

Zur Bestimmung der Grenztragfähigkeit von Verbindungen mit planmäßig auf Zug beanspruchten Schrauben

P. Schaumann, M. Seidel¹

Zusammenfassung

Bei der Bemessung von Verbindungen mit planmäßig auf Zug beanspruchten Schrauben im Grenzzustand der Tragfähigkeit wird meist ein vereinfachtes Fließgelenkmodell verwendet. In diesem Beitrag wird nach der Darstellung der Grundlagen dieses Berechnungsmodells für die vertiefte Untersuchung des Trag- und Verformungsverhaltens ein 3D-FE-Modell vorgestellt, mit dem die Verbindung analysiert wird. Das FE-Modell wird durch Vergleich mit Versuchsergebnissen validiert und für eine Parameterstudie verwendet, mit der gezeigt wird, in welchem Abmessungsbereich die Ergebnisse von dem vereinfachten Fließgelenkmodell abweichen. Es wird daraufhin ein verbessertes Ingenieurmodell für die Verbindung abgeleitet, mit dem die tatsächliche Tragfähigkeit genauer beurteilt werden kann. Die besondere Charakteristik dieses Modells liegt in der Berücksichtigung der Grenzzugkraft der Schraube sowie ihrer räumlichen Verteilung bei Verbindungen, deren Versagenslast auch durch die Biegetragfähigkeit der verbundenen Teile begrenzt wird. Die Anwendung des Verfahrens wird an den Beispielen einer Ringflanschverbindung aus dem Windenergieanlagenbau und einer Kopfplattenverbindung aus dem Stahlhochbau gezeigt.

Ultimate limit load calculation of connections with bolts in tension

Summary

The design of connections with bolts in tension in the ultimate limit state is usually performed using the plastic-hinge method. After introducing the fundamentals of this approach, a 3D-FE-model is presented which allows deeper insight into the structural behaviour of this connection. This FE-Model is verified by comparison with experimental results. With a parametric study dimension ranges are identified in which the simplified model does not provide accurate results. Hence an improved model is derived which attains a better evaluation of the carrying capacity. The particular characteristic of this model is the consideration of the design tension resistance of the bolt and its spatial extent for connections that have a carrying capacity which is limited by the bending moment resistance of the connected parts. The application of the method is shown with two examples, the ring flange of a wind energy converter and an endplate connection.

Schlagwörter: Bemessung, Stahlbau, Verbindungstechnik, Stirnplatte, Flanschverbindung

Veröffentlicht in: Bauingenieur 75 (2000), S. 637-645

¹ Univ.-Prof. Dr.-Ing. Peter Schaumann ist Ordinarius und Dipl.-Ing. Marc Seidel ist wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Stahlbau der Universität Hannover. Anschrift: Appelstr. 9A, 30167 Hannover. E-Mail: schau-mann@stahl.uni-hannover.de. URL: www.stahlbau.uni-hannover.de

1 Einleitung

Verbindungen mit planmäßig auf Zug beanspruchten Schrauben werden im Stahlbau vielfältig eingesetzt. Beispiele sind Stirnplattenverbindungen im Stahlhochbau oder Ringflanschverbindungen von Windenergieanlagen im Ingenieurbau (**Bild 1**). Die Berechnung der Grenztragfähigkeit erfolgt durch Rückführung des räumlichen Tragverhaltens auf ein ebenes Stabwerksmodell, das mit Hilfe der Fließgelenktheorie untersucht wird.

Für die Berechnung am Stabmodell nach der Fließgelenktheorie wird wie folgt vorgegangen: Der Ringflansch mit vielen Schrauben sowie Zug- und Druckbereich wird rechnerisch auf einen Ausschnitt mit einer Schraube und anteiligem Ringflansch im Zugbereich reduziert (Segment- oder L-Modell). Dem liegt die Annahme zugrunde, daß das Systemversagen durch das Versagen dieses Ausschnittes beschrieben wird. Bei Stirnplattenstößen wird das Systemversagen auf das Versagen eines sog. T-Stubs zurückgeführt. Beide Systeme führen auf ähnliche Gleichungen für die Versagenszustände.

Bei der Beschreibung der Versagenszustände wird die Resultierende der Schraubenkraft bislang als in Schraubenachse wirkend angenommen, tatsächlich verteilt sich die Schraubenpressung aber über die Fläche der Unterlegscheibe. Durch die räumliche Verteilung der Schraubenpressung geht diese in die Gleichgewichtsbetrachtungen ein. Berücksichtigt man im Sinne einer Grenzzustandsbetrachtung die maximal zulässige Schraubenkraft, so kann durch eine einfache Modifikation der bekannten Versagenszustände teils eine erhebliche Steigerung der rechnerischen Traglast erzielt werden.

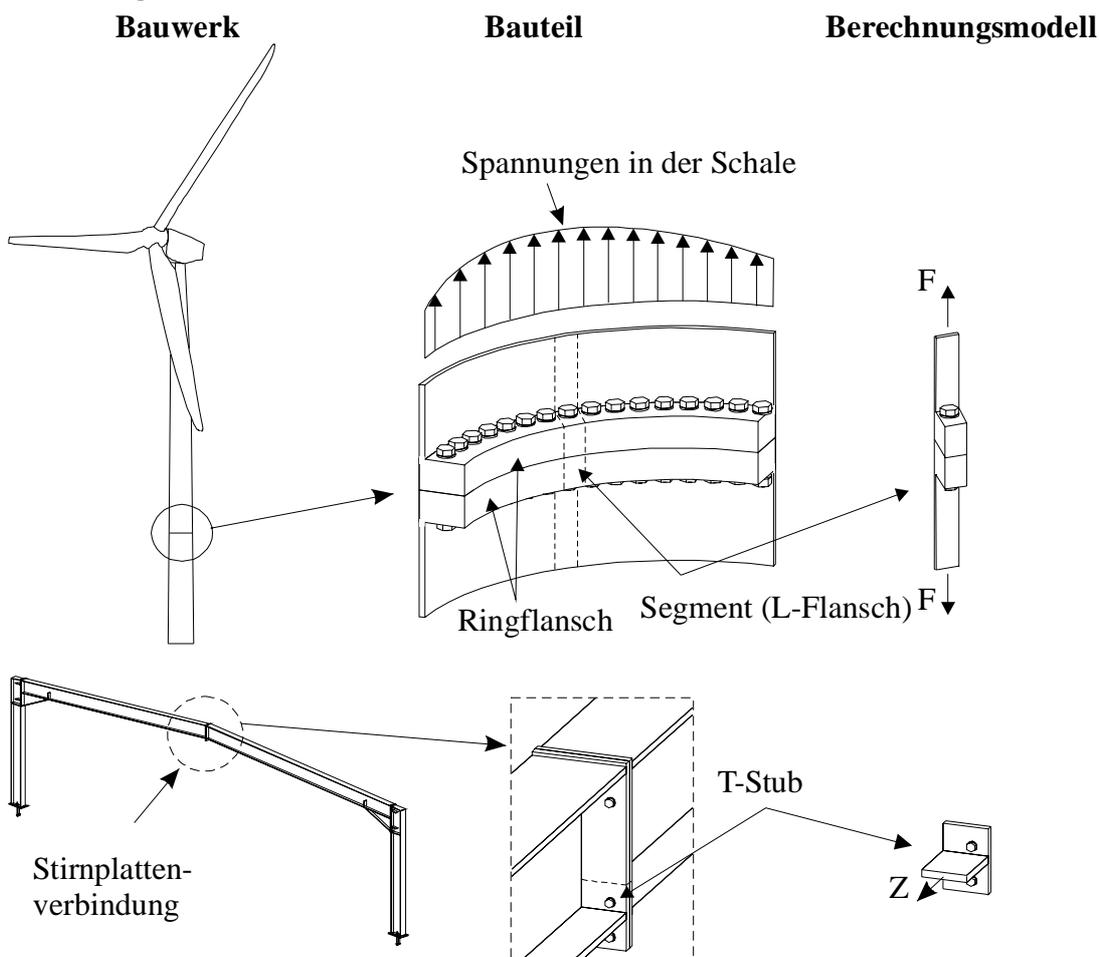


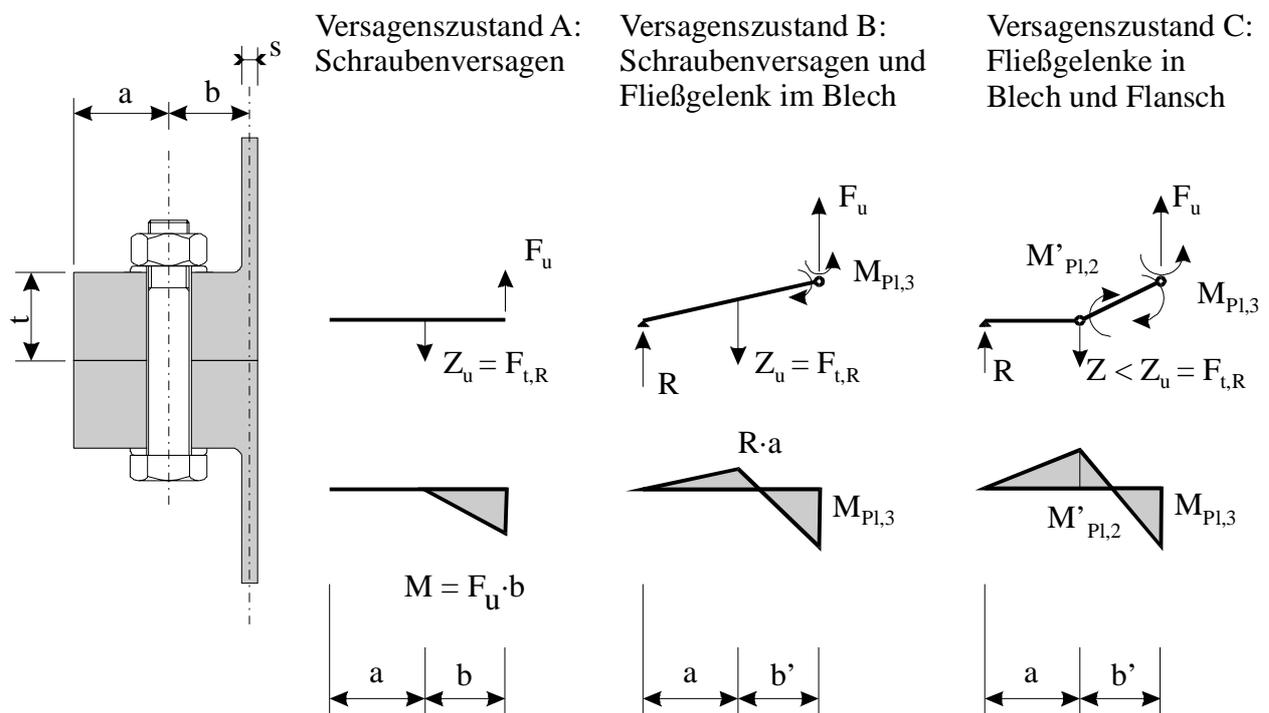
Bild 1: Modellbildung für Verbindungen mit planmäßig auf Zug beanspruchten Schrauben

Fig. 1: Calculation models for eccentrically loaded bolted connections

2 Nachweis im Grenzzustand der Tragfähigkeit

2.1 Versagenslasten einer einseitigen Flanschverbindung (L-Flansch)

Die Nachweis im Grenzzustand der Tragfähigkeit erfolgt an einem Balkenmodell, dessen Grundlagen von PETERSEN [1] erläutert werden. Der Eurocode 3 [2] enthält im Anhang J weitergehende Rechenanweisungen, insbesondere für Hochbaukonstruktionen. Die zu untersuchenden Fließgelenkketten (Versagenszustände bzw. Versagensmechanismen) sind in **Bild 2** zusammengefaßt. Die Darstellung beschränkt sich auf den L-Flansch, die Versagenslasten werden für L- und T-Flansche angegeben. Die Versagenszustände einer symmetrischen Verbindung, die auch als T-Stub oder T-Flansch bezeichnet wird, unterscheiden sich leicht von denen einer einseitigen Flanschverbindung. Bedingt durch die Symmetrie wird das Blech zentrisch gezogen, so daß sich dort kein Fließgelenk infolge der Momentenbeanspruchung ausbildet, die Momente gleichen sich beidseitig des Bleches aus.



Versagensmechanismus	A	B	C
Bedingung	$F_U \cdot b \leq M_{pl,3}$	$R \cdot a \leq M'_{pl,2}$	$F_S = Z \leq F_{t,R}$
Grenztragfähigkeit L-Flansch	$F_U = F_{t,R}$ $= A_S \cdot f_{u,b,k}$	$F_U = \frac{F_{t,R} \cdot a + M_{pl,3}}{a + b'}$	$F_U = \frac{M'_{pl,2} + M_{pl,3}}{b'}$
Grenztragfähigkeit T-Flansch	$F_U = \sum F_{t,R}$	$F_U = \frac{\sum F_{t,R} \cdot a + 2 \cdot M_{pl,3}}{a + b'}$	$F_U = \frac{2 \cdot (M'_{pl,2} + M_{pl,3})}{b'}$

Bild 2: Versagensmechanismen und Grenztragfähigkeiten nach PETERSEN [1]

Fig. 2: Failure mechanisms and ultimate carrying capacity according to PETERSEN [1]

mit $M'_{pl,2}$ plastischer Momentenwiderstand des Flansches unter Berücksichtigung des Lochabzuges

$M_{pl,3}$ plastischer Momentenwiderstand des Bleches unter Berücksichtigung der M/N-Interaktion bzw. plastischer Momentenwiderstand des Flansches unter Berücksichtigung der M/V-Interaktion (siehe dazu Abschnitt 2.2)

$F_{t,R}$ Grenzzugkraft der Schraube

$$M_{pl,3} = \min \left\{ \begin{array}{l} M_{pl,N,BI} = \left[1 - \left(\frac{N}{N_{pl,BI}} \right)^2 \right] \cdot M_{pl,BI} = \left[1 - \left(\frac{F_U}{c \cdot s \cdot f_{y,BI}} \right)^2 \right] \cdot \frac{c \cdot s^2}{4} \cdot f_{y,BI} \\ M_{pl,V,FI} = \left[\sqrt{1 - \left(\frac{V}{V_{pl,FI}} \right)^2} \right] \cdot M_{pl,FI} = \left[\sqrt{1 - \left(\frac{F_U}{c \cdot t \cdot f_{y,FI} / \sqrt{3}} \right)^2} \right] \cdot \frac{c \cdot t^2}{4} \cdot f_{y,FI} \end{array} \right.$$

Beim T-Flansch ist nur das Fließgelenk im Flansch zu untersuchen.

Die Interaktionen bedingen jeweils eine iterative Vorgehensweise.

2.2 Lage der Fließgelenke

Die Lage der möglichen Fließgelenke im Flansch ist in **Bild 3** dargestellt. Prinzipiell muß unterschieden werden zwischen dem Auftreten des Fließgelenkes im Flansch und dem Auftreten des Fließgelenkes im Blech. Letzteres ist nur beim einseitigen Flansch (L-Flansch) möglich, da bei der symmetrischen Verbindung kein Moment vom Blech aufgenommen werden muß. Die rechnerische Lage des Fließgelenkes verschiebt sich dadurch um die halbe Blechdicke.

Die Lage des schraubenseitigen Fließgelenkes wird in Schraubenachse angenommen. Tatsächlich kann das Fließgelenk auch versetzt zur Schraubenachse liegen, dieser Versatz kann allerdings rechnerisch nicht einfach ermittelt werden. Da ein zu großes b' auf kleinere Traglasten führt, liegt diese Annahme auf der sicheren Seite.

FG im

Flansch ($M_{pl,2}$)

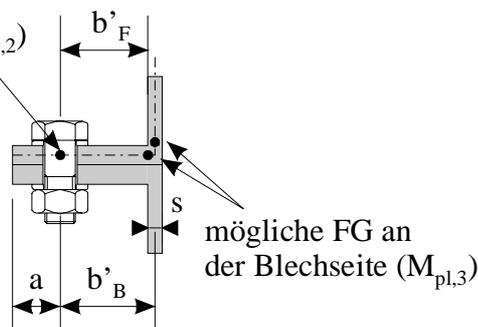


Bild 3: Lage möglicher Fließgelenke beim einseitigen Flansch (L-Flansch)

Fig. 3: Possible positions of plastic hinges for the L-flange

Wenn der Flansch eine Ausrundung mit dem Radius r besitzt, dann wird der Abstand zwischen den Fließgelenken nach Eurocode 3 um $0,8 \cdot r$ reduziert:

$$b' = \frac{1}{2} \cdot (b - s) - \frac{4}{5} \cdot r - a$$

3 FE-Analyse des Tragverhaltens

Um das Tragverhalten von Verbindungen mit planmäßig auf Zug beanspruchten Schrauben bewerten zu können, wurde mit dem Programmsystem ANSYS® ein parametrisiertes dreidimensionales FE-Modell aufgebaut, mit dem auch verschiedene Berechnungsvarianten in Bezug auf Elementauswahl, Materialgesetz und Kontaktmodellierung studiert werden können.

Die Kontaktzonen zwischen Flansch und Scheibe und in der Symmetrieebene der Flansche werden über Kontaktelemente diskretisiert. Die Kontaktzone zwischen Schraubenkopf und Scheibe wird starr gekoppelt. Diese Vereinfachung bedingt laut WANZEK [3] nur kleine Fehler. Für die Kontaktzonen zwischen Scheibe und Flansch und in der Symmetrieebene der Flansche wurden verschiedene Varianten untersucht (**Bild 4**). Dabei wurden folgende Erkenntnisse gewonnen:

- Bei dicken Flanschen kann auch die Kontaktzone zwischen Flansch und Scheibe fest gekoppelt werden. Der Einfluß auf Schraubkraft und Verformung ist dann gering. Als dick können solche Flansche angesehen werden, bei denen der Versagenszustand (VZ) B maßgebend für die Tragfähigkeit ist.
- Die Einstellung der Kontaktelemente muß sorgfältig erfolgen, damit keine Fehler durch numerische Einflüsse entstehen. Die Kontaktelemente wurden hier so eingestellt, daß die Ergebnisse mit Vergleichsberechnungen, die mit Hilfe von Linkelementen und eines iterativen Auflagerlöschalgorithmus gewonnen wurden, übereinstimmen. So konnte ausgeschlossen werden, daß durch den Kontaktalgorithmus Fehler entstehen.
- Die Reibung zwischen Scheibe und Flansch hat nur einen geringen Einfluß auf die Ergebnisse.

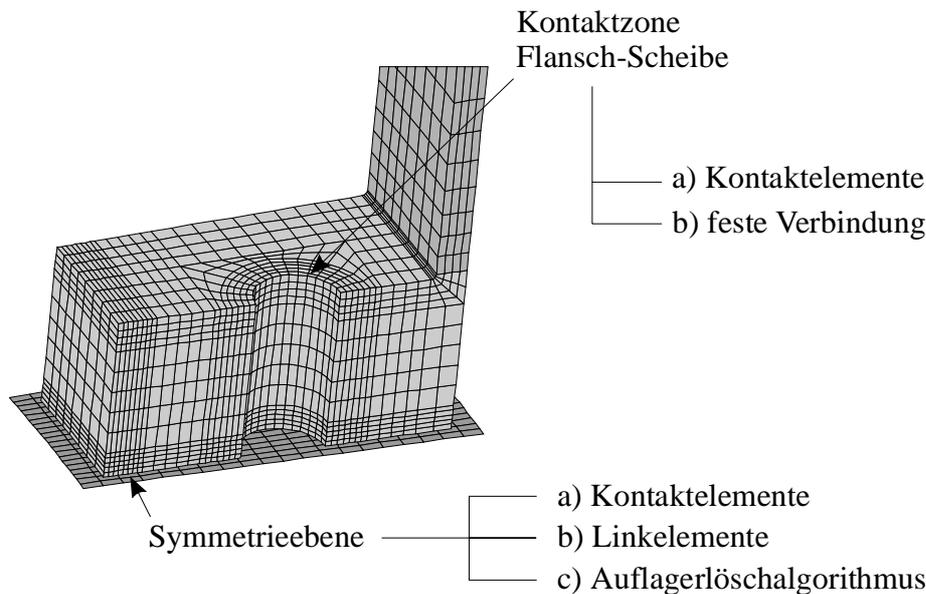


Bild 4: FE-Diskretisierung des Flansches mit Kontakt-ebenen (Darstellung ohne Schraube)

Fig. 4: FE-model of the flange with contact zones (graph without bolt)

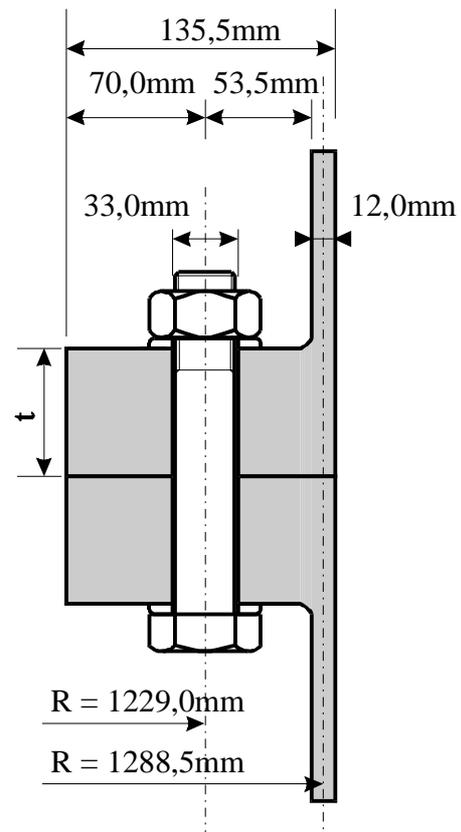
3.1 Verifikation des Modells anhand von Versuchsergebnissen

Das FE-Modell wurde durch Vergleich mit Versuchsergebnissen von PETERSEN [1] und GEBBEN/WANZEK/PETERSEN [4] überprüft. Eine Übersicht über die von letztgenannten Autoren durchgeführten Versuche ist in [5] veröffentlicht. Die Übereinstimmung zwischen Versuch und Berechnung stellte sich als gut heraus. Die Versuchsergebnisse sind zusammen mit den Ergebnissen des noch vorzustellenden Berechnungsverfahrens in Tabelle 3 zusammengestellt.

3.2 Durchführung einer Parameterstudie

Mit Hilfe des FE-Modells wurde eine Parameterstudie für einen Flansch im Abmessungsbereich der Windenergieanlagen durchgeführt. Der Beispielflansch ist in **Bild 5** dargestellt. Der Flansch wird mit den angegebenen Abmessungen und einer Dicke $t = 65\text{mm}$ serienmäßig in einer Windenergieanlage der 500 kW-Klasse eingesetzt. Für die Berechnung wird für Flansch und Schale ein bilineares Materialgesetz mit dem charakteristischen Wert für die Streckgrenze verwendet.

Anhand der Ergebnisse der Parameterstudie in Tabelle 1 wird deutlich, daß die Versagenslasten gerade für dünne Flansche mit dem vereinfachten Modell stark unterschätzt werden. Für größere Dicken nähern sich FE-Rechnung und Fließgelenktheorie einander an, bis bei großen Dicken quasi eine Übereinstimmung der beiden Berechnungsergebnisse erzielt wird.



Schrauben: 66 Stück M30 10.9

Material Flansch: $f_y = 355\text{ N/mm}^2$
 Material Turm: $f_y = 235\text{ N/mm}^2$

Bild 5: Beispiel für die Parameterstudie

Fig. 5: Example for parametric study

Flansch- dicke t	FG-Methode Traglast	FG-Methode Versagens- modus	FE-Modell	Abweichung
[mm]	[kN]	[-]	[kN]	
15	48	C	147	+206%
25	100	C	203	+103%
30	135	C	253	+87%
35	177	C	297	+68%
45	278	C	299	+8%
65	305	B	299	-2%
100	305	B	312	+3%

Tabelle 1: Vergleich Traglasten nach vereinfachter Berechnung und FE-Modell

Table 1: Ultimate loads acc. to different calculation methods

Ein Gleichgewichtszustand ist zulässig, wenn in jedem Schnitt äußere und innere Kräfte und Momente im Gleichgewicht stehen. Aus der Darstellung der am Flansch angreifenden Kräfte wird deutlich, daß auch die Pressung auf den Flansch, die aus der Schraubenzugkraft resultiert, in die Gleichgewichtsbetrachtung eingeht (Bild 6). Die Verbesserung der Traglastberechnung beruht auf der Idee, diesen Anteil zu berücksichtigen.

Im Grenzzustand der Tragfähigkeit (GZT) wird die Schraube rechnerisch voll auf Zug ausgelastet. Das bedeutet gleichzeitig, daß die Schraube momentenfrei sein muß. Um diese Bedingung zu erfüllen, muß sich die Kontaktpressung, die zwischen Schraubenkopf und Scheibe wirkt, symmetrisch zur Schraubenachse ausbilden, auf eine Flanschkälfte kann somit im GZT maximal die halbe Grenzzugkraft der Schraube in das Gleichgewicht eingehen. Der Hebelarm dieses Kraftanteils hängt von der Verteilung der Kontaktpressung ab. Eine naheliegende Möglichkeit zur Berechnung des Hebelarms aus der Schraubkraft ist die Annahme einer gleichmäßigen Pressungsverteilung auf die gesamte Unterlegscheibe. Aus Versuchen und FE-Rechnungen wird jedoch deutlich, daß sich die Scheibe wegen der Verkrümmung des Flansches hauptsächlich an den Außenkanten auflegt (vgl. **Bild 7**). Da der Ansatz der vollen Kraft am Scheibenrand zu günstig wäre, die gleichmäßige Pressungsverteilung aber gegenüber Versuchsergebnissen zu konservative Ergebnisse liefert, wird der Angriffspunkt der Resultierenden der Kontaktpressung in ingenieurmäßiger Näherung in die Mitte der Unterlegscheibe gelegt. Diese Abschätzung liegt bei den untersuchten Beispielen auf der sicheren Seite, ist aber andererseits auch nicht zu konservativ.

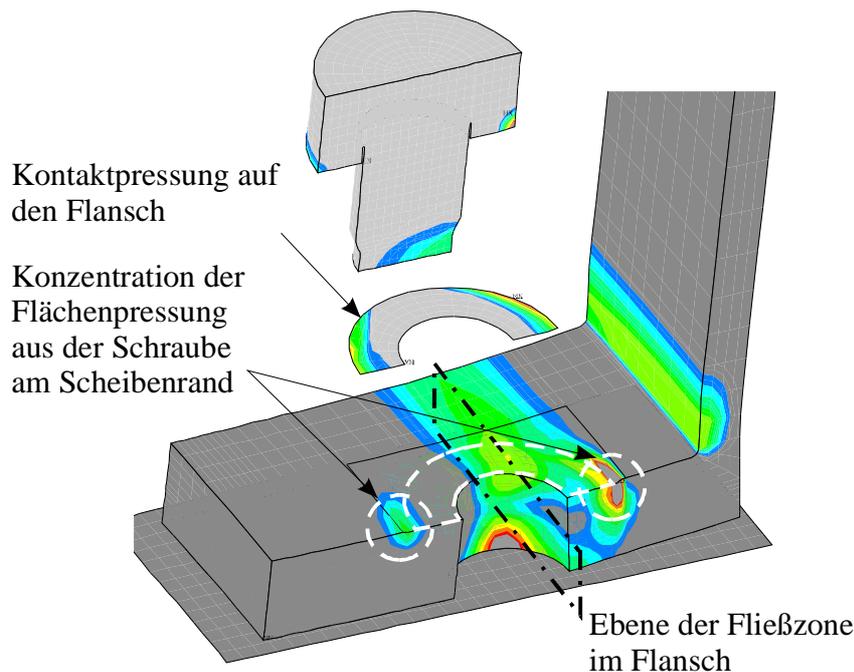


Bild 7: Plastische Dehnungen und Kontaktpressungen im Versagenszustand eines dünnen Flansches ($t = 25\text{mm}$, sonstige Abmessungen siehe Bild 5)

Fig. 7: Plastic strain and contact pressure at ultimate load of a thin flange ($t = 25\text{mm}$, other dimensions see Fig. 5)

Die Lage der Fließgelenke muß so gefunden werden, daß die dazugehörige Versagenslast minimal wird. Die Lage des Fließgelenkes im Flansch muß dabei nicht zwangsläufig in der Schraubenachse liegen, wie bei VZ C angenommen. Der Ort des Fließgelenkes stellt sich an der Stelle ein, an der der Quotient aus Widerstand und Beanspruchung minimal ist.

Baupraktisch ist es ausreichend, die Schnitte in Schraubenachse und in Scheibenmitte auf der Blechseite zu untersuchen. Schnitte, die weiter auf der Blechseite oder weiter zur blechabgewandten Seite liegen, werden wegen des konstanten Widerstandes des Flansches nicht maßge-

bend. Zwischen Schraubenachse und Mitte der Scheibe auf der blechzugewandten Seite sind zwar rechnerisch leicht ungünstigere Verhältnisse möglich, diese werden aber durch die konservative Annahme für den Angriffspunkt der Resultierenden der Kontaktpressung aus der Schraubenkraft abgedeckt.

Die Kontaktpressung aus der Schraubenkraft geht bei VZ D mit einem Momentenanteil in die Traglastbestimmung ein, der im folgenden durch eine (ideelle) Erhöhung des plastischen Momentes in der Schraubenachse um den Anteil $\Delta M_{pl,2}$ erfaßt wird. Anschaulich kann dieser Anteil auch als eine Abminderung des Momentes in Schraubenachse gegenüber der Schnittgrößenverteilung im VZ C gedeutet werden (vgl. **Bild 10**). Bei Anwendung des Arbeitssatzes ist $\Delta M_{pl,2}$ die Größe der durch die Schraubenkraft geleisteten virtuellen Arbeit.

Aufgrund dieser Überlegung werden zwei neue Versagenszustände (VZ) definiert, die wie folgt charakterisiert sind (**Bild 8**):

- VZ D: Fließgelenk in Schraubenachse – an dieser Stelle hat der Flansch durch die Schwächung infolge des Bohrlochs seinen kleinsten Widerstand. Dieser Widerstand $M'_{pl,2}$ des geschwächten Flansches wird um den Anteil $\Delta M_{pl,2}$ durch die Schraube erhöht. Zur Ermittlung dieses Anteils wird die volle Grenzzugkraft der Schraube angesetzt.
- VZ E: Fließgelenk blechseitig in Mitte der Scheibe – hier fallen maximales Biegemoment und voller Widerstand des Flansches zusammen.

Bild 8 zeigt die zugehörigen kinematischen Ketten der beiden Versagenszustände. Aus ihnen sind die angegebenen Formeln für die Traglasten direkt ablesbar.

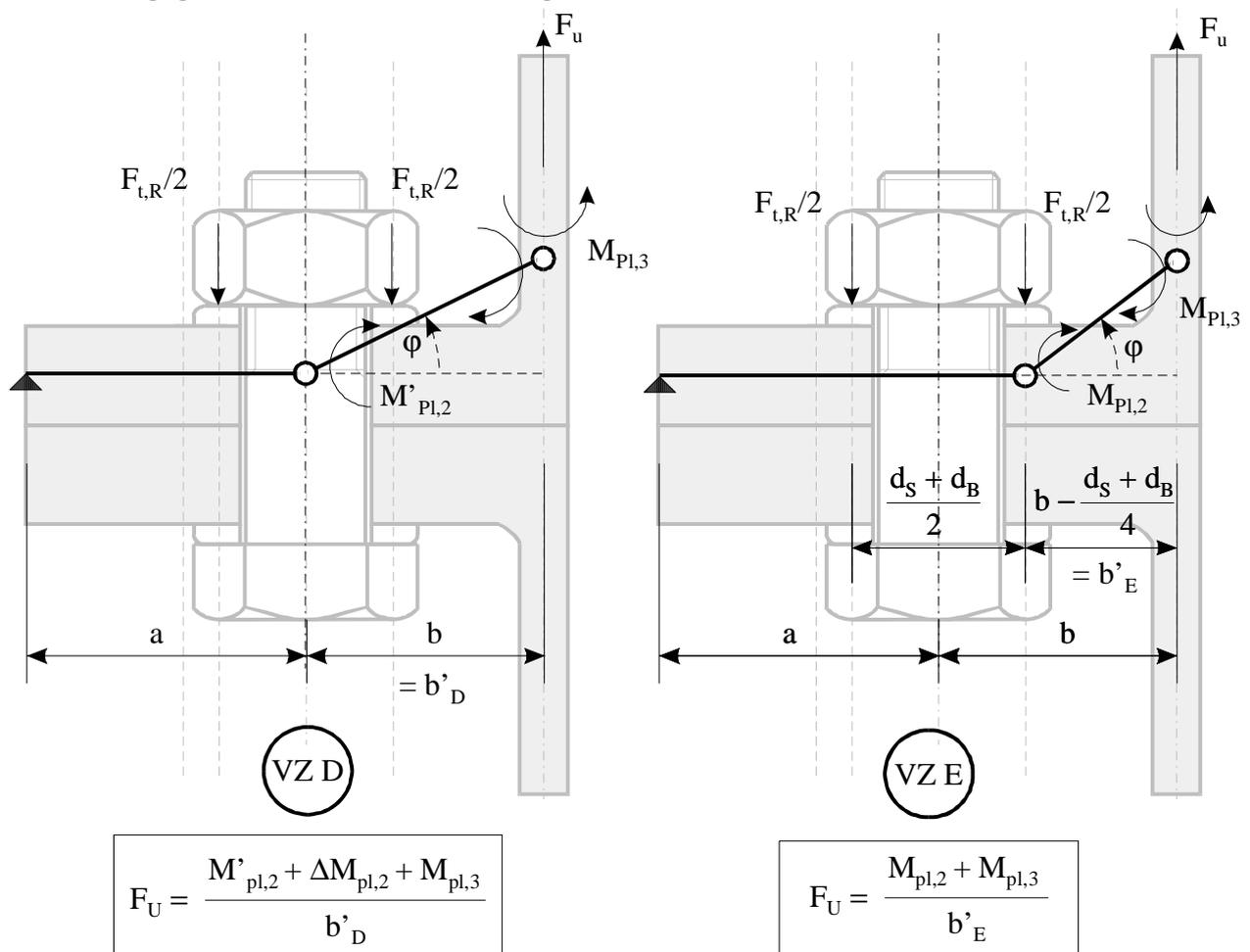


Bild 8: Kinematische Ketten für die Versagenszustände D und E

Fig. 8: Failure mechanisms for failure modes D and E

In Bild 8 bedeuten:

$$M'_{pl,2} = \frac{c' \cdot t^2}{4} \cdot f_y \quad \text{plastischer Momentenwiderstand des Flansches mit Berücksichtigung eines Lochabzuges für die Schraube}$$

$$M_{pl,2} = \frac{c \cdot t^2}{4} \cdot f_y \quad \text{plastischer Momentenwiderstand des Flansches}$$

$$\Delta M_{pl,2} = \frac{F_{t,R}}{2} \cdot \frac{d_S + d_B}{4} \quad \text{Differenzmoment aus der Schraubenkraft } F_{t,R}/2, \text{ anschaulich eingeführt als Vergrößerung des Momentenwiderstandes des Flansches}$$

$$M_{pl,3} \quad \text{plastischer Momentenwiderstand des Bleches bzw. des Flansches an der Blechseite unter Berücksichtigung der Interaktionsbedingungen}$$

$$c' = c - d_B \quad \text{Flanscbreite abzüglich Bohrlochdurchmesser}$$

$$b'_E = b - (d_S + d_B)/4 \quad \text{Abstand Mitte Blech bis Mitte Unterlegscheibe}$$

$$b'_D = b \quad \text{Abstand Mitte Blech bis Schraubenachse}$$

Die Bezeichnung b'_D und b'_E deuten an, daß die Maße ggf. je nach Lage des Fließgelenks korrigiert werden müssen (siehe Abschnitt 2.2).

4.2 Kontrollen

Mit folgenden Kontrollen wird geprüft, ob die Voraussetzungen bzgl. der Lage der Fließgelenke erfüllt sind. Die formelmäßige Darstellung erfolgt für die ungestützte Verbindung.

4.2.1 Versagenszustand D

Wenn VZ D maßgebend sein soll, dann müssen folgende Kontrollbedingungen erfüllt sein:

1. Das Moment in Mitte Scheibe darf den Wert $M_{pl,2}$ nicht überschreiten

$$\Rightarrow \left(\frac{F_{t,R}}{2} - F_{U,D} \right) \cdot \left(\frac{d_S + d_B}{4} \right) \leq M_{pl,2} - M'_{pl,2}$$

2. Die Kontaktkraft R muß innerhalb des Flansches angreifen:

$$\Rightarrow r = \frac{M'_{pl,2} + \Delta M_{pl,2}}{F_{t,R} - F_U} \leq a$$

4.2.2 Versagenszustand E

Wenn VZ E maßgebend sein soll, dann müssen folgende Kontrollbedingungen erfüllt sein:

1. Das Moment in Schraubenachse darf den Wert $M'_{pl,2}$ nicht überschreiten

$$\Rightarrow \left(\frac{F_{t,R}}{2} - F_{U,E} \right) \cdot \left(\frac{d_S + d_B}{4} \right) \geq M_{pl,2} - M'_{pl,2}$$

2. Die Kontaktkraft R muß innerhalb des Flansches angreifen:

$$\Rightarrow M'_{pl,2} + 2 \cdot \Delta M_{pl,2} = R \cdot \left(r + \frac{d_S + d_B}{4} \right)$$

$$\Rightarrow r = \frac{M'_{pl,2} + 2 \cdot \Delta M_{pl,2}}{F_{t,R} - F_U} - \frac{d_S + d_B}{4} \leq a$$

4.3 Größe des Differenzmomentes aus der Schraubenkraft

Die Größe des ideellen Schraubenanteils am Momentenwiderstand ist von Schraubendurchmesser und Festigkeit abhängig. Die folgende Tabelle gibt die Werte für die Zugtragfähigkeit nach [6] und das zugehörige Moment an. Angegeben werden charakteristische Werte und Bemessungswerte.

Größe [-]	Güte [-]	$F_{tR,d}$ [kN]	$F_{tR,k}$ [kN]	$\Delta M_{pl,2,Rd}$ [kNcm]	$\Delta M_{pl,2,Rk}$ [kNcm]
M12	8.8	48,9	67,2	22,6	31,1
M16	8.8	91,3	126	53,7	73,8
M20	8.8	143	196	103,3	142
M22	8.8	176	242	137	188
M24	8.8	205	282	177	244
M27	8.8	267	367	260	358
M30	8.8	326	449	355	488
M36	8.8	475	652	612	839
M12	10.9	61,1	84,0	28,3	38,9
M16	10.9	114	157	67,1	92,2
M20	10.9	178	245	129	178
M22	10.9	220	303	171	235
M24	10.9	257	353	221	304
M27	10.9	334	459	325	448
M30	10.9	408	561	444	610
M36	10.9	594	817	765	1052

Tabelle 2: Grenzzugkräfte und ideelle Anteile zum plastischen Momentenwiderstand von HV-Schrauben

Table 2: Design tension resistance and contribution to plastic moment resistance for HV-bolts

4.4 Begrenzung des Anteils aus plastischem Biegemoment bei VZ B

Bei Versagenszustand B ergibt sich die Grenztragfähigkeit nach der Formel

$$F_U = \frac{F_{t,R} \cdot a + M_{pl,3}}{a + b'}$$

Das Gleichgewicht am Gesamtsystem wird also durch einen Anteil aus der Schraubenzugkraft und einen Anteil aus dem plastischen Biegemoment des Bleches bzw. des Flansches am Übergang zum Blech erreicht. Da sich zumindest beim einseitigen Flansch i.a. zunächst die volle Zugtragfähigkeit der Schraube aufbaut, ehe über die Verformung des Systems die plastische Biegemomenten tragfähigkeit im anschließenden Blech aktiviert wird, wird eine gewisse Verformungsfähigkeit der Schraube vorausgesetzt. Die Verformungsfähigkeit von HV-Schrauben nach DIN 6914 ist aber nach STEURER [7] außerordentlich gering, so daß ggf. ein vorzeitiges Versagen durch Erschöpfen der Verformungsfähigkeit der Schraube möglich ist. Um die erforderliche Längung der Schraube zu begrenzen wird vorgeschlagen, die Grenztragfähigkeit wie folgt zu ermitteln:

$$F_U = \min \left\{ \begin{array}{l} \frac{F_{t,R} \cdot a + M_{pl,3}}{a + b'} \\ \frac{F_{t,R} \cdot a \cdot \left(1 + \frac{0,15}{1 - 0,15}\right)}{a + b'} \approx 1,18 \cdot F_{t,R} \cdot \frac{a}{a + b'} \end{array} \right.$$

Auf diese Art wird der Anteil, der zusätzlich zum Biegemoment aus der Schraubenkraft aktiviert wird, auf 15% des Anteils der Schraube begrenzt. Diese Begrenzung hat einen Einfluß bei sehr breiten Flanschen, deren Tragfähigkeit $M_{pl,3}$ groß ist. Wenn die zweite Bedingung maßgebend wird, empfiehlt es sich ggf., die Schraubenabstände geringer zu wählen.

Für die weitere Forschung wünschenswert wäre eine Bemessung über einen „Grenzzustand der Verformbarkeit“, mit der die Grenzlast infolge Ausschöpfung der Schraubenduktilität bestimmt werden kann. Diese Art des Nachweises kann als „Duktilitätsnachweis“ bezeichnet werden und ist vergleichbar mit dem Nachweis der Rotationskapazität bei der plastischen Bemessung von Trägern.

Eine solche Vorgehensweise wäre phänomenologisch richtiger, ist aber auf dem derzeitigen Stand der Forschung noch nicht möglich. Erforderlich hierfür sind:

- Festlegung der zulässigen Längung der Schraube in Abhängigkeit von den maßgebenden Schraubenparametern (Größe, Festigkeitsklasse, Länge, usw.)
- Vereinfachte Berechnungsverfahren, die die Ermittlung der zur zulässigen Größe korrespondierenden Längung erlauben.

Wenn diese Möglichkeiten gegeben sind, kann der Nachweis direkt als Duktilitätsnachweis erfolgen.

4.5 Vergleich mit FE-Rechnungen und Versuchen

Tabelle 3 zeigt eine Übersicht über alle durchgeführten Vergleichsrechnungen. Die in der Spalte „Traglast FG-Theorie“ angegebene Last wurde nach den vorgeschlagenen Formeln ermittelt. Sofern Flanschversagen maßgebend ist, werden vergleichend die Traglasten für VZ D und VZ E angegeben.

Versuchsbezeichnung	Traglast Versuch [kN]	Traglast FEM [kN]	Traglast FG-Theorie [kN]	FG-Theorie / FEM [-]	Versagensmodus [-]	Quelle
Petersen VK 1	100	104	92	0,88	B	[1]
Petersen VK 2	222	200	201	1,01	B	[1]
Petersen VK 3	363	303	306	1,01	B	[1]
Petersen VK 4	386	376	330	0,88	B	[1]
Petersen VK 5	153	138	139	1,01	D	[1]
			122	0,88	E	
Petersen '98	120	126	124	0,98	B	[8]
Wanzek P1V	≥ 285	271,5	270	0,99	D	[4]
			210	0,77	E	
Wanzek P2V	≥ 305	343	312	0,91	B	[4]
Wanzek P3V	≥ 285	–	270	–	D	[4]
			264		E	

Tabelle 3: Vergleich berechneter Traglasten mit Versuchswerten

Table 3: Comparison of calculated carrying capacities with test results

Bei den Vergleichsrechnungen mit den Versuchen von PETERSEN zeigt sich, daß die vereinfacht ermittelten Traglasten stets unter den Versuchswerten liegen. Da hier mit einer bilinearen σ - ϵ -Beziehung mit dem Nennwert der Streckgrenze $f_{y,k} = 355 \text{ N/mm}^2$ sowie den Nennwert der Schraubentragfähigkeit gerechnet wurde, ist die Tendenz richtig, denn infolge der Verfestigung

und tatsächlich höheren Grenzzugkräften der Schrauben tritt eine Steigerung der Traglast auf. Beim Versuch VK 1 greift die Begrenzung des Momentes im Blech auf 15% des Gesamtmomentes.

Bei den Versuchen von WANZEK [5] wurde für die FE-Rechnung eine gemessene σ - ϵ -Beziehung verwendet, die berechnete Traglast beim Versuch P1V liegt darum nahe an der im Versuch festgestellten. Bei der Ermittlung der Traglast nach FG-Theorie wurde zum Vergleich ebenfalls die Bruchgrenze des verwendeten Baustahls verwendet. Beim Versuch P2V greift die Begrenzung von $M_{pl,3}$ nach Abschnitt 4.3, so daß die Berechnung nach FG-Theorie einen geringeren Wert liefert als die FE-Berechnung, bei der diese Beschränkung nicht implementiert ist.

Alle berechneten Werte liegen gegenüber den Versuchen auf der sicheren Seite, lediglich beim Versuch P2V wird die Versuchstraglast leicht überschätzt. Bei Verwendung der charakteristischen Materialfestigkeiten wäre diese Überschreitung aber nicht aufgetreten. Die Berechnungsmethodik kann somit als bestätigt angesehen werden. In den Fällen, in denen Flanschversagen beteiligt ist, liefert VZ E Ergebnisse auf der sicheren Seite. Die Analyse der FE-Berechnungen zeigt, daß bei derart dünnen Flanschen die Druckkraft aus der Schraube noch weiter am Scheibenrand angreift. Tatsächlich geht somit auch bei einer weiter blechseitigen Lage des Fließgelenkes ein Momentenanteil aus der Schraubenkraft in das Gleichgewicht ein, dieser wird aber bei den getroffenen Annahmen auf der sicheren Seite vernachlässigt.

Der Ansatz der vollen Grenzzugkraft $F_{t,R}$ der Schrauben im Versagenszustand D wird dadurch bestätigt, daß in den Versuchen das Versagen der Verbindung durch Schraubenbruch aufgetreten ist.

5 Beispiele

Die Methode wird anhand eines ausführlichen Beispiels aus dem Hochbau sowie eines verkürzten Beispiels aus dem Windenergieanlagenbau demonstriert. Die Berechnung erfolgt durchgängig mit charakteristischen Werten, damit der Vergleich mit Versuchsergebnissen ermöglicht wird.

5.1 Beispiel aus dem Hochbau

Beispielhaft wird die Berechnungsmethode am Versuch P1V von WANZEK [5] demonstriert. Da im Versuch die Materialkennwerte ermittelt wurden, können diese als Eingangswerte verwendet werden.

Im Versuch getestet wurde eine Verbindung der Breite $c = 125\text{mm}$ mit zwei Schrauben je Seite. Um die Übersichtlichkeit der Berechnung zu erhalten, wird hier mit $c/2 = 62,5\text{mm}$ gerechnet. Die Ergebnisse sind somit für den Vergleich mit den Versuchswerten zu verdoppeln.

Materialkennwerte des Profils:

Flansch senkrecht zum Steg:	$f_{y,k} = 280 \text{ N/mm}^2$
	$f_{u,k} = 435 \text{ N/mm}^2$
Steg:	$f_{y,k} = 300\text{-}310 \text{ N/mm}^2$
	$f_{u,k} = 425 \text{ N/mm}^2$

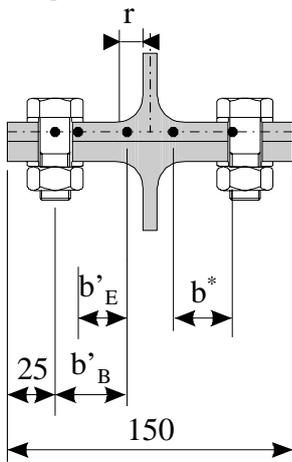
Tragfähigkeit der Schraube aus Zugversuch:

Die Schrauben wurden im Zugversuch getestet. Die maximale Zugbeanspruchung ergab sich daraus zu $F_U = 165 \text{ kN}$ (+5% gegenüber der charakteristischen Festigkeit $F_U = A_S \cdot f_{u,b,k}$).

Die Fließzone auf der Stegseite bildet sich im Bereich der Ausrundung. Für den Abstand der Fließgelenke (vgl. Abschnitt 2.2, Seite 4) kann gesetzt werden:

$$b' = \frac{1}{2} \cdot (b - s) - \frac{4}{5} \cdot r - a$$

Tatsächlich bildet sich das Fließgelenk etwas versetzt zur Schraubenachse aus. Aus der FE-Rechnung wird dieser Abstand bestimmt und vergleichend als b^* anstatt b' in die Berechnung eingeführt.



Abstände der Fließgelenke für die verschiedenen Versagenszustände:

VZ	Abstand der Fließgelenke
B, C, D	$b'_B = 34,35 \text{ mm}$
E	$b'_E = 22,60 \text{ mm}$
D	$b^* = 28,50 \text{ mm}$ (aus FE ermittelt)

Bild 9: Lage der Fließgelenke bei Flansch PIV (vgl. [5])

Fig. 9: Position of plastic hinges for flange PIV (see [5])

Wenn für eine Abschätzung der Traglast die Zugfestigkeit aus dem einachsigen Zugversuch zur Ermittlung der Tragfähigkeiten verwendet wird, dann ergibt sich für die plastischen Grenzschnittgrößen ohne Berücksichtigung der Interaktionen:

Widerstände	
Grenzzugkraft der Schraube	$F_{t,R} = 165 \text{ kN}$ (Versuchswert)
ideeller Anteil der Schraube zum vollplastischen Moment des Flansches	$\Delta M_{pl,2} = \frac{F_{t,R}}{F_{t,Rk}} \cdot 92,24$ $= \frac{165}{157} \cdot 92,24 = 96,9 \text{ kNcm}$ <p style="text-align: right;">(vgl. Tabelle 2)</p>
Plastische Zugkraft des Stegs	$N_{pl,3} = A \cdot f_u$ $= 52,5 \cdot 7,3 \cdot 425 \cdot 10^{-3} = 162,9 \text{ kN}$
Plastisches Moment des Flansches mit Lochabzug	$M'_{pl,2} = W_{pl} \cdot f_u$ $= (52,5 - 17) \cdot 10,4^2 / 4 \cdot 435 \cdot 10^{-4} = 41,8 \text{ kNcm}$
Plastisches Moment des Flansches mit Lochabzug und Schraubenanteil	$M^*_{pl,2} = W_{pl} \cdot f_u + \Delta M_{pl,2}$ $= 41,8 + 96,9 = 138,7 \text{ kNcm}$
Plastisches Moment des Flansches ohne Lochabzug	$M_{pl,2} = M_{pl,3} = W_{pl} \cdot f_u$ $= 52,5 \cdot 10,4^2 / 4 \cdot 435 \cdot 10^{-4} = 61,8 \text{ kNcm}$
Plastische Querkraft des Flansches	$V_{pl,3} = A_{Fl} \cdot f_u / \sqrt{3} = 52,5 \cdot 10,4 \cdot 435 / \sqrt{3} \cdot 10^{-3} = 137,1 \text{ kN}$

Tabelle 4: Berechnung der plastischen Grenzschnittgrößen

Table 4: Computation of plastic resistances

Mit Hilfe dieser plastischen Tragfähigkeiten und den Abmessungen entsprechend **Bild 9** können die Versagenszustände überprüft werden. Die formelmäßige Darstellung wird ohne Interaktion gewählt. Die Tragfähigkeiten unter Berücksichtigung der M/N-Interaktion im Steg und der M/V-Interaktion im Flansch werden ohne Wiedergabe der Iteration zusätzlich angegeben.

Überprüfung der Versagenszustände			
	Versagenszustand (VZ)	Ohne Interaktionsbedingungen	Mit Interaktion
1	VZ A: Schraubenbruch	$F_{U,A} = 2 \cdot F_{t,R} = 2 \cdot 165 \text{ kN} = 330 \text{ kN}$	163 kN (VZ F wird maßgebend)
2	VZ B: Schraubenbruch und FG im Flansch bzw. im Blech	$F_{U,B} = \frac{\sum F_{t,R} \cdot a + 2 \cdot M_{pl,3}}{a + b'_B}$ $= \frac{2 \cdot 165 \cdot 2,5 + 2 \cdot 61,8}{2,5 + 3,435} = 159,8 \text{ kN}$	156 kN
3	VZ C: Flanschversagen (alte Berechnungsweise, nur zum Vergleich)	$F_{U,C} = \frac{2 \cdot (M'_{pl,2} + M_{pl,3})}{b'_C}$ $= \frac{2 \cdot (41,8 + 61,8)}{3,435} = 60,3 \text{ kN}$	59 kN
4	VZ D: Flanschversagen unter Berücksichtigung der Schraube	$F_{U,D} = \frac{2 \cdot (M^*_{pl,2} + M_{pl,3})}{b'_D}$ $= \frac{2 \cdot (138,7 + 61,8)}{3,435} = 116,7 \text{ kN}$	111 kN
5	VZ D: Flanschversagen unter Berücksichtigung der Schraube (tatsächliche Lage des Fließgelenks berücksichtigt)	$F_{U,D} = \frac{2 \cdot (M^*_{pl,2} + M_{pl,3})}{b^*}$ $= \frac{2 \cdot (138,7 + 61,8)}{2,85} = 140,7 \text{ kN}$	135 kN
6	VZ E: Flanschversagen ohne Berücksichtigung der Schraube	$F_{U,E} = \frac{2 \cdot (M_{pl,2} + M_{pl,3})}{b'_E}$ $= \frac{2 \cdot (61,8 + 61,8)}{2,26} = 109,0 \text{ kN}$	105 kN
7	VZ F: Plastizieren des Steges	$F_{U,F} = N_{pl,3} = 162,9 \text{ kN}$	163 kN

Tabelle 5: Berechnung der Versagenslasten

Table 5: Computation of failure loads

Erläuterung der Tabelle:

Zeile 1: Schraubenbruch alleine wird nicht maßgebend, die zugehörige Grenzlast überschreitet die plastische Zugtragfähigkeit des Bleches. Die programmtechnisch gesteuerte Interaktion führt deshalb zur Ausgabe von $F_U = 163 \text{ kN}$ – das entspricht dem Versagen des Steges auf Zug (Versagenszustand F).

Zeile 3: VZ C ist nur zum Vergleich angegeben. Nach der vorgeschlagenen Berechnungsmethode müssen nur die VZ A, B, D, E und F untersucht werden.

- Zeile 4: VZ D liefert mit den Nennmaßen und dem Ansatz des Fließgelenkes in Schraubennachse eine Traglast von $2 \cdot 111 = 222$ kN für die gesamte Verbindung.
- Zeile 5: Die FE-Berechnung zeigt, daß das tatsächliche Versagen eher VZ D entspricht. Deshalb wird zum Vergleich VZ D mit einer aus der FE-Rechnung abgelesenen Lage des Fließgelenkes im Flansch berechnet. Die Übereinstimmung zur FE-Rechnung und zum Versuch ist gut.
- Zeile 6: Rechnerisch maßgebend wird VZ E mit $F_U = 105$ kN für die halbe Verbindung. Dieser Wert liegt gegenüber der FE-Rechnung und dem Versuchswert auf der sicheren Seite. Gegenüber der bisherigen Berechnung, die im Versagenszustand C eine Traglast von 118 kN ermittelt hätte, wird ein Gewinn an rechnerischer Traglast von fast 80% erzielt!

5.1.1 Kontrollen

1. Das Moment in Schraubennachse darf den Wert $M'_{pl,2}$ nicht überschreiten

$$\left(\frac{F_{t,R}}{2} - F_{U,E} \right) \cdot \left(\frac{d_S + d_B}{4} \right) \geq M_{pl,2} - M'_{pl,2}$$

$$\left(\frac{165}{2} - \frac{105}{2} \right) \cdot \left(\frac{3,0 + 1,7}{4} \right) = 35,25 \text{ kNcm} \geq 61,8 - 41,8 = 20,0 \text{ kNcm} \checkmark$$

2. Die Kontaktkraft R muß innerhalb des Flansches angreifen:

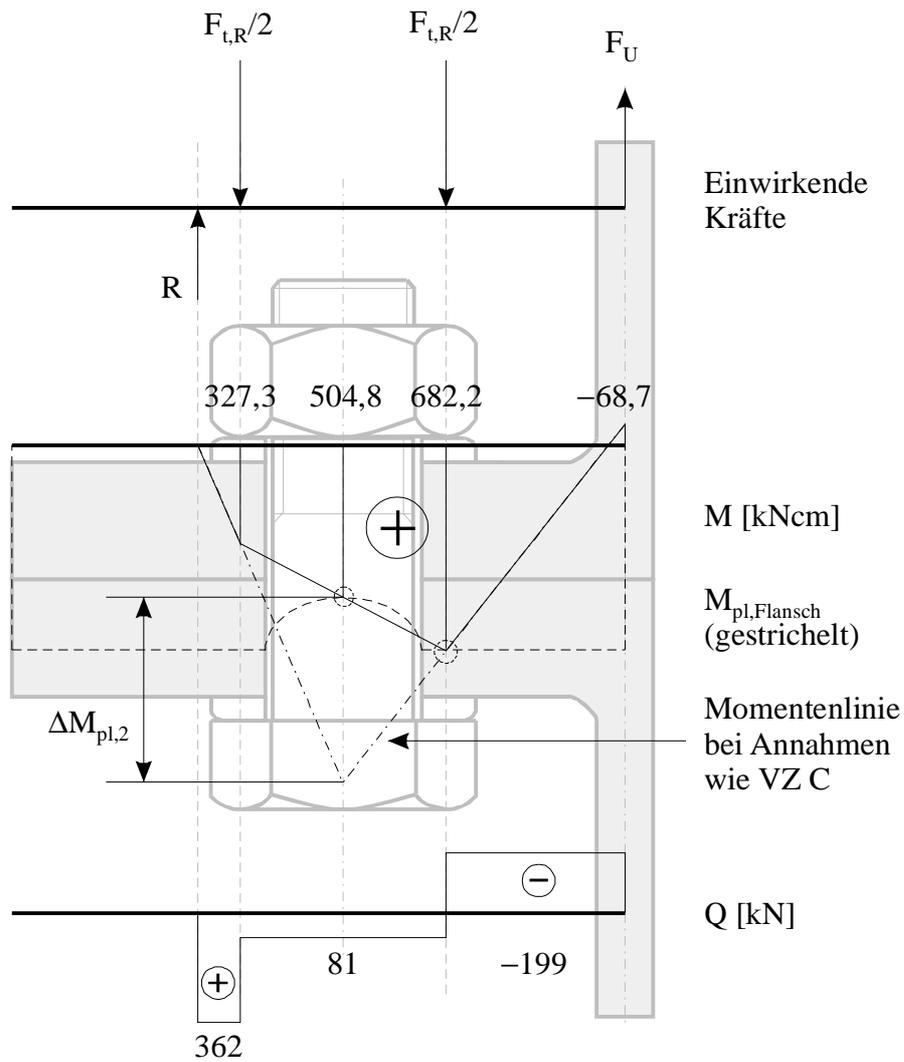
$$r = \frac{41,8 + 2 \cdot 96,9}{165 - 105/2} - \frac{3,0 + 1,7}{4} = 0,92 \text{ cm} \leq a = 25 \text{ cm} \checkmark$$

Anmerkung: Wegen der Symmetrie der Verbindung muß für die Kontrolle $F_{U,D} = F_{U,D}/2$ gesetzt werden.

5.2 Beispiel Windenergieanlagen-Flansch

Für den in Bild 7 dargestellten Flansch ($t = 25$ mm, sonstige Maße siehe Bild 5) ergibt sich eine Versagenslast von $F_U = 198$ kN für den maßgebenden VZ E. Daraus errechnen sich die in Bild 10 gemeinsam mit dem aufnehmbaren Widerstand dargestellten Schnittgrößen des Flansches. Die Abnahme des Biegemomentes um $\Delta M_{pl,2}$ in Schraubennachse kennzeichnet die Änderung gegenüber den bei VZ C getroffenen Annahmen.

Der plastische Momentenwiderstand des Flansches ist außerhalb des Schraubenloches konstant, im Bereich der Bohrung variiert er entsprechend des vorhandenen Restquerschnittes. Es ist erkennbar, daß für das Beispiel die linear angenommene Belastung im rechten Teil des Bohrloches die Beanspruchbarkeit überschreitet – in diesem Bereich wird demzufolge das Fließgelenk auftreten. Diese Aussage wird durch die FE-Rechnung bestätigt (vgl. Bild 7).



○ angenommene Lage der Fließgelenke bei VZ D und E

Bild 10: Vereinfacht ermittelte Beanspruchungen und Widerstände des Flansches aus Bild 7

Fig. 10: Effect of actions and resistances of the flange shown in Fig. 7

6 Parameterstudie für einen Windenergieanlagen-Flansch

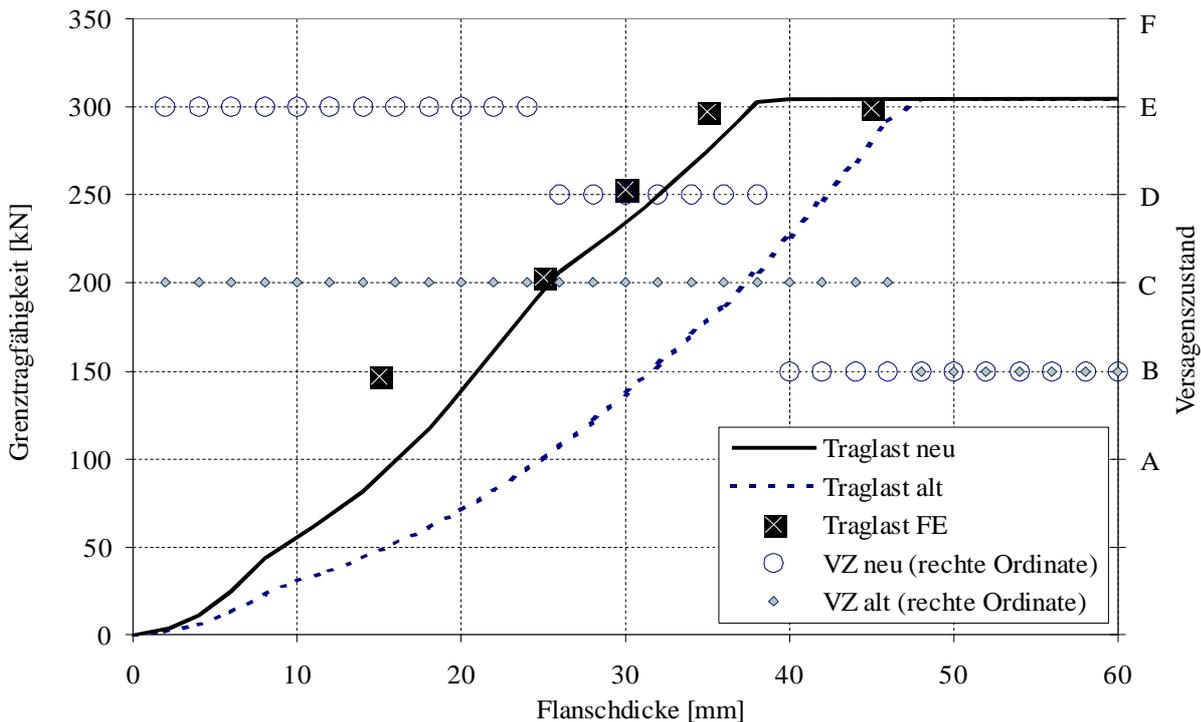


Bild 11: Parameterstudie für die Flanschdicke (sonstige Abmessungen siehe Bild 5)

Fig. 11: Parametric study for the flange thickness (other dimensions see Fig. 5)

Bild 11 zeigt als Ergebnis einer Parameterstudie den Vergleich zwischen der bisherigen Berechnungsmethodik („Traglast alt“) und dem vorgestellten Ansatz („Traglast neu“) für den Beispielflansch aus Bild 5. Zusätzlich zu den Ergebnissen der vereinfachten Berechnungsverfahren sind die Ergebnisse der FE-Berechnung aus Tabelle 1 eingetragen. Die Ergebnisse sind charakteristische Werte, für die Bemessung wären die Teilsicherheitsbeiwerte zu beachten.

Die vereinfachte Berechnung liegt insbesondere im Bereich dünner Flansche noch deutlich auf der sicheren Seite. Ggf. kann hier bei VZ E der Angriffspunkt der Schraubenkraft günstiger angesetzt werden. Hierzu wären weitere Versuchsergebnisse wünschenswert.

Insgesamt ist ersichtlich, daß der rechnerische Traglastgewinn erheblich ist. Versagenszustand B wird nun bereits ab einer Dicke von 40mm maßgebend, vorher lag die Grenze bei 48mm. Bei bewußter Auslegung auf diesen Versagenszustand – dieses ist bei Ringflanschverbindungen im Hinblick auf den Verlauf der Schraubenkraft im elastischen Bereich sinnvoll – wird also gegenüber der bisherigen Berechnung auch ein Gewinn erzielt.

7 Fazit und Ausblick

Durch die Analyse von FE-Berechnungen und Versuchsergebnissen konnte eine verbesserte Berechnungsmethode für Verbindungen mit planmäßig auf Zug beanspruchten Schrauben ermittelt und begründet werden. Die vorgestellte Modifikation führt bei dünnen Flanschen zu deutlich höheren Traglasten. Das ist sowohl für den Hochbau, z.B. auch für typisierte Verbindungen, als auch für Antennentragwerke oder Windenergieanlagen interessant.

Prinzipiell ist die Methode auf alle Anschlüsse des Stahlbaus übertragbar, bei denen die dargestellten Versagensmechanismen untersucht werden müssen. Durch die Erhöhung der Tragfähigkeit werden so Wirtschaftlichkeitsreserven nutzbar.

Am Institut für Stahlbau der Universität Hannover werden im Rahmen verschiedener Forschungsvorhaben weitere Untersuchungen zur statischen und dynamischen Tragfähigkeit von Ringflanschverbindungen durchgeführt. Bezüglich der Ermüdungsfestigkeit der Verbindung wird derzeit ein Vorhaben durchgeführt, bei dem die Messungen im Labor erstmals durch Messungen an laufenden Windenergieanlagen ergänzt werden.

Hinsichtlich der Tragfähigkeit werden weitere Untersuchungen zum Einfluß der Verformungsfähigkeit der Schrauben durchgeführt. Diese Frage gewinnt nochmals an Bedeutung, wenn über die Tragfähigkeit des Segmentes hinaus die Tragfähigkeit des Gesamtsystems ausgenutzt werden soll.

Die Autoren danken Dr.-Ing. Thorsten Wanzek für die Bereitstellung von Versuchsergebnissen in elektronischer Form.

Literatur

- [1] *Petersen, C.*: Stahlbau. Braunschweig: Vieweg 1997
- [2] ENV 1993-1-1: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten. Teil 1.1: Allgemeine Bemessungsregeln, Bemessungsregeln für den Hochbau. April 1992.
- [3] *Wanzek, T.*: Zu Theorie, Numerik und Versuchen verformbarer Anschlußkonstruktionen. Berichte aus dem Konstruktiven Ingenieurbau der Universität der Bundeswehr München 97/7. München, Diss. 1998.
- [4] *Gebbeken, N.; Wanzek, T.; Petersen, C.*: Semi-Rigid Connections, T-Stub-Modelle – Versuchsbericht. Berichte aus dem Konstruktiven Ingenieurbau der Universität der Bundeswehr München 97/2.
- [5] *Wanzek, T.; Gebbeken, N.*: Versuche und numerische Berechnungen für geschraubte Kopfplattenanschlüsse. Bauingenieur 73 (1998), S. 512-519.
- [6] DIN 18800: Stahlbauten – Bemessung und Konstruktion. November 1990.
- [7] *Steuere, A.*: Trag- und Verformungsverhalten von auf Zug beanspruchten Schrauben. Institut für Baustatik und Konstruktion der ETH Zürich 1996.
- [8] *Petersen, C.*: Nachweis der Betriebsfestigkeit exzentrisch beanspruchter Ringflanschverbindungen. Stahlbau 67 (1998), S. 191–203