

Sammy Zein El Dine

**Ermüdungssicherheit der Schweißnähte an
Ringflanschverbindungen in turmartigen
Stahlbauten**



Cuvillier Verlag Göttingen

Ermüdungssicherheit der Schweißnähte an Ringflanschverbindungen in turmartigen Stahlbauten

Vom Fachbereich Bauwissenschaften
der Universität Duisburg-Essen
zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur
genehmigte Dissertation

von

Dipl.-Ing. Sammy Zein El Dine

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. Herbert Schmidt

Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. habil. Jörg Schröder

Eingereicht am: 20.11.2006

Mündliche Prüfung am: 11.07.2007

Fachbereich Bauwissenschaften der Universität Duisburg-Essen

Institut für Stahlbau/Holzbau

Prof. Dr.-Ing. Hanshermann Prediger †

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.ddb.de> abrufbar.

1. Aufl. - Göttingen : Cuvillier, 2007

Zugl.: Duisburg-Essen, Univ., Diss., 2006

978-3-86727-477-7

© CUVILLIER VERLAG, Göttingen 2007

Nonnenstieg 8, 37075 Göttingen

Telefon: 0551-54724-0

Telefax: 0551-54724-21

www.cuvillier.de

Alle Rechte vorbehalten. Ohne ausdrückliche Genehmigung des Verlages ist es nicht gestattet, das Buch oder Teile daraus auf fotomechanischem Weg (Fotokopie, Mikrokopie) zu vervielfältigen.

1. Auflage, 2007

Gedruckt auf säurefreiem Papier

978-3-86727-477-7

Für Birgit

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand zum größten Teil während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Stahlbau/Holzbau (Fachbereich Bauwissenschaften) der Universität Duisburg-Essen.

Mein größter Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Herbert Schmidt für die exzellente wissenschaftliche Betreuung in der Endphase der Promotion und für die Übernahme des Hauptberichts.

Außerdem bedanke ich mich auch sehr bei Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Jörg Schröder für die Übernahme des Mitberichts.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Hanshermann Prediger für die Anregung zu dieser Arbeit. Die fachlichen Ratschläge und sein volles Vertrauen in meine Person haben wesentlich zu ihrem Gelingen beigetragen. Gerne erinnere ich mich an die gemeinsame Zeit am Lehrstuhl zurück.

Schließlich danke ich allen Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern des Instituts für Stahlbau/Holzbau für die mir entgegengebrachte Unterstützung. Hervorheben möchte ich an dieser Stelle Herrn Dipl.-Ing. Stefan Wirth und Herrn Dipl.-Ing. Markus Schiborr. Mit ihnen verbinde ich nicht nur zahlreiche fachliche Diskussionen und eine gute Zusammenarbeit, sondern auch ein sehr freundschaftliches Verhältnis. Besonders bedanke ich mich auch bei Herrn Dipl.-Ing. Jörg Uhlemann für die vorbereitenden Untersuchungen zu meinen Versuchen.

Meiner Lebensgefährtin Frau Birgit Lischke M.A. danke ich herzlichst für ihre stete Unterstützung und Geduld während der Promotion.

Düsseldorf, im Oktober 2007

Sammy Zein El Dine

Inhalt

Inhalt	I
1 Einleitung	1
1.1 Allgemeines.....	1
1.2 Zielsetzung.....	3
1.3 Überblick	3
2 Ringflanschverbindungen bei Stahlrohtürmen.....	5
2.1 Elastisches Tragverhalten von L-Ringflanschverbindungen.....	6
2.1.1 Schrauben-Berechnungsmodell nach Petersen	7
2.1.2 Schrauben-Berechnungsmodell nach Schmidt/Neuper	8
2.1.3 Schrauben-Berechnungsmodell in der VDI-Richtlinie 2230.....	8
2.1.4 Schrauben-Berechnungsmodell nach Seidel.....	9
2.1.5 Beanspruchung der Schweißnähte.....	10
2.2 Auslegung von L-Ringflanschverbindungen.....	10
2.2.1 Empfohlene Abmessungen.....	10
2.2.2 Grenzzustand der Tragfähigkeit	11
2.2.3 Grenzzustand der Ermüdung.....	13
2.3 Zur Herstellung von turmartigen Stahlbauten.....	14
2.3.1 Herstellverfahren	14
2.3.2 Herstellbedingte Imperfektionen in L-Ringflanschverbindungen.....	14
3 Grundlagen der Ermüdungsfestigkeit von Stahlkonstruktionen.....	17
3.1 Rissentstehung	17
3.2 Kerbwirkung	18
3.3 Wöhlerversuche und Wöhlerlinie.....	19
3.4 Rechnerische Verfahren für den Nachweis ausreichender Ermüdungs- festigkeit	23
3.4.1 Nennspannungskonzept.....	23
3.4.2 Strukturspannungskonzept.....	24

3.4.3	Kerbspannungskonzept	25
3.4.4	Kerbgrundkonzept	26
3.5	Ermüdung unter nichtperiodischer Beanspruchung	27
3.5.1	Auswertung von Beanspruchung-Zeit-Funktionen	27
3.5.2	Lineare Schadensakkumulation nach Palmgren und Miner	28
3.6	Regelwerke zum Ermüdungssicherheitsnachweis	30
3.6.1	Normen im Bauwesen	30
3.6.2	Regelwerke und Normen im Maschinenbau	33
3.6.3	Kritische Betrachtungen zum Eurocode	34
3.7	Vergleich der Regelungen für Ringflanschverbindungen	35
3.7.1	L-Flansch als Aufschweißflansch (Anschluss der Schale mit zwei Kehlnähten)	36
3.7.2	L-Flansch als Vorschweißflansch ohne Hals (Anschluss der Schale mit K-Naht)	37
3.7.3	L-Flansch als Vorschweißflansch mit Hals (Anschluss der Schale mit Stumpfnah)	39
3.7.4	T-Flansch als Vorschweißflansch ohne Hals (Anschluss der Schale mit K-Naht)	39
3.7.5	Zusammenfassung	40
4	Berechnungen von Ringflanschverbindungen mit Hilfe der Finite- Elemente-Methode (FEM)	41
4.1	Grundlagen der FE-Berechnung	41
4.1.1	Nichtlineare Berechnungen allgemein	41
4.1.2	Das Newton-Raphson-Verfahren	42
4.2	Aufbau des FE-Modells	44
4.2.1	Verwendete Elementtypen	44
4.2.2	Diskretisierung	47
4.2.3	Werkstoffeigenschaften	48
4.2.4	Symmetrien und Randbedingungen	48
4.2.5	Berechnungsablauf	50

4.3 Validierung des FE-Modells mit Hilfe eines dokumentierten Traglastversuches	51
4.3.1 Beschreibung des Traglastversuchs.....	51
4.3.2 Vergleichsberechnungen zum Diskretisierungsgrad.....	53
4.3.3 Vergleichsberechnungen zur Schweißnahtgeometrie	56
5 Numerische Parameterstudien zur lokalen Schalenbiegebeanspruchung im Bereich einer Ringflanschverbindung.....	59
5.1 Perfekte L-Ringflanschverbindungen mit Hals	59
5.1.1 Berechnete Parametervarianten.....	59
5.1.2 Ergebnisse: Schalenbiegespannungen an der Schweißnaht.....	65
5.1.3 Ergebnisse: Ermüdungsschädigung der Schweißnaht	79
5.2 Imperfekte L-Ringflanschverbindungen mit Hals.....	87
5.2.1 Berechnete Parametervarianten.....	88
5.2.2 Ergebnisse: Schalenbeanspruchung an der Schweißnaht	91
5.2.3 Ergebnisse: Ermüdungsschädigung der Schweißnaht	103
6 Entwicklung eines vereinfachten FE-Modells für Ringflanschverbindungen	109
6.1 Aufbau des vereinfachten FE-Modells	109
6.1.1 Vorüberlegungen zur Modellierung.....	109
6.1.2 Einzelheiten des Modellaufbaus	110
6.2 Validierung des vereinfachten FE-Modells	112
6.2.1 Vergleich der FE-Modelle bei perfekter Ringflanschgeometrie.....	112
6.2.2 Vergleich der FE-Modelle bei imperfekter Ringflanschgeometrie	114
6.3 Beispielhafte Anwendung des vereinfachten FE-Modells: Einfluss der Hauptwindrichtung bei imperfekten L-Ringflanschverbindungen	116
6.3.1 Ergebnisse: Schalenbeanspruchung an der Schweißnaht	117
6.3.2 Ergebnisse: Ermüdungsschädigung der Schweißnaht	118

7 Dauerschwingversuche an Stumpfnähten unter besonderer Berücksichtigung einer Spannungsgradienten über die Blechdicke	121
7.1 Vorbereitung der Versuche	121
7.1.1 Prüfmaschinen und Versuchsaufbau	122
7.1.2 Fertigung der Versuchsproben	127
7.1.3 Ermittlung der Schweißnahtoberflächengeometrie	130
7.1.4 Ermittlung der mechanischen Werkstoffkenngrößen	136
7.1.5 Kalibrierung der exzentrischen Probenaufnahme	138
7.2 Durchführung der Versuche	140
7.3 Auswertung der Versuchsergebnisse.....	142
7.3.1 Lastspielzahlen	142
7.3.2 Bezugswerte der Ermüdungsfestigkeit	145
7.4 Ergänzende Berechnungen zur Kerbwirkung am Nahtübergang der Versuchsproben.....	147
7.4.1 Ermittlung von Kerbformzahlen mit Hilfe einer Näherungsformel	147
7.4.2 Numerische Ermittlung von Kerbformzahlen	149
7.5 Zusammenfassung und Diskussion der Ergebnisse	153
8 Rissfortschrittsberechnungen an ausgewählten L-Ringflanschverbindungen mit Hilfe der FEM	157
8.1 Bruchmechanische Grundlagen	158
8.1.1 Rissspitzenbeanspruchung.....	158
8.1.2 Bruchkriterium und Rissfortschrittsgesetze.....	163
8.1.3 Einfluss der Mittelspannungsintensität.....	165
8.1.4 Reihenfolgeeffekte	166
8.2 Besonderheiten des verwendeten FE-Modells.....	167
8.2.1 Riss- und Kontaktelemente.....	167
8.2.2 Berechnungsaufwand	168
8.2.3 Substrukturtechnik.....	168

8.3 Ermüdungswirksame Einwirkungen	169
8.3.1 WEA-typische Beanspruchungszeitreihen.....	169
8.3.2 Extrapolation der Zeitreihen auf längere Zeiträume.....	170
8.4 Durchführung der Rissfortschrittsberechnungen	172
8.4.1 Annahmen	172
8.4.2 Berechnungsschritte	175
8.4.3 Berechnete Ringflanschverbindungen und Parametervariationen....	176
8.5 Ergebnisse der Rissfortschrittsberechnungen.....	176
8.5.1 Parameterstudie zur Berechnungstechnik und zur Bruchzähigkeit...	178
8.5.2 Perfekte Ringflanschverbindungen	181
8.5.3 Imperfekte Ringflanschverbindungen	182
8.5.4 Zusammenfassende Diskussion der Ergebnisse	184
9 Zusammenfassung und Ausblick	187
Literaturverzeichnis.....	191
Normen und Richtlinien	199
Anlagen.....	203

1 Einleitung

1.1 Allgemeines

Bekanntestes Beispiel für turmartige Stahlbauten sind Rohrtürme für Windenergieanlagen (WEA, Bild 1.1a). Aber auch freistehende Stahlschornsteine (Bild 1.1b), Sendemaste, Aussichtstürme usw. gehören zu dieser Kategorie von Stahlbauten. Ihnen allen gemein ist, dass die Windbelastung die dominierende Einwirkung ist und dass sie zu den „schwingungsanfälligen“ Bauwerken gehören. Besonders ausgeprägt ist das bei WEA-Türmen in Verbindung mit ihrer großen Turmkopfmasse. Diese können z. B. zusätzlich durch die Maschine dynamisch angeregt werden. Außerdem führen Änderungen der Windstärke und -richtung zu erheblichen Lastschwankungen. Da Baustoffe unter wechselnder Belastung ermüden, sind neben den Grenzzuständen der Tragsicherheit auch die Grenzzustände der Ermüdung nachzuweisen.

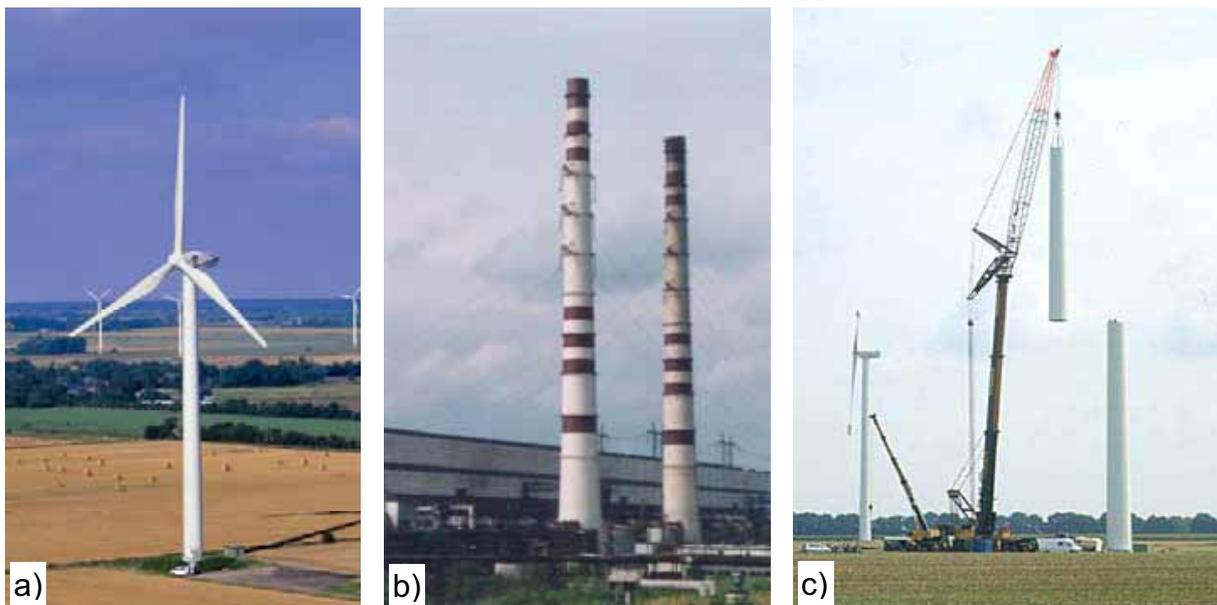


Bild 1.1: a) Windenergieanlage
b) Stahlschornsteine
c) Montage des Turms einer Windenergieanlage

Montagetechnisch werden turmartige Stahlbauten in der Regel in der Werkstatt in Schüssen bzw. Sektionen vorgefertigt und auf der Baustelle mit Hilfe vorgespannter geschraubter Ringflanschverbindungen zusammengebaut (Bild 1.1c). Diesen Ringflanschverbindungen wurde im Hinblick auf die Ermüdungssicherheit in den letzten Jahren besondere Beachtung geschenkt. Im Vordergrund stand dabei die Ermüdung der Schrauben [29][30][37][59][61]. Die dafür benötigte Schraubenkraft F_S ist insbe-

sondere bei so genannten L-Ringflanschverbindungen, bei denen der Flansch einseitig nach außen oder innen absteht (Bild 1.2), hochgradig nichtlinear von der angreifenden Schalenzugkraft Z abhängig. Diese Schalenzugkraft entsteht aus der globalen Biegebelastung der Rohrschale infolge von Wind. Für die Funktion $F_S = f(Z)$ wurde eine ganze Reihe von Berechnungsmethoden entwickelt, die in Kap. 2 kurz besprochen werden. Weiterführend hat Jakubowski den Einfluss von Flanschimperfectionen auf die Ermüdung der Schrauben untersucht [29] bis [33].

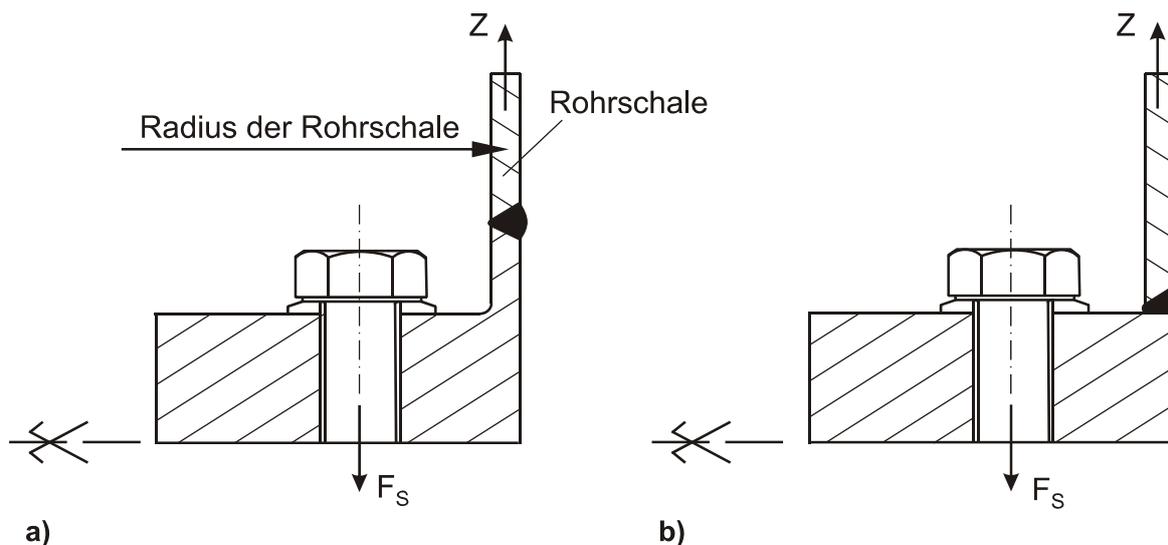


Bild 1.2: Querschnitte typischer L-Ringflanschverbindungen in WEA-Rohrtürmen :
a) Vorschweißflansch mit Hals
b) Vorschweißflansch ohne Hals

Weniger beachtet wurde bislang die Schweißnaht zwischen Ringflansch und Rohrschale. Sie ist ebenfalls stark ermüdungsbeansprucht, egal ob in einem nach außen stehenden Aufschweißflansch (wie im Schornstein- und Mastbau üblich) oder in einem nach innen stehenden Vorschweißflansch (wie im WEA-Bau üblich). Bei letzteren gibt es die Varianten „Vorschweißflansch ohne Hals“ und „Vorschweißflansch mit Hals“ (Bild 1.2). Dem Vorschweißflansch mit Hals werden höhere Ermüdungsfestigkeiten zugesprochen, er wird daher immer häufiger eingesetzt. Bei allen L-Ringflanschverbindungen wird durch die Teileinspannung der Schale in den Flansch und durch die Exzentrizität der Verbindung der Membranspannungszustand der Schale gestört. Die daraus resultierende lokale Schalenbiegung, die auch die Schweißnaht zusätzlich beansprucht, ist mit einfachen Handrechnungen nicht mehr zu bestimmen. Gleichzeitig werden in den entsprechenden Stahlbau-Regelwerken keine eindeutigen Aussagen für den Umgang mit den zusätzlichen Biegespannungen beim Nachweis ausreichender Ermüdungssicherheit getroffen.

1.2 Zielsetzung

Das Ziel dieser Arbeit ist es, die Ermüdungsbeanspruchung der Schweißnähte an L-Ringflanschverbindungen genauer zu bestimmen. Dafür muss die lokale Schalenbiegebeanspruchung im Bereich der Schweißnaht theoretisch ermittelt werden. Vorrangig werden L-Ringflanschverbindungen mit Abmessungen, wie sie im WEA-Bau üblich sind, betrachtet. Die gewonnenen Erkenntnisse sollen anhand der derzeit gültigen Regelwerke und Normen bewertet werden. Durch vergleichende Dauerschwingversuche an Schweißnahtproben soll anschließend festgestellt werden, ob die zusätzliche lokale Biegebeanspruchung der Schale die Ermüdungsfestigkeit der Schweißnaht reduziert, oder ob die höhere Beanspruchung auf einer der beiden Schalenoberflächen möglicherweise durch den positiven Einfluss der Spannungsgradienten durch die Schalendicke hindurch kompensiert wird. Mit Hilfe von Rissfortschrittsberechnungen sollen zuletzt die Restnutzungsdauern von Ringflanschverbindungen mit angerissener Schweißnaht abgeschätzt werden.

1.3 Überblick

In Kap. 2 wird zunächst das elastische Tragverhalten von L-Ringflanschverbindungen dargelegt. In diesem Zusammenhang werden die verschiedenen konkurrierenden Berechnungsmodelle beschrieben, mit denen üblicherweise die Schraubenkraftfunktion $F_S = f(Z)$ bestimmt wird. Darüber hinaus wird auf die Berechnung der Grenztragfähigkeit von L-Ringflanschverbindungen, die Fertigung von Stahlrohrtürmen und die Problematik von Flanschimperfectionen eingegangen.

Eine Einführung in die Grundlagen der Ermüdungsfestigkeit von Stahlkonstruktionen wird in Kap. 3 gegeben. Auf die verschiedenen rechnerischen Verfahren zum Nachweis der Ermüdungssicherheit wird dabei ausführlich eingegangen. Außerdem werden in Kap. 3 die normativen Regelungen zum Ermüdungssicherheitsnachweis der Schweißnähte an Ringflanschverbindungen dargelegt. Inwieweit lokale Biegebeanspruchungen der Rohrschale beim Ermüdungssicherheitsnachweis der Schweißnähte abgedeckt sind, ist ein Aspekt, der dabei besonders heraus gestellt wird.

In Kap. 4 wird ein vom Verfasser aufgebautes FE-Modell beschrieben, mit dem das Tragverhalten von vorgespannten Ringflanschverbindungen simuliert werden kann. Das Modell bildet die beiden Ringflansche mit den angrenzenden Rohrschalen ab und ist eine Weiterentwicklung des von Jakobowski für seine Untersuchungen verwendeten FE-Modells. Die Kontaktproblematik zwischen den zusammen gespannten Flanschen wird durch implementierte Kontaktelemente erfasst. Nach einer detaillierten Beschreibung des Modellaufbaus wird das FE-Modell anhand eines

dokumentierten Traglastversuchs aus der Versuchsreihe von Jakubowski [29] [30] validiert.

Mit dem validierten FE-Modell wurden umfangreiche Parameterstudien an perfekten und imperfekten L-Ringflanschverbindungen durchgeführt. Diese werden in Kap. 5 zunächst ausführlich beschrieben. Die anschließende Diskussion der Berechnungsergebnisse erfolgt im Hinblick auf die lokale Biegebeanspruchung der Rohrschale. Letztendlich wird in diesem Kapitel mit Hilfe der Berechnungsergebnisse der Einfluss der lokalen Biegebeanspruchung der Rohrschale auf die Ermüdungsschädigung der Stumpfschweißnaht untersucht und beurteilt.

In Kap. 6 wird ein „vereinfachtes“ FE-Modell vorgestellt, mit dem das Tragverhalten von Ringflanschverbindungen im Hinblick auf die lokalen Schalenbiegebeanspruchungen mit weniger Rechenaufwand ebenfalls simuliert werden kann. Zunächst wird der Aufbau dieses Modells beschrieben. Eine anschließende Validierung erfolgt durch den Vergleich der Berechnungsergebnisse mit den Berechnungsergebnissen des „genaueren“ Modells aus Kap. 4. Das vereinfachte Modell wird dann dazu verwendet, den Einfluss der Hauptwindrichtung auf die Ermüdungsbeanspruchung der Schweißnähte zu untersuchen. Zuletzt werden die Berechnungsergebnisse ausgewertet und diskutiert.

Die vom Verfasser durchgeführten Dauerschwingversuche an Stumpfschweißnähten werden in Kap. 7 beschrieben. Unter anderem wird dabei der Versuchsaufbau der zentrischen und der exzentrischen Versuchsreihe erläutert. Die Kalibrierung der exzentrischen Probenaufnahme und die Auswertung der Schweißnahtoberflächen-geometrie werden ausführlich dokumentiert. Abschließend werden die Versuchsergebnisse ausgewertet und diskutiert.

Für die Berechnung der bruchmechanischen Kenngrößen eines Risses in der Schweißnaht einer Ringflanschverbindung wurde das vereinfachte FE-Modell aus Kap. 6 vom Verfasser weiterentwickelt. In Kap. 8 wird nach einer kurzen Einführung in die linear elastische Bruchmechanik der Aufbau dieses weiterentwickelten Modells beschrieben. Die bruchmechanischen Kenngrößen, die mit diesem berechnet werden, dienen als Eingangsgrößen für die Rissfortschrittsberechnungen an ausgewählten Ringflanschverbindungen. Das Kapitel schließt mit der Auswertung und der Diskussion der Berechnungsergebnisse.

2 Ringflanschverbindungen bei Stahlrohtürmen

Flanschverbindungen sind vorgespannte Schraubenverbindungen. Eine unter Zugvorspannung stehende Schraube und der tonnenförmige Vorspann-Druckkörper der beiden Flansche zwischen Schraubenkopf und Mutter werden zusammen als Klemmpaket bezeichnet (Bild 2.3a). Eine L-Ringflanschverbindung besteht aus n_s solchen Klemmpaketen. Ihre Berechnung erfolgt meist an einem aus dem Gesamtsystem herausgeschnittenen Segment, das ein Klemmpaket erfasst (Bild 2.1). Als Schalenzugkraft Z ist dabei das Integral der Schalenlängsspannungen σ_x über die anteilige Schalenquerschnittsfläche eines Segments definiert. In Bild 2.2 ist die Funktion der Schraubenkraft F_s über der exzentrisch angreifenden Schalenzugkraft Z schematisch dargestellt. Diese lässt sich in vier Bereiche unterteilen.

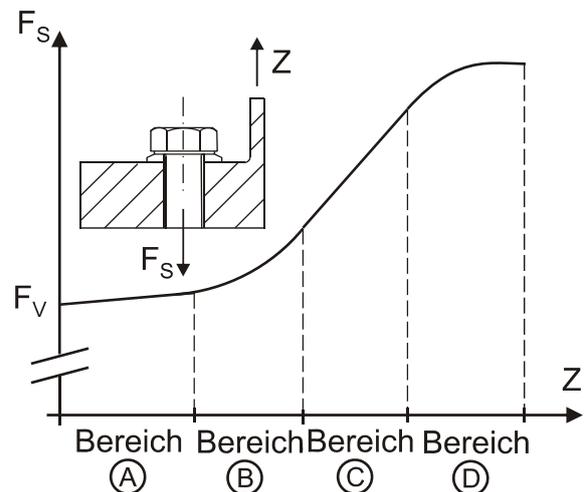
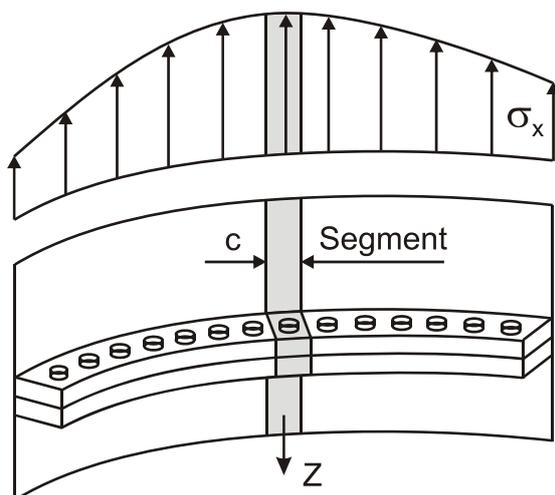


Bild 2.1: Segment einer L-Ringflanschver- **Bild 2.2: Schraubenkraftfunktion $F_s(Z)$**
bindung **(schematisch)**

Im Bereich A wächst die Schraubenkraft geringfügig proportional zur Schalenzugkraft. Der Anstieg resultiert aus der linear-elastischen Entspannung des Vorspann-Druckkörpers und der damit verbundenen Umlagerung der Kontaktpressungen zwischen den beiden Flanschflächen. Sind die Kontaktpressungen unter der Schalenwand abgebaut, beginnt die Flanschverbindung, sukzessive von dort her aufzuklaffen. Dadurch nehmen die Schraubenkräfte im Bereich B überproportional zu. Sobald die Kontaktpressungen komplett abgebaut sind, kommt es zum reinen „Kantenträgen“, bei dem die Flanschverbindung über die gesamte Breite klafft und nur noch an den schalenabgewandten Kanten Kontakt hat. Dieses ist wiederum an dem linearen, aber wesentlich steileren Zuwachs der Schraubenkraft im Bereich C zu erkennen. Die zum Schluss wieder geringere Zunahme der Schraubenkraft im

Bereich D ergibt sich aus Plastizierungen in der Verbindung, insbesondere in der Schraube. Letztendlich ist die Tragfähigkeit der Schraube erschöpft, und die Verbindung versagt.

2.1 Elastisches Tragverhalten von L-Ringflanschverbindungen

Um den Nachweis ausreichender Ermüdungssicherheit der Schrauben führen zu können, muss die Schraubenkraft als Funktion der Schalenzugkraft zumindest in den elastischen Bereichen A bis C bekannt sein. Für die näherungsweise Berechnung dieser Funktion an einem herausgeschnittenen Segment wurde eine Vielzahl von Berechnungsverfahren vorgeschlagen, von denen nachfolgend die vier gebräuchlichsten kurz vorgestellt werden. Allen Verfahren gemein ist, dass die Federsteifigkeit der Schraube C_S und die Federsteifigkeit des Druckkörpers C_D eines Klemmpaketes als Eingangsgrößen bestimmt werden müssen (Bild 2.3b bis d). Sie lassen sich durch den Ansatz einer Einheitslast $F = \bar{1}$ berechnen:

$$C_S = \frac{1}{\int_0^{l_s} \frac{\bar{1}}{EA_s(x)} dx} \quad (2.1)$$

$$C_D = \frac{1}{2 \cdot \int_0^{t_F} \frac{\bar{1}}{EA_D(x)} dx} \quad (2.2)$$

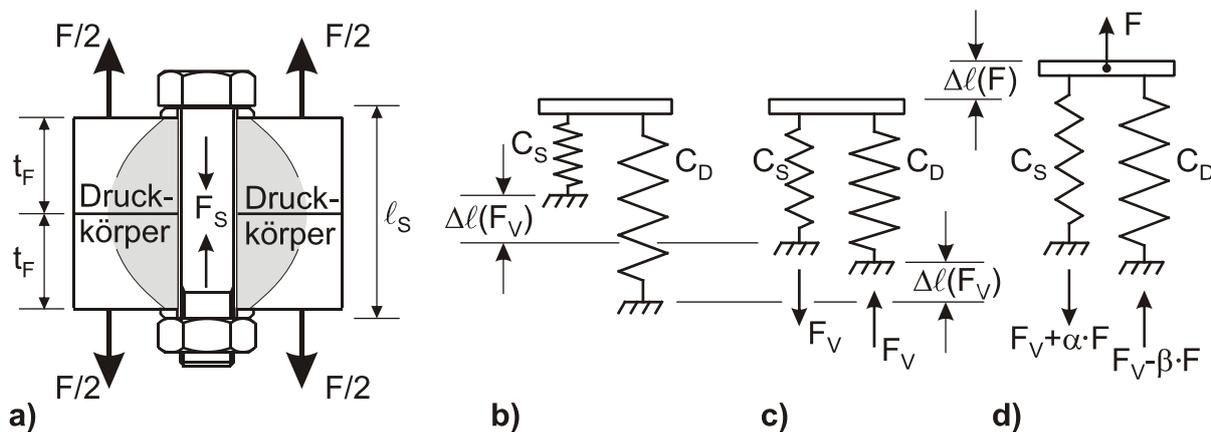


Bild 2.3: Klemmpaket: a) schematische Darstellung, b) nicht vorgespanntes Federmodell, c) vorgespanntes Federmodell, d) vorgespanntes und durch äußere Kraft belastetes Federmodell

Grundsätzlich gelten alle diese näherungsweise Berechnungsmodelle nur für die Schraubenkraftberechnung im elastischen Bereich. Unterschiede bestehen bei der Größe der angenommenen inneren Hebelarme und/oder der Federsteifigkeiten, die

für die Berechnungen angesetzt werden. Die für die folgenden Erläuterungen verwendeten Bezeichnungen sind in Bild 2.4 zu ersehen.

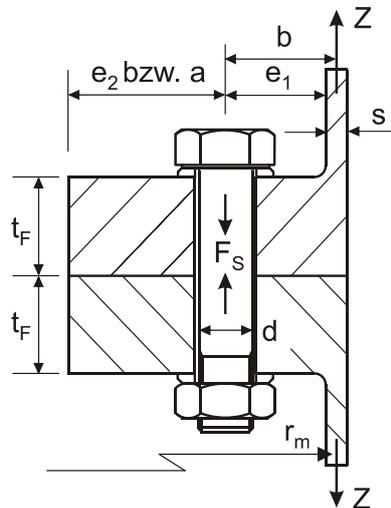
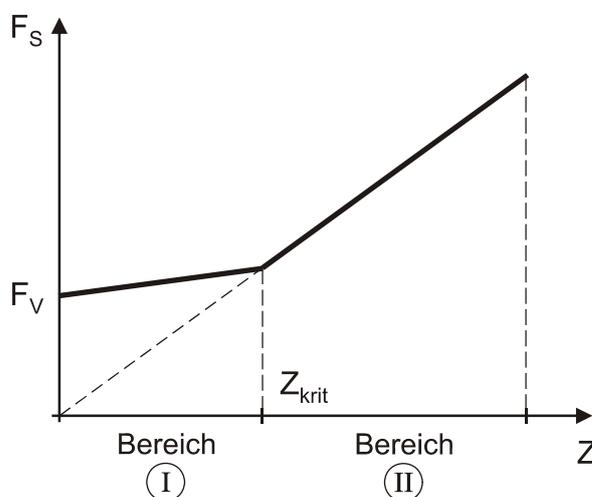


Bild 2.4: Bezeichnungen einer L-Flanschverbindung

2.1.1 Schrauben-Berechnungsmodell nach Petersen

Das Verfahren, das Petersen in [48] vorstellt und das in der Praxis weit verbreitet ist, geht von einem bilinearen Verlauf der Schraubenkraftfunktion aus (Bild 2.5). Im Bereich I wird diese elementar über das Verhältnis der Federsteifigkeiten von Schraube und Druckkörper ermittelt, was zu einer konservativen Näherung für den Anstieg führt. Unter der Voraussetzung, dass danach sofort reines Kantentragen vorliegt, ergibt sich die Schraubenkraft im Bereich II aus dem Momentengleichgewicht.



$$p = \frac{C_S}{C_S + C_D}, \quad q = \frac{C_D}{C_S + C_D},$$

$$\lambda = \frac{a+b}{a}, \quad Z_{krit} = \frac{F_V}{\lambda \cdot q},$$

$$F_{S,I} = F_V + p \cdot \lambda \cdot Z,$$

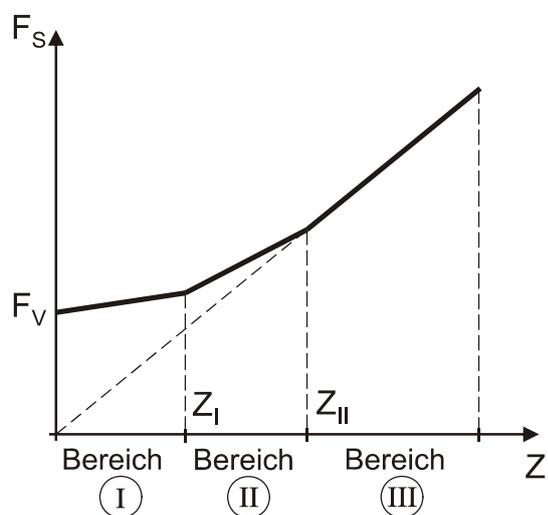
$$F_{S,II} = \frac{a+b}{a} \cdot Z = \lambda \cdot Z.$$

Bild 2.5: Schraubenkraftfunktion nach Petersen [48]

Bei der Berechnung der Federsteifigkeit C_D für den Druckkörper nimmt Petersen an, dass sich dieser kegelförmig unter einem Winkel von 45° ausbildet (statt des in Bild 2.3a schematisch dargestellten tonnenförmigen Druckkörpers). Für die Schraubkraft führt das zu konservativen Ergebnissen, weil die Steifigkeit des Druckkörpers unterschätzt wird.

2.1.2 Schrauben-Berechnungsmodell nach Schmidt/Neuper

Mit diesem Verfahren, das in [59] veröffentlicht wurde, nähert man die Schraubkraft durch einen trilinearen Funktionsverlauf an (Bild 2.6), der sich näher an den wirklichen Verlauf (Bild 2.2) anschmiegt, aber immer noch konservativ bleibt. Die Bestimmung der Federsteifigkeiten erfolgt analog zum Modell von Petersen. Die Gerade im Bereich I wird deutlich flacher angesetzt als bei Petersen, geht dafür aber nicht bis zum reinen Kantentragen. Dieses wird im Bereich III vorausgesetzt, allerdings steiler, da bei der Berechnung der Schraubkraft der innere Hebelarm bis zur Kante gegenüber dem Maß a um 30% reduziert wird. Im Übergangsbereich II wird die Schraubkraft linear interpoliert. Er ist durch das sukzessive Aufklaffen des Flansches bestimmt.



$$p = \frac{C_S}{C_S + C_D}, \quad q = \frac{C_D}{C_S + C_D},$$

$$\lambda^* = \frac{0,7 \cdot a + b}{0,7 \cdot a},$$

$$Z_I = \frac{a - 0,5 \cdot b}{a + b} \cdot F_V, \quad Z_{II} = \frac{1}{\lambda^* \cdot q} \cdot F_V,$$

$$F_{S,I} = F_V + p \cdot Z,$$

$$F_{S,II} = F_V + p \cdot Z_I + \left[\lambda^* \cdot Z_{II} - (F_V + p \cdot Z_I) \right] \frac{Z - Z_I}{Z_{II} - Z_I},$$

$$F_{S,III} = \lambda^* \cdot Z.$$

Bild 2.6: Schraubkraftfunktion nach Schmidt/Neuper [59]

2.1.3 Schrauben-Berechnungsmodell in der VDI-Richtlinie 2230

In der VDI-Richtlinie [85] ist die Schraubkraftfunktion ebenfalls in drei Bereiche unterteilt (Bild 2.7). Im Gegensatz zum Modell nach Schmidt/Neuper wird der Übergangsbereich jedoch nicht linear interpoliert, sondern durch einen Kreisbogen angenähert. Zusätzlich wird u.a. die Stelle der Lasteinleitung in den Flansch bei der Berechnung der Schraubkraft durch einen „Lasteinleitungsfaktor“ n berücksichtigt,

der für typische Flanschverbindungen in der Größenordnung 0.1 liegt. Bei der Ermittlung der Federsteifigkeit des Druckkörpers wird unterschieden, ob sich dieser symmetrisch oder unsymmetrisch ausbildet. Der Winkel, unter dem sich der Druckkörper im Flansch ausbreitet, ist von der Flanschgeometrie abhängig. Insgesamt betrachtet ist die Berechnung der Schraubenkraftfunktion aufwendiger als bei den zuvor beschriebenen Berechnungsmodellen. Der tatsächliche Verlauf der Schraubenkraftfunktion wird jedoch besser angenähert, insbesondere im Bereich I, der deutlich flacher ist als bei Schmidt/Neuper. Ein weiteres Merkmal ist, dass das Schraubenbiegemoment, solange die Verbindung nicht klafft, zusätzlich berechnet werden kann.

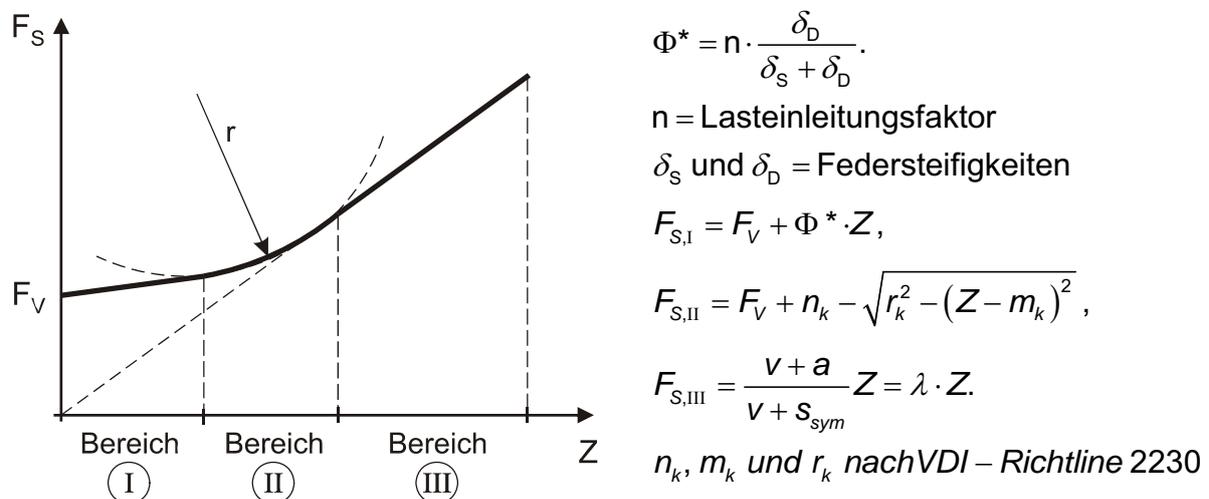


Bild 2.7: Schraubenkraftfunktion nach VDI-Richtlinie 2230 [85]

2.1.4 Schrauben-Berechnungsmodell nach Seidel

Das Berechnungsmodell nach Seidel [61] lehnt sich an das Modell der VDI-Richtlinie 2230 an, verbessert es aber weiter. Der Flansch wird als gedrungener Biege-Kragarm, dessen Stabachse rechtwinkelig zur Flanschebene steht, abgebildet (Bild 2.8a). Für die Schraube und diesen Kragarm werden unter Belastung durch diese exzentrisch angreifende Schalenzugkraft Z identische Biegelinien angenommen (Bild 2.8b). Die Verdrehung des Schraubenkopfes entspricht somit der Verdrehung φ des Kragarmendes. Mit dem Abstand der Schwerachsen s_{sym} ergibt sich dann die Längenänderung der Schraube $\Delta \ell$. Für den Kragarmquerschnitt wird nur der Teil des Flansches angesetzt, in dem die Verbindung nicht klafft. Schreibt man die Gleichgewichtsbedingungen an, dann ist die Länge ℓ_{klaff} dieses Bereichs eine der Unbekannten. Die Schraubenkraft F_S wird iterativ berechnet, indem die Länge des klaffenden Bereichs so lange angepasst wird, bis das Gleichgewicht erfüllt ist. Der

Fortschritt dieses Modells besteht darin, dass das Schraubenbiegemoment M_S auch nach Beginn des Klaffens berechnet werden kann.

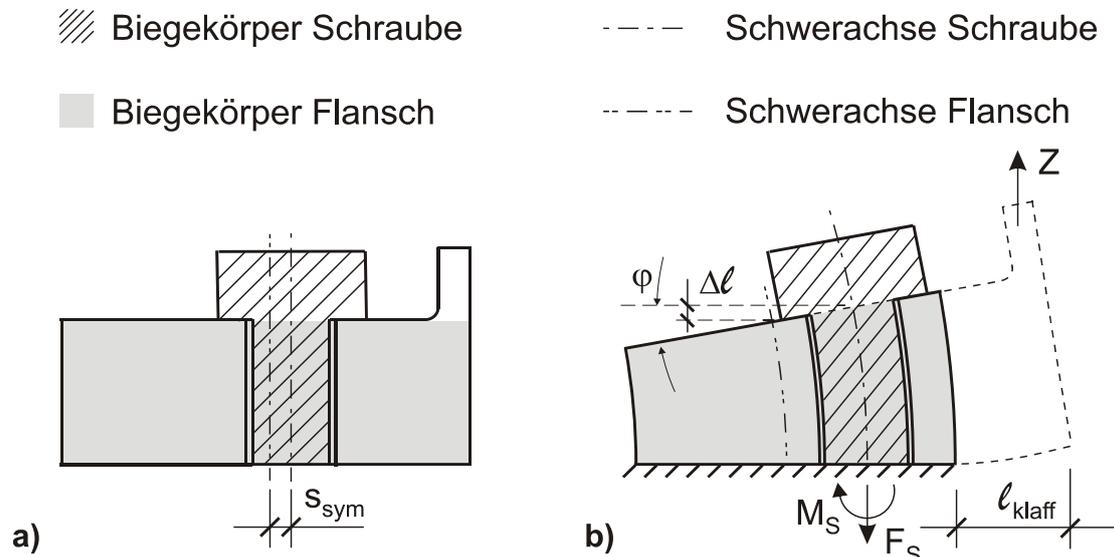


Bild 2.8: Flanschmodell nach Seidel [61] :

a) unbelastet

b) unter exzentrischem Zug

2.1.5 Beanspruchung der Schweißnähte

Die Berechnung der lokalen Schalenbiegemomente ist mit keinem der Berechnungsmodelle, die in den Unterabschnitten 2.1.1 bis 2.1.4 vorgestellt wurden, möglich. Es ist allerdings zu vermuten, dass der Funktionsverlauf des lokalen Schalenbiegemomentes über der Schalenzugkraft Z ähnlich nichtlinear ist wie der der Schraubkraft. Die Parameterstudien in Kap. 5 haben das Ziel, diesen Funktionsverlauf zu bestimmen. Es wird angestrebt, einfache Abschätzungen der lokalen Schalenbiegemomente in Abhängigkeit von der Flanschgeometrie angeben zu können.

2.2 Auslegung von L-Ringflanschverbindungen

2.2.1 Empfohlene Abmessungen

Nach den Regelungen für Türme, Maste und Schornsteine im Eurocode 3 (EC3) [78] ist für die Dimensionierung der Flansche die Einhaltung der in den Gleichungen (2.3) bis (2.9) aufgeführten Abmessungen empfohlen (Bezeichnungen vgl. Bild 2.4). Die Begrenzung des Abstandes e_1 der Schraubenachse von der Schalenoberfläche nach oben gemäß Gl. (2.3) ergibt sich aus der Zielsetzung, unter äußerer Last möglichst