitteln aus Versuchen an gestoßenen Trägern die Momenten-Rotationskurven der Stirnplatten. Daraus lässt sich das Duktilitätsverhalten des Plattenzugbereichs ableiten. **Zandonini et al. (1991)** führen Kragarmversuche an I-Profilen durch, die mittels einer Stirnplatte am Widerlager aufgeschraubt sind. Durch Messung der Plattenverformungen kann eine Aussage zum Duktilitätsverhalten der Stirnplatte auf Biegung getroffen werden. Untersuchungen von **Aribert et al. (1999)** an ausgesteiften Knoten mit Stirnplattenanschlüssen geben ebenfalls Auskunft über das Biegeverhalten einer durch den Riegelflansch ausgesteiften Stirnplatte. Mit der Kenntnis des Duktilitätsverhaltens der einzelnen Schraube gelingt es **Steurer (1999)** das Duktilitätsverhalten von Stirnplatten in Trägerstößen durch ein analytisches Modell zu beschreiben. Versuche an Trägern mit Stirnplattenstößen dienen der Verifizierung.

Darüber hinaus haben sich weitere europäische Forschungsinstitute mit der Frage der Nachgiebigkeit von Systemknoten beschäftigt. Ein Austausch der Forschungsergebnisse war durch das von der Europäischen Kommission von 1992 bis 1999 geförderte COST C1 Projekt „Control of the semi-rigid behaviour of civil engineering structural connections“ möglich. Einige der Ergebnisse sind bei **Jaspart (1999)** und im Tagungsband der **COST C1** Konferenz in Lüttich (1999) zusammengestellt. Ein Zugriff auf die an den einzelnen Instituten durchgeführten Versuche an nachgiebigen Knoten ist über die Versuchsdatenbank „Sericon“, vgl. **Huter (1997)** und **Weynand (1997a)**, möglich.

Untersuchungen von **Jaspart (1991)** und anderer Wissenschaftler haben gezeigt, dass die in **DIN V ENV 1993-1-1: Eurocode 3 (1993)** vorhandenen Bemessungsmodelle zu teilweise unsicheren oder unwirtschaftlichen Ergebnissen führen. Eine Überarbeitung des in **DIN V ENV 1993-1-1: Eurocode 3 (1993)** enthaltenen Anhang J führt schließlich zu der aktuellen Fassung des revidierten Anhang J in **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)**. Die zugehörigen Untersuchungen sowie Hintergrundinformationen werden von **Weynand (1997a)** zusammengestellt. Seine Arbeit, sowie **Weynand et al. (1997b)** enthalten zusätzliche Untersuchungen zur Sicherheit und Wirtschaftlichkeit nachgiebiger Knoten.

Um die Anwendung des neuen Konzepts zu erleichtern liegen mittlerweile umfangreiche Tabellenwerke vor. Stellvertretend seien an dieser Stelle Tabellenwerke der **ECSC (1997)**, von

**Tschemmernegg et al. (1999)** und von **Sedlacek et al. (2000a)** („Typisierte Anschlüsse“) genannt. Darüber hinaus widmen **Faella et al. (2000)** ein Lehrbuch der Frage der Nachgiebigkeit von Knoten in Tragsystemen.

Ausgehend von **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** ist es Ziel der gegenwärtigen Forschung die Bemessungsregeln in wirtschaftlicher Hinsicht zu optimieren und einem größeren Anwendungsfeld zugänglich zu machen. Weiterhin sollen bislang nicht oder nur unzureichend erfasste Fragestellungen geklärt werden.

**Bailey und Moore (1999)** untersuchen in diesem Zusammenhang den Einfluss einer Stützen-normalkraft auf das lokale Versagensverhalten im Knotenbereich. Sie schlagen auf Grund ihrer Ergebnisse modifizierte Bemessungsregeln vor. **Jaspart (1997)** gibt einen ausführlichen Überblick über die Forschungsarbeit der vergangenen Jahre, die u.a. zur Erstellung des revidierten Anhang J von **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** geführt hat. Er zeigt darüber hinaus weitere Untersuchungen auf, mit Hilfe derer das Anwendungsspektrum für nachgiebige Knoten erweitert werden kann.

Für den Zugbereich nachgiebiger, geschraubter Knoten stellt **Sedlacek (2000b)** ein plastisches Bemessungskonzept für Anschlüsse mit vier Schrauben pro Reihe vor.

Gegenwärtig wird **DIN V ENV 1993-1-1: Eurocode 3 (1993)** in eine endgültige europäische Norm umgewandelt, wobei **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** unter Berücksichtigung aktueller Forschungsergebnisse in einen eigenen Teil **prEN 1993-1-8: Eurocode 3 (2002)** für die Bemessung von Knoten aufgenommen wird.

Trotz jahrelanger, internationaler Forschungsarbeit liegen bislang kaum Erkenntnisse über das Duktilitätsverhalten nachgiebiger Knoten vor. **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** widmet dieser Fragestellung lediglich einen kurzen Abschnitt. Die Hintergründe dazu sind bei **Kuhlmann et al. (2001a)** zusammengestellt.

Untersuchungen zum Verformungsverhalten bei Anwendung plastischer Verfahren beschränken sich bisher auf Untersuchungen an Trägern. Grundlegende Forschungsarbeiten werden hierzu an der Ruhr-Universität Bochum von **Kuhlmann (1986)**, sowie **Kuhlmann und Roik (1987a) (1987b)** durchgeführt. Unter der Voraussetzung, dass sich die Fließgelenke immer in den Trägern und Stützen eines Rahmens, nicht jedoch in den Knoten selbst einstellen, werden Grenz b/t Werte ermittelt, die ausreichende Rotationskapazität sicherstellen. Forschungsarbeiten an der RWTH Aachen von **Spangemacher (1992)**, **Sedlacek et al. (1992)** und **Feldmann (1994)** verfolgen eine abweichende Philosophie. Für 3-Punkt-Biegeträger werden explizite Formeln zur Ermittlung der vorhandenen Rotationskapazität angegeben, die der erforderlichen Rotationskapazität des Systems in Form eines Sicherheitsnachweises gegenüberzustellen sind. **Sedlacek und Feldmann (1995)** schlagen diese Vorgehensweise für die Anwendung im Eurocode 3 vor. **Stranghöner (1995)** untersucht das Rotationsverhalten von Trägern aus Hohlprofilen und entwickelt in diesem Zusammenhang einen plastischen Faltmechanismus zur Beschreibung des abfallenden Kurvenbereichs in der Momenten-Rotationsbeziehung.

Erst in den vergangenen Jahren hat man sich auch intensiver mit der Fragestellung der Duktilität nachgiebiger Knoten auseinandergesetzt.

**Bjorhovde et al. (1990)** stellen ein Klassifizierungskonzept für nachgiebige Knoten vor. Neben den Kenngrößen „Anfangssteifigkeit“ und „Tragfähigkeit“ können Knoten auch hinsichtlich ihrer Duktilität mit diesem Konzept beurteilt werden.

In Delft wird die erforderliche Rotationskapazität nachgiebiger Knoten in ausgesteiften Stahlrahmen unter der Annahme ideal-elastisch/ideal-plastischen Materialverhaltens untersucht. Software, entwickelt von **Boender (1995)**, ermöglicht die Berechnung der erforderlichen Rotationen in den Rahmen. **Boender et al. (1996)** stellen weiterhin ein analytisches Modell zur Bestimmung der erforderlichen Rotationskapazität der Knoten in diesen Stahlrahmen vor.

**Vandegans** und **Jaspart (1996)** untersuchen den Einfluss nachgiebiger Knoten auf ein Rahmensystem und zeigen damit den deutlichen Einfluss der Verfestigungssteifigkeit eines Knotens auf die erforderliche Rotation des Knotens auf.

Untersuchungen in Großbritannien konzentrieren sich u.a. auf die Ermittlung der erforderlichen und vorhandenen Rotationskapazität von Verbundträgern und -knoten. Für die Rotationskapazität von Verbundrahmen gibt **Xiao (1996)** eine gute Übersicht. **Li et al. (1995)** und **Nethercot et al. (1995)** leiten Formeln zur Bestimmung der erforderlichen Knotenrotationen für Momentenumlagerung im System her und bestimmen damit die maßgebenden Einflussfaktoren. Weitere Untersuchungen zur Rotationskapazität werden von **Ahmed** und **Kirby (1996)** an unverschieblichen Rahmen mit nachgiebigen Knoten durchgeführt. Schließlich leitet **Bose (1998)** aus Versuchen an geschraubten Stirnplattenanschlüssen bei unversteiftem Stützensteg den großen Einfluss dieser Komponente auf die Tragfähigkeit und das Rotationsvermögen von Knoten ab.

**Simões da Silva et al. (2000a) (2000b) (2001)** stellen ein Federmodell zur Bestimmung der Momenten-Rotationsbeziehung von Stahlknoten vor. Basierend auf der Komponentenmethode wird eine analytische Beschreibung der Momenten-Rotationskurve von Stahl- und Verbundknoten abgeleitet, die gute Übereinstimmung mit numerischen Ergebnissen zeigt. Weiterhin schlagen **Simões da Silva et al. (2000c)** einen Duktilitätsindex zur Einordnung des Duktilitätsvermögens von Knotenkomponenten und Knoten selbst vor. Quantitative Aussagen zur Knotenduktilität machen sie jedoch nicht.

**Steenhuis et al. (2000a) (2000b)** verknüpfen die Frage ausreichender Rotationskapazität mit der Sicherheit von Tragwerken. Sie stellen ein Sicherheitskonzept für die Duktilität von Knoten vor.

Seit etwa 1995 beschäftigen sich **Kuhlmann et al. (1999)** an der Universität Stuttgart intensiv mit der Problematik der Duktilität nachgiebiger Knoten. **Kuhlmann** und **Fürch (1998)** stellen in einem „state-of-the-art“ Bericht zur Rotationskapazität nachgiebiger Knoten insbesondere den Einfluss und die Bedeutung des Last-Verformungsverhaltens der einzelnen Komponenten für die Duktilität des Gesamtknotens heraus. Zur Angabe der Rotationskapazität eines nachgiebigen Knotens genügt nicht allein die Kenntnis der Verformungskapazität einer Knotenkomponente. Zu beachten ist vielmehr das Zusammenspiel der einzelnen Komponenten am Knoten unter gleichzeitiger Berücksichtigung der jeweiligen Komponententragfähigkeiten. **Kuhlmann** und **Fürch (1998)** und auch **Weynand (1997a)** betonen, dass durch Überfestigkeit einer duktilen Komponente die rechnerisch vorhandene Rotationskapazität gegebenenfalls nicht mehr zur Verfügung steht. **Weynand (1997a)** entwickelt daher ein gegenüber **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** erweitertes Bemessungsmodell zur Erfassung der Materialverfestigung und schlägt ein statistisches Simulationsverfahren vor, mit Hilfe dessen zusätzliche Sicherheitsfaktoren für die Duktilität eingeführt werden können. Explizite Werte gibt er jedoch nicht an, fordert stattdessen aber weitere Studien.

Die daran anschließende Forschungsarbeit in Stuttgart zielt daher darauf ab das Last-Verformungsverhalten der einzelnen Knotenkomponenten vollständig zu erfassen und Rotati-

onkapazitäten für nachgiebige Knoten unter Berücksichtigung des Zusammenspiels der Komponenten angeben zu können.

Versuche an der Knotenkomponente „Stützensteg auf Druck“ von **Kuhlmann** und **Fürch (1997)** und **Kuhlmann** und **Kühnemund (2000)**, sowie an T-Stummeln an der RWTH Aachen (enthalten in **Kuhlmann et al. (2001a)**) sollen Aufschluss über das Duktilitätsverhalten der jeweiligen Komponenten geben. Die an diesen Versuchen kalibrierten mechanischen Modelle erweitern die Beschreibung der Last-Verformungskurven nach **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** über die plastischen Grenzlaster hinaus. Dadurch wird die Erfassung von Materialverfestigungen möglich. Für die Knotenkomponente „Stützensteg auf Druck“ wird die Traglast in analytischer Form angegeben und als Bemessungsvorschlag für **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** von **Kuhlmann** und **Kühnemund (2001b) (2001c)** aufbereitet. Die gesamten Ergebnisse zum Duktilitätsverhalten der einzelnen Knotenkomponenten stellen **Kuhlmann et al. (2001a)** zusammen; die Modelle und Formeln sind z. T. vom Verfasser abgeleitet worden und werden in der vorliegenden Arbeit weiterentwickelt; deren Herleitungen sind hier dokumentiert.

Im Rahmen eines darauf aufbauenden Forschungsprojekts bestimmen **Kuhlmann et al. (2002b)** die vorhandene Rotationskapazität von praxisrelevanten Stahlknoten. Durch Zusammenfügen der Komponentenlast-Verformungskurven unter Verwendung der erweiterten mechanischen Modelle kann eine Aussage zum Duktilitätsverhalten der Knoten getroffen werden. Diese Vorgehensweise berücksichtigt vom rechnerischen Tragverhalten auf Bemessungsebene abweichende Versagensmodi des Knotens infolge Materialverfestigung oder Materialüberfestigkeiten. Wie von **Kuhlmann** und **Fürch (1998)**, sowie **Weynand (1997a)** gefordert, wird die Beachtung des Zusammenspiels der Komponenten verfolgt. Zur Überprüfung der rechnerischen Simulationen an den nachgiebigen Knoten werden im Rahmen des Projekts Großversuche an nachgiebigen Rahmenknoten in Stuttgart und Aachen durchgeführt und dabei deren Duktilitätsverhalten erfasst. **Kaposztas (2001)** wertet im Rahmen einer Diplomarbeit die Versuche in Stuttgart aus. Beide Versuchsserien werden von **Kuhlmann et al. (2002b)** zusammengestellt. Die Ergebnisse dieses Projekts, sowie zugehörige Hintergrundinformationen haben ebenfalls Eingang in die vorliegende Arbeit gefunden.

Abschließend wird ein nur kurzer Überblick über den Stand der Wissenschaft im Verbundbau gegeben, da Fragen des Verbundbaus nicht zentraler Gegenstand der vorliegenden Arbeit sind. An dieser Stelle wird auf die Arbeit von **Kattner (1999)** verwiesen, die sich sehr intensiv mit der Duktilität von Verbundknoten auseinandersetzt. Umfangreiche Untersuchungen zu nachgiebigen Knoten im Verbundbau wurden weiterhin im Rahmen des COST C1 Projektes „Control of the semi-rigid behaviour of civil engineering structural connections“ durchgeführt, die u. a. im Tagungsband der **COST C1** Konferenz in Lüttich **(1999)** präsentiert werden. Weiterhin sei auf die bereits zitierten zahlreichen Forschungsarbeiten aus Großbritannien verwiesen. Als aktuelle Arbeit ist die von **Odenbreit (2000)** zu nennen, der ein Modell zur Berechnung von Verbundträgern herleitet, das den Verbundknoten als bilineare Knotenfeder erfasst. Für die bilineare Charakteristik gibt er vorhandene Knotenrotationen an, die er aus der größten Dehnung des Betongurts zwischen Rissen ableitet. Als Bemessungsdokument liegt zur Zeit **ECCS (1999)** vor. Es greift bzgl. der Stahlknotenkomponenten auf **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** zurück und ergänzt diese um Komponenten für den Verbundbau.

## 2.3 Die Knotencharakterisierung

### 2.3.1 Darstellung des Verfahrens

Zur Abbildung des Tragverhaltens nachgiebiger Knoten in Tragsystemen und zur Ermittlung der Knotenduktilität bedarf es einiger Vorarbeiten, die von **Huber (1999)** ausführlich erläutert und in Bild 2.4 übersichtlich dargestellt sind.

Der Gesamtalgorithmus wird als Knotenmodellbildung bezeichnet. Ausgangspunkt des Verfahrens ist eine gegebene Knotenkonfiguration, z.B. die eines geschraubten Stahlknotens.

Der nun folgende erste Schritt beinhaltet die Knotencharakterisierung. Sie untergliedert sich in die Festlegung einzelner Knotenkomponenten auf Grundlage des Komponentenmodells, in die Komponentencharakterisierung, d.h. die Beschreibung der Komponenten in Form von Last-Verformungskurven und das abschließende Zusammenfügen der Komponenten auf Grundlage der Federgesetze. Als Ergebnis der Knotencharakterisierung erhält man Momenten-Rotationskurven für jede Anschlussseite L des Knotens, sowie für das auf Schub beanspruchte Stützenstegfeld S.

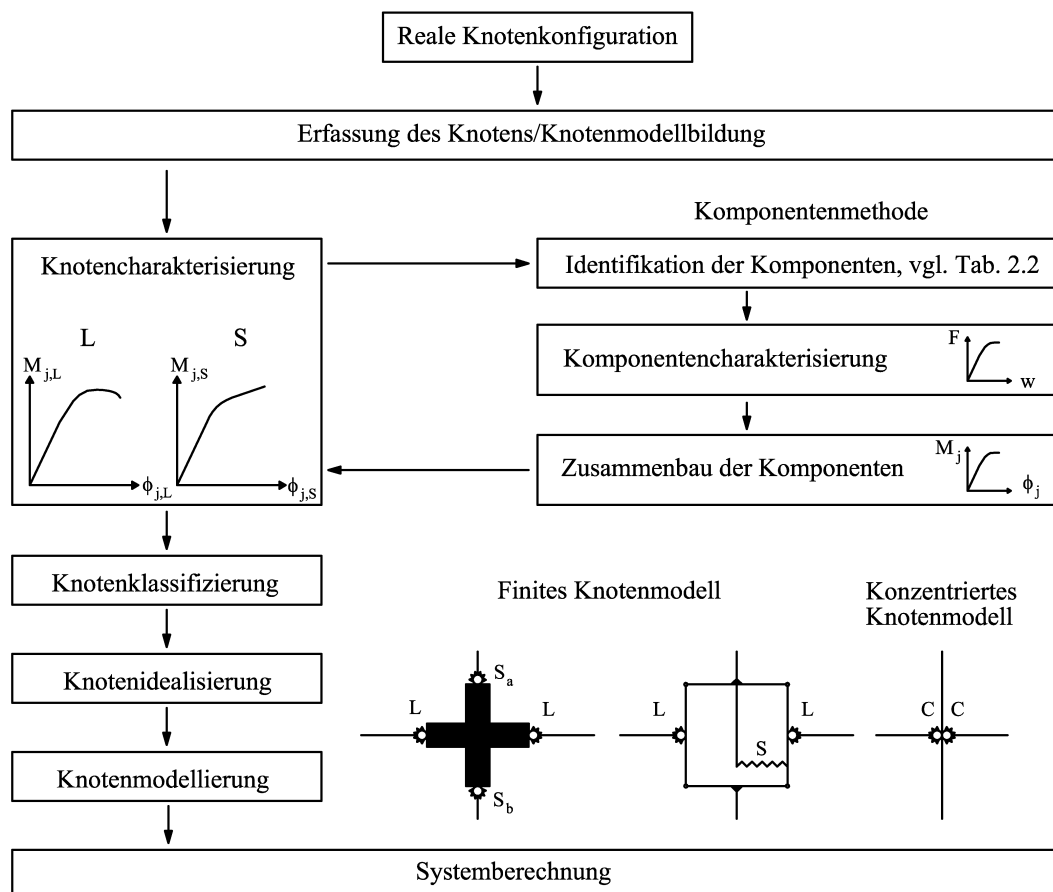


Bild 2.4: Verfahren zur Knotenmodellbildung nach **Huber (1999)**

Eine Knotenklassifizierung als zweiter Schritt ermöglicht die Beurteilung des Knotentragverhaltens im Vergleich zum Tragverhalten des statischen Systems. Beispielsweise wird der Knoten als volltragfähig angesehen, wenn seine Momententragfähigkeit größer ist als die der angeschlossenen Tragelemente.



Theoretische Kennlinien eignen sich nicht für eine praktische Rechnung. Daher wird im dritten Schritt eine Idealisierung der Momenten-Rotationskurven vorgenommen. Zur Rechenvereinfachung bei praktischer Anwendung bietet es sich an die ermittelte Momenten-Rotationskurve so zu vereinfachen, dass sie mit ausreichender Genauigkeit das Knotentragverhalten widerspiegelt und gleichzeitig einfach zu handhaben ist.

Die Knotenmodellierung im statischen System schließt das Verfahren der Knotenmodellbildung ab. **Huber (1999)** unterscheidet zwischen vereinfachter Modellierung des Knotens als konzentriertes Knotenmodell und einer Modellierung, die das Tragverhalten des Knotens im System exakter widerspiegelt. Das zugehörige Knotenmodell bezeichnet er als Finites Knotenmodell. Damit kann die Systemberechnung unter Berücksichtigung des Knotenverhaltens erfolgen.

Gegenstand von Kapitel 2.3 ist die Knotencharakterisierung für die der Arbeit zugrunde liegenden Knotenkonfigurationen. Die Vorgehensweise zur Bestimmung der Momenten-Rotationskurven wird im Folgenden aufgezeigt. Im Mittelpunkt steht dabei die Frage des Duktilitätsverhaltens der Komponenten und Knoten. Die Erläuterung der Knotenidealisation und -modellierung für die vorliegende Aufgabenstellung folgt in Kapitel 7. Eine Vorgehensweise zur Klassifizierung von Knoten bzgl. ihrer Duktilität wird ebenfalls in Kapitel 7 vorgeschlagen. Kapitel 2.3.2 grenzt zunächst die der Arbeit zugrunde liegenden „realen Knotenkonfigurationen“ ab.

### 2.3.2 Spezifizierung der untersuchten Knotenkonfigurationen

In Hochbaukonstruktionen findet man eine Vielzahl verschiedener Knotenkonfigurationen, die sich hinsichtlich ihrer konstruktiven Ausbildung und damit ihres Momenten-Rotationsverhaltens unterscheiden. Aus der Vielzahl der möglichen Knotenkonfigurationen werden hier solche ausgewählt und näher untersucht, die von großer praktischer Relevanz sind. Um ein hohes Maß an Wirtschaftlichkeit zu erreichen, konzentriert sich die Arbeit des weiteren auf steifenlose Knotenausbildungen mit identischen Anschlüssen rechts und links am Knoten.

**Stahlknoten:** Ausgangspunkt sind geschweißte Stahlknoten. Sie haben zwar eine nur untergeordnete Bedeutung in der praktischen Anwendung, eignen sich aber gut zur Untersuchung relevanter Knotenkomponenten. Von größerer praktischer Bedeutung im Stahlbau sind Knoten mit geschraubten Stirnplattenanschlüssen. Eine zusätzliche Nachgiebigkeit im Vergleich zu geschweißten Knoten ist bei dieser Knotenkonfiguration durch den geschraubten Anschluss im Zugbereich gegeben. Es werden Stirnplattenanschlüsse mit einer und mit zwei Schraubenreihen im Zugbereich mit jeweils zwei Schrauben pro Reihe untersucht. Bild 2.5 zeigt die konstruktive Ausbildung der untersuchten Stahlknoten. Links dargestellt ist eine geschweißte, rechts eine geschraubte Anschlussausbildung mit zwei Schraubenreihen im Zugbereich. Nicht dargestellt ist eine geschraubte Anschlussausbildung mit bündiger Stirnplatte und einer Schraubenreihe im Zugbereich, die im Rahmen der Arbeit ebenfalls näher betrachtet wird. Diese Knotenkonfiguration kann aber leicht aus dem dargestellten Anschluss mit zwei Schraubenreihen abgeleitet werden.

**Verbundknoten:** Im modernen Hochbau finden Verbundkonstruktionen zunehmend Anwendung. Der Anschluss von Verbundträgern an die Stützen des Tragwerks erfolgt dabei häufig mittels Verbundanschlüssen, die zahlreiche Elemente reiner Stahlanschlüsse enthalten. Die vorliegende Arbeit widmet sich nicht im Speziellen der Frage der Duktilität von Verbundknoten. Das im Nachfolgenden vorgestellte Konzept der Komponentenmethode ermöglicht jedoch

die Weiterverwendung von Teilergebnissen der Arbeit bei der Untersuchung der Duktilität von Verbundknoten. Damit trägt die Arbeit dieser Entwicklung mittelbar Rechnung.

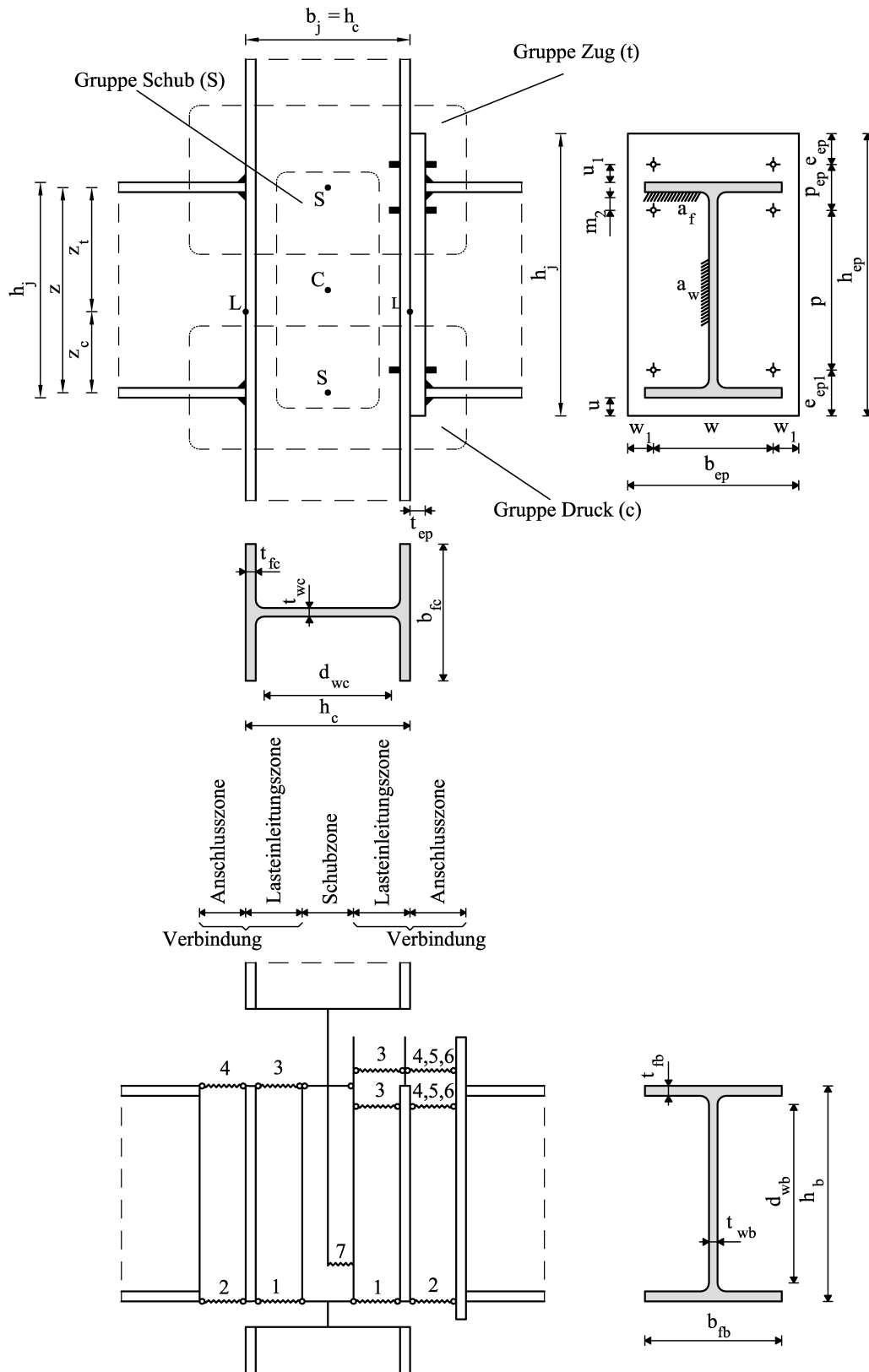


Bild 2.5: Geschweißter (links) und geschraubter (rechts) Stahlknoten

Neben Knotentyp und Anschlussart unterscheiden sich die Stahl- und Verbundknoten hinsichtlich ihrer Randmomentenbeanspruchung. Wird ein Knoten rechts und links durch ein vom Betrag gleiches aber entgegengesetzt gerichtetes Momentenpaar beansprucht, so ist die resultierende Momentensumme identisch null; das Stützenstegfeld wird in diesem Fall nicht auf Schub beansprucht. Bei einem vorhandenen Differenzmoment tritt dagegen eine Schubbeanspruchung auf, so dass die Feder der zugehörigen Komponente „Stützensteg auf Schub“ eine Auslenkung erfährt.

Im Grenzzustand der Tragfähigkeit ist davon auszugehen, dass sich für das Rahmensystem nach Bild 1.2 zunächst an den Knoten plastische Fließgelenke einstellen. Die identische Anschlussausbildung an der rechten und linken Knotenseite hat zur Folge, dass die Knotenrandmomente dann vom gleichen Betrag sind. Ein Differenzmoment stellt sich nicht ein, die Schubfeder wird nicht aktiviert. Damit ergibt sich eine ausschließliche Durchlaufträgerwirkung im Rahmensystem, da keine Momentenumlagerung von den Riegeln über die Knoten in die Stützen erfolgt. An den Randknoten verhindert ein gelenkiger Anschluss ebenfalls eine Momentenumlagerung vom Riegel in die Stütze. Das Randmomentenverhältnis  $M_{j,l}/M_{j,r}$  der Innenknoten ist für den Grenzzustand der Tragfähigkeit daher 1,0. Tabelle 2.1 fasst die untersuchten Knotenkonfigurationen übersichtlich zusammen.

Tabelle 2.1: Übersicht über die untersuchten Knotenkonfigurationen

| Konstruktionsart | Knotenlage                                      | Anschlussausbildung *) |
|------------------|-------------------------------------------------|------------------------|
| Stahlknoten      | Innenknoten/T-Knoten<br>( $M_{j,l} = M_{j,r}$ ) | geschweißt ( $r = 0$ ) |
|                  |                                                 | geschraubt, $r = 1$    |
|                  |                                                 | geschraubt, $r = 2$    |

\*)  $r$  bezeichnet die Anzahl der Schraubenreihen im Zugbereich bei Stirnplattenanschlüssen

### 2.3.3 Komponentenmethode, Komponentenmodell und Identifikation der Komponenten

Zur Charakterisierung nachgiebiger Knoten (vgl. Bild 2.4) ist eine mechanische Beschreibung der Knoten erforderlich. Hier hat sich die Komponentenmethode durchgesetzt. Ein Stahl- oder Verbundknoten wird dabei als eigenes Bauteil mit endlichen Abmessungen angesehen.

Die Diskretisierung der in Kapitel 2.3.2 vorgestellten Knotenkonfigurationen erfolgt auf Grundlage der Komponentenmethode: Jeder Knotentyp wird durch ein Federmodell beschrieben. Eine einzelne Feder repräsentiert dabei eine am Knoten identifizierte Komponente. Ihr Zusammenspiel beschreibt das Momenten-Rotationsverhalten des gesamten Knotens. Bild 2.5 enthält die zu den dargestellten Knotenkonfigurationen gehörenden Komponentenmodelle. Das hier verwendete Federmodell entspricht dem „Innsbrucker Komponentenmodell“, welches von *Tschemmernegg et al. (1987) (1989)* entwickelt wurde (vgl. Bild 2.1). Es unterscheidet sich vom dem revidierten Anhang J in *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* zugrunde liegenden Modell, in welchem die Komponente „Stützensteg auf Zug“ der Anschlusszone zugewiesen wird. Das „Innsbrucker Komponentenmodell“ bildet das reale Momenten-Rotationsverhalten eines Knotens besser ab. *Huber (1999)* erklärt die Zusammenhänge.

Die einzelnen Komponenten werden je nach Lage im Knoten und Art der Lastabtragung in verschiedenen Gruppen zusammengefasst und verschiedenen Zonen zugewiesen, vgl. Bild 2.5. Teilt man das einwirkende Knotenmoment in eine Druck- und eine Zugkraft auf, so schließt die Gruppe Druck alle die Komponenten ein, die unmittelbar von dieser Druckkraft bean-

sprucht werden. Für die Gruppe Zug gilt das Prinzip analog. Die Gruppe Schub umfasst bei den hier untersuchten Stahlknotentypen lediglich das Stützenstegfeld unter Schubbeanspruchung. Es wird, wie bereits erläutert, nur bei einem Differenzmoment am Knoten aktiviert; die Komponente „Stützensteg auf Schub“ findet daher bei den hier untersuchten Knoten keinen Eingang.

Entsprechend Bild 2.5 unterscheidet man außerdem zwischen der Anschlusszone, die die Art der Kraftübertragung vom angeschlossenen Träger in den Knoten beschreibt, der Lasteinleitungszone, die die Weiterleitung der Kraft im Knoten selbst darstellt und der Schubzone, die die Lasteinleitung aus dem Knoten in die Stütze bei einem Knotendifferenzmoment erfasst. Die Lasteinleitungszone und die Anschlusszone werden zur Verbindung zusammengefasst. Diese Terminologie folgt der von *Tschemmerneegg et al. (1997)* und *Kattner (1999)* und wird weiterhin in der Arbeit verwendet; in der Literatur findet man aber auch abweichende Verwendungen der Begriffe (z.B. bei *Weynand (1997a)*). Alle identifizierten Komponenten ordnet Tabelle 2.2 den jeweiligen Gruppen und Zonen zu.

Tabelle 2.2: Identifikation der Komponenten und ihre Zuordnung zu Gruppen und Zonen

| Nr. | Komponente *)                     | Gruppe | Zone           | Kurzzeichen |
|-----|-----------------------------------|--------|----------------|-------------|
| 1   | Stützensteg auf Druck             | Druck  | Lasteinleitung | CWC         |
| 2   | Riegelflansch und –steg auf Druck | Druck  | Anschluss      | BFC         |
| 3   | Stützensteg auf Zug               | Zug    | Lasteinleitung | CWT         |
| 4   | Stützenflansch auf Biegung        | Zug    | Anschluss      | CFB         |
| 5   | Stirnplatte auf Biegung           | Zug    | Anschluss      | EPB         |
| 6   | Riegelsteg auf Zug                | Zug    | Anschluss      | BWT         |
| 7   | Stützensteg auf Schub             | Schub  | Schub          | CWS         |

\*) Die Komponente „Schraube auf Zug“ wird hier nicht als eigene Komponente angeführt, sondern ist in den Komponenten „Stützenflansch auf Biegung“ bzw. „Stirnplatte auf Biegung“ enthalten.

### 2.3.4 Komponentencharakterisierung

Die Charakterisierung der identifizierten Komponenten nach Tabelle 2.2 umfasst ihre Beschreibung als Last-Verformungskurve. Jeder Feder wird eine nichtlineare Kurve entsprechend ihrem Tragverhalten zugeordnet. Aktuell verfügbare Forschungsarbeiten beschränken sich dabei i. d. Regel auf eine bi- oder trilineare Abbildung der realen Kurvencharakteristik mit einer Begrenzung der rechnerischen Traglast auf die plastische Grenztragfähigkeit der Komponenten und damit des Knotens. Zum Duktilitätsverhalten der Komponenten und des Knotens liegen kaum Aussagen vor. Zur Bestimmung der Duktilität nachgiebiger Knoten müssen die bislang vorhandenen Modelle erweitert werden, vgl. *Weynand (1997a)*. Dabei kann die Duktilität nicht als eigene, unabhängige Charakteristik einer Komponente angesehen werden. Vielmehr ist die gleichzeitig vorhandene Tragreserve infolge einer Materialverfestigung, einer Überfestigkeit oder von Membraneffekten sicher abzuschätzen und bei der Bestimmung der Verformungskapazität der Komponente zu berücksichtigen. *Kuhlmann* und *Fürch (1998)* (siehe nachfolgendes Beispiel), sowie *Weynand (1997a)* erläutern diesen Aspekt.

Im Beispiel von Bild 2.6 sind zwei Versagensfälle von einer Kombination zweier in Reihe geschalteter Knotenkomponenten einander gegenübergestellt. Das Rotationsverhalten und damit die Duktilität eines Knotens wird jeweils durch die Komponente mit der geringsten Traglast und deren Verformungsvermögen bestimmt. Die übrigen Komponenten tragen zur

vorhandenen Rotationskapazität des Knotens nur in dem Grad bei, wie sie sich bei Erreichen der Traglast der maßgebenden Komponente verformt haben. Die in der Bemessung angenommenen Festigkeiten für die einzelnen Komponenten streuen jedoch unterschiedlich stark. Durch ungünstige Kombination der vorhandenen Festigkeiten der Komponenten kann das tatsächliche Tragverhalten von dem im Bemessungsmodell angenommenen Tragverhalten abweichen. Wird auf Grund einer Überfestigkeit eine Komponente mit geringer Verformungskapazität anstelle einer duktilen Komponente zur maßgebenden Komponente, so liegt die rechnerisch ermittelte Rotationskapazität auf der unsicheren Seite: Fall 1 nach Bild 2.6 stellt den Bemessungsfall dar. Rechnerisch wird eine Komponente mit hoher Duktilität als maßgebende, versagende Komponente identifiziert. In Fall 2 verfügt die Komponente mit hoher Duktilität über eine deutlich größere Festigkeit als rechnerisch angenommen. Dadurch wird im Beispiel die Komponente mit einer geringeren Duktilität maßgebend. Das wirkliche Rotationsvermögen des Knotens entspricht nicht dem im Bemessungsfall ermittelten, da eine mögliche Überfestigkeit nicht berücksichtigt wurde.

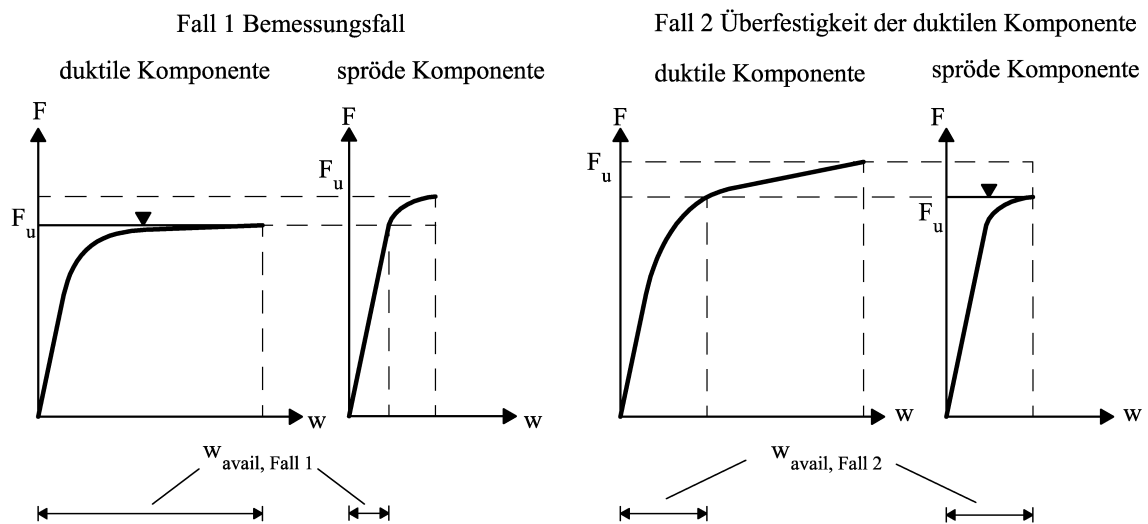


Bild 2.6: Versagenswechsel am Knoten infolge von Überfestigkeiten

Das Beispiel stellt klar die Bedeutung einer Berücksichtigung von Materialüberfestigkeiten, Verfestigungseffekten und Membraneffekten, sowie die Verknüpfung von Tragfähigkeit und Verformungskapazität der Komponenten heraus. Daraus lassen sich abschließend folgende Forderungen zur Duktilitätsbeschreibung der Komponenten ableiten:

- Modelle zur Beschreibung der Verformungskapazität der einzelnen Knotenkomponenten müssen entwickelt werden.
- Die bestehenden Modelle zur Beschreibung der Komponententragfähigkeiten müssen um Modelle zur Erfassung von Materialverfestigungen und Membraneffekten erweitert werden. Die Traglast einer Komponente soll möglichst genau abgeschätzt werden. Überfestigkeiten sind bei der Ableitung eines Bemessungsverfahrens zu berücksichtigen.

Mit den Kapiteln 3 und 4 sind im Rahmen der vorliegenden Arbeit dieser Problematik eigene Kapitel gewidmet. Für die Komponenten Nr. 1 bis 6 nach Tabelle 2.2 werden hier die zugehörigen Modelle und Last-Verformungskurven vorgestellt. Dabei wird folgende Vorgehensweise gewählt:

1. In einem ersten Schritt werden Komponentenversuche aus der Literatur zusammengestellt; eigene Komponentenversuche erweitern die Parametermatrix der Versuche des Schrift-

tums; damit sollen durch empirische Untersuchungen möglichst umfangreiche Erkenntnisse zum Tragverhalten der Komponenten gewonnen werden.

2. Das Tragverhalten wird danach an einfachen mechanischen Modellen erklärt.
3. Die mechanischen Modelle bilden die Grundlage für analytische Modelle, die die charakterisierenden Punkte der Last-Verformungskurven beschreiben. Die Komponentenlast-Verformungskurven werden als polygonale, multilineare Kurven mit abschnittsweise konstanten Steifigkeiten in analytischer Form dargestellt. Die zusammengestellten Versuche dienen der Kalibrierung der analytischen Modelle.

### 2.3.5 Zusammenbau der Komponenten

Aus dem Zusammenwirken der Komponentenlast-Verformungscharakteristiken lassen sich die Momenten-Rotationskurven am Knoten angeben. Grundlage für den Zusammenbau der Komponenten stellen die Federgesetze der Mechanik dar. Wirken Federn in Serie, so addieren sich die sich einstellenden Wege; die kleinste Komponententraglast bildet eine obere Grenze für die maximal übertragbare Kraft der Federgruppe. Bei parallel wirkenden Federn addieren sich die Teilkräfte und die Steifigkeiten der Einzelfedern bei gleicher Federverformung auf. Die in Bild 2.4 beschriebene Knotencharakterisierung unterscheidet zwischen je einer Momenten-Rotationskurve auf jeder Anschlussseite des Knotens (Bezugspunkt L; Zusammenwirken der Komponenten Nr. 1 bis 6) und einer Momenten-Rotationskurve für das Stützenstegfeld unter Schubbeanspruchung (Bezugspunkt S; Komponente Nr. 7) bei einer Modellierung des Knotens im Tragsystem mittels des Finiten Knotenmodells. Die Lage der Bezugspunkte ist in Bild 2.5 angegeben. Der Punkt C beschreibt den Schnittpunkt von Träger- und Stützenachse. Er ist Bezugspunkt zur Anordnung der zusammengefassten Verbindungs- und Schubfedern im System, wenn der Knoten entsprechend *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* in Form eines konzentrierten Knotenmodells (vgl. Bild 2.4) im Tragsystem beschrieben wird.

**Finites Knotenmodell:** Das Finite Knotenmodell beschreibt den Knoten in seinen endlichen Dimensionen. Es kann als Stabwerk nach Bild 2.4 im System modelliert werden. Die Modellbreite entspricht der Stützenbreite  $h_c$ , die Modellhöhe stimmt mit dem Hebelarm  $z$  überein, vgl. Bild 2.5. Das Duktilitätsvermögen des Knotens erfassen die Schubfeder im Punkt S für die Schubzone des Knotens und die Verbindungsfedern L links und rechts am Knotenrand für die Nachgiebigkeit der Verbindung. Bei der hier gewählten Knotenausbildung mit gleichen Anschlüssen rechts und links haben die beiden L-Federn die gleiche Charakteristik.

Die Last-Verformungskurven der Komponenten im Komponentenmodell und die Momenten-Rotationskurven des Knotens der einzelnen Zonen sind über Gleichgewichtsbedingungen und Kompatibilitätsbedingungen miteinander verbunden. Komponentenmodell und Finites Knotenmodell liefern somit für gleiche Knotenrandmomente übereinstimmende Duktilitäten. Die Knotenduktilitäten können damit mit dem Finiten Knotenmodell im System erfasst werden.

**Feder L:** Die Federn L erfassen als Rotationsfedern die Nachgiebigkeit aus Lasteinleitung und Anschlusswirkung. Für beide Zonen wird zunächst eine eigene Feder bestimmt. Deren Reihenschaltung charakterisiert das Verhalten der gesamten Verbindung. Der Angriffspunkt der Summenfeder L befindet sich an der Außenseite des Stützenflansches.

Bei geschweißten Knoten nach Bild 2.5 und einreihig geschraubten Knoten wirken die Federn der Lasteinleitungszone in Reihe. Bei zweireihig geschraubten Knoten nach Bild 2.5 ist zunächst eine Parallelschaltung der zugbeanspruchten Federn der Lasteinleitungszone

vorzunehmen. Die daraus resultierende Feder wirkt mit der Feder im Druckbereich ebenfalls in Reihe.

Die jeweilige Beanspruchung der Lasteinleitungsfedern hängt nachhaltig vom Zusammenspiel der beiden Einzelfedern bzw. Federgruppen und von der Genauigkeit des gewählten Komponentenmodells ab. Das zur Lösung der Problemstellung dieser Arbeit verwendete „Innsbrucker Komponentenmodell“ berücksichtigt bei Einhaltung der Gleichgewichts- und der Kompatibilitätsbedingungen am Knoten die vertikale Lage des Rotationspunktes L für den Zusammenbau der Lasteinleitungsfedern. Das von **Huber (1999)** entwickelte und hier verwendete Programmsystem „CoBeJo“ enthält einen Algorithmus, der die auftretenden Iterationen zur Lösung der Gleichgewichts- und der Kompatibilitätsbedingungen abarbeitet. Kapitel 5 erläutert die Prinzipien dieser Software für die vorliegende Aufgabenstellung im Detail.

Für die Anschlussfedern des Zugbereichs liegt der Rotationspunkt entsprechend Beobachtungen bisheriger Versuche in Höhe der Druckfeder, da in Höhe der zugehörigen Komponente keine Verformung bis zur Traglast festzustellen war. Im „Innsbrucker Komponentenmodell“ wird dies durch Ansatz einer unendlichen Steifigkeit der Komponente „Riegelflansch und -steg auf Druck“ berücksichtigt.

Aus der Reihenschaltung der Zugfedern und der Druckfeder der Anschlusszone lässt sich die Rotationsfeder der Anschlusszone für geschweißte und einreihig geschraubte Knoten angeben. Bei zweireihig geschraubten Knoten müssen die parallel geschalteten Federn im Zugbereich zunächst wieder addiert werden.

**Feder S:** Die Schubfeder wird für ein Randmomentenverhältnis von 1,0 nicht ausgelenkt. Eine nähere Betrachtung der Feder erfolgt an dieser Stelle daher nicht.

**Hebelarm z:** Der Hebelarm  $z$  verknüpft die charakterisierenden Kenngrößen der Komponenten mit denen des Knotens. Er ist definiert als der Abstand zwischen dem Angriffspunkt der Knotenzug- und der Knotendruckkraft und entspricht der Höhe des Schubrahmens der Feder S im Finiten Knotenmodell. Für geschweißte Knoten und solche mit nur einer Schraubenreihe unter Zug ist  $z$  für alle Knotenrandmomente konstant. Als Angriffspunkt der Knotendruckkraft wird die Mittellinie des Riegeldruckflansches angesetzt. Die Zugkraft greift bei geschweißten Knoten in der Mittelachse des Riegelzugflansches und bei geschraubten Knoten mit einer Schraubenreihe unter Zug in der Schraubenachse an. Daraus leiten sich für  $z$  die beiden folgenden Definitionen ab (vgl. Bild 2.5).

- Geschweißter Knoten:  $z = h_b - t_{fb}$  (2.1)

- Geschraubter Knoten mit einer Schraubenreihe:  $z = h_b - 1,5 \cdot t_{fb} - 0,8 \cdot a_f \cdot \sqrt{2} - m_2$  (2.2)

mit  $h_b$ : Trägerhöhe

$t_{fb}$ : Trägerflanschdicke

$a_f$ : Dicke der Flanschschweißnaht

$m_2$ : Abstand der Schraubenreihe unterhalb des Riegelzugflansches zur Schweißnaht

Bei geschraubten Knoten mit zwei Schrauben unter Zug variiert der innere Hebelarm für verschiedene Knotenschnittgrößen.  $z$  ist damit nicht konstant. Der für die jeweilige Momentenbeanspruchung am Knoten gültige Hebelarm lässt sich aus folgender Beziehung ermitteln:

$$z = \frac{M_j}{F_{\text{compression}}} = \frac{M_j}{\sum F_{\text{tension}}} \quad (2.3)$$

mit  $M_j$ : Knotenmoment

$F_{\text{compression}}$ : maßgebende Kraft der Druckkomponenten

$\sum F_{\text{tension}}$ : maßgebende Summe der Kräfte der Zugkomponenten (Anschlusszone oder Lasteinleitungszone)

Zur Vereinfachung der Bestimmung von  $z$  wird hier ein Vorschlag von Anhang J aus *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* (siehe auch *Weynand (1997a)* und *Jaspart (2000)*) aufgegriffen. Danach kann für elastisches Verhalten des Knotens mit zwei Schraubenreihen unter Zugbeanspruchung ein äquivalenter Hebelarm  $z_{\text{eq}}$  angesetzt werden. Verhält sich der Knoten nicht mehr elastisch, so variiert das Steifigkeitsverhältnis der Komponenten. Anstelle der Anfangssteifigkeit müssen bei der Bestimmung von  $z_{\text{eq}}$  nun die Sekantensteifigkeiten bzgl. den bei  $M_j$  erreichten Kurvenpunkten der Komponentenlast-Verformungskurven eingehen. Unter der Annahme, dass die Sekantensteifigkeiten der Komponenten auch bei Beanspruchung des Knotens über die elastische Grenzlaster hinaus etwa im gleichen Verhältnis zueinander stehen, wird  $z_{\text{eq}}$  zur Bestimmung von  $z$  angesetzt (siehe Gleichungen (2.4) und (2.5)).  $z_{\text{eq}}$  definiert dabei den Abstand einer fiktiven Ersatzfeder für die gesamte Zuggruppe von der Schwerlinie der Druckkomponenten.

$$z = z_{\text{eq}} = \frac{\sum_r k_{\text{eff},r} \cdot z_r^2}{\sum_r k_{\text{eff},r} \cdot z_r} \quad (2.4)$$

$$k_{\text{eff},r} = \frac{1}{\sum_i \frac{1}{k_{i,r}}} \quad (2.5)$$

mit  $z_r$ : Abstand der Schraubenreihe  $r$  vom Druckzentrum

$k_{i,r}$ : Steifigkeitskoeffizient der Komponente  $i$  der Reihe  $r$

$k_{\text{eff},r}$ : effektiver Steifigkeitskoeffizient der Reihe  $r$

### 2.3.6 Charakterisierung des Momenten-Rotationsverhaltens eines Knotens

Das Ergebnis der Knotencharakterisierung ist qualitativ in Bild 2.7 dargestellt. Die mittels der Knotencharakterisierung bestimmten Momenten-Rotationskurven sind als Widerstandskurven zu verstehen und daher in Bild 2.7 mit dem Indize R versehen. Die Momenten-Rotationskurven der linken und rechten Anschlussseiten L beschreiben den Zusammenhang zwischen dem aufnehmbaren Knotenrandmoment  $M_{j,L,I,R}$  bzw.  $M_{j,L,r,R}$  am Finiten Knoten und der sich unter  $M_{j,L,I,R}$  bzw.  $M_{j,L,r,R}$  einstellenden Rotationen  $\phi_{j,L,I,R}$  und  $\phi_{j,L,r,R}$ . Ein einwirkendes Differenzmoment würde die Schubfeder  $M_{j,S,R} - \phi_{j,S,R}$  aktivieren, die jedoch hier nicht näher betrachtet wird.

Die Knotencharakteristiken enthalten implizit das Duktilitätsvermögen des Knotens, da in den Last-Verformungskurven der einzelnen Knotenkomponenten die postkritischen bzw. verfestigenden Bereiche abgebildet werden.



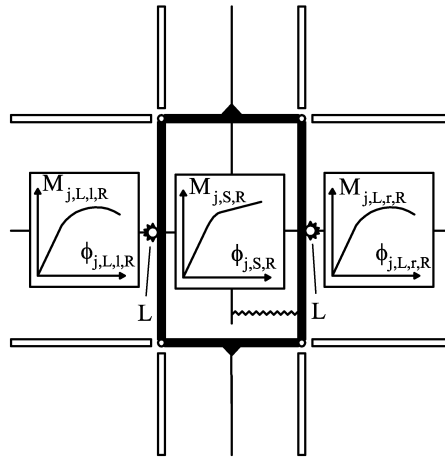


Bild 2.7: Knotencharakteristika eines nachgiebigen Knotens

## 2.4 Das Tragverhalten nachgiebiger Knoten

### 2.4.1 Die Knotenschnittgrößen

Zur Frage der Lastabtragung im Finiten Knoten im Grenzzustand der Tragfähigkeit, der sich dadurch einstellenden Verformungen und der sich damit ergebenden Komponentenbeanspruchung infolge einwirkender Schnittgrößen  $M_{j,s}$ ,  $V_{j,s}$  und  $N_{j,s}$  sind diese zunächst am Knoten anzugeben. Bild 2.8 schneidet einen beliebigen Innenknoten durch fiktive Schnitte aus dem Gesamttragwerk heraus; an den Schnittpunkten sind die freigelegten Knotenschnittgrößen  $M_{j,s}$ ,  $V_{j,s}$  und  $N_{j,s}$  in positiver Wirkungsrichtung angetragen. Die Knotenübertragungsgleichung (2.6) stellt die Gleichgewichtsbedingungen des Knotens dar. Ihre Auflösung zeigt die einander zugeordneten Kräftegruppen und damit die Lastabtragung im Knoten auf.

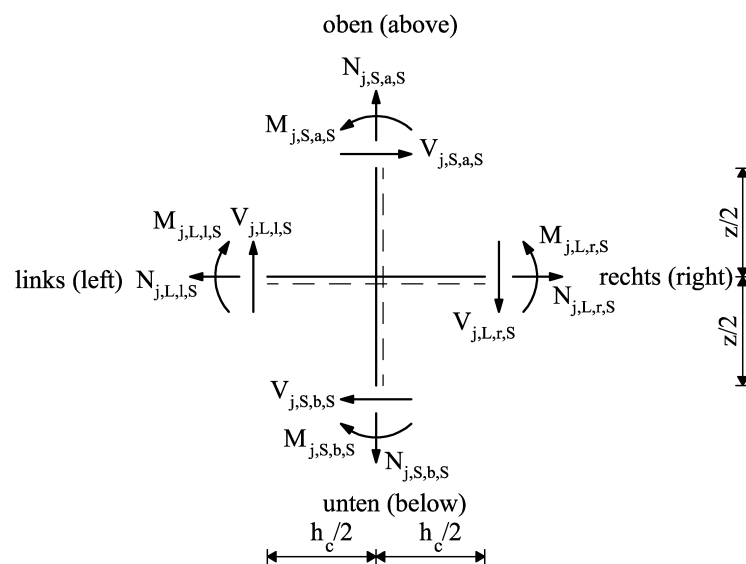


Bild 2.8: Freigelegte Knotenschnittgrößen

$$\begin{bmatrix} N \\ V \\ M \end{bmatrix}_{j,L,r,S} = \begin{bmatrix} N \\ V \\ M \end{bmatrix}_{j,L,l,S} - \begin{bmatrix} V \\ -N \\ M \end{bmatrix}_{j,S,a,S} + \begin{bmatrix} V \\ -N \\ M \end{bmatrix}_{j,S,b,S} \quad (2.6)$$

mit N: Normalkraft am Knotenrand  
 V: Knotenrandquerkraft  
 M: Knotenrandmoment

Für Innenknoten unter gleichen Randmomenten ( $M_{j,L,r,S} = M_{j,L,l,S}$ ) hat der Knoten ausschließlich die Aufgabe die Randmomente durch den Knoten hindurchzuleiten (Durchlaufwirkung). Eine Lasteinleitung in die Stütze (Rahmenwirkung) erfolgt nicht, vgl. Bild 2.9, d.h. das Stützenstegfeld erfährt keine Schubbeanspruchung.

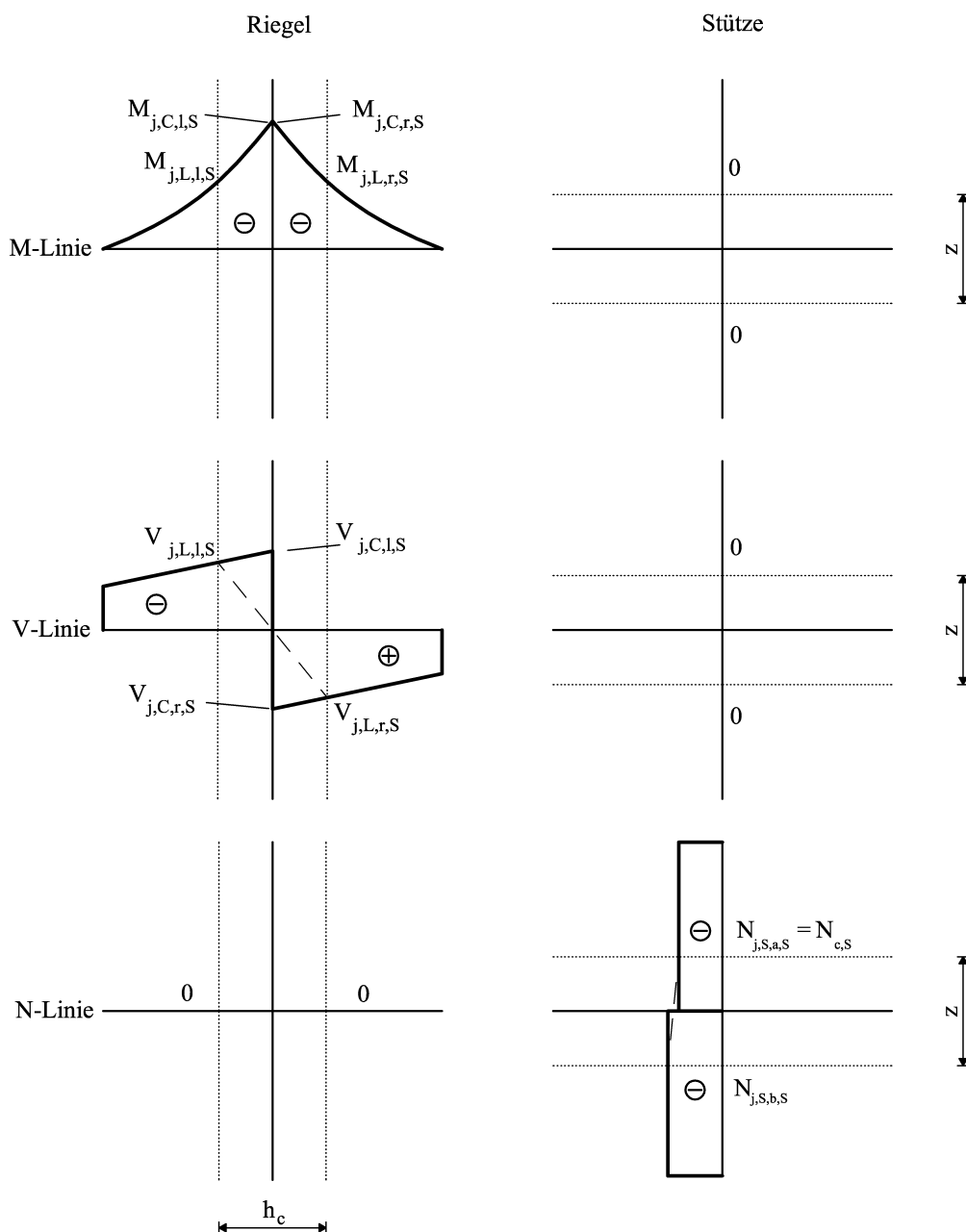


Bild 2.9: Schnittgrößenverläufe im Knotenbereich

Folglich sind die Stützen biegemomentenfrei; die Momentendifferenz aus oberem und unterem Knotenmoment ist gleich null ( $M_{j,S,a,S} - M_{j,S,b,S} = 0$ ). Die Momentengleichgewichtsbedingung am Knoten ist erfüllt. Das Verschwinden der horizontalen Knotennormalkräfte ( $N_{j,L,r,S} = N_{j,L,l,S} = 0$ ; die Abtragung horizontaler Lasten erfolgt über Deckenscheiben) sowie die biegemomentenfreien Stützen bedingen gleichsam ein Verschwinden der Stützenquerkräfte im Knotenbereich. Die Knotenquerkraft am linken Schnittufer  $V_{j,L,l,S}$  ist vom Betrag gleich der Querkraft am rechten Schnittufer  $V_{j,L,r,S}$ , jedoch von entgegengesetzter Richtung. Ihre Summe bewirkt eine Zunahme der Stütznormalkraft im Knotenbereich. Zusammenfassend sind die Schnittgrößenverläufe im Knotenbereich in Bild 2.9 dargestellt.

### 2.4.2 Die Lastabtragung und das Verformungsbild der Knoten

Die Abtragung der Knotenschnittgrößen und die damit einhergehenden Verformungen im Finiten Knoten lassen sich durch einfache Modelle anschaulich darstellen. Aus Gründen der Übersichtlichkeit werden die Indizes im Folgenden nur wo unbedingt erforderlich angegeben. Da die Betrachtungen am Finiten Knotenmodell erfolgen, beziehen sich die Randschnittgrößen immer auf die Punkte L bzw. S und nicht auf den Punkt C.

**Unverformter Zustand:** Im unverformten Zustand wird das Randmomentenpaar ( $M_{j,r}; M_{j,l}$ ) jeweils in ein Kräftepaar für den Zug- und Druckbereich des Knotens zerlegt. Vereinfacht werden beide Kräfte im Bereich des Trägers den jeweiligen Flanschen zugewiesen. Die Wirkungslinien der Kräfte entsprechen den Flanschlmittellinien. Bild 2.10, Bild 2.11 und Bild 2.12 verdeutlichen das Prinzip der Lastabtragung nachgiebiger Knoten.

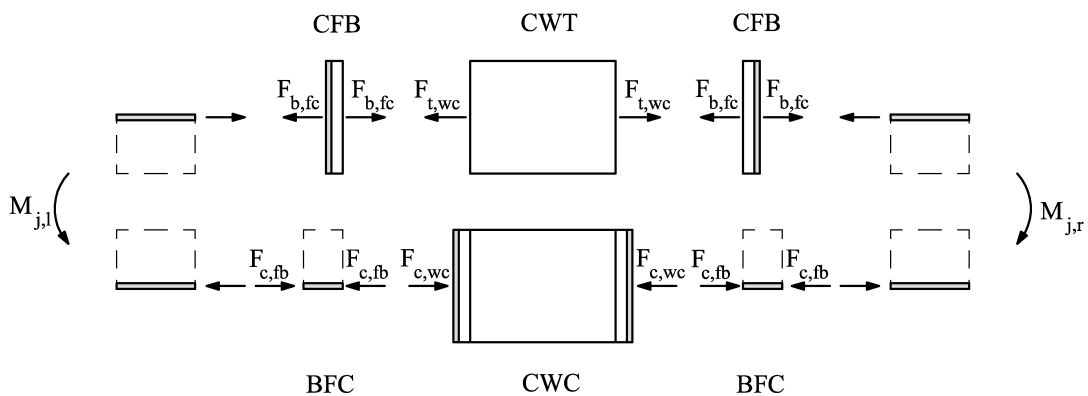


Bild 2.10: Abtragung der Randmomente beim geschweißten Knoten

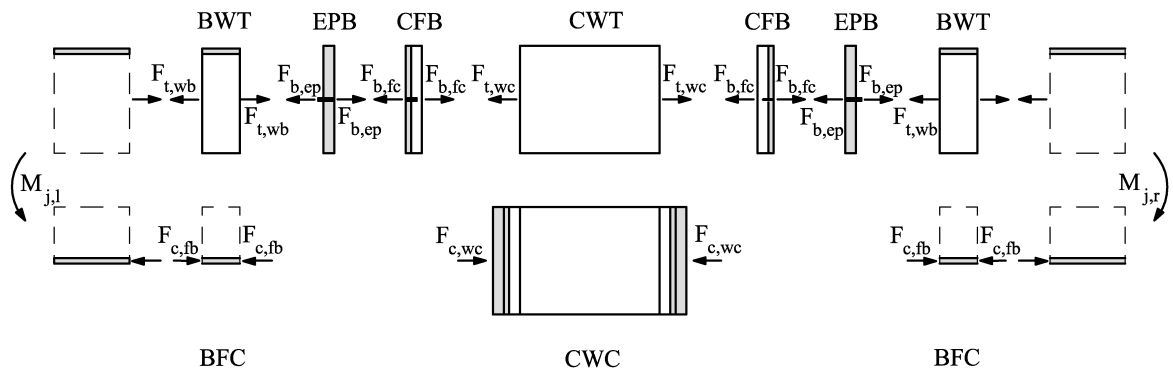


Bild 2.11 Abtragung der Randmomente beim geschraubten Knoten mit einer Schraubenreihe unter Zugbeanspruchung

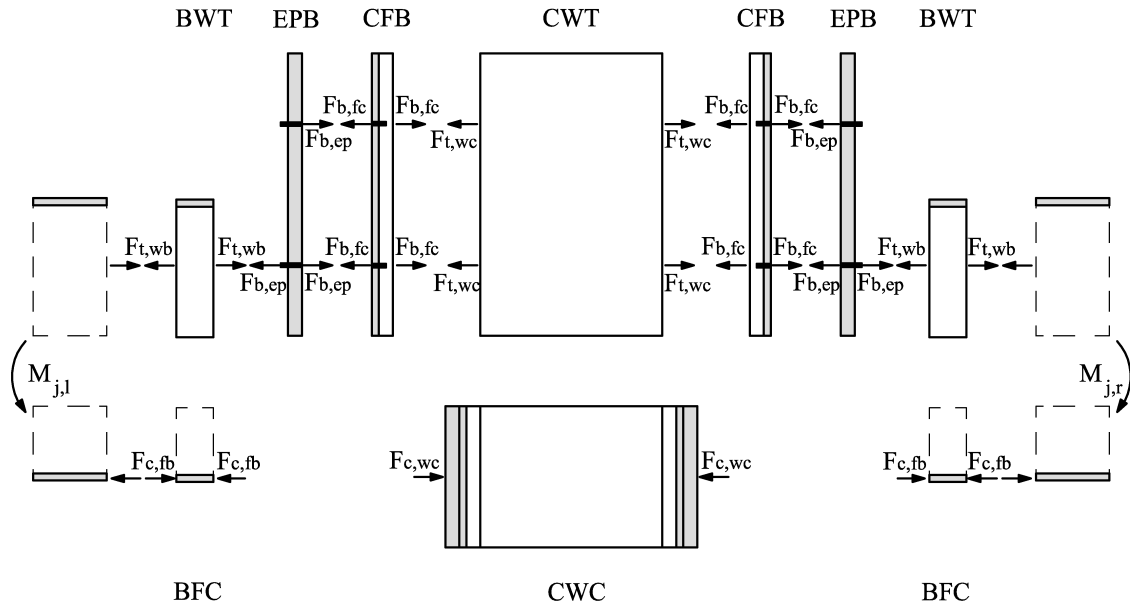


Bild 2.12: Abtragung der Randmomente beim geschraubten Knoten mit zwei Schraubenreihen unter Zugbeanspruchung

Damit die Gleichgewichtsbeziehungen im Zugbereich des Knotens erfüllt sind, müssen die Randzugkräfte nacheinander von allen im Zugbereich des Knotens identifizierten Komponenten übertragen werden können. Gleiches gilt für die Gruppe der Druckkomponenten des Knotens.

Die Querkraft  $V_j$  wird bei geschweißten Knoten kontinuierlich über die Knotenhöhe vom Trägersteg in den Stützenflansch eingeleitet. Es wird angenommen, dass als Auflager für die Querkraft unterhalb des Knotens nur die Stützenflansche wirken (vgl. Bild 2.13 rechts). Daher breitet sich die Querkraft zunächst nur im Stützenflansch aus. Erst unterhalb des Knotens erfolgt im Modell eine Lasteinleitung in den Steg.

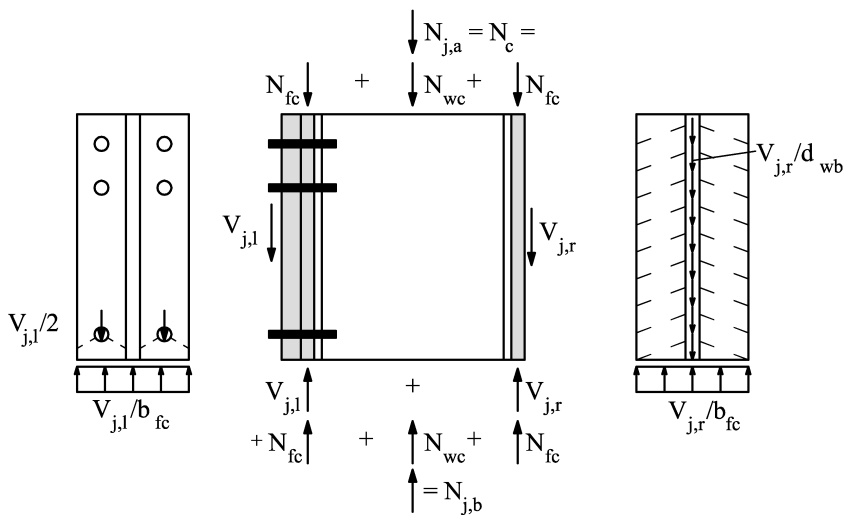


Bild 2.13: Abtragung der Querkraft und der Normalkraft bei geschraubten (links) und geschweißten (rechts) Knoten

Die Trägerquerkraft wird bei geschraubten Knoten zunächst in die Stirnplatte eingeleitet und von dort über die im Druckbereich des Knotens angeordneten Schrauben an den Stützenflansch

abgegeben. Analog zu den geschweißten Knoten gilt auch hier die Annahme einer ausschließlichen Lastausbreitung der Lochleibungskräfte in den Stützenflansch im Knotenbereich und erst danach eine Weiterleitung in den Steg (vgl. Bild 2.13 links). Die Knotennormalkraft  $N_{j,a}$  entspricht der Stütznormalkraft  $N_c$  oberhalb des Knotens und teilt sich nach Bild 2.13 in einen Anteil im Steg  $N_{wc}$  und je einen Anteil in den Flanschen  $N_{fc}$  auf. Sie wird gleichmäßig durch den Knoten durchgeleitet.

**Verformter Zustand für geschweißte und einreihig geschraubte Knoten:** Für große Rotationen  $\phi_j$  des Knotens bewirken die Knotenrandschnittgrößen Umlenkkräfte, die untereinander im Gleichgewicht stehen. Bild 2.14 zeigt den verformten geschweißten und einreihig geschraubten Knoten einschließlich verformtem Komponentenmodell. Bild 2.15 verdeutlicht den Kraftverlauf der Knoten für den verformten Zustand an Hand eines Stabwerkmodells. Diskrete Knotenpunkte an den Knickstellen des verformten Knotens, sowie an Lasteinleitungspunkten von Komponentenkräften sind über Fachwerkstäbe miteinander verbunden. Die Wirkungslinie der Anschlusskraft im Druckbereich des Knotens ( $F_{c,fb}$ ) ist gegenüber der Wirkungslinie der Lasteinleitungskraft ( $F_{c,wc}$ ) infolge der Knotenverformung geneigt (siehe auch Bild 2.14). Dadurch ergibt sich eine dem Flansch zugewiesene Umlenkkraft ( $F_{c,wc}^*$ ), die mit der entsprechenden Umlenkkraft im Zugbereich des Knotens ( $F_{t,wc}^*$ ) im Gleichgewicht steht.

Die am Knoten angreifende Querkraft  $V_j$  wirkt parallel zum Stützenflansch. Sie lässt sich aus der senkrecht zur unverformten Trägerachse angreifenden Transversalkraft  $T$  über einfache trigonometrische Beziehungen ermitteln. Wie im Modell des unverformten Knotens wird sie im Knotenbereich ausschließlich vom Stützenflansch aufgenommen, bis zum unteren Knotenrand allerdings zweimal umgelenkt ( $V''$ ,  $V'$ ). Die Neigung der Wirkungslinie der Querkraft gegenüber der unverformten Ausgangslage bewirkt zusätzlich eine Längskraft  $L$  im Träger und im Knoten, die mit der aus der gegenüberliegenden Knotenseite eingeleiteten Längskraft  $L$  im Gleichgewicht steht.

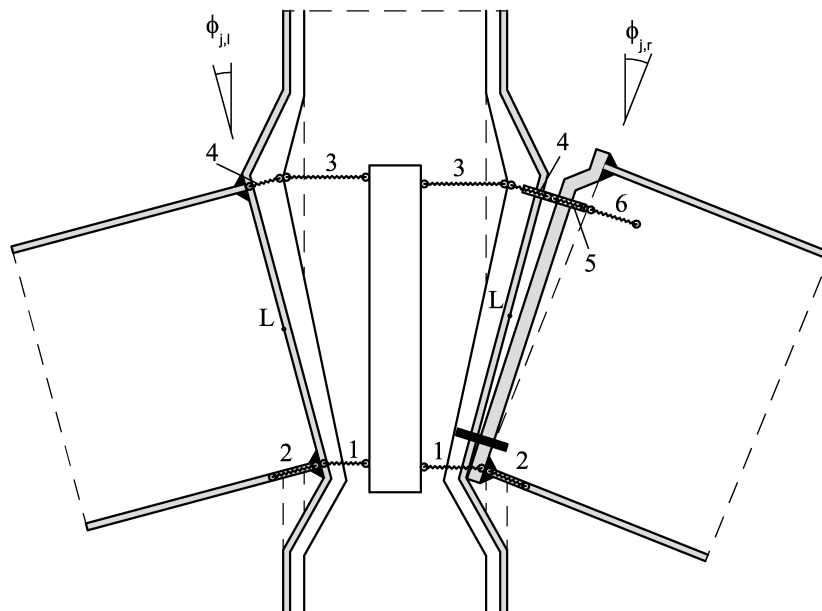


Bild 2.14: Verformter geschweißter (links) und einreihig geschraubter (rechts) Knoten

Die am oberen Knotenrand angreifende Normalkraft  $N_c$  wird wieder in einen Anteil  $N_{fc}$  (im Flansch wirkend) und einen Anteil  $N_{wc}$  (im Steg wirkend) aufgeteilt. Der dem Steg zugewiesene Anteil läuft im Stabwerkmodell wie am unverformten Knoten (idealisiert) ohne

Umlenkung durch den Knoten durch. Infolge der Knotenverformung wird der dem Flansch zugewiesene Teil der Normalkraft bis zum Erreichen des unteren Knotenrands mehrmals umgelenkt ( $N'$ ,  $N''$ ,  $N'''$ ).

Die Umlenkung der Normal- und Querkraft bewirkt im Zugbereich des Knotens eine zusätzliche Zugbeanspruchung und im Druckbereich eine zusätzliche Druckbeanspruchung. Die Umlenkanteile müssen in den Last-Verformungskurven der Komponenten der Lasteinleitungszone des Knotens Berücksichtigung finden. Am jeweils äußeren Knickpunkt entstehen in der Stütze weitere Umlenkkräfte ( $(V+N)^*$  und  $N^{**}$ ), die aber keinen unmittelbaren Einfluss auf das Knotenverhalten haben. Alle Komponenten müssen - wie im unverformten Zustand - die ihnen zugewiesenen Kräfte übertragen können.

Die Stützenflanschaußenseite bleibt bei geschweißten Knoten eben und bildet mit der unverformten Stützenachse den sich unter der Momentenbeanspruchung  $M_j$  einstellenden Winkel  $\phi_j$ . Liegt ein Knoten mit einer Schraubenreihe unter Zug nach Bild 2.14 vor, so stellt sich zwischen Stützenflanschaußenseite und Stirnplatte in Höhe der Schrauben eine klaffende Fuge ein. Ihre Größe ist abhängig von der Steifigkeit der Schrauben. Zudem bildet sich ein Winkel durch die Verformung der Stirnplatte in der Schraubenachse. Gleiches gilt für den Stützenflansch. Die Winkelanteile aus Stützenflanschverdrehung, klaffender Fuge und Stirnplattenverformung ergeben in ihrer Summe den zu  $M_j$  korrespondierenden Knotenwinkel  $\phi_j$ .

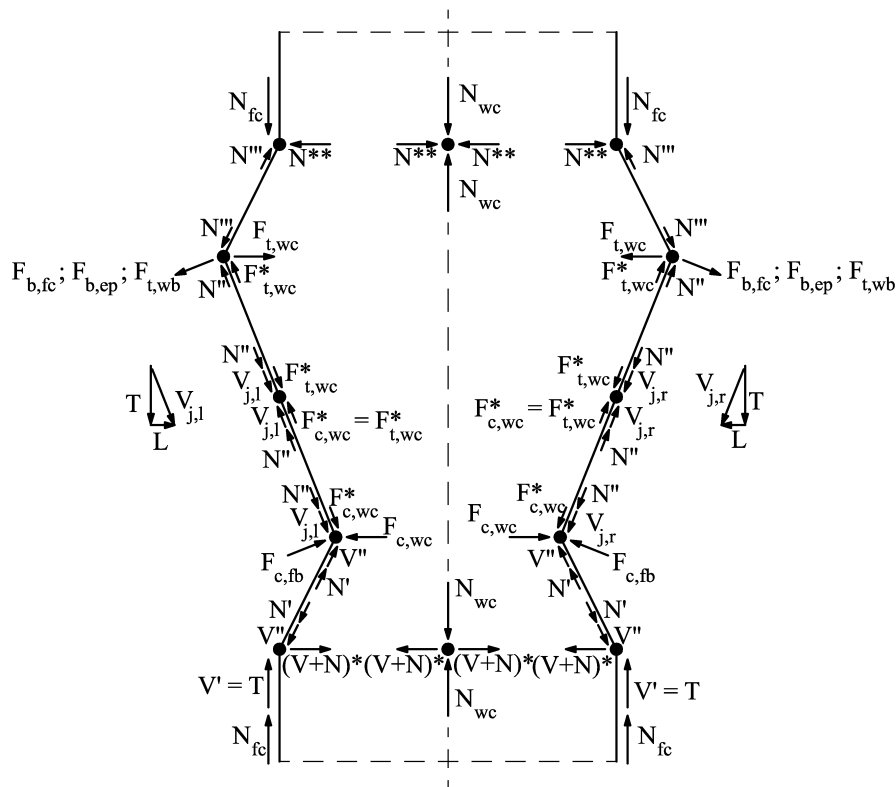


Bild 2.15: Kräfteverlauf am verformten Knoten

**Verformter Zustand für zweireihig geschraubte Knoten:** Für geschweißte Knoten und Knoten mit einer Schraubenreihe unter Zug legt der erläuterte Kräfteverlauf im Knoten implizit auch die Zuordnung einzelner Randkräfte zu den Komponenten fest. Für geschraubte Knoten mit zwei Schrauben unter Zugbeanspruchung ist die Kraftaufteilung im Zugbereich komplexer. *Jaspart (2000)* erläutert die Lastabtragung von Trägerstößen mit einer oder mehreren Schrau-

ben unter Zug für das Komponentenmodell des Anhang J aus *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)*. Nachfolgend werden die Prinzipien von *Jaspart (2000)* auf zweireihig geschraubte Knoten unter Verwendung des „Innsbrucker Komponentenmodells“ übertragen.

Zunächst wird von einer starren Stirnplatte und einem starren Stützenflansch im Vergleich zur Schraube ausgegangen. Der Verformungsverlauf und die innere Kräfteverteilung im Anschlussbereich sind in diesem Fall linear, bezogen auf die Wirkungslinie der Druckkraft. Bild 2.16 (links) zeigt den verformten Knoten.

Bei einer weichen Ausbildung des Stützenflansches und einer starren Ausbildung der Stirnplatte verteilen sich die Kräfte im Zugbereich des Knotens entsprechend den Steifigkeiten der beteiligten Komponenten. Für den Stützenflansch unter Biegung sind die Last-Verformungskurven und damit die Steifigkeiten beider Schraubenreihen gleich. Wegen der hohen Steifigkeit der Stirnplatte bleibt auch im verformten Zustand die Stützenflanschaußenseite zwischen der obersten Schraubenreihe und dem Druckzentrum eben. Der Verformungsverlauf der Anschlusszone ist über die Knotenhöhe geradlinig (Bild 2.16 rechts). Die obere Schraubenreihe wird entsprechend des größeren erreichten Verformungsweges im Last-Verformungsdiagramm einen höheren Zugkraftanteil als die untere Schraubenreihe unter Zug aufnehmen. Erreicht die obere Schraubenreihe ihren plastischen Bereich, so liegt kein linearer Kräfteverlauf mehr vor. Der Knotenwinkel  $\phi_j$  resultiert im ersten Fall aus einer Verdrehung infolge Schraubennachgiebigkeit, im zweiten Fall setzt er sich aus einer Verdrehung infolge Schraubennachgiebigkeit und Stützenflanschverdrehung zusammen.

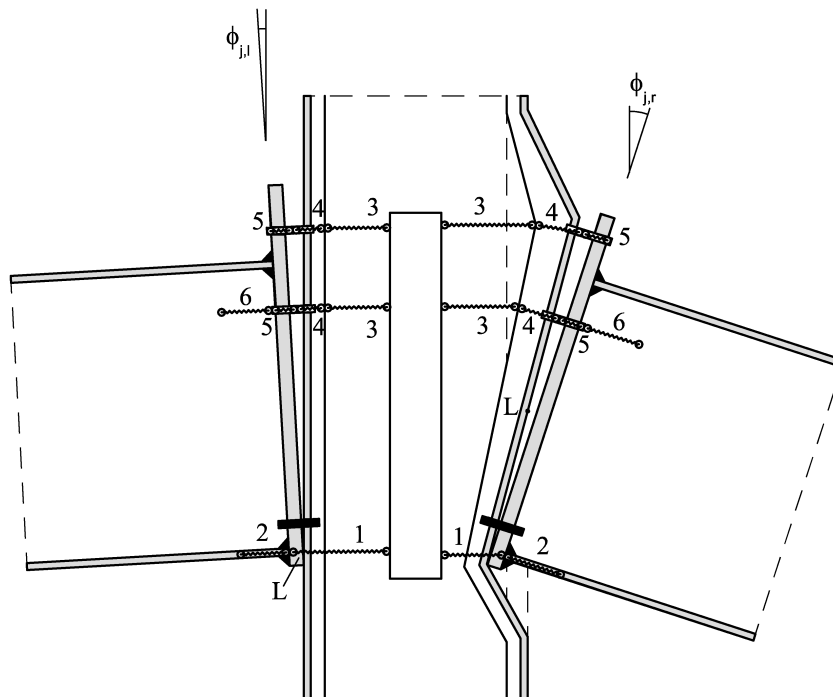


Bild 2.16: Verformter zweireihig geschraubter Knoten mit starrer Stirnplatte und starrem Stützenflansch (links) und mit starrer Stirnplatte und weichem Stützenflansch (rechts)

Für eine weiche Stirnplatte und einen starren Stützenflansch (siehe Bild 2.17 links) ist der Verformungsverlauf nicht mehr geradlinig. Hier ist zu beachten, dass die untere Schraubenreihe in der Stirnplatte infolge der Aussteifung durch den Riegelflansch eine deutlich höhere Steifigkeit als die obere Schraubenreihe besitzt. Daher wird in diesem Fall die untere Schraubenreihe unter Zug eine größere Last erhalten, als die obere.

Verfügen sowohl die Stirnplatte als auch der Stützenflansch über eine geringe Steifigkeit (vgl. Bild 2.17 rechts), so genügt es nicht, nur eine Anschlussseite zu betrachten; vielmehr muss hier zunächst eine Reihenschaltung der Komponenten in den jeweiligen Schraubenreihen erfolgen. Die Aufteilung der Zugkraft erfolgt dann in Abhängigkeit des sich einstellenden Weges und der Steifigkeiten der summierten Last-Verformungskurven einer Anschlussreihe. Infolge der höheren Steifigkeit der unteren Schraubenreihe im Bereich der Stirnplatte wird die sich einstellende Kraft in dieser Reihe größer sein, als in der oberen Reihe.

Im Fall der weichen Stirnplatte bei starrem Stützenflansch bilden eine Verdrehung infolge Schraubennachgiebigkeit und der Winkel infolge Stirnplattenverformung in Höhe der Schraubenachse zusammen den Knotenwinkel  $\phi_j$ , der sich unter  $M_j$  einstellt. Ist auch der Stützenflansch weich, kommt ein zusätzlicher Anteil durch Verdrehung des Stützenflansches hinzu.

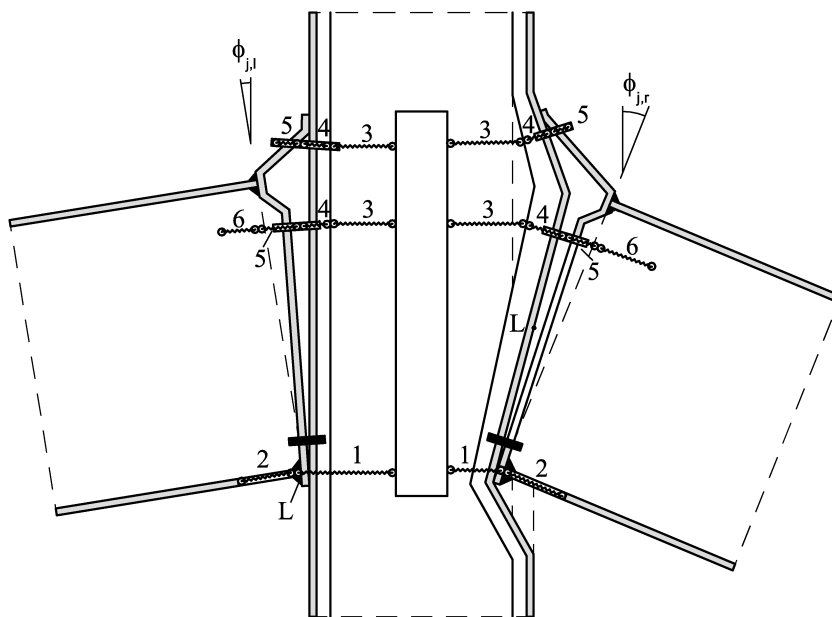


Bild 2.17: Verformter zweireihig geschraubter Knoten mit weicher Stirnplatte und starrem Stützenflansch (links) und mit weicher Stirnplatte und weichem Stützenflansch (rechts)

### 2.4.3 Modellannahmen

Für die Berechnung der Momenten-Rotationskurven nachgiebiger Knoten im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden die Modelle nach Kapitel 2.4.2 übernommen, wobei die nachfolgenden Annahmen getroffen werden.

Die Umlenkräfte infolge Zug- und Druckkrafteinleitung ( $F_{t,wc}^*$  und  $F_{c,wc}^*$ ) werden vernachlässigt, da die von ihnen hervorgerufenen Spannungen auf der gesamten Flanscbreite wirken und damit gering sind. Gleichsam wird die durch die Verformung der Trägerachse erzeugte Längskraft  $L$  vernachlässigt, da sie von geringer Größe ist, auf einer großen Querschnittsfläche wirkt und damit nur geringe Zusatzspannungen hervorruft. Im gesamten Steg wird eine konstante Spannung  $\sigma_{N,wc}$  angesetzt.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit erfolgt eine Trennung zwischen den Schritten „Komponentencharakterisierung“ und „Zusammenbau der Komponenten“. Diese Vorgehensweise erfordert die Angabe der Verformungsfigur des Knotens vor der Berechnung der Last-Verformungskurven der Komponenten um die Kraftanteile aus Umlenkung in der Kompo-



nenntcharakterisierung berücksichtigen zu können. In Abhängigkeit des Knotentyps sind in Bild 2.18 die Verformungsfiguren der verschiedenen Knotenkonfigurationen angegeben.

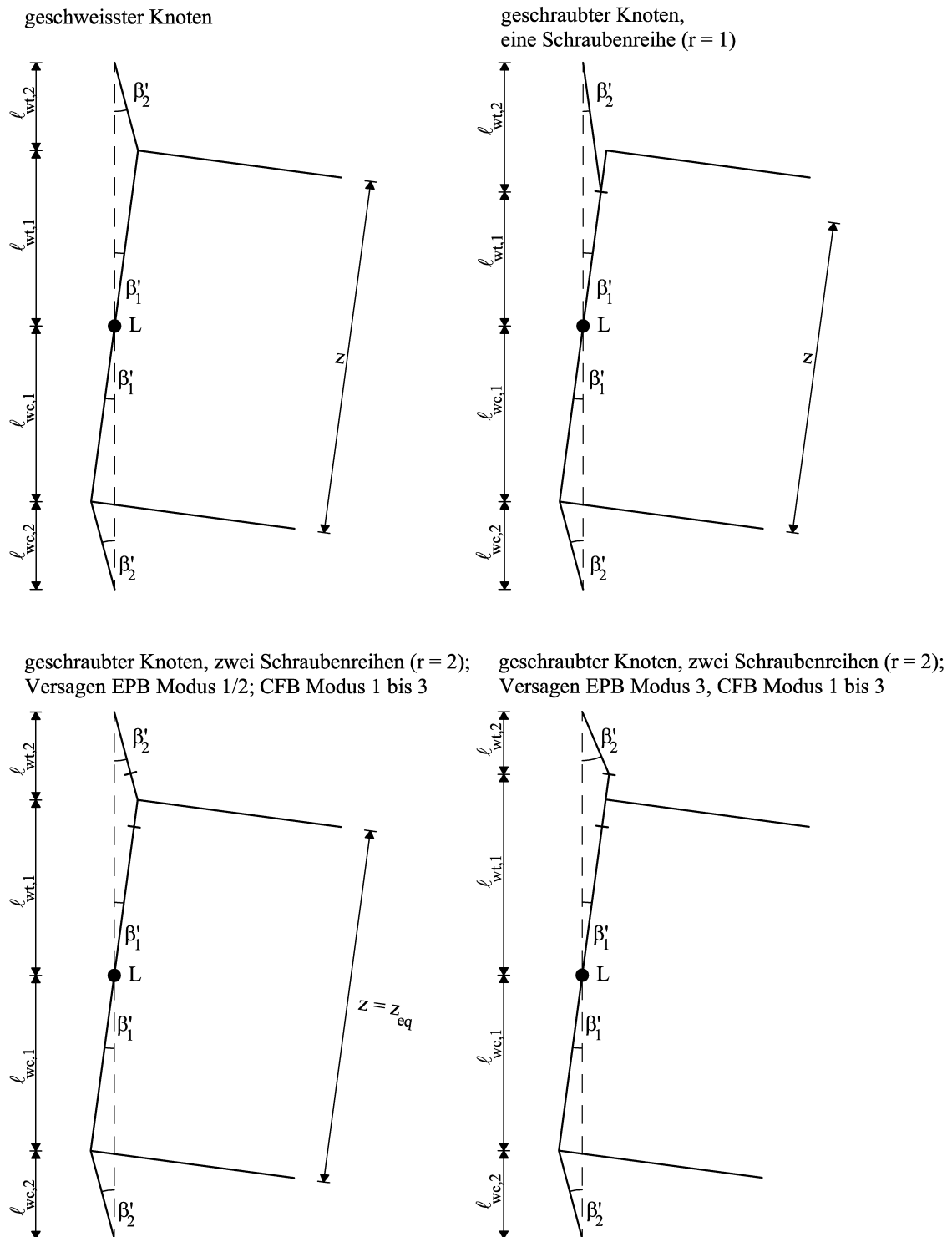


Bild 2.18: Verformungsbilder der einzelnen Knotentypen

Der Rotationspunkt L „wandert“ entlang der Stützenflanschaußenkante in Abhängigkeit der Eindrückungen  $w_{t,wc}$  und  $w_{c,wc}$  im Zug- und Druckbereich des Knotens. Das von **Huber (1999)** entwickelte und hier verwendete Programmsystem „CoBeJo“ berücksichtigt die aktuelle Lage von L in Abhängigkeit der Verformungsfigur des Knotens. Der Rotationspunkt L wird für die Komponentencharakterisierung zunächst vereinfacht in der halben Trägerhöhe angenommen.

Dadurch sind die Komponenten für ihre Charakterisierung entkoppelt. Kalibrierungsfaktoren gleichen die so vereinfacht ermittelten Last-Verformungskurven durch Vergleich mit Versuchen an deren Last-Verformungscharakteristik an, so dass die reale Ausdehnung der Komponenten am Knoten in deren Last-Verformungsverhalten indirekt wieder einfließt.

Die Abstände der Knickpunkte an den Knotenrändern entsprechen bei geschweißten und einreihig geschraubten Knoten dem Hebelarm  $z$ . Bei zweireihig geschraubten Knoten muss zwischen weicher und starrer Stirnplatte unterschieden werden. Im erstgenannten Fall befindet sich der Knick zwischen den beiden Schraubenachsen. Der Abstand der Knickpunkte entspricht etwa dem äquivalenten Hebelarm  $z_{eq}$ . Ist die Stirnplatte dagegen sehr biegesteif, verschiebt sich der obere Knickpunkt etwa in die Achse der oberen Schraubenreihe. Die Länge der verformten Randbereiche lässt sich durch das Modell des Balkens auf elastischer Bettung abschätzen. Aufbereitete Formeln zur Bestimmung des Verformungsnullpunktes, d.h. des ersten Schnittpunktes zwischen unverformter und verformter Flanschachse elastisch gebetteter Balken und damit der äußersten Knickpunkte im Verformungsbild des Knotens werden von **Ramm (1993)** bereitgestellt. Mit bekannter Länge der Verformungsabschnitte kann die Größe der umgelenkten Kräfte für eine definierte Eindrückung  $w$  bestimmt werden. Die Herleitung der zugehörigen Formeln ist Gegenstand der Kapitel 3 bis 4.

Mit den Kapiteln 2.3 und 2.4 ist ein Algorithmus abgeleitet worden, der eine Bestimmung der Momenten-Rotationskurven nachgiebiger Knoten unter Berücksichtigung der Lastverteilung am verformten Knoten ermöglicht. Für alle zu untersuchenden Knoten wurde der Knotenrotationswinkel geometrisch angegeben. Abschließend werden in Kapitel 2.5 darauf aufbauend die „plastische Grenztragfähigkeit“ und die „vorhandene Rotationskapazität“ der Knoten definiert.

## 2.5 Die Grenzgrößen „Tragfähigkeit“ und „Rotationskapazität“ nachgiebiger Knoten

### 2.5.1 Die Traglast nachgiebiger Knoten

Die vorhandene Tragfähigkeit eines nachgiebigen Knotens ist abhängig vom Tragverhalten der einzelnen Komponenten. Sowohl die Komponententragfähigkeit, als auch das Verformungsvermögen der einzelnen Komponenten bestimmen die Tragfähigkeit des gesamten Knotens, wie die Ausführungen in Kapitel 2.3.4 gezeigt haben.

Im „Innsbrucker Komponentenmodell“ wirken die Federn im Zugbereich bei Knoten mit zwei Schraubenreihen unter Zugbeanspruchung parallel. Versagt eine dieser Federn, so kann die andere, parallel wirkende Feder zwar noch einen Teil der auf den Knoten aufgebrachten Last aufnehmen; im Momenten-Rotationsdiagramm ist das Reißen der einen Feder aber mit einem Abfall der Momententragfähigkeit verbunden, vgl. Bild 2.19.

Die Einzelfedern einer Schraubenreihe bzw. einer äquivalenten Schraubenreihe für einen zweireihig geschraubten Knoten und die Federn der Druckkomponenten wirken in Reihe. Hier führt das Versagen einer Federn zum Versagen des gesamten Knotens.

Dominiert eine Komponente mit abfallendem postkritischem Bereich die Momenten-Rotationskurve des Knotens, so nimmt die Momententragfähigkeit nach Erreichen des maximalen Knotenmoments bei zunehmender Rotation  $\phi_j$  wieder ab.

Die erläuterten Versagensarten und die damit in Verbindung stehenden Knoten Tragfähigkeiten beziehen sich auf das maximal aufnehmbare Knotenmoment. Daraus leitet sich die Definition des Knoten tragmoments  $M_{j,u}$  ab.

**Definition für  $M_{j,u}$ :** Ein Knoten hat sein Tragmoment erreicht, wenn bei einer Abbildung des Knotens als „Innsbrucker Komponentenmodell“ eine der Komponentenfedern ihre Maximallast erreicht.

Bild 2.19 zeigt die grundsätzlichen Verläufe der Momenten-Rotationskurven von Knoten und gibt das definierte Tragmoment an. Links dargestellt ist ein Knoten mit abfallendem Momenten-Rotationsverlauf, die rechts gezeigte Charakteristik gehört zu einem Knoten mit ansteigender Momenten-Rotationskurve. Der Verlauf deutet an, dass nach Erreichen des maximalen Knotenmoments eine parallel geschaltete Feder versagt, der Knoten damit prinzipiell noch über eine Tragfähigkeit verfügt, die aber als rechnerische Tragfähigkeit entsprechend der Definition für  $M_{j,u}$  nicht berücksichtigt wird.

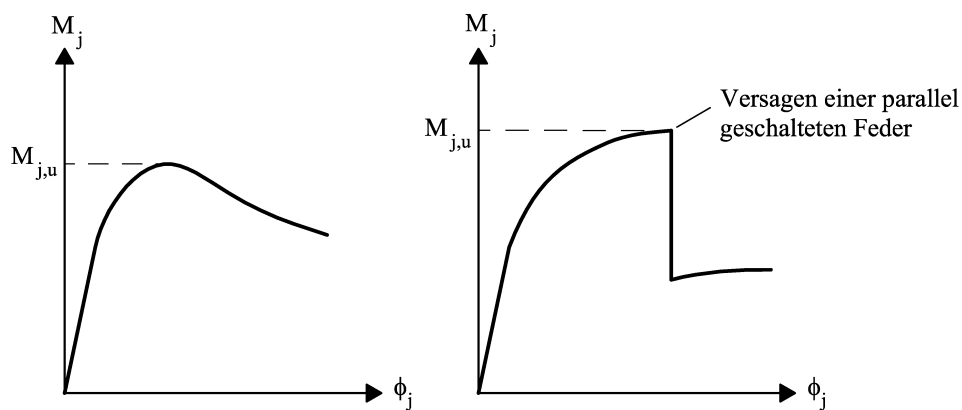


Bild 2.19: Definition des Tragmoments des Knotens

## 2.5.2 Die plastische und die elastische Grenztragfähigkeit nachgiebiger Knoten

Für plastische Bemessungsverfahren interessiert die plastische Grenztragfähigkeit der Knoten. Bemisst man beispielsweise ein Tragwerk nach der Fließgelenktheorie, so wird die plastische Grenztragfähigkeit als rechnerisch aufnehmbare Last angesetzt. Das Erreichen der plastischen Grenztragfähigkeit wird in der statischen Berechnung mit dem sich Einstellen eines Fließgelenks gleichgesetzt, weil der zugehörige Querschnitt nunmehr über eine stark verminderte Steifigkeit verfügt und die Verformungen stark zunehmen.

Bei Trägerquerschnitten korrespondiert  $M_{b,pl}$  mit einer Blockspannungsverteilung und der Annahme, dass die Fließgrenze  $f_{y,b}$  in allen Querschnittsfasern erreicht wird.

**Definition für  $M_{j,pl,Rk}$ :** Die Definition der plastischen Momenten tragfähigkeit für Knoten weicht dahingehend von der Definition von  $M_{b,pl}$  ab, dass per Definition der Knoten dann als „vollständig“ plastiziert gilt, wenn entweder eine der Druckkomponenten oder jede der vorhandenen Schraubenreihen unter Zugbeanspruchung im Lasteinleitungsbereich oder im Anschlussbereich ihre plastische Grenztragfähigkeit erreicht. Für das charakteristische plastische Grenzmoment wird im Rahmen der Arbeit folgende Gleichung angesetzt:

$$M_{j,pl,Rk} = z \cdot \min \left( \min F_{c,pl,Rk}; \sum_r F_{t,r,connection,pl,Rk}; \sum_r F_{t,r,loadintroduction,pl,Rk} \right) \quad (2.7)$$

|                                         |                                                                                                                                  |
|-----------------------------------------|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| mit $\min F_{c,pl,Rk}$ :                | maßgebende (kleinere) charakteristische plastische Grenztragfähigkeit der Druckkomponenten                                       |
| $\sum F_{t,r,connection,pl,Rk}$ :       | Summe der charakteristischen plastischen Grenztragfähigkeiten der maßgebenden Anschlusskomponenten in den Reihen r im Zugbereich |
| $\sum F_{t,r,loadintroduction,pl,Rk}$ : | Summe der charakteristischen plastischen Grenztragfähigkeiten der Lasteinleitungskomponenten in den Reihen r im Zugbereich       |

**Definition für  $M_{j,pl,Rd}$ :** Bei der Berechnung des plastischen Grenzmomentes nach *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* gehen unmittelbar die Bemessungsgrenztragfähigkeiten der Komponenten ein. Für das hier verwendete Verfahren erhält man den Bemessungswert des plastischen Grenzmomentes durch Division des charakteristischen Wertes  $M_{j,pl,Rk}$  durch einen einheitlichen Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_{Mj}$  für den gesamten Knoten:

$$M_{j,pl,Rd} = \frac{M_{j,pl,Rk}}{\gamma_{Mj}} \quad (2.8)$$

mit  $\gamma_{Mj}$ : Teilsicherheitsbeiwert der versagenden Komponente nach *DIN V ENV 1993-1-1: Eurocode 3 (1993)* und *NAD (1993)*

Damit folgt eine einheitliche Sicherheit für alle Komponenten, wobei die Versagensart des Knotens (spröde, duktil) durch die Größe des maßgebenden Sicherheitsfaktors berücksichtigt wird.

**Definition für  $M_{j,el}$ :** Verhält sich der Knoten vollständig elastisch, d.h. wird in keiner Faser im Knotenbereich die Fließgrenze erreicht, so besteht ein linearer Zusammenhang zwischen dem Knotenmoment  $M_j$  und der korrespondierenden Knotenrotation  $\phi_j$ . Die elastische Momententragfähigkeit kennzeichnet den Übergangspunkt vom linearen Kurvenabschnitt zum nichtlinearen Kurvenbereich. Die Größe des elastischen Grenzmomentes wird entsprechend *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* zu 2/3 der charakteristischen plastischen Momententragfähigkeit gewählt.

**Vergleich von  $M_{j,el}$ ,  $M_{j,pl,Rk}$  und  $M_{j,u}$ :** Ein Vergleich von  $M_{j,el}$ ,  $M_{j,pl,Rk}$  und  $M_{j,u}$  lässt auf den Plastizierungsgrad des Knotens schließen:

- Ist  $M_{j,u} > M_{j,pl,Rk}$ , dann erreichen die maßgebenden Komponenten ihre plastische Tragfähigkeit. Bestimmen die Zugkomponenten die plastische Tragfähigkeit, so verfügt bei zweireihig geschraubten Knoten die Schraubenreihe, die zuerst ihre plastische Grenztragfähigkeit erreicht, über eine ausreichend große Duktilität, so dass auch die zweite Reihe ihre plastische Grenztragfähigkeit erreichen kann. Der Knoten gilt dann unter  $M_{j,pl,Rk}$  als vollständig plastiziert.
- Ist  $M_{j,el} < M_{j,u} < M_{j,pl,Rk}$ , so kann sich eine vollständige Plastizierung nicht einstellen. Es findet keine vollständige innere Kräfteumlagerung statt, da die Zugkomponente, die als erste ihre plastische Grenztragfähigkeit erreicht, über eine zu geringe Duktilität verfügt oder ein vorzeitiges Stabilitätsversagen eintritt. Da aber das elastische Grenzmoment überschritten ist, ist der Knoten teilplastiziert.
- Ist  $M_{j,u} < M_{j,el}$ , so verhält sich der Knoten vollständig elastisch. Eine Plastizierung hat nicht stattgefunden.

### 2.5.3 Die Knotenverformungen eines nachgiebigen Knotens

Vor der Definition der Rotationskapazität nachgiebiger Knoten soll an dieser Stelle in das Verformungsverhalten von unverschieblichen Rahmentragwerken mit nachgiebigen Knoten in allgemeiner Form eingeführt werden. Anschließend wird daraus das Verformungsverhalten für den hier betrachteten Sonderfall „Innenknoten mit gleichen Randmomenten“ abgeleitet.

**Systemverformungen bei starrem Knoten:** Zunächst seien Verformungen am Knoten infolge Anschlussnachgiebigkeit ausgeschlossen. Für elastisches Materialverhalten treten als knotenpunktbezogene Deformationen des Systems nur Knotenwinkel  $\phi_{\text{sys}}$  auf, ohne dass sich eine Relativverschiebung zwischen den Stabachsen einstellt. Die Knotenverschiebungen  $u$  und  $w$  sind identisch null. Damit entsprechen die Stabentangentenwinkel dem Betrag nach den Knotenwinkeln  $\phi_{\text{sys}}$ , da die Stabdrehwinkel gleich null sind. In Bild 2.20 ist die elastische Verformungsfigur eines unverschieblichen Rahmentragwerks der unverformten Struktur überlagert. **Kattner (1999)** gibt Formeln zur Berechnung von  $\phi_{\text{sys}}$  an.

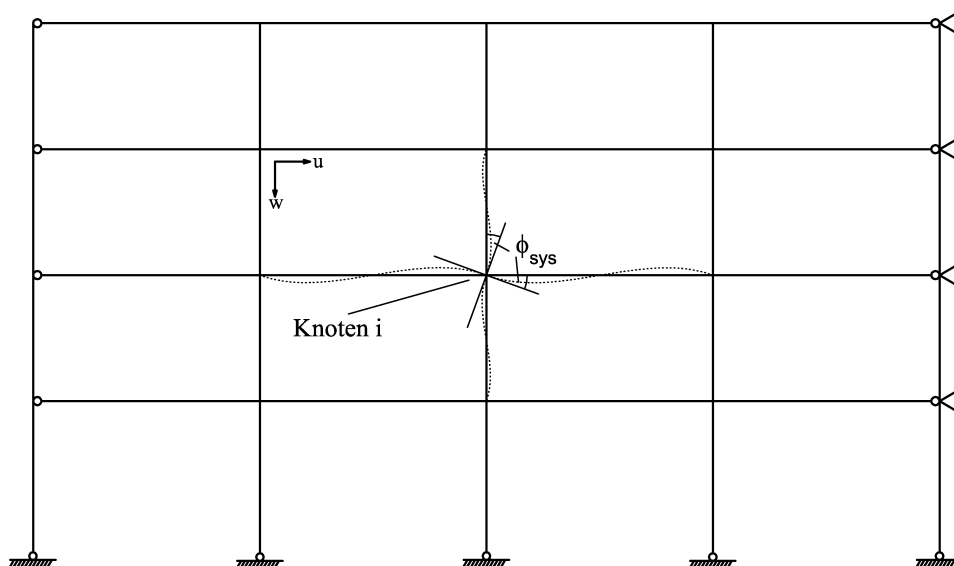


Bild 2.20: Elastische Verformungsfigur eines unverschieblichen Rahmens

**Knotenverformungen:** Den elastischen Systemknotenwinkeln  $\phi_{\text{sys}}$  sind die Winkel am Knoten infolge Nachgiebigkeit zu überlagern. Sie entsprechen einer Relativverdrehung zwischen der Stützen- und der Trägerachse. Die Zusammenhänge werden am finiten Knoten erläutert. Zunächst ist in Bild 2.21 eine verformte Stützenachse mit starrem finiten Knoten dargestellt. Durch „Einfrieren“ der verformten Stützenlage erhält man den Ausgangszustand für die Knotenverformung infolge Knotennachgiebigkeit. Im zweiten Teilschritt wird die Knotenverformung infolge Schub bei weiterhin „eingefrorenem“ System aufgebracht. Die Rotation  $\phi_{j,S,\text{vert}}$  der Knotenaußenkante gegenüber der verformten Systemachse bei starrem Knoten ist über  $z$  mit der Randeindrückung  $w_{\text{wp}}$  infolge Schub verknüpft. Die Knotenrotation infolge Schub  $\phi_{j,S}$  beschreibt den Winkel zwischen der verformten Knotenaußenkante und der Tangente an die verformte Stützenachse am Knotenrand. **Huber (1999)** stellt den Zusammenhang zwischen beiden Winkeln her. Zum endgültigen Verformungszustand des Knotens ist abschließend die Knotenrotation infolge Lasteinleitung und Anschlusswirkung  $\phi_{j,L}$  zu ergänzen (vgl. Bild 2.21, 3. Schritt). Damit ergibt sich als Gesamtrotation jeder Knotenseite bzgl. der unverformten Stabachse (vgl. **Kattner (1999)**):

$$\phi = \phi_{\text{sys}} + \phi_j = \phi_{\text{sys}} + \phi_{j,S,\text{vert}} + \phi_{j,L} \quad (2.9)$$

und als Gesamtrotation jeder Knotenseite bzgl. der verformten Stabachse (entspricht der Gesamtrotation infolge Knotennachgiebigkeit):

$$\phi = \phi_{j,S} + \phi_{j,L} \quad (2.10)$$

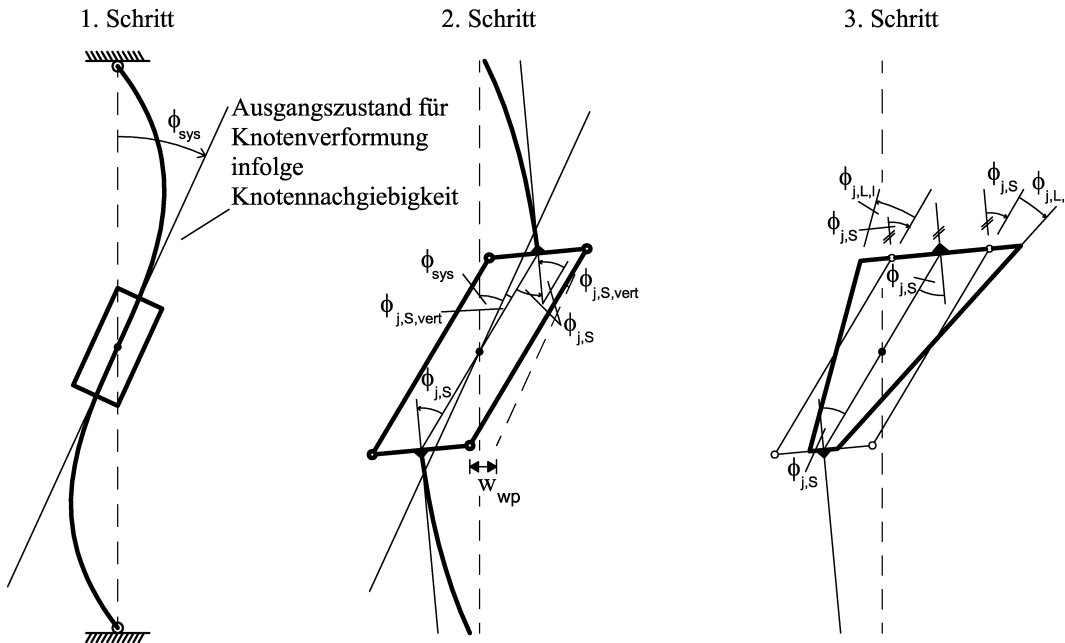


Bild 2.21: Knotenverformungen infolge Nachgiebigkeit des Knotens

Der jeweilige Drehsinn ist zu beachten. Im Rahmen der Aufgabenstellung der vorliegenden Arbeit wird die Schubfeder nicht ausgelenkt, da kein Differenzmoment am Knoten angreift. Damit verschwindet auch die Systemrotation  $\phi_{\text{sys}}$ . Als Gesamtrotation eines unverschieblichen Rahmensystems ohne Differenzmoment am Innenknoten verbleibt  $\phi_{j,L}$  auf jeder Seite des Knotens.

$$\phi = \phi_{j,L} \quad (2.11)$$

Die Rotation  $\phi_{j,L}$  ist für die untersuchten Knotenkonfigurationen in Kapitel 2.4.2 in Bild 2.14, Bild 2.16 und Bild 2.17 geometrisch dargestellt.

#### 2.5.4 Die erforderliche Rotationskapazität von Knoten

Grundsätzlich muss die Definition der vorhandenen Rotationskapazität immer im Zusammenhang mit der Bestimmung der erforderlichen Rotationskapazität (oder auch Rotationsanforderung) gesehen werden. Um zu einer Definition der vorhandenen Rotationskapazität für die hier eingeschlagene Vorgehensweise zu gelangen, ist daher zunächst zu klären, wie die erforderlichen Rotationen im Rahmen der Arbeit bestimmt werden.

Die erforderliche Rotationskapazität  $\phi_{j,\text{req}}$  ist in Höhe der Stützenflanschaußenseite (Punkt L) zu ermitteln um sie der vorhandenen Rotationskapazität  $\phi_{j,\text{avail}}$ , die aus der Momenten-

Rotationkurve am Punkt L abgeleitet wird, gegenüberstellen zu können. Eine Winkeltransformation, wie sie **Huber (1999)** ableitet, ist dann nicht erforderlich.

Für die Berechnung der erforderlichen Rotationen können verschiedene analytische oder numerische Berechnungsverfahren angewandt werden (siehe z.B. **Spangemacher (1992)** oder **Kattner (1999)**). Eine einfache Abschätzung der erforderlichen Rotationen in unverschieblichen Rahmensystemen ohne Differenzmoment am Knoten erhält man, wenn für einen beidseitig nachgiebig eingespannten Balken die Auflagerverdrehung nach dem Prinzip der virtuellen Kräfte für das plastische Momentenbild berechnet wird. Dieses Verfahren unterschätzt die real sich einstellenden Verformungen, da die Ausdehnung der plastischen Bereiche im Feldbereich nicht erfasst wird. **Huber (1999)** schlägt daher eine Verdoppelung der nach diesem Verfahren bestimmten Duktilitätsanforderungen vor. Den Faktor 2 erhält er über einen Vergleich der Riegeltragfähigkeiten bei Ausbildung einer Fließzone anstelle eines Fließgelenks für einen Rechteckquerschnitt.

$$\phi_{j,\text{req}} = \phi_{j,\text{req,el}} + \phi_{j,\text{req,redist}} = 2 \cdot \left[ \frac{L_b}{3 \cdot EJ_b} \cdot (M_{\text{sag}} - 0,5 \cdot |M_{\text{hog}}|) \right] \quad (2.12)$$

mit  $L_b$ : freie Trägerlänge zwischen den Stützen  
 $J_b$ : Trägheitsmoment des Riegels  
 $M_{\text{sag}}$ : Feldmoment im Riegel  
 $M_{\text{hog}}$ : Stützmoment am Punkt L

$\phi_{j,\text{req}}$  beschreibt dabei die Gesamtverdrehung der Trägerachse am Knoten um einen bestimmten Querschnittswiderstand des Trägers im Feld zu aktivieren, vgl. **Kattner (1999)**. Da sich im Rahmen der vorliegenden Aufgabenstellung eine Systemverformung am Knoten nicht einstellt, ist ihr auf Seiten der vorhandenen Rotationskapazität des Knotens die Rotation  $\phi_{j,L}$  gegenüberzustellen. Die erforderliche Rotationskapazität entspricht im Sinne eines Rotationsnachweises einer einwirkenden Verdrehung, die vorhandene Rotationskapazität kann als Widerstandsgröße interpretiert werden, da sie eine vom Knoten aufnehmbare Rotation darstellt. Sie ist daher in der Momenten-Rotationscharakteristik nach Kapitel 2.3.6 abzutragen.

Gleichung (2.12) weist auf eine Besonderheit von  $\phi_{j,\text{req}}$  bei der Verwendung nachgiebiger Knoten hin: Die Größe der erforderlichen Rotation enthält bei Systemen mit nachgiebigen Knoten elastische Anteile. Für zwei Knoten mit gleicher plastischer Grenztragfähigkeit, aber unterschiedlicher Anfangssteifigkeit  $S_{j,\text{ini}}$  ist die Aufteilung von  $\phi_{j,\text{req}}$  auf ihren elastischen Teil  $\phi_{j,\text{req,el}}$  und den Anteil  $\phi_{j,\text{req,redist}}$ , der für Umlagerungen im System benötigt wird, unterschiedlich, die Summe  $\phi_{j,\text{req}}$  ist dagegen konstant und damit unabhängig von der Anfangssteifigkeit  $S_{j,\text{ini}}$  des Knotens. Bild 2.22 trägt die Anteile  $\phi_{j,\text{req,el}}$  und  $\phi_{j,\text{req,redist}}$  in das Diagramm der Momenten-Rotationscharakteristik eines Knotens ein.

### 2.5.5 Die vorhandene Rotationskapazität von Trägern

In der Literatur wird vielfach der Versuch unternommen die Definition der vorhandenen Rotationskapazität von Knoten in einer zur Definition bei Trägern korrespondierenden Form zu formulieren. Daher wird zunächst auf die Definition der vorhandenen Rotationskapazität von Trägern eingegangen.

Bei einer traditionellen Bemessung von Stahlkonstruktionen wird eine Fließgelenkentwicklung im Knoten durch deren Bemessung für 1,25-fache Querschnittsgrößen der anschließenden

Bauteile verhindert (vgl. Kapitel 1.1.2). Damit bilden sich die Fließgelenke ausschließlich im Träger aus. Zur Frage der vorhandenen Rotationskapazität der plastizierten Trägerquerschnitte liegen Arbeiten von *Kuhlmann (1986)*, *Kuhlmann und Roik (1987a) (1987b)*, *Spangemacher (1992)*, *Sedlacek et al. (1992)* und *Feldmann (1994)* vor. Die vorhandene Rotationskapazität wird an Einfeldträgern unter mittiger Einzellast ermittelt. Die zugehörige Momenten-Rotationscharakteristik ist in Bild 2.22 links dargestellt.

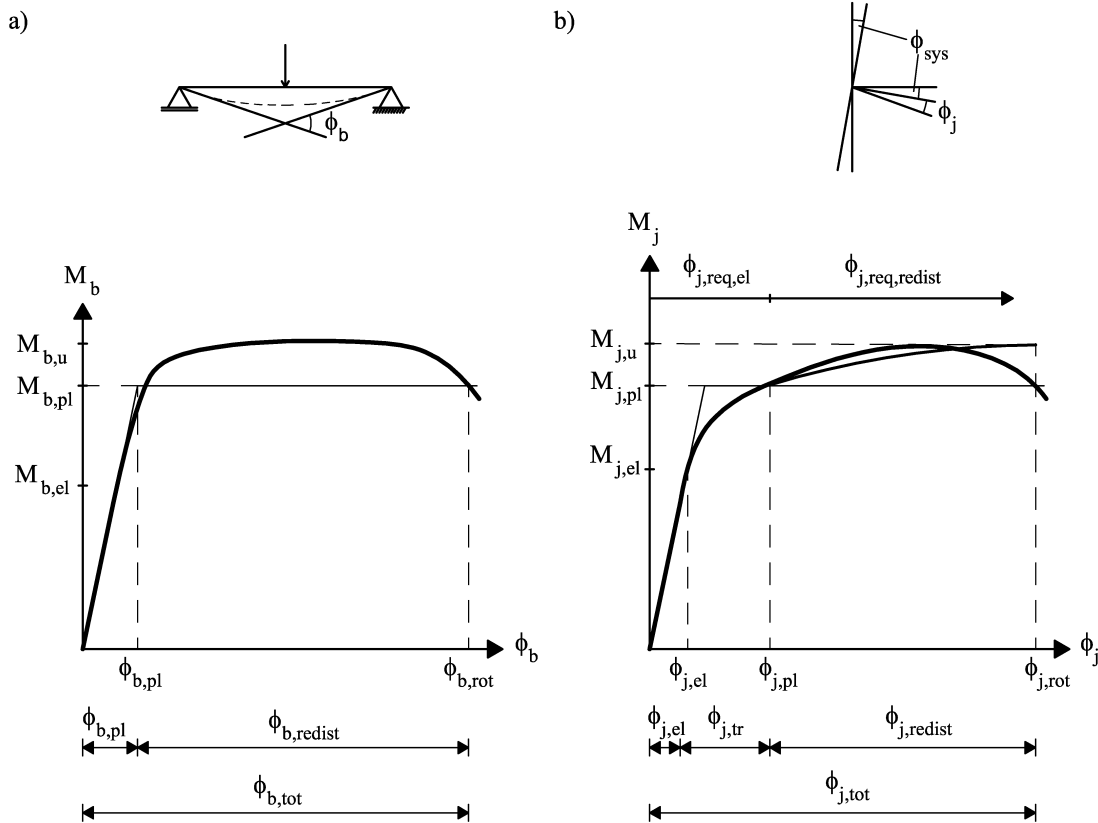


Bild 2.22: Gegenüberstellung der Momenten-Rotationscharakteristiken von a) Trägern und b) Knoten

Zur Aktivierung des plastischen Biegezugwiderstands des Trägers ist eine Verdrehung  $\phi_{b,pl}$  bereitzustellen. Infolge von Verfestigungseffekten übersteigt die reale Momenten-Rotationskurve das Niveau von  $M_{b,pl,RK}$ . Nach Erreichen des maximalen Trägermoments fällt die Kurve des Trägers bei weiter zunehmender Rotation wieder ab und erreicht bei  $\phi_{b,rot}$  wieder die Größe des plastischen Biegezugwiderstands. Nur die Rotation  $\phi_{b,redist}$  steht als vorhandene Rotationskapazität für Schnittgrößenumlagerungen im System zur Verfügung, da in diesem Rotationsbereich das plastische Moment aufrechterhalten wird. Als gesamte Rotation des Trägers ergibt sich die Summe aus  $\phi_{b,pl}$  und  $\phi_{b,redist}$ :

$$\phi_{b,tot} = \phi_{b,pl} + \phi_{b,redist} \quad (2.13)$$

Als vorhandene Rotationskapazität eines Trägers im Sinne der Fließgelenktheorie geben *Kuhlmann (1986)*, *Spangemacher (1992)* und *Feldmann (1994)* den Rotationsanteil  $\phi_{b,redist}$  an:

$$\phi_{b,avail} = \phi_{b,redist} \quad (2.14)$$



### 2.5.6 Der Begriff der vorhandenen Rotationskapazität von Knoten in der Literatur

**Kattner (1999)** stellt Definitionen verschiedener Autoren zum Begriff der Rotationskapazität zusammen. Die Liste wird um seine eigene Definition ergänzt und die Definitionen hinsichtlich ihrer Brauchbarkeit für plastische Verfahren und hinsichtlich einer Vergleichbarkeit mit der Definition der erforderlichen Rotationskapazität diskutiert.

**Rotationskapazität nach ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998):** Als Rotationskapazität definiert **DIN V ENV 1993-1-1: Eurocode 3 (1993)**, Kapitel 6.9.5 die gesamte Rotation  $\phi_{j,Cd}$  vom Nullpunkt der Momenten-Rotationskurve bis zum Erreichen des Bemessungsmomentes. **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** präzisiert diese Definition, in dem unterschieden wird zwischen der Stelle  $\phi_{j,Xd}$  bei erstmaligem Erreichen von  $M_{j,Rd}$  und einem Wert  $\phi_{j,Cd}$ , der den Wert  $\phi_{j,Xd}$  übersteigt (vgl. Bild 2.23). **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** legt den Wert  $\phi_{j,Cd}$  nicht eindeutig fest. Der von **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** angegebene Wert  $\phi_{j,Cd}$  enthält elastische Anteile. Für eine Schnittgrößenumlagerung steht dagegen nur die Differenz  $\phi_{j,Cd} - \phi_{j,Xd}$  zur Verfügung. Wird  $\phi_{j,Cd}$  für das Rotationsvermögen von Knoten verwendet, so ist sie der um die Systemverdrehung am Knoten  $\phi_{sys}$  verminderten gesamten erforderlichen Rotation  $\phi_{j,req}$  gegenüberzustellen.

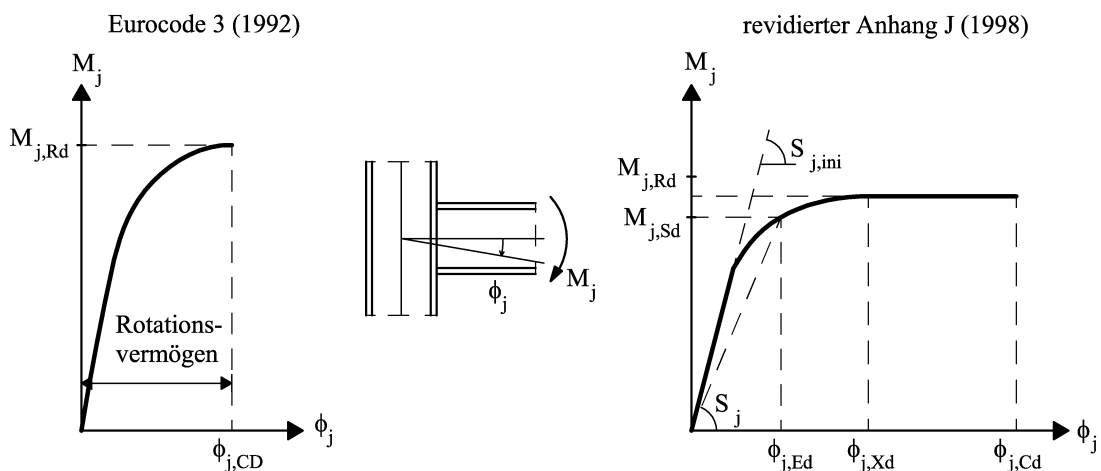


Bild 2.23: Definition der vorhandenen Rotationskapazität nach **DIN V ENV 1993-1-1: Eurocode 3 (1993)** und nach **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)**

**Rotationskapazität nach Kuhlmann und Fürch (1998):** Die gesamte Rotation eines Knotens untergliedert sich nach **Kuhlmann und Fürch (1998)** in drei Anteile: der elastischen Rotation  $\phi_{j,el}$  bis zum Erreichen der elastischen Momententragfähigkeit, einer Übergangsrotation  $\phi_{tr}$  zwischen elastischer Knotentragfähigkeit und plastischer Knotentragfähigkeit und der plastischen Rotation  $\phi_{pl}$  zwischen den Schnittpunkten des plastischen Bemessungsniveaus und der Momenten-Rotationskurve des Knotens (vgl. Bild 2.24). Die Verfasser geben damit eine zu Trägern korrespondierende Definition der vorhandenen Rotationskapazität von Knoten an (vgl. Bild 2.24 mit Bild 2.22) und betonen, dass nur die plastische Rotation  $\phi_{pl}$  für eine Schnittgrößenumlagerung im System zur Verfügung steht. Für den Fall, dass ausschließlich  $\phi_{pl}$  als vorhandene Rotationskapazität angesetzt wird, darf nur der Anteil  $\phi_{j,req,redist}$  mit ihr verglichen werden. Damit ist der Rotationsnachweis abhängig von der Anfangssteifigkeit des Knotens  $S_{j,ini}$ .

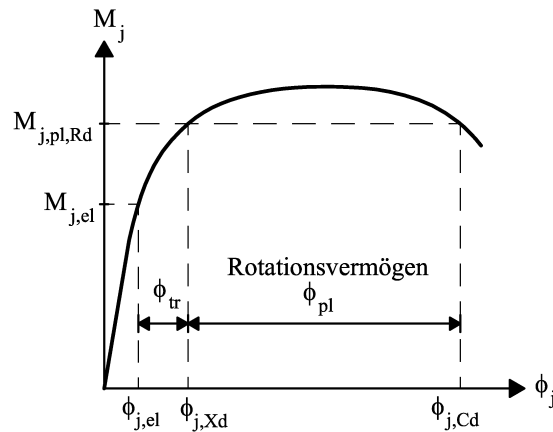


Bild 2.24: Definition der vorhandenen Rotationskapazität von Knoten nach **Kuhlmann und Fürch (1998)**

**Rotationskapazität nach Huber (1999):** Huber unterscheidet zwischen der Gesamtrotation  $\phi_{j,pl}$  und der plastischen Rotation  $\phi_{j,pl} - \phi_{j,el}$  (vgl. Bild 2.25). Nur die plastische Rotation steht für globale Schnittgrößenumlagerung zur Verfügung. Als Rotationskapazitätsfaktor gibt er das Verhältnis  $\phi_{j,pl}/\phi_{j,el}$  an. Huber deutet an, dass für eine kohärente Definition der Rotationskapazität von Trägern und Knoten darauf zu achten ist, dass nur die zu  $\phi_{j,pl} - \phi_{j,el}$  äquivalente Rotation bei Trägern den Winkel zwischen benachbarten Trägern angibt, wogegen bei Knoten die Relativverschiebung zwischen Träger- und Stützenachse auch elastische Anteile enthält. Wird nur die plastische Rotationskapazität  $\phi_{j,pl} - \phi_{j,el}$  nach **Huber (1999)** als vorhandene Rotationskapazität verwendet, so gelten die Aussagen bzgl. der anzusetzenden erforderlichen Rotationen nach **Kuhlmann und Fürch (1998)** analog. Bei Verwendung der Gesamtrotation  $\phi_{j,pl}$  ist diesbezüglich eine Analogie zu **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** vorhanden. Die Übereinstimmung mit der Trägerdefinition geht dabei jedoch verloren.

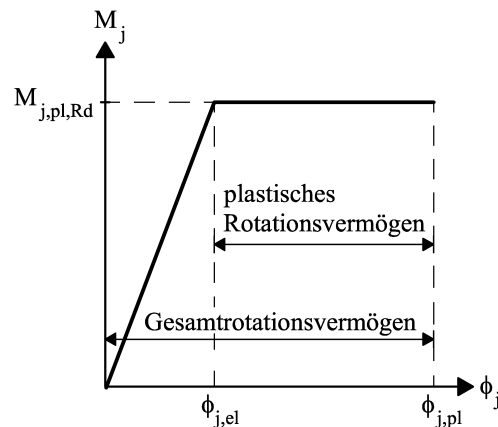


Bild 2.25: Definition der vorhandenen Rotationskapazität von Knoten nach **Huber (1999)**

**Rotationskapazität nach Kattner (1999):** Kattner verwendet an Stelle der Begriffe „Rotationskapazität“ oder „Rotationsvermögen“ den Ausdruck „verfügbare Rotation“. Er bezieht in seine Definition der verfügbaren Rotation Erkenntnisse aus Untersuchungen an Verbundträgern und Verbundknoten mit ein. Danach ist die Plastizierung im Feld nur von der Gesamtrotation abhängig, nicht jedoch von der Knotensteifigkeit. Er argumentiert, dass zwei Knoten mit gleichem plastischen Rotationsvermögen  $\phi_{pl}$  entsprechend Bild 2.24, aber unterschiedlicher Steifigkeit verschiedene Gesamtrötationen besitzen und damit zu einer unterschiedlichen Plastizierung des Feldquerschnitts führen. **Kattner (1999)** setzt daher als

verfügbare Rotation die Gesamttrotation  $\phi_{j,Cd}$  an. Er gibt dabei entsprechend Bild 2.26 eine Definition für Knoten mit abfallender postkritischer Momenten-Rotationscharakteristik und für Knoten mit einem ansteigenden Kurvenverlauf. Seine Definition deckt sich mit der nach **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)**. Er stellt der erforderlichen Rotation die Summe aus der verfügbaren Gesamtknotenrotation und der Systemrotation im Knoten gegenüber.

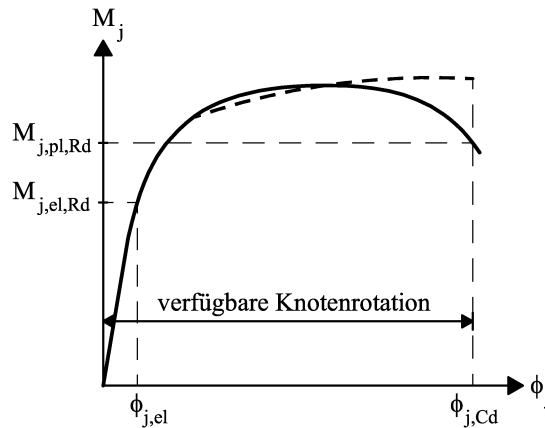


Bild 2.26: Definition der verfügbaren Rotation von Knoten nach **Kattner (1999)**

### 2.5.7 Die Definition der vorhandenen Rotationskapazität für Knoten

In Bild 2.22 ist die Momenten-Rotationscharakteristik eines nachgiebigen Knotens im Punkt L der eines Einfeldträgers gegenübergestellt. Nach Erreichen der elastischen Grenzlast verhält sich der Knoten weicher als der Träger. Der Verformungszuwachs  $\phi_{j,tr}$  zwischen elastischem und plastischem Knotenmoment ist deutlich größer als der korrespondierende Anteil beim Träger. Er steht für innere Schnittgrößenumlagerungen am Knoten selbst zur Verfügung. Nach Erreichen des plastischen Knotenmoments  $M_{j,pl,Rk}$  steigt die reale Momenten-Rotationskurve infolge von Materialverfestigungen und Membraneffekten bis zum Tragmoment weiter an. Sie unterschreitet für einen Knoten mit abfallender Charakteristik das Niveau von  $M_{j,pl,Rk}$  wieder bei  $\phi_{j,rot}$ . Für einen Knoten mit ansteigender Charakteristik oberhalb von  $M_{j,pl,Rk}$  unterschreitet die Kurve diesen Wert erst bei Erreichen der Versagenslast. Als  $\phi_{j,rot}$  wird für letzteren Fall die zu  $M_{j,u}$  gehörende Rotation festgelegt. Die gesamte Rotation setzt sich aus den Anteilen  $\phi_{j,el}$ ,  $\phi_{j,tr}$  und  $\phi_{j,redist}$  zusammen:

$$\phi_{j,tot} = \phi_{j,el} + \phi_{j,tr} + \phi_{j,redist} \quad (2.15)$$

Enthält bei einem Nachweis ausreichender Rotationskapazität die erforderliche Rotationskapazität elastische Anteile entsprechend Gleichung (2.12) so ist ihr die gesamte Rotation  $\phi_{j,tot}$  gegenüberzustellen. Die Definition der vorhandenen Rotationskapazität von Knoten für diese Arbeit folgt damit der Vorgehensweise von **Kattner (1999)**.  $\phi_{j,tot}$  ist unabhängig von  $S_{j,ini}$ . Als vorhandene Rotationskapazität (oder auch Rotationsvermögen) wird die gesamte Knotenrotation der Federn in L angesetzt:

$$\phi_{j,avail} = \phi_{j,tot} \quad (2.16)$$

Ihre Größe entspricht der Gesamttrotation  $\phi_{b,tot}$  von Trägern, in der die elastischen Verdrehungsanteile enthalten sind.

Die Größe der vorhandenen Rotationskapazität wird - im Gegensatz zu den Definitionen nach Kapitel 2.5.6 - auf dem Niveau der charakteristischen plastischen Momententragfähigkeit ermittelt und als Grenzwert  $\phi_{j,avail,R}$  festgelegt (vgl. Kapitel 7.3.2). Der Grenzwert der vorhandenen Rotationskapazität ist anschließend um einen Sicherheitsfaktor abzumindern und auf dem Niveau von  $M_{j,pl,Rd}$  abzutragen (vgl. Bild 2.27). Eine unmittelbare Ermittlung von  $\phi_{j,avail,R}$  auf dem Niveau von  $M_{j,pl,Rd}$  ist nicht konsequent, da sich so gegebenenfalls ein dem Betrag nach größerer Wert ergibt, als auf dem Niveau der charakteristischen plastischen Momententragfähigkeit. Die eingeschlagene Vorgehensweise ordnet dagegen die charakteristische Größe der Momententragfähigkeit dem Grenzwert der Rotationskapazität bzw. die jeweils um einen Teilsicherheitsbeiwert abgeminderten Widerstände konsequent einander zu.

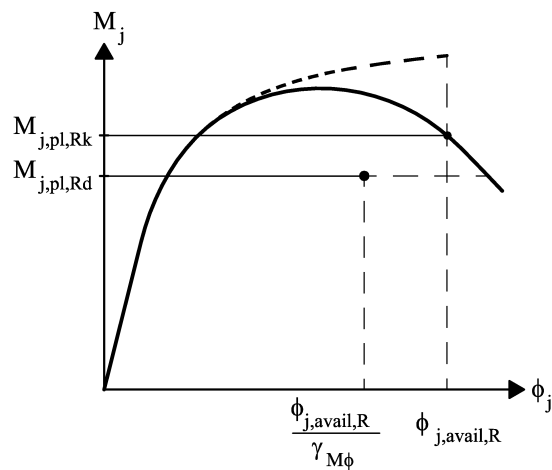


Bild 2.27: Ableitung einer Bemessungsgröße für die vorhandene Rotationskapazität

## 3 Das Duktilitätsverhalten der Komponenten in der Anschlusszone

### 3.1 Allgemeines

**Kapitel 3** knüpft an Kapitel 2.3.4 an und beschreibt die Last-Verformungskurven der Komponenten, die in der Anschlusszone eines Knotens angeordnet sind. Die Entwicklung mechanischer Modelle zur Beschreibung des Duktilitätsvermögens eines Knotens konzentriert sich in dieser Arbeit auf den Druckbereich der Lasteinleitungszone. Zur Bestimmung der Momenten-Rotationskurve nachgiebiger Knoten ist aber Kenntnis des Verformungsverhaltens im Knotenzugbereich notwendig. Modelle der Literatur dienen daher der Bestimmung des Duktilitätsvermögens im Knotenzugbereich. Die Anpassung der Modelle an die Aufgabenstellung der Arbeit ermöglicht deren Einbindung in den Gesamtalgorithmus zum Nachweis ausreichender Rotationskapazität.

**Kapitel 3.2** stellt das Modell des äquivalenten T-Stummels für auf Biegung beanspruchte Komponenten im Zugbereich eines Knotens vor. Angaben der Literatur zum Duktilitätsverhalten des T-Stummels bei Versagen im Modus 1, d.h. bei Ausbildung einer Fließgelenkkette im T-Stummel, bilden die Grundlage für die Weiterentwicklung des Modells auch für Versagen im Modus 2 und Modus 3, also bei kombiniertem T-Stummel-Schraubenversagen bzw. reinem Schraubenversagen. Erkenntnisse aus Versuchen zum Last-Verformungsverhalten von Schrauben fließen hierbei ein.

**Kapitel 3.3** überträgt die allgemeinen Formeln des T-Stummels auf die Komponente „Stützenflansch auf Biegung“ für geschraubte Knoten. Die Last-Verformungskurve aus der Modellrechnung wird an Versuchskurven kalibriert und ihnen anschließend gegenübergestellt. Für geschweißte Knoten ist die Last-Verformungskurve der Komponente ebenfalls angegeben.

**Kapitel 3.4** überträgt in gleicher Weise die Formeln des T-Stummels auf die Komponente „Stirnplatte auf Biegung“. Es erfolgt gleichsam eine Gegenüberstellung mit und Kalibrierung an Versuchen.

**Kapitel 3.5** gibt die Last-Verformungskurven der im Riegel angeordneten Komponenten bei Verwendung des „Innsbrucker Komponentenmodells“ an. Das Duktilitätsvermögen im Riegel-druckbereich kann mit dem „Innsbrucker Komponentenmodell“ nicht abgebildet werden. Kapitel 3.5 schlägt daher ein modifiziertes Komponentenmodell vor, das eine Überprüfung des Duktilitätsverhaltens der Riegelzone erlaubt.

### 3.2 Die Beschreibung des Duktilitätsverhaltens der auf Biegung beanspruchten Zugkomponenten mittels des „T-Stummelmodells“

#### 3.2.1 Komponentenversuche

Die Bestimmung der Last-Verformungscharakteristik der Komponente „Stützenflansch auf Biegung“ auf experimentellem Weg erfolgt mit den in Kapitel 2.2 als Grundversuch eingeführten T-Stummelversuchen. Die Anschlusszone des Zugbereichs eines geschraubten Knotens wird vom übrigen Knoten unter Beachtung der Randbedingungen freigeschnitten. Als

Auflagerung der Versuchskörper dient eine starre Platte zur Ausschaltung unerwünschter Verformungen. Die Abtragung der aufgebrachten Zugbeanspruchung über der sich einstellenden Verformung des T-Stummelkörpers ergibt die gesuchte Last-Verformungsbeziehung der Komponente.

Bei der Untersuchung der Komponente „Stirnplatte auf Biegung“ ist die aussteifende Wirkung des Riegelflansches zu berücksichtigen. Das Last-Verformungsverhalten einer überstehenden Schraubenreihe kann durch einen nicht aussteiften T-Stummel abgebildet werden. Der Riegelflansch bewirkt im unteren Zugbereich dagegen einen plattenähnlichen Tragmechanismus, da die Lastabtragung in der Stirnplatte nun nicht mehr nur zum T-Stummelsteg hin erfolgt, sondern ein Teil der Beanspruchung vom Riegelflansch aufgenommen wird, vgl. Bild 3.2. Daher sind eigene, ausgesteifte T-Stummelversuche notwendig.

Zahlreiche Versuche an nicht ausgesteiften T-Stummeln liegen vor. Kapitel 2.2 führt die zugehörige Literatur auf. Die Versuchsserien unterscheiden sich v.a. durch die gewählte Versuchsanordnung. *Humer (1987)*, *Zandonini et al. (1996/1997)* und Sedlacek und Stangenberg (enthalten in *Kuhlmann et al. (2001a)*) schrauben die Versuchskörper auf eine starre Platte (vgl. Bild 3.1) bzw. den Flansch eines gewalzten Profils. Dadurch verhindern sie eine horizontale Verschiebung der Schrauben zum T-Stummelsteg hin. Die starre Platte bzw. der Flansch des gewalzten Profils bilden in der Schraubenachse einen horizontalen Festpunkt; dadurch werden die Randbedingungen eines Stirnplattenanschlusses realitätsnah abgebildet.

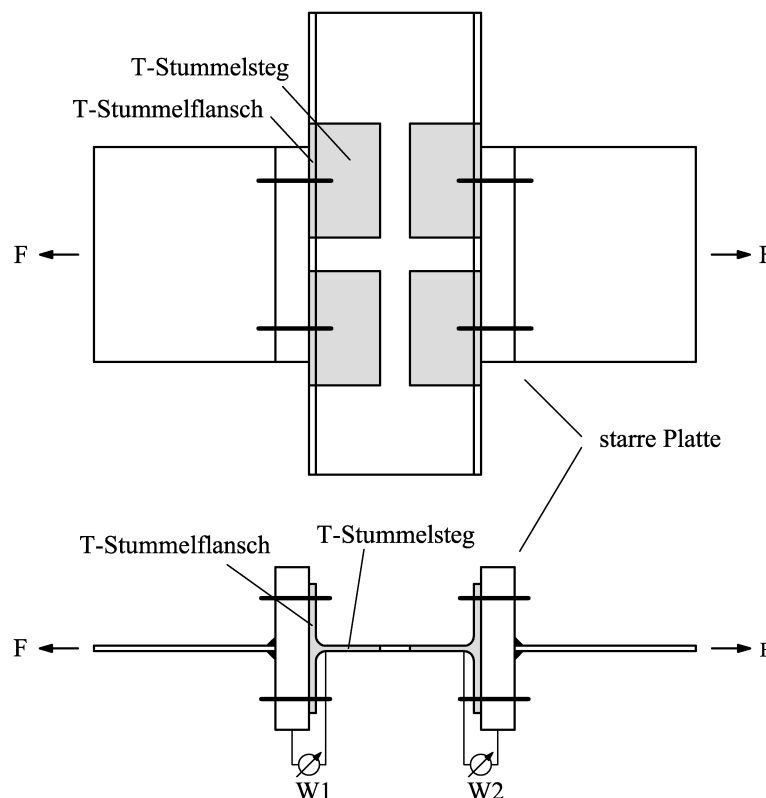


Bild 3.1: Prinzipieller Versuchsaufbau des nicht ausgesteiften T-Stummels

*Bursi und Jaspert (1997a) (1997b)* sowie *Gebbeken et al. (1997)* bilden ihre Versuchskörper symmetrisch aus. Zwei T-Stummel werden gegeneinander geschraubt. Die gewählte Versuchsanordnung eignet sich weniger zur Ermittlung des Duktilitätsverhaltens der Komponente „Stützenflansch auf Biegung“, da ein sich einstellender Klappmechanismus im T-

Stummel die realen Knotenverformungen überschätzt: Die T-Stummel verfügen über keine horizontale Lagerung in der Schraubenachse, sondern können sich frei in Richtung Steg verschieben. Bei Zugbeanspruchung verschieben sich die Schrauben nach innen und begünstigen dadurch eine Verschiebung des T-Stummelstegs in Richtung der angreifenden äußeren Kraft.

Versuche an ausgesteiften T-Stummeln liegen vornehmlich als Trägerversuche mit Stirnplattenanschluss oder Stirnplattenstoß vor. Die Last-Verformungskurve der Schraubenreihe unterhalb des Riegelflansches wird dabei nicht gesondert erfasst. Lediglich **Doornbos (1980)** konzentriert sich auf das Last-Verformungsverhalten dieses Knotenbereichs. Er simuliert biegebeanspruchte Stirnplatten durch auf Querkzug beanspruchte I-Profile mit eingeschweißter Steife. Bild 3.2 zeigt die Versuchskörperausbildung. Die Pressenkräfte  $F$  werden ebenfalls über starre Platten eingeleitet.

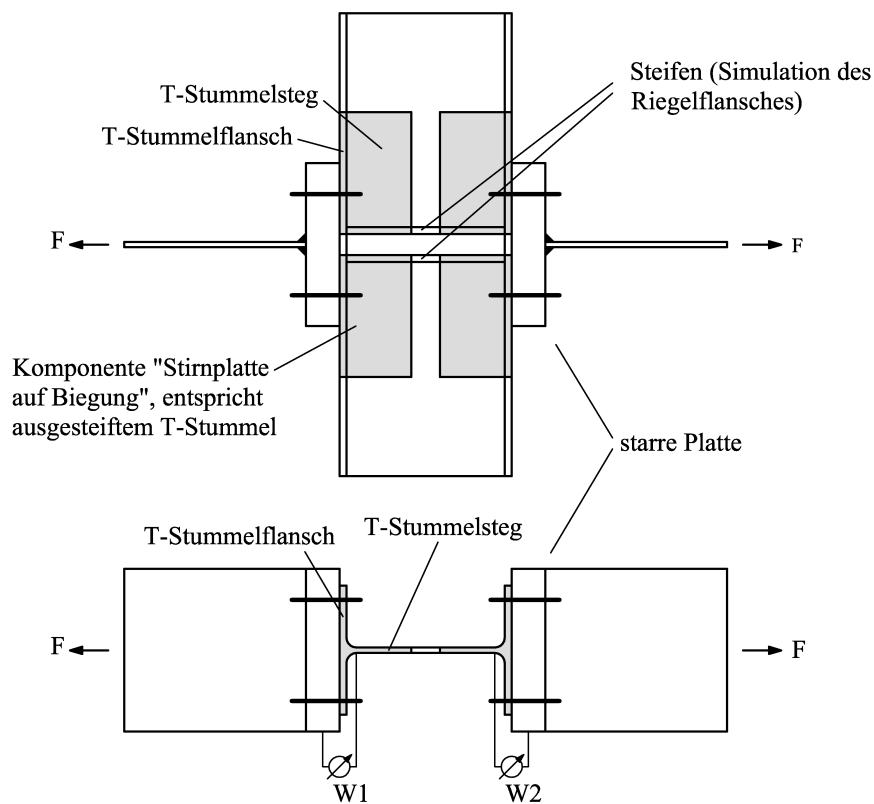


Bild 3.2: Versuchsaufbau des ausgesteiften T-Stummels nach **Doornbos (1980)**

Für einen unmittelbaren Vergleich mit rechnerischen Modellen werden die Versuche von **Humer (1987)** und Sedlacek und Stangenberg für unausgesteifte T-Stummel und von **Doornbos (1980)** für ausgesteifte T-Stummel ausgewählt. Die Versuchsserie von **Zandonini et al. (1996/1997)** deckt sich nicht mit den Randbedingungen der Arbeit, da es sich hierbei um geschweißte Profile handelt. Tabelle 3.1 fasst die ausgewählten Versuche zusammen.

Tabelle 3.1: Übersicht über zum Modellvergleich ausgewählte T-Stummelversuche

| Autor                                                                   | Profile                                                                | Anzahl | Stahlgüte      | Schrauben                                            | Anmerkung                                                                                                                                 |
|-------------------------------------------------------------------------|------------------------------------------------------------------------|--------|----------------|------------------------------------------------------|-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| <i>Humer (1987)</i>                                                     | HEB 140, HEB 180,<br>HEB 200, HEB 220,<br>HEB 240, HEB 260,<br>HEB 300 | 16     | S 235          | M 16, 10.9<br>M 20, 10.9<br>M 24, 10.9<br>M 27, 10.9 | Für die Festigkeiten liegen hauptsächlich nur Härtemessungen vor; nur die für die Aufgabenstellung geeigneten Versuche werden ausgewählt. |
| Stangenberg und Sedlacek (enthalten in <i>Kuhlmann et al. (2001a)</i> ) | HEA 240<br>HEB 200<br>HEB 220                                          | 9      | S 235<br>S 355 | M 12, 10.9                                           | -                                                                                                                                         |
| <i>Doornbos (1980)</i>                                                  | HEA 240<br>HEA 300                                                     | 11     | S 235          | M 16, 8.8<br>M 20, 8.8<br>M 24, 8.8                  | Die Schrauben entsprechen Festigkeitsklasse 8.8.                                                                                          |

Anmerkung: Die Festigkeitsklasse 8.8 der Schrauben in den Versuchskörpern von *Doornbos (1980)* entspricht nicht den Randbedingungen der Arbeit. Die Versuche wurden mit den gemessenen Schraubenfestigkeiten aus den Versuchen, ansonsten aber mit den Gleichungen der Arbeit nachgerechnet.

### 3.2.2 Versuche an Schrauben

Die Last-Verformungscharakteristik zugbeanspruchter Schrauben wurde in einem umfangreichen Versuchsprogramm von *Steuere (1996) (1999)* untersucht. Es interessierte entgegen der Aufgabenstellung bisheriger Forschungsarbeiten nicht nur das Tragverhalten im elastischen Bereich bzw. die Ermittlung der Traglast, sondern v.a. das Verformungsvermögen bis zum Bruch der Schraube.

Aus den Messschrieben konnten folgende charakterisierende Last- bzw. Verformungsgrößen identifiziert werden (vgl. Bild 3.3). Die signifikanteste Größe im Schraubenzugversuch ist die erreichte Traglast  $F_{\text{bolt,u}}$  der Schraube, die der maximal erreichten Kraft entspricht. Der Bruch der Schraube erfolgt auf einem niedrigeren Kraftniveau  $F_{\text{bolt,rupt}}$  bei gleichzeitigem Duktilitätsgewinn gegenüber  $F_{\text{bolt,u}}$ . Die Kraft-Dehnungsbeziehung der Schraube folgt zunächst einer Geraden im elastischen Bereich und geht dann infolge von Kerbeeinflüssen und zunehmender Plastizierungen in einen nichtlinearen Bereich bis zum Erreichen von  $F_{\text{bolt,u}}$  über. Wegen der komplexen Geometrie der Schraube und der damit einhergehenden unterschiedlichen Beanspruchung einzelner Schraubenbereiche unter gleicher Last erwies es sich als wenig sinnvoll für die Streckgrenze die technische Fließgrenze bei 0,01% Dehnung zu wählen. *Steuere (1999)* setzt dagegen einen lastbezogenen Wert als theoretische Streckgrenze an, der sich an der Festigkeitsklasse der Schraube orientiert. Durch das damit vorgegebene Streckgrenzenverhältnis verknüpft er die theoretische Streckgrenze mit der Traglast der Schraube und erhält so für eine Schraube der Festigkeitsklasse 10.9 eine Streckgrenze  $F_{\text{bolt,pl}}$  von 90 % der Traglast. Eine Zuordnung der Schraubendehnung zur jeweiligen Kraft wird über ein Steifigkeitsmaß erreicht. Die elastische Dehnsteifigkeit  $EA_{\text{bolt,el}}$  nähert die Anfangssteigung an, eine als plastische Dehnsteifigkeit  $EA_{\text{bolt,pl}}$  bezeichnete Steifigkeit beschreibt den Bereich zwischen der Streckgrenze und der Traglast. Alle Kenngrößen ordnet Bild 3.3 dem trilinearisierten Kraft-Dehnungsverlauf bzw. Kraft-Verformungsverlauf einer Schraube zu.

Im Bauwesen gilt die Schraube generell als sprödes Bauteil, dessen Versagen unter allen Umständen auszuschließen ist. Dies liegt ursächlich an den hier typischerweise verwendeten Stahlbauschrauben, z.B. nach *DIN 6914 (1989)*, mit kurzen Gewindelängen.



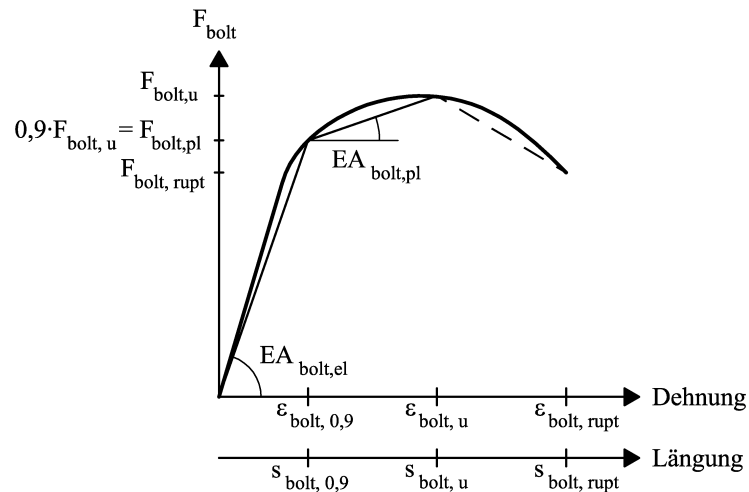


Bild 3.3: Kennzeichnende Last- und Verformungswerte einer Schraube nach **Steurer (1999)**

Das von **Steurer (1996)** entnommene Last-Verformungsdiagramm in Bild 3.4 stellt einer Stahlbauschraube eine duktile Schraube mit großem plastischem Verformungsvermögen gegenüber. Der zugehörige Schraubentyp nach **DIN 933 (1987)** wird im Maschinenbau verwendet und verfügt über eine große Gewindelänge, die eine Plastizierung im Bereich der gesamten Klemmlänge ermöglicht. Für duktile Knoten eignen sich solche Schrauben in besonderem Maße, da dann ein Knoten auch bei Schraubenversagen über eine große Duktilität verfügt, bzw. in diesem Fall das Duktilitätsvermögen anderer Komponenten aktiviert werden kann. Für die Untersuchungen der vorliegenden Arbeit wird dieser Schraubentyp, da er im Bauwesen üblicherweise keine Verwendung findet, nicht berücksichtigt. Für die Ausbildung duktiler Knoten sollte jedoch eine Verwendung von Schrauben mit großen Gewindelängen grundsätzlich angedacht und geprüft werden.

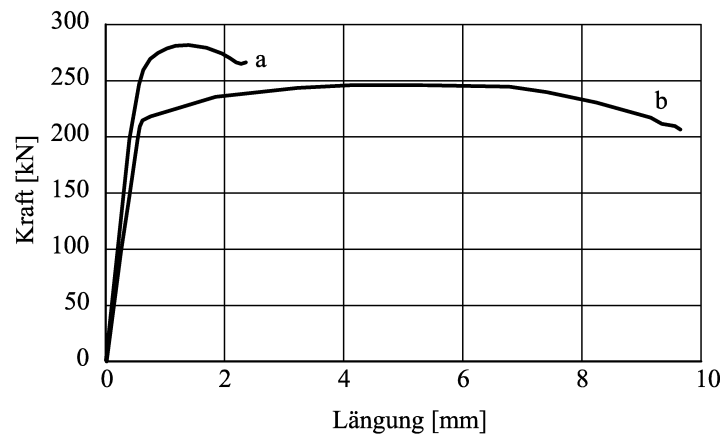


Bild 3.4: Vergleich der Duktilitäten von a) Stahlbauschrauben nach **DIN 6914 (1989)** und b) Maschinenbauschrauben nach **DIN 933 (1987)**, nach **Steurer (1996)**

### 3.2.3 Das Tragverhalten der T-Stummel

Die in den Versuchen ermittelten Last-Verformungskurven der T-Stummel weisen drei typische Bereiche auf: einen elastischen Bereich bis zur elastischen Grenzlast, einen anschließenden nichtlinearen Übergangsbereich bis zur plastischen Grenzlast und einen verfestigenden Bereich bis zum Versagen der Komponente mit einer gegenüber der Anfangssteifigkeit verminderten Steigung (vgl. Bild 3.5).

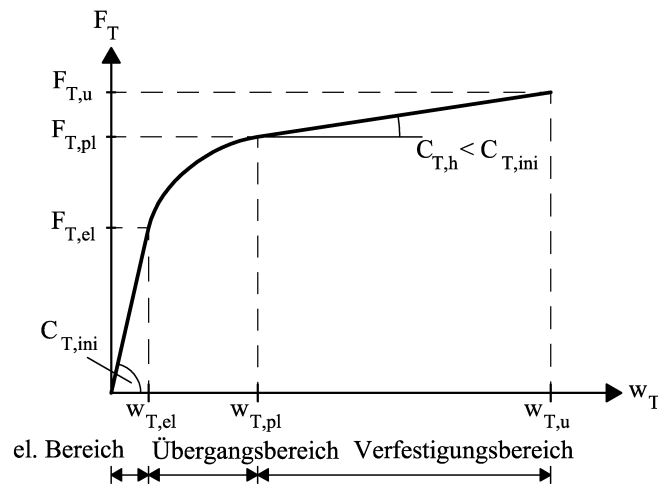


Bild 3.5: Charakteristische Last-Verformungskurve eines T-Stummels

Bis zum Erreichen der elastischen Grenzlast treten keine Plastizierungen im T-Stummel auf. Der gesamte T-Stummel verhält sich vollständig elastisch. Die Zugkraft am T-Stummel ist über eine konstante Anfangssteifigkeit mit der sich einstellenden Verformung verknüpft. An den Stellen hoher Beanspruchungen erreichen nach und nach die Fasern des Flanschquerschnitts ihre Fließgrenze. Durch den damit einhergehenden Steifigkeitsabfall nehmen die Verformungen bei geringem Lastzuwachs stärker zu, bis die plastische Grenzlast erreicht ist. **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** unterscheidet zwischen drei verschiedenen Versagensarten, die der plastischen Grenzlast am Ende des Übergangsbereichs zugeordnet sind. Nähere Erläuterungen dazu geben u.a. **Kuhlmann et al. (2001a)** an.

**Versagen im Modus 1:** Ein T-Stummel versagt entsprechend Modus 1, wenn sich eine vollständige Fließgelenkkette im T-Stummelflansch ausbildet, ohne dass ein Versagen der Schraube eintritt. Der einfach statisch unbestimmte halbe T-Stummel versagt unter zwei sich einstellenden Fließgelenken am Übergang vom Flansch zum Steg und in Höhe der Schraubenachse. Die zugehörige Momentenfläche auf charakteristischem Tragniveau zeigt Bild 3.6 a).

**Versagen im Modus 2:** Ein T-Stummel versagt entsprechend Modus 2, wenn nach Ausbildung eines Fließgelenks im T-Stummelflansch die Schraube versagt. Auf Grund der höheren Beanspruchung erreicht der Flansch zunächst am Übergang Steg - Flansch seine Fließgrenze; dadurch stellt sich bei Versagen die in Bild 3.6 b) dargestellte Momentenfläche auf charakteristischem Tragniveau ein.

**Versagen im Modus 3:** Ein T-Stummel versagt entsprechend Modus 3, wenn die Schraube versagt, ohne dass es zu einer Fließgelenkbildung im T-Stummelflansch kommt. Der T-Stummelflansch verhält sich bei Versagen größtenteils elastisch. Bild 3.6 c) zeigt die Momentenfläche auf charakteristischem Tragniveau des T-Stummelflansches für diesen Fall.

Die reale Versagenslast übersteigt die in **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** angegebenen Grenzlasten in Abhängigkeit der Festigkeiten der Schraube und des T-Stummelflansches, sowie der zugehörigen Geometrien und des Schraubenbilds. Damit können Versagensmodi (nachfolgend als Folge Modi bezeichnet) erklärt werden, die das Duktilitätsvermögen der T-Stummel bestimmen.

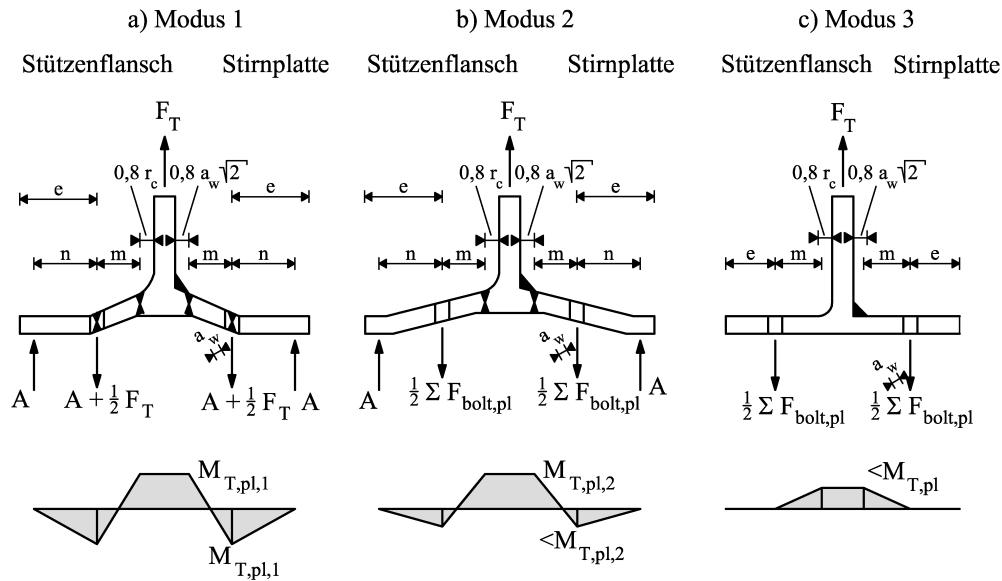


Bild 3.6: Versagensarten und zugehörige Momentenflächen des T-Stummels nach ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)

Sedlacek und Stangenberg definieren drei Folgemodi für Versagen im Modus 1 zur Aktivierung des verfestigenden Bereichs der T-Stummelkomponenten (enthalten in **Kuhlmann et al. (2001a)**):

**Folgemodus 1-1:** Das Flanschmaterial verfestigt sich unter weiterer Steigerung der Last. Auf Grund der geringen Steifigkeit werden Spannungsumlagerungen ermöglicht bis die Materialzugfestigkeit in weiten Bereichen des Flansches erreicht ist.

**Folgemodus 1-2:** Die Zugfestigkeit im Flansch wird zwar erreicht, Spannungsumlagerungen auf dem Niveau der Zugfestigkeit hingegen können jedoch nicht stattfinden, da es zu einem Schraubenversagen kommt.

**Folgemodus 1-3:** Nach anfänglicher Verfestigung des Flansches wird die Schraubengrenz-zugkraft erreicht.

Folgemodi für Versagen im Modus 2 schließen Sedlacek und Stangenberg aus, da die Schraube bei Erreichen der plastischen Grenzlast ihre rechnerische Tragfähigkeit erreicht. Wie die Versuche von **Steurer (1996)** gezeigt haben, kann die Schraube in Realität bis zum Bruch eine höhere Kraft aufnehmen bei Aktivierung eines, wenn auch geringen Duktilitätsvermögens. **Steurer (1999)** merkt an, dass „...diesem dabei erzielten Duktilitätsgewinn beim Einsatz der Schraube in der Stirnplattenverbindung eine spezifische Bedeutung zukommen kann, sofern sie Teil eines statisch unbestimmten Systems ist“. Durch die Einführung von Folgemodi für Versagen im Modus 2 findet die Anmerkung Steurers im Rahmen der Arbeit insofern ihre Umsetzung, als die Schraube bis zu ihrer Traglast ausgenutzt wird, unter Berücksichtigung des Duktilitätsvermögens bei Erreichen von  $F_{bolt,u}$ . Auch für Versagen im Modus 2 kann somit der zugehörige Verfestigungsbereich der T-Stummel aktiviert werden.

**Folgemodus 2-1:** Das Flanschmaterial im Fließgelenk am Stegansatz verfestigt sich unter weiterer Steigerung der Last. Im Gegensatz zu Versagen im Modus 1 hat sich bei Versagen im Modus 2 noch kein Fließgelenk im T-Stummelflansch in Höhe der Schraubenachse

ausgebildet, d.h. der T-Stummelflansch verhält sich zunächst in weiten Teilen elastisch. Bei Erreichen der Zugfestigkeit im Fließgelenk am Stegansatz sind weite Teile des T-Stummelflansches plastiziert. Der T-Stummel versagt bei Erreichen der Zugfestigkeit im Fließgelenk am Stegansatz, ohne dass die Schraube bis zu ihrer Traglast ausgenutzt ist.

**Folgemodus 2-2:** Die Zugfestigkeit im Flansch am Stegansatz wird zwar erreicht, zu Spannungumlagerungen kann es jedoch nicht kommen, da gleichzeitig die Schraube unter ihrer Traglast versagt. Der Flansch ist bei Versagen teilplastiziert.

**Folgemodus 2-3:** Nach anfänglicher Verfestigung des Flansches am Stegansatz erreicht die Schraube ihre Traglast. Der Flansch außerhalb des Stegansatzes verhält sich weitestgehend elastisch.

Konsequenterweise wird nun auch für die Folgemodi 1-1, 1-2 und 1-3 die Traglast der Schraube zugelassen, entgegen der Begrenzung auf ihre rechnerische Grenztragfähigkeit nach *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* beim Ansatz von Sedlacek und Stangenberg.

Einem Versagen der Schraube nach Modus 3 werden keine Folgemodi zugeordnet: Es wird angenommen, dass die Schraube ihre Traglast  $F_{\text{bolt,u}}$  erreicht, da der Flansch unter der plastischen Grenzlast der Schraube noch nicht plastiziert ist. Die Last-Verformungskurve der Schraube wird bis  $F_{\text{bolt,u}}$  erweitert. Das Last-Verformungsbild des halben T-Stummels entspricht dann der Schraubenkennlinie nach Bild 3.3.

### 3.2.4 Modellbildung

Für die rechnerische Bestimmung der Last-Verformungskurve wird ein mechanisches Modell gesucht. *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* führt das räumliche Problem der Komponenten in der Anschlusszugzone durch das Konzept der effektiven Länge auf ein ebenes Problem zurück. Die effektive Länge  $l_{\text{eff}}$  ist so definiert, dass Versagensart und Grenzkraft des räumlichen Problems und des ebenen Problems der durch das Modell des T-Stummels beschriebenen Komponenten übereinstimmen. Damit kann der T-Stummel als Stabsystem nach Bild 3.6 unter Ansatz einer Balkenhöhe  $l_{\text{eff}}$  berechnet werden. Das plattenartige Tragverhalten im unteren Zugbereich der Stirnplatte wird über einen eigenen Faktor erfasst. Die Länge  $n$ , siehe Bild 3.6, als Abstand der Wirkungslinie der Abstützkräfte zur Schraubenachse legt *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* mit  $1,25 \cdot m \leq e$  fest ( $m$ ,  $e$  siehe Bild 3.6). Für die Bestimmung der Anfangssteifigkeit und damit der Verformungen des T-Stummels im elastischen und plastischen Bereich trennt *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* die Schraube vom T-Stummelflansch. Letzterer ist in der Schraubenachse in vertikaler Richtung unverschieblich gelagert. Für die getrennten Komponenten gibt *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* je einen Steifigkeitskoeffizienten an; durch Reihenschaltung erhält man die Gesamtverformung. Hintergründe dazu sind bei *Weynand (1997a)* zu finden.

Sedlacek und Stangenberg trennen Schraube und T-Stummel nicht voneinander. Sie modellieren den T-Stummel unter Ausnutzung der Symmetrie als halbiertes einfach statisch unbestimmtes Stabsystem entsprechend Bild 3.7. Die äußere Last wird an der verschieblichen Einspannung eingeleitet, die den Zugsteg repräsentiert. Die Federlagerung erfasst die Schraubensteifigkeit, die Abstützkraft wirkt im Abstand  $n$  am unverschieblichen Randaufleger.

Die Komponente „Schraube auf Zug“ nach *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* wird nach der Vorgehensweise von Sedlacek und Stangenberg nicht mehr als eigene Komponente erfasst, sondern in den Komponenten „Stützenflansch auf Biegung“ und „Stirnplatte auf Biegung“

integriert. Dies verlangt eine Aufteilung der Schraube auf beide Komponenten, die nachfolgend festgelegt wird. In das Rechenmodell in Kapitel 3.2.5 geht als Schraubenkenngröße die auf die anteiligen Schraubenlängen  $L_{\text{bolt,fc}}$  bzw.  $L_{\text{bolt,ep}}$  bezogene Dehnsteifigkeit der Schraube ein. Die anteiligen Schraubenlängen sind unbestimmt. Sie werden den beiden Komponenten „Stützenflansch auf Biegung“ und „Stirnplatte auf Biegung“ in Abhängigkeit ihrer Flanschsteifigkeiten zugeordnet. Die Komponente mit dem weicheren Flansch verfügt danach über einen Schraubenanteil mit geringerer Steifigkeit.

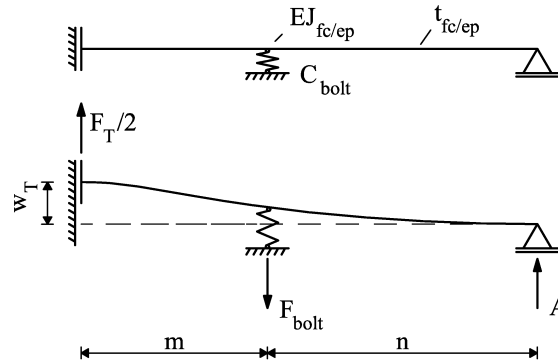


Bild 3.7: Stabsystem zur Berechnung der T-Stummel bei gleichzeitiger Berücksichtigung der Schraube

Aus der Reihenschaltung der Komponenten „Stützenflansch auf Biegung“ und „Stirnplatte auf Biegung“ bestimmt sich die Gesamtsteifigkeit beider T-Stummelflansche zu:

$$C_{\text{tot}} = \frac{1}{\frac{1}{C_{\text{fc}}} + \frac{1}{C_{\text{ep}}}} = \frac{1}{\frac{1}{EJ_{\text{b,fc}}} + \frac{1}{EJ_{\text{ep}}}} \quad (3.1)$$

mit  $J_{\text{b,fc}} = \frac{l_{\text{eff,fc},1/2}^3 \cdot t_{\text{fc}}^3}{12}$  und  $J_{\text{ep}} = \frac{l_{\text{eff,ep},1/2}^3 \cdot t_{\text{ep}}^3}{12}$

$l_{\text{eff,fc/ep},1/2}$ : maßgebende effektive Länge  $l_{\text{eff},1}$  für Versagen im Modus 1 bzw.  $l_{\text{eff},2}$  für Versagen im Modus 2 nach **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)**, Tab. J.6/J.8

$t_{\text{fc}}$ : Dicke des Stützenflansches

$t_{\text{ep}}$ : Dicke der Stirnplatte

E: Elastizitätsmodul

Für die anteiligen Schraubenlängen ergibt sich daraus:

Für den Stützenflansch:  $L_{\text{bolt,fc}} = \frac{C_{\text{tot}}}{C_{\text{fc}}} \cdot L_{\text{bolt}}$  (3.2)

Für die Stirnplatte:  $L_{\text{bolt,ep}} = \frac{C_{\text{tot}}}{C_{\text{ep}}} \cdot L_{\text{bolt}}$  (3.3)

mit  $L_{\text{bolt}} = t_{\text{fc}} + t_{\text{ep}} + 0,5 \cdot (h_{\text{bolt}} + h_{\text{nut}}) + 2 \cdot t_{\text{washer}}$

$h_{\text{bolt}}$ : Schraubenkopfhöhe

$h_{\text{nut}}$ : Mutterhöhe

$t_{\text{washer}}$ : Dicke der Unterlegscheibe

Erreicht eine der beiden Komponenten ihren Verfestigungsbereich, so wird die anteilige Schraubenlänge mit den vorstehenden Formeln unter Berücksichtigung des Verfestigungsmoduls  $E_h$  nach Gleichung (3.4) der T-Stummelflange berechnet. Die zugehörigen anteiligen Längen werden mit  $L_{\text{bolt,fc,h}}$  bzw.  $L_{\text{bolt,ep,h}}$  bezeichnet.

$$E_h = E/50 \quad (3.4)$$

Bei Versagen im Modus 3 beider Komponenten kann eine Aufteilung mit den vorstehenden Formeln nicht erfolgen, da eine effektive Länge der T-Stummel nach **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** nicht bekannt ist. In diesem Fall wird jeder Komponente die halbe Schraubenlänge zugewiesen. Im Fall von Versagen im Modus 3 einer Komponente wird die gesamte Schraubenlänge der nicht unter Modus 3 versagenden Komponenten zugewiesen und dadurch die Schraubendehnung vollständig erfasst.

### 3.2.5 Die rechnerische Last-Verformungskurve bei Versagen im Modus 1 und im Modus 2

Versagt ein T-Stummel nach Modus 1 oder Modus 2, beschreibt Bild 3.8 seine Last-Verformungsbeziehung. Als charakterisierende Punkte werden die elastische und plastische Grenzlast mit zugehörigen Verformungen, sowie ein Verfestigungsvektor ( $F_{T,u}$ ;  $w_{T,u}$ ) zur Angabe der Komponentenduktilität bestimmt. Das Wertepaar ( $F_{T,el}$ ;  $w_{T,el}$ ) beschreibt den elastischen Bereich der Last-Verformungskurve nach Bild 3.5, der Übergangsbereich wird durch ( $F_{T,pl}$ ;  $w_{T,pl}$ ) begrenzt, der anschließende Kurvenast in Bild 3.8 bildet den Verfestigungsbereich ab. Seine Steigung ergibt sich aus dem Verhältnis der rechnerischen Traglaststeigerung  $\Delta F_T$  und der damit einhergehenden Zusatzverformung  $\Delta w_T$ .

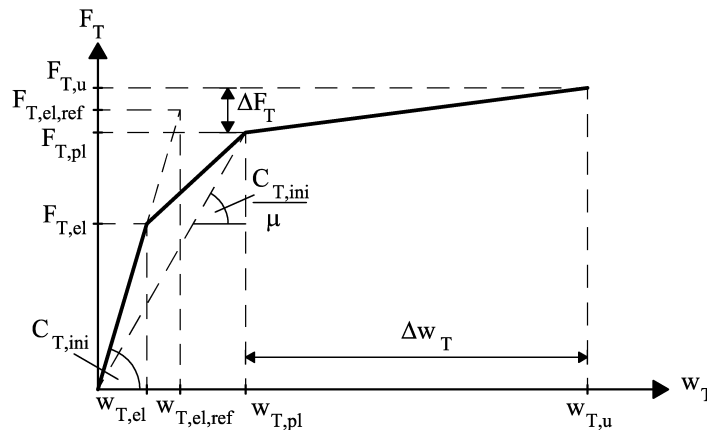


Bild 3.8: Rechnerische Last-Verformungskurve der T-Stummel für Versagen im Modus 1 und im Modus 2

Zur Berechnung der charakterisierenden Wertepaare geben Sedlacek und Stangenberg (enthalten in **Kuhlmann et al. (2001a)**) für Versagen im Modus 1 ein Verfahren an. Die Lage  $n$  der Abstützkraft  $A$  am halben T-Stummel wird am elastischen System ermittelt und zum Maß  $m$  nach Bild 3.7 ins Verhältnis gesetzt. Der Verhältniswert kann nach Gleichung (3.5) als steifigkeitsabhängige Größe angeschrieben werden. Der Steifigkeitsbeiwert  $\chi_{el}$  nach Gleichung (3.6) beschreibt dabei das Verhältnis T-Stummel-Flanschbiegesteifigkeit zur Schraubendehnsteifigkeit.

$$\bar{n}(\chi_{el}) = \frac{n}{m}(\chi_{el}) = K + \frac{4 \cdot \chi_{el} + 4 \cdot \chi_{el}^2}{K} + 2 \cdot \chi_{el} \quad (3.5)$$

mit  $K = \sqrt[3]{8 \cdot \chi_{el}^3 + 12 \cdot \chi_{el}^2 + 3 \cdot \chi_{el} + \sqrt{8 \cdot \chi_{el}^3 + 9 \cdot \chi_{el}^2}}$   
 m: nach Bild 3.6

$$\chi_{el} = \frac{EJ_{b,fc/ep} / m^3}{EA_{bolt,el} / L_{bolt,fc/ep}} \quad (3.6)$$

mit  $EA_{bolt,el}$ : elastische Dehnsteifigkeit der Schraube mit  $A = A_s$   
 $A_s$ : Spannungsquerschnittsfläche der Schraube

Als Bezugsgröße zur Ermittlung der Anfangssteifigkeit und der elastischen Grenzverformung dient die elastische Referenztragfähigkeit  $1/2 \cdot F_{T,el,ref}$ , die durch Schraubenversagen am halben elastischen T-Stummel unter Ausbildung von Abstützkräften gekennzeichnet ist. In bezogener Form ist sie in Gleichung (3.7) angegeben.

$$\frac{1}{2} \cdot \bar{F}_{T,el,ref} = \frac{1}{2} \cdot \frac{F_{T,el,ref}}{F_{bolt,pl}} = 2 \cdot \frac{\left(3 \cdot \bar{n}^{-2} + \bar{n}^{-3} + 3 \cdot \chi_{el}\right)}{\bar{n} \cdot \left(3 + 6 \cdot \bar{n} + 2 \cdot \bar{n}^{-2}\right)} \quad (3.7)$$

mit  $F_{bolt,pl} = f_{bolt,u} \cdot A_s \cdot 0,9$   
 $f_{bolt,u}$ : Zugfestigkeit der Schraube

Die zugehörige Referenzverformung des elastischen Grenzzustandes ergibt sich zu:

$$w_{T,el,ref} = \frac{F_{bolt,pl}}{C_{bolt,fc/ep,ini}} \cdot \left[ 1 - \frac{\left(1 - 0,5 \cdot \bar{F}_{T,el,ref}\right) \cdot \left(2 + 3 \cdot \bar{n}\right) - 2}{6 \cdot \chi_{el}} \right] \quad (3.8)$$

mit  $C_{bolt,fc/ep,ini} = \frac{EA_{bolt,el}}{L_{bolt,fc/ep}}$

Für die zur elastischen Grenztragfähigkeit einer T-Stummelkomponente, die **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** zu 2/3 der plastischen Grenztragfähigkeit angibt, korrespondierende Weggröße und die Anfangssteifigkeit des T-Stummels erhält man schließlich:

$$w_{T,el} = \frac{F_{T,el}}{F_{T,el,ref}} \cdot w_{T,el,ref} = \frac{2/3 \cdot F_{T,pl}}{F_{T,el,ref}} \cdot w_{T,el,ref} \quad (3.9)$$

mit  $F_{T,pl}$ : plastische Grenztragfähigkeit des T-Stummels nach Tabelle 3.2

$$C_{T,ini} = \frac{F_{T,el}}{w_{T,el}} \quad (3.10)$$

Die Bestimmung der plastischen Grenztragfähigkeit  $F_{T,pl}$  in Abhängigkeit der Versagensmodi 1 bis 3 erfolgt nach **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)**. Die zugehörigen Formeln für die charakteristischen Lasten befinden sich in Tabelle 3.2.

Tabelle 3.2: Plastische Grenztragfähigkeiten der Versagensmodi 1 bis 3 nach **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)**

| Modus   | Methode 1                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                | Methode 2                                                                                                             |
|---------|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| Modus 1 | $F_{T,pl,1} = \frac{4 \cdot M_{T,pl,1}}{m}$                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                              | $F_{T,pl,1} = \frac{(8 \cdot n - 2 \cdot e_{washer}) \cdot M_{T,pl,1}}{2 \cdot m \cdot n - e_{washer} \cdot (m + n)}$ |
| Modus 2 | $F_{T,pl,2} = \frac{2 \cdot M_{T,pl,2} + n \cdot \sum F_{bolt,pl}}{m + n}$                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                               |                                                                                                                       |
| Modus 3 | $F_{T,pl,3} = \sum F_{bolt,pl}$                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                          |                                                                                                                       |
| mit:    | $M_{T,pl,1} = 0,25 \cdot t_{fc/ep}^2 \cdot l_{eff,fc/ep,1} \cdot f_{y,fc/ep} \cdot k_{fc}$ $M_{T,pl,2} = 0,25 \cdot t_{fc/ep}^2 \cdot l_{eff,fc/ep,2} \cdot f_{y,fc/ep} \cdot k_{fc}$ $e_{washer} = d_{washer} / 4$ <p><math>d_{washer}</math>: Durchmesser der Unterlegscheiben<br/> <math>f_{y,fc/ep}</math>: Fließgrenze des Stützenflansches/der Stirnplatte<br/> <math>k_{fc}</math>: Faktor zur Berücksichtigung einer Stützennormalkraft nach <b>ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)</b>; findet nur Berücksichtigung in den Gleichungen des Stützenflansches.</p> |                                                                                                                       |
|         | $F_{T,pl} = \min(F_{T,pl,1}; F_{T,pl,2}; F_{T,pl,3})$                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                    |                                                                                                                       |

Mit dem Abminderungsfaktor  $\mu = 3$  nach **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** können die Verformungen bei plastischer Grenzlast (Gleichung (3.11)) und damit die Wertepaare der Last-Verformungskurve nach Bild 3.8 bis zum Erreichen der plastischen Grenztragfähigkeit angegeben werden. Für Versagen im Modus 2 wird die Vorgehensweise von Sedlacek und Stangenberg übernommen.

$$w_{T,pl} = \frac{F_{T,pl}}{C_{T,ini} / \mu} \quad (3.11)$$

Die mögliche Laststeigerung  $\Delta F_T$  bis zum Erreichen der Traglast und die dabei erreichte Verformungszunahme  $\Delta w_T$  bestimmen den sich einstellenden Folgemodus. Sedlacek und Stangenberg schätzen ausgehend von Modus 1 die Resttragfähigkeit der Flansche mit Gleichung (3.12) und die der Schraube mit Gleichung (3.13) am halben T-Stummel ab. Aus dem Verhältnis beider Größen definieren sie einen Verfestigungsbeiwert  $\Delta\beta$  nach Gleichung (3.14).

$$\Delta M_u = M_{T,u,1/2} - M_{T,pl,1/2} \quad (3.12)$$

mit 
$$M_{T,u} = 0,25 \cdot t_{fc/ep}^2 \cdot l_{eff,fc/ep,1/2} \cdot f_{u,fc/ep} \cdot k_{fc}$$
  
 $f_{u,fc/ep}$ : Zugfestigkeit des Stützenflansches/der Stirnplatte



$$\Delta F_{\text{bolt}} = F_{\text{bolt,u}} - \frac{F_{\text{T,pl}}}{2} \quad (3.13)$$

mit  $F_{\text{bolt,u}} = f_{\text{bolt,u}} \cdot A_s$

$$\Delta\beta = \frac{2 \cdot \Delta M_u}{m \cdot \Delta F_{\text{bolt}}} \quad (3.14)$$

Damit erhalten sie Berechnungsgleichungen für die Folgemodi 1-1, 1-2 und 1-3. Maßgebend für die Traglast des T-Stummels ist das Minimum der aufnehmbaren Zusatzlast  $\Delta F_T$  des gesamten T-Stummels.

**Folgemodus 1-1:** Bei Überschreiten der mit Modus 1 korrespondierenden plastischen Grenztragfähigkeit nimmt die Steifigkeit der T-Stummelflansche infolge zunehmender Verfestigung ab. Dies berücksichtigt im Rechenmodell für Versagen im Folgemodus 1-1 der Verfestigungsmodul  $E_h$  des T-Stummelflansches. Die Schraube verhält sich bei Versagen des T-Stummels weiterhin vollständig elastisch. Die anteilige Schraubenlänge ist für die Verfestigung des Flanschgrundmaterials neu zu bestimmen. In Analogie zu Gleichung (3.6) ergibt sich ein Steifigkeitsbeiwert  $\chi_{h,1-1}$  für Folgemodus 1-1 zu:

$$\chi_{h,1-1} = \frac{E_h \cdot J_{b,fc/ep} / m^3}{EA_{\text{bolt,el}} / L_{\text{bolt,fc/ep,h}}} \quad (3.15)$$

Mit der neu bestimmten Lage  $n$  der Abstützkräfte ergibt sich die Lasterhöhung bis zum Versagen nach Folgemodus 1-1 des gesamten T-Stummels nach Gleichung (3.17).

$$\bar{n}(\chi_{h,1-1}) = \frac{n}{m}(\chi_{h,1-1}) = K + \frac{4 \cdot \chi_{h,1-1}}{K} \quad (3.16)$$

mit  $K = \sqrt[3]{3 \cdot \chi_{h,1-1} + \sqrt{-64 \cdot \chi_{h,1-1}^3 + 9 \cdot \chi_{h,1-1}^2}}$

$$\Delta F_{\text{T,1-1}} = \frac{4 \cdot \Delta M_u}{m} \quad (3.17)$$

Die Verformungszunahme bei Versagen im Folgemodus 1-1 gegenüber der Verformung am Ende des Übergangsbereichs wird durch Gleichung (3.18) angegeben.

$$\Delta w_{\text{T,1-1}} = \left[ \frac{1}{6 \cdot \chi_{h,1-1}} + \frac{\bar{n}}{3 \cdot \chi_{h,1-1}} + \frac{2 \cdot \chi_{h,1-1} + 1}{\bar{n}} \cdot \left( 1 + \frac{1}{\bar{n}} \right) \right] \cdot \frac{\Delta M_u}{m \cdot C_{\text{bolt,fc/ep,h,1}}} \quad (3.18)$$

mit  $C_{\text{bolt,fc/ep,h,1}} = \frac{EA_{\text{bolt,el}}}{L_{\text{bolt,fc/ep,h}}}$

**Folgemodus 1-2:** Auch bei Folgemodus 1-2 verfestigt sich der T-Stummelflansch in Teilbereichen bis ein Versagen der Schraube eintritt. Die Schraubenzugkraft überschreitet ihre Streckgrenze und plastiziert bis zum Bruch. Die Steifigkeit der Schraube wird auf ihre

plastische Dehnsteifigkeit  $EA_{\text{bolt,pl}}$  reduziert. Den entsprechenden Steifigkeitsbeiwert  $\chi_{h,1-2}$  gibt Gleichung (3.19) an.

$$\chi_{h,1-2} = \frac{E_h \cdot J_{b,fc/ep} / m^3}{EA_{\text{bolt,pl}} / L_{\text{bolt,fc/ep,h}}} \quad (3.19)$$

mit  $EA_{\text{bolt,pl}}$ : plastische Dehnsteifigkeit der Schraube nach Kapitel 3.2.6

Die Lage der Abstützkraft verschiebt sich von der Schraubenachse weg. Gleichung (3.20) setzt sie für Versagen im Modus 1-2 wieder ins Verhältnis zu  $m$ .

$$\bar{n}(\chi_{h,1-2}) = \frac{n}{m}(\chi_{h,1-2}) = \frac{K}{0,5 \cdot \Delta\beta - 1} - 2 \cdot \frac{\chi_{h,1-2}}{K} \quad (3.20)$$

$$\text{mit } K = \sqrt[3]{\chi_{h,1-2} \cdot \left( -3 + \sqrt{\frac{8 \cdot \chi_{h,1-2} + 4,5 \cdot \Delta\beta - 9}{0,5 \cdot \Delta\beta - 1}} \right) \cdot (0,5 \cdot \Delta\beta - 1)^2}$$

Daraus ermittelt sich die Lasterhöhung bis zur Traglast und die zugehörige Verformungszunahme nach den Gleichungen (3.21) und (3.22).

$$\Delta F_{T,1-2} = 2 \cdot \frac{0,5 \cdot \Delta\beta + \bar{n}}{\bar{n} + 1} \cdot \Delta F_{\text{bolt}} \quad (3.21)$$

$$\Delta w_{T,1-2} = \left[ \frac{1}{6 \cdot \chi_{h,1-2}} \cdot \left( 2 \cdot \left[ \frac{\Delta F_{T,1-2}}{2 \cdot \Delta F_{\text{bolt}}} - 0,5 \cdot \Delta\beta \right] - 0,5 \cdot \Delta\beta \right) + \frac{\bar{n}}{3 \cdot \chi_{h,1-2}} \cdot \frac{\Delta F_{T,1-2}}{2 \cdot \Delta F_{\text{bolt}}} - 0,5 \cdot \Delta\beta + \frac{1}{n} + 1 \right] \cdot \frac{\Delta F_{\text{bolt}}}{C_{\text{bolt,fc/ep,h,2}}}$$

$$\text{mit } C_{\text{bolt,fc/ep,h,2}} = \frac{EA_{\text{bolt,pl}}}{L_{\text{bolt,fc/ep,h}}} \quad (3.22)$$

**Folgemodus 1-3:** Die Traglast der Schraube begrenzt diesen Versagensmodus, wobei sich das Flanschmaterial verfestigt, ohne seine Zugfestigkeit zu erreichen. Der Steifigkeitsbeiwert nach Gleichung (3.19) wird entsprechend für diesen Versagensmodus übernommen.

$$\chi_{h,1-3} = \frac{E_h \cdot J_{b,fc/ep} / m^3}{EA_{\text{bolt,pl}} / L_{\text{bolt,fc/ep,h}}} \quad (3.23)$$

Für die Bestimmung der Lage der Abstützkraft gilt Gleichung (3.5) unter Verwendung des Steifigkeitsbeiwerts  $\chi_{h,1-3}$ .

$$\bar{n}(\chi_{h,1-3}) = \frac{n}{m}(\chi_{h,1-3}) = K + \frac{4 \cdot \chi_{h,1-3} + 4 \cdot \chi_{h,1-3}^2}{K} + 2 \cdot \chi_{h,1-3} \quad (3.24)$$

$$\text{mit } K = \sqrt[3]{8 \cdot \chi_{h,1-3}^3 + 12 \cdot \chi_{h,1-3}^2 + 3 \cdot \chi_{h,1-3} + \sqrt{8 \cdot \chi_{h,1-3}^3 + 9 \cdot \chi_{h,1-3}^2}}$$

Für Schraubenversagen im Verfestigungsbereich der T-Stummel können die Lasterhöhung und der Verformungszuwachs wie folgt bestimmt werden:

$$\Delta F_{T,1-3} = 4 \cdot \frac{\left(3 \cdot \bar{n}^{-2} + \bar{n}^{-3} + 3 \cdot \chi_{h,1-3}\right)}{\bar{n} \cdot \left(3 + 6 \cdot \bar{n} + 2 \cdot \bar{n}\right)} \cdot \Delta F_{\text{bolt}} \quad (3.25)$$

$$\Delta w_{T,1-3} = \frac{\Delta F_{\text{bolt}}}{C_{\text{bolt,fc/ep,h,3}}} \cdot \left[ 1 - \frac{\left(1 - \Delta F_{T,1-3} / 2 \cdot \Delta F_{\text{bolt}}\right) \cdot \left(2 + 3 \cdot \bar{n}\right) - 2}{6 \cdot \chi_{h,1-3}} \right] \quad (3.26)$$

$$\text{mit } C_{\text{bolt,fc/ep,h,3}} = C_{\text{bolt,fc/ep,h,2}} = \frac{EA_{\text{bolt,pl}}}{L_{\text{bolt,fc/ep,h}}}$$

Die Ausnutzung der Schraube bis zu ihrer Zugfestigkeit und der damit vorhandenen Duktilität ermöglicht die Festlegung von Folgemodi bei Versagen im Modus 2 und erweitert dadurch die Duktilitätsbeschreibung der T-Stummel von Sedlacek und Stangenberg. Die Resttragfähigkeit der Flansche kann wieder mit Gleichung (3.12) angesetzt werden. Im Gegensatz zum Versagen im Folgemodus 1 sind die Plastizierungen im T-Stummelflansch unterschiedlich stark ausgeprägt. Aus Vergleich mit Versuchen wird der Elastizitätsmodul des Flansches daher für die einzelnen Folgemodi verschieden abgemindert ( $E/28$ ,  $E/14$ ,  $E/7$ ). Damit ergeben sich Berechnungsgleichungen für die Folgemodi 2-1, 2-2 und 2-3. Maßgebend für die Traglast des T-Stummels ist wieder das Minimum der aufnehmbaren Zusatzlast  $\Delta F_T$  des gesamten T-Stummels.

**Folgemodus 2-1:** Bei Erreichen der plastischen Grenzlast nach Modus 2 ist der T-Stummelflansch nur am Steganschnitt durchplastiziert, ansonsten verhält er sich elastisch. Im Versagenszustand ist die Steifigkeit am Steganschnitt gering, im Restbereich verhält sich der Flansch aber steifer, da es nur zu Teilplastizierungen, aber keiner vollständigen Verfestigung kommt. Gleichung (3.27) berücksichtigt dies durch Ansatz eines abgeminderten Elastizitätsmoduls. Die Schraube verhält sich entsprechend bei Versagen im Folgemodus 1-1 bis zur Traglast des T-Stummels voll elastisch. Als Steifigkeitsbeiwert ergibt sich damit:

$$\chi_{h,2-1} = \frac{E / 28 \cdot J_{b,fc/ep} / m^3}{EA_{\text{bolt,el}} / L_{\text{bolt,fc/ep,h}}} \quad (3.27)$$

Die Lage der Abstützkraft, sowie die Zusatzlast und der Verformungszuwachs bis zur Traglast des T-Stummels kann unter Berücksichtigung des Steifigkeitsbeiwerts  $\chi_{h,2-1}$  nach Gleichung (3.27) mit den Gleichungen (3.16) bis (3.18) berechnet werden.

**Folgemodus 2-2:** Infolge Schraubenversagen sind die Plastizierungen im Flansch bei Traglast weniger stark ausgeprägt als bei Versagen im Folgemodus 2-1. Die Abminderung des Elastizitätsmoduls wird im Steifigkeitsbeiwert daher geringer angesetzt als unter Folgemodus 2-1. Die Schrauben erreichen wie bei Folgemodus 1-2 ihre plastische Dehnsteifigkeit, da es zu

einem Schraubenversagen kommt. Als Steifigkeitsbeiwert wird folglich Gleichung (3.28) angesetzt.

$$\chi_{h,2-2} = \frac{E/14 \cdot J_{b,fc/ep} / m^3}{EA_{bolt,pl} / L_{bolt,fc/ep,h}} \quad (3.28)$$

Mit den Gleichungen (3.20) bis (3.22) können bei Ansatz des Steifigkeitsbeiwerts  $\chi_{h,2-2}$  für Folgemodus 2-2 die Zusatzlast und die Zusatzverformungen bestimmt werden.

**Folgemodus 2-3:** Unter Folgemodus 2-3 erreicht die Schraube ihre Zugfestigkeit bei anfänglicher Verfestigung am Stegansatz aber sonst weitestgehend elastischem Verhalten im Flansch. Der Elastizitätsmodul wird entsprechend weniger abgemindert. Die Schraube erreicht ihre Zugfestigkeit und verliert dadurch an Steifigkeit. Gleichung (3.29) berücksichtigt das Steifigkeitsverhalten von Flansch und Schraube für diesen Folgeversagensmodus.

$$\chi_{h,2-3} = \frac{E/7 \cdot J_{b,fc/ep} / m^3}{EA_{bolt,pl} / L_{bolt,fc/ep,h}} \quad (3.29)$$

Bei Anwendung der Gleichungen (3.24) bis (3.26) unter Berücksichtigung von  $\chi_{h,2-3}$  lassen sich für Folgemodus 2-3 die Lasterhöhung und die Zusatzverformung des Verfestigungsbereichs angeben.

*Anmerkung: Ein negatives Wurzelargument in Gleichung (3.20) führt zum Ausschluss der zugehörigen Versagensart, da sie sich rechnerisch nicht einstellen kann.*

### 3.2.6 Die rechnerische Last-Verformungskurve bei Versagen im Modus 3

Bei Versagen im Modus 3 beider T-Stummel ist das Duktilitätsvermögen des Knotenzugbereichs ausschließlich auf die Schraubenduktilität zurückzuführen. Als Last-Verformungskurve der Schraube wird in diesem Fall der bilineare Geradenzug nach Bild 3.9 angesetzt.

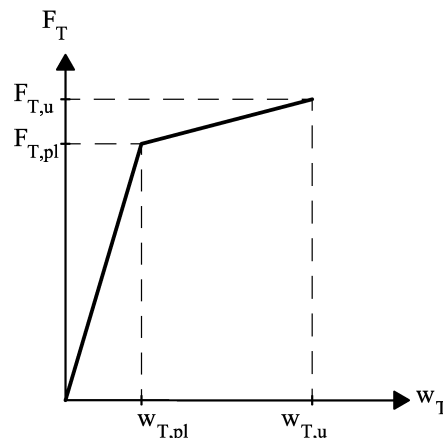


Bild 3.9: Rechnerische Last-Verformungskurve der T-Stummel für Versagen im Modus 3

Die plastische Grenzlast  $F_{T,pl,3}$  bei Versagen im Modus 3 ist in Tabelle 3.2 angegeben. Für die Bestimmung der Verformungen bei Erreichen der Streckgrenze ist die elastische Dehnsteifigkeit der Schraube  $EA_{bolt,el}$  zur halben Schraubenlänge  $L_{bolt}/2$  ins Verhältnis zu

setzen. Damit ergibt sich für die zur Streckgrenze korrespondierende Verformung, ermittelt am halben T-Stummel:

$$w_{T,pl} = \frac{F_{T,pl,3} / 2 \cdot L_{bolt} / 2}{EA_{bolt,el}} \quad (3.30)$$

Als Zusatzlast bei Versagen im Modus 3 steht die Differenzlast zwischen der Summe der Schraubentraglasten und der plastischen Grenzlast des T-Stummels zur Verfügung (vgl. Gleichung (3.31)).

$$\Delta F_{T,3} = 2 \cdot F_{bolt,u} - F_{T,pl,3} \quad (3.31)$$

Bei der Bestimmung des Verformungszuwachses unter  $\Delta F_{T,3}$  ist der Steifigkeitsabfall der Schraube zu erfassen. Die plastische Dehnsteifigkeit der Schraube  $EA_{bolt,pl}$  wird auf die halbe Schraubenlänge bezogen und zu  $\Delta F_{T,3}$  ins Verhältnis gesetzt. Dazu werden Schraubenversuche von **Steurer (1996)** an Schrauben der Festigkeitsklasse 10.9 ausgewertet und der Plastizitätsmodul  $E_{bolt,pl}$  bestimmt. Bild 3.10 trägt  $EA_{bolt,pl}/A_s$  über der Klemmlänge zuzüglich der Dicke der beiden Unterlegscheiben entsprechend der Vorgehensweise von **Steurer (1996)** ab. Näherungsweise ergibt sich ein linearer Zusammenhang, so dass für die weitere Rechnung die plastische Dehnsteifigkeit nach Gleichung (3.32) angesetzt wird.

$$\frac{EA_{bolt,pl}}{A_s} [\text{kN/cm}^2] = 82 [\text{kN/cm}^3] \cdot [L_{bolt} - 0,5 \cdot (h_{bolt} + h_{nut})] [\text{cm}] \quad (3.32)$$

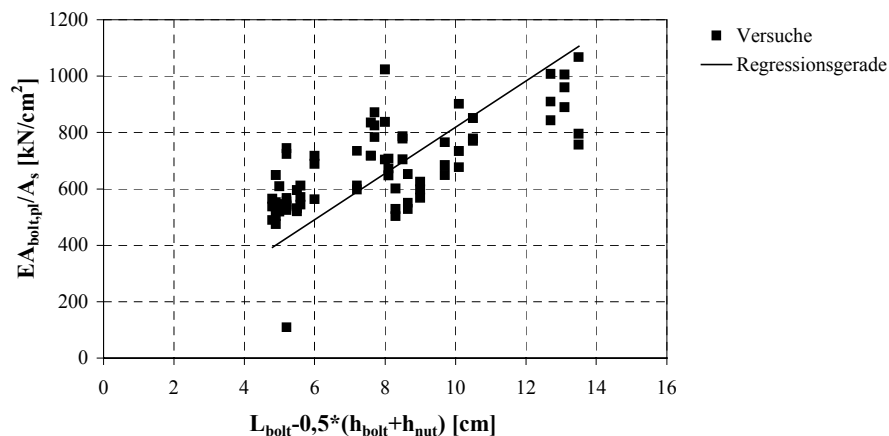


Bild 3.10: Bezogene plastische Dehnsteifigkeit der Schraube aus Versuchen von **Steurer (1996)**

Als Verformungszuwachs bis zum Erreichen der Schraubentraglast erhält man schließlich:

$$\Delta w_{T,3} = \frac{\Delta F_{T,3} / 2 \cdot L_{bolt} / 2}{EA_{bolt,pl}} \quad (3.33)$$

Versagt an einem geschraubten Knoten nur eine der Komponenten „Stützenflansch auf Biegung“ und „Stirnplatte auf Biegung“, die beide durch den äquivalenten T-Stummel beschrieben werden, im Modus 3, so wird im Modell die gesamte Schraubenlänge der nicht

unter Modus 3 versagenden Komponente zugewiesen. Eine Aufteilung der Schraubenlängen infolge der Steifigkeiten der T-Stummelflansche ist nicht möglich, da für Versagen im Modus 3 keine effektive Länge  $l_{\text{eff}}$  bekannt ist. Die gewählte Vorgehensweise berücksichtigt die gesamte Schraubenlänge. Für die im Modus 3 versagende Komponente erfolgt lediglich eine Kräftekontrolle. Die plastische Grenzkraft gilt entsprechend *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* bzw. Tabelle 3.2 dieser Arbeit, als Zusatzlast  $\Delta F_{T,3}$  ist Gleichung (3.31) anzusetzen.

### 3.3 Die Komponente „Stützenflansch auf Biegung“

#### 3.3.1 Geschweißter Knoten

Bei geschweißten Knoten steift der Riegelflansch die Komponente „Stützenflansch auf Biegung“ vollständig aus, so dass es zu keinen nennenswerten Verformungen im Flansch unter Zugbeanspruchung kommt. *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* vernachlässigt diese Verformungen. Rechnerisch wird von einer unendlichen Steifigkeit ausgegangen. Die plastische Grenzlast bestimmt *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* über das Konzept der effektiven Breite. Gleichung (3.34) gibt die plastische Grenzlast als resultierende Kraft der plastizierten effektiven Fläche an; Bild 3.11 a) erläutert die Bestimmung von  $b_{\text{eff},b,fc}$ .

$$F_{b,fc,pl} = b_{\text{eff},b,fc} \cdot t_{fb} \cdot f_{y,fb} \quad (3.34)$$

mit  $b_{\text{eff},b,fc} = t_{wc} + 2 \cdot r_c + 7 \cdot k \cdot t_{fc}$

$$k = \frac{t_{fc}}{t_{fb}} \cdot \frac{f_{y,fc}}{f_{y,fb}} \leq 1$$

$f_{y,fb}$ : Fließgrenze des Riegelflansches

$t_{wc}$ : Dicke des Stützenstegs

$r_c$ : Ausrundungsradius der Stütze

$t_{fc}$ : Dicke des Stützenflansches

$f_{y,fc}$ : Fließgrenze des Stützenflansches

Übersteigt die Beanspruchung die plastische Grenzlast, so kann die Komponente infolge Materialverfestigung weitere Lasten aufnehmen. Für die Traglast wird in Gleichung (3.34) die Streckgrenze  $f_{y,fb}$  durch die Zugfestigkeit  $f_{u,fb}$  ersetzt:

$$F_{b,fc,u} = b_{\text{eff},b,fc} \cdot t_{fb} \cdot f_{u,fb} \quad (3.35)$$

mit  $f_{u,fb}$ : Zugfestigkeit des Riegelflansches

Die Traglastgleichung geht von einer Vergleichmäßigung der Spannungen über die Riegelflanschbreite im Verfestigungsbereich aus. Die Last-Verformungskurve der Komponente bei geschweißter Knotenausbildung verhält sich entsprechend Bild 3.11 b) ideal starr bis zur Traglast.

#### 3.3.2 Geschraubter Knoten

Die Entwicklung der Last-Verformungskurve des äquivalenten T-Stummels nach Kapitel 3.2 bildet die Grundlage der Last-Verformungskurve der Komponente „Stützenflansch auf

Biegung“ bei geschraubten Knoten. Die Kenngrößen des T-Stummels werden dieser nachfolgend zugeordnet.

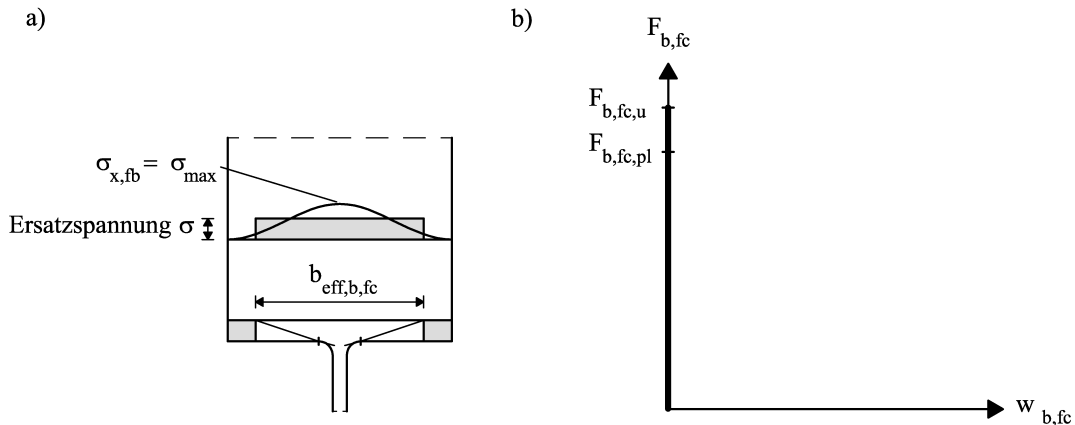


Bild 3.11: a) Effektive Breite und b) Last-Verformungskurve der Komponente „Stützenflansch auf Biegung“

**Elastischer Grenzzustand:** Die elastische Grenzlast berechnet sich entsprechend der Konvention von *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* zu 2/3 der plastischen Grenztragfähigkeit der T-Stummel nach Tabelle 3.2.

$$F_{b,fc,el} = 2/3 \cdot F_{T,pl} \quad (3.36)$$

Mit Gleichung (3.9) folgt daraus die elastische Grenzverformung bei Versagen im Modus 1 und im Modus 2. Das Rechenmodell für  $w_{b,fc,el}$  überschätzt die in den Versuchen nach Kapitel 3.2.1 gemessenen Verformungen im Mittel etwa um das 4-fache. Bild 3.12 a) vergleicht die zugehörigen Verformungen miteinander.

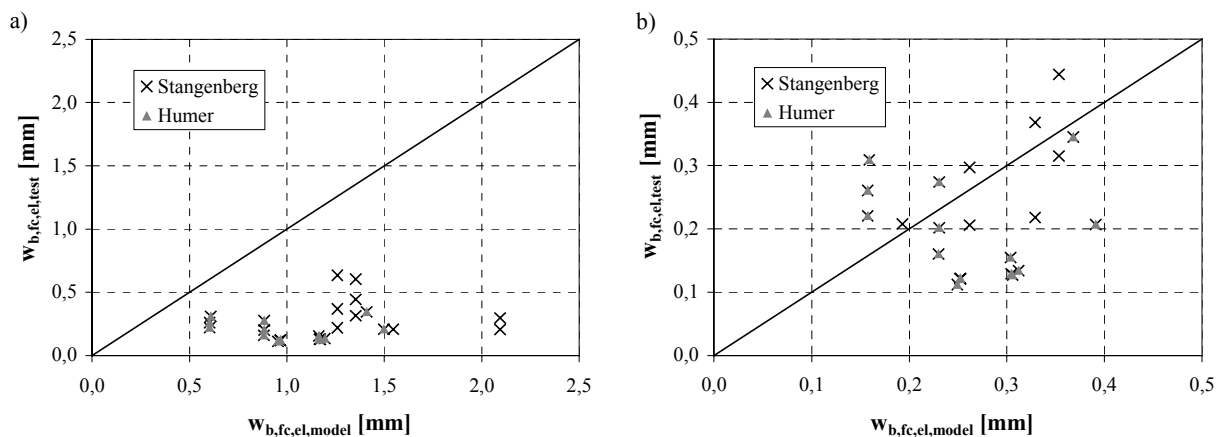


Bild 3.12: Gegenüberstellung von gemessener und berechneter elastischer Grenzverformung der Komponente „Stützenflansch auf Biegung“ für a) den nicht korrigierten Fall und b) den korrigierten Fall

Für das mit einem Korrekturfaktor von 0,24 verbesserte Rechenmodell nach Gleichung (3.37) liegen die Messwerte im Versuch im Mittel bei etwa 95 % der rechnerischen Werte, bei einer Standardabweichung von 52 % und einem Korrelationskoeffizienten von 0,33. Trotz der großen Streuung und der eher schwach ausgeprägten linearen Korrelation werden die gemessenen Verformungen im Mittel mit akzeptabler Genauigkeit durch die korrigierte

Rechnung abgebildet. Bild 3.12 b) stellt die korrigierten Verformungen den Versuchswerten gegenüber.

$$w_{b,fc,el} = \frac{F_{b,fc,el}}{F_{b,fc,el,ref}} \cdot w_{b,fc,el,ref} \cdot 0,24 \quad (3.37)$$

Für Versagen im Modus 3 kann eine elastische Grenzverformung aus der elastischen Grenzlast nach Gleichung (3.36) und der elastischen Dehnsteifigkeit  $EA_{bolt,el}$  nach Bild 3.3 ermittelt werden.

**Plastischer Grenzzustand:** Als plastische Grenzlast der Komponente kann unmittelbar  $F_{T,pl}$  aus Tabelle 3.2 angesetzt werden.

$$F_{b,fc,pl} = F_{T,pl} \quad (3.38)$$

Mit Gleichung (3.11) unter Berücksichtigung von Gleichung (3.38) und Gleichung (3.36) ergibt sich  $w_{b,fc,pl}$  bei Versagen im Modus 1 und Modus 2 zu:

$$w_{b,fc,pl} = 4,5 \cdot w_{b,fc,el} \quad (3.39)$$

wobei für die Anfangssteifigkeit gilt:

$$C_{T,ini} = C_{b,fc,ini} = \frac{F_{b,fc,el}}{w_{b,fc,el}} \quad (3.40)$$

Bei Versagen im Modus 3 ist als plastische Grenzverformung  $w_{b,fc,pl}$  nach Gleichung (3.30) anzusetzen.

**Verfestigungsbereich:** Die rechnerische Versagenslast der Komponente „Stützenflansch auf Biegung“ ergibt sich aus der plastischen Grenztragfähigkeit erhöht um die minimale Zusatzlast  $\Delta F_T$  der zu  $F_{T,pl}$  gehörenden Folgemodi.

$$F_{b,fc,u} = F_{b,fc,pl} + \min(\Delta F_T) \quad (3.41)$$

Die Verformung bei rechnerischem Versagen wird in analoger Form bestimmt. Zur Verformung bei Erreichen der plastischen Grenzlast addiert sich die Verformungserhöhung des maßgebenden Folgemodus.

$$w_{b,fc,u} = w_{b,fc,pl} + \Delta w_T(\min(\Delta F_T)) \quad (3.42)$$

**Vergleich mit Versuchen:** Das Rechenmodell wird in Bild 3.13 exemplarisch je einem Versuche von *Humer (1987)* und Sedlacek und Stangenberg gegenübergestellt. Die Nachrechnung von Versuch A3 von Sedlacek und Stangenberg zeigt eine sehr gute Übereinstimmung. Die Nachrechnung von Versuch GV-1 11-A von *Humer (1987)* überschätzt die Tragfähigkeit und unterschätzt die Verformungsfähigkeit im Versuch. Für die übrigen Versuche der beiden Serien gelten die Aussagen analog. Als Ursache der Differenzen bei den Versuchen von *Humer (1987)* wird die Festigkeitsmessung mit Härteverfahren vermutet, die i. d. Regel ungenauere Werte im Vergleich zum Zugversuch liefert.



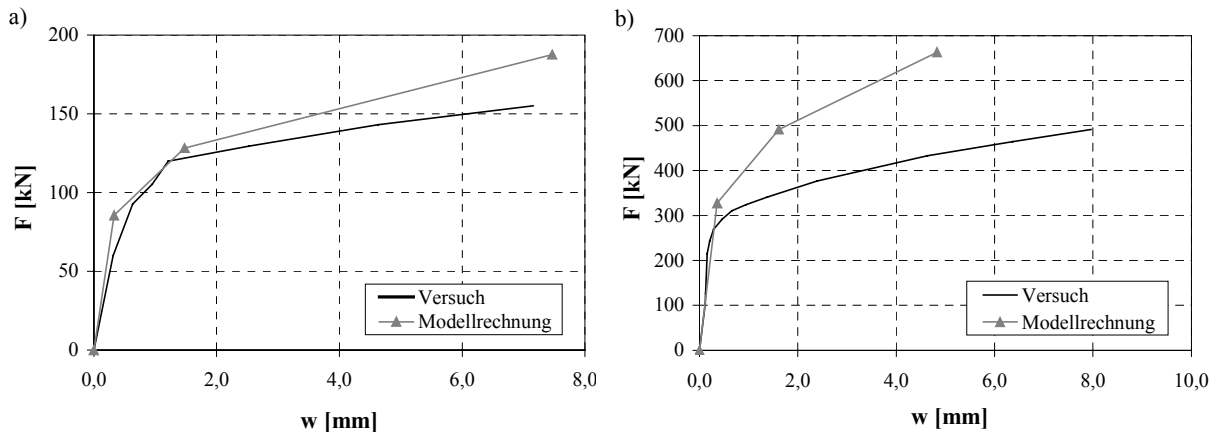


Bild 3.13: Vergleich zwischen Versuch und Modellrechnung für a) Versuch A3 von Sedlacek und Stangenberg und b) Versuch GV-1 11-A von Humer (1987)

### 3.4 Die Komponente „Stirnplatte auf Biegung“

Die Entwicklung der Last-Verformungskurve des äquivalenten T-Stummels nach Kapitel 3.2 bildet auch für die Komponente „Stirnplatte auf Biegung“ die Grundlage der Last-Verformungskurve. Die Kenngrößen des T-Stummels werden dieser nachfolgend zugeordnet. Zu beachten ist, dass der Stirnplattenüberstand dem Modell eines nicht ausgesteiften T-Stummels entspricht, während für den Stirnplattenbereich unterhalb des Riegelflansches das Modell eines ausgesteiften T-Stummels heranzuziehen ist. *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* regelt dies durch unterschiedlich anzusetzende effektive Längen der T-Stummel. Die aussteifende Wirkung des Riegelflansches ist damit implizit im Verfahren enthalten.

**Elastischer Grenzzustand:** Die elastische Grenzlast berechnet sich entsprechend der Komponente „Stützenflansch auf Biegung“ zu 2/3 der plastischen T-Stummeltragfähigkeit nach Tabelle 3.2.

$$F_{b,ep,el} = 2/3 \cdot F_{T,pl} \quad (3.43)$$

Die Berechnung der elastischen Grenzverformung verwendet Gleichung (3.9) bei Modus 1 und Modus 2 Versagen. Bild 3.14 a) stellt die Versuchswerte den rechnerischen Verformungen gegenüber. Die Übereinstimmung ist mit einem mittleren Korrekturfaktor von 0,33 besser als bei der Komponente „Stützenflansch auf Biegung“. Eine Korrektur wird dennoch vorgenommen. Gleichung (3.44) formuliert die endgültig rechnerisch angesetzte elastische Verformung.

$$w_{b,ep,el} = \frac{F_{b,ep,el}}{F_{b,ep,el,ref}} \cdot w_{b,ep,el,ref} \cdot 0,33 \quad (3.44)$$

Für das mit dem Korrekturfaktor verbesserte Rechenmodell nach Gleichung (3.44) stimmen die Messwerte im Versuch im Mittel exakt mit den rechnerischen überein, bei einer Standardabweichung von 53 % und einem Korrelationskoeffizienten von 0,10. Das Rechenmodell liefert im Mittel ein akzeptables Ergebnis, trotz der großen Streuung und der Unkorreliertheit. Bild 3.14 b) stellt die korrigierten Verformungen den Versuchswerten gegenüber. Für Versagen im Modus 3 kann auch bei der Komponente „Stützenflansch auf Biegung“ eine elastische Grenzverformung aus der elastischen Grenzlast nach Gleichung (3.43) und der elastischen Dehnsteifigkeit  $EA_{bolt,el}$  nach Bild 3.3 ermittelt werden.

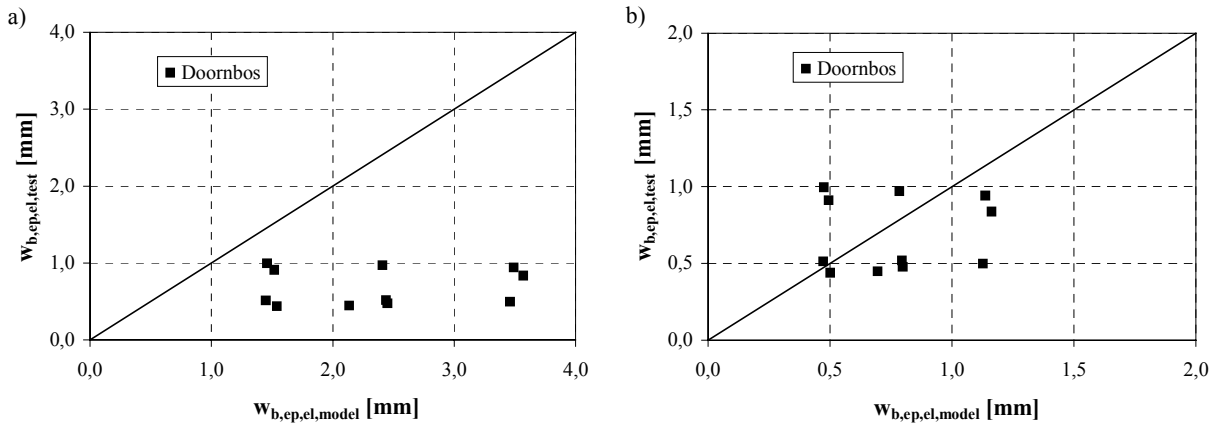


Bild 3.14: Gegenüberstellung von gemessener und berechneter elastischer Grenzverformung der Komponente „Stirnplatte auf Biegung“ für a) den nicht korrigierten Fall und b) den korrigierten Fall

**Plastischer Grenzzustand:** Als plastische Grenzlast der Komponente kann wieder unmittelbar  $F_{T,pl}$  aus Tabelle 3.2 angesetzt werden.

$$F_{b,ep,pl} = F_{T,pl} \quad (3.45)$$

Die Verformung im plastischen Grenzzustand ergibt sich auch für die „Stirnplatte auf Biegung“ als Vielfaches der elastischen Grenzverformung:

$$w_{b,ep,pl} = 4,5 \cdot w_{b,ep,el} \quad (3.46)$$

$$\text{wobei } C_{T,ini} = C_{b,ep,ini} = \frac{F_{b,ep,el}}{w_{b,ep,el}} \quad (3.47)$$

Bei Versagen im Modus 3 ist als plastische Grenzverformung  $w_{b,ep,pl}$  nach Gleichung (3.30) anzusetzen.

**Verfestigungsbereich:** Die rechnerische Versagenslast der Komponente „Stirnplatte auf Biegung“ ergibt sich schließlich wieder aus der plastischen Grenztragfähigkeit erhöht um die minimale Zusatzlast  $\Delta F_T$  der zu  $F_{T,pl}$  gehörenden Folgemodi.

$$F_{b,ep,u} = F_{b,ep,pl} + \min(\Delta F_T) \quad (3.48)$$

Die Verformung bei rechnerischem Versagen wird ebenfalls in analoger Form bestimmt. Zur Verformung bei Erreichen der plastischen Grenzlast addiert sich die Verformungserhöhung des maßgebenden Folgemodus.

$$w_{b,ep,u} = w_{b,ep,pl} + \Delta w_T(\min(\Delta F_T)) \quad (3.49)$$

**Vergleich mit Versuchen:** Das Rechenmodell wird in Bild 3.15 mit Versuch Nr. 7 von **Doornbos (1980)** verglichen. Grundsätzlich ist festzustellen, dass die Modellkurve die Last-Verformungskurve aus dem Versuch gut annähert, aber bei einer geringeren Duktilität ihre Versagenslast erreicht. Für die übrigen Versuche sind vergleichbare Ergebnisse zu beobachten.

Damit kann das reale Tragverhalten der Komponente mit dem Rechenmodell gut angenähert werden, das Duktilitätsvermögen der Komponente ist u.U. aber größer.

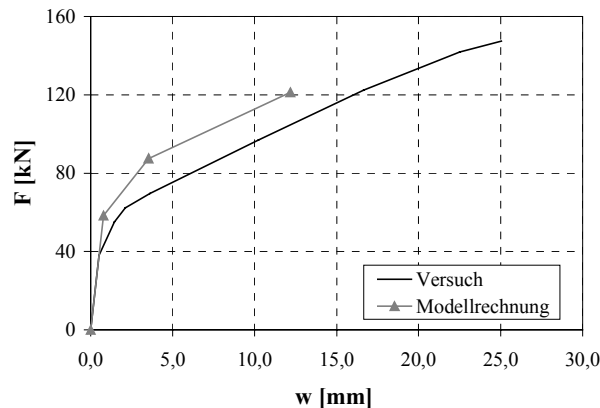


Bild 3.15: Vergleich zwischen Versuch und Modellrechnung für Versuch Nr. 7 von Doornbos (1980)

### 3.5 Die im Riegel angeordneten Knotenkomponenten

Das Innsbrucker Komponentenmodell identifiziert die Komponenten „Riegelflansch und -steg auf Druck“ und „Riegelsteg auf Zug“ als Knotenkomponenten, obwohl diese nicht im eigentlichen Knotenbereich, sondern im angrenzenden Riegel angeordnet sind. Deren Plastizierung begrenzt folglich die plastische Grenztragfähigkeit des Knotens. **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** idealisiert die Last-Verformungskurve der Komponente „Riegelflansch und -steg auf Druck“ als ideal starr-plastische Kurve mit einer Begrenzung der plastischen Grenztragfähigkeit nach Gleichung (3.50).

$$F_{c,fb,pl} = \frac{M_{b,pl,Rk}}{z} \quad (3.50)$$

mit  $M_{b,pl,Rk}$ : charakteristisches plastisches Grenzmoment des Riegels nach **DIN V ENV 1993-1-1: Eurocode 3 (1993)**, Kapitel 5.4.5 und Kapitel 5.4.7 zur Berücksichtigung der Knotenquerkraft

Das Tragvermögen der Komponente „Riegelsteg auf Zug“ wird nur bei geschraubten Knoten aktiviert, da hier eine Umlenkung der Riegelflanschbeanspruchung in den Riegelsteg und weiter in die Stirnplatte und die Schrauben erfolgt. Bei geschweißten Knoten wird die Zugkraft im Riegelflansch direkt an den Stützenflansch weitergeleitet. Der Nachweis ausreichender Riegelflansch- und Riegelstegkraft im Druckgurt deckt dann den Nachweis im Riegelzugflansch ab.

**ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** gibt als Begrenzung der ebenfalls starr-plastischen Kurve der Komponente „Riegelsteg auf Zug“ die plastische Grenztragfähigkeit nach Gleichung (3.51) an.

$$F_{t,wb,pl} = b_{eff,t,wb} \cdot t_{wb} \cdot f_{y,wb} \quad (3.51)$$

mit  $b_{eff,t,wb} = l_{eff,ep,1/2}$   
 $t_{wb}$ : Dicke des Riegelstegs

$f_{y,wb}$ : Fließgrenze des Riegelstegs

Infolge Materialverfestigung übersteigt die Traglast des Riegelstegs unter Zugbeanspruchung die Grenztragfähigkeit nach Gleichung (3.51). Die vollständige Verfestigung der Fasern in der effektiven Fläche führt zur rechnerisch angenommenen Traglast der Komponente entsprechend Gleichung (3.52). Für den Fall eines Versagens der Stirnplatte im Modus 3 bleibt deren effektive Länge unbestimmt. Im Modell wird dann angenommen, dass die Traglast der Komponente „Riegelsteg auf Zug“ größer ist als die der Komponente „Stirnplatte auf Biegung“.

$$F_{t,wb,u} = b_{\text{eff},t,wb} \cdot t_{wb} \cdot f_{u,wb} \quad (3.52)$$

mit  $f_{u,wb}$ : Zugfestigkeit des Riegelstegs

Folgendes sei zur Modellbildung angemerkt:

- Die Bestimmung der plastischen Grenztragfähigkeit der Komponente „Riegelsteg auf Zug“ mit der effektiven Länge der T-Stummel erfasst nur die Umleitung eines Teils der Riegelzugflanschspannungen in den Steg; die verbleibenden Spannungen im Flansch werden nicht berücksichtigt. Die effektive Länge der T-Stummel ist keine geometrische Größe, die die lokale Spannungsverteilung am Anschnitt Riegelsteg - Stirnplatte wiedergibt; eine Berechnung der plastischen Grenzlast der Komponente mit Hilfe der effektiven Länge der T-Stummel erscheint nicht sinnvoll.
- Bei Modus 3 Versagen der Stirnplatte kann die plastische Grenztragfähigkeit nach Gleichung (3.51) nicht angegeben werden, da die effektive Länge des T-Stummels unbekannt ist.
- Die Komponente „Riegelflansch und -steg auf Druck“ wird als Druckpunkt der Zugkomponenten in der Anschlusszone als starr angesetzt. Die Komponente verfügt jedoch über eine Nachgiebigkeit. Dadurch verschiebt sich auch in der Anschlusszone der Rotationspunkt aus der Achse der Druckkraft nach oben. Eine iterative Lösung wäre erforderlich. Eine Charakterisierung der Last-Verformungskurve als nichtlineare nachgiebige Kurve ist bei gleichzeitiger Verwendung des „Innsbrucker Komponentenmodells“ nicht möglich. Das Duktilitätsvermögen der Komponente kann mit dem „Innsbrucker Komponentenmodell“ keine Berücksichtigung finden.

Eine exaktere Erfassung der Riegelkomponenten ist mit dem modifizierten Komponentenmodell nach Bild 3.16 a) möglich. Die beiden Riegelkomponenten werden einer eigenen Riegelzone zugeordnet, die von der Anschlusszone im Komponentenmodell durch einen fiktiven starren Balken getrennt ist. Der starre Balken separiert die Federwirkungen beider Zonen, entsprechend der Trennung der Lasteinleitungszone von der Anschlusszone. Die Federkurven der Komponenten Nr. 2 und Nr. 6 nach Tabelle 2.2 ergeben eine eigene Momenten-Rotationskurve, die mit den Momenten-Rotationskurven der Lasteinleitungszone und der Anschlusszone zur Rotationsfeder im Punkt L in Reihe zu schalten ist.

Die Kurve der Rotationsfeder kann mit der Trägerkurve nach Bild 2.22 a) beschrieben werden. Dabei ist am symmetrischen Knoten in der Riegelzone rechts und links des Knotens jeweils die halbe Rotation  $\phi_b/2$  anzusetzen. Bild 3.16 a) verdeutlicht dies durch eine alternative Modellbildung der Riegelzone durch eine Rotationsfeder. Im Druckbereich der verbleibenden Anschlusszone kann die Komponentenfeder durch einen starren Pendelstab ersetzt werden. Er

repräsentiert die Wirkung des Stützenflansches und der Stirnplatte unter Druckbeanspruchung. Eine Nachgiebigkeit ist hier auszuschließen.

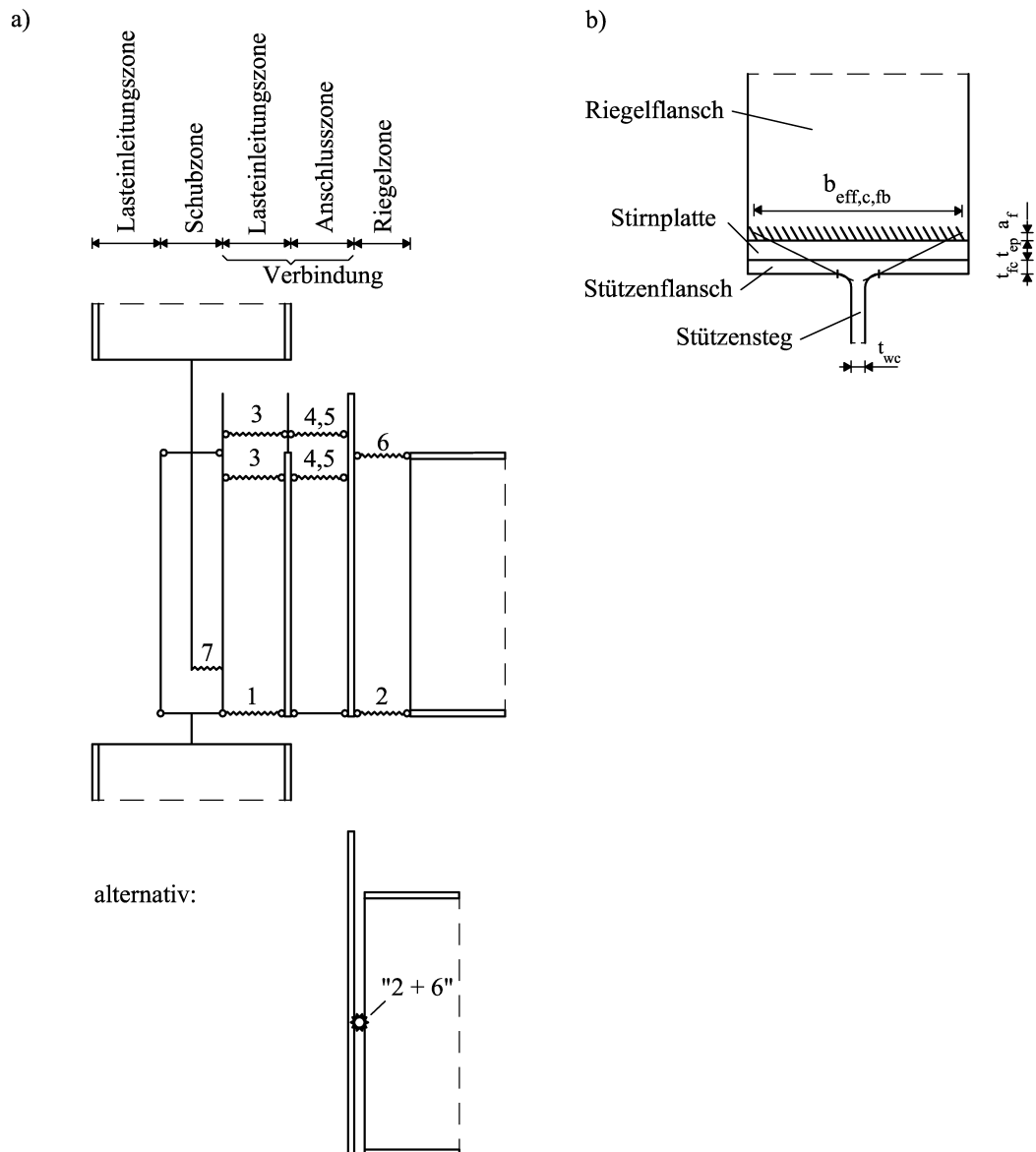


Bild 3.16: a) „Modifiziertes Innsbrucker Komponentenmodell“ und b) effektive Breite am Riegeldruckflansch

Voraussetzung für die Verwendung der Momenten-Rotationsbeziehung der Träger in der Riegelzone der Knoten ist eine ausreichende Lastausbreitung der Stegdruckkraft in den Riegelflansch. In Höhe der Flanschschweißnaht muss die effektive Breite  $b_{\text{eff,c,fb}}$  mindestens der Riegelflanschbreite entsprechen (Gleichung 3.53). Dadurch ist eine gleichmäßige Beanspruchung im Riegeldruckflansch über die gesamte Breite wie bei den Trägern gewährleistet. Die Bestimmung der effektiven Breite erfolgt nach **DIN 18800, Teil 1 (1990)**, Element (744) mit dem dort angegebenen Verfahren für Kräfteinleitungen.

$$b_{\text{eff,c,fb}} = 5 \cdot (t_{\text{fc}} + t_{\text{ep}} + a_f) + t_{\text{wc}} + 1,61 \cdot r_c \geq b_{\text{fb}} \quad (3.53)$$

mit  $b_{\text{fb}}$ : Breite des Riegelflansches

## 4 Das Duktilitätsverhalten der Komponenten in der Lasteinleitungszone

### 4.1 Allgemeines

Die Komponenten „Stützensteg auf Druck“ und „Stützensteg auf Zug“ beschreiben das Verhalten nachgiebiger Knoten im Lasteinleitungsbereich. Kapitel 2.4.3 grenzt beide Komponenten gegeneinander ab. Die Charakterisierung der Last-Verformungskurven kann damit getrennt erfolgen. Jeder Komponente ist ein Unterkapitel in **Kapitel 4** gewidmet.

**Kapitel 4.2** beschäftigt sich ausführlich mit der Komponente „Stützensteg auf Druck“. Die Beschreibung der elastischen und plastischen Grenzgrößen folgt weitestgehend der Vorgabe von *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)*. Zur Bestimmung der Traglast der Komponente wird ein bereits existierendes Modell modifiziert. Grundversuche an der Komponente ermöglichen die Aufnahme der Beulgeometrie im Stegblech. Ein an der Beulgeometrie orientierter Fließgelenkmechanismus verknüpft das Tragvermögen der Komponente mit der zugehörigen Stegeindrückung im Nachtraglastbereich. Die Grundversuche geben grundsätzlich Auskunft darüber, wie sich die Komponente unter Beanspruchung verhält. Die zugehörigen Modelle können unmittelbar bei hier nicht näher betrachteten Verbundknoten mit Kontaktstück im Druckbereich verwendet werden. Das Tragverhalten der Komponente am geschweißten und geschraubten Knoten folgt qualitativ dem der Komponente im Grundversuch. Für geschweißte und geschraubte Knoten sind aber Modellmodifikationen vorzunehmen.

**Kapitel 4.3** bestimmt die Last-Verformungskurve der Komponente „Stützensteg auf Zug“ als trilinearen Geradenzug. Für die Beschreibung der Kurve bis zur plastischen Grenzlast werden die Modelle von *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* herangezogen, ergänzt um einen Vorschlag zur Berücksichtigung der Stütznormalkraft. Das Duktilitätsverhalten der Komponente erfassen Modelle für die Verfestigungssteifigkeit, die Traglast sowie die zugehörige Verformung.

### 4.2 Die Komponente „Stützensteg auf Druck“

#### 4.2.1 Komponentenversuche

Die Grundlage zur experimentellen Untersuchung der Komponente bildet der von *Tautschnig (1983)* entwickelte Grundversuch 1 (vgl. Bild 2.2). Mehrere Versuchsserien wurden in den letzten Jahren an verschiedenen Forschungseinrichtungen in Europa durchgeführt um das Last-Verformungsverhalten der Komponente experimentell zu bestimmen. Tabelle 4.1 gibt einen Überblick über die in der Literatur dokumentierten Versuchsserien, die den Rahmenbedingungen der Arbeit entsprechen.

*Zoetemeijer (1980)* untersucht zum einen Profile der Reihe IPE, die im allgemeinen Hochbau i. d. Regel nicht als Stützenprofile verwendet werden. Die übrigen Versuche konzentrieren sich auf Profile der Reihe HEA. Alle Versuche wurden bei Erreichen der Traglast abgebrochen. Der Versuchsbericht von *Zoetemeijer (1980)* enthält keine Angabe zur Zugfestigkeit der Profile.

Tabelle 4.1: Übersicht über an der Komponente durchgeführte Versuchsserien

| Autor                                                           | Profile                                          | Anzahl        | Stahlgüte | $N_c/N_{c,pl}$                        | Anmerkung                                                                                                                                                                                                                            |
|-----------------------------------------------------------------|--------------------------------------------------|---------------|-----------|---------------------------------------|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| <i>Zoetemeijer (1980)</i>                                       | HEA 240                                          | 2             | S 235     |                                       | Es wird in der Literatur keine Angabe zur Zugfestigkeit gemacht.                                                                                                                                                                     |
|                                                                 | HEA 300                                          | 4             | S 235     | 0; 0,305; 0,485                       |                                                                                                                                                                                                                                      |
|                                                                 | HEA 500                                          | 2             | S 235     |                                       |                                                                                                                                                                                                                                      |
| <i>Klein (1985)</i>                                             | HEB 140, HEB 180, HEB 240, HEB 300, HEB 450      | 4, 4, 4, 4, 1 | S 235     | 0                                     | Die Materialfestigkeit wird hauptsächlich mit Härtestestverfahren bestimmt.                                                                                                                                                          |
| <i>Aribert und Lachal (1977)</i>                                | HEB 140, 260                                     | 2             | S 235     | 0                                     | Einige Grundversuche werden mit zusätzlicher Stirnplatte unter der Lasteinleitungsleiste durchgeführt. Bei einigen Versuchen fehlt die Angabe von $f_u$ in der Literatur. Versuche der Festigkeitsklasse S 460 sind mit aufgelistet. |
|                                                                 | HEB 200                                          | 7             | S 235     | 0                                     |                                                                                                                                                                                                                                      |
|                                                                 | HEB 160                                          | 1             | S 235     | 0                                     |                                                                                                                                                                                                                                      |
| <i>Aribert et al. (1990)</i>                                    | HEA 260                                          | 1             | S 235     | 0                                     |                                                                                                                                                                                                                                      |
|                                                                 | HEA 140                                          | 1             | S 460     | 0                                     |                                                                                                                                                                                                                                      |
|                                                                 | HEAA 200/300                                     | je 1          | S 460     | 0                                     |                                                                                                                                                                                                                                      |
|                                                                 | HEA 160                                          | 5             | S 460     | 0                                     |                                                                                                                                                                                                                                      |
|                                                                 | HEA 200                                          | 2             | S 460     | 0                                     |                                                                                                                                                                                                                                      |
| <i>Fink (1992)</i>                                              | HEA 240, 300<br>HEB 240, 300                     | je 3          | S 235     | je 0; 0,35; 0,7                       | Die Materialfestigkeit wird hauptsächlich mit Härtestestverfahren bestimmt.                                                                                                                                                          |
| <i>Angerer (1998)</i>                                           | HEA 200, 280<br>HEB 200, 280<br>HEA 360, HEB 400 | je 3          | S 235     | 0                                     |                                                                                                                                                                                                                                      |
| <i>Kuhlmann und Fürch (1997), Kuhlmann und Kühnemund (2000)</i> | HEA 240                                          | 8             | S 235     | 0; 0,11; 0,23; 0,34; 0,49; 0,60; 0,67 | -                                                                                                                                                                                                                                    |
|                                                                 | HEB 240                                          | 8             | S 235     | 0; 0,12; 0,26; 0,38; 0,47; 0,61; 0,66 |                                                                                                                                                                                                                                      |

*Klein (1985)* beschränkt seine Versuchsserie auf Versuchskörper mit Profilen der Reihe HEB, die in der praktischen Anwendung häufig als Stützenprofile eingesetzt werden. Die Last-Verformungskurve wurde in der Versuchsdurchführung bei Erreichen der Traglast abgebrochen. Damit gibt die Versuchsserie keinen Aufschluss über das Duktilitätsverhalten der Komponente.

Versuche von *Aribert et al. (1977) (1990)* berücksichtigen keine Stützennormalkraft und erfassen den Nachtraglastbereich nicht. Die Verfasser dehnen ihre Untersuchungen aber auf hochfeste Stähle aus. Einige Versuche werden als modifizierte Grundversuche durchgeführt, in dem zwischen Lasteinleitungsleiste und Versuchskörper ein Blech eingefügt wird, vgl. Bild 4.1 b). Das Blech simuliert die Wirkung einer Stirnplatte im Druckbereich von Stirnplattenanschlüssen.

*Fink (1992)* untersucht Stützenprofile der Größe HEA 240 und 300 sowie HEB 240 und 300 unter Berücksichtigung einer Stützendruckkraft. Die Versuche wurden kurz nach Erreichen der Traglast abgebrochen, so dass nur bedingt Aussagen über das Duktilitätsverhalten der Komponente vorliegen. *Angerer (1998)* variiert ebenfalls die Profilgröße und erfasst in seinen Versuchen das Nachtraglastverhalten. Dagegen findet eine Stützennormalkraft als Parameter

keinen Eingang in seinen Untersuchungen. Beide Verfasser bestimmen die Materialkennwerte der Versuchskörper über an Zugversuchen geeichte Härtemessungen.

Versuche von **Kuhlmann** und **Fürch (1997)** berücksichtigen den Einfluss einer Druckkraft im Profil. Für alle Versuchskörper wird der Nachtraglastbereich aufgenommen um eine Aussage zum Duktilitätsverhalten treffen zu können. Variiert werden neben der Stützendruckkraft die Profilgrößen (Profile HEA 240 und HEB 240). Eigene Versuche (**Kuhlmann** und **Kühnemund (2000)**) ergänzen die Serie von **Kuhlmann** und **Fürch (1997)**. Es werden ebenfalls Profile der Größen HEA 240 und HEB 240 untersucht. Die Verhältnisse  $N_c/N_{c,pl}$  der Stützendruckkraft decken den von **Kuhlmann** und **Fürch (1997)** nicht untersuchten Bereich ab. Dadurch ist eine Bewertung der Komponente im Hinblick auf die vorhandene Verformungskapazität bei vorhandener Profilmalkkraft möglich.

**Versuchsaufbau und Messprogramm:** Bild 4.1 zeigt die Herleitung der Komponentenversuche aus der Knotenkonstellation. Zur Realisierung der Versuche wird die Stütze um  $90^\circ$  gedreht. Auf der Profilober- und Profilunterseite angeordnete Lasteinleitungsleisten simulieren die Wirkung des Riegeldruckflansches; eine am Knoten vorhandene Schweißnaht zum Anschluss des Riegelflansches an den Stützenflansch wurde an den Versuchskörpern von **Klein (1985)**, **Fink (1992)**, **Angerer (1998)**, **Kuhlmann** und **Fürch (1997)** und **Kuhlmann** und **Kühnemund (2000)** nicht angebracht (vgl. Bild 4.1 a)).

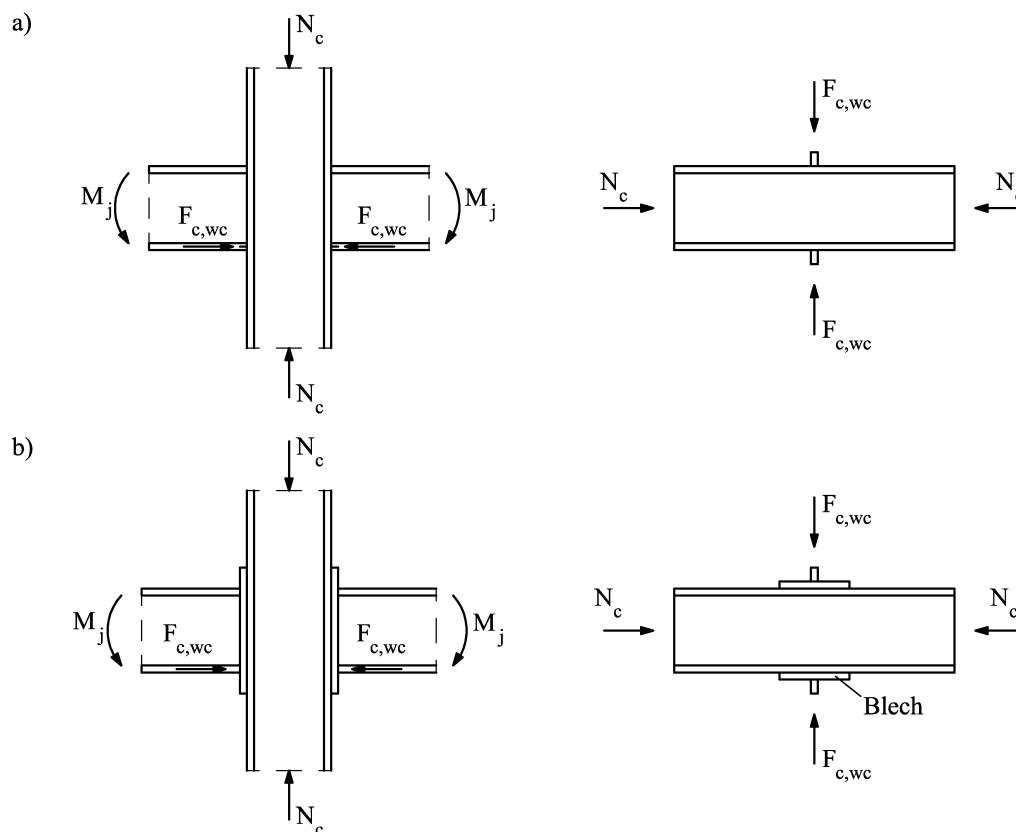


Bild 4.1: Ableitung der Versuchskörper aus den Knotenkonfigurationen  
a) Grundversuch und b) modifizierter Grundversuch mit Zusatzblech

Die Leistenbreite wurde mit 20 mm aber jeweils so groß gewählt, dass sie der Dicke des Flansches eines mittelgroßen Profils der Reihe IPE zuzüglich beidseitiger Kehlnähte entspricht. **Klein (1985)** erhöht am Versuchskörper des Profils HEB 450 die Leistenbreite auf 40 mm.



**Zoetemeijer (1980)** wählt für alle Versuche eine Breite von 40 mm für die Einleitungsleiste. **Aribert et al. (1977) (1990)** leiten die Stegdruckkraft über 10 bis 20 mm dicke Leisten ein, die direkt auf den Versuchskörpern bzw. den zwischengelegten Blechen aufgeschweißt sind, vgl. Bild 4.1 b).

Durch die Drehung des Stützenprofils im Versuchsaufbau ist es möglich die Stegdruckkraft  $F_{c,wc}$  über vertikale, weggesteuerte Pressen einzuleiten (vgl. F1 in Bild 4.2). Die Konstruktion zur Aufbringung der Drucknormalkraft  $N_c$  bei den Versuchen von **Fink (1992)**, **Kuhlmann** und **Fürch (1997)** sowie **Kuhlmann** und **Kühnemund (2000)** ist exemplarisch in Bild 4.2 dargestellt. Sie besteht im Wesentlichen aus Lasteinleitungsplatten an den Stirnseiten der Versuchskörper, die durch 4 Spannstangen miteinander verbunden sind. Zwischen Lasteinleitungsplatte und Versuchskörper wird auf einer Seite eine hydraulische Presse angebracht. Ein „Ausfahren“ der Presse erzeugt im Versuchskörper eine Drucknormalkraft  $F_3$ , die über die Zugkraft in den Spannstangen kurz geschlossen wird. Zur Bestimmung der Komponentenlast-Verformungskurve muss die aufgebrachte Kraft der vertikalen Presse  $F_1$  über der Eindrückung am Profilflansch aufgetragen werden. Dazu werden jeweils Wegaufnehmer zwischen den Lasteinleitungsleisten angeordnet (vgl. W10 in Bild 4.2 rechts). Die Steuerung der vertikalen Presse erfolgt weggeregelt mit einzelnen Stops zur Erfassung des Relaxationsverhaltens der Versuchskörper. Die daraus ermittelten statischen Last-Verformungskurven legen das Tragverhalten der Komponente im Versuch fest. **Kuhlmann** und **Fürch (1997)** und **Kuhlmann** und **Kühnemund (2000)** erfassen das Beulverhalten des Stegs mit einem Messrechen: Fünf auf einer Stange angebrachte Wegaufnehmer messen die Auslenkung des Profilstegs bei Zunahme der Pressenlast (vgl. W5 bis W9 in Bild 4.2 rechts). Ein Verschiebemechanismus ermöglicht das Verfahren des Messrechens in vertikaler Richtung. Damit kann die vollständige Beulenform bestimmt werden.

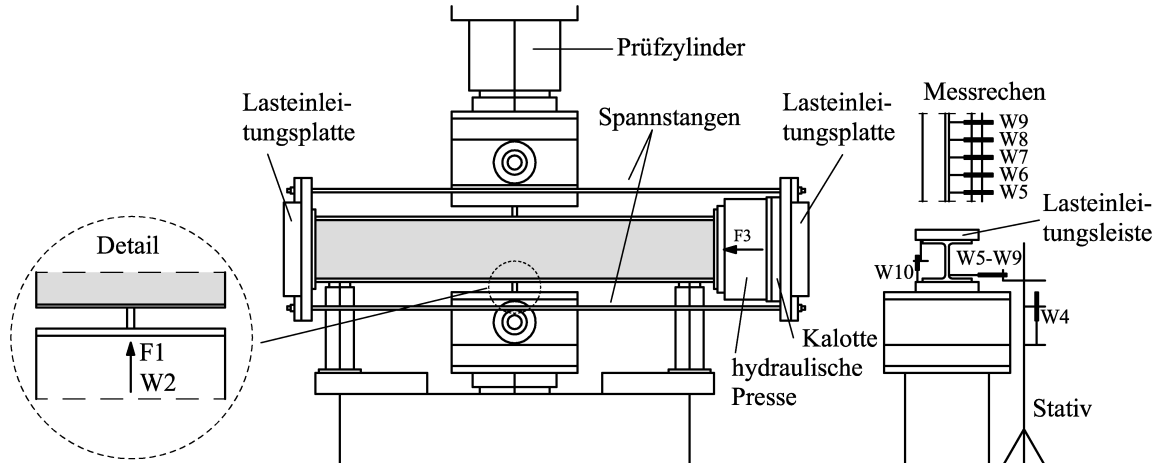


Bild 4.2: Versuchsaufbau und Messprogramm der Versuche an der Komponente „Stützensteg auf Druck“

**Versuchsergebnisse:** Bild 4.3 stellt eine typische, in den Versuchen ermittelte Last-Verformungskurve der Komponente „Stützensteg auf Druck“ dar. Ihr Verlauf ist charakterisiert durch einen linear-elastischen Bereich, einen nichtlinearen Übergangsbereich mit deutlich zunehmenden Verformungen, eine maximal erreichte Traglast und einen postkritischen Bereich, der durch abnehmende Tragfähigkeit bei wachsender Verformung gekennzeichnet ist.

Auf die Ergebnisse der eigenen Versuchsserie wird nachfolgend detaillierter eingegangen, siehe auch **Kuhlmann** und **Kühnemund (2000)** und **Kuhlmann et al. (2001a)**. Die Frage der zu verwendenden Streckgrenze ist eine in der Literatur vieldiskutierte Problematik. Im Spannungs-Dehnungsdiagramm des einachsigen Zugversuchs können im Wesentlichen drei

verschiedene Spannungsniveaus zur Festlegung der Streckgrenze herangezogen werden: Die obere Streckgrenze, die untere Streckgrenze und die statische Streckgrenze. Die Verwendung der oberen Streckgrenze in den Normen ist historisch bedingt, da die versuchstechnische Bestimmung dieses Werts auch mit einfachen Prüfmaschinen möglich war. **Spangemacher (1992)** merkt an, „...dass die obere Streckgrenze eine störanfällige Größe ist, die stark von der verwendeten Prüfmaschine und von der Fertigung der untersuchten Proben abhängt.“ Die untere Streckgrenze eignet sich insbesondere für plastische Verfahren als Materialkenngröße dagegen besser. Ihre Größe hängt stark von der Dehngeschwindigkeit im Zugversuch ab. Nur eine Geschwindigkeit nahe null ergibt einen nahezu geschwindigkeitsunabhängigen Wert der Streckgrenze. Diese statische Streckgrenze wird im weggesteuerten Zugversuch mit endlicher Geschwindigkeit und Versuchsstops zur Relaxation ermittelt. Das Verfahren stimmt mit der Vorgehensweise bei den Bauteilversuchen überein. Die statische Streckgrenze sollte daher zur Nachrechnung von Bauteilversuchen herangezogen werden.

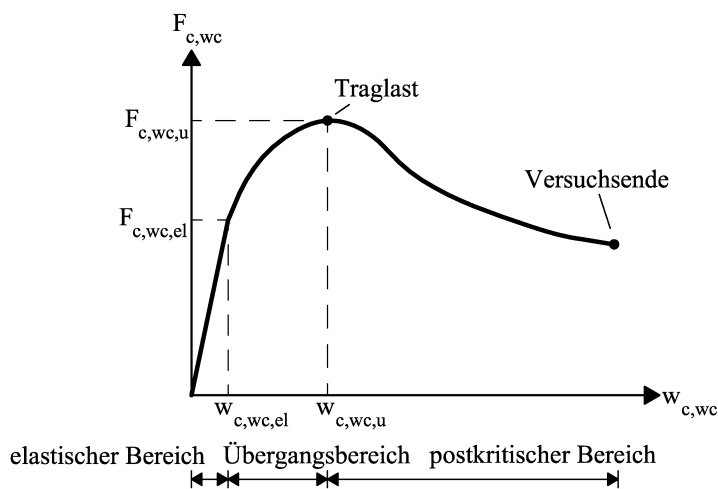


Bild 4.3: Last-Verformungskurve der Komponente „Stützensteg auf Druck“

Tabelle 4.2 fasst die statischen Streckgrenzen und Zugfestigkeiten, sowie die Elastizitätsmoduln der Versuchskörper von **Kuhlmann und Fürch (1997)** und **Kuhlmann und Kühnemund (2000)** zusammen. Die Materialkennwerte wurden an den Versuchskörpern entnommenen Zugproben im weggeregelten Zugversuch ermittelt. Es ist festzuhalten, dass bei allen Probestücken Überfestigkeiten vorhanden sind. Damit überschreitet die Traglast im Versuch deutlich den Wert einer nominellen Rechnung. Der Elastizitätsmodul fast aller Versuchskörper entspricht etwa dem nominellen Wert.

Die Traglasten beider Versuchsserien listet Tabelle 4.3 auf, Bild 4.4 trägt sie als bezogene Größe über dem Verhältnis Stützendruckkraft/plastische Normalkrafttragfähigkeit der Stütze ( $N_c/N_{c,pl}$ ) ab. Als Referenzversuch wird der Versuch ohne Profilkraft gewählt. Die Wertepaare nehmen nahezu linear ab. Bei einem Normalkraftverhältnis von etwa 70 % verfügt die Komponente immer noch über 85 % der Traglast der Komponente mit normalkraftfreier Stütze.

Tabelle 4.2: Materialkennwerte der Komponentenversuche von **Kuhlmann und Fürch (1997)** und **Kuhlmann und Kühnemund (2000)**

| Versuchsserie                                         | Fließgrenze (S 235)                |                                    | Zugfestigkeit (S 235)              |                                    | Elastizitätsmodul              |                                |
|-------------------------------------------------------|------------------------------------|------------------------------------|------------------------------------|------------------------------------|--------------------------------|--------------------------------|
|                                                       | $f_{y,w}$<br>[kN/cm <sup>2</sup> ] | $f_{y,f}$<br>[kN/cm <sup>2</sup> ] | $f_{u,w}$<br>[kN/cm <sup>2</sup> ] | $f_{u,f}$<br>[kN/cm <sup>2</sup> ] | $E_w$<br>[kN/cm <sup>2</sup> ] | $E_f$<br>[kN/cm <sup>2</sup> ] |
| HEA <b>Kuhlmann</b><br>und <b>Fürch (1997)</b>        | 28,6                               | 28,7                               | 52,4                               | 51,2                               | 19800                          | 20100                          |
| HEA <b>Kuhlmann</b><br>und <b>Kühnemund</b><br>(2000) | 27,5                               | 25,2                               | 50,2                               | 49,7                               | 20600                          | 21000                          |
| HEB <b>Kuhlmann</b><br>und <b>Fürch (1997)</b>        | 29,0                               | 24,6                               | 47,1                               | 44,0                               | 20500                          | 20400                          |
| HEB <b>Kuhlmann</b><br>und <b>Kühnemund</b><br>(2000) | 27,7                               | 24,8                               | 49,0                               | 47,6                               | 20900                          | 20400                          |

Tabelle 4.3: Traglast und Verformungskapazität der Komponente „Stützensteg auf Druck“ der Versuche von **Kuhlmann und Fürch (1997)** und **Kuhlmann und Kühnemund (2000)**

| Versuch Nr. | $N_c/N_{c,pl}$<br>[-] | $F_{c,wc,u,test}$<br>[kN] | $w_{c,wc,avail}$<br>[mm] | Versuch Nr. | $N_c/N_{c,pl}$<br>[-] | $F_{c,wc,u,test}$<br>[kN] | $w_{c,wc,avail}$<br>[mm] |
|-------------|-----------------------|---------------------------|--------------------------|-------------|-----------------------|---------------------------|--------------------------|
| A1          | 0,67                  | 465                       | 5,3                      | B1          | 0,00                  | 755                       | 12,9                     |
| A2          | 0,60                  | 453                       | 4,7                      | B2          | 0,47                  | 678                       | 6,5                      |
| A3          | 0,00                  | 532                       | 12,5                     | B3          | 0,66                  | 629                       | 4,9                      |
| A4          | 0,11                  | 481                       | 8,9                      | B4          | 0,12                  | 910                       | 22,4                     |
| A5          | 0,23                  | 473                       | 7,3                      | B5          | 0,26                  | 874                       | 17,1                     |
| A6          | 0,34                  | 467                       | 6,3                      | B6          | 0,38                  | 842                       | 13,9                     |
| A7          | 0,49                  | 455                       | 4,4                      | B7          | 0,61                  | 788                       | 10,8                     |
| A8          | 0,00                  | 493                       | 10,7                     | B8          | 0,00                  | 953                       | 28,4                     |

Anmerkung: Die Definition der vorhandenen Verformungskapazität entspricht der der Rotationskapazität nach Kapitel 2.5.7. Sie wird auf dem Niveau der plastischen charakteristischen Komponententragfähigkeit unter Ansatz von gemessenen Geometrien und Festigkeitswerten abgetragen.

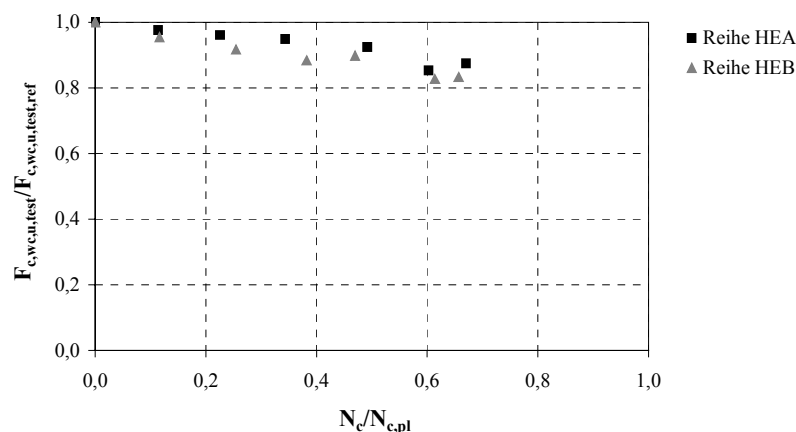


Bild 4.4: Interaktionsdiagramm Komponententraglast – Stützennormalkraft

Das Verformungsbild des Versuchskörpers B5 bei Erreichen der Traglast und am Ende der Versuchsdurchführung, in Bild 4.5 dargestellt, verdeutlicht den Duktilitätsgewinn bei Berücksichtigung des postkritischen Bereichs. Bis zur Traglast ist der sich einstellende Weg gering, der Verlust der Stabilität im Profilstege führt zu einer starken Eindrückung des Stegs. Die mit dem Messrechen nach Bild 4.2 aufgezeichneten Verformungen aus der Stegebene (Beulenhöhe) längs der Profilmittelachse und in der Achse der Lasteinleitung (z-Koordinate) bestätigen dies. Bild 4.5 a) zeigt für beide Achsen die Verformungsfigur bei Erreichen der Traglast, Bild 4.5 b) stellt die Verformungsfiguren bis zum maximal erreichten Weg gegenüber. Aus den Verformungsfiguren ist außerdem das doppelt-symmetrische Verformungsverhalten der Komponente im Grundversuch unter symmetrischer Beanspruchung zu erkennen.

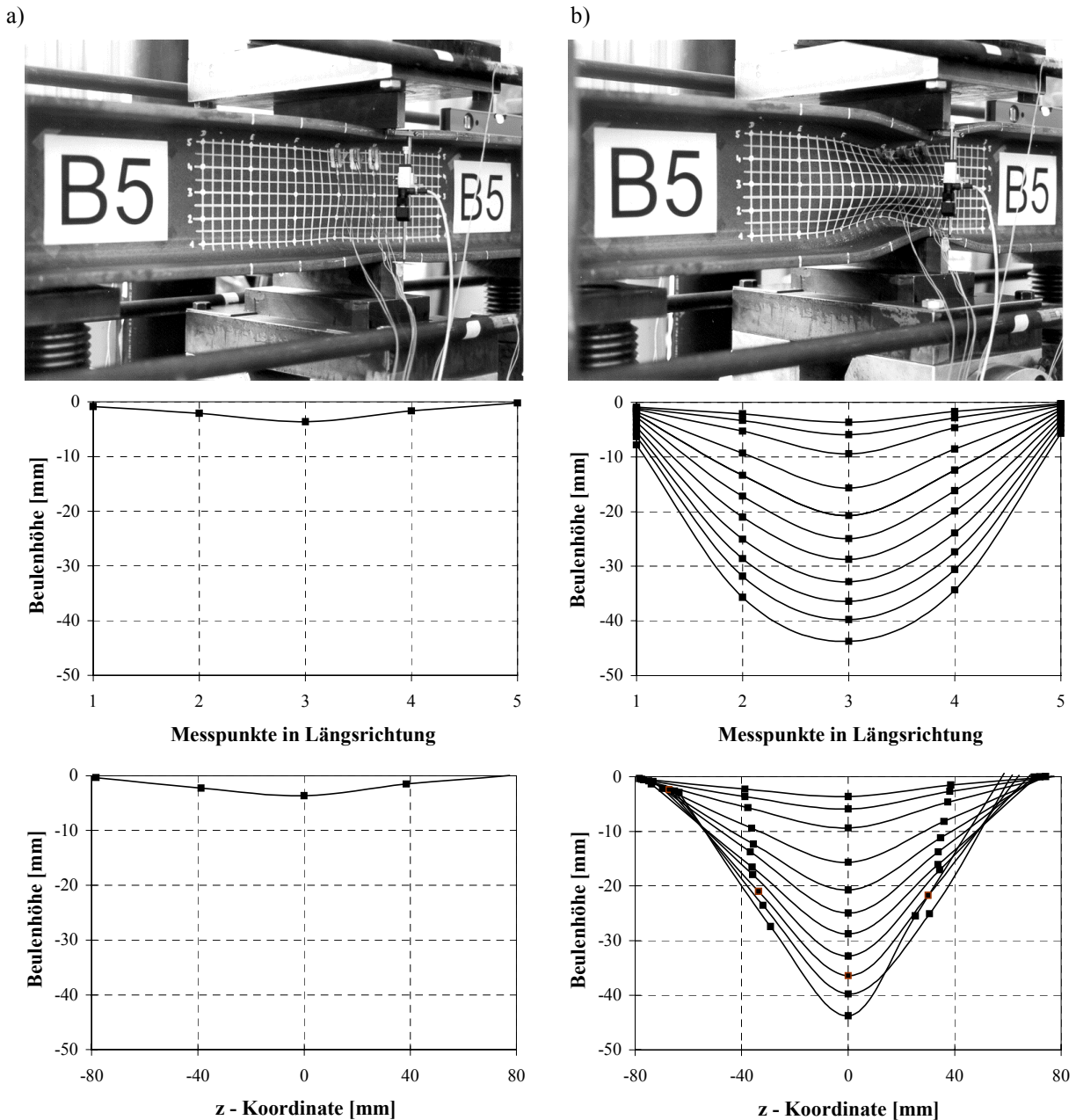


Bild 4.5: Verformungsverhalten der Komponente „Stützensteg auf Druck“ im Grundversuch B5  
a) bei Traglast und b) bis Versuchsende

Die auf die Verformungskapazität des Referenzversuchs (ohne Normalkraft) bezogene gesamte Verformungskapazität  $w_{c,wc,avail}$  nach Tabelle 4.3 jedes Versuchskörpers trägt Bild 4.6 schließ-

lich über dem Hauptparameter der Versuchsserien, dem Normalkraftverhältnis  $N_c/N_{c,pl}$  ab. Beide Größen sind linear korreliert, die Abnahme der Komponentenduktilität bei zunehmender Normalkraft ist deutlich.

Die gemessenen Komponentenlast-Verformungskurven sind in den Arbeiten von **Zoetemeijer (1980)**, **Aribert et al. (1977) (1990)**, **Klein (1985)**, **Fink (1992)**, **Angerer (1998)**, **Kuhlmann** und **Fürch (1997)** und **Kuhlmann** und **Kühnemund (2000)** enthalten und werden daher an dieser Stellen nicht eingeführt. Die Last-Verformungskurve von Versuch A7 der Versuchsserie von **Kuhlmann** und **Kühnemund (2000)** ist stellvertretend in Kapitel 4.2.7 angegeben.

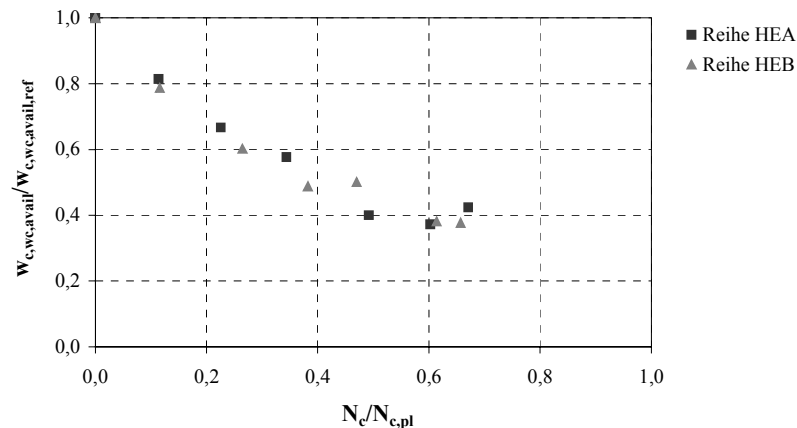


Bild 4.6: Bezogene Komponentenduktilität in Abhängigkeit des Normalkraftverhältnisses

#### 4.2.2 Tragverhalten und Modellbildung

Das statische System der Komponente „Stützensteg auf Druck“ entspricht einer streifenförmigen Scheibe, die an ihren Längsrändern durch die Flansche elastisch eingespannt ist (vgl. Bild 4.7). Sie wird infolge Stütznormalkraft durch Randspannungen  $\sigma_{N,wc}$  in Scheibenlängsrichtung beansprucht. Die Lasteinleitung der Stegdruckkraft  $F_{c,wc}$  erfolgt mittelbar in die Stegscheibe. Die Anschlusskonstruktion (Druckflansch des Riegels bei geschweißten Knoten, Stirnplatte im Druckbereich bei geschraubten Knoten) gibt ihre resultierende Last an die Flansche der Stütze ab. Diese wirken als biegesteife Balken und verteilen die Stegdruckkraft entlang dem Scheibenlängsrand entsprechend der Steifigkeit des Stegs in Querrichtung.

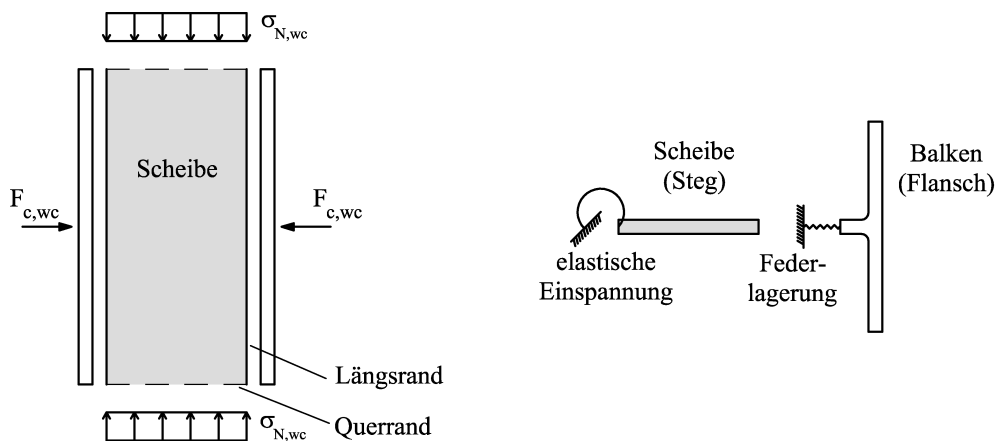
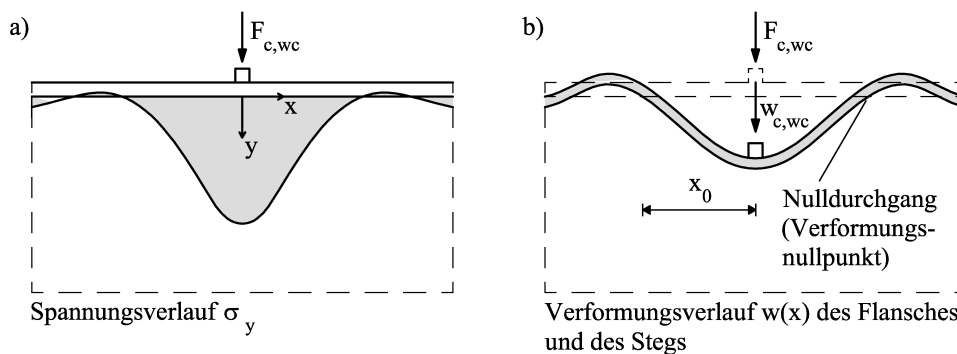


Bild 4.7: Modellbildung der Komponente „Stützensteg auf Druck“

Die Interaktion von Steg (Scheibe) und Flansch (Balken) lässt sich über das Modell des gebetteten Balkens beschreiben. Der Steg wird durch kontinuierlich angeordnete und unabhängig voneinander wirkende Federn diskretisiert, auf denen der Flansch gelagert ist.

**Elastisches Tragverhalten:** Bei großen Steghöhen  $d_{wc}$  ist das Verhältnis der Belastungslänge am Scheibenrand zur Scheibenhöhe klein. Die Scheibe kann in diesem Fall als Halbebene angesehen werden. Sie besitzt im Endlichen nur einen Rand. Diese Idealisierung wird für die eher gedrungenen Profile der Reihen HEA und HEB für den lokalen Lasteinleitungsbereich übernommen. **Girkmann (1959)** gibt für den Fall des mittelbaren Lastangriffs einer Halbebene durch eine Einzellast unter der Voraussetzung eines ebenen Spannungszustandes den Spannungsverlauf  $\sigma_y$  am Längsrand der Scheibe an, vgl. Bild 4.8. Als weitere Autoren, die sich dieser Problematik gewidmet haben, sind u.a. **Rieve (1948) (1953)** und **Vögele (1972)** zu nennen. Bild 4.8 a) zeigt, dass sich unmittelbar unter der Einzellast ein Spannungsmaximum einstellt, das mit zunehmender Entfernung von der Lasteinleitungsstelle abnimmt. Die Scheibe steht insgesamt unter zweiachsiger Beanspruchung.



$$w(x) \cdot \frac{2 \cdot c_{wc}}{F_{c,wc} \cdot \lambda} = e^{-\lambda x} \cdot (\cos \lambda x + \sin \lambda x) = F_1 \text{ mit } c_{wc} \text{ nach Gleichung (4.3), } \lambda \text{ nach Gleichung (4.23)}$$

Bild 4.8: Verlauf der a) Scheibenspannungen und b) Scheibenverformungen in y-Richtung im Lasteinleitungsbereich

Bei elastischem Verhalten des Stegs, d.h. federelastischer Bettung des Flansches ist die Stegbeanspruchung der Eindrückung am Steglängsrand proportional. Für den elastisch gebetteten Balken gibt **Ramm (1993)** die Lösung der zugehörigen Differentialgleichung an. Damit lässt sich der Verformungsverlauf des Flansches bei Einzellasteinleitung angeben, vgl. Bild 4.8 b). Die Eindrückung ist unter der Einzellast am größten und nimmt mit zunehmender Entfernung zur Einleitungsstelle ab. Am Rand des beanspruchten Bereichs erfährt der Flansch eine Verformung nach außen (vom Steg weg), schmiegt sich mit zunehmender Entfernung aber wieder an die ursprüngliche Flanschlage an. Die beschriebene Verformungsfigur konnte durch die Grundversuche bestätigt werden.

**Tragverhalten bei Plastizierung des Stegs:** Nimmt die Beanspruchung des Stegs weiter zu, beginnen die hoch beanspruchten Fasern im Lasteinleitungsbereich zu fließen, während sich die Fasern zum Scheibenquerrand hin weiterhin elastisch verhalten. Zur Erklärung des Stegverhaltens wird das Modell des gebetteten Balkens herangezogen, vgl. auch **Ungermann (1990)**. Im elastischen Bereich verhalten sich alle „Stegfedern“ nahezu starr. Die direkt unter der Lasteinleitung angeordneten „Stegfedern“ nehmen einen Großteil der Last ohne größere Flanschverformung auf. Erreichen diese Federn aber die Fließgrenze im Steg, verlieren sie an Steifigkeit. Anstelle des Elastizitätsmoduls tritt ein verringerter Verfestigungsmodul. Die zunehmende Stauchung der hochbeanspruchten „Stegfedern“ ist mit Flanschbiegeverformun-

gen verbunden. Dadurch werden die elastischen und damit steiferen Randbereiche bei geringer Verformung stärker beansprucht. Der Steg lagert folglich die Belastung um.

**Beulversagen des Stegs:** Mit Beginn des Beulens ist die maximale Tragfähigkeit des Stegs erreicht. Das statische System wechselt von dem einer Scheibe zu dem einer Platte. Das Stabilitätsverhalten der hier betrachteten streifenförmigen Scheiben liegt zwischen dem des Knickstabs und dem der auch in Querrichtung gelagerten Platte (vgl. Bild 4.9). Ein Knickstab kann infolge des mit wachsender Auslenkung nach Theorie 2. Ordnung zunehmenden Biegemomentes bei Erreichen des Querschnittswiderstands keine zusätzliche Normalkraft aufnehmen. Der Stab verfügt über keine Tragreserven und versagt bei Erreichen der maximalen Beanspruchung. Bei Platten mit Randlagerung stellt sich im ausgebeulten Zustand eine Membranwirkung ein. Die in Beanspruchungsrichtung liegenden und unter Druck stehenden Fasern werden durch quer dazu liegende Zugfasern, die am Rand der Platte verankert sind, zurückgehalten. Dadurch verfügt die Platte über eine überkritische Tragreserve. Bei der streifenförmigen Platte sind die quergerichteten Druckfasern über die Längszugfasern nur mit einer gewissen Nachgiebigkeit in den Stegrandbereichen verankert. Bei zunehmender Stegeindrückung verbraucht das zusätzliche Moment aus der Verformungswirkung nach Theorie 2. Ordnung des knickstabähnlichen Lasteinleitungsbereichs einen immer größeren Anteil des Stegwiderstands. Die zusätzlich aufnehmbare externe Last nimmt bei zunehmender Verformung immer weiter ab. Die Traglast der Komponente ist erreicht, wenn die Beanspruchung infolge externer Last und Biegemomente nach Theorie 2. Ordnung gleich dem Querschnittswiderstand im Lasteinleitungsbereich ist. Infolge der stabilisierenden Wirkung der Längszugfasern versagt der Querschnitt aber nicht sofort; vielmehr kann dadurch das Umlagerungsvermögen aus der inneren statischen Unbestimmtheit im Steg aktiviert werden.

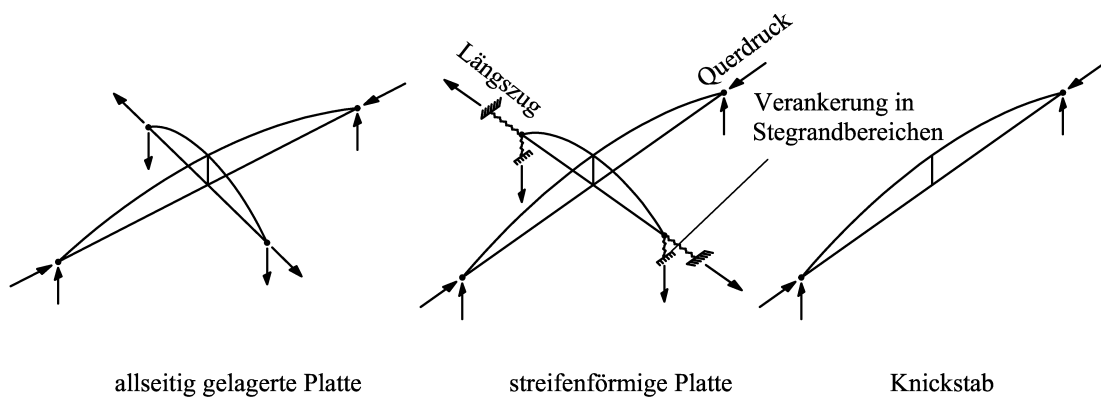


Bild 4.9: Abgrenzung des Stabilitätsverhaltens der streifenförmigen Scheibe  
(Darstellung nach **Hirt und Bez (1998)**)

Das Beulverhalten des Stegs und damit die Größe der Traglast hängt stark von der Stegslankheit ab. Schlanke Stegen verfügen nur über einen geringen Widerstand gegen Stabilitätsversagen. Die Beanspruchung aus äußerer Last erreicht den inneren Widerstand des Stegquerschnitts noch vor Erreichen der Fließgrenze in der maximal beanspruchten Faser unterhalb der konzentrierten Lasteinleitung. Die hochbelasteten Fasern im Lasteinleitungsbereich versuchen sich der Beanspruchung durch Ausweichen aus der Ausgangslage zu entziehen. Bei Laststeigerung erfahren die benachbarten Fasern dadurch eine Lastzunahme und entziehen sich nach und nach ebenfalls der Beanspruchung. Die Beule breitet sich dadurch in Profillängsrichtung aus. Gleichzeitig nehmen die stabilisierenden Längsmembranspannungen ab, da mit zunehmender Beulenbildung die Einspannwirkung des Stegs geringer wird. Dies führt zu einer Abnahme der Querspannungen insbesondere im Lasteinleitungsbereich. **Unger-**

**mann (1990)** vergleicht das Spannungsbild des Stegs mit dem einer gedrückten Platte (vgl. Bild 4.10). Die größere Eindrückung im Steg infolge Beulen führt zu einer Zunahme der Flanschverformungen und damit zu einer stärkeren Lastumlagerung in die Randbereiche des Stegs.

Gedrungene Stege besitzen einen größeren inneren Widerstand gegenüber der äußeren Beanspruchung. Die Lastumlagerung in benachbarte Stegfasern erfolgt zunächst nur infolge Stauchung der hochbelasteten Stegbereiche. Erst unter größeren Lasten, die zum Fließen oder zu Verfestigungen der Stegfasern im Einleitungsbereich führen, reicht der Widerstand des hochbeanspruchten Stegbereichs nicht mehr aus um die äußere Last aufzunehmen. Der Steg beult im plastischen Bereich bzw. im Verfestigungsbereich aus.

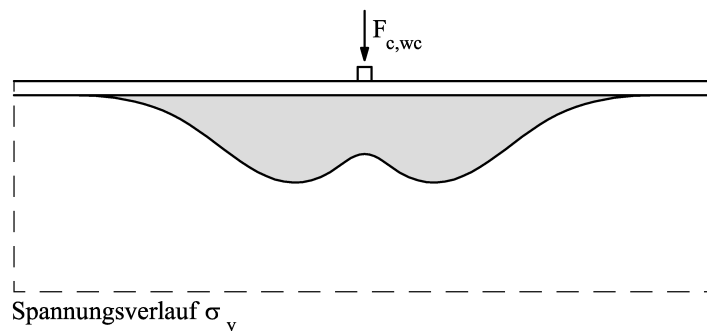


Bild 4.10: Spannungsbild des gebeulten Stegs

**Tragverhalten im ausgebeulten Zustand:** Nach Durchschreiten des Lastmaximums wächst das innere Biegemoment im Lasteinleitungsbereich des Steg infolge der Verformungswirkung nach Theorie 2. Ordnung immer stärker an. Folglich stellt der Querschnitt einen immer kleiner werdenden Anteil zur Abtragung der Stegdruckkraft  $F_{c,wc}$  zur Verfügung. Bei weggesteuerter Lasteinleitung sinkt daher die aufnehmbare Komponentenkraft bei wachsender Eindrückung. Ein Versagen des Querschnitts wird durch Umlagerung in Stegrandbereiche - im Gegensatz zum Knickstab - vermieden. Die sich in Längsrichtung ausbreitende Beule lässt sich durch ein Fließlinienmodell abbilden. Der Querschnittswiderstand im Steg wird als in den Fließlinien konzentriert wirkend angenommen. Die Stegbereiche dazwischen verhalten sich wie Starrkörper. Die im Last-Verformungsdiagramm dargestellte Kurve zeigt eine abfallende Charakteristik, d.h. bei Wegzunahme verringert sich die zugehörige Stegdruckkraft.

**Einfluss von Längsspannungen im Profil:** Wirken neben den Spannungen aus lokaler Lasteinleitung Spannungen in Profillängsrichtung so ist die Interaktion aus beiden Beanspruchungen zu überprüfen. **Ungermann (1990)** fasst diesbezügliche Untersuchungen verschiedener Autoren an schlanken Trägern mit Einzellasteinleitung zusammen. Bild 4.11 verdeutlicht, dass eine Zunahme des experimentell bestimmten Biegemoments  $M$  im Träger, die Größe der aufnehmbaren Einzellast  $P$  im Versuch verringert. In Bild 4.11 ist  $M$  auf die Momenten Tragfähigkeit  $M_u$  des Trägers nach **DIN V ENV 1993-1-1: Eurocode 3 (1993)** und  $P$  auf die von **Ungermann (1990)** angegebene Einzellasttragfähigkeit  $P_u$  bezogen. Die Punkteschar folgt etwa einer Geraden mit Neigung zu einer Parabel. Die ebenfalls dargestellten Interaktionsbeziehungen nähern den Verlauf der Punkteschar unterschiedlich gut an.



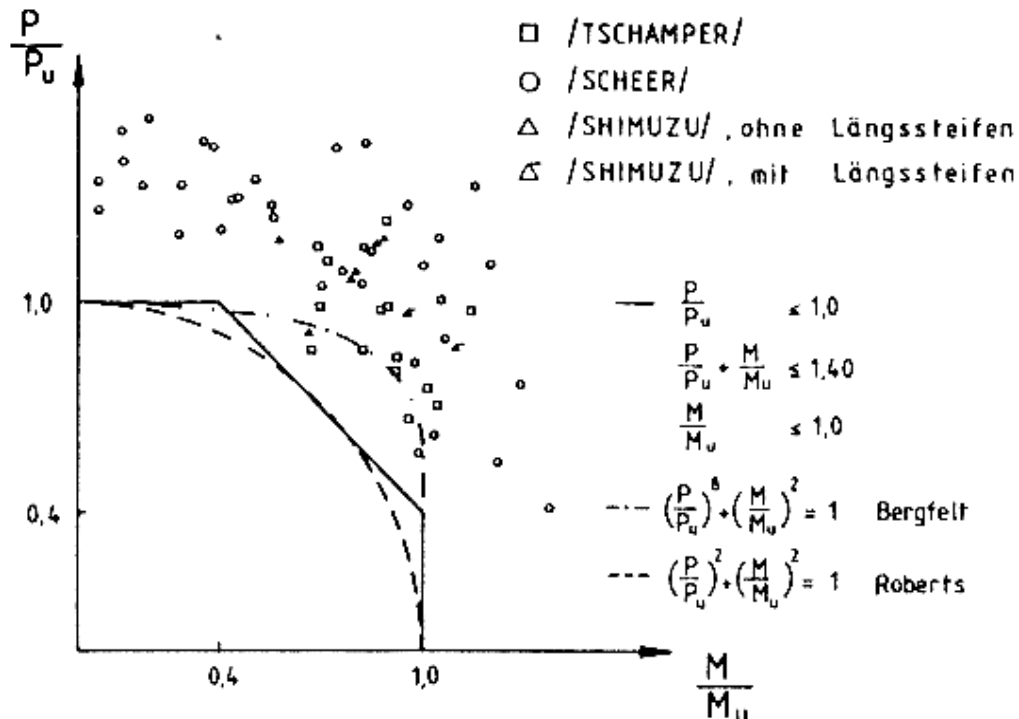


Bild 4.11: Interaktion von Biegemoment und Einzellast in Trägern (aus Ungermann (1990))

Schneidet man im Lasteinleitungsbereich des Stags ein infinites Element aus, so unterliegt es infolge der Längsspannungen im Profil und der Beanspruchung aus Einzellast einem mehrachsigen Spannungszustand. Fließvorgänge bei mehrachsigen Spannungszuständen lassen sich durch die Hypothese der konstanten Gestaltänderungsenergie beschreiben. Die Gestaltänderungsarbeit des ebenen Spannungszustandes wird auf den einachsigen Spannungszustand zurückgeführt. Dadurch kann eine Aussage über das Fließverhalten bei Querlasteinleitung getroffen werden, wenn gleichzeitig eine Längsspannung im Profil vorhanden ist. Als Bezugsgröße dient die Vergleichsspannung. Wird die Vergleichsspannung gleich der Fließgrenze gesetzt und damit ein Versagenskriterium definiert (vgl. Vorgehen von v. Mises, Huber, Hencky), so kann bei Längsdruck im Element die Querbeanspruchung die Fließgrenze etwas übersteigen, ohne dass das Versagenskriterium überschritten wird. Dabei wird vorausgesetzt, dass kein Stabilitätsversagen eintritt. Eine Zugbeanspruchung reduziert dagegen die aufnehmbare Querlast bei gleichzeitiger Erfüllung der Grenzbedingung.

Die Hypothese der konstanten Gestaltänderungsenergie für den mehrachsigen Spannungszustand lässt sich bei Stabilitätsversagen nicht mehr aufrechterhalten. Infolge Druckbeanspruchung im Profil verlieren die stabilisierenden Längsfasern teilweise ihre Wirkung. Die Rückverankerung der in Lasteinleitungsrichtung liegenden Fasern (Membraneffekt) vermindert sich, so dass der Beulbeginn um so früher einsetzt, je größer die Längsdruckbeanspruchung ist. Das Umlagerungsvermögen in die Stegrandbereiche ist weiterhin vorhanden.

**Last-Verformungskurve der Komponente:** Zur Beschreibung der vollständigen Last-Verformungskurve der Komponente „Stützensteg auf Druck“ stehen die in den nachfolgenden Kapiteln zusammengestellten analytisch-mechanischen Modelle zur Verfügung, mit denen sich die jeweiligen charakterisierenden Kenngrößen nach Bild 4.12 berechnen lassen.

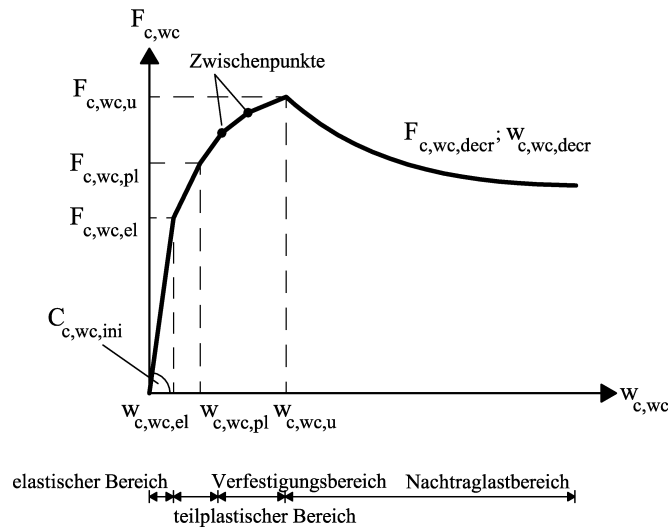


Bild 4.12: Charakterisierende Kenngrößen der Komponente „Stützensteg auf Druck“

### 4.2.3 Ein Modell für den elastischen Bereich

**ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** gibt für den elastischen Bereich der Komponente „Stützensteg auf Druck“ ein Steifigkeitsmodell an, das auf **Jaspart (1991)** und **Atamaz Sibai (1991)** zurückgeht. Der Widerstand des Stegs gegen Eindrückung wird am elastisch gebetteten Balken bestimmt. Die Federsteifigkeit einer diskreten Feder der elastischen Bettung geben **Jaspart (1991)** und **Atamaz Sibai (1991)** zu

$$c_{wc}' = E \cdot \frac{t_{wc}}{d_{wc}} \quad (4.1)$$

mit  $t_{wc}$ : Dicke des Stützenstegs  
 $d_{wc}$ : Höhe des Stützenstegs

an. Mittels der Lösung der Differentialgleichung des elastisch gebetteten Balkens lässt sich ein Zusammenhang zwischen der Komponentenkraft  $F_{c,wc}$  und der sich einstellenden Verformung  $w_{c,wc}$  angeben. **Jaspart (1991)** leitet daraus schließlich den Steifigkeitskoeffizienten der Stegdruckkomponente ab, vgl. Gleichung (4.2). Die effektive Breite im elastischen Bereich setzt er zu  $2/3$  ( $\approx 0,7$ ) der effektiven Breite im plastischen Grenzzustand an. Die Formulierung nach Gleichung (4.2) bezieht sich auf die gesamte Steghöhe  $d_{wc}$ .

Im elastischen Bereich bestimmt sich die Steifigkeit mit dem Faktor 0,7 zu

$$k_{c,wc} = 0,7 \cdot b_{\text{eff},c,wc,pl} \cdot \frac{t_{wc}}{d_{wc}} \quad (4.2)$$

mit  $b_{\text{eff},c,wc,pl}$ : effektive Breite der plastischen Grenzlast nach Gleichung (4.7)

Wird, wie im vorliegenden Fall, die Stegfeder in eine rechte und eine linke Einleitungsfeder aufgeteilt so ist entsprechend den Federgesetzen der Steifigkeitskoeffizient der Komponente „Stützensteg auf Druck“ im Vergleich zur gesamten Stegfeder zu verdoppeln. In Abwandlung zu **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** wird als Anfangsfedersteifigkeit der Komponente einer Knotenseite Gleichung (4.3) angesetzt.

$$C_{c,wc,ini} = 0,7 \cdot b_{\text{eff},c,wc,pl} \cdot c_{wc} = 0,7 \cdot b_{\text{eff},c,wc,pl} \cdot 2 \cdot \frac{t_{wc}}{d_{wc}} \cdot E \cdot k_0 \quad (4.3)$$

mit  $k_0$ : Kalibrierungsfaktor nach Gleichung (4.4) aus Vergleich mit Versuchen

Ein Vergleich mit Versuchsergebnissen zeigt, dass die rechnerische Anfangssteifigkeit deutlich über der gemessenen liegt. Aus Vergleich von Versuch und Rechnung konnten vom Verfasser Kalibrierungsfaktoren nach Gleichung (4.4) gewonnen werden. Wie ersichtlich, stimmen die Faktoren für die verschiedenen Knotenkonfigurationen nicht überein. Die Komponente im Grundversuch und die Komponente am geschweißten Knoten besitzen mit 0,24 und 0,29 etwa gleiche Faktoren, dagegen muss die Komponente am geschraubten Knoten weniger stark abgemindert werden.

Die Integration der Federsteifigkeiten der diskreten Bettungsfedern über die aktivierte effektive Breite bestimmt die Federsteifigkeit der Komponente. Wird im Druckbereich eine größere effektive Breite erreicht, kann der Widerstand folglich gesteigert werden. Die numerische Berücksichtigung der effektiven Breite in Gleichung (4.3) erfasst diesen Effekt nicht ausreichend. Der aus Versuchen gewonnene Faktor  $k_0$  nach Gleichung (4.4) gleicht dies durch Modifikation der Federsteifigkeiten der diskreten Bettungsfedern aus. Damit liegt der Steifigkeitskoeffizient des Grundversuchs in der Größenordnung des Steifigkeitskoeffizienten der Komponente am Verbundknoten mit Kontaktstück nach *ECCS (1999)* (Vorfaktor 0,2). Für geschweißte Knoten ist der Steifigkeitskoeffizient deutlich kleiner als in *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* angegeben, für geschraubte Knoten liegen der Wert nach *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* und der kalibrierte Wert nahe beieinander (vergleiche jeweils Gleichung (4.2) mit Gleichung (4.3)).

$$k_0 = \begin{cases} 0,24 & \text{Grundversuch} \\ 0,29 & \text{geschweißte Knoten} \\ 0,44 & \text{geschraubte Knoten} \end{cases} \quad (4.4)$$

Im elastischen Grenzzustand ist die Spannung  $\sigma_y$  der maximal beanspruchten Mittelfaser der Spannungsverteilung nach Bild 4.8 kleiner als die Fließgrenze des Steggrundmaterials. Das Tragmodell für die elastische Grenzlast nach *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* setzt diese in ein konstantes Verhältnis zur plastischen Grenzlast. *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* definiert die elastische Grenzlast zu:

$$F_{c,wc,el} = \frac{2}{3} \cdot F_{c,wc,pl} \quad (4.5)$$

mit  $F_{c,wc,pl}$ : plastische Grenzkraft nach Gleichung (4.8)

Unter der elastischen Grenzlast erreicht die Komponente damit die Verformung

$$w_{c,wc,el} = \frac{F_{c,wc,el}}{C_{c,wc,ini}} \quad (4.6)$$

#### 4.2.4 Ein Modell für den plastischen Grenzzustand

**ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** verwendet zur Definition eines plastischen Grenzzustandes das Konzept der effektiven Breite. Die sich am Stegrand einstellenden variablen Spannungen infolge lokaler Lasteinleitung nach Bild 4.8 werden in eine konstante Spannung über einer Breite  $b_{\text{eff,c,wc,pl}}$  mit gleicher Spannungsergebnis umgerechnet. Erreichen die Ersatzspannungen auf der gesamten Breite  $b_{\text{eff,c,wc,pl}}$  die Fließgrenze, ist per Definition der plastische Grenzzustand der Komponente erreicht. Die maximal beanspruchten Fasern in Bild 4.8 erfahren dabei bereits erste Verfestigungen. Die effektive Breite im plastischen Grenzzustand addiert sich aus der Lasteinleitungsbreite zuzüglich einer Breite infolge Lastausbreitung der eingeleiteten Kraft im Stützenflansch und im Ausrundungsradius zwischen Steg und Flansch. Das Ausbreitungsverhältnis wird zu 1 : 2,5 angenommen. Gleichung (4.7) stellt für die untersuchten Knotenkonfigurationen der Arbeit die rechnerischen Ansätze der effektiven Breite zusammen.

$$b_{\text{eff,c,wc,pl}} = \begin{cases} t_{\text{st}} + 5 \cdot (t_{\text{fc}} + r_{\text{c}}) & \text{Grundversuch} \\ t_{\text{fb}} + 2 \cdot \sqrt{2} \cdot a_{\text{f}} + 5 \cdot (t_{\text{fc}} + r_{\text{c}}) & \text{geschweißte Knoten} \\ t_{\text{fb}} + 2 \cdot \sqrt{2} \cdot a_{\text{f}} + t_{\text{ep}} + \min(t_{\text{ep}}; u) + 5 \cdot (t_{\text{fc}} + r_{\text{c}}) & \text{geschraubte Knoten} \end{cases} \quad (4.7)$$

mit  $t_{\text{st}}$ : Dicke der Lasteinleitungsleiste  
 $u$ : unterer Stirnplattenüberstand

Die Grenzkraft des plastischen Grenzzustandes nach Gleichung (4.8) ergibt sich als Produkt aus effektiver Fläche und Fließgrenze des Steggrundmaterials. Abminderungsfaktoren  $k_{\text{wc}}$  und  $\rho$  berücksichtigen die Wirkung einer Stütznormalkraft und ein mögliches Beulen des Stegs im teilplastisierten Zustand. Der Abminderungsfaktor für Beulen ist entsprechend **prEN 1993-1-8, Eurocode 3 (2002)** dem aktuellen Stand angepasst.

$$F_{\text{c,wc,pl}} = f_{\text{y,wc}} \cdot t_{\text{wc}} \cdot b_{\text{eff,c,wc,pl}} \cdot k_{\text{wc}} \cdot \rho \quad (4.8)$$

mit  $f_{\text{y,wc}}$ : Fließgrenze des Stützenstegs  
 $k_{\text{wc}}$ : Abminderungsfaktor für Stütznormalkraft nach Gleichung (4.9)  
 $\rho$ : Abminderungsfaktor für Beulen nach Gleichung (4.10)

$$k_{\text{wc}} = \begin{cases} 1 & \text{für } \sigma_{\text{N,wc}} \leq 0,5 \cdot f_{\text{y,wc}} \\ 1,25 - 0,5 \cdot \frac{\sigma_{\text{N,wc}}}{f_{\text{y,wc}}} & \text{für } \sigma_{\text{N,wc}} > 0,5 \cdot f_{\text{y,wc}} \end{cases} \quad (4.9)$$

$$\text{mit } \sigma_{\text{N,wc}} = \frac{N_{\text{wc}}}{d_{\text{wc}} \cdot t_{\text{wc}}}$$

$N_{\text{wc}}$ : Anteil der einwirkenden Stütznormalkraft im Steg

$$\rho = \begin{cases} 1 & \text{für } \bar{\lambda}_{\text{p}} \leq 0,72 \\ \frac{\bar{\lambda}_{\text{p}} - 0,2}{\bar{\lambda}_{\text{p}}^2} & \text{für } \bar{\lambda}_{\text{p}} > 0,72 \end{cases} \quad (4.10)$$

$$\text{mit } \bar{\lambda}_p = 0,932 \cdot \sqrt{\frac{b_{\text{eff},c,wc,pl} \cdot d_{wc} \cdot f_{y,wc}}{E \cdot t_{wc}^2}}$$

Die plastische Grenzverformung ermittelt sich nach **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** aus der plastischen Grenzkraft und einem gegenüber  $C_{c,wc,ini}$  abgeminderten Steifigkeitswert. Sie kann als Vielfaches der elastischen Grenzverformung angegeben werden.

$$w_{c,wc,pl} = \frac{F_{c,wc,pl}}{C_{c,wc,ini} / \mu} = 4,5 \cdot w_{c,wc,el} \quad (4.11)$$

mit  $\mu = 3$ : Steifigkeitsverhältnis des plastischen Grenzzustands

Der Kurvenverlauf zwischen der plastischen Grenzlast und der Traglast nach Kapitel 4.2.5 kann durch geradlinige Abschnitte beliebig genau angenähert werden. Die Ermittlung zugehöriger Zwischenpunkte erfolgt mit Gleichung (4.12) und Gleichung (4.13). Die Faktoren  $k_{x,i}$  und  $k_{y,i}$  ergeben sich aus Vergleich mit Versuchen. Es werden  $i = 2$  Zwischenpunkte angegeben.

$$w_i = w_{c,wc,pl} + k_{x,i} \cdot (w_{c,wc,u} - w_{c,wc,pl}) \quad (4.12)$$

$$F_i = F_{c,wc,pl} + k_{y,i} \cdot (F_{c,wc,u} - F_{c,wc,pl}) \quad (4.13)$$

mit  $k_{x,1} = 0,3$ ;  $k_{x,2} = 0,6$

$k_{y,1} = 0,6$ ;  $k_{y,2} = 0,9$

$w_{c,wc,u}$ : Verformung bei Traglast

$F_{c,wc,u}$ : Komponententraglast nach Gleichung (4.22)

#### 4.2.5 Das Traglastmodell

Infolge weiterer Verfestigungen des Grundmaterials können die Stegfasern im Lasteinleitungsbereich höhere Beanspruchungen erreichen als im Modell nach Gleichung (4.8) angenommen. Unter Maximallast entspricht die Spannung der maximal beanspruchten Faser nach Bild 4.8 der Stegzugfestigkeit. Die zugehörige Last wird als Quetschlast bezeichnet. Für gewalzte Profile der Reihen HEA/HEB ist i. d. Regel ein Beulversagen vor Erreichen der Quetschlast zu erwarten. Das Traglastmodell für die vorliegende Aufgabenstellung soll die Beullast unter Ansatz des sich einstellenden Plastizierungs- bzw. Verfestigungsgrads im Steg angeben. Die daraus abgeleitete Traglast definiert die maximal erreichbare Last der Komponente „Stützensteg auf Druck“.

Grundlage des Traglastmodells bilden Grenztragfähigkeitsuntersuchungen von **Ungermann (1990)** für Einzellasteinleitung in unversteifte Stege. Für gedrungene Profile entwickelt er ein Tragfähigkeitsmodell, das die Beullast für plastisches Materialverhalten angibt. Nachfolgend werden die wesentlichen Entwicklungsschritte seines Modells erläutert und daraus eine Formulierung für die vorliegende Aufgabenstellung abgeleitet.

**Rieve (1948)** gibt für die höchstbelastete Stegfaser der nichtlinearen Spannungsverteilung im elastischen Zustand nach Bild 4.8 eine Näherungslösung an. Danach folgt  $\sigma_{y,max}$  zu

$$\sigma_{y,\max} = 0,318 \cdot \frac{F_{c,wc}}{t_{wc}} \cdot \sqrt[3]{\frac{t_{wc} \cdot E_{wc}}{J_{c,fc} \cdot E_{fc}}} \quad (4.14)$$

mit  $J_{c,fc}$ : Trägheitsmoment des Stützenflansches im Knotendruckbereich bzgl. der Biegeachse des elastisch gebetteten Balkens.

**Ungermann (1990)** ersetzt die nichtlineare Spannungsverteilung nach Bild 4.8 durch einen äquivalenten Spannungsblock der Breite  $2c_R$ .

$$2c_R = 3,145 \cdot \sqrt[3]{\frac{J_{c,fc} \cdot E_{fc}}{t_{wc} \cdot E_{wc}}} \quad (4.15)$$

Die maximal mögliche Beanspruchung stellt sich ein, wenn die Fasern der Ersatzbreite die Zugfestigkeit erreichen. Ein vorzeitiges Beulen vermindert die Traglast der Komponente. Im Modell des gebetteten Balkens verlieren die Bettungsfedern unter der Lasteinleitung ihre elastische Steifigkeit bei ersten Plastizierungen im Steg. Bei weiterer Laststeigerung bis zur Traglast nimmt die Steifigkeit weiter ab, ist aber immer von endlicher Größe. Ist die Bestimmung des Steifigkeitsmoduls bei Versagen der Komponente möglich, kann eine modifizierte Ersatzbreite  $b_{\text{eff},c,wc,u}$  für die Beullast und damit die Traglast der Komponente angegeben werden.

**Ungermann (1990)** bestimmt den Steifigkeitsmodul bei Versagen an einem Beulfeld der Länge  $d_{wc}$  und der zunächst noch unbekanntem Breite  $b_{\text{eff},c,wc,u}$  unter konstanter Längsbeanspruchung  $\sigma_y$ . Er unterteilt die Platte in Längs- und Querstreifen und ordnet den Längsstreifen in Beanspruchungsrichtung den Steifigkeitsmodul  $E_{\text{buck}}$  zu. Für weiterhin elastisches Materialverhalten in Plattenquerrichtung stellt das Beulfeld damit eine orthotrope Platte dar.

Die Lösung der Differentialgleichung (4.16) für die orthotrope Platte bringt **Ungermann (1990)** in die bekannte Form aus Produkt von Bezugsspannung und Beulwert.

$$\delta_y \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} + 2 \cdot \delta_{xy} \cdot \frac{\partial^4 w}{\partial y^2 \partial x^2} + \delta_x \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} = \frac{t_{wc}}{D} \cdot \sigma_y \cdot \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \quad (4.16)$$

mit  $D = EJ = E \cdot \frac{t_{wc}^3}{12 \cdot (1 - \nu^2)}$

$\delta_y = E_{\text{buck}} / E$ ;  $\delta_{xy} = \sqrt{\delta_y}$ ;  $\delta_x = 1$ : Orthotropiefaktoren

$\nu$ : Querdehnzahl

Mit einem minimalen Beulwert von

$$k_{\sigma_y,\min} = 4 \cdot \sqrt{\frac{E_{\text{buck}}}{E}} \quad (4.17)$$

bestimmt sich schließlich die Beulspannung zu:

$$\sigma_{cr,\min} = 4 \cdot \sqrt{\frac{E_{\text{buck}}}{E}} \cdot \sigma_e \quad (4.18)$$

$$\text{mit } \sigma_e = \frac{E \cdot \pi^2}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \left( \frac{t_{wc}}{b_{\text{eff},c,wc,u}} \right)^2$$

Als Beulspannung wird zunächst - im Gegensatz zu *Ungermann (1990)* - die Zugfestigkeit des Stegs zugelassen. Aus Gleichung (4.18) wird  $E_{\text{buck}}$  freigestellt und in Gleichung (4.15) für  $E_{wc}$  eingesetzt. Damit ergibt sich die gesuchte Breite des modifizierten Spannungsblocks für die Bestimmung der Traglast.

$$b_{\text{eff},c,wc,u} = 3,145 \cdot 3 \sqrt{\frac{J_{c,fc}}{t_{wc}} \cdot \left\{ \frac{\pi^2 \cdot E}{f_{u,wc} \cdot 3 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \left( \frac{t_{wc}}{b_{\text{eff},c,wc,u}} \right)^2 \right\}^2} \quad (4.19)$$

mit  $f_{u,wc}$ : Zugfestigkeit des Stützenstegs

Mit  $\nu = 0,3$  wird nach  $b_{\text{eff},c,wc,u}$  umgestellt und damit die effektive Breite bei Traglast angegeben. Die Ausführungen von *Ungermann (1990)* gelten für eine am Flansch angreifende Einzellast ohne geometrische Ausdehnung. Für die effektive Breite  $b_{\text{eff},c,wc,u}$  der hier betrachteten realen Knoten wird die Breite durch den Ansatz additiver Glieder entsprechend Gleichung (4.20) ergänzt.

$$b_{\text{eff},c,wc,u} = 2,359 \cdot 7 \sqrt{\frac{J_{c,fc} \cdot t_{wc}^3 \cdot E^2}{f_{u,wc}^2}} + \begin{cases} t_{st} & \text{Grundversuch} \\ t_{fb} + 2 \cdot \sqrt{2} \cdot a_f & \text{geschweißte Knoten} \\ t_{fb} + 2 \cdot \sqrt{2} \cdot a_f + t_{ep} + \min(t_{ep}; u) & \text{geschraubte Knoten} \end{cases} \quad (4.20)$$

Die Erfassung des Einflusses einer Stützensnormalkraft auf die Traglast der Komponente erfolgt über ein Interaktionsdiagramm, das aus einer Versuchsbetrachtung abgeleitet wird. Für die Versuche von *Fink (1992)*, *Kuhlmann* und *Fürch (1997)* und *Kuhlmann* und *Kühnemund (2000)* wird die Traglast im Versuch auf die rechnerische Traglast nach Gleichung (4.21) bezogen und das Verhältnis von Längsspannung zu Zugfestigkeit gebildet. Bild 4.13 stellt die Punkteschar dar. Den mathematischen Zusammenhang formuliert eine Kreisgleichung, vgl. dazu auch Bild 4.11.

$$F_{c,wc,u} = b_{\text{eff},c,wc,u} \cdot t_{wc} \cdot f_{u,wc} \cdot k_1 \quad (4.21)$$

mit  $k_1$ : Kalibrierungsfaktor nach Gleichung (4.22)

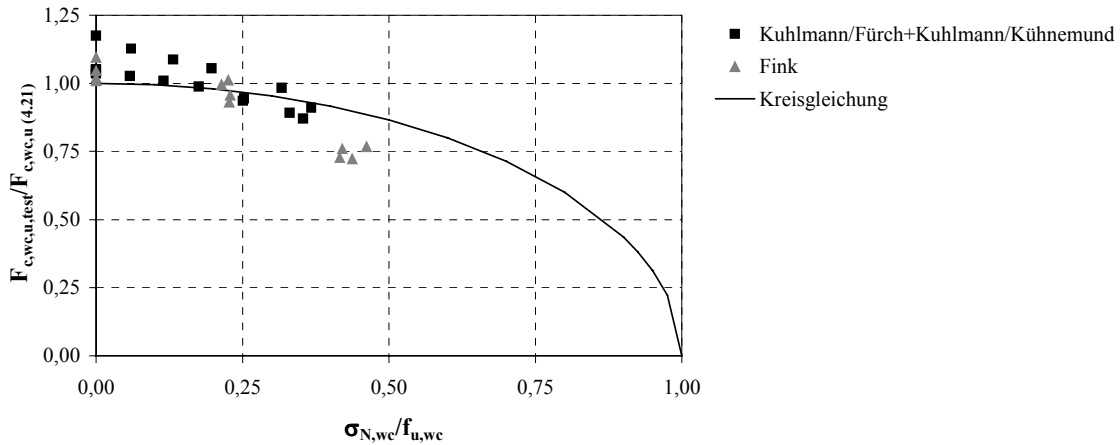


Bild 4.13: Interaktionsdiagramm für Stegdruckversagen bei gleichzeitiger Wirkung einer Stütznormalkraft

Die Beultragfähigkeit unter der Annahme vollständig verfestigter Stegfasern im Bereich der effektiven Breite  $b_{eff,c,wc,u}$  ergibt sich aus Gleichung (4.21) mit  $k_1 = 1$  unter Berücksichtigung der Interaktionsbeziehung. Der Ansatz vollständiger Verfestigung innerhalb der effektiven Breite  $b_{eff,c,wc,u}$  überschätzt i. d. Regel die Größe der erreichten Spannungen. Ein Vergleich mit Ergebnissen von Komponentenversuchen sowie von geschweißten und geschraubten Knoten nach Kapitel 5 in Bild 4.14 bestätigt dies.

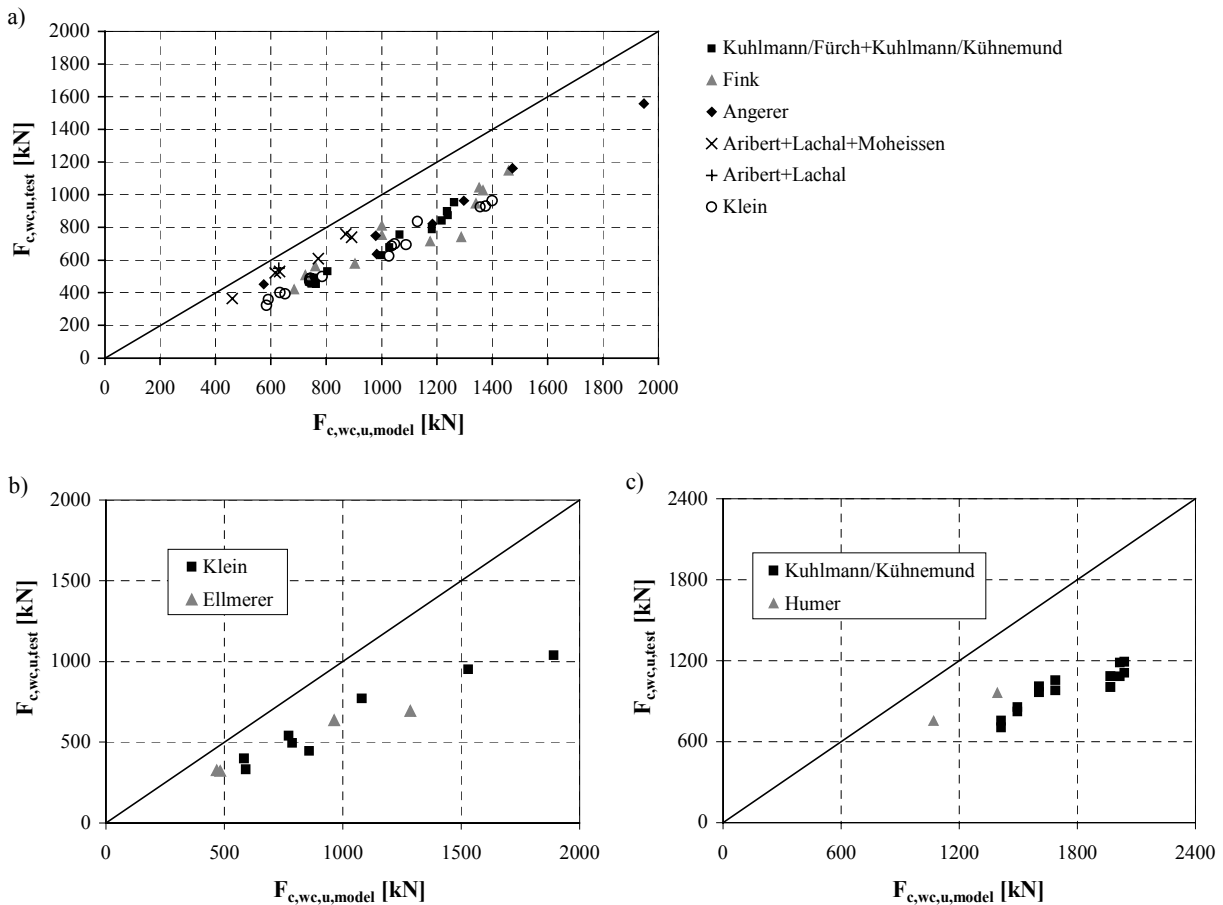


Bild 4.14: Gegenüberstellung von Versuchstraglast und Modelltraglast nach Gleichung (4.21) mit  $k_1 = 1$  unter Berücksichtigung der Interaktionsbeziehung a) Grundversuch b) geschweißte und c) geschraubte Knoten



Die Komponente versagt maximal bei einer Teilverfestigung des Steggrundmaterials. Das Verhältnis  $(f_{\text{buck}} - f_{y,\text{wc}})/(f_{u,\text{wc}} - f_{y,\text{wc}})$  definiert den Verfestigungsgrad bei Beulversagen. Er hängt primär vom Festigkeitsverhältnis  $f_{u,\text{wc}}/f_{y,\text{wc}}$  ab. Ein hoher Wert  $f_{u,\text{wc}}/f_{y,\text{wc}}$  bedingt ein Beulversagen unter geringer Stegverfestigung, liegen  $f_{u,\text{wc}}$  und  $f_{y,\text{wc}}$  nahe beieinander ist der Verfestigungsgrad bei Beulbeginn hoch. Bild 4.15 stellt die Korrekturfaktoren des Traglastmodells gegenüber den Traglasten im Versuch in Abhängigkeit des Festigkeitsverhältnisses dar. Die Wertepaare sind ansatzweise linear korreliert; die Gleichung der Regressionsgeraden geht als Korrekturterm in die Bestimmung der Traglast ein. Die an der Stegzugfestigkeit orientierte Traglast nach Gleichung (4.21) wird damit entsprechend stärker abgemindert, je größer  $f_{u,\text{wc}}/f_{y,\text{wc}}$  ist.

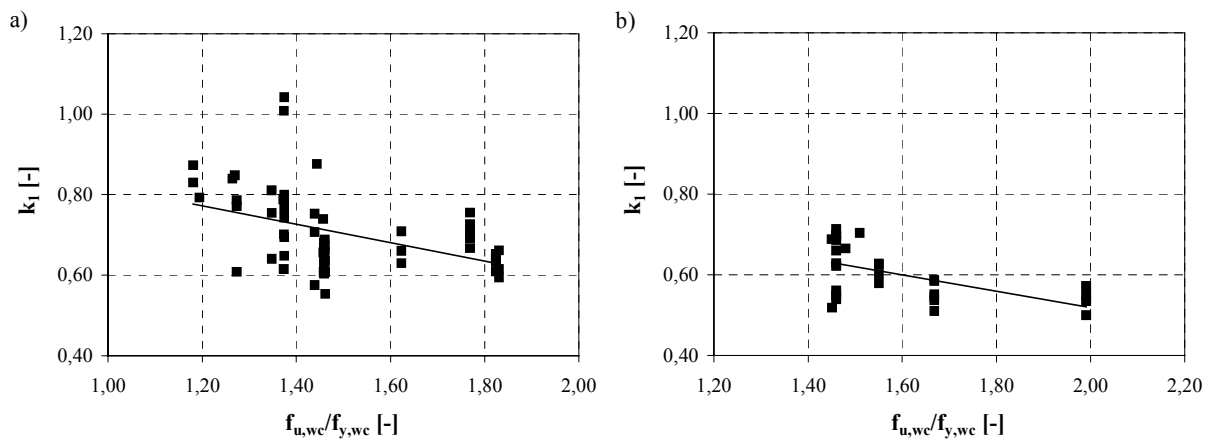


Bild 4.15: Korrekturfaktoren der Traglast in Abhängigkeit des Festigkeitsverhältnisses  
a) Grundversuch b) geschweißte und geschraubte Knoten

Bild 4.16 zeigt schließlich den Vergleich zwischen korrigierter Traglast nach Gleichung (4.22) und den Traglasten im Versuch. Ein Korrelationskoeffizient von 0,95 zeigt die sehr gute Abbildung der Komponententraglast durch das Modell, die Standardabweichung ist mit 11,3 % gering. Im Mittel erreichen die Traglasten im Versuch 99 % der rechnerischen Werte. Die Gültigkeit der angenommenen Interaktionsbeziehung für die gleichzeitige Wirkung einer Stütznormalkraft wird ebenso bestätigt.

$$F_{c,\text{wc},u} = k_1 \cdot b_{\text{eff},c,\text{wc},u} \cdot t_{\text{wc}} \cdot f_{u,\text{wc}} \cdot \sqrt{1 - \left( \frac{\sigma_{N,\text{wc}}}{f_{u,\text{wc}}} \right)^2} \quad (4.22)$$

$$\text{mit } k_1 = \begin{cases} -0,23 \cdot (f_{u,\text{wc}} / f_{y,\text{wc}}) + 1,05 & \text{Grundversuch} \\ -0,20 \cdot (f_{u,\text{wc}} / f_{y,\text{wc}}) + 0,92 & \text{geschweißte/geschraubte Knoten} \end{cases}$$

und  $1,05 \leq f_{u,\text{wc}}/f_{y,\text{wc}} \leq 2,00$  (als baupraktisch sinnvolle Begrenzung)

Bei der Berechnung der plastischen Grenztragfähigkeit nach Gleichung (4.8) aus **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** und der Traglast der Komponente „Stützensteg auf Druck“ nach der hier hergeleiteten Gleichung (4.22) zeigt sich insbesondere für Knoten, dass beide Tragfähigkeitsgleichungen Kräfte gleicher Größenordnung liefern. Die plastische Grenztragfähigkeit  $F_{c,\text{wc},\text{pl}}$  ist über das Lastausbreitungsverhältnis an der Versuchstraglast kalibriert. Damit definiert **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** als plastische Grenzlast unter Berücksichtigung

des Abminderungsfaktors  $\rho$  für Beulen die eigentliche Traglast der Komponente. Die eigene Gleichung für  $F_{c,wc,u}$  basiert auf einem Modell für Beulversagen und berücksichtigt gleichzeitig den Verfestigungsgrad der Komponente bei Versagen. Der Wert wird als genauer angesehen und bei der Modellierung des Tragverhaltens der Komponente als Traglast angesetzt.

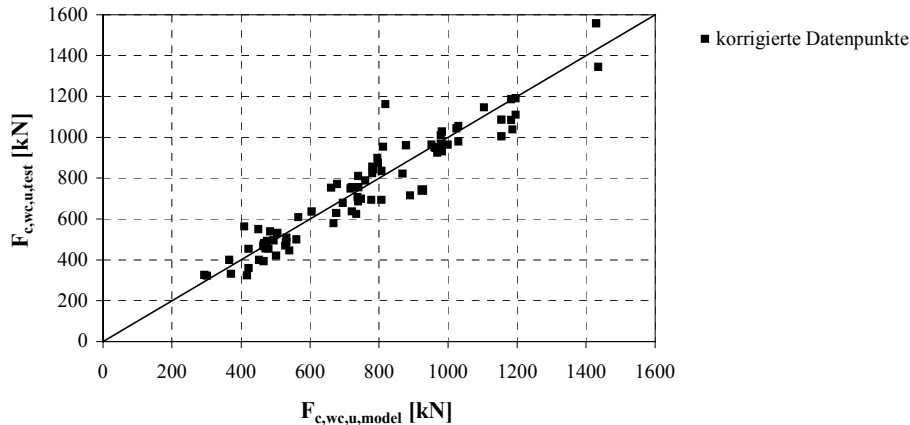


Bild 4.16: Gegenüberstellung von Versuchstraglast und Modelltraglast nach Gleichung (4.22)

Für  $F_{c,wc,pl}$  größer  $F_{c,wc,u}$  wird die in *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* definierte plastische Grenztragfähigkeit in der Komponente nicht erreicht. Das eintretende Beulversagen kann als Versagen bei anfänglichen Plastizierungen interpretiert werden. In der Last-Verformungskurve entfällt der Datenpunkt ( $w_{c,wc,pl}$ ;  $F_{c,wc,pl}$ ). Für  $F_{c,wc,pl}$  kleiner  $F_{c,wc,u}$  erreicht die Komponente dagegen die in der Norm definierte plastische Grenztragfähigkeit  $F_{c,wc,pl}$ . Die Komponente beult bei Teilverfestigung im Steg aus. Die Last-Verformungskurve enthält den Datenpunkt ( $w_{c,wc,pl}$ ;  $F_{c,wc,pl}$ ).

Die sich bei Erreichen der Traglast einstellende Verformung  $w_{c,wc,u}$  ergibt sich aus dem Schnittpunkt einer Geraden auf dem Niveau von  $F_{c,wc,u}$  und der Last-Verformungskurve im Nachtraglastbereich nach Kapitel 4.2.6.

#### 4.2.6 Ein Modell für den Nachtraglastbereich

Charakteristisch für das Last-Verformungsverhalten der Komponente nach Ausbeulen ist eine Abnahme der aufnehmbaren Last bei gleichzeitiger Zunahme der Stegeindrückungen. Das sich unter Traglast ausgebildete Beulfeld breitet sich dabei zunehmend in Profillängsrichtung aus. Als mechanisches Modell dient ein Fließlinienmechanismus, der die Querschnittswiderstände im Steg in konzentrierten Linien zusammenfasst. Stegbereiche zwischen den Fließgelenklinien verhalten sich wie Starrkörper. Das Fließlinienbild ist der Beulfigur der Versuche angepasst. Bild 4.17 stellt das Fließlinienbild im Grundversuch dem Fließlinienbild am Knoten gegenüber. Grundsätzlich haben beide Fließlinienbilder eine gleiche Struktur, ein wesentlicher Unterschied besteht jedoch darin, dass sich im Grundversuch das Fließlinienbild symmetrisch zur Lasteinleitungsachse einstellt, im Knotenversuch die Teilbeulfeldlängen  $\ell_{wc,1}$  und  $\ell_{wc,2}$  dagegen unterschiedlich groß sind. Die unterschiedlichen Teilbeulfeldlängen am Knoten resultieren daraus, dass die Verformungsfigur des Knotens oberhalb und unterhalb der Lasteinleitungsachse im Druckbereich nicht identisch ist. Bild 2.18 deutet dies schematisch an.

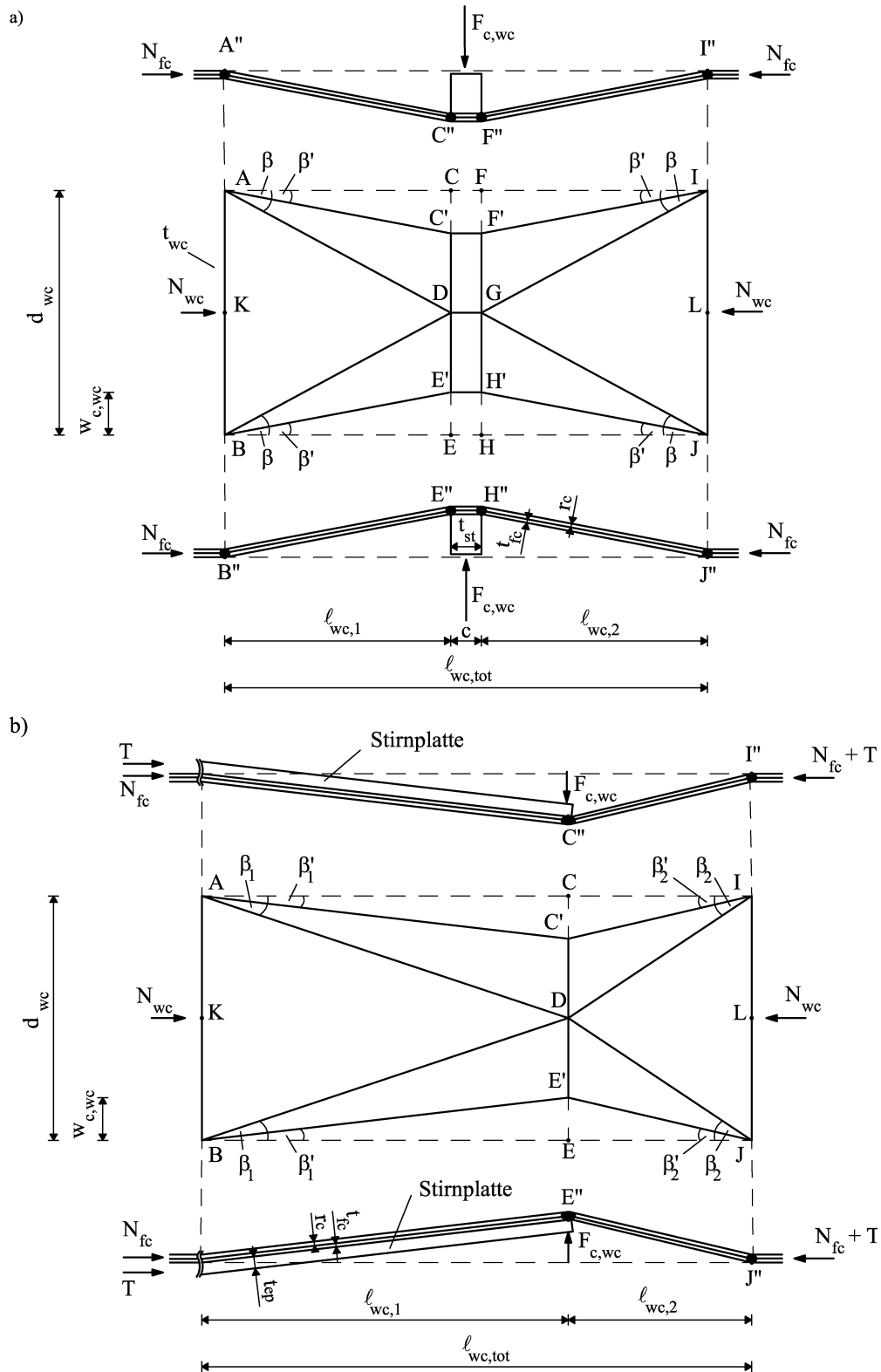


Bild 4.17: Fließlinienbilder a) im Grundversuch und b) am Knoten

**Beulfeldlängen:** Die Verformungsfigur des Flansches gibt Aufschluss über die Ausbreitung der Stegbeule in der Lasteinleitungszone. Von der Lasteinleitungsstelle bis zum Verformungsnulldpunkt verschiebt sich der Flansch in Richtung des Stegblechs. Die Flanschbiegeverformung entspricht der Randverformung im Steg. Als Beulfeldlänge  $l_{wc,tot}$  wird im Grundversuch der Abstand der Verformungsnulldpunkte der Flansche, vgl. Bild 4.8 b), angesetzt. Aus Gründen der

Konformität zwischen den Fließmechanismen im Flansch und im Steg werden im Modell die Fließgelenklinien der Flansche von den Stellen maximaler Krümmung in die Verformungsnulldurchgangspunkte verschoben. Wie sich im Grundversuch zeigt, ist die Lage des Nulldurchgangspunktes der Flanschverformungsfigur nahezu konstant. Die Bestimmung der Verformungsnulldurchgangspunkte des verformten Flansches erfolgt hier für den Grundversuch mit Hilfe der Verformungsfigur eines elastisch gebetteten Flansches. **Ramm (1993)** gibt für die Lösung der Hilfsfunktion  $F_1$  in Bild 4.8 den Wert des zugehörigen Arguments  $\lambda x$  an. Aus der Bedingung  $w(x) = 0$  folgt unmittelbar ein Verschwinden der Hilfsfunktion  $F_1$ . Das Argument  $\lambda x$  nimmt dabei den Wert  $\frac{3}{4} \cdot \pi$  an. Die Lage des Nulldurchgangs ergibt sich dann zu:

$$x_0 = \frac{3}{4} \cdot \frac{\pi}{\lambda} = \frac{3}{4} \cdot \frac{\pi}{\sqrt[4]{\frac{c_{wc}}{4 \cdot EJ_{c,fc}}}} \quad (4.23)$$

Die Größe  $x_0$  ist in Bild 4.8 b) eingetragen. Die halbe Beulfeldbreite  $\ell_{wc}$  erhält man schließlich aus der Differenz zwischen der Nullstellenlage  $x_0$  und der halben Lasteinleitungslänge  $c$  im Grundversuch.

$$\ell_{wc} = x_0 - c/2 \quad (4.24)$$

Im Fall des geschweißten oder geschraubten Knotens entspricht die Biegelinie des Stützenflansches im unteren Knotenbereich etwa der halben Verformungsfigur im Grundversuch. Für die Länge  $\ell_{wc,2}$  des unteren Beulfeldbereichs wird  $x_0$  nach Gleichung (4.23) angesetzt. Kapitel 2.4.3 legt die Lage des Rotationspunktes  $L$  vereinfacht in der halben Trägerhöhe fest um eine getrennte Komponentencharakterisierung in der Lasteinleitungszone zu ermöglichen. Die obere Beulfeldlänge  $\ell_{wc,1}$  ist damit wie folgt definiert:

$$\ell_{wc,1} = 0,5 \cdot (h_b - t_{fb}) \quad (4.25)$$

**Virtuelle Arbeitsgleichung:** Jede Gleichgewichtslage im verformten Zustand fordert ein Verschwinden der Differenz der inneren und äußeren Arbeitsanteile entsprechend Gleichung (4.26). Die virtuelle innere Arbeit setzt sich aus dem Produkt der Fließgelenklinientragfähigkeiten  $M^i$  und der korrespondierenden virtuellen Verdrehungen  $\delta\theta^i$  aller Fließgelenklinien im Modell zusammen. Die Indizierung der virtuellen Winkel und plastischen Grenzmomente in Gleichung (4.26) bezieht sich auf die Bezeichnungen der Fließgelenklinien in Bild 4.17. Die mit einem Doppelstrich gekennzeichneten virtuellen Winkel und plastischen Grenzmomente kennzeichnen die Fließgelenklinien, die sich im Flansch ausbilden. Bei reiner Starrkörperverschiebung entsteht in der Achse der Lasteinleitung eine Klaffung zwischen den Kanten der angrenzenden Felder. **Murray (1986)** ordnet derartige Fließlinienmodelle den „Quasi-Mechanismen“ zu. Zur Erfüllung kinematischer Kompatibilität der Gesamtstruktur im verformten Zustand müssen sich einige Teilbereiche der als Starrkörper angenommenen Platten in ihrer Ebene durch Fließen des Grundmaterials verformen. Die Arbeitsanteile der Starrkörperverformungen werden durch die innere Arbeit plastischer Normalkräfte an den virtuellen Klaffungen bestimmt. Die zugehörigen Arbeitsanteile sind in der Arbeitsgleichung (4.26) mit  $AC'D'$  indiziert. Eine analoge Vorgehensweise ist bei **Weber (1984)** zu finden, der für einen lokalen Beulmechanismus die entsprechenden Arbeitsanteile bestimmt. Die äußere Arbeit in Gleichung (4.26) entspricht der Arbeit der Lasteinleitungskräfte, die sie entlang des Weges  $w_{c,wc}$  infolge virtueller Verrückung  $\delta w_{c,wc}$  verrichten.

$$\delta W_{\text{ex}} - \delta W_{\text{in}} = 0 \quad (4.26)$$

mit  $\delta W_{\text{ex}} = 2 \cdot \left( F_{\text{c,wc}} \cdot \bullet + (N_{\text{fc}} + T) \cdot \tan \beta_1' + (N_{\text{fc}} + T) \cdot \tan \beta_2' \right) \cdot \delta w_{\text{c,wc}}$

$F_{\text{c,wc}} \bullet$ : Last, die zusätzlich zur umgelenkten Normal- und Querkraft von der Komponente „Stützensteg auf Druck“ aufgenommen werden kann

Innere Arbeit bei geschweißten/geschraubten Knoten:

$$\begin{aligned} \delta W_{\text{in}} = & \left( \delta \theta^{\text{AB}} + \delta \theta^{\text{IJ}} \right) \cdot M^{\text{AB}} + \left( \delta \theta^{\text{CD}} + \delta \theta^{\text{DE}} \right) \cdot M^{\text{CD}} \\ & + \left( \delta \theta^{\text{C}''} + \delta \theta^{\text{E}''} + \delta \theta^{\text{I}''} + \delta \theta^{\text{J}''} \right) \cdot M^{\text{C}''} + 2 \cdot \left( \delta \theta^{\text{AD}} \cdot M^{\text{AD}} + \delta \theta^{\text{DI}} \cdot M^{\text{DI}} \right) \\ & + 2 \cdot \left( \delta \theta^{\text{AC}} \cdot M^{\text{AC}} + \delta \theta^{\text{CI}} \cdot M^{\text{CI}} \right) + 2 \cdot \left( \delta S^{\text{AC'D}'} + \delta S^{\text{C'D'I}} \right) \cdot n^{\text{AC'D}'} \end{aligned}$$

Innere Arbeit im Grundversuch:

$$\begin{aligned} \delta W_{\text{in}} = & 2 \cdot \delta \theta^{\text{AB}} \cdot M^{\text{AB}} + 4 \cdot \delta \theta^{\text{CD}} \cdot M^{\text{CD}} + 8 \cdot \delta \theta^{\text{A}''} \cdot M^{\text{A}''} \\ & + 4 \cdot \delta \theta^{\text{AD}} \cdot M^{\text{AD}} + 4 \cdot \delta \theta^{\text{AC}} \cdot M^{\text{AC}} + 4 \cdot \delta S^{\text{AC'D}'} \cdot n^{\text{AC'D}'} \\ & + 4 \cdot \delta \theta^{\text{CF}} \cdot M^{\text{CF}} \end{aligned}$$

*Anmerkung:* Im Grundversuch ist  $T = 0$  und  $\tan \beta_1' = \tan \beta_2' = \tan \beta$ .

Das Modell wird in den Achsen AB und IJ als unverschieblich angesehen, so dass die äußeren Kräfte  $N_{\text{fc}}$  und  $N_{\text{wc}}$  keinen Arbeitsanteil liefern. Die Annahme einer Unverschieblichkeit der Modellränder entspricht Beobachtungen aus den Versuchen, bei denen sich die Versuchskörper in Profillängsrichtung infolge Normalkraft nicht nennenswert zusammengedrückt haben.

Ein beliebiges Verformungsbild des Fließlinienmodells definiert die Ausgangslage zur Bestimmung der virtuellen Fließgelenklinienverdrehungen. Infolge einer virtuellen Vergrößerung der Eindrückung  $w_{\text{c,wc}}$  verschiebt sich die Beulenspitze um  $\delta h$ . Die Verdrehungen der Fließgelenklinienwinkel nehmen um einen virtuellen Betrag zu. Unter Ansatz kleiner Verformungen werden nachfolgend die einzelnen Terme von Gleichung (4.26) hergeleitet. Die virtuellen Verdrehungen der Fließgelenklinien sind z.T. als Funktion der virtuellen Verschiebung der Beulenhöhe, z.T. als Funktion der virtuellen Eindrückung angegeben. Für die Kraft-Weg-Beziehung des Nachtraglastbereichs muss ein Zusammenhang zwischen  $\delta h$  und  $\delta w_{\text{c,wc}}$  gefunden werden. Dadurch verbleibt in der Arbeitsgleichung (4.26) eine einzige virtuelle Verschiebungsgröße, die gekürzt werden kann. Die Lösung der Arbeitsgleichung erfolgt iterativ. Die virtuellen Winkel von Gleichung (4.26) sind zunächst für das Fließlinienmodell am geschweißten oder geschraubten Knoten angegeben, für das Fließlinienmodell des Grundversuchs werden anschließend die notwendigen Modifikationen beschrieben.

Bei der Bestimmung der Tragfähigkeit der Fließgelenklinien ist von einem mehrachsrig beanspruchten Beulfeld auszugehen. In Längsrichtung erfahren die Stegfasern eine Beanspruchung infolge der Stützennormalkraft, die Komponentenkraft erzeugt Spannungen in Querrichtung des Beulfeldes. Folgende Annahmen und Vereinbarungen werden im Voraus getroffen:

- Das Beulfeld wird in kreuzweise angeordnete Plattenstreifen nach Bild 4.18 unterteilt. Die Plattenstreifen tauschen untereinander keine Last aus.

- Die Orientierung der Plattenstreifen bleibt im verformten Zustand unverändert.
- Die auf die Beulfeldlänge  $\ell_{wc,tot}$  gleichmäßig verteilte Komponentenlast erzeugt in allen Plattenstreifen konstante Spannungen  $\sigma_{F,wc}$  nach Gleichung (4.27).
- Der Normkraftanteil im Steg  $N_{wc}$  wird gleichmäßig auf die Plattenlängsstreifen verteilt und erzeugt damit die Spannungen  $\sigma_{N,wc}$  (siehe Gleichung (4.9)).
- Die Beanspruchungen im Stützenflansch  $\sigma_{N,fc}$  setzen sich aus dem Anteil der Normkraft im Stützenflansch und der eingeleiteten Knotenquerkraft bezogen auf die Querschnittsfläche des Flansches nach Gleichung (4.28) zusammen.

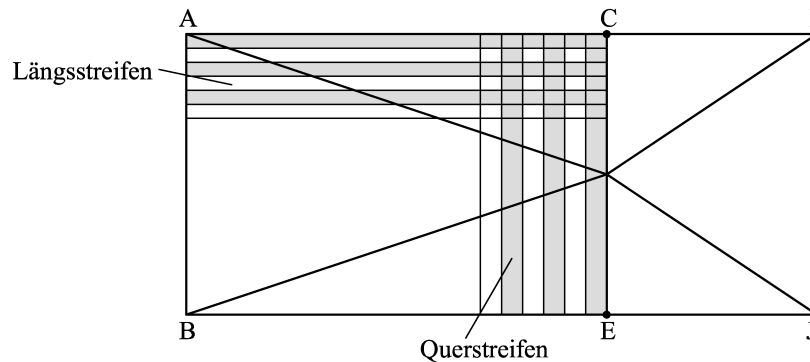


Bild 4.18: Diskretisierung des Beulfeldes in Plattenstreifen

$$\sigma_{F,wc} = \frac{F_{c,wc}}{\ell_{wc,tot} \cdot t_{wc}} \quad (4.27)$$

mit  $\ell_{wc,tot}$ : gesamte Beulfeldlänge nach Bild 4.17

$$\sigma_{N,fc} = \frac{N_c}{A_c} + \frac{T}{(A_c - d_{wc} \cdot t_{wc}) \cdot 0,5} \quad (4.28)$$

mit  $A_c$ : Querschnittsfläche des Stützenprofils

$N_c$ : Stützennormalkraft

$T$ : Transversalkraft am Knotenrand (siehe Bild 2.15); entspricht im unverformten Zustand der Knotenquerkraft.

**Virtuelle Verdrehung der Fließgelenklinien AB und IJ:** Ausgangspunkt ist der beliebig verformte Zustand des Fließlinienmodells mit einer zugehörigen Traglast größer als  $F_{c,wc,u}$ . Die Beulenspitze habe sich dabei um den Betrag  $h$  verformt (vgl. Bild 4.19). Für eine virtuelle Verformung  $\delta h$  verdrehen sich die Fließgelenklinien AB und IJ um die virtuellen Winkel  $\delta\theta^{AB}$  und  $\delta\theta^{IJ}$  nach Gleichung (4.29). Im Modell des Grundversuchs sind beide Winkel gleich groß, da  $\ell_{wc} = \ell_{wc,1} = \ell_{wc,2}$ .

$$\delta\theta^{AB} = \frac{\delta h}{\ell_{wc,1}} \quad \text{und} \quad \delta\theta^{IJ} = \frac{\delta h}{\ell_{wc,2}} \quad (4.29)$$

mit  $h$ : Beulenhöhe im Punkt D bzw. G

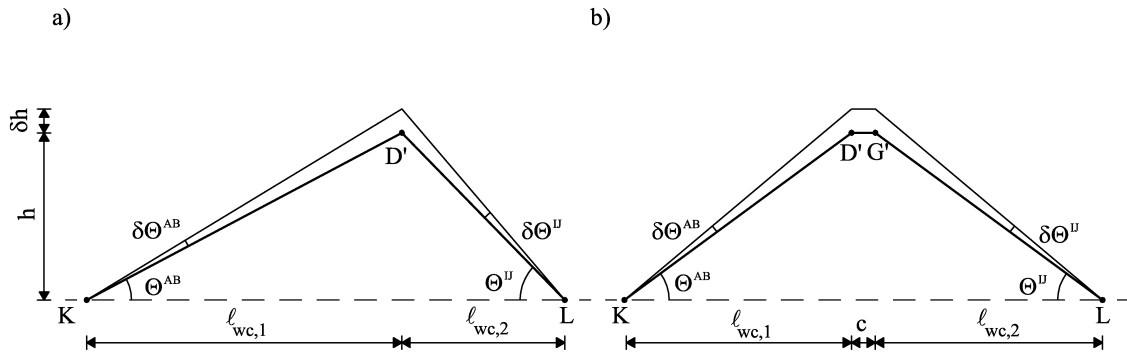


Bild 4.19: Verdrehung der Fließgelenklinien AB und IJ a) am Knoten und b) im Grundversuch

**Virtuelle Verdrehung der Fließgelenklinien CD, DE, FG (im Grundversuch) und GH (im Grundversuch):** Die virtuelle Verdrehung dieser Fließgelenklinien wird über eine Grenzbe-trachtung hergeleitet. Für den unverformten Steg vor Beulbildung ist die Beulenauslenkung  $h$  identisch null, ebenso die Verdrehung der Fließgelenklinien. Unter (theoretischer) Maximal-verformung mit einer Eindrückung von  $d_{wc}/2$  entspricht die Verdrehung der Fließgelenklinien am Knoten der Summe der Arcustangens aus der halben Stegblechhöhe und der jeweils halben Beulfeldlänge, vgl. Bild 4.20 a).

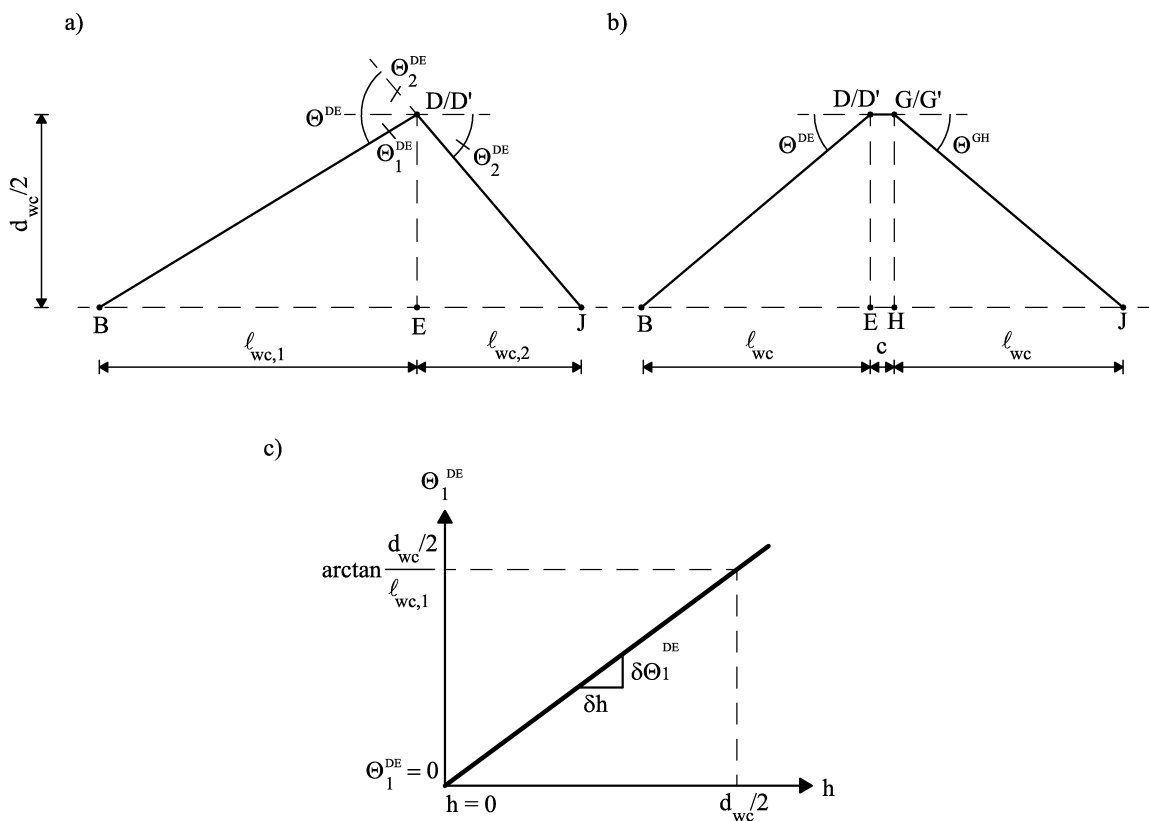


Bild 4.20: Verdrehung der Fließgelenklinien CD, DE, FG und GH a) am Knoten und b) im Grundversuch c) linearisierte Kinematik

Die kinematische Verknüpfung zwischen Fließgelenklinienverdrehung und Beulenhöhe wird linearisiert, vgl. Bild 4.20 c) für Winkel  $\theta_1^{DE}$ . Die virtuellen Winkelverdrehungen  $\delta\theta^{CD}$  und  $\delta\theta^{DE}$  ergeben sich aus der zugehörigen Geradengleichung (4.30). Im Modell des Grundver-

suchs teilt sich die virtuelle Verdrehung der Fließgelenklinien in die virtuellen Verdrehungen der Fließgelenklinien CD und FG bzw. DE und GH auf, vgl. Bild 4.20 b).

$$\delta\theta^{CD} = \delta\theta^{DE} = \delta h \cdot \frac{2}{d_{wc}} \cdot \left( \arctan \frac{d_{wc}/2}{l_{wc,1}} + \arctan \frac{d_{wc}/2}{l_{wc,2}} \right) \quad (4.30)$$

**Virtuelle Verdrehung der Fließgelenklinien in den Stützenflanschen C'' bis J'' (A'' bis J'' im Grundversuch):** Die verformte Ausgangslage des Flansches nach Bild 4.21 a) erfährt eine virtuelle Verrückung  $\delta w_{c,wc}$  infolge Stegeindrückung. Die virtuelle Verdrehung der Fließgelenklinien im Stützenflansch ergibt sich dann nach den Gleichungen (4.31) und (4.32). Im Fließlinienmodell des Grundversuchs entstehen an jedem Flansch je zwei weitere Fließgelenke (A'', F'' und B'', H''). Alle virtuellen Verdrehungen der Fließgelenklinien in den Stützenflanschen berechnen sich im Grundversuch nach Gleichung (4.31) unter Ansatz der Teilbeulfeldlänge  $l_{wc}$  (statt  $l_{wc,2}$ ), vgl. Bild 4.21 b).

$$\delta\theta^{I''} = \delta\theta^{J''} = \frac{\delta w_{c,wc}}{l_{wc,2}} \quad (4.31)$$

$$\delta\theta^{C''} = \delta\theta^{E''} = \frac{\delta w_{c,wc}}{l_{wc,2}} + \frac{\delta w_{c,wc}}{l_{wc,1}} \quad (4.32)$$

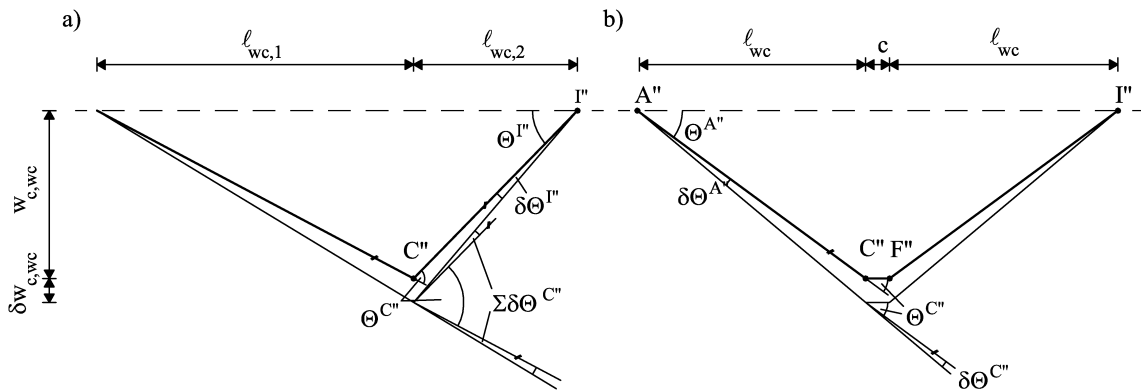


Bild 4.21: Verdrehung der Fließgelenklinien A'' bis J'' im Stützenflansch a) am Knoten und b) im Grundversuch

**Virtuelle Verdrehung der Fließgelenklinien AD, BD, DI (GI im Grundversuch) und DJ (GJ im Grundversuch):** Die Betrachtungen werden im Feld DEJ durchgeführt (siehe Bild 4.22), können aber analog auf die entsprechenden anderen Felder übertragen werden. Der Neigungswinkel  $\beta_2$  der betrachteten Fließgelenklinie im Grundriss des Fließlinienmodells, vgl. Bild 4.17, ergibt sich aus der trigonometrischen Beziehung nach Gleichung (4.33).

$$\beta_2 = \arctan \frac{d_{wc}/2}{l_{wc,2}} \quad (4.33)$$

Der Neigungswinkel  $\beta_2'$  der Fließgelenklinie EJ im Grundriss definiert die verformte Ausgangslage zur Bestimmung der virtuellen Verdrehung an der Fließlinie DJ. Er entspricht dem Winkel im Fließgelenk J'' vor Aufbringen der virtuellen Verdrehung.



$$\beta_2' = \arctan \frac{w_{c,wc}}{\ell_{wc,2}} \quad (4.34)$$

Für die Bestimmung der virtuellen Verdrehung der Fließgelenklinie DJ wird eine Ebene definiert, die die verformte Fließgelenklinie D'J als Orthogonale besitzt und in der die Punkte L, M' und N' entsprechend Bild 4.22 b) liegen. Die virtuellen Verdrehungen der Fließgelenklinie D'J können an ihrem Schnittpunkt mit der durch L, M' und N' aufgespannten Ebene angegeben werden.

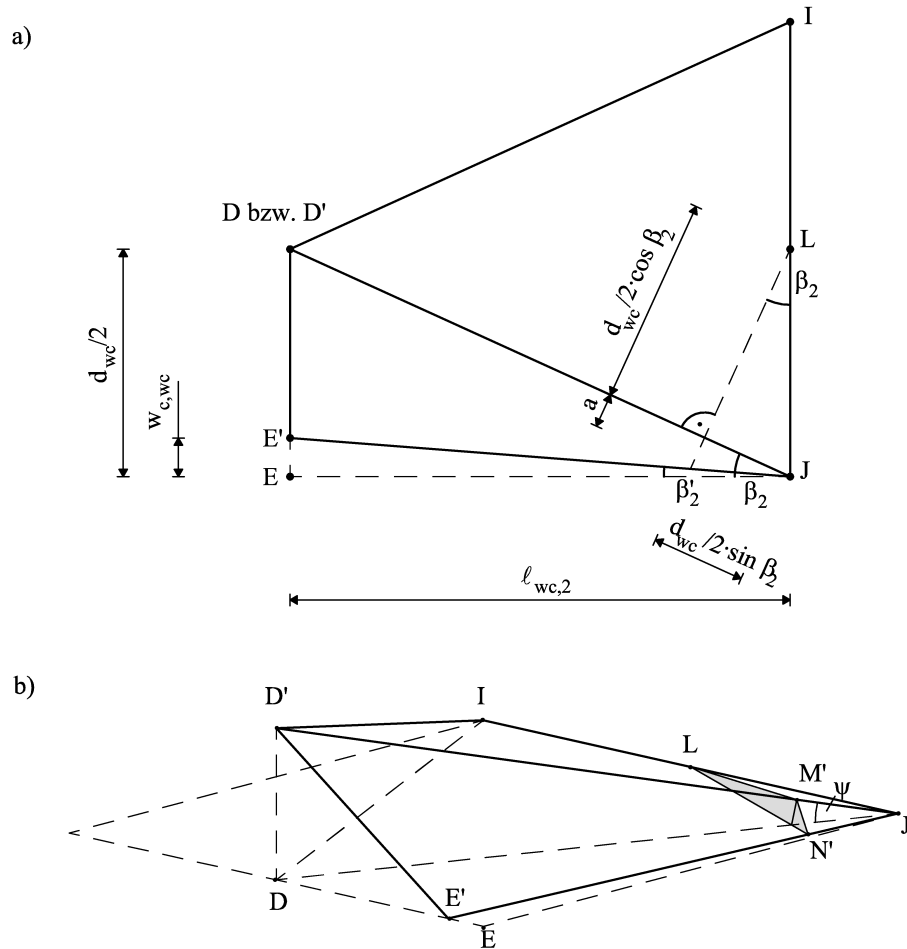


Bild 4.22: Geometrische Beziehungen im Feld DEJ a) im Grundriss und b) in perspektivischer Darstellung

Die Länge  $a$  in Bild 4.22 a) ist vorab zu bestimmen. Stellt man Gleichung (4.35) nach  $a$  um, so ergibt sich unter Berücksichtigung der Gleichungen (4.33) und (4.34) schnell die gesuchte Länge.

$$\tan(\beta_2 - \beta_2') = \frac{a}{d_{wc}/2 \cdot \sin \beta_2} \quad (4.35)$$

$$a = \sin \left( \arctan \frac{d_{wc}/2}{\ell_{wc,2}} \right) \cdot \frac{d_{wc}}{2} \cdot \frac{\ell_{wc,2} \cdot (d_{wc}/2 - w_{c,wc})}{\ell_{wc,2}^2 + d_{wc}/2 \cdot w_{c,wc}} \quad (4.36)$$

Der Neigungswinkel  $\psi$  der verformten Fließgelenklinie D'J ist abhängig von der Beulenhöhe  $h$ .  $\psi$  ergibt sich als Arcustangens der Beulenhöhe und der Länge der Fließgelenklinie DJ im unverformten Zustand:

$$\psi = \arctan \frac{h}{\sqrt{\ell_{wc,2}^2 + (d_{wc}/2)^2}} \tag{4.37}$$

Bild 4.23 zeigt einen Ausschnitt der Ebene durch L, M' und N'. In ihr sind die gesuchten Winkel  $\theta_1^{DJ}$  und  $\theta_2^{DJ}$  eingetragen. Die Verdrehung der verformten Fließgelenklinie D'J gegenüber dem unverformten Stegblech entspricht der Summe aus beiden Winkelanteilen. Unter virtueller Verrückung  $\delta w_{c,wc}$  verschiebt sich die Beulenspitze um die virtuelle Länge  $\delta h$ . Die Ebene durch L, M' und N' neigt sich um  $\delta\psi$  gegenüber der verformten Ausgangslage. Der Punkt N' verschiebt sich nach innen; dadurch stellen sich die gesuchten virtuellen Verdrehungen der Fließgelenklinie DJ  $\delta\theta_1^{DJ}$  und  $\delta\theta_2^{DJ}$  ein.

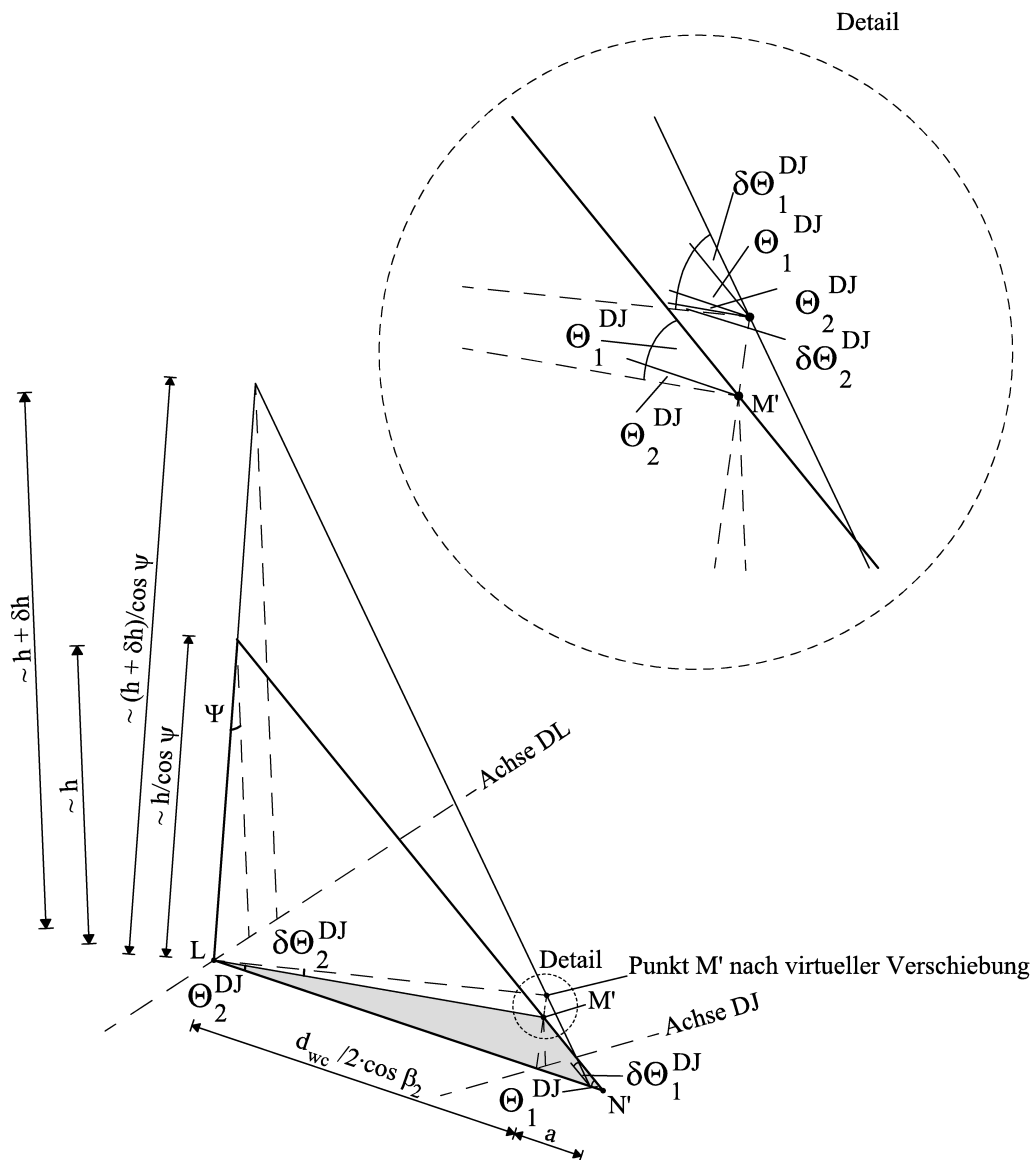


Bild 4.23: Geometrische Beziehungen in der Ebene durch L, M' und N' (virtuelle Verschiebung verzerrt und stark vergrößert dargestellt)

Für kleine Winkel kann die Berechnung von  $\delta\theta_1^{\text{DJ}}$  und  $\delta\theta_2^{\text{DJ}}$  näherungsweise in der Ebene durch L, M' und N' erfolgen. Es gilt dann:

$$\delta\theta_1^{\text{DJ}} = \frac{\delta h / \cos \psi}{a + d_{\text{wc}} / 2 \cdot \cos \beta_2} \quad (4.38)$$

$\delta\theta_2^{\text{DJ}}$  lässt sich über eine einfache geometrische Beziehung in Abhängigkeit von  $\delta\theta_1^{\text{DJ}}$  ausdrücken:

$$\delta\theta_1^{\text{DJ}} \cdot a = \delta\theta_2^{\text{DJ}} \cdot \frac{d_{\text{wc}}}{2} \cdot \cos \beta_2 \quad \rightarrow \quad \delta\theta_2^{\text{DJ}} = \delta\theta_1^{\text{DJ}} \cdot \frac{a}{d_{\text{wc}} / 2 \cdot \cos \beta_2} \quad (4.39)$$

Die gesamte virtuelle Verdrehung der Fließgelenklinen DI und DJ infolge einer virtuellen Verrückung  $\delta h$  entspricht der Summe aus beiden Winkelanteilen:

$$\delta\theta^{\text{DI}} = \delta\theta^{\text{DJ}} = \delta\theta_1^{\text{DJ}} + \delta\theta_2^{\text{DJ}} = \frac{\delta h / \cos \psi}{a + d_{\text{wc}} / 2 \cdot \cos \beta_2} \cdot \left( 1 + \frac{a}{d_{\text{wc}} / 2 \cdot \cos \beta_2} \right) \quad (4.40)$$

Für die virtuelle Verdrehung der Fließgelenklinen AD und BD gilt Gleichung (4.40) ebenso, wenn in den vorstehenden Gleichungen  $l_{\text{wc},2}$  durch  $l_{\text{wc},1}$  ersetzt wird. Alle Indizierungen sind entsprechend anzupassen. Im Fließlinienmodell des Grundversuchs sind die virtuellen Verdrehungen aller diagonalen Fließgelenklinen durch D bzw. G gleich, unter Ansatz der Teilbeulfeldlänge  $l_{\text{wc}}$ .

**Virtuelle Verdrehung der Fließgelenklinen AC, BE, CI (FI im Grundversuch) und EJ (HJ im Grundversuch):** Bild 4.24 a) zeigt wieder das Feld DEJ im Grundriss. Eine lotrechte Ebene zu E'J wird durch die Punkte DD'E''' aufgespannt. Die geometrischen Zusammenhänge sind in Bild 4.24 eingetragen. Infolge einer virtuellen Verrückung  $\delta h$  dreht sich die Ebene um den virtuellen Winkel  $\delta\beta_2'$ . Für kleine Winkel wird die Bestimmung der virtuellen Verdrehung der Fließgelenklinen näherungsweise in der Ebene DD'E''' durchgeführt:

$$\delta\theta^{\text{CI}} = \delta\theta^{\text{EJ}} = \frac{\delta h}{(d_{\text{wc}} / 2 - w_{\text{c,wc}}) \cdot \cos \beta_2'} = \frac{\delta h}{(d_{\text{wc}} / 2 - w_{\text{c,wc}}) \cdot \cos \left( \arctan \frac{w_{\text{c,wc}}}{l_{\text{wc},2}} \right)} \quad (4.41)$$

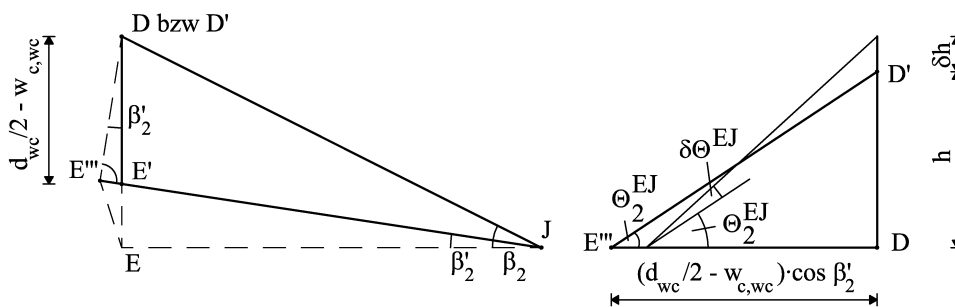


Bild 4.24: Geometrische Beziehungen a) im Feld DEJ und b) in der Ebene durch D, D' und E'''

Die virtuelle Verdrehung der Fließgelenklinien AC und BE berechnet sich nach Gleichung (4.41), in dem  $l_{wc,2}$  durch  $l_{wc,1}$  ausgetauscht und  $\beta_2'$  durch  $\beta_1'$  ersetzt wird. Im Fließlinienmodell des Grundversuchs sind die virtuellen Verdrehungen der Fließgelenklinien AC, BE, FI und HJ gleich;  $l_{wc,2}$  und  $l_{wc,1}$  sind durch  $l_{wc}$  zu ersetzen.

**Virtuelle Verschiebungen senkrecht zur Lasteinleitungsachse:** Im Feld D'E'J ist die Klaffung  $s$  über den Winkel  $\beta_2'$  mit der Eindrückung  $w_{c,wc}$  verknüpft (vgl. Bild 4.25). Bei kleinen Verschiebungen kann angenommen werden, dass sich der Eckpunkt E' des untersuchten Felds auf der Lasteinleitungsachse ED bewegt. Die horizontale Auslenkung D\* des Punktes D verlaufe in der Stegebene annähernd in der Profilmittelachse.

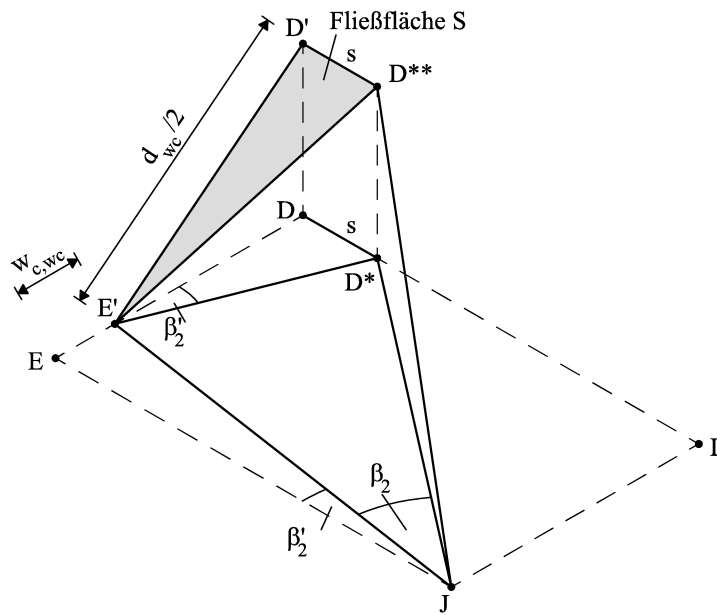


Bild 4.25: Klaffung und Fließfläche im Feld D'E'J

Das Dreieck DD\*E' stellt die Projektion der Fließfläche D'D\*\*E' dar. Für  $s$  gilt dann:

$$s = (d_{wc}/2 - w_{c,wc}) \cdot \tan(\beta_2') = \frac{d_{wc} \cdot w_{c,wc}}{2 \cdot l_{wc,2}} - \frac{w_{c,wc}^2}{l_{wc,2}} \quad (4.42)$$

Die Variation von  $s$  führt zur virtuellen Auslenkung des Punktes D\*\* bei virtueller Eindrückung  $\delta w_{c,wc}$ .

$$\frac{\delta S^{D'E'J}}{\delta w_{c,wc}} = \frac{d_{wc}}{2 \cdot l_{wc,2}} - 2 \cdot \frac{w_{c,wc}}{l_{wc,2}} \quad \rightarrow \quad \delta S^{D'E'J} = \left( \frac{d_{wc}}{2 \cdot l_{wc,2}} - 2 \cdot \frac{w_{c,wc}}{l_{wc,2}} \right) \cdot \delta w_{c,wc} \quad (4.43)$$

Die Integration aller differentiellen Klaffungen über die Klaffungslänge  $d_{wc}/2$  bestimmt die virtuellen Fließflächen  $\delta S^{D'E'J}$  und  $\delta S^{C'D'1}$ , vgl. Gleichung (4.44). Durch Multiplikation mit der längenbezogenen plastischen Normalkraft ergibt sich der gesuchte Arbeitsanteil in Gleichung (4.26).

$$\delta S^{C'D'I} = \delta S^{D'E'J} = \int_0^{d_{wc}/2} \frac{\delta S^{D'E'J}}{d_{wc}/2} \cdot y \, dy = \frac{\delta S^{D'E'J} \cdot d_{wc}}{4} \quad (4.44)$$

Für die virtuellen Fließflächen  $\delta S^{AC'D'}$  und  $\delta S^{BD'E'}$  ist in der Herleitung von Gleichung (4.44)  $l_{wc,2}$  durch  $l_{wc,1}$  zu ersetzen. Im Fließlinienmodell des Grundversuchs sind wieder alle virtuellen Fließflächen gleich, mit  $l_{wc} = l_{wc,1} = l_{wc,2}$ .

**Geometrische Verknüpfung zwischen den Eindrückungen  $w_{c,wc}$  und der Beulenhöhe  $h$ :** Bild 4.26 zeigt die Verformungsfigur der Lasteinleitungsachse. Am verformten System kann ein Zusammenhang beider Größen über den Satz des Pythagoras hergestellt werden:

$$h^2 = \left(\frac{d_{wc}}{2}\right)^2 - \left(\frac{d_{wc}}{2} - w_{c,wc}\right)^2 \quad \rightarrow \quad w_{c,wc} = \frac{d_{wc}}{2} - \sqrt{\left(\frac{d_{wc}}{2}\right)^2 - h^2} \quad (4.45)$$

Berücksichtigt man bei der Variation von  $w_{c,wc}$  Gleichung (4.45), so erhält man die gesuchte Beziehung:

$$\frac{\delta w_{c,wc}}{\delta h} = -\frac{(-2 \cdot h)}{2 \cdot \sqrt{\left(\frac{d_{wc}}{2}\right)^2 - h^2}} \quad \rightarrow \quad \delta w_{c,wc} = \frac{2 \cdot h \cdot \delta h}{d_{wc} - 2 \cdot w_{c,wc}} \quad (4.46)$$

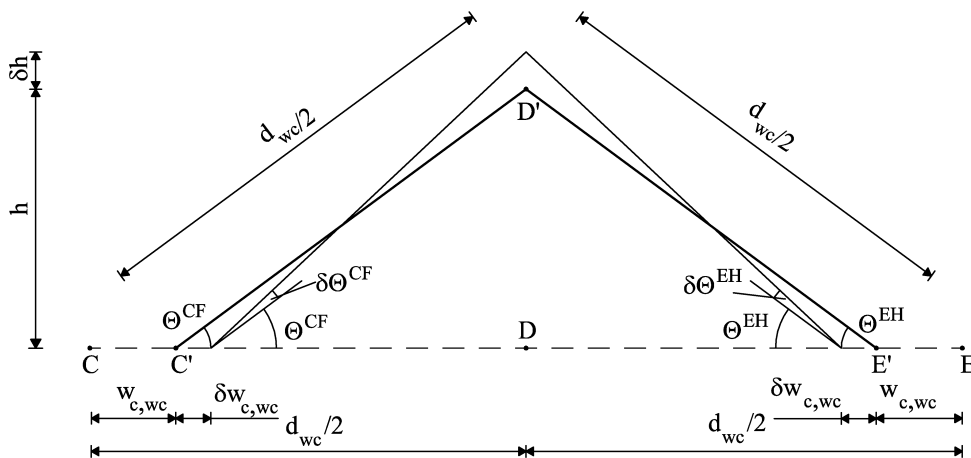


Bild 4.26: Verformungsfigur der Lasteinleitungsachse

**Virtuelle Verdrehung der Fließgelenklinien CF, DG und EH (im Grundversuch):** Im Fließlinienmodell des Grundversuchs bilden sich in Höhe der Lasteinleitungsleiste Fließgelenklinien der Länge  $c$  parallel zur Profilachse, die im Druckbereich der Knotenversuche nicht zu beobachten waren. Ihre virtuellen Verdrehungen gegenüber der verformten Lage bestimmen sich mit Bild 4.26 zu:

$$\delta\theta^{CF} = \delta\theta^{EH} = 0,5 \cdot \delta\theta^{DG} = \frac{\delta h}{d_{wc}/2 - w_{c,wc}} \quad (4.47)$$

**Tragfähigkeit der Fließgelenklinien AB und IJ:** Die Bestimmung der Tragfähigkeit der Fließgelenklinien ist unter Beachtung der Stegspannungen infolge äußerer Last durchzuführen.

Die Beanspruchung infolge  $F_{c,wc}$  ist am Beulfeldrand abgeklungen. Das aufnehmbare Moment der Fließgelenklinie wird nur durch die zu ihr senkrecht wirkende Steglängsspannung reduziert. Eine mögliche Verfestigung des Stegmaterials erfordert eine höhere zulässige Festigkeit in der Fließgelenklinie als die Fließgrenze. Gleichung (4.48) gibt die Tragfähigkeit an unter Berücksichtigung der Steglängsspannungen und der Zugfestigkeit  $f_{u,wc}$ .

$$M^{AB} = M^{IJ} = f_{u,wc} \cdot \frac{t_{wc}^2}{4} \cdot d_{wc} \cdot \left[ 1 - \left( \frac{\sigma_{N,wc}}{f_{u,wc}} \right)^2 \right] \quad (4.48)$$

**Tragfähigkeit der Fließgelenklinien CD, DE, FG (im Grundversuch) und GH (im Grundversuch):** Die Fließgelenklinien unterliegen einem mehrachsigen Spannungszustand, der bei der Bestimmung der aufnehmbaren Momententragfähigkeit berücksichtigt werden muss. Die Zugfestigkeit  $f_{u,wc}$  in Gleichung (4.48) ist durch die maximal aufnehmbare Spannung  $\sigma_{N,wc,max}$  der Fließgelenklinien zu ersetzen. Wird als Vergleichsspannung die Stegzugfestigkeit zugelassen, kann  $\sigma_{N,wc,max}$  aus dem Fließkriterium von v. Mises, Huber und Hencky berechnet werden. Die entsprechende Grenzbedingung des mehrachsigen Spannungszustands formuliert Gleichung (4.49).

$$f_{u,wc}^2 = \sigma_{N,wc}^2 + \sigma_{F,wc}^2 - \sigma_{N,wc} \cdot \sigma_{F,wc} \quad (4.49)$$

Für gleiches Vorzeichen von  $\sigma_{F,wc}$  und  $\sigma_{N,wc}$  ergibt sich als aufnehmbare Maximalspannung:

$$\sigma_{N,wc,max} = \frac{\sigma_{F,wc}}{2} + \sqrt{-\frac{3}{4} \cdot \sigma_{F,wc}^2 + f_{u,wc}^2} \quad (4.50)$$

Die Bestimmungsgleichung der aufnehmbaren Momententragfähigkeit der Fließgelenklinien CD, DE, (FG) und (GH) erhält man durch Austausch von  $f_{u,wc}$  durch  $\sigma_{N,wc,max}$  in Gleichung (4.48).

$$M^{CD} = M^{DE} = M^{FG} = M^{GH} = \sigma_{N,wc,max} \cdot \frac{t_{wc}^2}{4} \cdot d_{wc} \cdot \left[ 1 - \left( \frac{\sigma_{N,wc}}{\sigma_{N,wc,max}} \right)^2 \right] \quad (4.51)$$

**Tragfähigkeit der Fließgelenklinien in den Stützenflanschen C'' bis J'' (A'' bis J'' im Grundversuch):** Die Tragfähigkeiten der Fließgelenklinien in den Flanschen sind infolge der in den Flanschen wirkenden Normalkräfte  $N_{fc}$  abzumindern. Die Größe der Normalkraft ist abhängig von der Neigung der Flansche. Für die Fließgelenklinien C'' und E'' im Fall des geschweißten und geschraubten Knotens sind die Normalkräfte in den Flanschen wegen der unterschiedlichen Verdrehung der Flansche gegenüber der unverformten Lage verschieden. Nur unter der minimalen Kraft kann sich ein Gleichgewichtszustand im Querschnitt der Fließgelenklinien einstellen. Daher wird die Normalkraft des oberen Knotenbereichs als abmindernde Kraft herangezogen. Die Kräftedifferenz wird als Umlenkraft vom Stützensteg aufgenommen. Das Widerstandsmoment der Flansche ist unter Berücksichtigung des Ausrundungsradius zu bestimmen. *Aribert* und *Moheissen (1991)* leiten das Widerstandsmoment für diesen Fall ab, in dem sie das des reinen Flansches um einen Term  $Z_r$  korrigieren. Unter den genannten Randbedingungen ergeben sich  $M^{C''}$ ,  $M^{E''}$ ,  $M^{I''}$  und  $M^{J''}$  zu

$$M^{C''} = M^{E''} = M^{I''} = M^{J''} = f_{u,fc} \cdot \left( \frac{t_{fc}^2}{4} \cdot b_{fc} + Z_r \right) \cdot \left[ 1 - \left( \frac{\sigma_{N,fc} / \cos \beta_1'}{f_{u,wc}} \right)^2 \right] \quad (4.52)$$

mit  $Z_r = \frac{r_c \cdot t_{fc}}{2} \cdot (t_{wc} + 0,43 \cdot r_c) + \left( \frac{t_{wc}}{2} + 0,1 \cdot r_c \right) \cdot r_c^2 - \frac{r_c^2}{4 \cdot b_{fc}} \cdot (t_{wc} + 0,43 \cdot r_c)^2$

$b_{fc}$ : Breite des Stützenflansches.

Im Fließlinienmodell des Grundversuchs ist die Normalkraft in den geneigten Flanschen jeweils gleich. Die Tragfähigkeiten der Fließgelenklinien A'' bis J'' bestimmen sich nach Gleichung (4.52), wobei  $\cos \beta_1'$  durch  $\cos \beta'$  zu ersetzen ist.

**Tragfähigkeit der Fließgelenklinien AD, BD, DI (GI im Grundversuch) und DJ (GJ im Grundversuch):** An einem aus der Stegfläche herausgeschnittenen Element nach Bild 4.27 wirken die Spannungen  $\sigma_{F,wc}$  und  $\sigma_{N,wc}$ . Schneidet die Fließgelenklinie AD dieses Element unter dem Winkel  $\beta_1$ , so wirken im geneigten Element die Spannungen  $\sigma_{AD}$ ,  $\sigma_{AD+\pi/2}$  und  $\tau_{AD}$ . Sie definieren einen mehrachsigen Spannungszustand in der Fließgelenklinie. Mit der Zugfestigkeit als Materialkonstante des Fließkriteriums von v. Mises, Huber und Hencky kann für diesen mehrachsigen Spannungszustand die reduzierte Tragfähigkeit der Fließgelenklinien bestimmt werden.

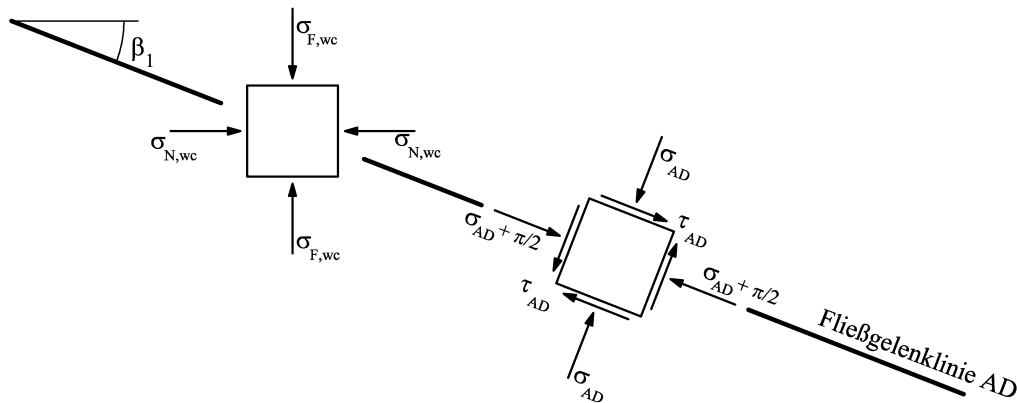


Bild 4.27: Ebener Spannungszustand an einem ausgeschnittenen Element

Die Spannungen im unter dem Winkel  $\beta_1$  geneigten Element ermitteln sich aus den Kräftegleichgewichtsbedingungen. Es folgt damit für die Normal- und Tangentialspannungen:

$$\sigma_{AD} = \frac{\sigma_{F,wc} + \sigma_{N,wc}}{2} + \frac{\sigma_{F,wc} - \sigma_{N,wc}}{2} \cdot \cos 2\beta_1 \quad (4.53)$$

$$\tau_{AD} = \frac{\sigma_{N,wc} - \sigma_{F,wc}}{2} \cdot \sin 2\beta_1 \quad (4.54)$$

$$\sigma_{AD+\pi/2} = \frac{\sigma_{F,wc} + \sigma_{N,wc}}{2} - \frac{\sigma_{F,wc} - \sigma_{N,wc}}{2} \cdot \cos 2\beta_1 \quad (4.55)$$

Als aufnehmbare Maximalspannung ergibt sich damit:

$$\sigma_{AD,max} = \frac{\sigma_{AD+\pi/2}}{2} + \sqrt{-\frac{3}{4} \cdot \sigma_{AD+\pi/2}^2 - 3 \cdot \tau_{AD}^2 + f_{u,wc}^2} \quad (4.56)$$

$M^{AD}$  und  $M^{BD}$  ergeben sich in Analogie zu Gleichung (4.51). Der Abminderungsfaktor enthält das Verhältnis von vorhandener Spannung  $\sigma_{AD}$  und maximaler Spannung  $\sigma_{AD,max}$ .

$$M^{BD} = M^{AD} = \sigma_{AD,max} \cdot \frac{t_{wc}^2}{4} \cdot \frac{\ell_{wc,1}}{\cos \beta_1} \cdot \left[ 1 - \left( \frac{\sigma_{AD}}{\sigma_{AD,max}} \right)^2 \right] \quad (4.57)$$

Für  $M^{DI}$  und  $M^{DJ}$  sind  $\beta_1$  und  $\ell_{wc,1}$  durch die entsprechenden Größen des unteren Beulfeldbereichs zu ersetzen. Im Fließlinienmodell des Grundversuchs haben die Tragfähigkeiten der Fließgelenklinien  $M^{AD}$ ,  $M^{BD}$ ,  $M^{DI}$  und  $M^{DJ}$  die gleiche Größe unter Berücksichtigung der Teilbeulfeldlänge  $\ell_{wc}$  und des Beulgrundrisswinkels  $\beta$ .

**Tragfähigkeit der Fließgelenklinien AC, BE, CI (FI im Grundversuch) und EJ (HJ im Grundversuch):** An einem in der unverformten Fließgelenklinie AC liegenden Element entsteht infolge der Spannungen  $\sigma_{F,wc}$  und  $\sigma_{N,wc}$  ein mehrachsiger Spannungszustand. Neigt sich dieses Element entsprechend Bild 4.28 um den Winkel  $\beta_1'$  infolge Stegeindrückung, so bewirken die transformierten Spannungen ebenfalls einen mehrachsigen Spannungszustand.

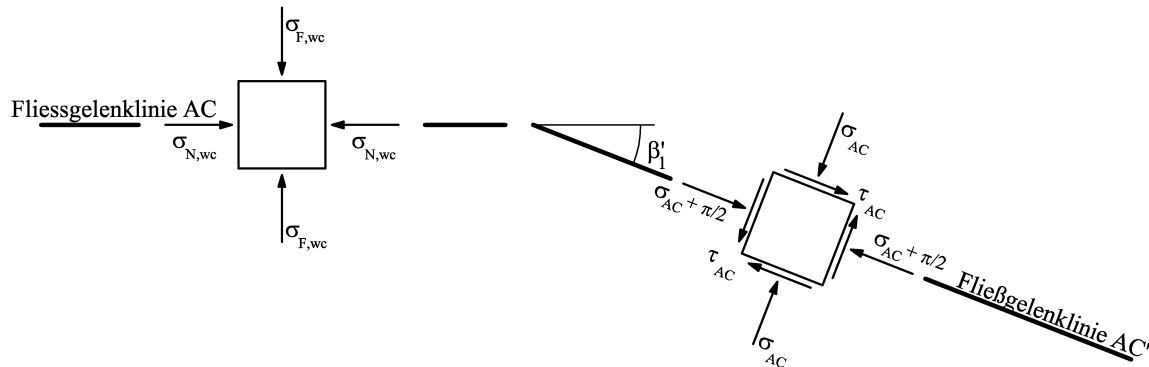


Bild 4.28: Geneigtes Element infolge Stegeindrückung

Die Transformationsformeln beim Übergang zum geneigten Element lauten:

$$\sigma_{AC} = \frac{\sigma_{F,wc} + \sigma_{N,wc}}{2} + \frac{\sigma_{F,wc} - \sigma_{N,wc}}{2} \cdot \cos 2\beta_1' \quad (4.58)$$

$$\tau_{AC} = -\frac{\sigma_{N,wc} - \sigma_{F,wc}}{2} \cdot \sin 2\beta_1' \quad (4.59)$$

$$\sigma_{AC+\pi/2} = \frac{\sigma_{F,wc} + \sigma_{N,wc}}{2} - \frac{\sigma_{F,wc} - \sigma_{N,wc}}{2} \cdot \cos 2\beta_1' \quad (4.60)$$

Das Fließkriterium von v. Mises, Huber und Hencky, angewandt auf das geneigte Element, führt zur maximalen Spannung  $\sigma_{AC,max}$ , wenn  $f_{u,wc}$  als Grenzbedingung zugelassen wird.



$$\sigma_{AC,max} = \frac{\sigma_{AC+\pi/2}}{2} + \sqrt{-\frac{3}{4} \cdot \sigma_{AC+\pi/2}^2 - 3 \cdot \tau_{AC}^2 + f_{u,wc}^2} \quad (4.61)$$

Entsprechend Gleichung (4.57) ergibt sich die Momententragfähigkeit der Fließgelenklinien AC und BE damit zu

$$M^{BE} = M^{AC} = \sigma_{AC,max} \cdot \frac{t_{wc}^2}{4} \cdot \frac{\ell_{wc,l}}{\cos \beta_1'} \cdot \left[ 1 - \left( \frac{\sigma_{AC}}{\sigma_{AC,max}} \right)^2 \right]. \quad (4.62)$$

Für  $M^{CI}$  und  $M^{EJ}$  sind  $\beta_1'$  und  $\ell_{wc,l}$  wieder durch die entsprechenden Größen des unteren Beulfeldbereichs zu ersetzen. Im Fließlinienmodell des Grundversuchs haben die Tragfähigkeiten der Fließgelenklinien  $M^{AC}$ ,  $M^{BE}$ ,  $M^{CI}$  und  $M^{EJ}$  wieder die gleiche Größe unter Berücksichtigung der Teilbeulfeldlänge  $\ell_{wc}$  und des Beulgrundrisswinkels  $\beta'$ .

**Normalkraftfähigkeit im Steg senkrecht zur Lasteinleitungssachse:** Die längenbezogene Normalkrafttragfähigkeit im Steg senkrecht zur Lasteinleitungssachse ist im Fließlinienmodell des Grundversuchs und des geschraubten bzw. geschweißten Knotens jeweils für alle Felder gleich. Nach Gleichung (4.63) gilt:

$$n^{ACD'} = t_{wc} \cdot f_{u,wc} \quad (4.63)$$

**Tragfähigkeit der Fließgelenklinien CF, DG und EH (im Grundversuch):** Tauscht man in Gleichung (4.50) die Stegblechspannungen  $\sigma_{F,wc}$  und  $\sigma_{N,wc}$  gegeneinander aus, lässt sich die maximale Spannung senkrecht zur Fließgelenklinie CF angeben. Die Tragfähigkeit der nur im Fließlinienmodell des Grundversuchs vorhandenen Fließgelenklinien CF, DG und EH folgt dann zu

$$M^{CF} = M^{DG} = M^{EH} = \sigma_{F,wc,max} \cdot \frac{t_{wc}^2}{4} \cdot c \cdot \left[ 1 - \left( \frac{\sigma_{F,wc}}{\sigma_{F,wc,max}} \right)^2 \right]. \quad (4.64)$$

**Modellkalibrierung:** Eine Gegenüberstellung einzelner Kurvenpunkte im Nachtraglastbereich aus Versuch und Modellrechnung zeigt, dass das rechnerische Modell nach Gleichung (4.26) den Kurvenverlauf im Nachtraglastbereich qualitativ erfasst, die Annahmen im Modell aber zu einer Abweichung der quantitativen Werte führen. Bild 4.29 a) vergleicht für mehrere Grundversuche der Reihe HEA ohne Normalkraft von *Angerer (1998)*, *Kuhlmann* und *Fürch (1997)* und *Kuhlmann* und *Kühnemund (2000)* die rechnerisch und im Versuch ermittelten Tragfähigkeiten im Nachtraglastbereich bei jeweils gleicher Eindrückung. Jeweils drei Punkte repräsentieren den Nachtraglastbereich eines Versuchs: ein ausgewählter Punkt liegt nahe der Komponententraglast, ein Punkt korrespondiert mit einer Eindrückung des Stegs in der Größenordnung von 15 mm, der dritte ausgewählte Punkt liegt zwischen beiden. Für die Grundversuche der Reihe HEA ohne Normalkraft überschätzt das Modell die Versuchswerte, ein mittlerer Korrekturfaktor von 0,87 gleicht die Differenz wieder aus (vgl. Bild 4.29 b)).

Für die Grundversuche der Reihe HEA mit einer Profilmalkraft zeigt sich, dass eine vom Normalkraftverhältnis  $\sigma_{N,wc}/f_{u,wc}$  abhängige Formulierung eines Korrekturfaktors  $K$  nach Gleichung (4.65) gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Modell liefert (vgl. Bild 4.30). Die Nachrechnung der Grundversuche mit Normalkraft erfolgt unter Berücksichtigung des mittle-

ren Korrekturfaktors der Grundversuche ohne Normalkraft. Die Datenpunkte in Bild 4.30 entsprechen den Korrekturfaktoren aus einer Gegenüberstellung zwischen experimentell und rechnerisch bestimmten Punkten des Nachtraglastbereichs aller zugehörigen Grundversuche mit Normalkraft. Entsprechend der Vorgehensweise bei den Grundversuchen der Reihe HEA ohne Normalkraft wurden dazu je 3 Punkte des Nachtraglastbereichs ausgewählt.

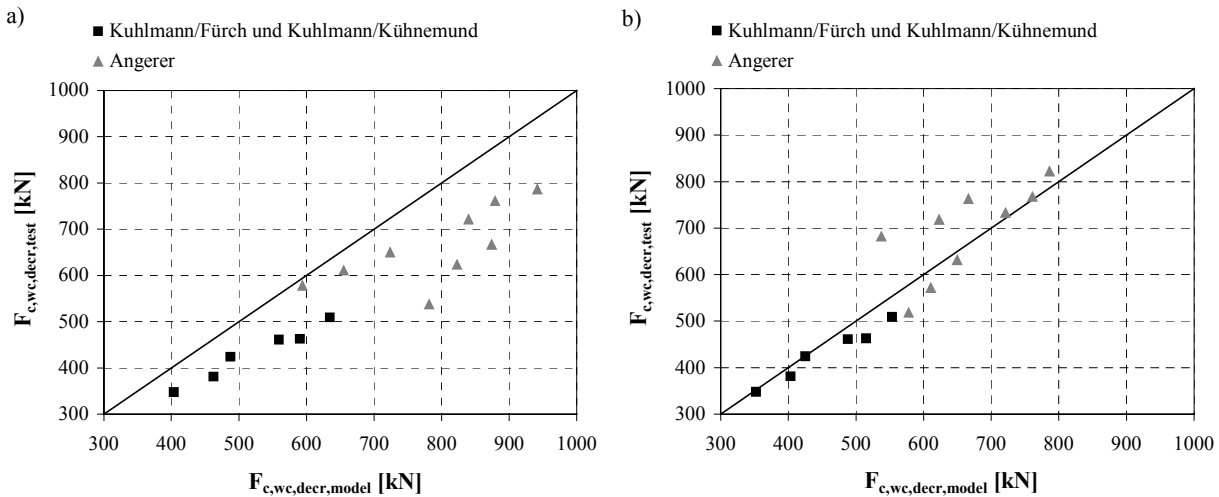


Bild 4.29: Gegenüberstellung von Versuchswerten und rechnerischem Modell für Grundversuche der Reihe HEA a) ohne Korrekturfaktor b) mit Korrekturfaktor

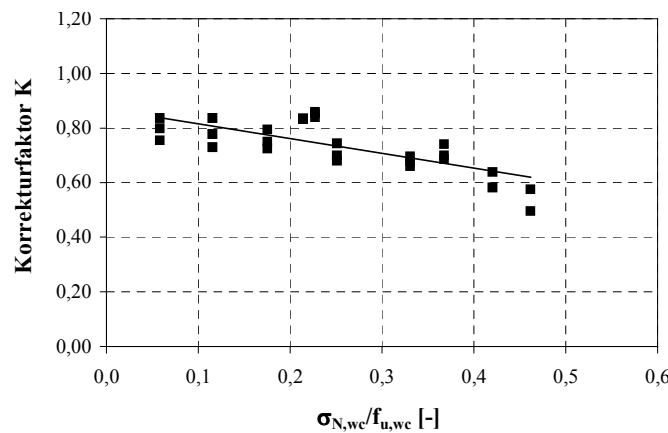


Bild 4.30: Darstellung eines Korrekturfaktors K für Grundversuche mit Normalkraft der Reihe HEA in Abhängigkeit des Normalkraftverhältnisses  $\sigma_{N,wc}/f_{u,wc}$

Der Faktor  $k_2$  entspricht dem mittleren Korrekturfaktor der Grundversuche ohne Normalkraft. Der Faktor  $k_3$  stellt das Steigungsmaß einer Regressionsgeraden durch die Korrekturfaktoren der Versuche mit Normalkraft dar. Als Randbedingung der Regressionsgeraden ist damit der Schnittpunkt mit der Ordinate mit  $k_2$  vorgegeben.

$$K = k_2 - k_3 \cdot \frac{\sigma_{N,wc}}{f_{u,wc}} \tag{4.65}$$

In analoger Weise können Korrekturfaktoren für Grundversuche der Reihe HEB, sowie Knotenversuche beider Reihen nach Kapitel 5 angegeben werden. Tabelle 4.4 stellt die

Korrekturfaktoren zusammen. Sinnvolle Annahmen wurden in den Fällen getroffen, in denen keine Versuche vorlagen.

Tabelle 4.4: Zusammenstellung der Korrekturfaktoren

| Faktor | Profil | Grundversuch | Knoten |
|--------|--------|--------------|--------|
| $k_2$  | HEA    | 0,87         | 0,98   |
|        | HEB    | 1,1          | 1,1    |
| $k_3$  | HEA    | 0,542        | 0,428  |
|        | HEB    | 0,416        | 0,428  |

#### 4.2.7 Vergleich zwischen Komponentenversuch und Modell

Die in den Kapiteln 4.2.3 bis 4.2.6 vorgestellten Modelle bilden die Last-Verformungskurve der Komponente „Stützensteg auf Druck“ als polygonale multilineare Kurve ab. Bild 4.31 zeigt abschließend exemplarisch einen Vergleich zwischen Modell und Grundversuch A7 von **Kuhlmann** und **Kühnemund (2000)**. Die Verschiebungen zwischen Versuch und Rechnung sind klein. Für andere Versuche konnten vergleichbare Ergebnisse festgestellt werden. Damit ist eine analytische Beschreibung des Last-Verformungsverhaltens der Komponente gefunden.

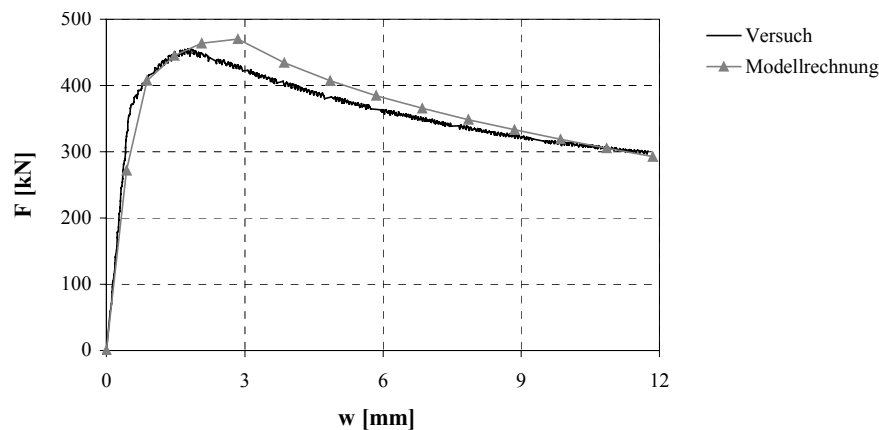


Bild 4.31: Vergleich der Last-Verformungskurven von Modell und Grundversuch A7 von **Kuhlmann** und **Kühnemund (2000)**

### 4.3 Die Komponente „Stützensteg auf Zug“

#### 4.3.1 Tragverhalten und Modellbildung

Der qualitative Verlauf der Komponente „Stützensteg auf Zug“ gleicht dem eines duktilen T-Stummels. Bei Zugbeanspruchung des Stags verhält sich dieser zunächst linear bis zu einer elastischen Grenzlast, bis zur plastischen Grenzlast kann ein Übergangsbereich ausgemacht werden, der in einen verfestigenden Ast mit einer gegenüber der Anfangssteifigkeit verminderten Steifigkeit übergeht (vgl. Bild 4.32).

Der Spannungsverlauf am Steganschnitt gleicht dem der Komponente „Stützensteg auf Druck“ nach Bild 4.8 mit umgekehrter Orientierung. Bis zur elastischen Grenzlast erreichen die auf Zug beanspruchten Stegfasern an keiner Stelle die Zugfestigkeit des Stegrundmaterials. Die

Nichtlinearität im Übergangsbereich resultiert aus sukzessiver Plastizierung einzelner Stegfäsern. Die in der Lasteinleitungssachse hoch beanspruchten Fasern lagern ihre Beanspruchung auf Randfasern um. Das Umlagerungsvermögen im Steg bedingt eine Lastzunahme der Komponente bis zur plastischen Grenzlast. Sie ist per Definition erreicht, wenn auf einer Ersatzbreite  $b_{\text{eff},t,wc,pl}$  alle Stegfäsern die Fließgrenze erreichen. Die maximal beanspruchten Fasern erreichen dabei bereits erste Verfestigungen. Infolge der geringen Dehnsteifigkeit des Stegmaterials im anschließenden Verfestigungsbereich kann die Komponente Zusatzlasten nur noch unter großen Verformungen aufnehmen. Der Steg lagert dabei die eingeleitete Last in Stegrandbereiche um. Die Traglast der Komponente stellt sich ein, wenn infolge der Lastumlagerung in weiten Teilen des Lasteinleitungsbereichs die Stegfäsern die Stegzugfestigkeit erreichen.

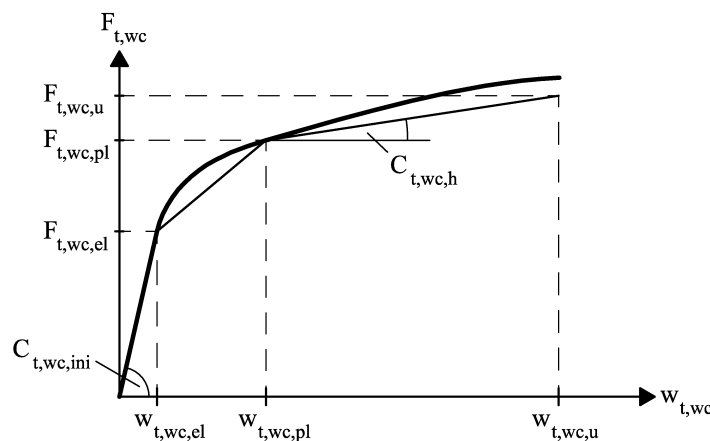


Bild 4.32: Last-Verformungskurve der Komponente „Stützensteg auf Zug“

Die Modellbildung folgt der Vorgehensweise von **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)**. Die analytischen Modelle der Vorschrift beschreiben den Kurvenbereich bis zur plastischen Grenzlast als bilineare Kurve. Für den Verfestigungsast der Last-Verformungskurve wird ein eigenes Modell vorgeschlagen.

**ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** berücksichtigt das Vorhandensein einer Stütznormalkraft nicht. Ihr Einfluss auf die Tragfähigkeit der Komponente wird durch einen vom Verfasser eingeführten Abminderungsfaktor abgeschätzt. Nachfolgend angegeben sind die analytischen Modelle von **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** sowie die eigenen Zusatzmodelle zur Bestimmung der die reale Kurve charakterisierenden Punkte nach Bild 4.32. Ihre Verknüpfung stellt die Last-Verformungskurve der Komponente als polygonale Kurve dar.

#### 4.3.2 Ein Modell für den elastischen Bereich

Das Modell des elastisch gebetteten Balkens zur Bestimmung des Steifigkeitskoeffizienten der Komponente „Stützensteg auf Druck“ wenden **Jaspart (1991)** und **Atamaz Sibai (1991)** auch auf den unter Zugbeanspruchung stehenden Stegbereich an. Danach verformt sich infolge einer zum Rotationspunkt des Stützenflansches antimetrisch angenommenen Verformungsfigur im elastischen Bereich der Steg im Zugbereich des Knotens um den gleichen Betrag nach außen, wie er sich im Druckbereich eindrückt. Der mit dem Modell des elastisch gebetteten Balkens abgeleitete Steifigkeitskoeffizient der Komponente „Stützensteg auf Druck“ wird folglich für die vorliegende Komponente übernommen. Der Kalibrierungsfaktor  $k_0$  ist durch Vergleich mit den Knotenversuchen nach Kapitel 5 zu überprüfen. Für geschweißte Knoten ergibt sich wie im Druckbereich ein Faktor von 0,29. Für geschraubte Knoten muss der Kalibrierungsfaktor

auf einen Wert von 0,33 korrigiert werden. Im letztgenannten Fall liegt der Rotationspunkt L damit nicht mehr exakt in der Mitte zwischen den Wirkungslinien der Zug- und der Druckkraft.

$$C_{t,wc,ini} = 0,7 \cdot b_{\text{eff},t,wc,pl} \cdot c_{wc} = 0,7 \cdot b_{\text{eff},t,wc,pl} \cdot 2 \cdot \frac{t_{wc}}{d_{wc}} \cdot E \cdot k_0 \quad (4.66)$$

mit  $k_0 = \begin{cases} 0,29 & \text{geschweißte Knoten} \\ 0,33 & \text{geschraubte Knoten} \end{cases}$

$b_{\text{eff},t,wc,pl}$ : effektive Breite der plastischen Grenzlast nach Gleichung (4.69)

Die den elastischen Bereich begrenzende Tragfähigkeit setzt **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** auch für die Komponente „Stützensteg auf Zug“ zu 2/3 der plastischen Grenztragfähigkeit fest. Die elastische Grenzverformung ermittelt sich aus dem Verhältnis von elastischer Grenztragfähigkeit und Anfangssteifigkeit.

$$F_{t,wc,el} = \frac{2}{3} \cdot F_{t,wc,pl} \quad (4.67)$$

$$w_{t,wc,el} = \frac{F_{t,wc,el}}{C_{t,wc,ini}} \quad (4.68)$$

### 4.3.3 Ein Modell für den plastischen Grenzzustand

Das Konzept der effektiven Breite findet bei der Bestimmung der plastischen Grenzlast wieder Anwendung. Die variablen Spannungen am Steganschnitt ersetzt ein konstanter Spannungsverlauf über die Breite  $b_{\text{eff},t,wc,pl}$ . Für geschweißte Knoten nimmt **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** die gleiche Lastausbreitung im Stützenflansch und im Ausrundungsradius an, wie im Druckbereich des Knotens. Die effektive Breite bei geschraubten Knoten entspricht der effektiven Länge der Komponente „Stützenflansch auf Biegung“, die mit dem Modell des äquivalenten T-Stummels bestimmt wird.

$$b_{\text{eff},t,wc,pl} = \begin{cases} t_{fb} + 2 \cdot \sqrt{2} \cdot a_f + 5 \cdot (t_{fc} + r_c) & \text{geschweißte Knoten} \\ l_{\text{eff},fc,1/2} & \text{geschraubte Knoten} \end{cases} \quad (4.69)$$

Bei Modus 3 Versagen des Stützenflansches kann die plastische Grenztragfähigkeit nach Gleichung (4.69) nicht angegeben werden, da die effektive Länge des T-Stummels unbekannt ist. Für diesen Fall wird vereinfacht die effektive Breite der Komponente aus der plastischen Grenztragfähigkeit des T-Stummels rückgerechnet.

Die plastische Grenzlast der Komponente wird mit dem Zustand vollständiger Plastizierung der Stegfasern innerhalb der effektiven Breite gleichgesetzt. **ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)** enthält keine Angaben zu den Auswirkungen einer Stützennormalkraft auf die plastische Grenztragfähigkeit der Komponente. Die für die Komponente gewählte Interaktionsbeziehung zwischen Stützennormalkraft und Querzug ist mit Gleichung (4.70) gegeben. Als Bezugsgröße für die Normalkraftspannung in der gewählten Kreisgleichung dient die Streckgrenze des Stützenstegs. Gleichung (4.70) gibt die analytische Formulierung der plastischen Grenzlast an.

$$F_{t,wc,pl} = f_{y,wc} \cdot t_{wc} \cdot b_{eff,t,wc,pl} \cdot \sqrt{1 - \left( \frac{\sigma_{N,wc}}{f_{y,wc}} \right)^2} \quad (4.70)$$

Durch die einheitliche Beschreibung des Steifigkeitsverhaltens aller Komponenten in *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* entspricht die Verformung bei plastischer Grenztragfähigkeit dem gleichen Vielfachen der elastischen Grenzverformung wie bei der Komponente „Stützensteg auf Druck“.

$$w_{t,wc,pl} = \frac{F_{t,wc,pl}}{C_{t,wc,ini} / \mu} = 4,5 \cdot w_{t,wc,el} \quad (4.71)$$

#### 4.3.4 Ein Modell für den Verfestigungsbereich

Die Komponentenduktilität ist im Wesentlichen auf eine Verfestigung des Steggrundmaterials zurückzuführen. *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* berücksichtigt diesen Bereich jedoch nicht. Ein eigener Modellvorschlag erweitert diesbezüglich die Modellbildung der Norm. Die Verminderung der Steifigkeit im Verfestigungsbereich ist auf eine Verfestigung der Stegfasern in der Lasteinleitungszone des Stützenstegs zurückzuführen. In Gleichung (4.66) für das elastische Steifigkeitsverhalten wird der Elastizitätsmodul durch den Verfestigungsmodul  $E_h$  nach Gleichung (3.4) ersetzt. Die effektive Breite der plastischen Grenzlast ist erreicht. Daher kann der Faktor 0,7 in Gleichung (4.66) entfallen. Gleichung (4.72) formuliert damit eine gegenüber der elastischen Anfangssteifigkeit verminderte Verfestigungssteifigkeit der Komponente.

$$C_{t,wc,h} = b_{eff,t,wc,pl} \cdot 2 \cdot \frac{t_{wc}}{d_{wc}} \cdot E_h \cdot k_0 \quad (4.72)$$

Als rechnerische Traglast wird in dieser Arbeit die Last definiert, bei der die Stegfasern innerhalb der effektiven Breite  $b_{eff,t,wc,pl}$  die Stegzugfestigkeit erreichen. Der Abminderungsfaktor infolge Stütznormalkraft aus Gleichung (4.70) wird übernommen, dabei wird als Bezugsgröße die Stegzugfestigkeit angesetzt. Infolge der großen Verformungen im Verfestigungsbereich steht nicht die gesamte rechnerische Traglast aus dem Produkt von effektiver Fläche und Stegzugfestigkeit für die Aufnahme der Lasteinleitungskraft zur Verfügung. Die Flanschanteile der Stütznormalkraft bewirken Umlenkkräfte, die von der Komponente „Stützensteg auf Zug“ aufgenommen werden müssen. Kapitel 2.4.3 beschreibt die Verformungsfigur des gesamten Knotens. Die Festlegung des Rotationspunktes L in der halben Trägerhöhe, sowie die Angabe der Knickpunkte an den Knotenrändern ermöglicht die Bestimmung der Umlenkkräfte im Zugbereich des Knotens. Der Anteil der Umlenkkräfte pro Zugreihe ist von der Gesamttragfähigkeit einer Zugreihe abzuziehen. Die idealisierten Längen der Verformungsfiguren nach Bild 2.18 berechnen sich zu

$$\ell_{wt,1} = \begin{cases} (h_b - t_{fb}) \cdot 0,5 & \text{geschweißt/geschraubt, } r = 2, \text{ Modus } 1/2 \\ h_{ep} - p_{ep} - u - 0,5 \cdot h_b & \text{geschraubt, } r = 1 \\ h_{ep} - e_{ep} - u - 0,5 \cdot h_b & \text{geschraubt, } r = 2, \text{ Modus } 3 \end{cases} \quad (4.73)$$

mit  $h_{ep}$ : Höhe der Stirnplatte

$p_{ep}$ : Abstand der Schraubenreihe unterhalb des Flansches zur oberen Schraubenreihe  
(zum Rand bei einreihigen geschraubten Knoten)

$e_{ep}$ : Randabstand der Schraubenreihe oberhalb des Flansches

und

$$\ell_{wt,2} = x_0 \quad \text{nach Gleichung (4.23)}. \quad (4.74)$$

Die geometrischen Parameter sind in Bild 2.5 dargestellt. Der Größe der gesamten Umlenk-  
kraft unter der aktuellen Verformung  $w_{t,wc,u}$  ergibt sich dann mit Gleichung (4.75).

$$N^{***} = \left( \frac{W_{t,wc,u}}{\ell_{wt,1}} + \frac{W_{t,wc,u}}{\ell_{wt,2}} \right) \cdot N_{fc} \quad (4.75)$$

mit  $N_{fc}$ : Anteil der Stütznormalkraft im Flansch

Daraus bestimmt sich schließlich die Tragfähigkeit der Komponente:

$$F_{t,wc,u} = b_{eff,t,wc,pl} \cdot t_{wc} \cdot f_{u,wc} \cdot \sqrt{1 - \left( \frac{\sigma_{N,wc}}{f_{u,wc}} \right)^2} \quad (4.76)$$

$$- \begin{cases} N^{***} & \text{geschweißte/geschraubte Knoten, } r = 1 \\ N^{***} / 2 & \text{geschraubte Knoten, } r = 2 \end{cases}$$

Die Lösung von Gleichung (4.76) erfolgt iterativ unter Berücksichtigung des von  $F_{t,wc,u}$  abhängigen Weges nach Gleichung (4.77) bei Erreichen der Traglast, der in Gleichung (4.75) und damit wiederum in die Bestimmung der Traglast nach Gleichung (4.76) eingeht.

$$w_{t,wc,u} = w_{t,wc,pl} + \frac{F_{t,wc,u} - F_{t,wc,pl}}{C_{t,wc,h}} \quad (4.77)$$

## 5 Das Zusammenfügen der Komponentencharakteristiken zur Momenten-Rotationskurve

### 5.1 Allgemeines

Die in den Kapiteln 3 und 4 bereitgestellten Last-Verformungskurven der Komponenten nachgiebiger Knoten stellen die Grundlage für die Beschreibung der Momenten-Rotationskurven der Knoten dar. **Kapitel 5** beschreibt die Ermittlung der Momenten-Rotationskurve aus den Komponentenlast-Verformungskurven und beurteilt die Ergebnisse des Gesamtalgorithmus durch Vergleich mit experimentellen Untersuchungen.

**Kapitel 5.2** erläutert zunächst den mechanischen Hintergrund und die Funktionsweise des für den Zusammenbau der Komponentenkurven verwendeten Programmsystems „CoBeJo“. Für die vorliegende Aufgabenstellung wird aufgezeigt, wie das Programmsystem in den Gesamtalgorithmus eingebunden ist.

**Kapitel 5.3** stellt Knotenversuche der Literatur zur Frage der Rotationskapazität nachgiebiger Knoten zusammen. Eine eigene Versuchsserie an geschraubten Knotenkonfigurationen wurde durchgeführt, um detaillierte Erkenntnisse zum Duktilitätsverhalten nachgiebiger Knoten zu erhalten. Ihrer Beschreibung ist der Hauptteil des Kapitels gewidmet.

**Kapitel 5.4** vergleicht und verifiziert die Ergebnisse des Gesamtalgorithmus an Hand der Versuchsergebnisse. Es wird aufgezeigt, dass die mechanische Beschreibung der Knoten hinsichtlich deren Tragverhalten gute Übereinstimmung mit den Versuchen liefert. Damit liegt ein Gesamtmodell zur Durchführung einer Parameterstudie zum Duktilitätsverhalten nachgiebiger Knoten vor.

### 5.2 Die Funktionsweise des Programmsystems „CoBeJo“ und dessen Einbindung in den Gesamtalgorithmus

#### 5.2.1 Die Funktionsweise des Programmsystems „CoBeJo“

Das Programmsystem „CoBeJo“ wurde von *Huber (1999)* entwickelt. Es dient der Berechnung von Momenten-Rotationskurven von Knoten bei gegebenen Komponentenlast-Verformungskurven. Kern des Programms ist ein Berechnungsmodul, das bei schrittweiser Erhöhung der Knotenverdrehung  $\phi_j$  auf der Grundlage von Gleichgewichts- und Kompatibilitätsbedingungen das zugehörige aufnehmbare Knotenmoment  $M_j$  ermittelt. Die graphische Darstellung aller Wertepaare  $(M_{j,i}; \phi_{j,i})$  entspricht der Momenten-Rotationskurve des Knotens am Punkt L im Finiten Knotenmodell (vgl. Bild 2.7).

Die Arbeit von *Huber (1999)* enthält eine ausführliche Erläuterung der Programmfunktionen und erklärt die mechanischen Hintergründe. Nachfolgend werden grundlegende Informationen zum Programm gegeben, soweit sie für das Verständnis und die Einbindung des Programms in die Arbeit erforderlich sind.

**Anwendungsspezifische Randbedingungen von „CoBeJo“:** Das zugrunde liegende mechanische Federmodell entspricht dem „Innsbrucker Komponentenmodell“. Berechnet werden



können symmetrisch ausgebildete Knoten unter symmetrischen Lasten, bei negativen Knotenmomenten, d.h. Druckbeanspruchung im unteren Knotenbereich, sowie Zugbeanspruchung im oberen Knotenbereich. „CoBeJo“ erlaubt sowohl die Berechnung von (nachgiebigen) Verbundknoten, als auch - durch „Weglassen“ von einzelnen Federn - die Berechnung von (nachgiebigen) Stahlknoten. Diese Vorgaben decken sich mit denen der vorliegenden Arbeit, so dass eine Einbindung des Programmsystems in den Lösungsprozess der hier gestellten Aufgabe erfolgen kann.

**Preprocessing in „CoBeJo“:** „CoBeJo“ verlangt als Eingabegrößen im Wesentlichen die Federkennlinien der einzelnen Komponenten in polygonaler Form (Wertepaare  $F_i, w_i$ ). Die Federkurven können über abfallende Teilbereiche verfügen. Dies ermöglicht insbesondere die Untersuchung postkritischer Bereiche. Die Schubfeder (Tabelle 2.2, Nr. 7) erhält eine unendlich große Steifigkeit bei unbegrenzter Tragfähigkeit. Dadurch wird sie rechnerisch nicht berücksichtigt und der Knoten als symmetrischer Knoten berechnet. Die Verwendung von Komponentenkurven mit abfallender Charakteristik kann zu einer Entlastung einzelner Knotenkomponenten bei zunehmender Rotation führen. Als Steifigkeit der Entlastungsgeraden kann die Anfangssteifigkeit angesetzt werden.

**Berechnungsmodul in „CoBeJo“:** Mit dem „Innsbrucker Komponentenmodell“ lässt sich das Zusammenspiel der Komponenten am Knoten realitätsnah abbilden. Die Erfüllung der Gleichgewichts- und Kompatibilitätsbedingungen erfordert - im Gegensatz zum vereinfachten Federmodell nach *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* - einen iterativen Berechnungsgang, der vom Berechnungsmodul in „CoBeJo“ bereitgestellt wird. Die Knotenrotation  $\phi_j$  wird in Abhängigkeit der gewählten Schrittweite inkrementell vom Startwert bis zum eingegebenen Endwert aufgebracht. Für jeden Wert  $\phi_{j,i}$  ist eine Überprüfung der Gleichgewichts- und Kompatibilitätsbedingungen erforderlich. Dabei werden bei jedem  $\phi_{j,i}$  die sich einstellenden Federwege solange modifiziert, bis sich Kräfte- und Momentengleichgewicht am Knoten einstellen. Als Genauigkeitskriterium der Lösung wird die Differenz der inneren und äußeren Arbeiten am Knoten zwischen zwei aufeinanderfolgenden diskreten Verdrehungen  $\phi_{j,i}$  angegeben.

**Postprocessing in „CoBeJo“:** Nach Ende des Berechnungsgangs stellt „CoBeJo“ die ermittelte Momenten-Rotationskurve graphisch dar und gibt die numerischen Wertepaare ( $M_{j,i}; \phi_{j,i}$ ) zur Weiterverwendung an. Im Ausgabefenster sind neben der Momenten-Rotationskurve das Verformungsbild des Federmodells, sowie die Last-Verformungskurven der einzelnen Federkomponenten dargestellt. Eine Zuordnung des erreichten Verformungswegs einer Komponente zu einem im Momenten-Rotationsdiagramm ausgewählten Rotationswert ist möglich. Damit lässt sich das Zusammenspiel der einzelnen Komponenten am Knoten angeben.

### 5.2.2 Die Einbindung von „CoBeJo“ in den Gesamtalgorithmus zur Bestimmung der Knotenduktilität

Die Bestimmung der Knotenduktilität erfolgt in drei Schritten (vgl. Bild 5.1). Unter Verwendung der in den Kapiteln 3 und 4 zusammengestellten Gleichungen werden für alle am Knoten identifizierten Komponenten die zugehörigen Last-Verformungskurven ermittelt. Diese liegen nach Berechnung in polygonaler Form als Wertepaare ( $F_i; w_i$ ) vor. Das eigens dafür im Rahmen einer Diplomarbeit von *Reisch (2001)* geschriebene Programmmodul „ProLV“ bestimmt außerdem den Hebelarm  $z$  nach Kapitel 2.3.5 und das charakteristische plastische Moment  $M_{j,pl,Rk}$ . Die Wertepaare ( $F_i; w_i$ ) dienen unmittelbar als Eingabegrößen für „CoBeJo“. Nach Ende der Berechnung gibt „CoBeJo“ die Momenten-Rotationskurve des Knotens an. Die nu-

merischen Ausgabewerte von „CoBeJo“ werden abschließend zur Weiterverwendung aufbereitet. Ein hierzu programmiertes Makro „Auswert“ berechnet die zum charakteristischen plastischen Moment  $M_{j,pl,Rk}$  gehörigen Rotationen  $\phi_{j,tot}$  (am Punkt L).

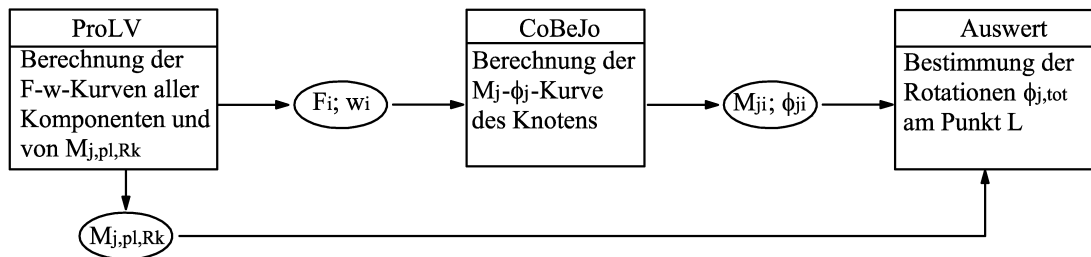


Bild 5.1: Einbindung von „CoBeJo“ in den Gesamtalgorithmus

## 5.3 Experimentelle Ermittlung der Momenten-Rotationskurven nachgiebiger Knoten

### 5.3.1 Untersuchungen an geschweißten Knoten

Versuche an geschweißten nachgiebigen Knoten liegen von *Klein (1985)* und *Ellmerer (1988)* vor. Beide verwenden Grundversuch 2 nach Kapitel 2.2 zur Ermittlung der Momenten-Rotationskurve nachgiebiger Knoten. Tabelle 5.1 zeigt einen Überblick über die Versuche.

Tabelle 5.1: Übersicht über an geschweißten Knoten durchgeführte Versuchsserien

| Autor                  | Stützenprofil | Riegelprofil | Anzahl | Stahlgüte | $N_c/N_{c,pl}$ | Anmerkung                                                                                                                                |
|------------------------|---------------|--------------|--------|-----------|----------------|------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| <i>Klein (1985)</i>    | HEB 140       | IPE 220      | 1      | S 235     | 0              | Die Materialfestigkeit wird hauptsächlich mit Härtetestverfahren bestimmt. Die Versuchskurve endet teilweise bei Erreichen der Traglast. |
|                        | HEB 160       | IPE 330      | 1      | S 235     | 0              |                                                                                                                                          |
|                        | HEB 180       | IPE 300      | 1      | S 235     | 0              |                                                                                                                                          |
|                        | HEB 180       | IPE 400      | 1      | S 235     | 0              |                                                                                                                                          |
|                        | HEB 200       | IPE 360      | 1      | S 235     | 0              |                                                                                                                                          |
|                        | HEB 240       | IPE 600      | 1      | S 235     | 0              |                                                                                                                                          |
|                        | HEB 300       | IPE 400      | 1      | S 235     | 0              |                                                                                                                                          |
| HEB 300                | HEB 300       | 1            | S 235  | 0         |                |                                                                                                                                          |
| <i>Ellmerer (1988)</i> | HEA 180       | IPE 240      | 1      | S 235     | 0              |                                                                                                                                          |
|                        | HEA 180       | IPE 300      | 1      | S 235     | 0              |                                                                                                                                          |
|                        | HEA 240       | IPE 300      | 1      | S 235     | 0              |                                                                                                                                          |
|                        | HEA 240       | IPE 450      | 1      | S 235     | 0              |                                                                                                                                          |

*Klein (1985)* untersucht ausschließlich Stützenprofile der Reihe HEB. Er variiert die Profilgröße der Stütze und der Riegel um ein breites Spektrum baupraktischer Knoten im Experiment abdecken zu können. Eine Stützennormalkraft findet keinen Eingang in seine Untersuchungen.

**Ellmerer (1988)** ergänzt die Versuchsserie von **Klein (1985)** um Profile der Reihe HEA, beschränkt sich aber auf kleine Stützenprofilgrößen. Die Randbedingungen seiner Versuche decken sich ansonsten mit denen von **Klein (1985)**.

**Versuchsaufbau und Messprogramm:** Der Versuchskörper im Grundversuch 2 nach Bild 2.2 und Bild 5.2 entspricht einem Knoten, der aus einem Stützenprofil und einem Riegelprofil durch einen Schweißanschluss zusammengefügt ist. Die an der Stütze angreifende Pressenkraft  $P$  bildet mit den Auflagerkräften je ein Kräftepaar. Die halbe Pressenkraft und eine Auflagerkraft bauen das innere Knotenrandmoment in Höhe des Punktes  $L$  auf.

Das Messprogramm umfasst die Bestimmung der Eindrückungen der Stützenflansche in der Lasteinleitungszone im Zug- und Druckbereich des Knotens. Die aus der Pressenkraft umgerechneten Riegelzug- und Riegeldruckkräfte an der Flanschaußenkante entsprechen bei Auftragung über den von den Wegaufnehmern  $W3/W4$  und  $W1/W2$  bestimmten Wegen den Last-Verformungskurven der Komponenten „Stützensteg auf Zug“ und „Stützensteg auf Druck“. Der innere Hebelarm  $z$  am geschweißten Knoten verknüpft beide Komponentenlast-Verformungskurven wiederum zur Momenten-Rotationskurve am Punkt  $L$ .

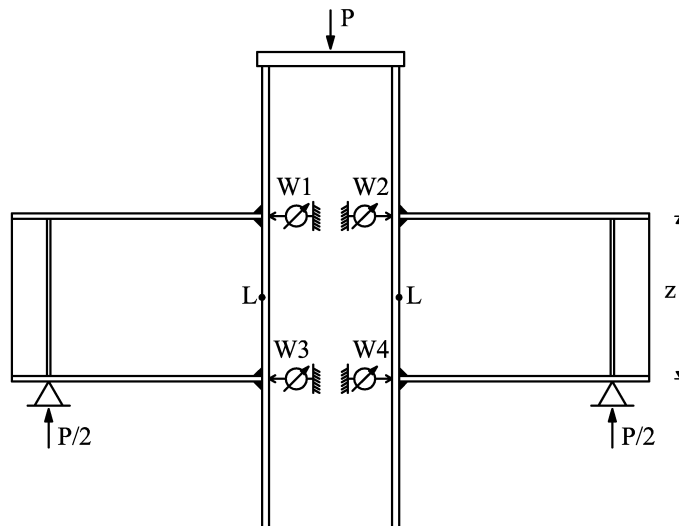


Bild 5.2: Versuchsaufbau und Messprogramm der Versuche an geschweißten Knoten

**Versuchsergebnisse:** Die Versuche von **Klein (1985)** enden bei Erreichen der Traglast. Dadurch kann keine Aussage zum Duktilitätsverhalten gemacht werden. Die Versuchsserie dient daher nur zur Überprüfung des rechnerischen Modells bis zur maximal aufnehmbaren Last.

**Ellmerer (1988)** bricht seine Versuche nicht bei der Traglast ab, sondern nimmt den postkritischen Kurvenbereich z. T. mit auf. Eine Verifizierung des rechnerischen Modells im Hinblick auf das Duktilitätsverhalten nachgiebiger geschweißter Knoten ist ansatzweise möglich. Der Verlauf der Momenten-Rotationskurve folgt maßgeblich dem der versagenden Komponente. Maßgebende, d.h. versagende Komponente ist in allen vier Versuchen die Komponente „Stützensteg auf Druck“. Der Kurvenverlauf teilt sich entsprechend in einen stabilen ansteigenden Ast und einen instabilen abfallenden Ast nach Bild 4.3 auf.

Die numerischen Ergebnisse der Versuche sind den Arbeiten von **Klein (1985)** und **Ellmerer (1988)** zu entnehmen. Sie werden an dieser Stelle nicht im Einzelnen aufgeführt. Versuch Nr.

2-1 von *Ellmerer (1988)* ist in Kapitel 5.4.1 exemplarisch dargestellt. Der für Stegdruckversagen typische Kurvenverlauf ist erkennbar.

### 5.3.2 Untersuchungen an geschraubten Knoten

Versuche an steifenlosen geschraubten Knoten wurden von *Humer (1987)* durchgeführt. Er verwendet Grundversuch 2 zur experimentellen Bestimmung der Momenten-Rotationsbeziehung am Knoten. Eine eigene Versuchsserie, enthalten in *Kuhlmann et al. (2002b)*, umfasst weitere Versuche an nachgiebigen Knoten mit geschraubten Stirnplattenanschlüssen. Tabelle 5.2 zeigt eine Übersicht über beide Versuchsserien.

Tabelle 5.2: Übersicht über an geschraubten Knoten durchgeführte Versuchsserien

| Autor                                                                 | Stützenprofil | Riegelprofil | Anzahl | Stahlgüte | $N_c/N_{c,pl}$ | Anmerkung                                         |
|-----------------------------------------------------------------------|---------------|--------------|--------|-----------|----------------|---------------------------------------------------|
| <i>Humer (1987)</i>                                                   | HEB 180       | IPE 300      | 1      | S 235     | 0              | siehe Tabelle 5.1                                 |
|                                                                       | HEB 240       | IPE 450      | 1      | S 235     | 0              |                                                   |
| Kuhlmann und Kühnemund (enthalten in <i>Kuhlmann et al. (2002b)</i> ) | HEB 240       | IPE 500      | 2      | S 235     | 0              | Die Stahlgüte der Riegelprofile entspricht S 355. |
|                                                                       | HEB 240       | IPE 500      | 1      | S 235     | 0,40           |                                                   |
|                                                                       | HEB 240       | IPE 500      | 1      | S 235     | 0,75           |                                                   |
|                                                                       | HEB 300       | IPE 500      | 1      | S 235     | 0              |                                                   |
|                                                                       | HEB 300       | IPE 500      | 1      | S 235     | 0,30           |                                                   |
|                                                                       | HEB 300       | IPE 500      | 1      | S 235     | 0,59           |                                                   |

*Humer (1987)* führt nur zwei Versuche an Knoten durch, die einer Überprüfung der Ergebnisse aus T-Stummelversuchen dienen. Er verstärkt (in Abweichung zu den Randbedingungen dieser Arbeit) die Flansche der Stütze im Zugbereich des Knotens durch Beilagebleche um eine den geschweißten Knoten vergleichbare Knotensteifigkeit zu erhalten.

Die Versuchsserie von Kuhlmann und Kühnemund konzentriert sich auf Knoten mit Stützenprofilen der Reihe HEB und Riegelprofilen der Reihe IPE. Die Ausbildung der Stirnplattenanschlüsse orientiert sich an baupraktischen Knotenkonfigurationen entsprechend den typisierten Anschlüssen von *Sedlacek et al. (2000a)*. Im Versuch wurde ein Versagen im Druckbereich des Knotens angestrebt. Eine Vordimensionierung der Knotenversuche war mit den Kenntnissen aus den Komponentenversuchen und der daran kalibrierten Modelle nach Kapitel 4 möglich. Die Stahlgüte der Riegelprofile wurde mit S 355 höher gewählt als die der Stützen (S 235) um ein Riegelversagen sicher ausschließen zu können. Als Hauptparameter der Versuchsserie ging neben der Größe des Stützenprofils die Größe der Profilmalkraft ein. Damit ist eine Beurteilung des Duktilitätsverhaltens geschraubter Knoten auch bei Normalkraftbeanspruchung der Stütze möglich. Eine detaillierte Auswertung der Versuche findet sich in der Diplomarbeit von *Kaposztas (2001)*.

**Versuchsaufbau und Messprogramm:** Der Versuchsaufbau sowie das Messprogramm der Versuche von *Humer (1987)* entsprechen dem von Grundversuch 2 nach Bild 5.2, wobei der geschweißte Anschluss durch einen Stirnplattenanschluss mit Beilageblechen zu ersetzen ist. Bild 5.3 stellt den Versuchsaufbau der Versuchsserie von Kuhlmann und Kühnemund dar. Alle Versuchskörper wurden in einen Rahmen mit drei Pressen eingebaut. Die in der Mitte angeordnete Presse erzeugt die Stützennormalkraft, dagegen werden durch die Pressen auf der

linken und rechten Seite des Knotens in Abhängigkeit des Hebelarms Biegemomente am Knoten aufgebaut. Um die Beanspruchung infolge Stützennormalkraft im unteren Knotenbereich konstant zu halten, wurde die Presskraft der mittleren Presse in Abhängigkeit des Lastzuwachses der äußeren Pressen reduziert.

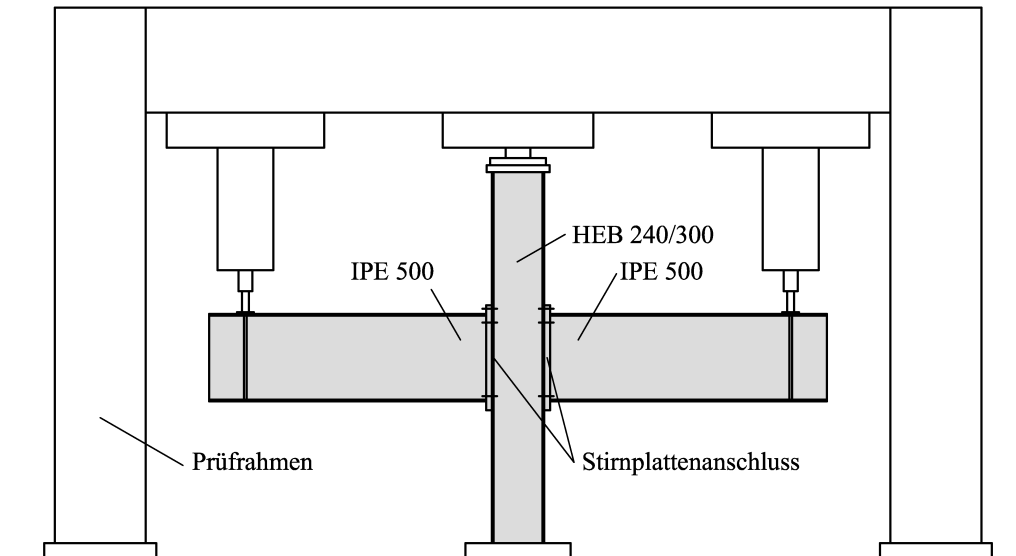


Bild 5.3: Versuchsaufbau der Knotenversuche von Kuhlmann und Kühnemund

Das gesamte Messprogramm ist in Bild 5.4 gegeben. Die Ermittlung der Knotenrotationen  $\phi_j$  auf beiden Knotenseiten stellte die Hauptaufgabe des Messprogramms dar (Wegaufnehmer Nr. W3 bis W6 und Nr. W15 bis W18 in Bild 5.4). Die so gewonnenen Rotationen korrespondieren unmittelbar mit den durch die seitlichen Pressen erzeugten Knotenmomenten. Die graphische Darstellung beider Größen entspricht der Momenten-Rotationskurve des Knotens am Punkt L des Finiten Knotenmodells, vgl. Bild 2.7. Darüber hinaus sollten die Versuche die Gültigkeit des Komponentenmodells auch für die Untersuchung der Knotenduktilität bestätigen. Entsprechend wurden bei allen Versuchen - so weit möglich - die Last-Verformungskurven der einzelnen Knotenkomponenten aufgenommen. Tabelle 5.3 ordnet den Wegaufnehmern aus Bild 5.4 die damit aufgezeichneten Komponenten zu. Schließlich dienten fünf weitere Wegaufnehmer (Nr. W21 bis W25 in Bild 5.4) der Bestimmung der Beulverformungen im Stegdruckbereich des Knotens.

Tabelle 5.3: Zuordnung der Wegaufnehmer im Versuch zur damit aufgezeichneten Komponente

| Komponente/Bauteil         | Knotenseite |                                |
|----------------------------|-------------|--------------------------------|
|                            | rechts      | links                          |
| Stützensteg auf Druck      | W5, W6      | W17, W18                       |
| Stützensteg auf Zug        | W7          | W10, W12                       |
| Stützenflansch auf Biegung | W3, W4, W7  | W10, W13, W14<br>W12, W15, W16 |
| Riegel                     | W1 bis W6   | W15 bis W20                    |

Anmerkung: Die Bezeichnungen „rechts“ und „links“ beziehen sich auf die Seite des Fotorasters.

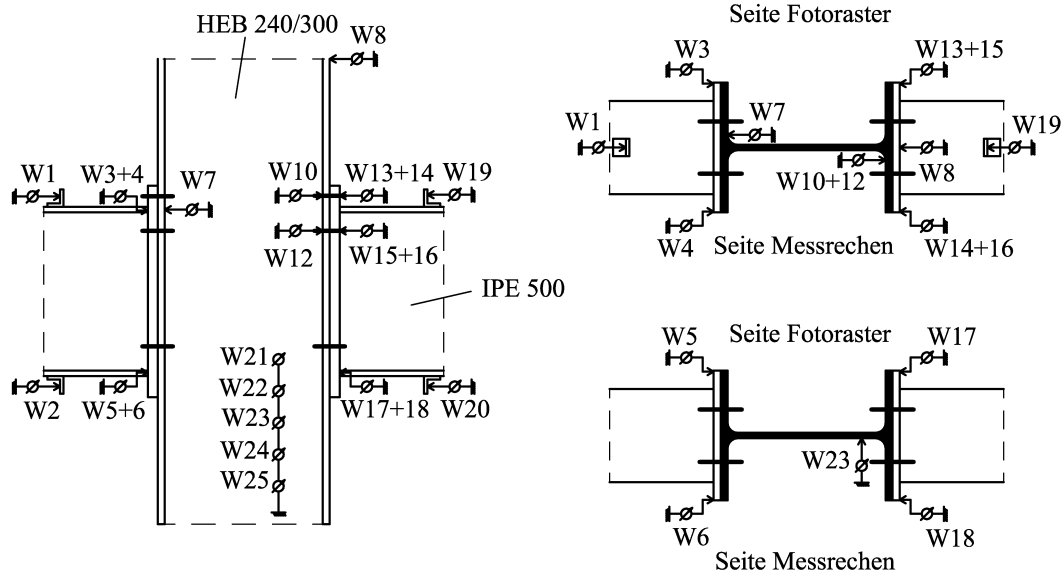


Bild 5.4: Messprogramm der Knotenversuche von Kuhlmann und Kühnemund

**Versuchsergebnisse:** Die Versagensart der Versuche von **Humer (1987)** ist aus deren Momenten-Rotationsverlauf nicht eindeutig ersichtlich, da die Kurven im ansteigenden Ast enden. Auf Grund der Versteifung der Stützenflansche im Zugbereich des Knotens kann aber von einem Versagen der Komponente „Stützensteg auf Druck“ ausgegangen werden. Nur diese Komponente kann daher mit den rechnerischen Modellen verglichen werden. Eine Aussage zum Duktilitätsverhalten der Knoten kann nicht vorgenommen werden, da **Humer (1987)** seine Versuche bei Erreichen der Traglast abbricht.

Die Komponente „Stützensteg auf Druck“ dominiert die Versagensart aller Versuche von Kuhlmann und Kühnemund, d.h. die Momenten-Rotationskurven zeigen den typischen Verlauf einer infolge Stabilität versagenden Komponente entsprechend Bild 4.3. Der postkritische Bereich der Kurve wurde ausreichend erfasst. Damit ermöglichen die Versuche einen Vergleich mit analytischen Modellen auch hinsichtlich dem Duktilitätsverhalten nachgiebiger geschraubter Knoten bei Stegdruckversagen.

Detaillierte Angaben zu den Versuchen sowie den erzielten Ergebnissen sind in den Arbeiten von **Humer (1987)** und **Kaposztas (2001)** und bei **Kuhlmann et al. (2002b)** zu finden. Exemplarisch stellt Kapitel 5.4.2 für einen Versuch von Kuhlmann und Kühnemund die Momenten-Rotationskurve am Knoten vor und vergleicht sie mit den Resultaten der Modellrechnung. Für denselben Knoten sind in Kapitel 5.4.2 weiterhin die gemessenen Last-Verformungskurven der in Tabelle 5.3 aufgeführten Komponenten den rechnerischen Kurven gegenübergestellt. Nachfolgend werden weitere Ergebnisse der eigenen Versuchsserie erläutert.

Tabelle 5.4 stellt die an Zugversuchen gewonnenen Materialkennwerte der Knoten zusammen. Es sind die statischen Streckgrenzen und Zugfestigkeiten, sowie die Elastizitätsmoduln angegeben. Die Stützenprofile besitzen z.T. erhebliche Überfestigkeiten. Deren Einfluss ist im Hinblick auf die Versagensart des Knotens und die Entwicklung eines Bemessungsverfahrens auf Grundlage der Knotenversuche zu beurteilen.

Die im Versuch erreichten maximalen Momententragfähigkeiten der rechten und linken Knotenseite stellt Tabelle 5.5 dar. Bei zunehmender Normalkraft verringern sich die aufnehmbaren Knotenmomente. Bild 5.5 trägt die einzelnen Tragmomente bezogen auf den zugehörigen Referenzversuch (ohne Normalkraft) über dem Normalkraftverhältnis  $N_c/N_{c,pl}$  ab. Der Verlauf

gleich dem von Bild 4.4 für die bezogenen maximalen Tragfähigkeiten im isolierten Grundversuch der Komponente „Stützensteg auf Druck“.

Tabelle 5.4: Materialkennwerte der Knotenversuche von Kuhlmann und Kühnemund

| Versuch<br>Nr.    | Fließgrenze                        |                                    | Zugfestigkeit                      |                                    | Elastizitätsmodul              |                                |
|-------------------|------------------------------------|------------------------------------|------------------------------------|------------------------------------|--------------------------------|--------------------------------|
|                   | $f_{y,w}$<br>[kN/cm <sup>2</sup> ] | $f_{y,f}$<br>[kN/cm <sup>2</sup> ] | $f_{u,w}$<br>[kN/cm <sup>2</sup> ] | $f_{u,f}$<br>[kN/cm <sup>2</sup> ] | $E_w$<br>[kN/cm <sup>2</sup> ] | $E_f$<br>[kN/cm <sup>2</sup> ] |
| Stütze KB 240-1+2 | 33,4                               | 28,6                               | 51,8                               | 54,1                               | 19300                          | 19200                          |
| Riegel KB 240-1+2 | 39,2                               | 44,1                               | 51,0                               | 56,3                               | 19500                          | 18900                          |
| Stütze KB 240-4+5 | 24,2                               | 21,9                               | 48,2                               | 50,5                               | 18600                          | 18800                          |
| Riegel KB 240-4+5 | 40,3                               | 36,2                               | 59,8                               | 56,5                               | 20000                          | 20900                          |
| Stütze KB 300-1-3 | 30,3                               | 28,8                               | 50,6                               | 50,0                               | 19100                          | 19300                          |
| Riegel KB 300-1-3 | 37,9                               | 48,8                               | 49,0                               | 58,5                               | 19100                          | 19500                          |

Tabelle 5.5: Tragmomente und Rotationskapazitäten der Knotenversuche von Kuhlmann und Kühnemund

| Versuch<br>Nr. | $N_c/N_{c,pl}$<br>[-] | $M_{j,u,r,test}$<br>[kNm] | $M_{j,u,l,test}$<br>[kNm] | $\phi_{j,avail,r}$<br>[mrad] | $\phi_{j,avail,l}$<br>[mrad] | $\phi_{j,avail,r,mod}$<br>[mrad] | $\phi_{j,avail,l,mod}$<br>[mrad] |
|----------------|-----------------------|---------------------------|---------------------------|------------------------------|------------------------------|----------------------------------|----------------------------------|
| KB 240-1       | 0,00                  | 513                       | 476                       | 36                           | 26                           | 75                               | 69                               |
| KB 240-2       | 0,40                  | 490                       | 469                       | 29                           | 23                           | 55                               | 46                               |
| KB 240-4       | 0,00                  | 416                       | 402                       | 35                           | 31                           | 44                               | 38                               |
| KB 240-5       | 0,75                  | 368                       | 344                       | 34                           | 25                           | 44                               | 31                               |
| KB 300-1       | 0,00                  | 579                       | 539                       | 39                           | 26                           | 64                               | 46                               |
| KB 300-2       | 0,30                  | 577                       | 527                       | 33                           | 24                           | 58                               | 38                               |
| KB 300-3       | 0,59                  | 528                       | 488                       | 27                           | 21                           | 64                               | 49                               |

Anmerkung: Die vorhandene Rotationskapazität wird zum einen auf dem Niveau der plastischen charakteristischen Momententragfähigkeit unter Ansatz von gemessenen Geometrien und Festigkeitswerten abgetragen. Die Rotationen  $\phi_{j,avail,r,mod}$  bzw.  $\phi_{j,avail,l,mod}$  beziehen sich dagegen auf  $M_{j,pl,Rk}$  unter Ansatz nomineller Werte der Geometrien und Festigkeiten.

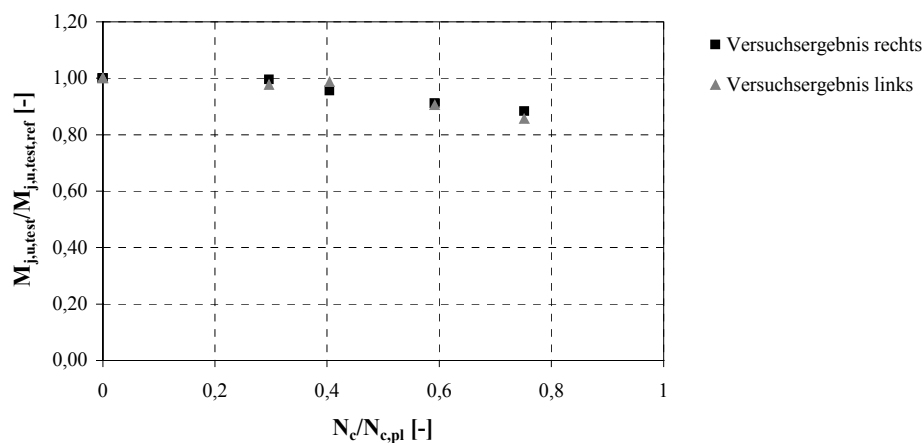


Bild 5.5: Interaktionsdiagramm Tragmomente – Stützennormalkraft

Das Versagen der Komponente „Stützensteg auf Druck“ führt zum Beulen des Stegdruckbereichs. In Analogie zu Bild 4.5 stellt Bild 5.6 die Verformungen im Stützensteg vom Erreichen der Traglast bis zum Versuchsende dar. Die Stegeindrückung bei Traglast ist gering, infolge von Stabilitätsversagen verschiebt sich der Riegeldruckflansch zunehmend in den Stützensteg. Die Messung der Beulenfigur auch am Knoten (vgl. Bild 5.4) ermöglicht einen Vergleich der Beulenformen zwischen Grundversuch und Knotenversuch. Wie beim Grundversuch verformt sich die Beule in Stützenquerrichtung ( $z$ -Koordinate) symmetrisch zur Profilmittelachse. In Längsrichtung extrapoliert in Bild 5.6 b) ein Polynom 3. Grades den Verformungsverlauf der Beule außerhalb des Messbereichs. Die Beulenfigur ist unsymmetrisch zur Lasteinleitungsachse (Messpunkte Nr. 3 in Bild 5.6 b)). Die abweichende Beulenfigur im Knotenversuch begründet das gegenüber dem Grundversuch modifizierte Fließlinienmodell in Kapitel 4.2.6.

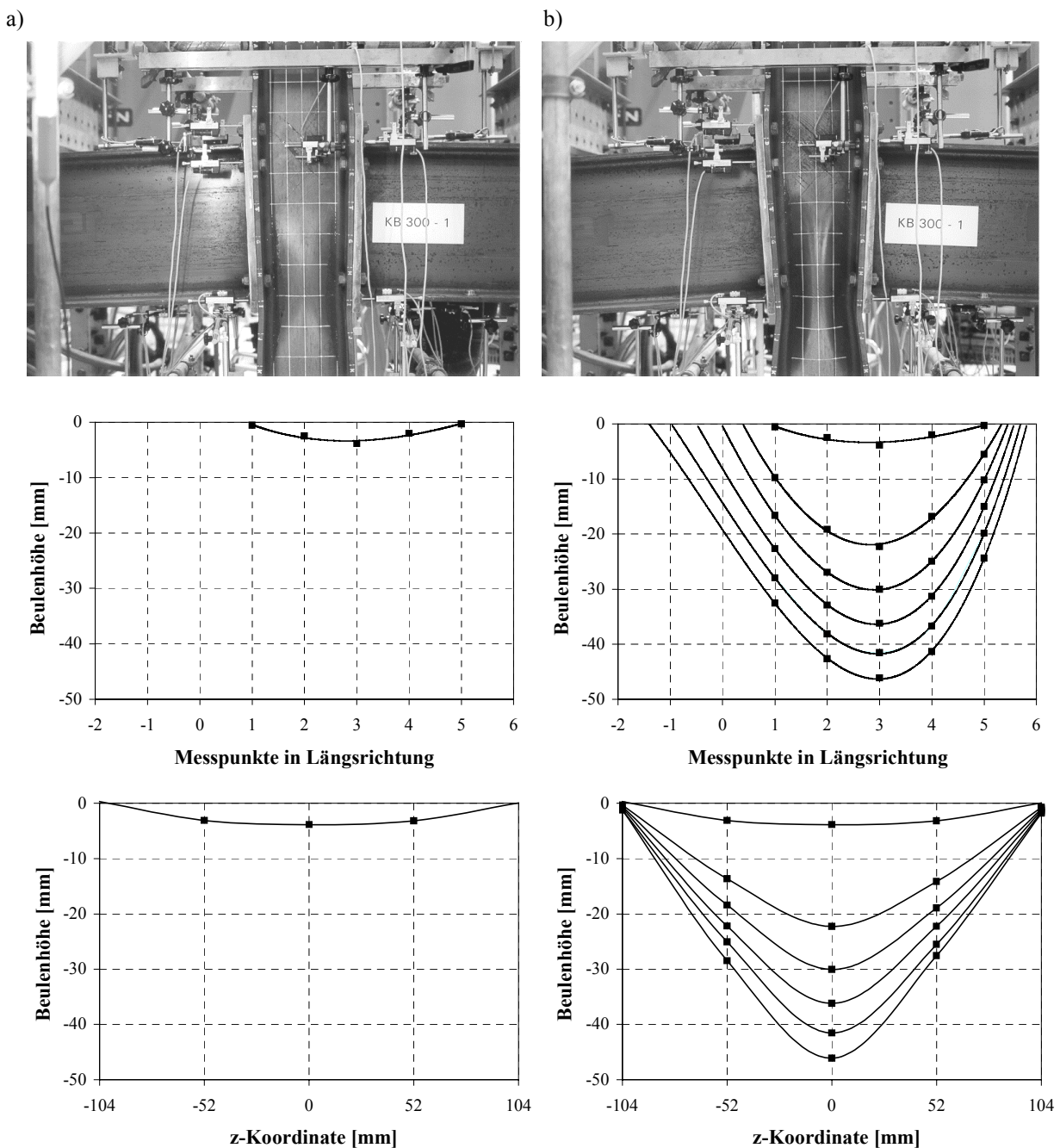


Bild 5.6: Verformungsverhalten der Komponente „Stützensteg auf Druck“ am Knoten (Versuch Nr. KB 300-1)  
a) bei Traglast und b) bis Versuchsende



Bei der Angabe der vorhandenen Rotationskapazität der Versuchskörper ist die Frage entscheidend, wie die plastische Grenztragfähigkeit bestimmt wird. Die Rotationen  $\phi_{j,avail,r}$  und  $\phi_{j,avail,l}$  nach Tabelle 5.5 sind mit charakteristischen plastischen Grenzmomenten unter Ansatz gemessener Festigkeiten und geometrischer Werte ermittelt. Trägt man die vorhandenen Rotationskapazitäten  $\phi_{j,avail}$  bezogen auf den zugehörigen Referenzwert  $\phi_{j,avail,ref}$  (Versuch ohne Normalkraft in der Stütze) über dem Normalkraftverhältnis  $N_c/N_{c,pl}$  ab, so ist ein nahezu linearer Zusammenhang erkennbar (vgl. Bild 5.7). Dies konnte auch für den Grundversuch gezeigt werden (vgl. Bild 4.6). Lediglich ein Datenpunkt weicht nennenswert ab. Zu beachten ist, dass im Gegensatz zum Grundversuch das maßgebende plastische Grenzmoment nicht zwangsläufig von der versagenden Komponente abgeleitet werden kann. Dies gilt beispielsweise für den in Bild 5.7 abweichenden Datenpunkt. Die Abminderung der Rotationskapazität ist im Vergleich zur Abnahme der Verformungskapazität im Grundversuch bei zunehmendem  $N_c/N_{c,pl}$  geringer. Dies ist darauf zurückzuführen, dass am Knoten andere Komponenten zum Rotationsvermögen beitragen, während im Grundversuch die Verformungskapazität ausschließlich aus der Komponente „Stützensteg auf Druck“ resultiert. Ebenfalls angegeben sind in Tabelle 5.5 die vorhandenen Rotationskapazitäten der Versuchskörper auf dem Niveau der charakteristischen plastischen Grenztragfähigkeiten unter Ansatz nomineller Werte bei der Bestimmung von  $M_{j,pl,Rk}$ . Das niedrigere Tragfähigkeitsniveau schneidet den Nachtraglastbereich der Momenten-Rotationskurve bei deutlich größeren Rotationen als  $M_{j,pl,Rk}$  unter Ansatz gemessener Werte. Für einzelne Versuchskörper resultieren daraus doppelt große vorhandene Rotationskapazitäten im Vergleich zur Berechnung mit gemessenen Werten.

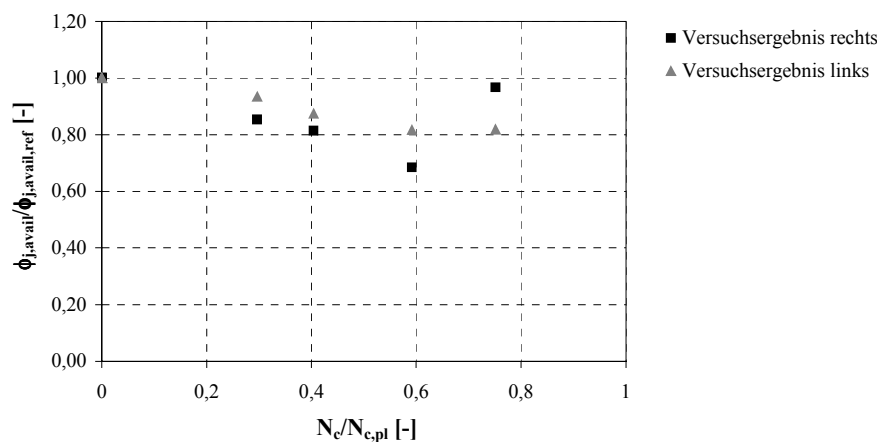


Bild 5.7: Bezogene Rotationsfähigkeit in Abhängigkeit des Normalkraftverhältnisses

## 5.4 Verifizierung des Gesamtalgorithmus an Hand der experimentellen Untersuchungen

### 5.4.1 Geschweißte Knoten

Bild 5.8 enthält die Last-Verformungskurven der Komponenten von Versuch Nr. 2-1 von *Ellmerer (1988)*, die der Lasteinleitungszone zuzuordnen sind. Die rechnerische Last-Verformungskurve der Komponente „Stützensteg auf Druck“ folgt bis kurz nach Erreichen der Traglast dem Verlauf im Versuch. Ein Abbruch des Versuchs kurz nach Durchschreiten des Lastmaximums verhindert eine Überprüfung für zunehmende Verschiebungen. Der Verlauf beider Kurven lässt aber auf gute Übereinstimmung im gesamten Nachtraglastbereich schließen. Unter Zugbeanspruchung stimmen der Verlauf der Versuchskurve und der rechnerischen

Kurve bis zum Lastmaximum der Druckkomponente gut überein. Der Verfestigungsast kann nur rechnerisch ermittelt werden, da ein Versagen im Druckbereich eine Aufnahme im Versuch nicht ermöglicht.

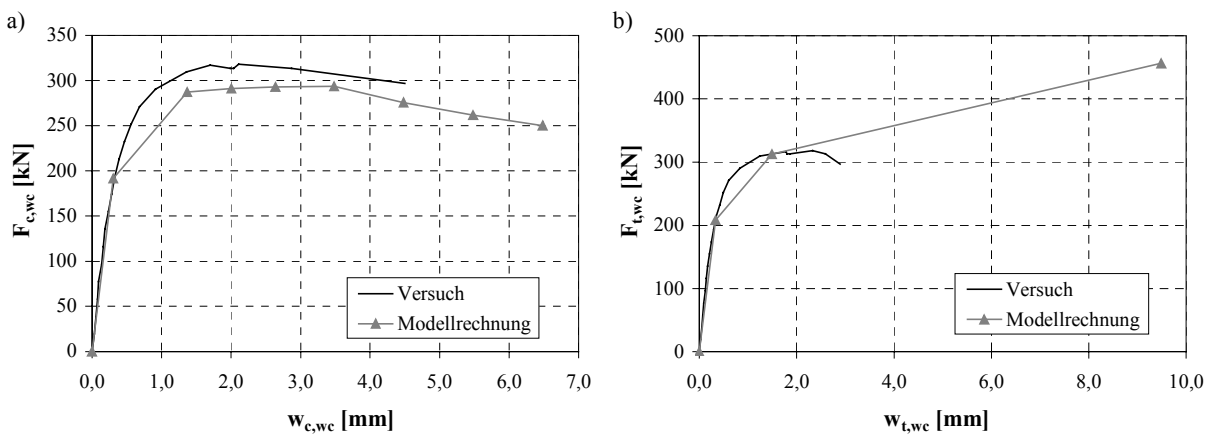


Bild 5.8: Vergleich der rechnerischen und im Versuch ermittelten Last-Verformungskurven für Versuch Nr. 2-1 von **Ellmerer (1988)** a) Komponente „Stützensteg auf Druck“ und b) Komponente „Stützensteg auf Zug“

Eine Gegenüberstellung der Momenten-Rotationskurven aus Versuch und Nachrechnung in Bild 5.9 entsprechend des Gesamtalgorithmus von Bild 5.1 zeigt für Versuch Nr. 2-1 von **Ellmerer (1988)** gute Übereinstimmung im Bereich kleiner Verdrehungen. Die Momenten-Rotationskurven im Modell und im Versuch folgen qualitativ der jeweils korrespondierenden Last-Verformungskurve der Komponente „Stützensteg auf Druck“. Der Abbruch des Versuchs kurz nach Durchschreiten des Lastmaximums verhindert eine Überprüfung für zunehmende Rotationen. Der Verlauf beider Kurven lässt aber auf gute Übereinstimmung im gesamten Nachtraglastbereich schließen.

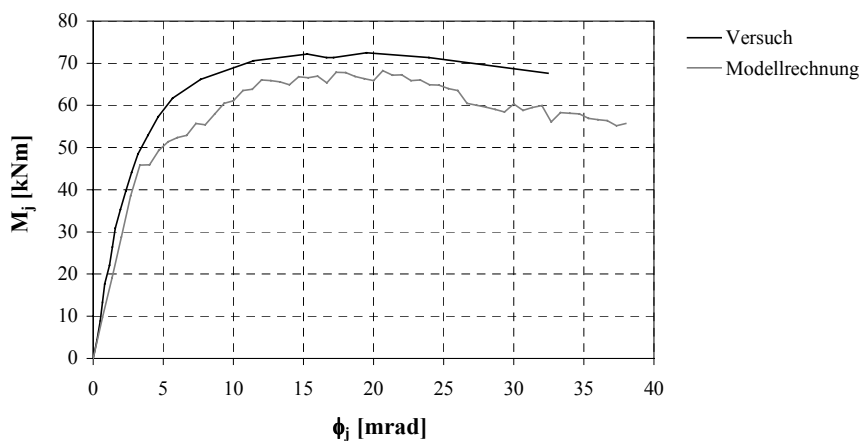


Bild 5.9: Vergleich der rechnerischen und im Versuch ermittelten Momenten-Rotationskurve für Versuch Nr. 2-1 von **Ellmerer (1988)**

#### 5.4.2 Geschraubte Knoten

Versuch Nr. KB 300-2 von Kuhlmann und Kühnemund wird beispielhaft an dieser Stelle zum Vergleich mit rechnerischen Ergebnissen herangezogen. Die Last-Verformungskurven der Komponente „Stützensteg auf Druck“ der rechten und linken Lasteinleitungsseite von Versuch Nr. KB 300-2 sind in Bild 5.10 dargestellt. Sie weisen insbesondere im nichtlinearen Bereich eine nahezu konstante Differenztragfähigkeit auf, die wahrscheinlich auf lokale Imperfektionen

zurückzuführen ist. Da sich die Geometrien der rechten und linken Knotenseite bei gleichen Festigkeiten nicht nennenswert voneinander unterscheiden, wurde auf die Bestimmung je einer rechnerischen Kurve der rechten und linken Knotenseite verzichtet. Die Last-Verformungskurve des analytisch-mechanischen Modells überschätzt im Bereich erster Lastabnahmen die Duktilität der Komponente etwas, nähert sich im Folgenden dem Kurvenverlauf des Versuchs aber wieder an. Das rechnerische Modell schätzt das Duktilitätsverhalten der Komponente „Stützensteg auf Druck“ von Versuch Nr. KB 300-2 insgesamt gut ab.

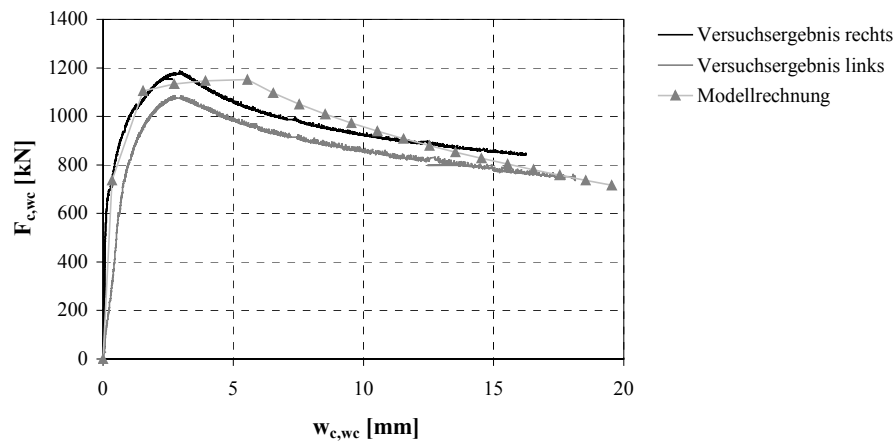


Bild 5.10: Vergleich der rechnerischen und im Versuch ermittelten Last-Verformungskurven der Komponente „Stützensteg auf Druck“ für Versuch Nr. KB 300-2 von Kuhlmann und Kühnemund

Die Wegmessung der Komponente „Stützensteg auf Zug“ in Höhe der oberen und unteren Schraubenreihe der linken Knotenseite ermöglicht einen Vergleich zwischen Messung und Rechnung in jeder im Komponentenmodell diskretisierten Federreihe. Bild 5.11 stellt die Kurven beider Reihen nebeneinander. Wie bei den geschweißten Knoten ist auch bei geschraubten Knotenkonfigurationen eine Aufzeichnung des Verfestigungsbereichs der Komponente nicht möglich, wenn sich ein Versagen im Druckbereich des Knotens einstellt. Für beide Schraubenreihen folgen die rechnerischen Kurven den im Versuch ermittelten bis zum Stabilitätsversagen der Komponente „Stützensteg auf Druck“. Es ist davon auszugehen, dass gute Übereinstimmung auch im Verfestigungsast gegeben ist. Ein Vergleich beider Schraubenreihen untereinander zeigt, dass Reihe 1 (Bild 5.11 a)) bedingt durch einen größeren inneren Hebelarm bei Stэгdruckversagen höher beansprucht ist als Reihe 2 (Bild 5.11 b)).

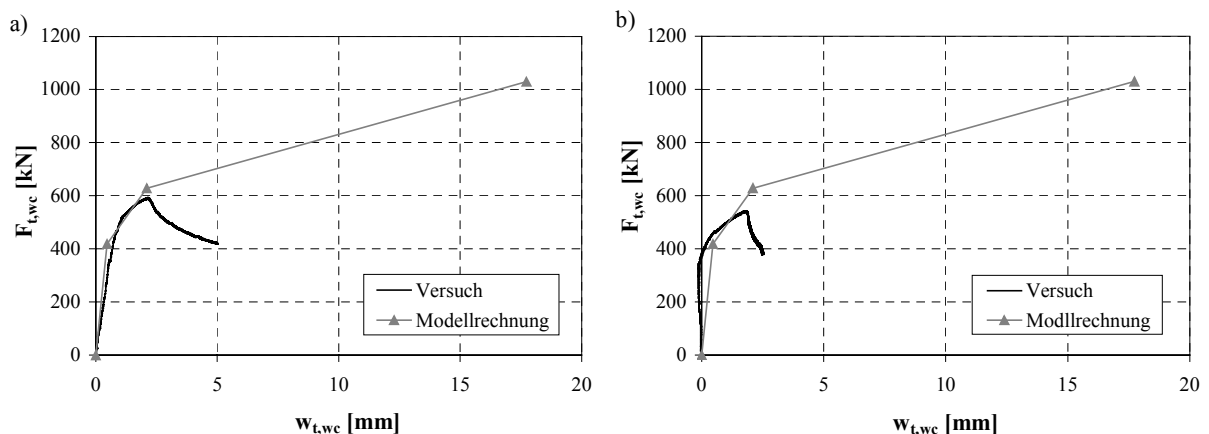


Bild 5.11: Vergleich der rechnerischen und im Versuch ermittelten Last-Verformungskurven der Komponente „Stützensteg auf Zug“ für Versuch Nr. KB 300-2 von Kuhlmann und Kühnemund a) Reihe 1 und b) Reihe 2

Ebenso auf der linken Knotenseite konnten im Versuch die Last-Verformungsbilder der Komponente „Stützenflansch auf Biegung“ für jede Schraubenreihe bestimmt werden. Die Stirnplatte zeigte keine nennenswerten Verformungen, der mittlere Weg der Wegaufnehmer W13 und W14 bzw. W15 und W16 nach Bild 5.4 ist um die Stützenstegverformung W10 bzw. W12 zu vermindern. Bild 5.12 zeigt das Ergebnis. Bis zum Versagen der Komponente „Stützensteg auf Druck“ folgen die rechnerischen Kurven mit geringer Abweichung den im Versuch ermittelten. Die Verformungen in Reihe 1 in Bild 5.12 a) sind bis dahin größer als in Reihe 2, vgl. Bild 5.12 b). Für beide Reihen erreichen die Verformungen den Verfestigungsbereich der Komponente. Das Modell bildet die Last-Verformungskurve im Versuch gut ab.

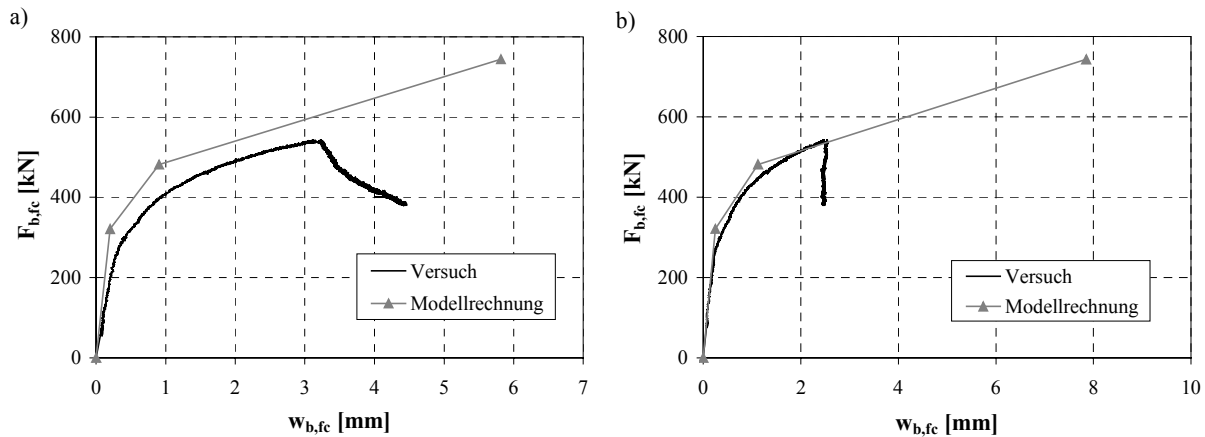


Bild 5.12: Vergleich der rechnerischen und im Versuch ermittelten Last-Verformungskurven der Komponente „Stützenflansch auf Biegung“ für Versuch Nr. KB 300-2 von Kuhlmann und Kühnemund  
a) Reihe 1 und b) Reihe 2

Die abgedruckten Diagramme geben Aufschluss über das Zusammenspiel der Komponenten am Knoten. Die Traglasten der Zugkomponenten aus beiden Reihen übersteigen in der Summe die Traglast der Komponente „Stützensteg auf Druck“. Bei Reihenschaltung der Komponentengruppen (vgl. Kapitel 2.3.5) führt dies zum Beulversagen im Steg des Knotens. Eine Nichtberücksichtigung des Verfestigungsbereichs der Zugkomponenten hätte rechnerisch zu einem Versagen der Komponente „Stützenflansch auf Biegung“ geführt. Das reale Knotenverhalten wäre nicht korrekt wiedergegeben worden. Damit wird die Bedeutung einer vollständigen Erfassung aller Komponentenlast-Verformungskurven deutlich.

Die erreichte Knotenrotation resultiert nicht ausschließlich aus der versagenden Komponente, wie die Last-Verformungsbilder der Zugkomponenten zeigen. Jede dieser Komponenten trägt (in unterschiedlicher Größe) je nach Ausnutzungsgrad zur Gesamtduktilität des Knotens bei. Umgekehrt bedingt die erreichte Tragfähigkeit am Knoten und das Verhältnis der Komponententraglasten untereinander den Grad der Ausnutzung einer Komponente bei Versagen.

Für den vorgestellten Knoten würde eine größere Traglast der Stegdruckkomponente ein Versagen des Zugbereichs begünstigen. Die Komponenten „Stützenflansch auf Biegung“ und „Stirnplatte auf Biegung“ mit der dann kleinsten Traglast versagen im Modus 2-3 bzw. Modus 3, d.h. ein sprödes Versagen im Knoten wäre die Folge. Dieses Gedankenspiel entspricht Überlegungen in Kapitel 2.3.4; es deutet eine gewisse Problematik bei der Bestimmung der Knotenduktilität an: Ein rechnerisch duktil versagender Knoten kann bei Wechsel der maßgebenden versagenden Komponente (z.B. infolge von Überfestigkeiten) spröde versagen und dann u. U. über eine geringere als die rechnerisch angenommene vorhandene Rotationskapazität verfügen. Kapitel 6 widmet sich dieser Fragestellung ausführlich.

Das Versagen der Komponente „Stützensteg auf Druck“ beeinflusst nachhaltig den Verlauf der Momenten-Rotationskurve des Knotens. Bild 5.13 stellt die Momenten-Rotationskurven im rechten und linken Punkt L des Versuchskörpers vor. Der Verlauf beider Kurven folgt qualitativ dem der versagenden Komponente. Nach Durchschreiten des Momentenmaximums verliert der Knoten an Tragfähigkeit bei einer gleichzeitigen Zunahme der Duktilität. Aus den bereits genannten Gründen wird auch am Knoten nur eine rechnerische Kurve mit dem Gesamtalgorithmus nach Bild 5.1 ermittelt. Die Momenten-Rotationskurve des analytisch-mechanischen Modells überschätzt im Bereich erster Lastabnahmen die Duktilität des Knotens etwas, nähert sich im Folgenden dem Kurvenverlauf des Versuchs aber wieder an. Insgesamt bildet das Modell die Versuchskurven gut ab.

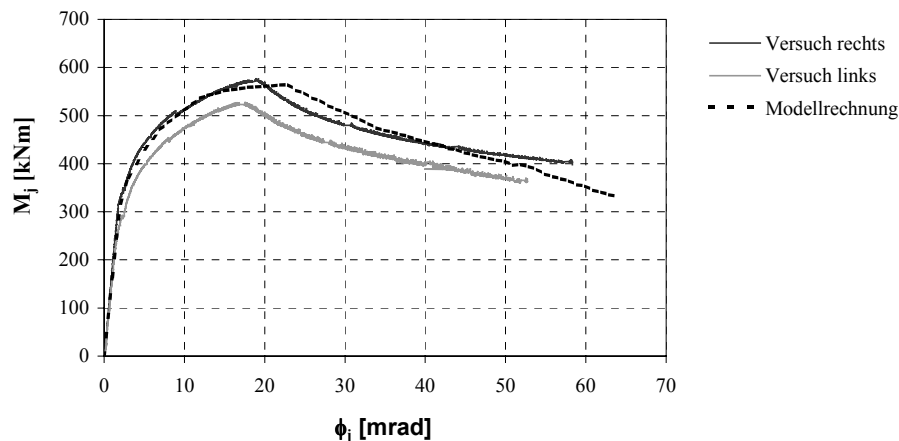


Bild 5.13: Vergleich der rechnerischen und im Versuch ermittelten Momenten-Rotationskurven für Versuch Nr. KB 300-2 von Kuhlmann und Kühnemund

### 5.4.3 Zusammenfassung

In Kapitel 5.4 wurde exemplarisch für einzelne Versuche ein Vergleich zwischen experimentell und rechnerisch bestimmten Kurven angestellt und jeweils gute Übereinstimmung gefunden. Eine statistische Beurteilung aller Versuche nach Tabelle 5.1 und Tabelle 5.2 wird abschließend durchgeführt, die die grundsätzliche Gültigkeit des Gesamtalgorithmus nach Kapitel 5.2.2 für die Bestimmung der Duktilität nachgiebiger geschweißter und geschraubter Knotenkonfigurationen zeigen soll. Die Grundlage der statistischen Beurteilung in Tabelle 5.6 stellt ein Vergleich zwischen den Tragfähigkeiten aus den Versuchen und einer Modellrechnung entsprechend dem Algorithmus nach Kapitel 5.2.2 bei gleichen Rotationen dar. Diese Untersuchung wird getrennt für die vorliegenden geschraubten und geschweißten Versuche durchgeführt. Weiterhin wird unterschieden zwischen zur statistischen Beurteilung herangezogenen Kurvenpunkten im stabilen ansteigenden Kurvenbereich, der Knotentraglast und Kurvenpunkten im instabilen Nachtraglastbereich der Momenten-Rotationskurven.

Als Maß für die Übereinstimmung von Rechnung und Experiment wird in Tabelle 5.6 der Korrelationskoeffizient angegeben. Werte nahe bei 1,0 für alle Kurvenabschnitte aller Versuche bestätigen die insgesamt gute Übereinstimmung. Liegen für einzelne Rotationswerte zugehörige Momententragfähigkeiten im Versuch und aus der Rechnung vor, so gibt deren Verhältnis Aufschluss über den Fehler des Modells gegenüber dem Experiment. Ein mittleres Verhältnis in der Größenordnung von 1,0 bei einer Standardabweichung von durchschnittlich etwa 11 % verdeutlicht den geringen Fehler der absoluten Größen. Die rechnerischen Kurvenpunkte streuen nur schwach um die gemessenen. Bzgl. der Abweichung des mittleren Verhältnisses von 14 % bei geschweißten Knoten im instabilen Kurvenbereich sei angemerkt, dass hierfür nur eine geringe Anzahl an Messpunkten zur Verfügung steht.

Tabelle 5.6: Statistische Beurteilung des Vergleichs von Modell und Versuch

| Knoten-konfiguration | Kurven-bereich | Mittlerer Verhältniswert | Standard-abweichung [%] | Korrelations-koeffizient |
|----------------------|----------------|--------------------------|-------------------------|--------------------------|
| geschraubt           | stabil         | 1,00                     | 9,0                     | 0,97                     |
|                      | Traglast       | 1,01                     | 6,5                     | 0,95                     |
|                      | instabil       | 1,02                     | 11,4                    | 0,90                     |
| geschweißt           | stabil         | 1,09                     | 18,8                    | 0,96                     |
|                      | Traglast       | 1,00                     | 10,7                    | 0,98                     |
|                      | instabil       | 1,14                     | 11,2                    | 0,98                     |

Die Aufnahme der Last-Verformungskurven bei den eigenen Knotenversuchen ermöglicht weiterhin einen Vergleich mit den rechnerischen Kurven der einzelnen Komponenten nach Kapitel 3 und 4. Auch hier wird gute Deckung erzielt. Ein Versagen aller Versuche resultiert aus dem Stabilitätsversagen der Komponente „Stützensteg auf Druck“. Diese Komponente wird gleichfalls als maßgebende Komponente im rechnerischen Modell identifiziert. Sie kontrolliert das Versagen aller nachgerechneten Versuche. Damit ist ebenfalls ein Vergleich der über dem Normalkraftverhältnis  $N_c/N_{c,pl}$  abgetragenen Traglasten und Verformungs- bzw. Rotationskapazitäten möglich. Sowohl für die Komponente „Stützensteg auf Druck“ als auch für den Knoten zeigen die einander zugeordneten Kurven qualitativ gleichwertige Verläufe (vgl. Bild 4.4 mit Bild 5.5 und Bild 4.6 mit Bild 5.7). Zusammenfassend ist damit die generelle Gültigkeit des Komponentenmodells, insbesondere für postkritische Kurvenbereiche, bestätigt.

Für geschweißte und für geschraubte Knotenkonfigurationen konnte gezeigt werden, dass der Gesamtalgorithmus nach Kapitel 5.2.2 zu einer sehr guten Abbildung der im Versuch ermittelten Momenten-Rotationskurven führt. Der jeweilige Versagensmechanismus wird realistisch erfasst. Der Algorithmus nach Kapitel 5.2.2 dient daher im Folgenden für Duktilitätsuntersuchungen an nachgiebigen Knoten.

## 6 Untersuchung nachgiebiger Knoten zur Ableitung eines Nachweisverfahrens für ausreichende Rotationskapazität

### 6.1 Allgemeines

Die Berechnung der vorhandenen Rotationskapazität mit dem vorgestellten Algorithmus eignet sich kaum für die praktische Anwendung. Zur Sicherstellung ausreichender Rotationskapazität wird daher in Kapitel 7 ein einfaches Nachweisverfahren vorgeschlagen. Dessen Hintergründe stellt **Kapitel 6** auf Grundlage einer Parameterstudie zur Knotenduktilität ausführlich dar. Der Berechnungsgang folgt jeweils dem Algorithmus nach Kapitel 5. Die Modellierung der Komponenten „Riegelsteg auf Zug“ und Riegelflansch und -steg auf Druck“ folgt der Konvention des „Innsbrucker Komponentenmodells“. Die Last-Verformungskurven beider Komponenten werden als starr-plastisch entsprechend Kapitel 3.5 angenommen. Der Einfluss dieser Modellierung auf die vorhandene Rotationskapazität nachgiebiger Knoten wird untersucht.

**Kapitel 6.2** stellt Vorüberlegungen für ein Nachweisverfahren ausreichender Rotationskapazität an und zeigt die notwendigen Schritte auf, die zur Absicherung des Verfahrens erforderlich sind.

**Kapitel 6.3** stellt das Parameterfeld vor, das die Grundlage der Untersuchungen darstellt. Die ausgewählten zu untersuchenden Knoten orientieren sich an praxisnahen Knotenkonfigurationen. Mögliche Abweichungen der physikalischen und geometrischen Größen der mechanischen Modelle nach Kapitel 3 und 4 von ihren nominalen Werten werden abgeschätzt.

**Kapitel 6.4** widmet sich im Rahmen einer Voruntersuchung der Frage, ob Gesetzmäßigkeiten bzgl. der vorhandenen Rotationskapazität gefunden werden können, denen alle untersuchten Knoten folgen. Dabei werden jeweils nur einzelne Größen der mechanischen Modelle nach Kapitel 3 und 4 gegenüber einem Referenzknoten variiert. Durch „Ausschalten“ einzelner Komponenten erfolgt diese Untersuchung getrennt für das Versagen jeweils einer Knotenkomponente.

**Kapitel 6.5** überprüft die Gültigkeit der in Kapitel 6.4 festgestellten Gesetzmäßigkeiten für baupraktische Knotenkonfigurationen, um daraus ein allgemeingültiges Nachweisverfahren für die vorhandene Rotationskapazität nachgiebiger Stahlknoten ableiten zu können. Zunächst erfolgt eine Untersuchung von Knoten unter Ansatz nomineller Werte als Grundlage zur Bestimmung eines Grenzwertes der vorhandenen Rotationskapazität. Mögliche Unter- und Überfestigkeiten oder Abweichungen der Geometriegrößen von Nominalwerten können die mit den nominellen Werten berechneten Duktilitäten ungünstig beeinflussen. Daher wird der daraus resultierende Einfluss auf die Rotationskapazität der Knoten untersucht. Eine für die praktische Anwendung vorteilhafte Bezugsgröße der vorhandenen Knotenrotationen wird auf Grundlage der gefundenen Gesetzmäßigkeiten abschließend eingeführt.

**Kapitel 6.6** fasst die Ergebnisse zusammen. Für die Entwicklung und Begründung eines Verfahrens zum Nachweis ausreichender Rotationskapazität nachgiebiger Stahlknoten sind damit die Voraussetzungen geschaffen.

## 6.2 Vorüberlegungen und Vorgehensweise

Die grundsätzliche Aufgabenstellung zur Ableitung eines einfachen Nachweisverfahrens besteht darin, die komplexe Formulierung der Knotenduktilität der Kapitel 3 bis 5 auf einfache Zusammenhänge zurückzuführen. Lassen sich Gesetzmäßigkeiten finden, denen alle Knoten folgen, ist die Aufgabe gelöst.

In der praktischen Anwendung, d.h. im Rahmen einer Knotenbemessung, ist die plastische Grenztragfähigkeit  $M_{j,pl,Rd}$  sowie die vorhandene Rotationskapazität immer mit Nennfestigkeiten und nominellen Geometriewerten zu bestimmen. Wie Bild 6.1 am Beispiel von zwei Knotenkomponenten veranschaulicht, führen Überfestigkeiten und sich günstig auswirkende Abweichungen der Bauteilgeometrien aller den Knoten beeinflussenden Bauglieder unter der Voraussetzung, dass es zu keinem Versagenswechsel hinsichtlich der maßgebenden Komponente am Knoten kommt, nicht zu einer Verminderung der vorhandenen Rotationskapazität gegenüber der nominellen Rechnung. Unter- und Überfestigkeiten, sowie Geometrieabweichungen einzelner Bauteile beeinflussen dagegen nur das Tragverhalten einzelner Knotenkomponenten. Ausführungen in Kapitel 2.3.4 und Kapitel 5.4.2 haben gezeigt, dass es dadurch zu einem Versagenswechsel hinsichtlich der maßgebenden Komponente am Knoten kommen kann und damit die mit nominellen Werten bestimmten Rotationen unterschritten werden können. Die Untersuchungen zur Bestimmung der vorhandenen Rotationskapazität am Knoten müssen daher auf Fälle mit unterschiedlichen Bauteilunter- und Bauteilüberfestigkeiten und ungünstig abweichenden Bauteilgeometrien erweitert werden. Der Einfluss eines Versagenswechsels am Knoten ist zu untersuchen.

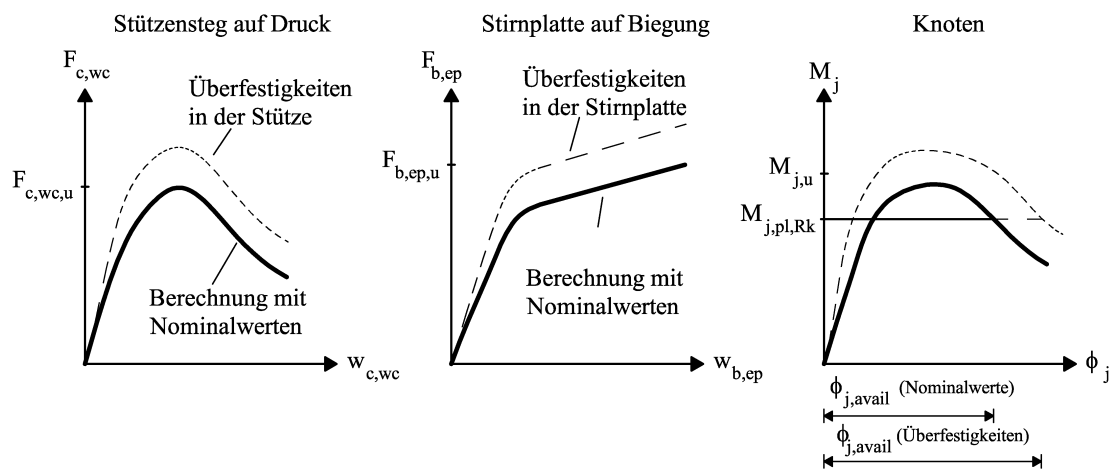


Bild 6.1: Beispiel zum günstigen Einfluss von gleichmäßiger Überfestigkeit verschiedener Komponenten auf die Rotationskapazität von Knoten

Kapitel 2.5.7 gibt die hier gewählte Definition für die Bestimmung der vorhandenen Rotationskapazität an. Danach ist der Wert  $\phi_{j,avail} = \phi_{j,tot}$  auf dem Niveau von  $M_{j,pl,Rk}$  abzutragen. Der Grenzwert der vorhandenen Rotationskapazität  $\phi_{j,avail,R}$  ist dabei unter Ansatz von Nominalwerten zu bestimmen. Für die Bemessung steht schließlich die um einen Teilsicherheitsbeiwert abgeminderte vorhandene Rotationskapazität  $\phi_{j,avail,R}/\gamma_{M\phi}$  zur Verfügung. Der Teilsicherheitsbeiwert muss die möglichen Abweichungen infolge von Unterfestigkeiten, Überfestigkeiten und Geometrieabweichungen der real vorhandenen Rotationen gegenüber den nominell berechneten Rotationen abdecken.



Zur Ableitung eines Nachweisverfahrens ausreichender Rotationskapazität werden daher folgende Untersuchungen durchgeführt:

1. Festlegung des Parameterfeldes
  - Auswahl baupraktischer Knoten, die das Spektrum relevanter Knoten abdecken.
  - Festlegung von Parametergruppen, die Einfluss auf das Knotentragverhalten und die Rotationskapazität der Knoten haben.
  - Abschätzung von möglichen Abweichungen der Parametergruppen von ihren nominellen Werten in der praktischen Anwendung.
2. Voruntersuchungen
  - Bestimmung von einfachen Gesetzmäßigkeiten zur Formulierung der Knotenduktilität.
3. Durchführung einer Parameterstudie
  - Bestimmung der vorhandenen Rotationskapazität  $\phi_{j,avail}$  der ausgewählten Knoten mit nominellen Werten und Überprüfung, ob auch für sie die Gesetzmäßigkeiten nach Punkt 2 zur Formulierung der Knotenduktilität gelten.
  - Untersuchung des Einflusses von Abweichungen der Parametergruppen gegenüber ihren nominellen Werten auf die vorhandene Rotationskapazität der Knoten.
4. Praxisgerechte Formulierung der Gesetzmäßigkeiten unter Berücksichtigung des Einflusses von Unter- und Überfestigkeiten, sowie Geometrieabweichungen auf die Knotenduktilität.
5. Zusammenstellung der Ergebnisse und Schlussfolgerungen für die Ableitung eines Nachweiskonzepts.

## 6.3 Festlegung des Parameterfeldes

### 6.3.1 Auswahl baupraktischer Knoten

Die untersuchten Knotenkonfigurationen wurden so ausgewählt, dass sie das Spektrum realer Knoten möglichst gut abdecken, bei gleichzeitig akzeptablem Rechenaufwand. Knoten mit kleinst- bzw. größtmöglichen Stützenprofilen der Profilreihen HEA und HEB begrenzen das untersuchte Knotenfeld nach unten und nach oben. Einzelne Knoten mit Stützenprofilen dazwischenliegender Größen komplettieren das Parameterfeld. Zugehörige Trägerprofile, Stirnplattenabmessungen und Schraubenbilder wurden *ECSC (1997)* entnommen. Sie entsprechen etwa den von *Sedlacek et al. (2000a)* entwickelten „Typisierten Anschlüssen“. Damit ist die Wahl praxisrelevanter Knoten sichergestellt. Eine Unterscheidung erfolgt weiterhin nach den in Tabelle 2.1 genannten Knotenkonfigurationen geschweißt und geschraubt mit einer oder zwei Schraubenreihen unter Zugbeanspruchung und den Festigkeitsklassen S 235, S 275 und S 355. Die Matrix des Parameterfeldes wird detailliert im Anhang A angegeben.

### 6.3.2 Parametergruppen und Abweichungen der Parameter von ihren nominellen Werten

Die Parameter der in den Kapiteln 3 und 4 erläuterten mechanischen Modelle lassen sich zu drei Gruppen zusammenfassen:

- Geometrische Größen ( $d_{wc}$ ;  $t_{wc}$ ;  $b_{fc}$ ;  $t_{fc}$ ;  $h_b$ ;  $t_{wb}$ ;  $b_{fb}$ ;  $t_{fb}$ ;  $b_{ep}$ ;  $t_{ep}$ ;  $W$ ;  $e_{ep}$ ;  $p_{ep}$ ;  $A_s$ )
- Festigkeiten ( $f_{y,c}$ ;  $f_{u,c}$ ;  $f_{y,b}$ ;  $f_{u,b}$ ;  $f_{y,ep}$ ;  $f_{u,ep}$ ;  $f_{u,bolt}$ )
- Kraftgrößen ( $N_c$ ;  $V_j$ )

**DIN EN 10034 (1994)** legt für I- und H-Profile Grenzmaße und Formtoleranzen fest. Die den Stützen- und Riegelprofilen zugeordneten geometrischen Parameter werden im Rahmen der Parameterstudie maximal in den in **DIN EN 10034 (1994)** genannten Grenzen variiert. Für die Stirnplattengeometrien werden vergleichbare Abweichungen gewählt. Die angesetzten Durchmesser der Schraubenbohrlöcher in den Stirnplatten weichen maximal um das Nennlochspiel vom Schraubenschaftdurchmesser ab.

Die Hersteller von Stahlprofilen geben hinsichtlich der Festigkeiten lediglich einen nach **EN 10002 (1990)** ermittelten Mindestwert der Fließgrenze und der Zugfestigkeit an. Die realen Festigkeiten liegen mitunter aber deutlich über den Mindestwerten, wie beispielsweise die im Rahmen der Arbeit durchgeführten Zugversuche (vgl. Kapitel 4.2.1 und Kapitel 5.3.2) bestätigen. Abweichende Festigkeiten können auch zu einem veränderten Festigkeitsverhältnis  $f_u/f_y$  führen. Wünschenswert wäre für die Bestimmung von Knotenrotationen eine Garantie maximaler Höchstwerte für die Zugfestigkeiten. Bei der Parameterstudie werden Überfestigkeiten jeweils bis zu den Mindestwerten der nächst höheren Festigkeitsklasse nach **DIN V ENV 1993-1-1: Eurocode 3 (1993)** angesetzt, wodurch gleichzeitig das Festigkeitsverhältnis variiert wird. Für einen Stahl der Sorte S 355 stellt die Festigkeit eines STE 460 nach **DAST-Ri. 011 (1988)**, Tabelle 4 eine Obergrenze bei der Parameterstudie dar. Als minimales Festigkeitsverhältnis  $f_u/f_y$  ergibt sich ein Verhältnis von 1,2 und als maximales ein Verhältnis von 1,56.

Da es sich bei den charakteristischen Werten der Festigkeiten um 5% Fraktilen handelt, kann eine Unterschreitung der Nennwerte grundsätzlich nicht ausgeschlossen werden. Daher erfasst die Parameterstudie auch mögliche Unterfestigkeiten. Als Mindestwert wird jeweils der Bemessungswert der Festigkeiten angesetzt.

Die Kraftgrößen  $N_c$  und  $V_j$  sind durch die plastischen Grenztragfähigkeiten der sie abtragenden Profile begrenzt.

## 6.4 Voruntersuchungen

Zur Ableitung einfacher Gesetzmäßigkeiten für die Duktilität nachgiebiger Knoten werden zunächst nur einzelne Parameter nach Kapitel 6.3.2 variiert. Als Referenzknoten dient eine Knotenkonfiguration entsprechend Versuch Nr. KB 240-1 (vgl. Kapitel 5.3.2) unter Ansatz von Nominalwerten für die Festigkeiten und die Geometrie Größen, vgl. Tabelle 6.1. Die Tabellen B.1 und B.2 im Anhang B geben die Werte der variierten Parameter im Detail an.

Tabelle 6.1: Festlegung des Referenzknotens

| Bauteil                               | Größe                                                                                                                                                                                                                                                     | Stahlsorte/<br>Festigkeitsklasse | Kraftgröße |
|---------------------------------------|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----------------------------------|------------|
| Stütze                                | HEB 240                                                                                                                                                                                                                                                   | S 235                            | $N_c = 0$  |
| Riegel                                | IPE 500                                                                                                                                                                                                                                                   | S 355                            | $V_j = 0$  |
| Anschluss<br>(nur geschraubte Knoten) | $h_{ep} = 615 \text{ mm}$ $p = 370 \text{ mm}$<br>$b_{ep} = 240 \text{ mm}$ $e_{ep1} = 95 \text{ mm}$<br>$t_{ep} = 25 \text{ mm}$ $u_1 = 50 \text{ mm}$<br>$e_{ep} = 35 \text{ mm}$ $u = 30 \text{ mm}$<br>$p_{ep} = 115 \text{ mm}$ $w = 120 \text{ mm}$ | S 355                            | -          |
| Schraube                              | M 24                                                                                                                                                                                                                                                      | 10.9                             | -          |

Zur Lösung der Frage einer einfachen Gesetzmäßigkeit für die Darstellung der vorhandenen Knotenrotationen dient folgende Überlegung: Überschreitet die Momenten-Rotationskurve eines Knotens seine plastische Grenztragfähigkeit deutlich, so verfügt der Knoten über eine große Duktilität, wenn ein sprödes Versagen auszuschließen ist. Nähert sich das Tragmoment der plastischen Grenztragfähigkeit immer mehr an, so nimmt die Duktilität des Knotens ab. Die vorhandene Rotationskapazität  $\phi_{j,avail}$  wird daher über dem Abstandsmaß  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  aufgetragen. Eine Lösung der Aufgabenstellung ist gefunden, wenn eine mathematische Funktion angegeben werden kann, die die Abhängigkeit des Vektors  $(\phi_{j,avail}, M_{j,pl,Rk}/M_{j,u})$  beschreibt.

Die Untersuchungen erfolgen schrittweise. In einer ersten Stufe werden geschweißte Knoten näher betrachtet. Dadurch soll herausgefunden werden, ob bei Versagen der Komponenten in der Lasteinleitungszone der Stütze eine Regressionsfunktion zur mathematischen Beschreibung des Zusammenhangs von  $\phi_{j,avail}$  und  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  gefunden werden kann. Zwei weitere Schritte ergänzen die Untersuchungen für Versagen einer Komponente in der Anschlusszone von geschraubten Knoten. Durch Ansatz von Überfestigkeiten bzw. sehr großen Werten der Geometriegrößen werden jeweils einzelne Knotenkomponenten „ausgeschaltet“. Die Frage nach einer Regressionsfunktion für  $\phi_{j,avail}$  und  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  bei Versagen der Knotenkomponenten „Stützenflansch auf Biegung“ und „Stirnplatte auf Biegung“ wird so beantwortet.

Die Größe der angesetzten Parameter richtet sich nach den baupraktisch vorhandenen Extremen. Kleinstwerte ergeben sich bei der Stütze aus den Profilen HEA/HEB 100, Größtwerte aus den Profilen HEA/HEB 1000. Bei den Riegelprofilen korrespondieren die minimalen Werte mit denen des Profils IPE 80 und die maximalen Werte mit denen des Profils IPE 600. Die Abmessungen der Stirnplatte und des Schraubenbildes orientieren sich in ähnlicher Weise an den von *Sedlacek et al. (2000a)* entwickelten „Typisierten Anschlüssen“. Die Variation der Festigkeiten deckt die Festigkeitsbereiche normalfester Stähle einschließlich möglicher Überfestigkeiten ab. Die Kraftgrößen der angrenzenden Bauteile nehmen maximal 80 % ihrer plastischen Bemessungswerte an. Anhang B enthält eine Zusammenstellung der variierten Parameter und gibt die damit erzielten Ergebnisse tabellarisch an. In Bild 2.5 sind die geometrischen Parameter eingetragen.

Bild 6.2 a) bis d) stellt zunächst das Ergebnis für die Variation einzelner Parameter von geschweißten Knoten dar. Bild 6.2 a) verdeutlicht, dass eine Änderung der Stützensteghöhe  $d_{wc}$  zu deutlich abweichenden Rotationskapazitäten gegenüber dem Referenzwert führen kann. Eine Modifikation der Stützenflanscbreite  $b_{fc}$  hat dagegen nur einen geringen Einfluss auf die vorhandene Rotationskapazität. Es zeigt sich, dass die der Größenordnung des Referenzknotens entsprechenden vorhandenen Rotationen etwa auf einer Geraden liegen. Die Variation der Stützenflansch- bzw. Stützenstegdicke  $t_{fc}$  bzw.  $t_{wc}$  hat größere Abweichungen der Rotationskapazität zur Folge, als dies bei der Variation der Stützenflanscbreite beobachtet werden konnte, siehe Bild 6.2 b). Die Erhöhung der vorhandenen Rotationskapazität gegenüber dem Referenzknoten bei Änderung von  $d_{wc}$  erreicht sie jedoch nicht. Ein linearer Zusammenhang zwischen den Zufallsgrößen  $\phi_{j,avail}$  und  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  ist erkennbar. Überschreitet das Verhältnis  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  aber einen Wert von 1,0, so verschwindet die vorhandene Rotationskapazität. Der mit „Versagenswechsel“ gekennzeichnete Datenpunkt in Bild 6.2 b) kennzeichnet das Ergebnis einer Rechnung, bei der im Gegensatz zu den übrigen Rechnungen die Komponente „Stützenflansch auf Biegung“ und nicht die Komponente „Stützensteg auf Druck“ die maßgebende versagende Komponente darstellt. Da diese Komponente bei geschweißten Knoten über keine rechnerische Duktilität verfügt, vgl. Kapitel 3.3.1, ist die vorhandene Rotationskapazität gering. Ihr Betrag resultiert aus dem Beitrag der anderen Komponenten bei Versagen des Knotens. Bild 6.2 c) zeigt Ergebnisse für eine gegenüber dem Referenzknoten erhöhte Streckgrenze  $f_{y,c}$  bzw. Zugfestigkeit  $f_{u,c}$  in der Stütze: Eine größere Zugfestigkeit begünstigt die

Duktilität des Knotens, eine größere Streckgrenze verringert dagegen die Knotenduktilität. Nähert sich die Streckgrenze der Zugfestigkeit an, so übersteigt geg. das plastische Grenzmoment das Tragmoment des Knotens. Das Verhältnis  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  ist dann größer 1,0. Für einen entsprechenden Fall der Untersuchung verschwindet die vorhandene Rotationskapazität. Ein linearer Zusammenhang zwischen  $\phi_{j,avail}$  und  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  ist bei Variation der Stützenfestigkeiten nicht erkennbar. Das Verhältnis  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  bleibt bei einer Änderung von  $f_{u,c}$  etwa konstant. Dies ist darauf zurückzuführen, dass der Stützensteg unter Druckbeanspruchung in diesen Fällen etwa unter der gleichen Last wie am Referenzknoten beult. Bild 6.2 d) zeigt schließlich die Ergebnisse für eine Variation des Normkraftverhältnisses  $N_c/N_{c,pl,Rd}$  der Stütze und eine Variation des Hebelarms  $z$ . Der Einfluss des Hebelarms auf die vorhandene Rotationskapazität ist groß, der des Normkraftverhältnisses dagegen eher gering. Für diese untersuchten Fälle kann wieder ein etwa linearer Zusammenhang zwischen  $\phi_{j,avail}$  und  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  festgestellt werden. Eine Variation der Querkraft  $V_j$ , die eine zusätzlichen Normalkraftbeanspruchung der Stütze unterhalb des Knotens bewirkt, führt zu keinen nennenswerten Abweichungen gegenüber dem Referenzknoten, vgl. Tabelle B.1 im Anhang B. Auf eine graphische Darstellung der zugehörigen Ergebnisse wird daher verzichtet.

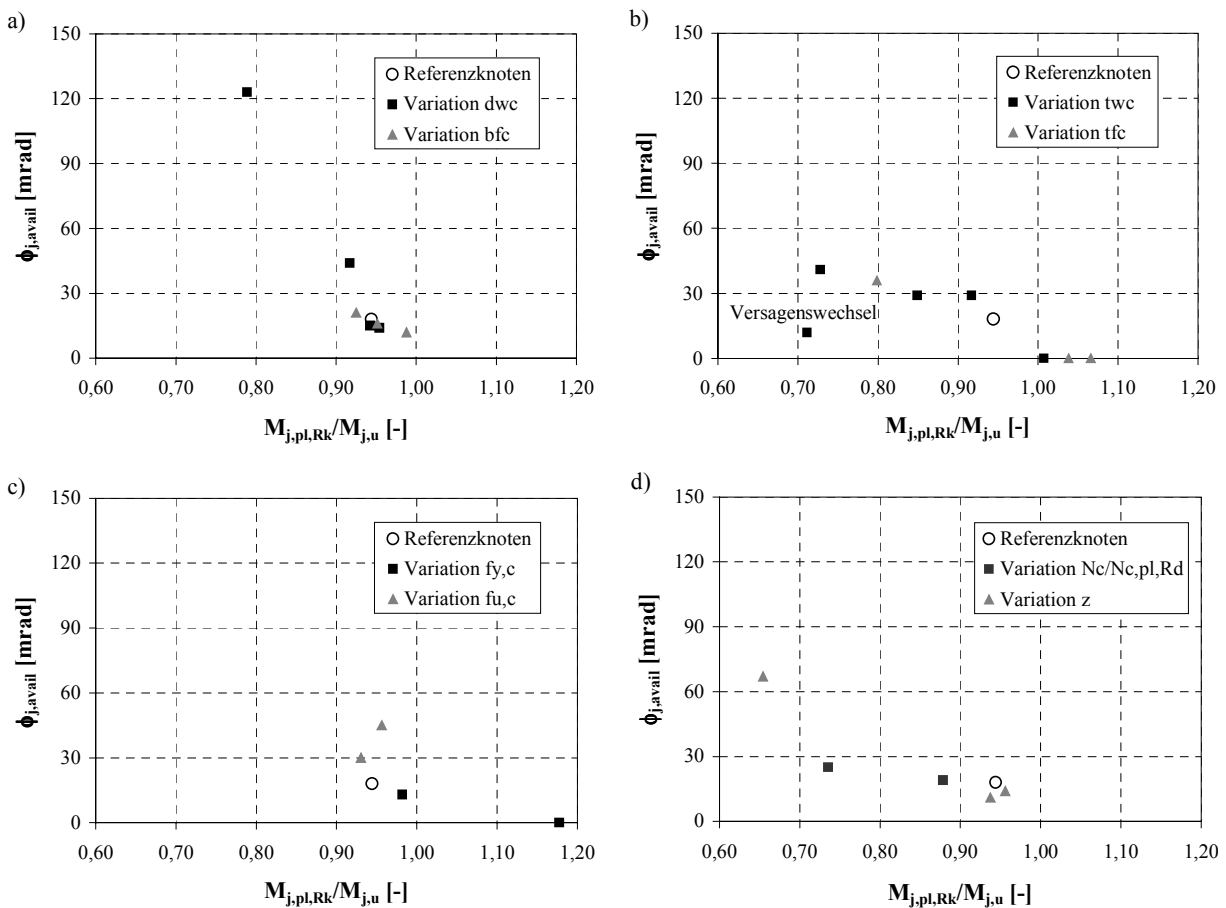


Bild 6.2: Variation einzelner Parameter bei geschweißten Knoten

Bild 6.3 führt die Ergebnisse von Bild 6.2 a) bis d) in einem Diagramm zusammen. Die Abtragung der vorhandenen Rotationskapazität über dem Momentenverhältnis zeigt eine nahezu lineare Korrelation beider Größen. Wird ein Grenzwert von 1,0 für  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  überschritten, so verschwindet die vorhandene Rotationskapazität. Als Komponente mit kleinster Traglast wird hauptsächlich die Komponente „Stützensteg auf Druck“ identifiziert.

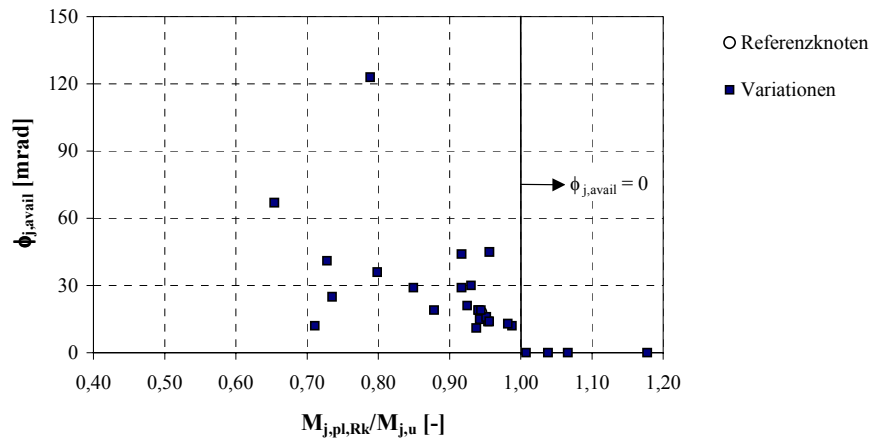


Bild 6.3: Untersuchung einer Gesetzmäßigkeit für geschweißte Knoten

Folgende sich ungünstig auf  $\phi_{j,avail}$  auswirkende Ausnahme ist festzustellen:

- Findet ein Versagenswechsel hin zu einer Komponente statt, die im Modell über keine Duktilität verfügt (hier die Komponente „Stützenflansch auf Biegung“), besitzt der Knoten nur eine geringe vorhandene Rotationskapazität.

Günstig hinsichtlich der vorhandenen Rotationskapazität sind folgende Ausnahmen zu bewerten:

- Eine große Steghöhe  $d_{wc}$  bedingt große vorhandene Rotationskapazitäten bei geschweißten Knoten.
- Ein kleiner Hebelarm begünstigt die vorhandene Rotationskapazität ebenfalls.

Allgemein ist aus der Voruntersuchung an geschweißten Knoten hervorgegangen, dass eine Abnahme der plastischen Grenztragfähigkeit des Knotens i. d. Regel eine Zunahme der Knotenduktilität zur Folge hat.

Für die Untersuchung der Anschlusszone geschraubter Knoten werden jeweils einzelne Komponenten durch Ansatz von Überfestigkeiten und hohen Werten der geometrischen Parameter ausgeschaltet. Damit kann der Einfluss einzelner Parameter der Komponenten „Stützenflansch auf Biegung“ (CFB) und „Stirnplatte auf Biegung“ (EPB) auf die vorhandene Rotationskapazität nachgiebiger Knoten untersucht werden. Bild 6.4 a) stellt den Einfluss geometrischer Parameter der Komponente „Stützenflansch auf Biegung“ auf die vorhandene Rotationskapazität dar. Lediglich die Stützenflanschdicke  $t_{fc}$  zeigt bei Variation größere Abweichungen bzgl. der vorhandenen Rotationskapazität gegenüber dem Referenzwert. Für alle anderen Geometrieparameter ist bei Variation keine nennenswerte Änderung der Duktilität festzustellen. Die Größe der vorhandenen Stützenfestigkeiten hat dem gegenüber einen größeren Einfluss auf die vorhandene Rotationskapazität eines Knotens, vgl. Bild 6.4 b). In Übereinstimmung mit geschweißten Knoten liegen die ermittelten Rotationswerte bei Ansatz von Überfestigkeiten etwa auf einer Geraden und verschwinden für ein Verhältnis  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  größer 1,0. Eine Änderung des Normalkraftverhältnisses  $N_c/N_{c,pl,Rd}$  hat - ebenfalls in Übereinstimmung mit geschweißten Knoten - keinen großen Einfluss auf die Knotenduktilität.

In Analogie zur Komponente „Stützenflansch auf Biegung“ weist eine Variation der Geometrieparameter der Komponente „Stirnplatte auf Biegung“ keinen linearen Zusammenhang zwischen  $\phi_{j,avail}$  und  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  auf. Bild 6.4 c) zeigt die zugehörigen Datenpunkte. Mit Ausnahme der Größe  $e_{ep}$  liegen für einzelne, vom Referenzknoten abweichende Werte der

Geometrieparameter die ermittelten vorhandenen Rotationen aber nennenswert unterhalb der vorhandenen Rotationskapazität des Referenzknotens. Bei vorhandenen Überfestigkeiten in der Stirnplatte lässt sich wieder eine Analogie zur Komponente „Stützenflansch auf Biegung“ feststellen: Die Datenpunkte folgen einer Geraden, deren Steigung entsprechend Bild 6.4 d) aber deutlich größer ist, als die einer Geraden durch die entsprechenden Datenpunkte der Komponente „Stützenflansch auf Biegung“ in Bild 6.4 b). Ergibt sich aus der Rechnung ein Momentenverhältnis  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  größer 1,0, verschwindet die vorhandene Rotationskapazität wieder.

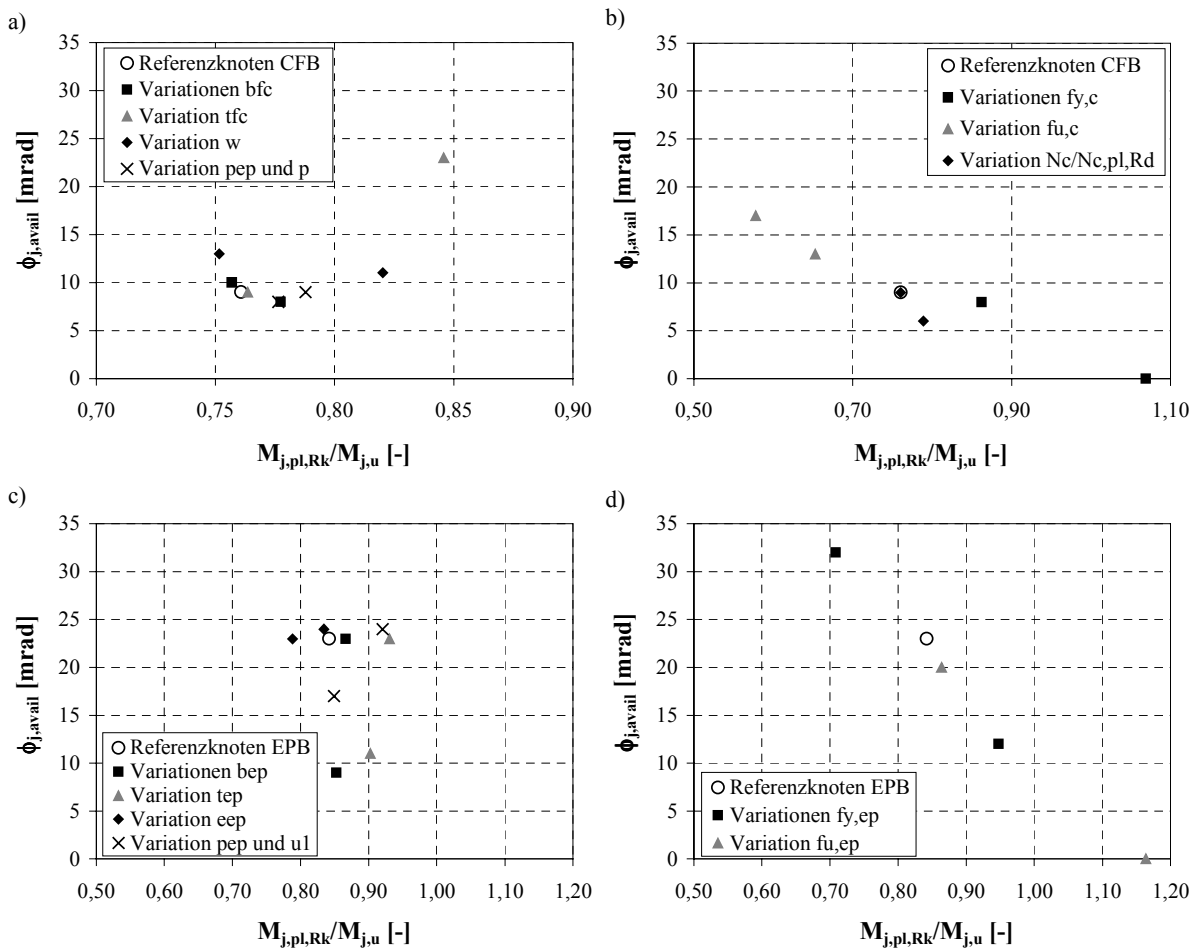


Bild 6.4: Variation einzelner Parameter bei geschraubten Knoten

Bild 6.5 a) fasst die Rechenergebnisse für Untersuchungen am „Stützenflansch auf Biegung“, Bild 6.5 b) für Untersuchungen an der „Stirnplatte auf Biegung“ zusammen. Für das Versagen der letztgenannten Komponente geht aus Bild 6.5 b) hervor, dass der Vektor  $(\phi_{j,avail}; M_{j,pl,Rk}/M_{j,u})$  in diesem Fall nur schwach linear korreliert ist. Einzelne rechnerische Werte der vorhandenen Rotationskapazität weichen stärker vom Referenzwert ab. Für die Komponente „Stützenflansch auf Biegung“ streuen die ermittelten Rotationen in der Größenordnung des Referenzwertes, eine lineare Abhängigkeit zwischen  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  und  $\phi_{j,avail}$  ist erkennbar. Bei einem Momentenverhältnis  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  größer 1,0 verschwinden die vorhandenen Rotationen auch bei geschraubten Knoten unter Zugversagen. Versagt anstelle der Komponente „Stützenflansch auf Biegung“ die Komponente „Stützensteg auf Druck“ (vgl. markierter Datenpunkt „Versagen von CWC“ in Bild 6.5 a)), so liegt die zugehörige Knotenrotation deutlich über der Punkteschar aus Stützenflanschversagen.

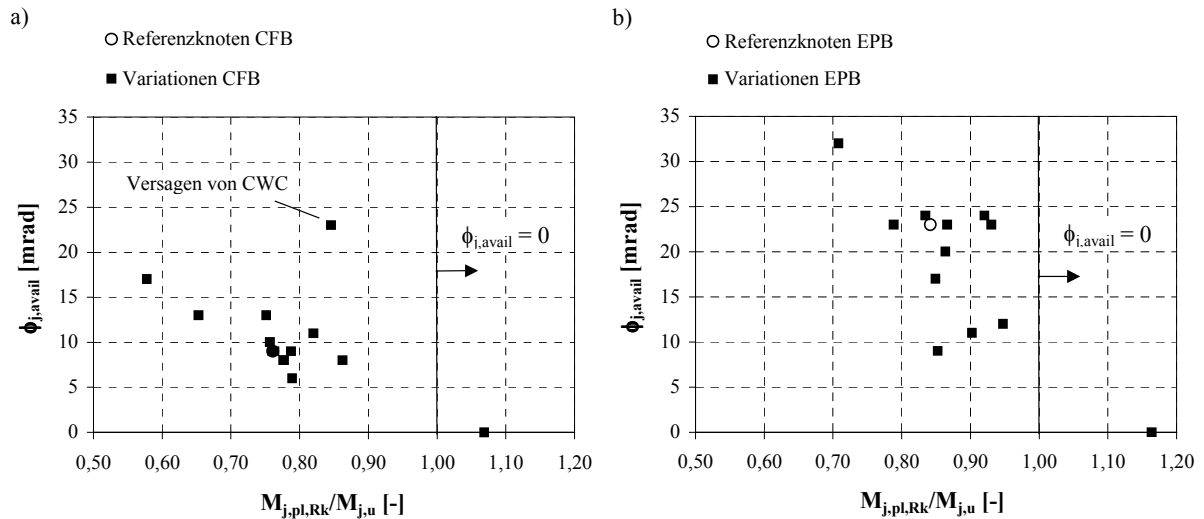


Bild 6.5: Untersuchung einer Gesetzmäßigkeit für Knoten mit Versagen im Zugbereich  
a) Stützenflansch auf Biegung und b) Stirnplatte auf Biegung

Aus den Ergebnissen der Voruntersuchung kann insgesamt gefolgert werden, dass eine Regressionsgerade die Abhängigkeit der Größen  $\phi_{j,avail}$  und  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  beschreibt. Für ein Versagen in der Anschlusszone geschraubter Knoten muss eine abweichende mathematische Beschreibung des Vektors  $(\phi_{j,avail}; M_{j,pl,Rk}/M_{j,u})$  gefunden werden, da ein linearer Zusammenhang nur für ein Versagen der Komponente „Stützenflansch auf Biegung“ festzustellen ist. Übersteigt das Momentenverhältnis  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  einen Wert von 1,0, so verschwindet die vorhandene Rotationskapazität in allen untersuchten Fällen.

## 6.5 Parameterstudie an baupraktischen Knoten

### 6.5.1 Vorgehen

Die Gültigkeit der in der Voruntersuchung festgestellten Gesetzmäßigkeiten soll nun für baupraktische Knoten überprüft werden um daraus ein allgemeingültiges Verfahren für den Rotationsnachweis nachgiebiger Stahlknoten ableiten zu können. Gelingt der Übertrag, so stellt das in Kapitel 6.3 eingeführte Parameterfeld eine Stichprobe dar, mit deren Hilfe eine Schätzung der theoretischen Korrelations- und Regressionskenngrößen der Regressionsfunktion für baupraktische Knoten erreicht werden kann.

### 6.5.2 Untersuchung von Knoten unter Ansatz nomineller Werte

Die Knotenkonfigurationen des Parameterfeldes (vgl. Tabelle A.1 bis Tabelle A.3 im Anhang A) werden zunächst mit nominellen Werten unter den nach Gleichung (6.1) angegebenen Beanspruchungsverhältnissen berechnet. Für einzelne Knotenkonfigurationen erfolgen zusätzliche Rechnungen mit modifizierten Beanspruchungsverhältnissen nach den Gleichungen (6.2) bis (6.4) um Aussagen hinsichtlich der vorhandenen Rotationskapazität nachgiebiger Knoten für ein möglichst breites Lastspektrum treffen zu können.

$$\begin{aligned}
 \text{a)} \quad & \frac{N_{c,Sd} + V_{j,Sd}}{N_{c,pl,Rd}} = 0,75 & \text{b)} \quad & \frac{V_{j,Sd}}{V_{b,z,pl,Rd}} = 0,70 & (6.1)
 \end{aligned}$$

$$\text{a) } \frac{N_{c,Sd} + V_{j,Sd}}{N_{c,pl,Rd}} = 0,60 \qquad \text{b) } \frac{V_{j,Sd}}{V_{b,z,pl,Rd}} = 0,50 \qquad (6.2)$$

$$\text{a) } \frac{N_{c,Sd} + V_{j,Sd}}{N_{c,pl,Rd}} = 0,75 \qquad \text{b) } \frac{V_{j,Sd}}{V_{b,z,pl,Rd}} = 0,50 \qquad (6.3)$$

$$\text{a) } \frac{N_{c,Sd} + V_{j,Sd}}{N_{c,pl,Rd}} = 0,90 \qquad \text{b) } \frac{V_{j,Sd}}{V_{b,z,pl,Rd}} = 0,80 \qquad (6.4)$$

Grundsätzlich konnten drei verschiedene Versagensarten beobachtet werden:

- Es erfolgt ein Versagen in der Lasteinleitungszone durch Beulen des Stützenstegs unter Druckbeanspruchung, d.h. die Komponente „Stützensteg auf Druck“ besitzt die kleinste Traglast aller Komponenten am Knoten.
- Eine Komponente im Zugbereich des Knotens versagt und begrenzt das Tragmoment des gesamten Knotens. Die Komponente „Stützensteg auf Zug“, „Stützenflansch auf Biegung“ oder „Stirnplatte auf Biegung“ verfügt entsprechend über die kleinste Traglast aller Komponenten.
- Bei Verwendung des „Innsbrucker Komponentenmodells“ mit einer starr-plastischen Modellierung der Komponenten „Riegelflansch und -steg auf Druck“ und „Riegelsteg auf Zug“, vgl. Kapitel 3.5, ist die plastische Grenztragfähigkeit der Komponente „Riegelflansch und -steg auf Druck“ kleiner als die Traglasten aller anderen, am Knoten identifizierten Komponenten. Der Druckbereich der Anschlusszone versagt, bevor eine andere Komponente ihre Traglast erreicht.

Bild 6.6 trägt für die drei Versagensarten die vorhandenen Rotationskapazitäten aller untersuchten Knoten über dem Verhältnis  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  ab und unterscheidet dabei zwischen den verschiedenen Beanspruchungsverhältnissen der Gleichungen (6.1) bis (6.4). In Bild 6.6 a) sind weiterhin die Ergebnisse einer Nachrechnung der eigenen Knotenversuche nach Kapitel 5.3.2 unter Ansatz nomineller Werte für Festigkeiten und Geometrie Größen eingetragen. Folgende Ergebnisse können festgehalten werden:

- Die Knotenrotationen  $\phi_{j,avail}$  und das Momentenverhältnis  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  sind bei Stegversagen unter Druckbeanspruchung annähernd linear korreliert, vgl. Bild 6.6 a). Die Datenpunkte der zu den einzelnen Beanspruchungsverhältnissen gehörenden Wertepaare weichen nicht erkennbar voneinander ab. Auch die Datenpunkte der Versuchsnachrechnung bei Ansatz nomineller Werte liegen nahe an der Regressionsgerade. Der Korrelationskoeffizient aller Wertepaare beträgt 0,78. Die mittlere Abweichung der einzelnen Knotenrotationen gegenüber der Regressionsgeraden beträgt knapp 60 %. Für ein Momentenverhältnis  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  größer 1,0 nimmt die vorhandene Rotationskapazität den Wert null an.
- Versagt dagegen eine der Komponenten im Zugbereich der Anschlusszone, vgl. Bild 6.6 b), so lässt sich die Punkteschar durch Angabe eines Mittelwerts von 29 mrad beschreiben. Die Streuung der Wertepaare beträgt 70 %. Eine lineare Korrelation liegt nicht vor.
- Tritt ein Versagen des Riegelflansches unter Druckbeanspruchung ein, ist die Korrelation zwischen  $\phi_{j,avail}$  und  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  schwächer ausgeprägt, vgl. Bild 6.6 c). Der lineare Korrelationskoeffizient beträgt 0,66, die Streuung ist mit 70 % vergleichbar der bei Zugversagen. Ein Momentenverhältnis  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  größer 1,0 führt wieder zu einem Verschwinden der vorhandenen Rotationskapazität. Alle Berechnungen wurden mit dem „Innsbrucker Kom-



ponentenmodell“ unter Vernachlässigung der Verformungskapazität der Komponenten „Riegelsteg auf Zug“ und „Riegelflansch und -steg auf Druck“ durchgeführt. Die vorhandenen Rotationskapazitäten nehmen für einige Fälle - auch bei einem kleinen Verhältnis  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  - entsprechend geringe Werte an. Die z.T. beträchtlichen Rotationen anderer berechneter Knoten in Bild 6.6 c) resultieren aus dem Beitrag aller anderen identifizierten Komponenten.

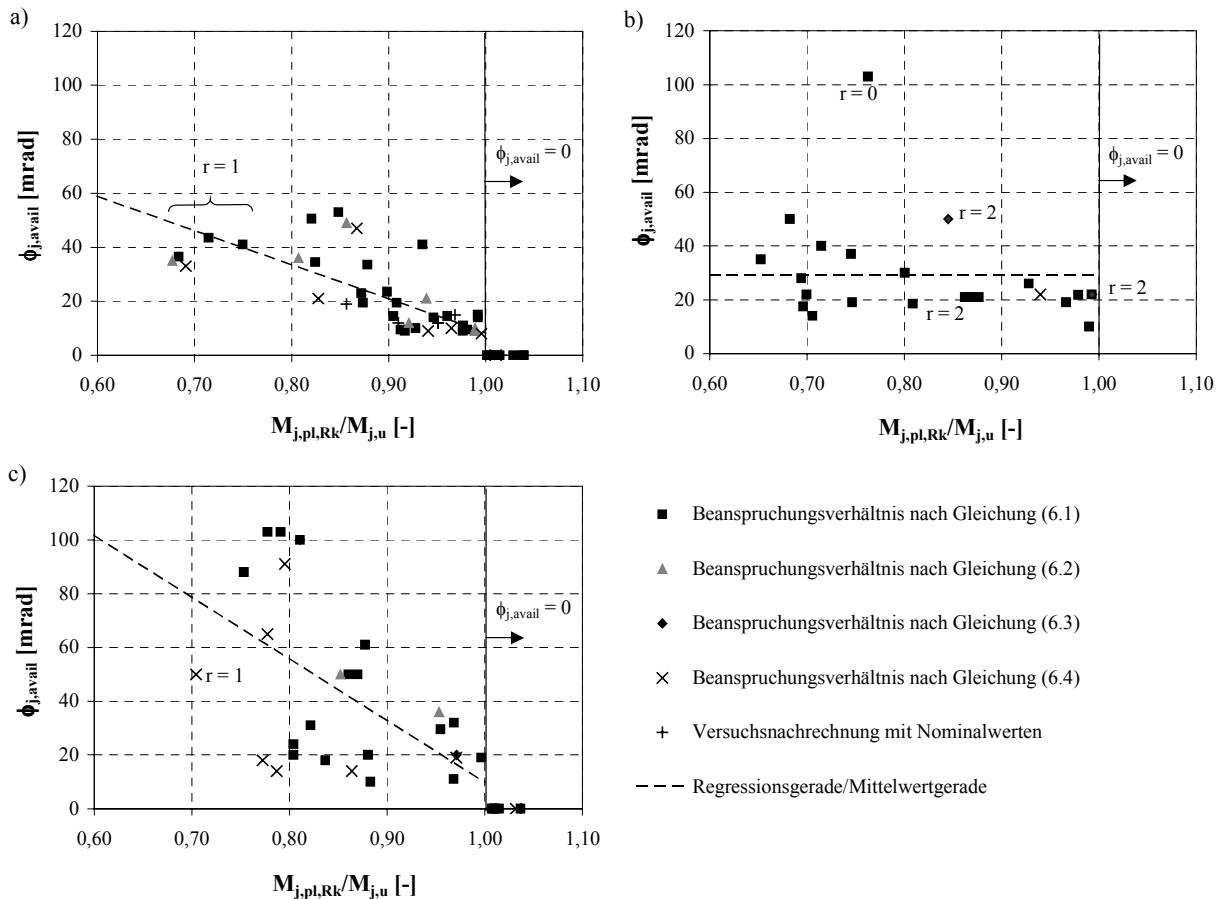


Bild 6.6: Darstellung der vorhandenen Rotationskapazität in Abhängigkeit des Momentenverhältnisses  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$   
a) „Stützensteg auf Druck“-Versagen b) Zugversagen c) „Riegelflansch und -steg auf Druck“-Versagen

Ordnet man die Versagensart eines Knotens seiner Konfiguration zu, so können folgende Aussagen getroffen werden:

- Bei den geschweißten Knoten und den Knoten mit zwei Schraubenreihen unter Zugbeanspruchung treten vornehmlich zwei verschiedene Versagensmechanismen auf: Die Komponente „Stützensteg auf Druck“ (Bild 6.6 a)) oder die Komponente „Riegelflansch und -steg auf Druck“ (Bild 6.6 c)) verfügt über die geringste Traglast und begrenzt damit das maximal aufnehmbare Knotenmoment. Die mit „ $r = 1$ “ (eine Schraubenreihe unter Zugbeanspruchung) beschrifteten Datenpunkte in den Bildern 6.6 a) und b) zeigen die Fälle auf, bei denen Stegdruck- oder Riegeldruckversagen bei einreihig geschraubten Knotenkonfigurationen zu beobachten war. Ihre Anzahl ist gering.
- Bei einreihig geschraubten Knotenkonfigurationen dominiert das Versagen einer der unter Zug beanspruchten Komponenten. Die Ergebnisse eines Großteils dieser Knotenkonfigurationen sind entsprechend in Bild 6.6 b) zu finden. Die mit „ $r = 0$ “ oder „ $r = 2$ “ markierten Datenpunkte weisen auf eine geschweißte bzw. zweireihig geschraubte Knotenfiguration

hin, bei denen ein Versagen im Zugbereich festzustellen war. Nur für wenige der letzt genannten Knoten bestimmt der Zugbereich des Knotens das Knotenmoment.

Damit kann zusammenfassend festgehalten werden, dass die Ergebnisse der Voruntersuchung grundsätzlich für nachgiebige Stahlknoten der Konfigurationen nach Tabelle 2.1 gelten, wenn die Festigkeiten und Geometrie Größen eines Knotens ihren nominellen Werten entsprechen. Die Ergebnisse lassen darauf schließen, dass die Abhängigkeit zwischen  $\phi_{j,avail}$  und  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  unabhängig vom Beanspruchungsverhältnis ist. Im Folgenden ist die Frage zu klären, wie sich Unter- und Überfestigkeiten, sowie von den Nennwerten abweichende Geometrien auf die vorhandene Rotationskapazität eines Knotens auswirken. Dieser Frage sind die nachfolgenden Kapitel gewidmet.

### 6.5.3 Einfluss von Geometrieabweichungen

Durch die Variation jeweils eines einzelnen Parameters in der Voruntersuchung nach Kapitel 6.4 lässt sich angeben, wann dessen Einfluss günstig bzw. ungünstig hinsichtlich der vorhandenen Knotenrotation ist. Für günstig angesetzte Parameter nimmt die vorhandene Rotationskapazität im Vergleich zu einer Rechnung mit nominellen Werten erwartungsgemäß zu. Beispiel Nr. 1 in Tabelle 6.2 stellt einen entsprechenden Fall dar. Bei dem Knoten handelt es sich um eine geschweißte Konfiguration. Durch Geometrieabweichungen vergrößert sich die vorhandene Rotationskapazität um etwa 40 % bzgl. der vorhandenen Rotationskapazität bei nomineller Rechnung.

Tabelle 6.2: Einfluss von Geometrieabweichungen auf die vorhandene Rotationskapazität nachgiebiger Knoten

| Nr. | Nominelle Rechnung<br>$\phi_{j,avail,nom}$ [mrad] | Geometrieabweichungen<br>$\phi_{j,avail,mod}$ [mrad] | $\phi_{j,avail,mod}/\phi_{j,avail,nom}$<br>[-] | $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$<br>[-] |
|-----|---------------------------------------------------|------------------------------------------------------|------------------------------------------------|------------------------------|
| 1   | 23                                                | 32                                                   | <b>1,39</b>                                    | 0,87                         |
| 2   | 35                                                | 17                                                   | <b>0,49</b>                                    | 0,65                         |
| 3   | 21                                                | 15                                                   | <b>0,71</b>                                    | 0,87                         |

Weichen alle Geometrie Größen ungünstig, d.h. minimierend bzgl.  $\phi_{j,avail}$  von ihren Nennwerten ab, so verdeutlicht Tabelle 6.2, dass die dann vorhandene Rotationskapazität den Wert der nominellen Rechnung z.T. deutlich unterschreiten kann. Die dargestellten Beispiele Nr. 2 und Nr. 3 in Tabelle 6.2 korrespondieren mit geschraubten Knotenkonfigurationen. Durch Geometrieabweichungen halbiert sich bei Beispiel Nr. 2 die vorhandene Rotationskapazität. Für Beispiel Nr. 3 beträgt die vorhandene Rotationskapazität nach Modifikation der Geometrie Größen noch etwa 70 % des Ausgangswertes.

Im Rahmen dieser Studie nicht aufgetreten, aber dennoch problematisch sind solche Fälle, bei denen durch ungünstige Geometrien die Momenten-Rotationskurve das Niveau des plastischen Grenzmomentes unterschreitet, obwohl für eine Rechnung mit nominellen Werten das Verhältnis  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  kleiner 1,0 ist, vgl. Bild 6.7.

Die drei ausgewählten Beispiele verdeutlichen einen möglichen ungünstigen Einfluss von Geometrieabweichungen auf die Rotationskapazität nachgiebiger Knoten. I. d. Regel liegt eine Kombination von Geometrieabweichungen und Überfestigkeiten am Knoten vor. Die Parameterstudie verfolgt daher den Fall einer reinen Geometrieabweichung nicht weiter, sondern berücksichtigt ungünstige Geometrie Größen bei der Untersuchung von Überfestigkeiten.

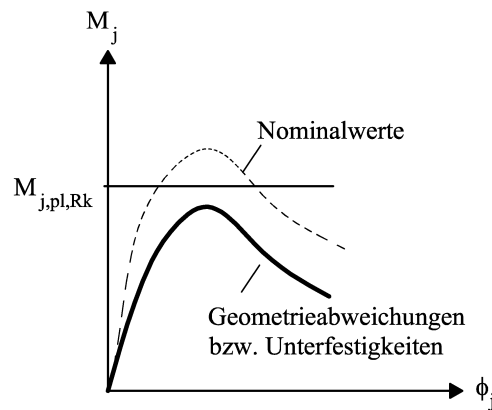


Bild 6.7: Unterschreitung des plastischen Grenzmoments durch die Momenten-Rotationskurve infolge von Geometrieabweichungen bzw. Unterfestigkeiten

#### 6.5.4 Einfluss von Unterfestigkeiten

Der Einfluss von Unterfestigkeiten auf die vorhandene Rotationskapazität nachgiebiger Knoten wird nachfolgend für die drei möglichen Versagensarten entsprechend Kapitel 6.5.2 diskutiert und exemplarisch durch Berechnungen belegt.

**Versagen des Stützenstegs auf Druck bei nomineller Rechnung:** Erreichen die Festigkeiten der Stütze nur deren Bemessungswerte bei gleichzeitigem Stэгdruckversagen für eine nominelle Rechnung, so verringern sich die vorhandenen Rotationen, da sich die reale Traglast der nominellen plastischen Momententragfähigkeit annähert. Tabelle 6.3 enthält dazu Beispiele. Die in der Parameterstudie festgestellten Abweichungen liegen zwischen 7 % und 17 % der nominell vorhandenen Rotationskapazität (Beispiele Nr. 1 bis Nr. 3). Als problematisch müssen diejenigen Fälle beurteilt werden, bei denen das reale Tragmoment das plastische Grenzmoment unterschreitet, obwohl unter Ansatz von nominellen Werten das Verhältnis  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  kleiner 1,0 ist, vgl. dazu Bild 6.7. In diesen Fällen verfügt der Knoten über keine Rotationskapazität. Tabelle 6.3 zeigt dazu 3 Beispiele (Nr. 4 bis Nr. 6). Das Verhältnis  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  nimmt maximal einen Wert von 1,0 an. Die vorhandenen Rotationskapazitäten bei nomineller Rechnung liegen in der Größenordnung von 10 mrad. Durch vorhandene Unterfestigkeiten in der Stütze unterschreitet das Tragmoment des Knotens die plastische Momententragfähigkeit unter Ansatz nomineller Werte. Folglich nehmen die vorhandenen Rotationskapazitäten den Wert null an.

Bei planmäßigem Versagen der Komponente „Stützensteg auf Druck“ hat eine Unterfestigkeit der Riegelkomponenten tendenziell vermindernde Wirkung auf  $\phi_{j,avail}$ , wenn letztere wie im „Innsbrucker Komponentenmodell“ als nicht duktil modelliert werden. Eine Unterfestigkeit der Stirnplatte hat dann vermindernde Wirkung, wenn die Tragfähigkeit des Zugbereichs infolge Stirnplattenunterfestigkeit die Tragfähigkeit der Komponente „Stützensteg auf Druck“ unterschreitet und der Zugbereich über eine geringere Duktilität als die Stэгdruckkomponente verfügt.

Tabelle 6.3: Einfluss von Unterfestigkeiten auf die vorhandene Rotationskapazität nachgiebiger Knoten bei planmäßigem Stegdruckversagen und einer Unterfestigkeit in der Stütze

| Nr. | Nominelle Rechnung          | Unterfestigkeiten           | $\phi_{j,avail,mod}/\phi_{j,avail,nom}$ | $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$ |
|-----|-----------------------------|-----------------------------|-----------------------------------------|-----------------------|
|     | $\phi_{j,avail,nom}$ [mrad] | $\phi_{j,avail,mod}$ [mrad] | [-]                                     | [-]                   |
| 1   | 21                          | 17,5                        | <b>0,83</b>                             | 0,83                  |
| 2   | 47                          | 42                          | <b>0,89</b>                             | 0,87                  |
| 3   | 33                          | 31                          | <b>0,93</b>                             | 0,69                  |
| 4   | 10                          | 0                           | <b>0</b>                                | 0,96                  |
| 5   | 9                           | 0                           | <b>0</b>                                | 0,94                  |
| 6   | 8                           | 0                           | <b>0</b>                                | 1,00                  |

**Versagen des Riegeldruckflansches bei nomineller Rechnung:** Planmäßiges Versagen des Riegeldruckflansches führt bei einer Riegelunterfestigkeit insbesondere dann zu geringeren Rotationen, wenn sich infolge der Unterfestigkeit der Beitrag aller übrigen, am Knoten identifizierten Komponenten vermindert. Bild 6.8 stellt diesen Fall exemplarisch dar. Ein rechnerisches Versagen des Knotens unter Ansatz nomineller Werte tritt dann ein, wenn die Komponente „Riegelflansch und -steg auf Druck“ ihre rechnerische Traglast  $F_{c,fb,pl}$  erreicht. Bei Verwendung des „Innsbrucker Komponentenmodells“ trägt sie rechnerisch nicht zur Duktilität des Knotens bei. Die vorhandene Rotationskapazität des Knotens resultiert ausschließlich aus dem Beitrag der übrigen Komponenten bei Versagen. In Bild 6.8 ist exemplarisch der Beitrag der Komponente „Stützensteg auf Druck“ eingetragen. Eine Unterfestigkeit im Riegel vermindert die Tragfähigkeit der Komponente „Riegelflansch und -steg auf Druck“. Bild 6.8 verdeutlicht, dass dann der Beitrag der Komponente „Stützensteg auf Druck“ zur Knotenduktilität entsprechend geringer wird. Für den Beitrag aller anderen Knotenkomponenten gilt dies analog.

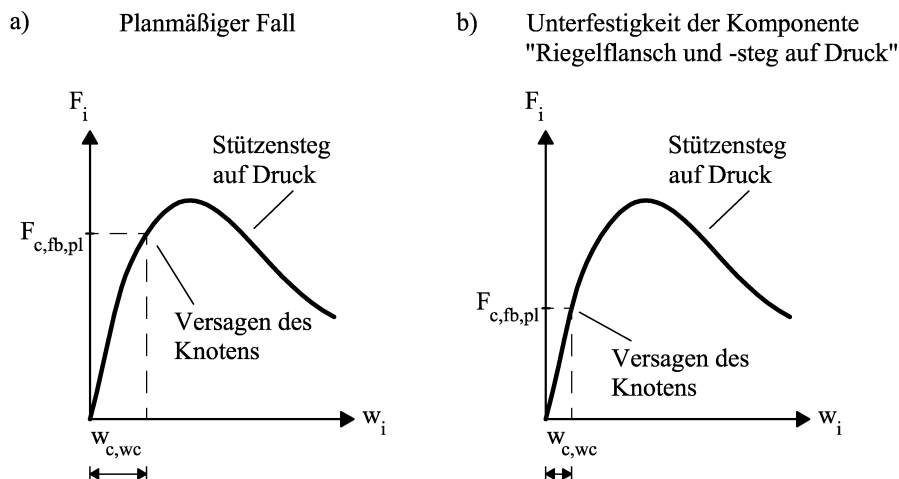


Bild 6.8: Einfluss von Unterfestigkeiten im Riegel auf den Beitrag der Komponente „Stützensteg auf Druck“ zur Knotenduktilität a) planmäßiger Fall und b) Unterfestigkeit der Komponente „Riegelflansch und -steg auf Druck“

Infolge einer Unterfestigkeit in der Stütze erhöht sich deren Anteil an der Rotationskapazität des Knotens bei planmäßigem Riegeldruckversagen, vgl. Tabelle 6.4, Beispiel Nr. 1 bis Nr. 4, es sei denn das plastische Grenzmoment des Knotens wird infolge Unterfestigkeit unterschritten (Beispiel Nr. 5). Beispiel Nr. 6 zeigt eine weitere Ausnahme: Infolge einer Unterfestigkeit in der Stütze kommt es zu einem Versagenswechsel am Knoten. Anstelle der Komponente

„Riegelflansch und -steg auf Druck“ versagt in diesem Beispiel der Stützensteg unter Zugbeanspruchung. Die zugehörige Knotenduktilität ist geringer als bei einer nominellen Rechnung. Im Beispiel Nr. 7 ist der Einfluss einer Unterfestigkeit auf die vorhandene Rotationskapazität des Knotens zu vernachlässigen. Für den Knoten Nr. 8 ist das Verhältnis  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  schon bei einer nominellen Rechnung größer 1,0. Sowohl für diesen Fall, als auch bei Ansatz einer Unterfestigkeit in der Stütze verschwindet die vorhandene Rotationskapazität. Für Unterfestigkeiten der Stirnplatte gelten diese Aussagen analog.

Tabelle 6.4: Einfluss von Unterfestigkeiten auf die vorhandene Rotationskapazität nachgiebiger Knoten bei planmäßigem Riegeldruckversagen und einer Unterfestigkeit in der Stütze

| Nr. | Nominelle Rechnung          | Unterfestigkeiten           | $\phi_{j,avail,mod}/\phi_{j,avail,nom}$ | $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$ |
|-----|-----------------------------|-----------------------------|-----------------------------------------|-----------------------|
|     | $\phi_{j,avail,nom}$ [mrad] | $\phi_{j,avail,mod}$ [mrad] | [-]                                     | [-]                   |
| 1   | 14                          | 29                          | <b>2,07</b>                             | 0,79                  |
| 2   | 18                          | 41                          | <b>2,28</b>                             | 0,77                  |
| 3   | 19                          | 49                          | <b>2,58</b>                             | 0,97                  |
| 4   | 14                          | 30                          | <b>2,14</b>                             | 0,86                  |
| 5   | 65                          | 0                           | <b>0</b>                                | 0,78                  |
| 6   | 91                          | 74                          | <b>0,81</b>                             | 0,80                  |
| 7   | 50                          | 50                          | <b>1,00</b>                             | 0,70                  |
| 8   | 0                           | 0                           | -                                       | 1,03                  |

**Versagen einer zugbeanspruchten Komponente bei nomineller Rechnung:** Die Untersuchungen zeigen für planmäßiges Zugversagen und einer Unterfestigkeit in der Stirnplatte bzw. in der Stütze keine nennenswerten Auswirkungen auf die vorhandene Rotationskapazität nachgiebiger Knoten (vgl. Tabelle 6.5, Beispiel Nr. 1 und Nr. 2), solange die Unterfestigkeiten nicht zu einer Unterschreitung des plastischen Grenzmoments durch die Momenten-Rotationskurven führen (Beispiel Nr. 3). Eine Unterfestigkeit des Riegels kann dagegen bei planmäßigem Zugversagen des Knotens die Rotationskapazität deutlich vermindern.

Tabelle 6.5: Einfluss von Unterfestigkeiten auf die vorhandene Rotationskapazität nachgiebiger Knoten bei planmäßigem Zugversagen und einer Unterfestigkeit einer Zugkomponente

| Nr. | Nominelle Rechnung          | Unterfestigkeiten           | $\phi_{j,avail,mod}/\phi_{j,avail,nom}$ | $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$ |
|-----|-----------------------------|-----------------------------|-----------------------------------------|-----------------------|
|     | $\phi_{j,avail,nom}$ [mrad] | $\phi_{j,avail,mod}$ [mrad] | [-]                                     | [-]                   |
| 1   | 14                          | 13                          | <b>0,93</b>                             | 0,71                  |
| 2   | 22                          | 22                          | <b>1,00</b>                             | 0,70                  |
| 3   | 22                          | 0                           | <b>0</b>                                | 0,94                  |

### 6.5.5 Wechsel der versagenden Komponente infolge von Überfestigkeiten und Geometrieabweichungen

Unterschiedliche Überfestigkeiten der den Knoten beeinflussenden Bauteile können zu einem Wechsel der für das Versagen maßgebenden Komponente führen und dadurch die mit nominellen Werten bestimmten vorhandenen Knotenrotationen vermindern. Zur Untersuchung dieses Sachverhalts wird, ausgehend von den mit nominellen Werten berechneten Knoten nach Kapitel 6.5.2, mit den Versagensarten „Stützensteg auf Druck“, Riegelflansch und -steg auf

Druck“ und Versagen einer Zugkomponente (vgl. Bild 6.6) durch Ansatz der maximalen Überfestigkeiten nacheinander ein Versagen aller möglichen anderen Komponenten provoziert und der Einfluss auf  $\phi_{j,avail}$  überprüft. Die einwirkenden Lasten, sowie die Geometrieabweichungen werden so angesetzt, dass sie ein Versagen der provozierten Komponente begünstigen, d.h. dass die Traglast der anderen, nicht versagenden Komponenten möglichst groß wird. Tabelle 6.6 gibt hierzu an, wie ein Parameter variiert werden muss, um eine jeweils möglichst große Traglast der nicht versagenden Komponenten zu erreichen. Die Zusammenhänge wurden in der Voruntersuchung ermittelt. Die Geometrieparameter sind in Bild 2.5 eingetragen.

Tabelle 6.6: Parameterwahl zur Maximierung der Traglast einer Knotenkomponente

| Parameter | CWC | CWT | CFB | EPB |
|-----------|-----|-----|-----|-----|
| $d_{wc}$  | -   | -   | o   | o   |
| $b_{fc}$  | +   | +   | +   | o   |
| $t_{wc}$  | +   | +   | +   | o   |
| $t_{fc}$  | +   | +   | +   | o   |
| $b_{ep}$  | o   | o   | o   | +   |
| $t_{ep}$  | +   | o   | o   | +   |
| $p_{ep}$  | o   | o   | +   | -   |
| w         | o   | o   | -   | o   |

+: Parameter maximal ansetzen; - Parameter minimal ansetzen;  
o: Parameter hat keinen Einfluss

**Versagen des Stützenstegs auf Druck bei nomineller Rechnung:** Für Knoten, die planmäßig infolge Stegdruckbeulen versagen, stellt Tabelle 6.7 die Ergebnisse zusammen. Die Überfestigkeiten und Geometrieabweichungen wurden so angesetzt, dass die in der letzten Spalte der Tabelle benannten Komponenten versagen sollten bzw. sich ein Versagen im Modus 3 im Zugbereich einstellt. Tatsächlich kam es nur in wenigen Fällen (in Tabelle 6.7 ohne Klammer) zu einem Versagenswechsel am Knoten. Die durch eine Klammer gekennzeichneten Fälle der letzten Spalte von Tabelle 6.7 versagen weiterhin infolge Stegdruckversagen. Ein Versagenswechsel zugunsten der Komponente „Riegelflansch und -steg auf Druck“ ist mit einer gravierenden Abnahme der Rotationskapazität verbunden (Beispiele Nr. 1 und Nr. 3). Tritt durch Überfestigkeiten ein Versagen einer Zugkomponente ein, so können sich die Rotationen ebenfalls deutlich vermindern (Beispiel Nr. 11). In einigen Fällen ohne Versagenswechsel werden die Rotationen zu null (Beispiele Nr. 5 bis Nr. 8). Dies ist auf ein Unterschreiten des plastischen Grenzmoments durch die Momenten-Rotationskurve infolge von Überfestigkeiten und abweichenden Geometrien zurückzuführen (vgl. dazu Bild 6.7). Ein Versagenswechsel zugunsten einer zugbeanspruchten Komponente, die im Modus 3 versagt, reduziert die Knotenduktilität ebenfalls erheblich (Beispiel Nr. 13).

Tabelle 6.8 verdeutlicht außerdem, dass die großen Rotationen  $\phi_{j,avail,r,mod}$  und  $\phi_{j,avail,l,mod}$  der eigenen Versuche nach Kapitel 5.3.2 bei Berechnung des zugehörigen plastischen charakteristischen Grenzmoments mit Nominalwerten durch Überfestigkeiten der Profile begründet sind. Sie erreichen z.T. das bis zu 6-fache der mit nominellen Werten bestimmten vorhandenen Rotationskapazitäten. Auffallend ist weiterhin, dass für die Versuche KB 240-2 und KB 300-2 die vorhandene Rotationskapazität für eine nominelle Rechnung identisch null ist, im Versuch dagegen hohe Duktilitäten erreicht werden. Die Momenten-Rotationskurven bei nomineller Rechnung unterschreiten das nominelle plastische Grenzmoment des Versuchsknotens, die im Versuch ermittelten Momenten-Rotationskurven überschreiten dieses Niveau infolge Überfestigkeiten der Versuchskörper (vgl. Tabelle 5.4) dagegen deutlich. Da die hohen Festigkeiten jedoch vom Hersteller nicht garantiert sind, steht in einer Bemessung maximal die mit nominellen Werten bestimmte vorhandene Rotationskapazität zur Verfügung.

Tabelle 6.7: Einfluss von Überfestigkeiten auf die vorhandene Rotationskapazität nachgiebiger Knoten bei planmäßigem Stegdruckversagen

| Nr. | Nominelle Rechnung          | Überfestigkeiten            |  | $\phi_{j,avail,mod}/\phi_{j,avail,nom}$<br>[-] | $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$<br>[-] | Angestrebte<br>Versagensart |
|-----|-----------------------------|-----------------------------|--|------------------------------------------------|------------------------------|-----------------------------|
|     | $\phi_{j,avail,nom}$ [mrad] | $\phi_{j,avail,mod}$ [mrad] |  |                                                |                              |                             |
| 1   | 49                          | 11                          |  | <b>0,22</b>                                    | 0,86                         | BFC                         |
| 2   | 21                          | 46                          |  | <b>2,19</b>                                    | 0,94                         | (BFC)                       |
| 3   | 36                          | 5                           |  | <b>0,14</b>                                    | 0,81                         | BFC                         |
| 4   | 12                          | 26                          |  | <b>2,17</b>                                    | 0,92                         | (BFC)                       |
| 5   | 49                          | 0                           |  | <b>0</b>                                       | 0,86                         | (CFB)                       |
| 6   | 21                          | 0                           |  | <b>0</b>                                       | 0,94                         | (CFB)                       |
| 7   | 36                          | 0                           |  | <b>0</b>                                       | 0,81                         | (CFB)                       |
| 8   | 12                          | 0                           |  | <b>0</b>                                       | 0,92                         | (CFB)                       |
| 9   | 47                          | 48                          |  | <b>1,02</b>                                    | 0,87                         | (CWT)                       |
| 10  | 9                           | 8                           |  | <b>0,89</b>                                    | 0,94                         | (CWT)                       |
| 11  | 36                          | 12                          |  | <b>0,33</b>                                    | 0,81                         | EPB                         |
| 12  | 12                          | 26                          |  | <b>2,17</b>                                    | 0,92                         | (EPB)                       |
| 13  | 36                          | 18                          |  | <b>0,50</b>                                    | 0,81                         | Modus 3                     |
| 14  | 12                          | 26                          |  | <b>2,17</b>                                    | 0,92                         | (Modus 3)                   |

Tabelle 6.8: Einfluss von Überfestigkeiten auf die vorhandene Rotationskapazität der Knotenversuche nach Kapitel 5.3.2

| Nr. | Nominelle Rechnung<br>$\phi_{j,avail,nom}$ [mrad] | Überfestigkeiten              |                               | $\phi_{i,avail,r,mod}/\phi_{j,avail,nom}$<br>[-] | $\phi_{i,avail,l,mod}/\phi_{j,avail,nom}$<br>[-] | $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$<br>[-] | Versuchs-<br>nummer |
|-----|---------------------------------------------------|-------------------------------|-------------------------------|--------------------------------------------------|--------------------------------------------------|------------------------------|---------------------|
|     |                                                   | $\phi_{i,avail,r,mod}$ [mrad] | $\phi_{i,avail,l,mod}$ [mrad] |                                                  |                                                  |                              |                     |
| 1   | 12                                                | 75                            | 69                            | <b>6,25</b>                                      | <b>5,75</b>                                      | 0,95                         | KB 240-1            |
| 2   | 0                                                 | 55                            | 46                            | -                                                | -                                                | 1,02                         | KB 240-2            |
| 3   | 12                                                | 44                            | 38                            | <b>3,67</b>                                      | <b>3,17</b>                                      | 0,95                         | KB 240-4            |
| 4   | 12                                                | 44                            | 31                            | <b>3,67</b>                                      | <b>2,58</b>                                      | 0,91                         | KB 240-5            |
| 5   | 15                                                | 64                            | 46                            | <b>4,27</b>                                      | <b>3,07</b>                                      | 0,97                         | KB 300-1            |
| 6   | 0                                                 | 58                            | 38                            | -                                                | -                                                | 1,01                         | KB 300-2            |
| 7   | 19                                                | 64                            | 49                            | <b>3,37</b>                                      | <b>2,58</b>                                      | 0,86                         | KB 300-3            |

**Versagen des Riegelflansches auf Druck bei nomineller Rechnung:** Versagt planmäßig die Komponente „Riegelflansch und -steg auf Druck“, so führt ein Versagen einer beliebigen anderen Komponente zu einer höheren Rotationskapazität. Dieser Fall wird daher nicht weiterverfolgt. Eine Verminderung der Rotationskapazität kann eintreten, wenn die Riegelfestigkeiten den Nennwerten entsprechen, aber alle anderen Komponenten über Überfestigkeiten verfügen. Die Auswirkungen dieses Falles zeigt Tabelle 6.9. Die aus einer Rechnung mit Überfestigkeiten ermittelten Rotationen betragen nur noch etwa 10 % bis 75 % der nominellen Rechnung. Dabei sind die Absolutwerte teilweise nahe bei 0 mrad. Die Ergebnisse zeigen einmal mehr die Schwierigkeiten der Modellbildung der Komponente „Riegelflansch und -steg auf Druck“ als starre Komponente im „Innsbrucker Komponentenmodell“. Die Abbildung der

Komponente ohne Ansatz von Duktilitäten begrenzt als „schwächstes Glied der Kette“ die gesamte Knotenduktilität.

Tabelle 6.9: Einfluss von Überfestigkeiten auf die vorhandene Rotationskapazität nachgiebiger Knoten bei planmäßigem Riegedruckflanschversagen

| Nr. | Nominelle Rechnung<br>$\phi_{j,avail,nom}$ [mrad] | Überfestigkeiten<br>$\phi_{j,avail,mod}$ [mrad] | $\phi_{j,avail,mod}/\phi_{j,avail,nom}$<br>[-] | $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$<br>[-] | Angestrebte<br>Versagensart |
|-----|---------------------------------------------------|-------------------------------------------------|------------------------------------------------|------------------------------|-----------------------------|
| 1   | 91                                                | 10                                              | <b>0,11</b>                                    | 0,80                         | BFC                         |
| 2   | 18                                                | 4                                               | <b>0,22</b>                                    | 0,77                         | BFC                         |
| 3   | 19                                                | 7                                               | <b>0,37</b>                                    | 0,97                         | BFC                         |
| 4   | 50                                                | 37                                              | <b>0,74</b>                                    | 0,70                         | BFC                         |
| 5   | 0                                                 | 0                                               | -                                              | 1,03                         | BFC                         |
| 6   | 14                                                | 5                                               | <b>0,36</b>                                    | 0,79                         | BFC                         |
| 7   | 65                                                | 36                                              | <b>0,55</b>                                    | 0,78                         | BFC                         |
| 8   | 14                                                | 10,5                                            | <b>0,75</b>                                    | 0,86                         | BFC                         |

**Versagen einer Zugkomponente bei nomineller Rechnung:** Die Untersuchung eines nominellen Versagens der Komponenten „Stützensteg auf Druck“ und „Riegedflansch und -steg auf Druck“ bei Verwendung des „Innsbrucker Komponentenmodells“ hat gezeigt, dass ein Versagenswechsel zugunsten der letztgenannten Komponente oder ein planmäßiges Versagen dieser Komponente bei gleichzeitiger Überfestigkeit anderer Komponenten eine geringe vorhandene Rotationskapazität zur Folge haben kann. Bei rechnerischem Versagen einer Zugkomponente und einem Versagenswechsel zugunsten der Komponente „Riegedflansch und -steg auf Druck“ infolge von Überfestigkeiten der Stütze und der Stirnplatte kann davon ausgegangen werden, dass die vorhandene Rotationskapazität ebenfalls geringe Werte annimmt. Auf die Untersuchung eines planmäßigen Versagens einer Zugkomponente mit Versagenswechsel zugunsten des „Riegedflansch und -stegs auf Druck“ infolge von Überfestigkeiten wird im Rahmen der Arbeit daher verzichtet.

Ein planmäßiges Versagen der Komponenten „Stützensteg auf Zug“ oder „Stützenflansch auf Biegung“ führt bei Überfestigkeiten der Stütze zu einer größeren Rotationskapazität, wenn kein Versagenswechsel eintritt. Wird infolge der Überfestigkeiten in der Stütze die Komponente „Stützensteg auf Druck“ maßgebend, so ist die dann vorhandene Rotationskapazität größer, als eine für den betrachteten Knoten bestimmte vorhandene Rotationskapazität auf Grund von „Stützensteg auf Druck“-Versagen unter Ansatz nomineller Werte. Es wird dabei vorausgesetzt, dass ein Stirnplattenversagen ausgeschlossen werden kann. Die vorhandene Rotationskapazität erreicht damit mindestens die Größenordnung der Punkteschar in Bild 6.6 b), wenn kein Versagenswechsel stattfindet bzw. bei Versagenswechsel zugunsten der Komponente „Stützensteg auf Druck“ die Größenordnung der Punkteschar in Bild 6.6 a). Für ein planmäßiges Versagen der Komponente „Stirnplatte auf Biegung“ und einen Versagenswechsel zugunsten der Komponente „Stützensteg auf Druck“ gelten die Aussagen analog. Daher wird auf die Untersuchung eines planmäßigen Versagens einer Zugkomponente mit Versagenswechsel zugunsten des „Stützenstegs auf Druck“ infolge von Überfestigkeiten im Rahmen der Arbeit ebenfalls verzichtet.

Damit sind für planmäßiges Zugversagen noch folgende Fälle zu klären: Zum einen kann infolge von Überfestigkeiten ein Modus 3 Versagen im Zugbereich eintreten, weiterhin kann



der Beitrag einer der Zugkomponenten zur vorhandenen Rotationskapazität des Knotens infolge einer Überfestigkeit geringer ausfallen, als planmäßig angenommen. Schließlich kann der Fall eintreten, dass infolge einer Überfestigkeit der planmäßig versagenden Zugkomponente eine andere zugbeanspruchte Komponente die kleinste Traglast besitzt, d.h. ein Versagenswechsel eintritt und sich dadurch die vorhandene Rotationskapazität verringert. Wegen der Vielzahl der möglichen Kombinationen zwischen planmäßig und „real“ versagender Komponente infolge eines Versagenswechsels bei Berücksichtigung der einzelnen Versagensmodi der Zugkomponenten in der Anschlusszone werden hier exemplarisch nur zwei Fälle dargestellt. Tabelle 6.10 zeigt die Ergebnisse. In Beispiel Nr. 1 wurden Überfestigkeiten so angesetzt, dass tendenziell ein Versagen der „Stirnplatte auf Biegung“ anstelle des „Stützenflansches auf Biegung“ eintreten sollte. Ein Versagenswechsel stellte sich jedoch nicht ein, die Auswirkungen der Überfestigkeiten auf die vorhandene Rotationskapazität sind gering. Im zweiten Fall trat durch Variation der Festigkeiten ein Modus 3 Versagen ein. Die vorhandenen Rotationen steigen im untersuchten Fall etwas an, was auf einen größeren Beitrag aller anderen Knotenkomponenten zur vorhandenen Rotationskapazität schließen lässt. Grundsätzlich muss aber davon ausgegangen werden, dass bei Modus 3 Versagen nur noch kleine Rotationen zur Verfügung stehen können.

Tabelle 6.10: Einfluss von Überfestigkeiten auf die vorhandene Rotationskapazität nachgiebiger Knoten bei planmäßigem Versagen einer zugbeanspruchten Komponente

| Nr. | Nominelle Rechnung          | Überfestigkeiten            | $\phi_{j,avail,mod}/\phi_{j,avail,nom}$ | $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$ | Angestrebte Versagensart |
|-----|-----------------------------|-----------------------------|-----------------------------------------|-----------------------|--------------------------|
|     | $\phi_{j,avail,nom}$ [mrad] | $\phi_{j,avail,mod}$ [mrad] | [-]                                     | [-]                   |                          |
| 1   | 14                          | 13                          | <b>0,93</b>                             | 0,71                  | (EPB)                    |
| 2   | 18,5                        | 21                          | <b>1,14</b>                             | 0,81                  | Modus 3                  |

### 6.5.6 Festlegung einer einheitlichen Bezugsgröße für die vorhandene Rotationskapazität

Die bisherige Darstellungsform der vorhandenen Rotationskapazität über dem Momentenverhältnis  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  eignet sich nur bedingt für ein anwendungsfreundliches Nachweisverfahren. Notwendige Bedingung hierfür ist eine einfache Handhabbarkeit der zugehörigen Bemessungsgleichungen. Die Identifikation der minimalen Traglast aller am Knoten wirkenden Komponenten zur Bestimmung von  $M_{j,u}$  erschwert die Erfüllung dieser Forderung. Daher ist eine praxistaugliche Modifikation der bisherigen Darstellung notwendig. Die Bestimmung der Traglast der auf Druck versagenden Komponenten nach den Gleichungen (3.50) und (4.22) in Kapitel 3.5 und Kapitel 4.2.5 ist mit verhältnismäßig geringem Aufwand verbunden. Die Bestimmung der Traglasten der auf Zug versagenden Komponenten ist dagegen aufwendig und kompliziert. Daraus wird die nachfolgend erklärte neue Darstellungsform abgeleitet und begründet:

- Für alle Knoten werden unter Verwendung des „Innsbrucker Komponentenmodells“ nur die aus den Druckkomponenten „Stützensteg auf Druck“ und „Riegelflansch und -steg auf Druck“ resultierenden Traglasten bestimmt.
- Die minimale beider Traglasten bestimmt über den Hebelarm  $z$  nach Kapitel 2.3.5 das in die Darstellungsform eingehende Bezugsmoment.
- Die vorhandenen Knotenrotationen werden über dem Momentenverhältnis  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u,CWC}$  bzw.  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u,BFC}$  abgetragen. Dadurch ändert sich lediglich für die meisten der einreihig geschraubten Knoten die Darstellungsform; für einen Großteil der geschweißten und zwei-reihig geschraubten Knoten bleibt die Darstellungsform unverändert.

Bild 6.9 zeigt die Auswirkungen dieser Vorgehensweise. Wird das aus der Traglast der Stegdruckkomponente resultierende Moment maßgebende Bezugsgröße, so folgen die rechts der gestrichenen Linie liegenden Punkte in Bild 6.9 a) etwa einer Geraden; das rechnerische Tragmoment für die zugehörigen Knoten hat sich nicht geändert; die lineare Korrelation zwischen  $\phi_{j,avail}$  und  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  bleibt erhalten. Die Punkteschar links der gestrichenen Linie streut um einen Mittelwert. Die Wertepaare korrespondieren größtenteils mit einreihigen geschraubten Knoten. Die zu den Punkten gehörenden Knoten versagen daher - wie eingangs erläutert - fast ausschließlich im Zugbereich des Knotens. Die schwach ausgeprägte Korrelation von  $\phi_{j,avail}$  und  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$  dieser Versagensart ist wiederzuerkennen.

Wird das aus der Traglast der Riegedruckkomponente resultierende Moment maßgebende Bezugsgröße, kann ebenfalls zwischen zwei Teilbereichen mit differenter Charakteristik unterschieden werden. Die rechnerischen Tragmomente der rechts der gestrichenen Linie in Bild 6.9 b) liegenden Punkte stimmen bis auf eine Ausnahme mit dem rechnerischen Tragmoment ohne Modifikation der Bezugsgröße überein. Die Wertepaare decken sich mit denen aus Bild 6.6 c). Für die links der gestrichenen Linie liegenden Punkte ändert sich das Bezugsmoment. Die Punkte korrespondieren mit rechnerischem Zugversagen; sie streuen um einen Mittelwert.

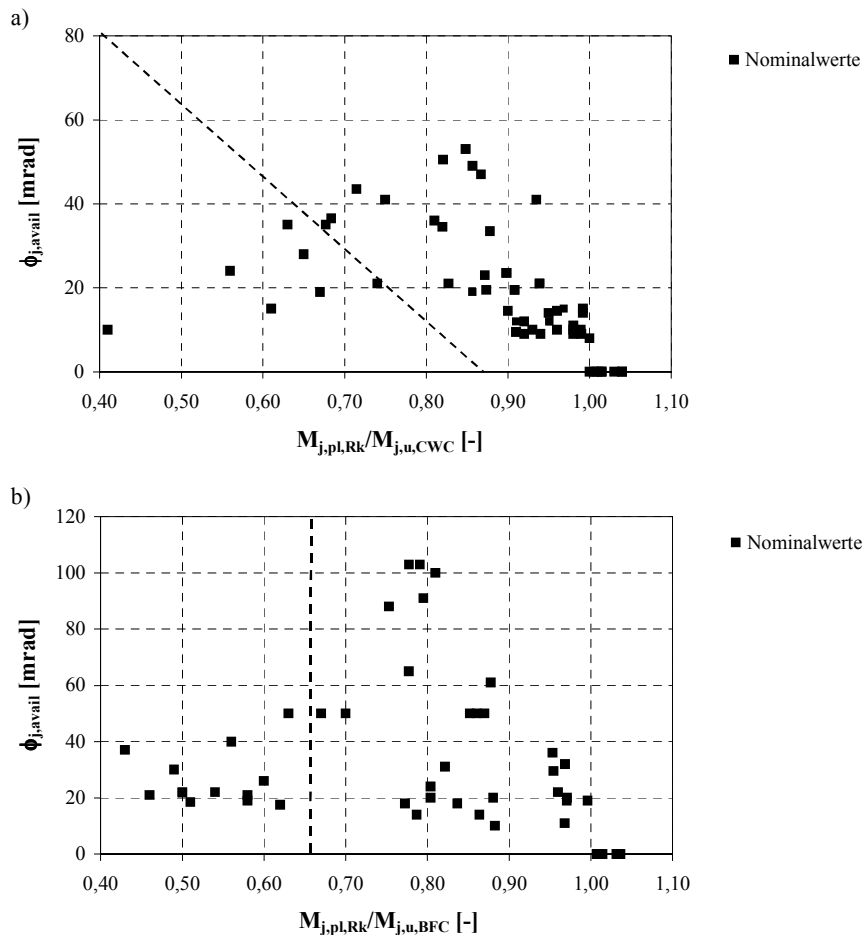


Bild 6.9: Abtragung der vorhandenen Rotationskapazität über einer einheitlichen Bezugsgröße  
 a) maßgebende Bezugsgröße aus der Traglast der Stegdruckkomponente  
 b) maßgebende Bezugsgröße aus der Traglast der Riegedruckkomponente

Bild 6.10 stellt die vorhandenen Rotationen bei nomineller Rechnung und bei Ansatz von Überfestigkeiten und Geometrieabweichungen gemeinsam dar. Legt man die Punkteschar der mit nominellen Werten berechneten Rotationen einem Bemessungsansatz zugrunde, so lässt

sich durch statistische Auswertung eine Formulierung der vorhandenen Rotationskapazität mit Werten größer null für  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u,CWC}$  kleiner 1,0 bzw.  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u,BFC}$  kleiner 1,0 ableiten. Entsprechend den Ergebnissen der Parameterstudie muss ein Bemessungsverfahren ein Verschwinden der vorhandenen Rotationskapazität fordern, wenn die Bedingungen  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u,CWC}$  größer 1,0 bzw.  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u,BFC}$  größer 1,0 erfüllt sind. Ein Sicherheitsbeiwert für die vorhandene Rotationskapazität muss die Streuung der Rotationskapazität bei vorhandenen Überfestigkeiten und Geometrieabweichungen erfassen. Als problematisch erweist sich hierbei die Tatsache, dass infolge von Überfestigkeiten und Geometrieabweichungen die Rotationen auch für die Fälle  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u,CWC}$  bzw.  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u,BFC}$  kleiner 1,0 verschwinden können, vgl. Bild 6.10. Ein Teilsicherheitsbeiwert sichert diese Fälle grundsätzlich nicht ab.

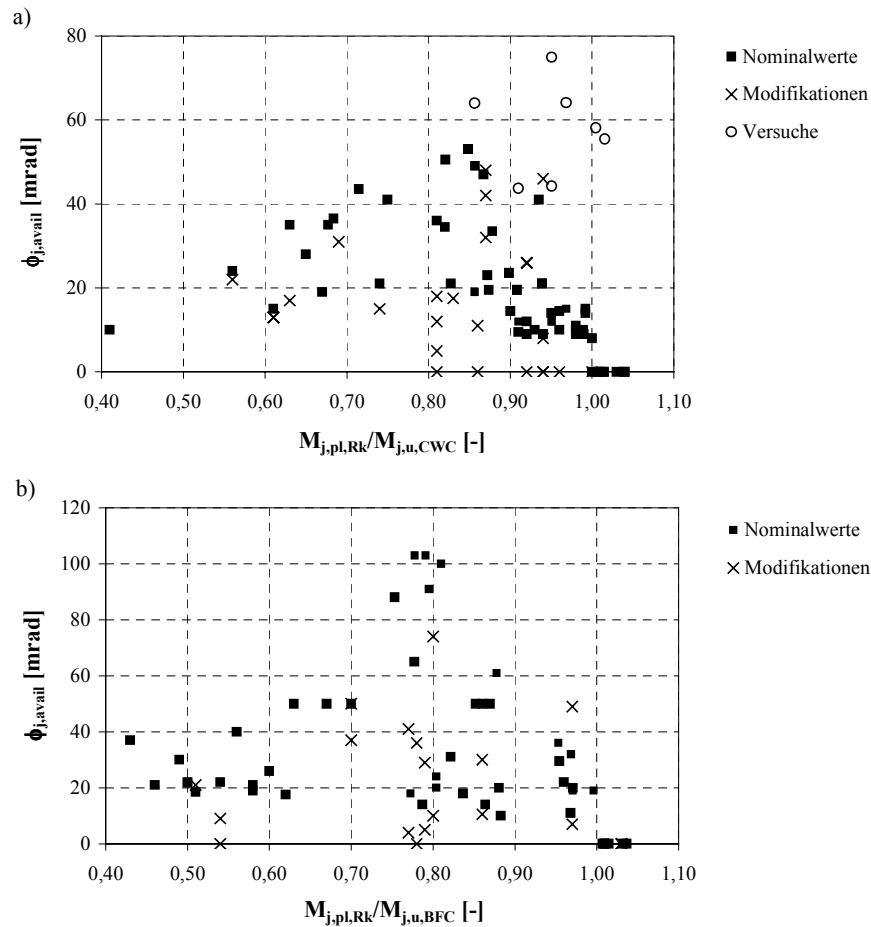


Bild 6.10: Abtragung der vorhandenen Rotationen bei nominaler Rechnung und bei Modifikation der Festigkeiten und Geometriegrößen a) maßgebende Bezugsgröße aus der Traglast der Stegdruckkomponente b) maßgebende Bezugsgröße aus der Traglast der Riegedruckkomponente

Das Verschwinden der vorhandenen Rotationen für  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u,CWC}$  bzw.  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u,BFC}$  kleiner 1,0 ist darin begründet, dass infolge von Überfestigkeiten und Geometrieabweichungen die „reale“ Momenten-Rotationskurve eines Knotens die nominelle charakteristische plastische Grenztragfähigkeit unterschreitet, die Traglast der mit nominellen Werten bestimmten Momenten-Rotationskurve diesen Wert aber erreicht.

Zur Lösung dieser Problematik dient folgende Überlegung: Die vorhandenen Rotationen nehmen auch bei Überfestigkeiten und Geometrieabweichungen im Knoten dann Werte größer null an, wenn ein ausreichend kleines nominelles charakteristisches plastisches Grenzmoment in die Bemessung eingeht.

Für Knoten, deren maßgebende Bezugsgröße aus der Traglast der Komponente „Stützensteg auf Druck“ resultiert, ergab eine Absenkung des nominellen charakteristischen plastischen Grenzmoments in Schritten von 5 % erst bei einer Abminderung von  $M_{j,pl,Rk}$  auf 85 % seiner Größe im Bereich  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u,CWC}$  kleiner 1,0 auch unter Berücksichtigung von Überfestigkeiten und Geometrieabweichungen Rotationswerte ausschließlich größer null. Die Ergebnisse sind in Bild 6.11 dargestellt. Die kleinsten Rotationen liegen in der Größenordnung von 10 mrad. Lediglich bei einem berechneten Knoten mit einem Versagenswechsel zugunsten der Komponente „Riegelflansch und -steg auf Druck“ infolge von Überfestigkeiten und Geometrieabweichungen verbleibt eine Rotationskapazität von 5 mrad. Dieser Fall ist in Bild 6.11 c) mit „BFC-Versagen“ markiert.

In Bild 6.11 a) ist die Regressionsgerade für die nominellen Fälle planmäßigen Druckversagens eingetragen. Das Steigungsmaß der Regressionsgeraden beträgt  $-126,7$ , der Schnittpunkt mit der Ordinate  $126,3$  mrad. Der Mittelwert der Rotationskapazität aller unter planmäßigem Zug versagenden Knoten beträgt  $21,3$  mrad, vgl. Bild 6.11 b). Das zugehörige Plateau ist dargestellt. Ist das abgeminderte charakteristische plastische Grenzmoment  $0,85 \cdot M_{j,pl,Rk}$  größer als das in die Bemessung eingehende Knotentragmoment  $M_{j,u,CWC}$ , d.h. ist  $0,85 \cdot M_{j,pl,Rk}/M_{j,u,CWC}$  größer 1,0, so kann für den zugehörigen Knoten keine vorhandene Rotationskapazität angegeben werden.  $\phi_{j,avail}$  muss folglich den Wert null annehmen. Daher stellt die Bedingung  $\phi_{j,avail} = 0$  für  $0,85 \cdot M_{j,pl,Rk}/M_{j,u,CWC}$  größer 1,0 weiterhin eine Randbedingung dar. Die Regressionsgerade erfüllt diese Bedingung nahezu exakt.

Resultiert die maßgebende Bezugsgröße aus der Traglast der Komponente „Riegelflansch und -steg auf Druck“, so sind die vorhandenen Rotationswerte infolge von Überfestigkeiten und Geometrieabweichungen teilweise gering oder verschwinden auch im Bereich  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u,BFC}$  kleiner 1,0 ganz, vgl. Bild 6.10 b).

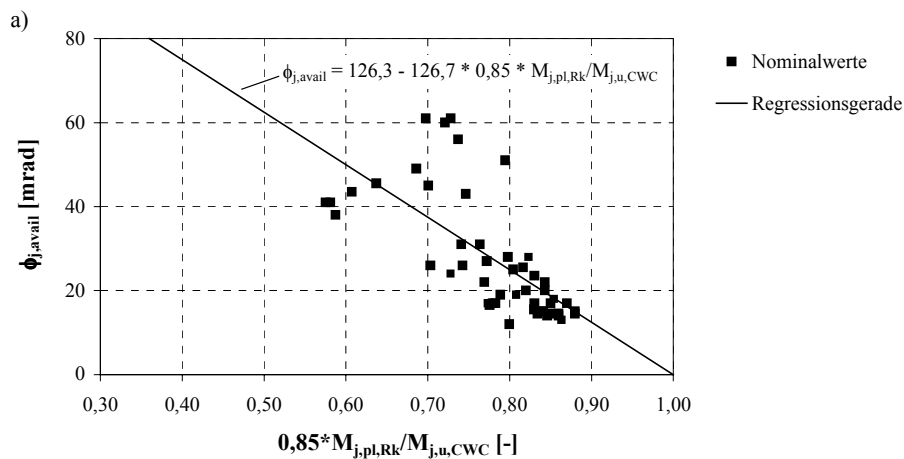


Bild 6.11: Abtragung der vorhandenen Rotationskapazität über dem verminderten Momentenverhältnis  
 a) planmäßiges Versagen der Komponente „Stützensteg auf Druck“ b) planmäßiges Zugversagen  
 c) Rotationskapazitäten bei Modifikation der Festigkeiten und Geometrie Größen

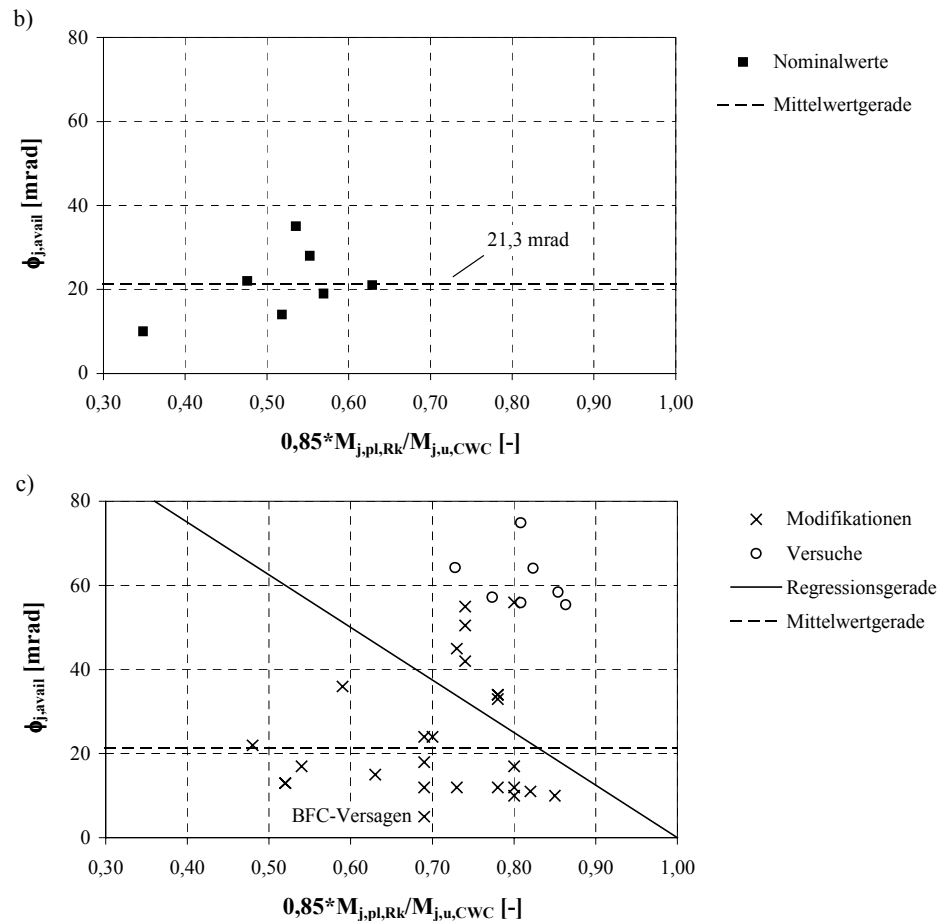


Bild 6.11 (Fortsetzung): Abtragung der vorhandenen Rotationskapazität über dem verminderten Momentenverhältnis a) planmäßiges Versagen der Komponente „Stützensteg auf Druck“ b) planmäßiges Zugversagen c) Rotationskapazitäten bei Modifikation der Festigkeiten und Geometrie Größen

Eine wesentliche Anhebung dieser geringen und teilweise verschwindenden Rotationswerte ist durch eine Verminderung des in die Bemessung eingehenden nominellen charakteristischen plastischen Grenzmoments nicht garantiert. Bild 6.12 erläutert die Hintergründe für einen kritischen Fall. Dargestellt sind in Teilbild a) die Zusammenhänge des planmäßigen Versagens. Die Komponente „Riegelflansch und -steg auf Druck“ sei die maßgebende versagende Komponente. Die vorhandene Rotationskapazität - abgetragen auf dem Niveau des nominellen charakteristischen plastischen Grenzmoments - entspricht der erreichten Rotationskapazität bei Versagen des Knotens. Teilbild b) zeigt den Fall von Überfestigkeiten und Geometrieabweichungen aller den Knoten beeinflussenden Bauteile mit Ausnahme des Riegels. Die Momenten-Rotationskurve des Knotens verläuft im Beispiel im elastischen Bereich steiler. Der Knoten versagt rechnerisch unter dem gleichen Tragmoment wie in Teilbild a) bei Erreichen der Traglast der Komponente „Riegelflansch und -steg auf Druck“, da sich die Festigkeiten des Riegels nicht geändert haben. Wegen der größeren Anfangssteigung der Momenten-Rotationskurve sind die Rotationen bei Versagen und damit die vorhandene Rotationskapazität geringer als im Fall des planmäßigen Versagens (vgl. dazu die in Tabelle 6.9 dargestellten Ergebnisse für entsprechende Fälle der durchgeführten Parameterstudie). Eine Verminderung des in die Bemessung eingehenden nominellen charakteristischen plastischen Grenzmoments bewirkt keine Vergrößerung der vorhandenen Rotationskapazität im dargestellten Beispiel.

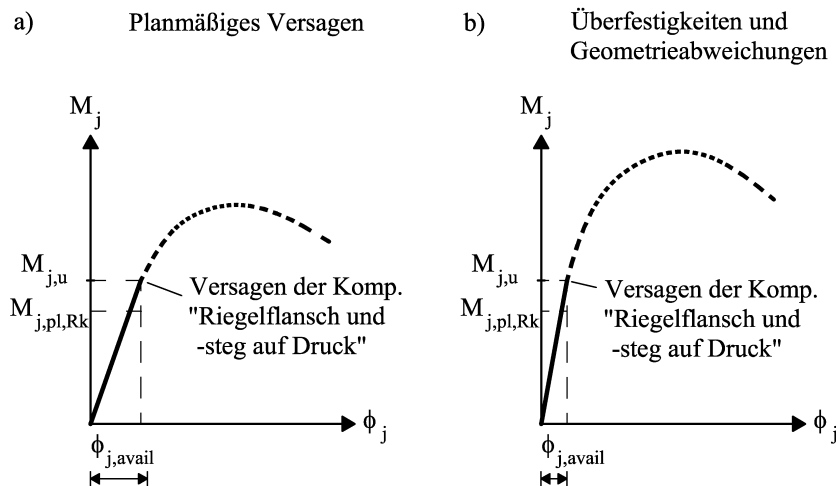


Bild 6.12: Verminderung der vorhandenen Rotationskapazität eines Knotens bei a) planmäßigem Versagen der Komponente „Riegeflansch und -steg auf Druck“ infolge b) von Überfestigkeiten und Geometrieabweichungen

## 6.6 Schlussfolgerungen

Für den Vektor  $(\phi_{j,avail}; M_{j,pl,Rk}/M_{j,u})$  wurde eine bilineare Funktion unter Berücksichtigung praxisrelevanter Randbedingungen gefunden. Eine ausgewählte Stichprobe baupraktischer Knoten ermöglicht die Schätzung der Regressionskenngrößen der gesuchten mathematischen Funktion zur Beschreibung der vorhandenen Knotenrotationen für Momentenverhältnisse  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u,CWC}$  nahe 1,0. Für kleinere Momentenverhältnisse nähert eine horizontale Gerade auf dem Niveau des Mittelwertes der Rotationen der in diesem Bereich liegenden Knoten die vorhandenen Rotationen an. Die vorhandene Rotationskapazität unter Ansatz nomineller Werte ist somit einer Berechnung zugänglich gemacht, wenn die Traglast der Stegdruckkomponente die maßgebende Bezugsgröße bildet.

Die erweiterte Parameterstudie mit Erfassung von Unter- und Überfestigkeiten, sowie abweichenden Geometriewerten zeigt sicherheitsrelevante Aspekte für ein Nachweisverfahren auf. Ein Versagenswechsel zugunsten einer anderen Knotenkomponente ist u. U. mit einem Abfall der vorhandenen Rotationskapazität gegenüber der nominellen Rechnung verbunden. Ein um einen Teilsicherheitsbeiwert abgeminderter Wert der vorhandenen Rotationskapazität muss dies berücksichtigen.

Die Untersuchungen zeigen weiterhin folgende Aspekte auf, die in einem Bemessungsverfahren zu beachten sind:

- Ein planmäßiges Versagen der Komponente „Riegeflansch und -steg auf Druck“ bei Modellbildung als ideal starre Komponente bedingt teilweise kleine absolute Rotationen. Ein planmäßiges Versagen dieser Knotenkomponente sollte daher ausgeschlossen werden, wenn, wie im „Innsbrucker Komponentenmodell“, diese Komponente rechnerisch über keine eigene Duktilität verfügt.
- Für einen duktilen Knoten sind die Parameter des Riegels, da dieser im Modell rechnerisch keinen Anteil zur Gesamtrotation des Knotens liefert, entsprechend so zu wählen, dass die plastische Momententragfähigkeit des Riegels möglichst groß wird. Eine große Querkraft  $V_j$  hat vermindernde Auswirkungen auf die plastische Momententragfähigkeit des Riegels  $M_{b,pl,Rk}$  und damit geg. auf die vorhandene Rotationskapazität des Knotens.

- Knoten, deren maßgebende Bezugsgröße entsprechend Kapitel 6.5.6 aus der rechnerischen Traglast der Riegeldruckkomponente resultiert, verfügen z. T. nur über kleine vorhandene Rotationskapazitäten bei Versagenswechsel. Diese Knoten sollten entsprechend in einem Bemessungsverfahren ausgeschlossen werden.
- Ein Bemessungsverfahren unter Verwendung des „Innsbrucker Komponentenmodells“ führt bei einem Versagenswechsel zugunsten der Komponente „Riegelflansch und -steg auf Druck“ z. T. zu sehr kleinen vorhandenen Rotationskapazitäten. Bessere Ergebnisse können erzielt werden, wenn die Duktilität der im Riegel angeordneten Komponenten im mechanischen Modell erfasst wird. Dies ist beispielsweise durch das „modifizierte Innsbrucker Komponentenmodell“ (vgl. Bild 3.16) möglich.
- Ein sprödes Versagen (der Schrauben) ist grundsätzlich auszuschließen, da es mit geringen Rotationen verbunden sein kann und sich ein Versagen des Knotens schlagartig einstellt. Ein entsprechendes Versagen kann durch Überdimensionierung der Schrauben verhindert werden.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass das geringe Duktilitätsvermögen einer Knotenkomponente infolge der Reihenschaltung aller Komponenten im Komponentenmodell die Knotenduktilität ungünstig beeinflusst. Im Umkehrschluss verfügen Knoten dann über ein großes Duktilitätsvermögen, wenn jede einzelne Komponente einen entsprechenden Rotationsbeitrag leistet. Das in Kapitel 7 vorgestellte Bemessungsverfahren verwendet daher das „modifizierte Innsbrucker Komponentenmodell“, das in der Riegelzone eine aus dem reinen Trägerverhalten abgeleitete Momenten-Rotationskurve ansetzt. Die zugehörigen Erläuterungen finden sich in Kapitel 7.

## 7 Der Duktilitätsnachweis der Knoten im Tragsystem

### 7.1 Allgemeines

Die Untersuchungen von Kapitel 6 werden in **Kapitel 7** dazu verwendet die vorhandene Rotationskapazität als Bemessungsgröße im Systemnachweis zu integrieren.

**Kapitel 7.2** beschreibt dazu zunächst das Tragsystem, das plastisch bemessen werden soll und an dem ein Rotationsnachweis der Knoten zu führen ist. Eine für plastische Bemessung ausreichende Idealisierung der Momenten-Rotationskurve wird angegeben.

**Kapitel 7.3** führt in ein Sicherheitskonzept für den Nachweis ausreichender Rotationskapazität im System ein. Im Gegensatz zu aktuellen Vorschriften wird ein Grenzwert an Stelle eines charakteristischen Werts der vorhandenen Rotationskapazität festgelegt. Der zugehörige Teilsicherheitsbeiwert basiert auf einer statistischen Auswertung einer Systemgleichung.

**Kapitel 7.4** verwendet das Sicherheitskonzept der Rotationskapazität für die plastische Bemessung und den Nachweis der Duktilität des Tragsystems. Der Bemessungsablauf orientiert sich an einer Vorgehensweise, die nachgiebige Knoten im System berücksichtigt.

**Kapitel 7.5** schlägt auf Grundlage der Ergebnisse der Duktilitätsuntersuchungen in Kapitel 6 und dem Rotationsnachweis im Tragsystem ein Klassifizierungsverfahren bzgl. der Knoten duktilität vor.

### 7.2 Tragwerksmodellierung

Die Modellierung der nachgiebigen Knoten im unverschieblichen Rahmentragsystem erfolgt in Bild 7.1 a) mittels des finiten Knotenmodells nach Bild 2.4. Die Spannweiten der Felder seien gleich, ebenso die Höhen der Rahmenstiele, die Profile der Riegel und der Stützen und die Anschlüsse. Für einen Tragwerkszustand, bei dem der Stahlknoten seine plastische Grenztragfähigkeit erreicht hat, kann ein Träger entsprechend Bild 7.1 b) aus dem Gesamttragwerk herausgeschnitten und sein Tragverhalten isoliert untersucht werden. Bei gegebenem Feldmoment ist damit der Momentenverlauf im Träger bekannt.

Gleichung (2.12) teilt zur Bestimmung der erforderlichen Rotationen diese nicht in einen elastischen Anteil und einen Anteil für Schnittgrößenumlagerungen auf, sondern gibt die von der Knotenfedersteifigkeit unabhängige Gesamtrotation an. Die Bestimmung der erforderlichen Rotationen nach Gleichung (2.12) verwendet außerdem das Prinzip der virtuellen Kräfte. Durch Anwendung des Reduktionssatzes kann das virtuelle Moment am statisch bestimmten Einfeldträger angebracht werden. Die Kenntnis der Knotenfedersteifigkeit ist nicht erforderlich.

Für eine rein plastische Bemessung genügt daher eine Idealisierung der Momenten-Rotationskurve des Knotens nach Bild 7.2 ohne Kenntnis der Anfangssteifigkeit. Als charakterisierende Kenngrößen verbleiben das plastische Grenzmoment und die vorhandene Rotationskapazität. Die Knotencharakteristik wird den Rotationsfedern im Punkt L zugewiesen.



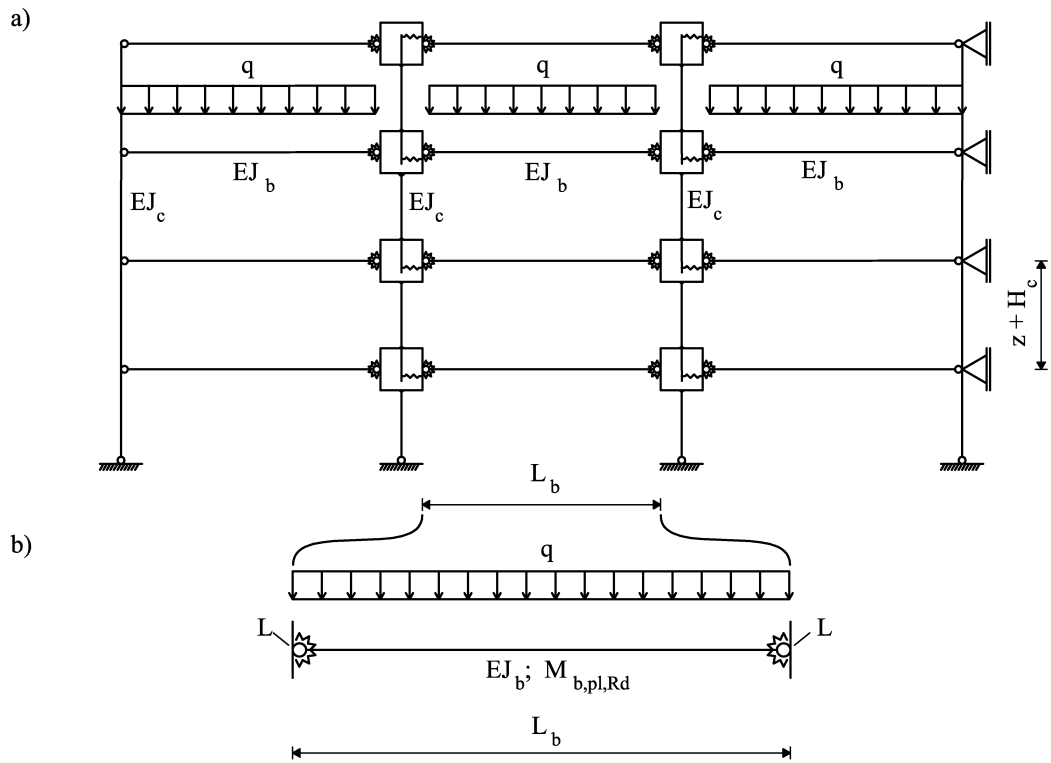


Bild 7.1: Tragwerksmodellierung a) unverschiebliches Rahmensystem b) herausgeschnittener Träger

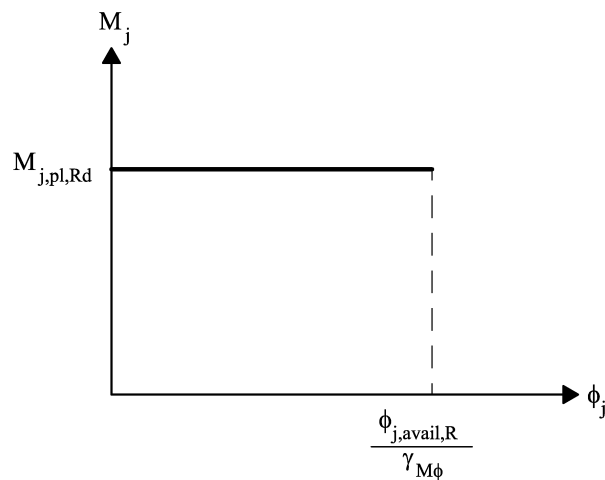


Bild 7.2: Idealisierung der Momenten-Rotationskurve des Knotens für eine plastische Bemessung

Der Tragfähigkeitsnachweis und der Rotationsnachweis bei plastischer Bemessung werden am nachgiebig eingespannten Träger geführt. Für den Rotationsnachweis ist vorab ein Sicherheitskonzept anzugeben.

### 7.3 Sicherheitskonzept für den Rotationsnachweis

#### 7.3.1 Einführung

Die Entwicklung eines Bemessungswerts für einen Tragfähigkeitsnachweis folgt i. d. Regel nachstehenden Schritten: Die Tragfähigkeitsgleichung wird auf Grundlage eines mechanischen

Modells entwickelt. Eine Kalibrierung der Gleichung erfolgt an Versuchen unter Ansatz der gemessenen Materialkennwerte und Geometrien. Für alle Basisvariablen der Tragfähigkeitsgleichung werden die stochastischen Parameter bestimmt oder es wird auf Erfahrungswerte zurückgegriffen. Sie bilden schließlich die Grundlage zur Ermittlung der charakteristischen Tragfähigkeit und der Bemessungstragfähigkeit.

Die Entwicklung eines Sicherheitskonzepts für ausreichende Rotationskapazität stellt sich ungleich schwieriger dar. Die Bestimmung der vorhandenen Rotationskapazität in dieser Arbeit basiert ebenso auf mechanischen Modellen, die an Versuchen kalibriert wurden. Eine geschlossene analytische Gleichung kann aber nicht angegeben werden. Die mathematische Funktion zur Beschreibung der vorhandenen Knotenrotationen nach Kapitel 6 stellt keine geschlossene Lösung dar; sie ist vielmehr als semi-deterministischer Ansatz zur mathematischen Erfassung der vorhandenen Knotenrotationen anzusehen. Ein möglicher Wechsel der versagenden Komponente bei Überfestigkeiten und Geometrieabweichungen wird durch den Ansatz nicht erfasst, eine stochastische Beurteilung der Basisvariablen der Funktion führt damit nicht zur Festlegung eines Teilsicherheitsbeiwerts. Somit ist es nicht möglich charakteristische Werte bzw. Bemessungswerte der vorhandenen Rotationskapazität abzuleiten. Die Größe der vorhandenen Rotationskapazität ist vielmehr an eine gewählte Definition gebunden (vgl. Kapitel 2.5.7) und damit unmittelbar mit der Festlegung der plastischen Grenztragfähigkeit verknüpft.

### 7.3.2 Die Festlegung der vorhandenen Rotationskapazität als Grenzwert

Die mathematische Beschreibung der Knotenduktilität in Kapitel 6 dient als Grundlage zur Festlegung eines Grenzwerts für die vorhandene Rotationskapazität. Der Grenzwert basiert auf charakteristischen Werten der Festigkeiten und Mittelwerten der Geometrien. Als Widerstandsgröße erhält er die Indizierung  $R$ . Die Verwendung der Bezeichnungen „charakteristischer Wert“ und „Bemessungswert“ der Rotationskapazität wird vermieden, da die Formulierung der für eine Bemessung vorhandenen Rotationskapazität nicht im Sinne dieser Begriffe statistisch begründet ist. Vielmehr wird die neutralere Bezeichnung „Grenzwert“ verwendet.

In Abhängigkeit des Verhältnisses  $0,85 \cdot M_{j,pl,Rk}/M_{j,u,CWC}$  unterscheidet der Grenzwert der Rotationskapazität drei Bereiche. Sie leiten sich aus dem Schnittpunkt der Regressionsgeraden in Bild 6.11 mit der Geraden auf dem Niveau von 21,3 mrad und der Abszisse ab. Die graphische Darstellung des Grenzwerts zeigt Bild 7.3, seine mathematische Formulierung gibt Gleichung (7.1) an. Die Regressionskoeffizienten der Regressionsgeraden wurden angepasst um die Bedingung  $\phi_{j,avail} = 0$  für  $0,85 \cdot M_{j,pl,Rk}/M_{j,u,CWC}$  gleich 1,0 exakt zu erfüllen.

$$\phi_{j,avail,R} = \begin{cases} 21[\text{mrad}] & \text{für } 0 \leq 0,85 \cdot \frac{M_{j,pl,Rk}}{M_{j,u,CWC}} \leq 0,83 \\ -127 \cdot 0,85 \cdot \frac{M_{j,pl,Rk}}{M_{j,u,CWC}} + 127[\text{mrad}] & \text{für } 0,83 < 0,85 \cdot \frac{M_{j,pl,Rk}}{M_{j,u,CWC}} \leq 1 \\ 0[\text{mrad}] & \text{für } 0,85 \cdot \frac{M_{j,pl,Rk}}{M_{j,u,CWC}} > 1 \end{cases} \quad (7.1)$$

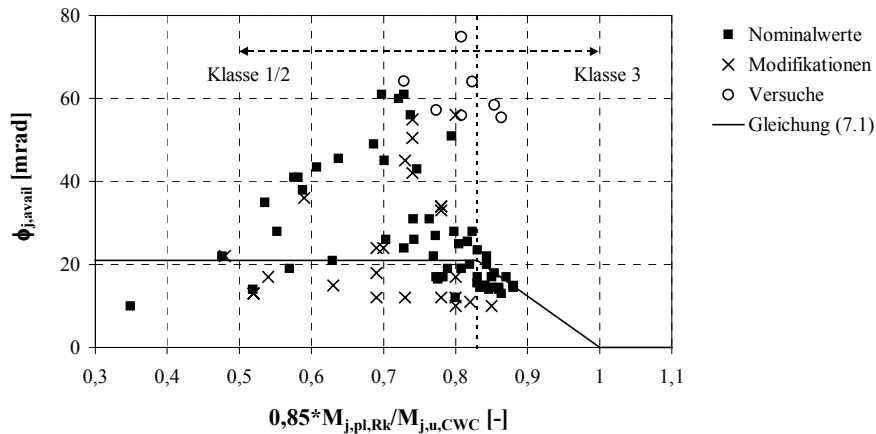


Bild 7.3: Graphische Darstellung des Grenzwerts der vorhandenen Rotationskapazität

### 7.3.3 Der Teilsicherheitsbeiwert der vorhandenen Rotationskapazität

Für die Angabe eines Teilsicherheitsbeiwerts des Grenzwerts der vorhandenen Rotationskapazität ist ein anderer Ansatz als bei einer Tragfähigkeitsgleichung zu wählen. *Steenhuis et al. (2000b)* formulieren ein Verfahren zur Ableitung eines Teilsicherheitsbeiwerts für die Duktilität nachgiebiger Knoten. Aktuelle Normen führen den Nachweis ausreichender Tragfähigkeit mit probabilistischen Verfahren der Stufe 1. Die um einen Teilsicherheitsbeiwert erhöhten charakteristischen Werte der Einwirkungen sind den um einen Teilsicherheitsbeiwert verminderten charakteristischen Werten der Widerstände gegenüberzustellen. Gleichung (7.2) bringt den Nachweis ausreichender Rotationskapazität in dieses Format:

$$\phi_{j,req} \leq \frac{\phi_{j,avail,R}}{\gamma_{M\phi}} \tag{7.2}$$

mit  $\gamma_{M\phi}$ : Teilsicherheitsbeiwert der vorhandenen Rotationskapazität

Dabei ist zu beachten, dass  $\phi_{j,req}$  mit den Bemessungswerten der Einwirkungen zu bestimmen ist, damit das Nachweisformat aktueller Vorschriften eingehalten wird. Für die Berechnung von  $\phi_{j,req}$  und  $\phi_{j,avail,R}$  sind charakteristische Werte bzw. Mittelwerte zu verwenden.

In Abwandlung zu sonst üblichen Konzepten basiert der Teilsicherheitsbeiwert der Knotenrotation auf einer probabilistischen Auswertung einer Systemgleichung. Die Trärgleichung des nachgiebig eingespannten Trägers nach Bild 7.1 b) gibt Gleichung (7.3) im Nachweisformat der Stufe 1 an, zunächst nur für Gleichgewichtsversagen als möglichen Versagensmodus.

$$\frac{q_{Sk} \cdot \gamma_F \cdot L_b^2}{8} \leq \frac{M_{b,pl,Rk}}{\gamma_{Mb}} + \frac{M_{j,pl,Rk}}{\gamma_{Mj}} \tag{7.3}$$

mit  $q_{Sk}$ : charakteristischer Wert der Gleichstreckenlast im System  
 $\gamma_F$ : Teilsicherheitsbeiwert der Einwirkungen  
 $\gamma_{Mb}$ ;  $\gamma_{Mj}$ : Teilsicherheitsbeiwerte der Widerstände

Die Versagenswahrscheinlichkeit des Trägers für reines Gleichgewichtsversagen kann aus einer stochastischen Betrachtung von Gleichung (7.3) abgeleitet werden. Die Variablen  $q_{Sk}$ ,  $M_{b,pl,Rk}$  und  $M_{j,pl,Rk}$  unterliegen einer bestimmten Verteilungsfunktion. *Steenhuis et al. (2000b)*

verwenden aus Gründen der Vereinfachung eine Normalverteilung mit angenommenen Variationskoeffizienten von  $v_q = 0,3$ ,  $v_{M_b} = 0,1$  und  $v_{M_j} = 0,2$ . Für Versagen des Systems, also bei negativer Sicherheitsspanne

$$Z_{\text{eq}} = -\frac{q \cdot L_b^2}{8} + M_b + M_j < 0 \quad (7.4)$$

bestimmen sie den Sicherheitsindex  $\beta$  zu 5,68 und daraus die Versagenswahrscheinlichkeit zu  $P_{f,\text{eq}} = 6,75 \cdot 10^{-9}$ . Eine Umstellung von Gleichung (2.12) führt zu einer Formulierung der Trägergleichung, die ein Versagen infolge nicht ausreichender Rotationskapazität berücksichtigt. Ein Versagen tritt ein, wenn die Sicherheitsspanne

$$Z_{\text{rot}} = -\frac{q \cdot L_b^2}{12} + M_j + \phi_j \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{2 \cdot EJ_b}{L_b} < 0 \quad (7.5)$$

ist. Die graphische Darstellung von Gleichung (7.5) ist in Bild 7.4 in das idealisierte Momenten-Rotationsdiagramm des Knotens eingezeichnet. Diese Darstellungsweise findet sich oft in der Literatur; Gleichung (7.5) enthält aber noch einen Faktor  $\frac{1}{2}$  zur Abschätzung des Einflusses plastischer Zonen.

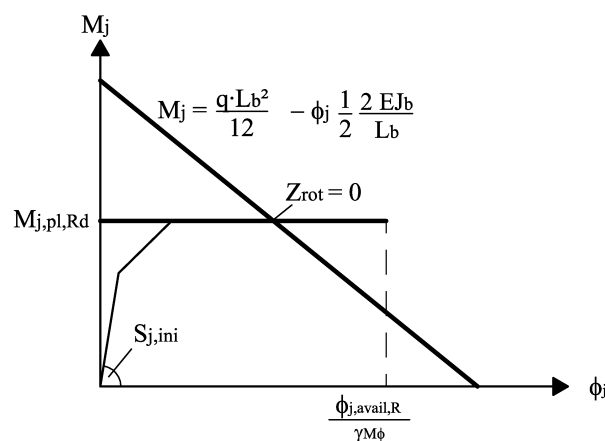


Bild 7.4: Graphische Darstellung der Trägergleichung im Momenten-Rotationsdiagramm

Im Nachweisformat der Stufe 1 ist  $\phi_j$  durch die vorhandene Rotationskapazität, abgemindert um den Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_{M_\phi}$  zu substituieren.

$$\frac{q_{Sk} \cdot \gamma_F \cdot L_b^2}{12} \leq \frac{\phi_{j,\text{avail,R}}}{\gamma_{M_\phi}} \cdot \frac{EJ_b}{L_b} + \frac{M_{j,\text{pl,Rk}}}{\gamma_{M_j}} \quad (7.6)$$

Als neue stochastische Variable gegenüber Gleichung (7.3) kommt nun  $\phi_{j,\text{avail,R}}$  hinzu. **Steenhuis et al. (2000b)** nehmen den Variationskoeffizient von  $\phi_{j,\text{avail,R}}$  zu  $v_{\phi_j} = 0,2$  an. Der Grundgedanke zur Herleitung des Teilsicherheitsbeiwerts  $\gamma_{M_\phi}$  besteht nun darin den Anstieg der Versagenswahrscheinlichkeit  $\Delta P_{f,\text{rel}}$  des Systems bei Berücksichtigung eines Versagens infolge nicht ausreichender Rotationskapazität gegenüber einem ausschließlichen Gleichgewichtsversagen in Abhängigkeit der Größe von  $\gamma_{M_\phi}$  anzugeben. Bild 7.5 fasst die Ergebnisse dieser Untersuchung zusammen. Auf Grundlage eines Verfahrens von **Ditlevsen (1979)** können für Systemversagen, das Gleichgewichts- und Rotationsversagen einschließt, eine obere und

eine untere Grenze für die Versagenswahrscheinlichkeit angegeben werden. Der obere Grenzwert liegt nahe an der Summe der Einzelversagenswahrscheinlichkeiten für Gleichgewichtsversagen  $P_{f,eq}$  und Versagen durch nicht ausreichende Rotationskapazität  $P_{f,rot}$ .

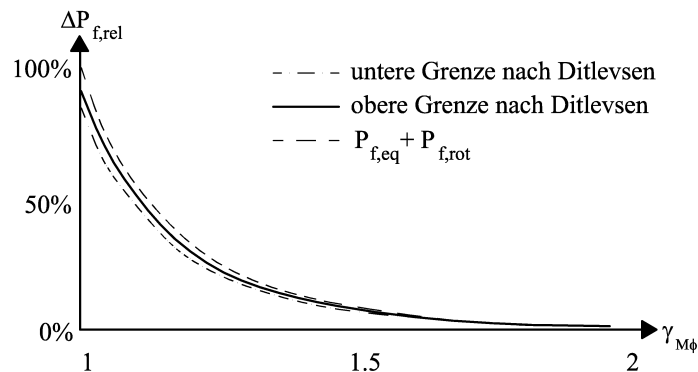


Bild 7.5: Erhöhung der Versagenswahrscheinlichkeit eines nachgiebig eingespannten Trägers in Abhängigkeit des Sicherheitsbeiwerts der vorhandenen Rotationskapazität nach **Steenhuis et al. (2000b)**

Eine erhöhte Versagenswahrscheinlichkeit des Trägers nach Bild 7.1 b) kann folglich für einen Sicherheitsbeiwert  $\gamma_{M\phi}$  nahe 2 ausgeschlossen werden.

*Anmerkung:* Die Herleitung des Sicherheitsbeiwerts in Bild 7.5 basiert auf vereinfachten Annahmen. Insbesondere die Absicherung der statistischen Beschreibung der stochastischen Variablen steht noch aus. Der angenommene Variationskoeffizient von  $v_{\phi_j} = 0,2$  erfasst die Streuung der vorhandenen Rotationen um den festgelegten Grenzwert bei Überfestigkeiten und Geometrieabweichungen. Die Parameterstudie in Kapitel 6 liefert eine zu geringe Grundgesamtheit einer Stichprobe für eine Absicherung von  $v_{\phi_j}$ . Der Einfluss des Faktors  $\frac{1}{2}$  in Gleichung (7.5) ist im Verfahren von **Steenhuis et al. (2000b)** und damit in Bild 7.5 nicht enthalten.

## 7.4 Bemessungsverfahren

Die Einführung eines Sicherkonzepts für den Grenzwert der vorhandenen Rotationskapazität ermöglicht eine plastische Bemessung des nachgiebig eingespannten Trägers nach Bild 7.1 b). Die Bemessung ist in einen von **Weynand (1997a)** angegebenen Bemessungsablauf eingebunden, der nachgiebige Knoten im Tragsystem erfasst. Bild 7.8 stellt den Bemessungsablauf vor, geht im Einzelnen aber nur auf die plastische Bemessung und den Nachweis des Trägers ein.

**Diskretisierung:** Die Diskretisierung des Tragsystems ist in Zusammenhang mit Bild 7.1 beschrieben. Die Isolierung des Trägers erfolgt unter der Annahme erster plastischer Fließgelenke an der Stütze. Der Träger der Länge  $L_b$  als Abstand zwischen den Stützaußenkanten und der Steifigkeit  $EJ_b$  ist über Drehfedern am Punkt L in die Stütze eingespannt. Die Momenten-Rotationsbeziehung der Feder entspricht bei plastischer Bemessung der Kurve aus Bild 7.2. Die charakterisierenden Kenngrößen sind das plastische Bemessungsmoment des Knotens  $M_{j,pl,Rd}$  und der um einen Teilsicherheitsbeiwert abgeminderte Grenzwert der vorhandenen Rotationskapazität  $\phi_{j,avail,R}/\gamma_{M\phi}$ . Für die Bestimmung der Momenten-Rotationskurve ist die Größe der Stützennormalkraft  $N_{c,Sd}$  aus den Einwirkungen der über dem zu bemessenden Träger liegenden Stockwerke sinnvoll abzuschätzen. Die Querkraft des Riegels, die ebenfalls Einfluss auf die Momenten-Rotationskurve hat, resultiert aus den einwirkenden Lasten  $q_{Sd}$  des zu bemessenden Trägers.

**Vorbemessung:** Die Profilquerschnitte der Stützen und Riegel sind zunächst auch nach der Erfahrung des Ingenieurs vorzubemessen. Der Anschluss kann mit den von *Sedlacek et al. (2000a)* erstellten „Typisierten Anschlüssen“ vordimensioniert werden. Diese berücksichtigen auch nachgiebige Knoten. Die hier vorgegebenen Schraubengrößen sollten bei plastischen Verfahren gegenüber der statisch erforderlichen um eine Schraubengröße erhöht werden. Dies vermindert die Wahrscheinlichkeit eines spröden Versagens der Schrauben und eines Versagenswechsels zugunsten eines Versagens im Modus 3 bzw. im Folgemodus 3.

**Klassifizierung:** Die Einhaltung der grenz b/t-Verhältnisse sichert ausreichende Duktilität der Profile, für den Fall eines ersten Fließgelenks im Träger. Europäische Walzprofile erfüllen i. d. Regel diese Anforderungen.

**Berechnung der Anschlusscharakteristik:** Für den Knoten ist zunächst das plastische Bemessungsmoment zu bestimmen. Gleichung (2.7) greift auf die Ermittlung der plastischen charakteristischen Grenztragfähigkeiten der Komponenten in den Kapiteln 3 und 4 zurück. Der Hebelarm  $z$  am Knoten ist in Kapitel 2.3.5 angegeben. Der Bemessungswert des plastischen Knotenmoments resultiert aus der um  $\gamma_{Mj}$  abgeminderten charakteristischen Momententragfähigkeit. In Abwandlung zu *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* geht der Sicherheitsfaktor damit erst auf Knotenebene und nicht auf Komponentenebene ein. Für den gesamten Knoten liegt folglich eine einheitliche Sicherheit vor.

Die Angabe des Grenzwerts der vorhandenen Rotationskapazität nach Gleichung (7.1) verlangt die Berechnung des aus der Traglast der Komponente „Stützensteg auf Druck“ resultierenden Knotenmoments  $M_{j,u,CWC}$ . Durch Verwendung des „modifizierten Innsbrucker Komponentenmodells“ wird auch das Duktilitätsvermögen der Riegelzone beim Rotationsnachweis erfasst.

Für ein mögliches Versagen der Riegelzone wird ein modifizierter grenz b/t Nachweis geführt. Nachfolgend sind die Hintergründe dargestellt. Bild 7.6 a) zeigt zunächst die Situation am reinen Träger. Die Momentennullpunkte trennen Durchlaufträger in 3-Punkt-Biegeträger. Der Stützbereich der Durchlaufträger wird durch „auf dem Kopf stehende“ Einfeldträger abgebildet. Für das erste Fließgelenk im Träger ist ausreichende Rotationskapazität zur Ausbildung einer kinematischen Kette sicherzustellen. Der Nachweis der Rotationskapazität wird in den Momentennullpunkten geführt. Die aus einer Systemberechnung ermittelten erforderlichen Rotationen werden der vorhandenen Rotationskapazität gegenübergestellt. Letztere wird an Einfeldträgern unter mittlerer Einzellast im Versuch oder Modell bestimmt (vgl. *Kuhlmann (1986)*, *Spangemacher (1992)*, *Feldmann (1994)*). Die zugehörige Momenten-Rotationskurve zeigt Bild 2.22 a).

Eine durchlaufende Stütze zerlegt den negativen Momentenbereich eines Durchlaufträgers in zwei halbe Träger, vgl. Bild 7.6 b). Die Fließgelenkbildung im „auf dem Kopf stehenden“ Träger entspricht je einem Fließgelenk in der rechten und linken Riegelzone des Knotens. Ein Nachweis ausreichender Rotationskapazität dieser Zonen sichert den Rotationsnachweis am Knoten, wenn dieser Systemteil zuerst durchplastiziert und somit die Momenten-Rotationskurve des Knotens maßgebend wird.

Die Spannungsverläufe im Träger in der Riegelzone unterscheiden sich von denen im ungestörten Trägerbereich. Der Druckflansch erfährt eine Lasteinschnürung zum Stützensteg hin. Die volle Breite im grenz b/t Nachweis darf angesetzt werden, wenn  $b_{\text{eff},c,fb}$  nach Gleichung (3.53) größer oder gleich der Trägerflanschbreite ist. Andernfalls ist die vorhandene Breite  $b$  auf  $b_{\text{eff},c,fb}$  abzumindern und der grenz b/t Nachweis mit einer reduzierten Flanschbreite zu führen. Im Zugbereich des Knotens lagern sich insbesondere bei einreihig geschraubten Knoten

die Zugspannungen z.T. aus dem Flansch in den Riegelsteg um, da eine Abtragung der Zugkräfte über die Schrauben erfolgt. Bei Erreichen des plastischen Grenzmomentes kann aber von einem voll geflossenen Querschnitt ausgegangen werden. Der grenz d/t Nachweis des Stegs entspricht damit dem Nachweis nach **DIN V ENV 1993-1-1: Eurocode 3 (1993)** für ungestörte Trägerbereiche.

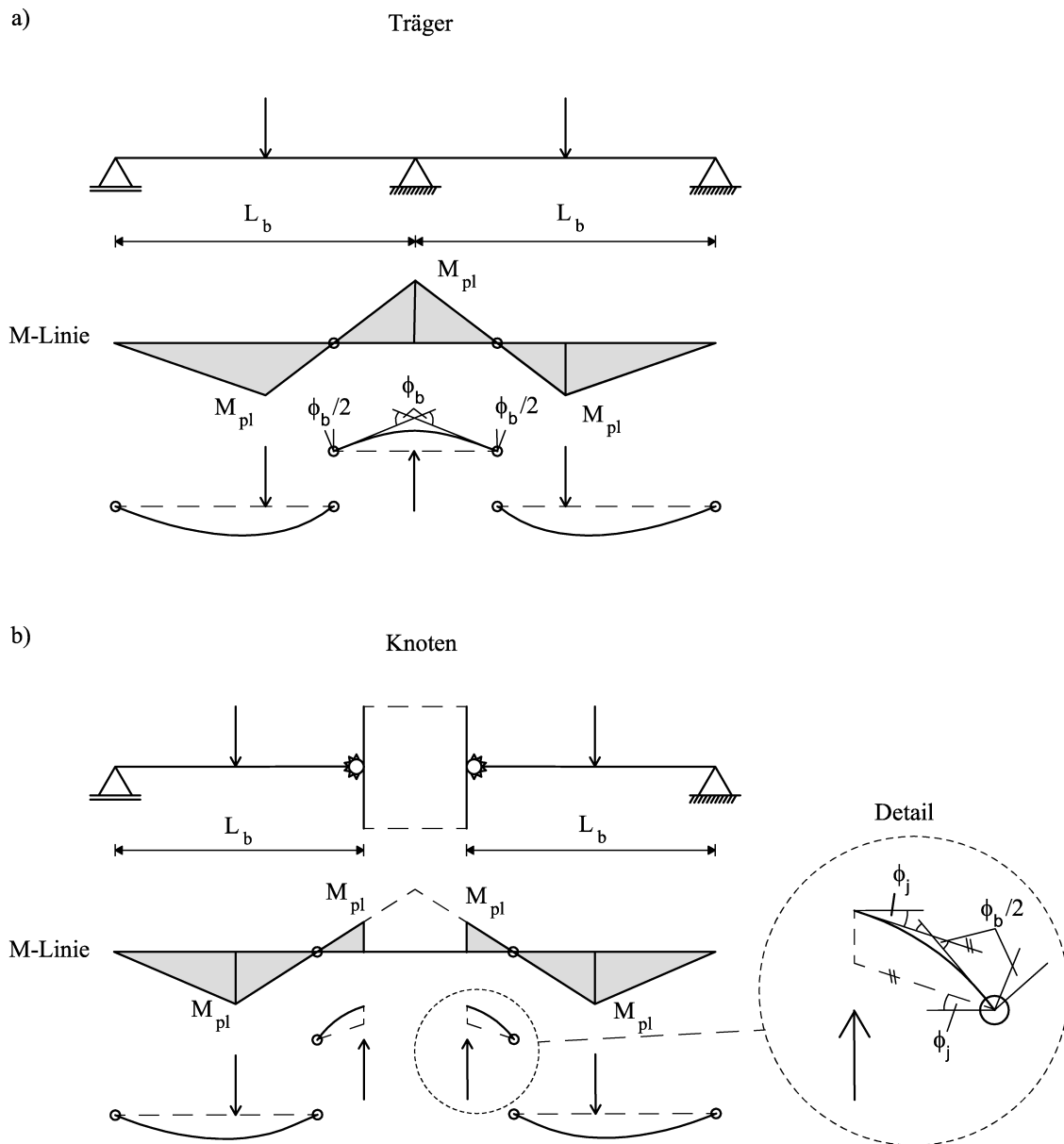


Bild 7.6: Zerlegung eines Durchlaufträgers in 3-Punkt-Biegeträger

Die Riegelzone ist entsprechend ihrer ungünstigsten Klassifizierung einzustufen. Ohne eigenen Rotationsnachweis bei plastischen Verfahren muss die Riegelzone Querschnittsklasse 1 entsprechen. Damit sind folgende Grenzwerte auch beim modifizierten Nachweis einzuhalten:

$$\text{Steg: vorh } \frac{d_{wb}}{t_{wb}} \leq 72 \cdot \sqrt{235 / f_{y,b}} \tag{7.7}$$

$$\text{Flansch: vorh } \frac{\min(b_{\text{eff,c,fb}}; b_{fb}) / 2}{t_{fb}} \leq 10 \cdot \sqrt{235 / f_{y,b}} \tag{7.8}$$

Das Klassifizierungsverfahren setzt voraus, dass sowohl das maßgebende plastische Grenzmoment als auch das maßgebende Tragmoment der Riegelzone zuzuordnen sind. Versagt eine Komponente in der Lasteinleitungs- oder Anschlusszone des Knotens, so deckt der Grenzwert der vorhandenen Rotationskapazität nach Gleichung (7.1) diesen Fall ab, unabhängig davon, ob sich eine Plastizierung zuerst in der Lasteinleitungs- oder Anschlusszone oder der Riegelzone einstellt. Zu klären ist damit noch der Fall eines maßgebenden Tragmoments aus der Riegelzone, wenn gleichzeitig das plastische Grenzmoment aus einer Komponente der Lasteinleitungs- oder Anschlusszone des Knotens resultiert.

**Petersen (1993)** trägt für Riegelprofile die vorhandenen Rotationen bei Erreichen des Tragmomentes über einem Faktor  $\alpha_2$  auf. Bild 7.7 zeigt, dass für alle durchgeführten Versuche die vorhandenen Rotationen mindestens 21 mrad betragen, i. d. Regel aber deutlich höher liegen. Insbesondere für Klasse 1 Profile erreichen die vorhandenen Rotationen hohe Werte. Damit ist der Grenzwert der vorhandenen Rotationskapazität nach Gleichung (7.1) auch für den Fall einer Plastizierung im eigentlichen Knotenbereich bei maßgebender Riegelzone gültig, wenn eine Einstufung der Riegelprofile in Klasse 1 gewährleistet ist. Gleichsam ist eine vorhandene Rotationskapazität von 21 mrad bei einem Versagenswechsel zugunsten der Riegelzone garantiert. Ein Versagenswechsel von der Riegelzone zugunsten einer versagenden Komponente in der Lasteinleitungs- oder Anschlusszone des Knotens ist durch den zu führenden Nachweis nach Gleichung (7.1) abgedeckt.

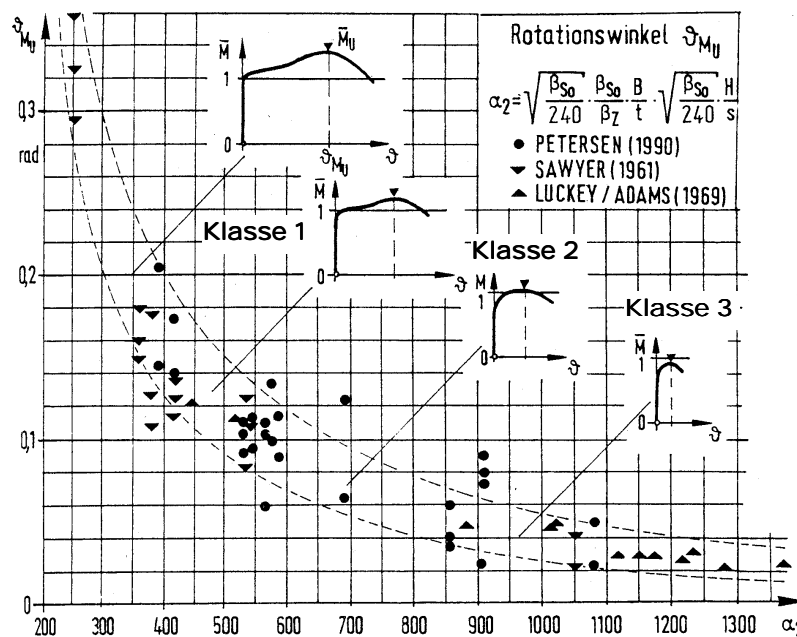


Bild 7.7: Rotationen am Träger bei Erreichen des Tragmoments (aus **Petersen (1993)**)

Vor der Tragwerksberechnung ist zu überprüfen, nach welchem Verfahren das System bemessen werden kann.

Tritt bei mindestens einer Komponente ein Versagen im Modus 3 ein, so besitzt diese Komponente nur noch ein sehr geringes Duktilitätsvermögen. Untersuchungen von **Steurer (1996)** haben ergeben, dass das Versagen von Stahlbauschrauben mit Schaft nach **DIN 6914 (1989)** bei einer Schraubenlänge in der Größenordnung von 2 bis 3 mm eintritt.

Die geringe Duktilität einer Schraubenreihe bei Versagen einer zugehörigen Komponente im Modus 3 verhindert die Plastizierung der zweiten Schraubenreihe bei zweireihig geschraubten



Knoten. Eine innere Schnittgrößenumlagerung im Zugbereich des Knotens kann dann nicht stattfinden, so dass sich am Knoten kein Fließgelenk ausbilden kann, wenn eine Komponente im Modus 3 versagt. In diesem Fall sind Knoten in Klasse 3 (vgl. Kapitel 7.5) einzuordnen und mit elastischen Verfahren zu bemessen. Auf der sicheren Seite werden auch einreihig geschraubte Knoten bei Versagen einer Komponente im Modus 3 in Klasse 3 eingeordnet

Eine Einordnung in Klasse 3 ist ebenfalls dann erforderlich, wenn die Riegelzone des Knotens einem Klasse 3 Querschnitt entspricht. Für Riegelzonen der Klasse 2 ohne Modus 3 Versagen der T-Stummel kann sich zwar ein Fließgelenk am Knoten ausbilden, ein Umlagerungsvermögen des Knotens ist aber nicht sichergestellt. Das System ist elastisch zu berechnen, dabei darf die volle plastische Beanspruchbarkeit des Knotens in Ansatz gebracht werden. Für alle anderen Fälle bestimmt sich die vorhandene Rotationskapazität nach Gleichung (7.1).

**Wahl des Berechnungsverfahrens:** An dieser Stelle wird nur die Berechnung mit plastischen Verfahren dargestellt. Wegen der Unverschieblichkeit der Rahmen treten keine nennenswerten Effekte aus Theorie 2. Ordnung auf. Die Träger werden nach Theorie 1. Ordnung berechnet, für die Stützen kann das Ersatzstabverfahren angewandt werden.

**Tragwerksberechnung und Nachweis der Bauteile:** Nach Ausbildung von Fließgelenken an der Stütze können zwei verschiedene Grenzzustände auftreten (vgl. *ÖSTV* und *SZS (1987)*):

- Eine vollständige kinematische Kette wird erreicht, d.h. auch im Feld bildet sich ein Fließgelenk aus.
- Die vorhandene Rotationskapazität am Knoten ist begrenzt, so dass der Träger im Feld seine plastische Querschnittstragfähigkeit nicht erreichen kann. Eine vollständige kinematische Kette bildet sich nicht aus.

Bei identischen plastischen Knotenmomenten rechts und links des Trägers bestimmt Gleichung (7.9) die Grenzlast des Systems.

$$q_{Sd} \leq \frac{8}{L_b^2} \cdot [M_{j,pl,Rd} + M_{sag}] \quad (7.9)$$

mit  $q_{Sd}$ : Bemessungswert der Gleichstreckenlast im System  
 $M_{sag}$ : maximales Feldmoment

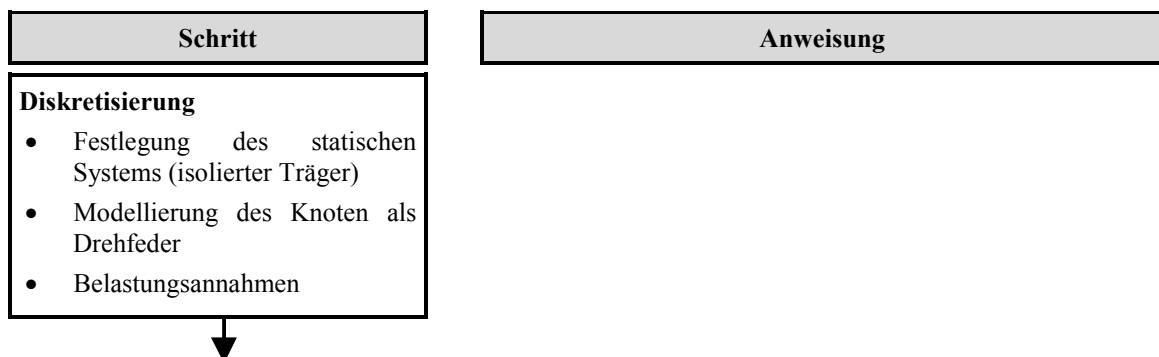


Bild 7.8: Bemessungsverfahren des nachgiebig eingespannten Trägers für eine plastische Bemessung

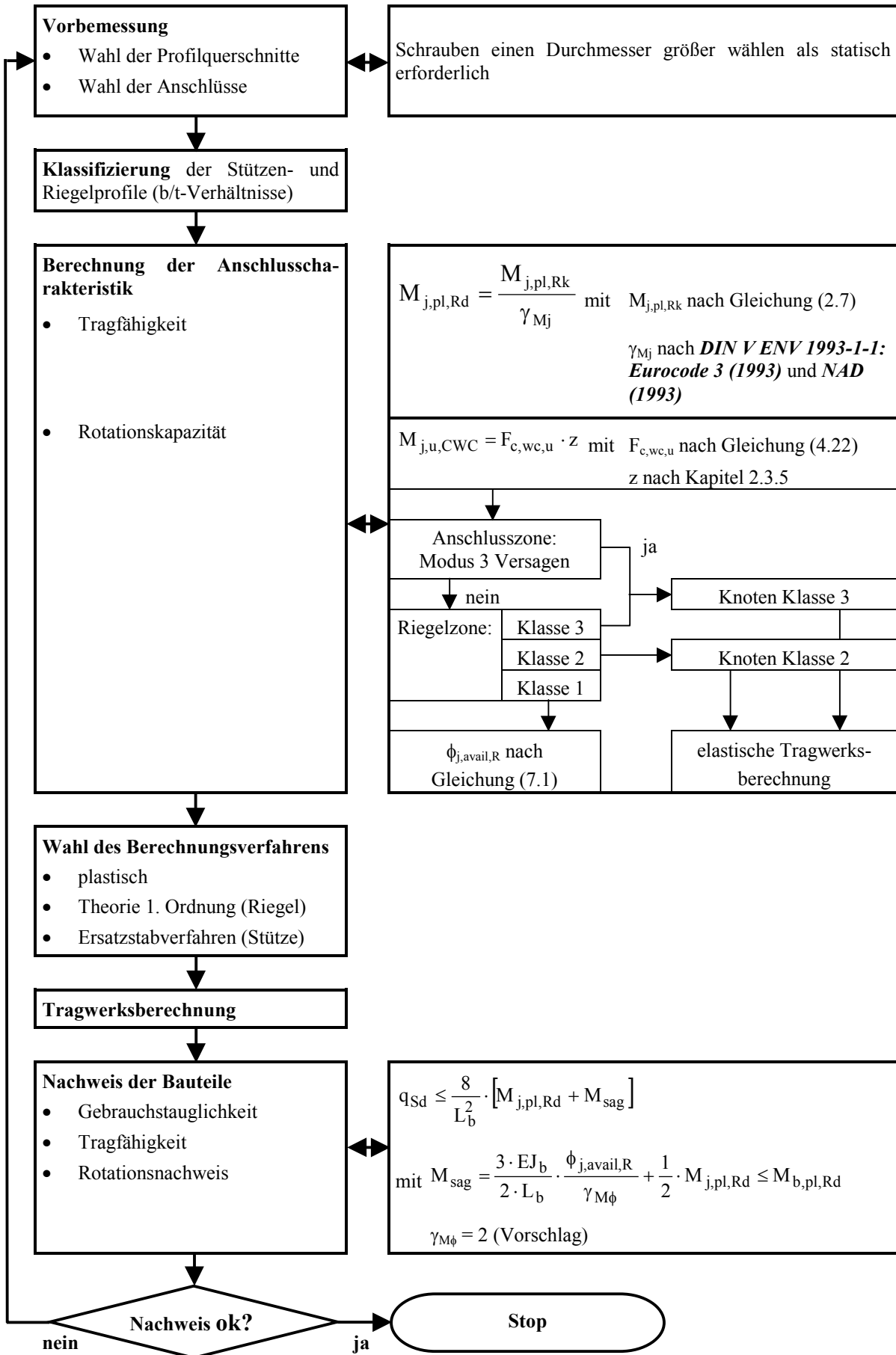


Bild 7.8 (Fortsetzung): Bemessungsverfahren des nachgiebig eingespannten Trägers für eine plastische Bemessung

Löst man Gleichung (7.6) nach  $q_{sd}$  auf, leitet sich aus einem Vergleich mit Gleichung (7.9) die Größe des Feldmomentes  $M_{sag}$  bei einer Rotationsbegrenzung der Knoten ab. Für eine ausreichend große Rotationskapazität kann das maximale Feldmoment höchstens den Wert der plastischen Grenztragfähigkeit des Riegelquerschnitts  $M_{b,pl,Rd}$  annehmen. Der Nachweis der Rotationskapazität ist damit implizit im Tragfähigkeitsnachweis enthalten.

## 7.5 Knotenklassifizierung

Eine Klassifizierung der Knoten hinsichtlich ihres Duktilitätsverhaltens gibt Aufschluss über ihre Anwendbarkeit in plastischen Bemessungsverfahren. Nur Knoten mit einem ausreichenden Umlagerungsvermögen lassen eine wirtschaftliche Tragwerksausführung zu (vgl. Kapitel 1.2.2).

**Huber (1999)** präzisiert die Bedingungen, die wirtschaftliche Knoten erfüllen sollen, in dem er zwei wesentliche Kriterien nennt:

- Wirtschaftliche Knoten ermöglichen eine innere Schnittgrößenumlagerung im Knoten selbst, so dass alle Komponenten bis zu ihrer Grenztragfähigkeit ausgenutzt werden können.
- Wirtschaftliche Knoten verfügen über eine ausreichende Rotationskapazität zur Schnittgrößenumlagerung im statischen System.

Diese Kriterien korrespondieren mit einem von **Jaspart et al. (1996)** angegebenen Klassifizierungssystem für Knoten, das dem für Träger nach **DIN V ENV 1993-1-1: Eurocode 3 (1993)** angepasst ist:

- **Klasse 1** Knoten erreichen ihre plastische Bemessungstragfähigkeit und verfügen über ausreichend Rotationsvermögen zur Schnittgrößenumlagerung im System.
- **Klasse 2** Knoten verfügen über ein begrenztes Rotationsvermögen, das zwar eine Plastizierung des Knotens ermöglicht, aber eine Schnittgrößenumlagerung im System verhindert.
- **Klasse 3** Knoten versagen infolge Stabilitätsverlust oder sprödem Versagen einer Komponente, eine vollständige Schnittgrößenumlagerung im Knoten ist nicht möglich, so dass der Knoten bei Versagen nicht vollständig plastiziert ist.

Bild 7.8 gibt Bedingungen an, die Knoten erfüllen müssen um in Klasse 1 oder 2 eingeordnet zu werden. Insbesondere das spröde Versagen (im Modus 3) einer Knotenkomponente schließt den Knoten aus Klasse 1 oder 2 aus. Für Stabilitätsverlust im elastischen oder teilplastischen Bereich muss ein Knoten ebenfalls in Klasse 3 eingeordnet werden. Dies ist dann gegeben, wenn folgende Bedingung erfüllt ist:

$$\frac{M_{j,pl,Rk}}{M_{j,u}} > 1,0 \quad (7.10)$$

Da im Nachweisverfahren mit  $M_{j,u,CWC}$  eine andere Bezugsgröße für  $M_{j,pl,Rk}$  gewählt wurde ist zu klären, wie unter Ansatz von  $M_{j,u,CWC}$  eine Bedingung für Klasse 3 Knoten formuliert werden kann. Dabei sind zwei Fälle zu unterscheiden. Im ersten Fall entspricht die Bezugsgröße  $M_{j,u,CWC}$  dem wirklichen Knotenmoment  $M_{j,u}$ . Der Knoten versagt entsprechend durch Beulen des Stützenstegs.  $M_{j,u}$  kann in Gleichung (7.10) durch  $M_{j,u,CWC}$  ersetzt werden. Im zweiten Fall versagt der Knoten nicht durch Stegbeulen. Die Traglast der dann maßgebenden Komponente ist in diesem Fall kleiner als die Traglast der Komponente „Stützensteg auf Druck“. Entsprechend ist das reale Tragmoment kleiner als das Bezugsmoment  $M_{j,u,CWC}$ . Da für eine nicht

unter Stegbeulen versagende Komponente die plastische Grenztragfähigkeit immer unterhalb der Komponententraglast liegt, überschreitet das reale Moment das plastische Grenzmoment des Knotens. Der Knoten ist damit Klasse 1 oder 2 zuzuordnen, wenn ausgeschlossen werden kann, dass ein Versagen am Knoten im Modus 3 eintritt. Ein in Klasse 1 oder 2 einzuordnender Knoten liegt also dann vor, wenn  $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u,CWC}$  kleiner 1,0 ist. Damit kann anstelle von Gleichung (7.10) die Bedingung

$$\frac{M_{j,pl,Rk}}{M_{j,u,CWC}} > 1,0 \quad (7.11)$$

als hinreichend für die Einordnung eines Knotens in Klasse 3 angesehen werden. Multiplikation beider Seiten von Gleichung (7.11) mit dem Faktor 0,85 stellt die Bedingung eines Klasse 3 Knotens in Abhängigkeit des reduzierten plastischen Grenzmoments dar:

$$0,85 \cdot \frac{M_{j,pl,Rk}}{M_{j,u,CWC}} > 0,85 \quad (7.12)$$

Auf der sicheren Seite kann entsprechend Bild 7.3 der Faktor 0,85 der rechten Seite in Gleichung (7.12) durch 0,83 ersetzt werden. Die Datenpunkte in Bild 7.3 mit  $0,85 \cdot M_{j,pl,Rk}/M_{j,u,CWC}$  kleiner 0,85 gehören zu Knoten der Klasse 1 oder 2, wenn kein Versagen im Modus 3 eintritt und die Riegelzone Klasse 1 bzw. Klasse 2 entspricht. Die rechts der gestrichelten Linie liegenden Datenpunkte gehören zu Knoten, die zwar über eine vorhandene Rotationskapazität größer null verfügen, allerdings nur unter Ansatz eines verminderten plastischen Bemessungsmoments. Diese Knoten werden Klasse 3 zugeordnet, da sie entsprechend der Definition von *Jaspart et al. (1996)* ihr volles plastisches Grenzmoment nicht erreichen. Der zugehörige Grenzwert der vorhandenen Rotationskapazität wird durch die Regressionsgerade in Gleichung (7.1) beschrieben.

Klasse 2 Knoten besitzen ein plastisches Grenzmoment, das dem Tragmoment des Knotens entspricht. Das Rotationsvermögen des Knotens reicht zur Plastizierung des Knotens, eine Schnittgrößenumlagerung ist aber nicht möglich. Bei Stegdruckversagen plastiziert der Knoten dann unter Beullast; bei Zugversagen verfügen die Komponenten im Zugbereich nur über einen sehr geringen Verfestigungsbereich, ein Versagen der Riegelzone bedingt eine Einordnung des entsprechenden Trägerbereichs in Klasse 2.

Klasse 1 Knoten besitzen bei Versagen der Riegelzone ausreichend Umlagerungsvermögen, so dass sich eine kinematische Kette im System ausbilden kann. Für Versagen im eigentlichen Knotenbereich ist dann ausreichend Umlagerungsvermögen für eine Einordnung des Knotens in Klasse 1 vorhanden, wenn  $M_{sag}$  entsprechend Bild 7.8 dem plastischen Querschnittsmoment des Trägers  $M_{b,pl,Rd}$  entspricht.

## 8 Zusammenfassung und Ausblick

### 8.1 Zusammenfassung

Plastische Bemessungsverfahren von Tragwerken erfordern einen zweigeteilten Nachweis. Ausreichende Tragfähigkeit im Gesamtsystem ist sicherzustellen und die sich zuerst bildenden Fließgelenke müssen ausreichend Rotationsvermögen besitzen, damit sich eine vollständige kinematische Kette ausbilden kann. Systeme mit nachgiebigen Knoten unterscheiden sich von traditionellen Systemen dahingehend, dass sich die ersten Fließgelenke i. d. Regel im Knoten ausbilden und folglich der Rotationsnachweis im Knoten zu führen ist. Die Aufgabenstellung der Arbeit bestand darin ein Verfahren für den Nachweis ausreichender Rotationskapazität nachgiebiger Knoten bei plastischer Bemessung des Tragsystems zu entwickeln.

*ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* gibt die Momenten-Rotationsbeziehung der Knoten nur bis zu ihrer plastischen Grenztragfähigkeit an. Zunächst musste die Momenten-Rotationsbeziehung um ihre postkritischen bzw. verfestigenden Bereiche erweitert werden. Als mechanisches Modell zur Herleitung der vollständigen Momenten-Rotationskurve diente das „Innsbrucker Komponentenmodell“, das einen Knoten in einen Zug- und Druckbereich bzw. eine Lasteinleitungs- und Anschlusszone unterteilt. Für die durch diese Systematik identifizierten Knotenkomponenten wurden Modelle entwickelt, die eine vollständige Beschreibung der Komponentenlast-Verformungskurven in multilinearer Form ermöglichten. Eine Absicherung der aus ihrem Zusammenwirken resultierenden Momenten-Rotationskurve erfolgte an Knotenversuchen. Eigene Knotenversuche hatten als Hauptparameter eine Normalkraft in der Stütze. Alle Versuchskörper versagten in der Stegdruckzone. Die Modellbildung dieser Komponente bildete einen Schwerpunkt der Arbeit. Eigene Komponentenversuche gaben Aufschluss über das postkritische Verhalten der Komponente „Stützensteg auf Druck“ nach Erreichen der Beullast im Steg. Die Beschreibung des instabilen Kurvenbereichs erfolgte anhand eines Fließlinienmodells.

Das Tragverhalten der Komponente „Stützensteg auf Druck“ dominiert das Versagen eines Großteils der geschweißten Knoten und der geschraubten Knoten mit zwei Schraubenreihen unter Zugbeanspruchung. Dies zeigte eine Parameterstudie zur vorhandenen Knotenduktilität von nachgiebigen Knoten. Bei geschraubten Knoten mit einer Schraubenreihe unter Zugbeanspruchung kam es vornehmlich zum Versagen im Zugbereich des Knotens. Auf Grundlage der unter Ansatz nomineller Werte erzielten Rechenergebnisse wurde ein Grenzwert der vorhandenen Rotationskapazität festgelegt. Damit kann die plastische Bemessung eines Tragsystems auch unter Berücksichtigung der Fließgelenkbildung in nachgiebigen Knoten erfolgen. Der Einfluss von Abweichungen der Festigkeiten und Geometrien von ihren Nominalwerten auf die Rotationskapazität nachgiebiger Knoten mit starrer Riegelzone wurde in der Parameterstudie aufgezeigt. Unter Annahme eines Variationskoeffizienten für die vorhandene Rotationskapazität konnte ein Teilsicherheitsbeiwert angegeben werden.

Die Modellbildung der den an den Knoten angrenzenden Riegel zugeordneten Komponenten erfolgte entsprechend der Konvention des *ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998)* bzw. des „Innsbrucker Komponentenmodells“ zunächst als ideal starr, ohne vorhandene Duktilitäten. Ein Versagen einer dieser Komponenten begrenzte in der Parameterstudie die vorhandene Rotationskapazität einiger Knoten auf geringe Werte. Zur Berücksichtigung des Duktilitätsvermögens des an den Knoten angrenzenden Riegels wurde daher eine Modifikation des „Innsbrucker Komponentenmodells“ mit einer eigenen Riegelzone vorgeschlagen. Der identi-

fizierten Momenten-Rotationsfeder der Riegelzone wurde die Momenten-Rotationsfeder eines 3-Punkt-Biegeträgers zugeordnet. Damit fließen im Bemessungsverfahren die Duktilitäten der Riegelzone ein. Ein am Knotenverhalten orientierter Grenz b/t-Nachweis gibt Aufschluss darüber, ob die Riegelzone das Umlagerungsvermögen des Knotens begrenzt.

Die Untersuchungen ermöglichten schließlich die Angabe eines plastischen Bemessungsverfahrens für die Riegel unverschieblicher Rahmentragwerke bei Berücksichtigung des Rotationsvermögens der Knoten. Die Arbeit endet mit der Vorstellung eines Konzepts zur Klassifizierung der Knoten hinsichtlich ihrer Duktilität auf Grundlage der Untersuchungen.

## 8.2 Ausblick

Die Vielzahl an baupraktischen Knotenkonfigurationen sowie an System- und Knotenparametern verlangte eine Beschränkung auf die Lösung grundlegender Fragestellungen. Die Verwendung der Komponentenmethode als Konzept zur mechanischen Beschreibung nachgiebiger Knoten auch für Fragen der Duktilität bietet den Vorteil der Weiterverwendung der erzielten Ergebnisse bei anschließenden Problemstellungen.

Die Arbeit stellt ein grundlegendes Konzept zur Bestimmung der vorhandenen Knotenrotationen nachgiebiger Knoten vor. Während schwerpunktmäßig ein Stegdruckversagen des Knotens modelliert und untersucht wurde, dienten Modelle der Literatur zur Angabe des Duktilitätsvermögens im Zugbereich des Knotens. Verbesserte Modelle für das Verformungsverhalten der T-Stummel sollten eine Abgrenzung der hochduktilen Versagensmodi 1-1 und 2-1 gegenüber den übrigen Versagensmodi ermöglichen, so dass bei planmäßigem Zugversagen der Knoten oder einem Versagenswechsel ausreichend Duktilitätsvermögen vorhanden ist. Eine exemplarische Vorstellung der Untersuchungen an Schrauben von *Steurer (1996) (1999)* zeigte das grundlegend vorhandene Duktilitätspotential dieser Verbindungsmittel auf. Zukünftige Bemessungskonzepte für duktile Knoten könnten davon profitieren, in dem duktile Schrauben entsprechend *DIN 933 (1987)* zum Einsatz kommen.

Die Ergebnisse der vorliegenden Arbeit, insbesondere die Beschreibung des Tragverhaltens der Lasteinleitungszone, können auf Profile der Reihe HEM ausgedehnt werden. Deren große Stegdicke lässt ein Versagen in der Anschlusszone vermuten, so dass das Duktilitätsvermögen entsprechender Knoten vornehmlich aus dieser Zone herrührt. Eine Weiterentwicklung der Modellbildung in der Anschlusszone hätte den Vorteil, dass dann das Duktilitätsvermögen von Knoten mit Stützenprofilen der Reihe HEM angegeben werden könnte.

Für reine Stahlknoten bleibt schließlich noch die Untersuchung des Duktilitätsvermögens von Randknoten oder Knoten mit einem unterschiedlichen Randmomentenverhältnis offen. Die Komponente „Stützensteg auf Schub“ wird in diesen Fällen aktiviert. Entsprechend bisheriger Untersuchungen gilt sie als sehr duktil. Für eine Schubwirkung am Knoten sind die Duktilitätsmodelle der Lasteinleitungszone, insbesondere das Fließlinienmodell der Komponente „Stützensteg auf Druck“ entsprechend zu modifizieren.

Moderne Tragwerke des allgemeinen Hochbaus werden meist als Verbundkonstruktionen ausgeführt. Die Modellbildung der Verbundknoten baut auf den Ergebnissen des reinen Stahlbaus auf. Dies gilt insbesondere für das Konzept der Komponentenmethode. Die Last-Verformungskurven der Stahlknotenkomponenten können auch unter Berücksichtigung ihrer postkritischen und verfestigenden Bereiche bei Verbundknoten weiterverwendet werden. Zu

ergänzen sind lediglich die Komponenten „Betonplatte auf Zug“ und „Schlupf in der Verbundfuge des Trägers“.

Auf Systemebene ist insbesondere der Einfluss von Fließzonen zu erfassen. Als Endergebnis aller Untersuchungen könnten einfache „deemed-to-satisfy“ Kriterien angegeben werden, die einen rechnerischen Nachweis ausreichender Knotenduktilität bei Einhaltung bestimmter Grenzwerte - entsprechend den  $g_{\text{renz}}$  b/t-Verhältnissen bei Trägern - überflüssig machen. Die Angabe einfacher Duktilitätskriterien würde außerdem den Entwurf duktiler Knoten unterstützen.

## Literaturverzeichnis

**Ahmed, I.; Kirby, P. (1996):**

Maximum Connection Rotation in Non-Sway Semi-rigid Frames. In: *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 40, No. 1, p. 1 - 15.

**Angerer, T. (1998):**

Untersuchungen des Verformungsvermögens nicht-ausgesteifter I-Profile im Druckeinleitungsbereich. Universität Innsbruck, Institut für Stahlbau und Holzbau, Diplomarbeit.

**Aribert, J.; Lachal, A. (1977):**

Étude élasto-plastique par analyse des contraintes de la compression locale sur l'âme d'un profilé. In: *Revue Construction Métallique*, n° 4, p. 51 - 66.

**Aribert, J.; Lachal, A.; Moheissen, M. (1990):**

Interaction du voilement et de la résistance plastique de l'âme d'un profilé laminé soumis à une double compression locale (nuance d'acier allant jusqu'à FeE 460). In: *Revue Construction Métallique*, n° 2, p. 3 - 23.

**Aribert, J.; Moheissen, M. (1991):**

Justification théorique d'une formulation nouvelle de la résistance en double compression locale d'un profilé en présence du voilement. In: *Revue Construction Métallique*, n° 4, p. 25 - 65.

**Aribert, J.; Lachal, A.; Dinga, O. (1999):**

Modélisation du comportement d'assemblages métalliques semi-rigides de type poutre-poteau boulonnés par platine d'extrémité. In: *Revue Construction Métallique*, n° 1, p. 25 - 46.

**Atamaz Sibai, W. (1991):**

Semi-rigid joint modelling for nonlinear analysis of flexible connected frames. Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne (EPFL), Thèse No 967.

**Badran, M. Z. (1995):**

Modelling of the connection zone on composite joints. Universität Innsbruck, Institut für Stahlbau und Holzbau, Dissertation.

**Bailey, C.; Moore, D. (1999):**

The influence of local and global forces on column design. Final Report of BRE Project PII Contract No. CC1494, Garston, Watford.

**Bijlaard, F. S. K. (1981):**

Requirements for Welded and Bolted Beam-to-Column Connections in Non-Sway Frames. In: Howlet, J. H.; Jenkins, W. M.; Stainsby, R. (Eds.): *Joints in Structural Steelwork*. Pentech Press, London.

**Bijlaard, F. S. K.; Zoetemeijer, P. (1986):**

Influence of joint characteristics on the structural performance of frames. In: Pavlovic, M. N. (Ed.): *Steel Structures: Recent research advances and their application to design*. Elsevier Applied Science Publishers, Ltd., London, p. 109 - 134.



**Bijlaard, F. S. K.; Nethercot, D. A.; Stark, J. W. B.; Tschemmerneegg, F.; Zoetemeijer, P. (1989):**

Structural Properties of Semi-Rigid Joints in Steel Frames. IABSE Surveys, S-42/89, IABSE Periodica 2/1989.

**Bijlaard, F. S. K.; Steenhuis, M. (1991):**

Prediction of the influence of connection behaviour on the strength, deformations and stability of frames by classification of connections. Proceedings of the Second AISC and ECCS Workshop on Connections, Pittsburgh, p. 307 – 318.

**Bjorhovde, R.; Colson, A.; Brozzetti, J. (1990):**

Classification system for beam-to-column connections. In: *Journal of Structural Engineering*, Vol. 116, No. 11, p. 3059 - 3076.

**Boender, E. (1995):**

Het Randportaalprogramma. TU Delft.

**Boender, E.; Stark, J.; Steenhuis, M. (1996):**

The required rotation capacity of joints in braced steel frames. In: IABSE Colloquium: *Semi-Rigid Structural Connections*. Istanbul.

**Bose, B. (1998):**

Design Resistance of Unstiffened Column Web Subject to Transverse Compression in Beam-to-Column Joints. In: *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 45, No. 1, p. 1 - 15.

**Braun (1987):**

Das Momenten-Rotationsverhalten von geschweißten, steifenlosen Rahmenknoten bei Querkraftbeanspruchung. Universität Innsbruck, Institut für Stahlbau und Holzbau, Dissertation.

**Brugger, R. (1993):**

Zur Schubtragfähigkeit von Verbundknoten. Universität Innsbruck, Institut für Stahlbau und Holzbau, Dissertation.

**Brugger, E. (1994):**

Zur lokalen Krafteinleitung bei IPE-Profilen. Universität Innsbruck, Institut für Stahlbau und Holzbau, Diplomarbeit.

**Bursi, O.; Jaspart, J. (1997a):**

Benchmark for Finite Element Modelling of Bolted Steel Connections. In: *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 43, No. 1-3, p. 17 - 42.

**Bursi, O.; Jaspart, J. (1997b):**

Calibration of a Finite Element Model for Isolated Bolted End-Plate Steel Connections. In: *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 44, No. 3, p. 225 - 262.

**COST C1 (1995):**

European Action - Belgian Project between University of Liège and the Wallon Region on "Semi-Rigid Behaviour of Structural Joints". University of Liège, Department MSM, Interim Report, n° 5.

**COST C1 (1999):**

Control of the semi-rigid behaviour of civil engineering structural connections. Proceedings of the international conference, Liège, 17 to 19 September 1998.

**DASt-Ri. 011 (1988):**

Hochfeste schweißgeeignete Feinkornbaustähle mit Mindeststreckgrenzenwerten von 460 und 690 N/mm<sup>2</sup>. Anwendung für Stahlbauten, Deutscher Ausschuss für Stahlbau (DASt), 02/1988.

**DIN EN 10034 (1994):**

I- und H-Profile aus Baustahl. Grenzabmaße und Formtoleranzen, Deutsches Institut für Normung e.V., 03/1994.

**DIN 6914 (1989):**

Sechskantschrauben mit großen Schlüsselweiten. HV-Schrauben in Stahlkonstruktionen, Deutsches Institut für Normung e.V., 10/1989.

**DIN 18800, Teil 1 (1990):**

Stahlbauten. Teil 1: Bemessung und Konstruktion, Deutsches Institut für Normung e. V., 11/1990.

**DIN 933 (1987):**

Sechskantschrauben mit Gewinde bis Kopf. Teil 1, Deutsches Institut für Normung e. V., 1987.

**DIN V ENV 1993-1-1: Eurocode 3 (1993):**

Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten. Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln, Bemessungsregeln für den Hochbau, Deutsche Fassung ENV 1993-1-1:1992, Deutsches Institut für Normung e. V., 04/1992.

**Ditlevsen, O. (1979):**

Narrow Reliability Bounds for Structural Systems. In: *Journal of Structural Mechanics*, Vol. VII, No. 4, p. 453 - 472.

**Doornbos, L. M. (1980):**

Onderzoek naar de verstijfde kolomflens en de korte Kopplat met behulp van de vloeilijentheorie. TU Delft, Stevin Rapport 6-80-12.

**ECSC (1997):**

Frame design including joint behaviour. Commission of the European Communities, Executive Committee, ECSC Contracts n° 7210-SA/212 and 7210-SA/320.

**EKS (1977):**

Steifenlose Stahlskelettragwerke und dünnwandige Vollwandträger. Europäische Konvention für Stahlbau (EKS), Verlag Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin, München & Düsseldorf.

**ECCS (1999):**

Design of Composite Joints for Buildings. European convention for constructional steelwork, ECCS - Technical Committee 11 - Composite Structures, N° 109.

**Ellmerer, P. (1988):**

Ermittlung der charakteristischen Kennwerte der Krafteinleitungsfedern für HEA-Profile. Universität Innsbruck, Institut für Stahlbau und Holzbau, Diplomarbeit.

**EN 10002 (1990):**

Zugversuch. Teil 1: Prüfverfahren (bei Raumtemperatur), Deutsche Fassung, CEN, Europäisches Komitee für Normung, 03/1990.

**ENV 1993-1-1/A2: Eurocode 3 (1998):**

Design of steel structures. Part 1-1: General rules and rules for buildings, Amendment A2, CEN, European Committee for Standardisation, 10/1998.

**Faella, C.; Piluso, V.; Rizzano, G. (2000):**

Structural steel semirigid connections. CRC Press LLC, Boca Raton.

**Feldmann, M. (1994):**

Zur Rotationskapazität von I-Profilen statisch und dynamisch belasteter Träger. RWTH Aachen, Lehrstuhl für Stahlbau, Dissertation, Schriftenreihe Stahlbau, Heft 30.

**Fink, A. (1992):**

Die Krafteinleitung in Stahlstützen unter Berücksichtigung einer Stützennormalkraft. Universität Innsbruck, Institut für Stahlbau und Holzbau, Diplomarbeit.

**Gebbeken, N.; Wanzek, T.; Petersen, C. (1997):**

Semi-rigid Connections, T-Stub Modelle - Versuchsbericht - Report on Experimental Investigations. Universität der Bundeswehr München, Berichte aus dem Konstruktiven Ingenieurbau, Nr. 97/2.

**Girkmann, K. (1959):**

Flächentragwerke. Springer Verlag, Wien, 5. Auflage.

**Hirt, M. A.; Bez, R. (1998):**

Stahlbau. Verlag Ernst & Sohn, Berlin.

**Hittenberger, R. (1992):**

Zur Durchdringung von Stützen- und Deckenplatten bei Verbundknoten. Universität Innsbruck, Institut für Stahlbau und Holzbau, Dissertation.

**Huber, G. (1999):**

Non-linear Calculations of Composite Sections and Semi-rigid Joints. Universität Innsbruck, Institut für Stahlbau und Holzbau, Dissertation.

**Humer, C. (1987):**

Das Momenten-Rotationsverhalten von steifenlosen Rahmenknoten mit Kopfplattenanschlüssen. Universität Innsbruck, Institut für Stahlbau und Holzbau, Dissertation.

**Huter, M. (1997):**

Internationale Versuchsdatenbank für Stahl- und Verbundknoten. Universität Innsbruck, Institut für Stahlbau und Holzbau, Dissertation.

**Jaspart, J.-P. (1991):**

Etude de la semi-rigidité des noeuds poutre-colonne et son influence sur la résistance et la stabilité des ossatures en acier. Université de Liège, Faculté des Sciences appliquées, Thèse de doctorat.

**Jaspart, J.-P. (1994):**

Numerical simulation of a T-stub experimental data. COST-Document C1/WD6/94-09.

**Jaspart, J.-P.; Weynand, K.; Steenhuis, M. (1996):**

Plastic hinge idealization of structural joints. EC 3 philosophy. COST Document C1/WD2/96-02.

**Jaspart, J.-P. (1997):**

Recent advances in the field of steel joints - column bases and further configurations for beam-to-column joints and beam splices. Université de Liège, Faculté des sciences appliquées, thèse donnant accès à l'enseignement universitaire.

**Jaspart, J.-P. (1999):**

Cost C1: Recent advances in the field of structural steel joints and their representation in the building frame analysis and design process. COST C1 Report, European Commission, Brussels and Luxembourg.

**Jaspart, J.-P. (2000):**

Integration of the Joint Actual Behaviour into the Frame Analysis and Design Process. In: Iványi, M.; Baniotopoulos, C. (eds.): *Semi-Rigid Connections in Structural Steelwork*. CISM Courses and Lectures, No. 419, Springer Verlag, Wien und New York.

**Kaposztas, S. (2001):**

Experimentelle Untersuchungen zum Verhalten von steifenlosen Stahlknoten. Universität Stuttgart, Institut für Konstruktion und Entwurf, Diplomarbeit, Nr. 2001-21X.

**Kattner, M. (1999):**

Beitrag zum Entwurf von Rahmen mit Verbundknoten im Hochbau. Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne (EPFL), Thèse N° 2055.

**Klein, H. (1985):**

Das elastisch-plastische Last-Verformungsverhalten M-9 steifenloser, geschweißter Knoten für die Berechnung von Stahlrahmen mit HEB-Stützen. Universität Innsbruck, Institut für Stahlbau und Holzbau, Dissertation.

**Kuhlmann, U. (1986):**

Rotationskapazität biegebeanspruchter I-Profile unter Berücksichtigung des plastischen Beulens. Ruhr-Universität Bochum, Institut für Konstruktiven Ingenieurbau, Dissertation, Technisch-wissenschaftliche Mitteilungen, Nr. 86-5.

**Kuhlmann, U.; Roik, K. (1987a):**

Rechnerische Ermittlung der Rotationskapazität biegebeanspruchter I-Profile. In: *Stahlbau* 56, Nr. 11, S. 321 - 327.

**Kuhlmann, U.; Roik, K. (1987b):**

Experimentelle Ermittlung der Rotationskapazität biegebeanspruchter I-Profile. In: *Stahlbau* 56, Nr. 11, S. 353 - 358.

**Kuhlmann, U.; Fürch, A. (1997):**

Versuche an der Anschlußkomponente „Stützensteg auf Druck“. Universität Stuttgart, Institut für Konstruktion und Entwurf I, unveröffentlichter Versuchsbericht.

**Kuhlmann, U.; Fürch, A. (1998):**

Rotation capacity of steel joints. COST Document C1/WD2/98-01.

**Kuhlmann, U.; Fürch, A.; Kühnemund, F. (1999):**

Rotation capacity of steel joints. In: Jaspert, J.-P. (Ed.): *Recent advances in the field of structural steel joints and their representation in the building frame analysis and design process*. COST C1 Report, European Commission, Brussels and Luxembourg.

**Kuhlmann, U.; Kühnemund, F. (2000):**

Versuche an der Knotenkomponente "Stützensteg auf Druck". Universität Stuttgart, Institut für Konstruktion und Entwurf, Versuchsbericht, Nr. 2000-31X.

**Kuhlmann, U.; Sedlacek, G.; Kühnemund, F.; Stangenberg, H. (2001a):**

Verformungsverhalten der Komponenten von wirtschaftlichen steifenlosen Anschlusskonstruktionen für die Anwendung plastischer Bemessungskonzepte im Stahlbau. Forschungsbericht 4/2001, Deutscher Ausschuss für Stahlbau DASt, Stahlbau Verlags- und Service GmbH, Düsseldorf.

**Kuhlmann, U.; Kühnemund, F. (2001b):**

Proposal of a new design resistance of the joint component "column web in compression". Universität Stuttgart, Institut für Konstruktion und Entwurf, Report, Nr. 2001-7X.

**Kuhlmann, U.; Kühnemund, F. (2001c):**

Komponente "Stützensteg auf Druck" - Traglast unter Berücksichtigung einer Stützennormalkraft. In: Priebe, J.; Eberwien, U. (Hrsg.): *Festschrift zu Ehren von Prof. Dr.-Ing. Günther Valtinat*. Hamburg.

**Kuhlmann, U. (2002a):**

Steifenlose Lasteinleitung: Vorteile durch das Komponentenverfahren im Stahl- und Verbundbau. Aufsatz im Tagungsband der Stahlbauseminare in Neu-Ulm und Wien, Bauakademie an der Fachhochschule Biberach.

**Kuhlmann, U.; Sedlacek, G.; Kühnemund, F.; Stangenberg, H. (2002b):**

Vorhandene Rotationskapazität wirtschaftlicher Anschlusskonstruktionen auf der Basis des Komponentenverhaltens für die Anwendung plastischer Bemessungskonzepte im Stahlbau. Abschlussbericht Projekt S 478, Stiftung Industrieforschung, Köln.

**Lagerqvist, O. (1994):**

Patch loading - Resistance of steel girders subjected to concentrated forces. Luleå University of Technology, Division of Steel Structures, Ph.D. Thesis, 1994:159D.

**Li, T.; Choo, B.; Nethercot, D. (1995):**

Determination of Rotation Capacity Requirements for Steel and Composite Beams. In: *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 32, No. 3, p. 303 - 332.

**Murray, N. (1986):**

Introduction to the Theory of Thin-Walled Structures. Clarendon Press, Oxford.

**NAD (1993):**

Richtlinie zur Anwendung von DIN V ENV 1993 Teil-1-1 Eurocode 3. Ausgabe: 1993-11. Nationales Anwendungsdokument (NAD), DASt, 11/1993.

**Nethercot, D.; Li, T.; Choo, B. (1995):**

Required Rotations and Moment Redistribution for Composite Frames and Continuous Beams. In: *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 35, No. 2, p. 121 - 163.

**Odenbreit, C. (2000):**

Zur Ermittlung der Tragfähigkeiten, der Steifigkeiten und der Schnittgrößen von Verbundträgern mit halbsteifen, teiltragfähigen Verbundanschlüssen. Universität Kaiserslautern, Fachbereich Stahlbau, Dissertation, D 386.

**ÖSTV; SZS (1987):**

Rahmentragwerke in Stahl unter besonderer Berücksichtigung der steifenlosen Bauweise. Österreichischer Stahlbauverband und Schweizerische Zentralstelle für Stahlbau, Wien und Zürich.

**Petersen, C. (1993):**

Stahlbau. 3. überarbeitete und erweiterte Auflage, Vieweg Verlag, Braunschweig und Wiesbaden.

**prEN 1993-1-8: Eurocode 3 (2002):**

Design of steel structures. Part 1-8: Design of joints, CEN, European Committee for Standardisation, 04/2002.

**Ramm, E. (1993):**

Stabtragwerke Teil III, Statisch unbestimmte ebene Tragwerke. Universität Stuttgart, Institut für Baustatik, Vorlesungsskript, 6. Auflage.

**Reisch, C. (2001):**

Einflussgrößen auf die Rotationskapazität nachgiebiger Stahlknoten bei symmetrischer Belastung. Universität Stuttgart, Institut für Konstruktion und Entwurf, Diplomarbeit, Nr. 2001-39X.

**Rieve, J. (1948):**

Die Spannungsverteilung zwischen Gurt und Stegblech unter der örtlichen Lasteinleitung beim I-Querschnitt. In: *ZAMM* 28, Nr. 7/8, S. 210 - 217.

**Rieve, J. (1953):**

Stabilität I-förmiger Querschnitte unter der örtlichen Lasteinleitung. Bautechnik-Archiv, Nr. 7, Verlag Ernst & Sohn, Berlin.

**Sedlacek, G.; Spangemacher, R.; Dahl, W.; Langenberg, P. (1992):**

Untersuchung der Auswirkungen unterschiedlicher Streckgrenzenverhältnisse auf das Rotationsverhalten von I-Trägern. Abschlussbericht Projekt P 169, Studiengesellschaft Stahlanwendung, Düsseldorf.

**Sedlacek, G.; Feldmann, M. (1995):**

The b/t ratios controlling the applicability of analysis models in Eurocode 3, Part 1.1. Background Document 5.09 for chapter 5 of Eurocode 3, Part 1.1.

**Sedlacek, G.; Weynand, K.; Oerder, S. (2000a):**

Typisierte Anschlüsse im Stahlhochbau. Band 1 und 2, Deutscher Stahlbau-Verband DSTV, Stahlbau-Verlagsgesellschaft mbH.

**Sedlacek, G. (2000b):**

Plastische Bemessung von Stirnplatten-Anschlüssen mit 4 Schrauben in einer Reihe. Forschungsbericht 5/2000, Deutscher Ausschuß für Stahlbau DASt, Stahlbau-Verlagsgesellschaft mbH, Düsseldorf.

**Simoes da Silva, L.; Girao Coelho, A.; Lucena Neto, E. (2000a):**

Equivalent post-buckling models for the flexural behaviour of steel connections. In: *Computers and Structures*, Vol. 77, No. 6, p. 615 - 624.

**Simoes da Silva, L.; Calado, L.; Simoes, R.; Girao Coelho, A. (2000b):**

Evaluation of ductility in steel and composite beam-to-column joints: analytical evaluation. University of Coimbra, Department of Civil Engineering, Internal paper.

**Simoes da Silva, L.; Santiago, A.; Vila Real, P. (2000c):**

Ductility of steel connections. University of Coimbra, Department of Civil Engineering, Internal paper.

**Simoes da Silva, L.; Girao Coelho, A. (2001):**

A ductility model for steel connections. In: *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 57, No. 1, p. 45 - 70.

**Spangemacher, R. (1992):**

Zum Rotationsnachweis von Stahlkonstruktionen, die nach dem Traglastverfahren berechnet werden. RWTH Aachen, Lehrstuhl für Stahlbau, Dissertation, Schriftenreihe Stahlbau, Heft 20.

**Steenhuis, C.; Snijder, H.; van Herwijnen, F. (2000a):**

Review of deformation capacity of joints related to structural reliability. In: Baniotopoulos, C.; Wald, F. (eds.): *The Paramount Role of Joints into the Reliable Response of Structures*. NATO Science Series, Kluwer Academic Publishers, Dordrecht, Boston, London.

**Steenhuis, C.; van Herwijnen, F.; Snijder, H. (2000b):**

Safety concepts for ductility of joints. In: International AISC/ECCS workshop on Connections in Steel Structures IV, Roanoke, Virginia, USA.

**Steurer, A. (1996):**

Trag- und Verformungsverhalten von auf Zug beanspruchten Schrauben. ETH Zürich, Institut für Baustatik und Konstruktion, IBK Bericht Nr. 217, Birkhäuser Verlag, Basel, Boston und Berlin.

**Steurer, A. (1999):**

Das Tragverhalten und Rotationsvermögen geschraubter Stirnplattenverbindungen. ETH Zürich, Institut für Baustatik und Konstruktion, IBK Bericht Nr. 247, Birkhäuser Verlag, Basel, Boston und Berlin.

**Stranghöner, N. (1995):**

Untersuchungen zum Rotationsverhalten von Trägern aus Hohlprofilen. RWTH Aachen, Lehrstuhl für Stahlbau, Dissertation, Schriftenreihe Stahlbau, Heft 31.

**Tautschnig, A. (1983):**

Entwicklung eines neuen, makromechanischen Knotenmodells und Erstellung eines darauf aufbauenden EDV-Programms zur Berechnung von Stahlskelettttragwerken unter Berücksichti-

gung nichtlinearer Nachgiebigkeiten der Verbindungselemente insbesondere bei "steifenloser" Bauweise. Universität Innsbruck, Institut für Stahlbau und Holzbau, Dissertation.

**Tschemmerneegg, F. (1976):**

Steifenlose Konstruktionen im Stahlbau. Vortrag zur Fachsitzung II (Wandlungen in Entwurf und Konstruktion), Deutscher Stahlbautag, Stuttgart.

**Tschemmerneegg, F. (1982):**

Zur Entwicklung der steifenlosen Stahlbauweise. In: *Stahlbau* 51, Nr. 7, S. 201 - 206.

**Tschemmerneegg, F.; Tautschnig, A.; Klein, H.; Braun, C.; Humer, C. (1987):**

Zur Nachgiebigkeit von Rahmenknoten. In: *Stahlbau* 56, Nr. 10, S. 299 - 306.

**Tschemmerneegg, F.; Lener, G.; Taus, M. (1989):**

Zur Nachgiebigkeit von Rahmenknoten Teil 2. In: *Stahlbau* 58, Nr. 2, S. 45 - 52.

**Tschemmerneegg, F.; Huber, G.; Huter, M.; Rubin, D. (1997):**

Komponentenmethode und Komponentenversuche zur Entwicklung von Baukonstruktionen in Mischbauweise. In: *Stahlbau* 66, Nr. 9, S. 624 - 638.

**Tschemmerneegg, F.; Angerer, T.; Frischhut, M. (1999):**

Bemessungshilfen für nachgiebige Stahlknoten mit Stirnplattenanschlüssen. In: Kuhlmann, U. (Hrsg.): *Stahlbaukalender 1999*. Verlag Ernst & Sohn, Berlin.

**Ungermann, D. (1990):**

Bemessungsverfahren für Vollwand- und Kastenträger unter besonderer Berücksichtigung des Stegverhaltens. RWTH Aachen, Lehrstuhl für Stahlbau, Dissertation, Schriftenreihe Stahlbau, Heft 17.

**Vandegans, D.; Jaspert, J.-P. (1996):**

Influence of the post-limit stiffness of joints on the frame behaviour: (Plastic mechanism collapse mode). COST-Document C1/WD2/96-03.

**Vögele, H. (1972):**

Ermittlung der Spannungen im Steg von I-Trägern im Lasteinleitungsbereich bei Lastangriff an den Gurten. In: *Stahlbau* 41, Nr. 8, S. 225 - 231.

**Wahlberg, H. (1987):**

Bestimmung der plastischen Grenzkennwerte für Krafteinleitung bei HEA-Profilen aus St 360. Universität Innsbruck, Institut für Stahlbau und Holzbau, Diplomarbeit.

**Wanzek, T. (1997):**

Zu Theorie, Numerik und Versuchen verformbarer Anschlußkonstruktionen. Universität der Bundeswehr München, Berichte aus dem Konstruktiven Ingenieurbau, Nr. 97/7.

**Weber, N. (1984):**

Ein Traglastmodell zur Berechnung von hohen unversteiften I-Trägern mit einer konzentrierten Last auf dem Obergurt in Feldmitte. Universität Stuttgart, Institut für Stahlbau und Holzbau, Dissertation.



**Weynand, K. (1997a):**

Sicherheits- und Wirtschaftlichkeitsuntersuchungen zur Anwendung nachgiebiger Anschlüsse im Stahlbau. RWTH Aachen, Lehrstuhl für Stahlbau, Dissertation, Schriftenreihe Stahlbau, Heft 35.

**Weynand, K.; Feldmann, M.; Sedlacek, G. (1997b):**

Nachgiebige Anschlüsse im Stahlbau: Modell nach Eurocode 3, Sicherheits- und Wirtschaftlichkeitsuntersuchungen. In: *Stahlbau* 66, Nr. 11, S. 770 - 781.

**Wiesholzer, J. (1992):**

Zur Kraffteinleitung bei Verbundknoten. Universität Innsbruck, Institut für Stahlbau und Holzbau, Dissertation.

**Witteveen, J.; Stark, J. W. B.; Bijlaard, F. S. K.; Zoetemeijer, P. (1982):**

Welded and bolted beam-to-column connections. In: *Journal of the Structural Division*, ASCE, Vol. 108, No. ST2, p. 433 – 455.

**Xiao, R. (1996):**

Available and Required Rotation Capacity for Composite Beams and Frames. COST-Document C1/WD2/96-10.

**Zandonini, R.; Bernuzzi, C.; Zanon, P. (1991):**

Rotational Behaviour of End Plate Connections. In: *Costruzioni Metalliche*, n. 2/1991.

**Zandonini, R.; Bursi, O.; Galvani, M. (1996/1997):**

Analisi sperimentale e modellazione del comportamento isteretico di collegamenti flangiati in acciaio. Università Degli Studi di Trento, Facoltà di Ingegneria, Corso di Laurea in Ingegneria Civile, Tesi di Laurea.

**Zoetemeijer, P. (1974):**

A design method for the tension side of statically loaded bolted beam-to-column connections. Technische Hoogeschool Delft, Heron, 20.

**Zoetemeijer, P. (1980):**

The influence of normal-, bending- and shear stresses on the ultimate compression force exerted laterally to European rolled sections. Delft University of Technology; Department of Civil Engineering, Stevin Laboratory: Steel Structures, Report 6-80-5.

**Zoetemeijer, P. (1983):**

Summary of the Research on bolted beam-to-column connections. Delft University of Technology; Department of Civil Engineering, Stevin Laboratory, Report 6-85-7.

**Zoetemeijer, P.; Munter, H. (1983a):**

Proposal for the Standardization of Extended End Plate Connections Based on Test Results. Delft University of Technology, Department of Civil Engineering, Stevin Laboratory, Report 6-83-23.

**Zoetemeijer, P.; Munter, H. (1983b):**

Extended End Plates with Disappointing Rotation Capacity. Delft University of Technology, Department of Civil Engineering, Stevin Laboratory, Report 6-83-13.

**Zoetemeijer, P. (1988):**

Experimental study of the non-linear behaviour of beam-to-column bolted joints. Elsevier Applied Science Publishers, Liège.

## Anhang A

Tabelle A.1: Matrix des Parameterfeldes, geschweißte Knoten

| Stütze             | Riegel         | $\frac{N_{c,Sd} + V_{j,Sd}}{N_{c,pl,Rd}}$ | $\frac{V_{j,Sd}}{V_{b,z,pl,Rd}}$ | $\phi_{j,avail}$<br>[mrad] | $M_{j,pl,Rk}$<br>[kNm] | $M_{j,u}$<br>[kNm] | $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$<br>[-] |
|--------------------|----------------|-------------------------------------------|----------------------------------|----------------------------|------------------------|--------------------|------------------------------|
|                    |                |                                           |                                  |                            |                        |                    |                              |
| HEA 180, S 235     | IPE 240, S 235 | 0,75                                      | 0,70                             | 23                         | 40                     | 46                 | 0,87                         |
| HEA 240, S 235     | IPE 500, S 235 | 0,75                                      | 0,70                             | 9,5                        | 162                    | 165                | 0,98                         |
| HEA 1000,<br>S 235 | IPE 600, S 235 | 0,75                                      | 0,70                             | 103                        | 586                    | 740                | 0,79                         |
|                    |                | 0,90                                      | 0,80                             | 91                         | 548                    | 689                | 0,80                         |
| HEB 180, S 235     | IPE 240, S 235 | 0,75                                      | 0,70                             | 20                         | 64                     | 79                 | 0,80                         |
|                    |                | 0,90                                      | 0,80                             | 18                         | 56                     | 72                 | 0,77                         |
| HEB 240, S 235     | IPE 500, S 235 | 0,75                                      | 0,70                             | 19,5                       | 232                    | 265                | 0,87                         |
|                    |                | 0,90                                      | 0,80                             | 21                         | 214                    | 259                | 0,83                         |
| HEB 450, S 235     | IPE 550, S 235 | 0,60                                      | 0,50                             | 50,5                       | 479                    | 559                | 0,86                         |
|                    |                | 0,75                                      | 0,70                             | 49                         | 448                    | 546                | 0,82                         |
| HEB 1000,<br>S 235 | IPE 600, S 235 | 0,75                                      | 0,70                             | 19                         | 755                    | 757                | 1,00                         |
|                    |                | 0,90                                      | 0,80                             | 19                         | 669                    | 689                | 0,97                         |
| HEA 180, S 275     | IPE 240, S 275 | 0,60                                      | 0,50                             | 21                         | 50                     | 53                 | 0,94                         |
|                    |                | 0,75                                      | 0,70                             | 23,5                       | 47                     | 53                 | 0,90                         |
| HEA 240, S 275     | IPE 500, S 275 | 0,75                                      | 0,70                             | 0                          | 189                    | 186                | 1,01                         |
| HEA 1000,<br>S 275 | IPE 600, S 275 | 0,75                                      | 0,70                             | 103                        | 645                    | 829                | 0,78                         |
| HEB 180, S 275     | IPE 240, S 275 | 0,75                                      | 0,70                             | 24                         | 74                     | 93                 | 0,80                         |
| HEB 240, S 275     | IPE 500, S 275 | 0,75                                      | 0,70                             | 19,5                       | 271                    | 299                | 0,91                         |
| HEB 450, S 275     | IPE 550, S 275 | 0,75                                      | 0,70                             | 53                         | 523                    | 616                | 0,85                         |
| HEB 1000,<br>S 275 | IPE 600, S 275 | 0,60                                      | 0,50                             | 36                         | 906                    | 950                | 0,95                         |
|                    |                | 0,75                                      | 0,70                             | 32                         | 858                    | 886                | 0,97                         |
| HEA 180, S 355     | IPE 240, S 355 | 0,75                                      | 0,70                             | 15                         | 61                     | 62                 | 0,99                         |
| HEA 240, S 355     | IPE 500, S 355 | 0,60                                      | 0,50                             | 10                         | 223                    | 225                | 0,99                         |
|                    |                | 0,75                                      | 0,70                             | 0                          | 223                    | 222                | 1,01                         |
| HEA 1000,<br>S 355 | IPE 600, S 355 | 0,75                                      | 0,70                             | 103                        | 751                    | 985                | 0,76                         |
| HEB 180, S 355     | IPE 240, S 355 | 0,75                                      | 0,70                             | 33,5                       | 96                     | 109                | 0,88                         |
| HEB 240, S 355     | IPE 500, S 355 | 0,75                                      | 0,70                             | 14                         | 350                    | 353                | 0,99                         |
| HEB 450, S 355     | IPE 550, S 355 | 0,75                                      | 0,70                             | 41                         | 675                    | 722                | 0,93                         |
|                    |                | 0,90                                      | 0,80                             | 47                         | 598                    | 690                | 0,87                         |
| HEB 1000,<br>S 355 | IPE 600, S 355 | 0,75                                      | 0,50                             | 61                         | 992                    | 1223               | 0,81                         |
|                    |                | 0,75                                      | 0,70                             | 100                        | 1003                   | 1143               | 0,88                         |

Tabelle A.2: Matrix des Parameterfeldes, einreihig geschraubte Knoten

| Stütze             | Riegel            | Schraube      | $\frac{N_{c,Sd} + V_{j,Sd}}{N_{c,pl,Rd}}$ | $\frac{V_{j,Sd}}{V_{b,z,pl,Rd}}$ | $\phi_{j,avail}$<br>[mrad] | $M_{j,pl,Rk}$<br>[kNm] | $M_{j,u}$<br>[kNm] | $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$<br>[-] |
|--------------------|-------------------|---------------|-------------------------------------------|----------------------------------|----------------------------|------------------------|--------------------|------------------------------|
| HEA 180,<br>S 235  | IPE 240,<br>S 235 | M 16,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 41                         | 32                     | 43                 | 0,75                         |
| HEA 240,<br>S 235  | IPE 500,<br>S 235 | M 24,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 14                         | 106                    | 151                | 0,71                         |
| HEA 1000,<br>S 235 | IPE 600,<br>S 235 | M 30,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 26                         | 400                    | 431                | 0,93                         |
| HEB 180,<br>S 235  | IPE 240,<br>S 235 | M 16,<br>10.9 | 0,75<br>0,90                              | 0,70<br>0,80                     | 50<br>50                   | 39<br>39               | 58<br>56           | 0,68<br>0,70                 |
| HEB 240,<br>S 235  | IPE 500,<br>S 235 | M 24,<br>10.9 | 0,60<br>0,75<br>0,90                      | 0,50<br>0,70<br>0,80             | 35<br>36,5<br>33           | 187<br>187<br>184      | 276<br>273<br>266  | 0,68<br>0,68<br>0,69         |
| HEB 450,<br>S 235  | IPE 550,<br>S 235 | M 24,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 18,5                       | 268                    | 331                | 0,81                         |
| HEB 1000,<br>S 235 | IPE 600,<br>S 235 | M 30,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 37                         | 423                    | 568                | 0,75                         |
| HEA 180,<br>S 275  | IPE 240,<br>S 275 | M 16,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 43,5                       | 35                     | 49                 | 0,71                         |
| HEA 240,<br>S 275  | IPE 500,<br>S 275 | M 24,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 17,5                       | 124                    | 179                | 0,70                         |
| HEA 1000,<br>S 275 | IPE 600,<br>S 275 | M 30,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 19                         | 453                    | 468                | 0,97                         |
| HEB 180,<br>S 275  | IPE 240,<br>S 275 | M 16,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 40                         | 42                     | 58                 | 0,71                         |
| HEB 240,<br>S 275  | IPE 500,<br>S 275 | M 24,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 35                         | 193                    | 296                | 0,65                         |
| HEB 450,<br>S 275  | IPE 550,<br>S 275 | M 24,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 21                         | 285                    | 331                | 0,86                         |
| HEB 1000,<br>S 275 | IPE 600,<br>S 275 | M 30,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 21                         | 453                    | 516                | 0,86                         |
| HEA 180,<br>S 355  | IPE 240,<br>S 355 | M 16,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 28                         | 37                     | 53                 | 0,69                         |
| HEA 240,<br>S 355  | IPE 500,<br>S 355 | M 24,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 19                         | 160                    | 215                | 0,75                         |
| HEA 1000,<br>S 355 | IPE 600,<br>S 355 | M 30,<br>10.9 | 0,75<br>0,90                              | 0,70<br>0,80                     | 22<br>22                   | 505<br>489             | 509<br>520         | 0,99<br>0,94                 |
| HEB 180,<br>S 355  | IPE 240,<br>S 355 | M 16,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 30                         | 46                     | 58                 | 0,80                         |
| HEB 240,<br>S 355  | IPE 500,<br>S 355 | M 24,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 22                         | 206                    | 295                | 0,70                         |
| HEB 450,<br>S 355  | IPE 550,<br>S 355 | M 24,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 10                         | 300                    | 303                | 0,99                         |
| HEB 1000,<br>S 355 | IPE 600,<br>S 355 | M 30,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 21,8                       | 505                    | 516                | 0,98                         |

Tabelle A.3: Matrix des Parameterfeldes, zweireihig geschraubte Knoten

| Stütze             | Riegel            | Schraube      | $\frac{N_{c,Sd} + V_{j,Sd}}{N_{c,pl,Rd}}$ | $\frac{V_{j,Sd}}{V_{b,z,pl,Rd}}$ | $\phi_{j,avail}$<br>[mrad] | $M_{j,pl,Rk}$<br>[kNm] | $M_{j,u}$<br>[kNm] | $M_{j,pl,Rk}/M_{j,u}$<br>[-] |
|--------------------|-------------------|---------------|-------------------------------------------|----------------------------------|----------------------------|------------------------|--------------------|------------------------------|
| HEA 140,<br>S 235  | IPE 220,<br>S 235 | M 16,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 14,5                       | 40                     | 45                 | 0,90                         |
| HEA 180,<br>S 235  | IPE 240,<br>S 235 | M 16,<br>10.9 | 0,75<br>0,90                              | 0,70<br>0,80                     | 11<br>10                   | 55<br>52               | 56<br>54           | 0,98<br>0,96                 |
| HEA 220,<br>S 235  | IPE 360,<br>S 235 | M 20,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 9                          | 117                    | 120                | 0,98                         |
| HEA 240,<br>S 235  | IPE 500,<br>S 235 | M 24,<br>10.9 | 0,75<br>0,90                              | 0,70<br>0,80                     | 9<br>9                     | 187<br>187             | 204<br>199         | 0,92<br>0,94                 |
| HEA 300,<br>S 235  | IPE 500,<br>S 235 | M 24,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 0                          | 481                    | 474                | 1,01                         |
| HEA 1000,<br>S 235 | IPE 600,<br>S 235 | M 30,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 50                         | 662                    | 761                | 0,87                         |
| HEB 180,<br>S 235  | IPE 240,<br>S 235 | M 16,<br>10.9 | 0,75<br>0,90                              | 0,70<br>0,80                     | 0<br>0                     | 80<br>73               | 77<br>71           | 1,04<br>1,03                 |
| HEB 200,<br>S 235  | IPE 360,<br>S 235 | M 20,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 10                         | 172                    | 175                | 0,98                         |
| HEB 240,<br>S 235  | IPE 500,<br>S 235 | M 24,<br>10.9 | 0,60<br>0,75<br>0,90                      | 0,50<br>0,70<br>0,80             | 9<br>0<br>8                | 318<br>318<br>305      | 322<br>315<br>307  | 0,99<br>1,01<br>1,00         |
| HEB 280,<br>S 235  | IPE 500,<br>S 235 | M 24,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 0                          | 340                    | 339                | 1,00                         |
| HEB 300,<br>S 235  | IPE 500,<br>S 235 | M 24,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 0                          | 390                    | 379                | 1,03                         |
| HEB 340,<br>S 235  | IPE 500,<br>S 235 | M 20,<br>10.9 | 0,60<br>0,75                              | 0,50<br>0,70                     | 36<br>34,5                 | 352<br>352             | 436<br>427         | 0,81<br>0,82                 |
| HEB 400,<br>S 235  | IPE 500,<br>S 235 | M 24,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 11                         | 459                    | 474                | 0,97                         |
| HEB 450,<br>S 235  | IPE 550,<br>S 235 | M 24,<br>10.9 | 0,75<br>0,90                              | 0,70<br>0,80                     | 20<br>14                   | 526<br>466             | 598<br>592         | 0,88<br>0,79                 |
| HEB 800,<br>S 235  | IPE 600,<br>S 235 | M 27,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 0                          | 764                    | 759                | 1,01                         |
| HEB 1000,<br>S 235 | IPE 600,<br>S 235 | M 30,<br>10.9 | 0,75<br>0,75                              | 0,50<br>0,70                     | 20<br>0                    | 794<br>768             | 818<br>761         | 0,97<br>1,01                 |
| HEA 180,<br>S 275  | IPE 240,<br>S 275 | M 16,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 14                         | 61                     | 65                 | 0,95                         |
| HEA 240,<br>S 275  | IPE 500,<br>S 275 | M 24,<br>10.9 | 0,60<br>0,75                              | 0,50<br>0,70                     | 12<br>10                   | 217<br>217             | 236<br>234         | 0,92<br>0,93                 |
| HEA 1000,<br>S 275 | IPE 600,<br>S 275 | M 30,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 50                         | 727                    | 845                | 0,86                         |
| HEB 180,<br>S 275  | IPE 240,<br>S 275 | M 16,<br>10.9 | 0,75                                      | 0,70                             | 10                         | 80                     | 91                 | 0,88                         |

Tabelle A.3 (Fortsetzung): Matrix des Parameterfeldes, zweireihig geschraubte Knoten

|                    |                   |               |      |      |      |      |      |      |
|--------------------|-------------------|---------------|------|------|------|------|------|------|
| HEB 240,<br>S 275  | IPE 500,<br>S 275 | M 24,<br>10.9 | 0,75 | 0,70 | 0    | 374  | 360  | 1,04 |
| HEB 450,<br>S 275  | IPE 550,<br>S 275 | M 24,<br>10.9 | 0,75 | 0,70 | 31   | 572  | 696  | 0,82 |
| HEB 1000,<br>S 275 | IPE 600,<br>S 275 | M 30,<br>10.9 | 0,75 | 0,50 | 22   | 929  | 936  | 0,99 |
|                    |                   |               | 0,75 | 0,70 | 0    | 899  | 890  | 1,01 |
| HEA 180,<br>S 355  | IPE 240,<br>S 355 | M 16,<br>10.9 | 0,75 | 0,70 | 14,5 | 73   | 76   | 0,96 |
| HEA 240,<br>S 355  | IPE 500,<br>S 355 | M 24,<br>10.9 | 0,75 | 0,70 | 9,5  | 254  | 279  | 0,91 |
| HEA 1000,<br>S 355 | IPE 600,<br>S 355 | M 30,<br>10.9 | 0,60 | 0,50 | 50   | 887  | 987  | 0,85 |
|                    |                   |               | 0,75 | 0,50 | 50   | 834  | 1041 | 0,85 |
|                    |                   |               | 0,75 | 0,70 | 88   | 846  | 1123 | 0,75 |
|                    |                   |               | 0,90 | 0,80 | 65   | 807  | 1038 | 0,78 |
| HEB 180,<br>S 355  | IPE 240,<br>S 355 | M 16,<br>10.9 | 0,75 | 0,70 | 18   | 96   | 115  | 0,84 |
|                    |                   |               | 0,90 | 0,80 | 14   | 94   | 108  | 0,86 |
| HEB 240,<br>S 355  | IPE 500,<br>S 355 | M 24,<br>10.9 | 0,75 | 0,70 | 0    | 442  | 425  | 1,04 |
| HEB 450,<br>S 355  | IPE 550,<br>S 355 | M 24,<br>10.9 | 0,75 | 0,70 | 21   | 618  | 712  | 0,87 |
| HEB 1000,<br>S 355 | IPE 600,<br>S 355 | M 30,<br>10.9 | 0,75 | 0,70 | 29,5 | 1087 | 1138 | 0,95 |

## Anhang B

Tabelle B.1: Variierte Parameter zur Untersuchung einer Gesetzmäßigkeit für geschweißte Knoten

| Variierter Parameter            | Gewählte Werte | $\phi_{i,avail}$ [mrad] | $M_{i,pl,Rk}$ [kNm] | $M_{i,u}$ [kNm] | $M_{i,pl,Rk}/M_{i,u}$ [-] |
|---------------------------------|----------------|-------------------------|---------------------|-----------------|---------------------------|
| $d_{wc}$ [mm]                   | <b>164</b>     | <b>18</b>               | <b>263</b>          | <b>279</b>      | <b>0,94</b>               |
|                                 | 56             | 15                      | 263                 | 279             | 0,94                      |
|                                 | 134            | 14                      | 263                 | 276             | 0,95                      |
|                                 | 250            | 44                      | 257                 | 281             | 0,92                      |
|                                 | 390            | 123                     | 221                 | 280             | 0,79                      |
| $b_{fc}$ [mm]                   | <b>240</b>     | <b>18</b>               | <b>263</b>          | <b>279</b>      | <b>0,94</b>               |
|                                 | 100            | 12                      | 76                  | 77              | 0,99                      |
|                                 | 200            | 16                      | 263                 | 277             | 0,95                      |
|                                 | 300            | 21                      | 263                 | 285             | 0,92                      |
| $t_{wc}$ [mm]                   | <b>10</b>      | <b>18</b>               | <b>263</b>          | <b>279</b>      | <b>0,94</b>               |
|                                 | 6              | 29                      | 125                 | 137             | 0,92                      |
|                                 | 8              | 0                       | 204                 | 203             | 1,01                      |
|                                 | 13             | 29                      | 342                 | 403             | 0,85                      |
|                                 | 16             | 41                      | 390                 | 535             | 0,73                      |
|                                 | 19             | 12                      | 398                 | 559             | 0,71                      |
| $t_{fc}$ [mm]                   | <b>17</b>      | <b>18</b>               | <b>263</b>          | <b>279</b>      | <b>0,94</b>               |
|                                 | 8              | 36                      | 194                 | 243             | 0,80                      |
|                                 | 31             | 0                       | 343                 | 330             | 1,04                      |
|                                 | 36             | 0                       | 371                 | 348             | 1,07                      |
| $f_{y,c}$ [kN/cm <sup>2</sup> ] | <b>23,5</b>    | <b>18</b>               | <b>263</b>          | <b>279</b>      | <b>0,94</b>               |
|                                 | 26,0           | 13                      | 291                 | 297             | 0,98                      |
|                                 | 35,5           | 0                       | 390                 | 331             | 1,18                      |
| $f_{u,c}$ [kN/cm <sup>2</sup> ] | <b>36,0</b>    | <b>18</b>               | <b>263</b>          | <b>279</b>      | <b>0,94</b>               |
|                                 | 43,0           | 30                      | 263                 | 283             | 0,93                      |
|                                 | 51,0           | 45                      | 263                 | 275             | 0,96                      |
| $N_c/N_{c,pl,Rd}$ [-]           | <b>0,00</b>    | <b>18</b>               | <b>263</b>          | <b>279</b>      | <b>0,94</b>               |
|                                 | 0,55           | 19                      | 234                 | 267             | 0,88                      |
|                                 | 0,83           | 25                      | 181                 | 246             | 0,74                      |
| $V_j/N_{c,pl,Rd}$ [-]           | <b>0,00</b>    | <b>18</b>               | <b>263</b>          | <b>279</b>      | <b>0,94</b>               |
|                                 | 0,22           | 19                      | 263                 | 280             | 0,94                      |
|                                 | 0,44           | 19                      | 263                 | 280             | 0,94                      |
|                                 | 0,49           | 19                      | 263                 | 279             | 0,94                      |
| $z$ [mm]                        | <b>484,0</b>   | <b>18</b>               | <b>263</b>          | <b>279</b>      | <b>0,94</b>               |
|                                 | 74,8           | 11                      | 8                   | 9               | 0,94                      |
|                                 | 289,3          | 67                      | 154                 | 235             | 0,65                      |
|                                 | 581,0          | 14                      | 324                 | 339             | 0,96                      |

Anmerkung: Die Werte des Referenzknotens sind fett dargestellt.

Tabelle B.2: Variierte Parameter zur Untersuchung einer Gesetzmäßigkeit für geschraubte Knoten

| Variierter Parameter             | Gewählte Werte | $\phi_{i,avail}$ [mrad] | $M_{i,pl,Rk}$ [kNm] | $M_{i,u}$ [kNm] | $M_{i,pl,Rk}/M_{i,u}$ [-] |
|----------------------------------|----------------|-------------------------|---------------------|-----------------|---------------------------|
| $b_{fc}$ [mm]                    | <b>240</b>     | <b>9</b>                | <b>381</b>          | <b>501</b>      | <b>0,76</b>               |
|                                  | 160            | 8                       | 325                 | 418             | 0,78                      |
|                                  | 300            | 10                      | 423                 | 558             | 0,76                      |
| $t_{fc}$ [mm]                    | <b>17</b>      | <b>9</b>                | <b>381</b>          | <b>501</b>      | <b>0,76</b>               |
|                                  | 8              | 9                       | 84                  | 110             | 0,76                      |
|                                  | 36             | 23                      | 819                 | 968             | 0,85                      |
| $f_{y,c}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]  | <b>23,5</b>    | <b>9</b>                | <b>381</b>          | <b>501</b>      | <b>0,76</b>               |
|                                  | 27,5           | 8                       | 446                 | 517             | 0,86                      |
|                                  | 35,5           | 0                       | 575                 | 538             | 1,07                      |
| $f_{u,c}$ [kN/cm <sup>2</sup> ]  | <b>36,0</b>    | <b>9</b>                | <b>381</b>          | <b>501</b>      | <b>0,76</b>               |
|                                  | 43,0           | 13                      | 381                 | 583             | 0,65                      |
|                                  | 51,0           | 17                      | 381                 | 659             | 0,58                      |
| $N_c/N_{c,pl,Rd}$ [-]            | <b>0,00</b>    | <b>9</b>                | <b>381</b>          | <b>501</b>      | <b>0,76</b>               |
|                                  | 0,50           | 9                       | 381                 | 501             | 0,76                      |
|                                  | 0,75           | 6                       | 279                 | 354             | 0,79                      |
| $w$ [mm]                         | <b>120</b>     | <b>9</b>                | <b>381</b>          | <b>501</b>      | <b>0,76</b>               |
|                                  | 95             | 11                      | 596                 | 726             | 0,82                      |
|                                  | 160            | 13                      | 277                 | 368             | 0,75                      |
| $p_{ep}/p$ [-]                   | <b>115/370</b> | <b>9</b>                | <b>381</b>          | <b>501</b>      | <b>0,76</b>               |
|                                  | 90/395         | 8                       | 360                 | 464             | 0,78                      |
|                                  | 140/345        | 9                       | 401                 | 509             | 0,79                      |
| $b_{ep}$ [mm]                    | <b>240</b>     | <b>23</b>               | <b>650</b>          | <b>772</b>      | <b>0,84</b>               |
|                                  | 160            | 9                       | 492                 | 578             | 0,85                      |
|                                  | 290            | 23                      | 676                 | 780             | 0,87                      |
| $t_{ep}$ [mm]                    | <b>25</b>      | <b>23</b>               | <b>650</b>          | <b>772</b>      | <b>0,84</b>               |
|                                  | 10             | 11                      | 198                 | 220             | 0,90                      |
|                                  | 40             | 23                      | 749                 | 805             | 0,93                      |
| $e_{ep}$ [mm]                    | <b>35</b>      | <b>23</b>               | <b>650</b>          | <b>772</b>      | <b>0,84</b>               |
|                                  | 25             | 23                      | 623                 | 790             | 0,79                      |
|                                  | 60             | 24                      | 617                 | 740             | 0,83                      |
| $p_{ep}/u_1$ [-]                 | <b>115/50</b>  | <b>23</b>               | <b>650</b>          | <b>772</b>      | <b>0,84</b>               |
|                                  | 90/25          | 24                      | 717                 | 779             | 0,92                      |
|                                  | 140/75         | 17                      | 608                 | 715             | 0,85                      |
| $f_{y,ep}$ [kN/cm <sup>2</sup> ] | <b>35,5</b>    | <b>23</b>               | <b>650</b>          | <b>772</b>      | <b>0,84</b>               |
|                                  | 23,5           | 32                      | 571                 | 807             | 0,71                      |
|                                  | 46,0           | 12                      | 681                 | 719             | 0,95                      |
| $f_{u,ep}$ [kN/cm <sup>2</sup> ] | <b>51,0</b>    | <b>23</b>               | <b>650</b>          | <b>772</b>      | <b>0,84</b>               |
|                                  | 36,0           | 0                       | 650                 | 558             | 1,16                      |
|                                  | 60,            | 20                      | 650                 | 752             | 0,86                      |

Anmerkung: Die Werte des Referenzknotens sind fett dargestellt.



## Curriculum vitae

Name: Frank Kühnemund

Geburtsdatum: 18. Juli 1969

Geburtsort: Kaiserslautern

Familienstand: ledig

1976 - 1980                      Grundschule Bännjerrück Kaiserslautern

1980 - 1989                      Staatl. Albert-Schweitzer-Gymnasium Kaiserslautern

1989                                Abitur

1989 - 1990                      Wehrdienst in Kulsheim und in Zweibrücken

1990 - 1997                      Studium des Maschinenwesens und des Bauingenieurwesens an der Universität Kaiserslautern

1997                                Abschluss 'Diplom-Ingenieur'

1994 - 1997                      wissenschaftliche Hilfskraft am Lehrgebiet Vermessungskunde der Universität Kaiserslautern

1998 - 2002                      Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart