

Zum Einfluss von Schweißnahtimperfectionen auf die Ermüdungsfestigkeit von Stahlbauteilen

Von der Fakultät für Bauingenieurwesen der
Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen
zur Erlangung des akademischen Grades
einer Doktorin der Ingenieurwissenschaften
genehmigte Dissertation

vorgelegt von

Helen Bartsch

Berichter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Markus Feldmann
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Thomas Ummenhofer

Tag der mündlichen Prüfung: 10.11.2023

Schriftenreihe Stahlbau – RWTH Aachen University

Herausgeber:

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Markus Feldmann

Gründer:

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr.h.c. Gerhard Sedlacek

Heft 95

Helen Bartsch

**Zum Einfluss von Schweißnahtimperfectionen
auf die Ermüdungsfestigkeit von Stahlbauteilen**

Verlag Mainz
Aachen 2023

Schriftenreihe Stahlbau – RWTH Aachen University – Heft 95

Helen Bartsch

Zum Einfluss von Schweißnahtimperfektionen auf die Ermüdungsfestigkeit
von Stahlbauteilen

ISBN: 978-3-95886-512-9

<https://doi.org/10.18154/RWTH-2023-11029>

Das Werk einschließlich seiner Teile ist urheberrechtlich geschützt. Jede Verwendung ist ohne die Zustimmung des Herausgebers außerhalb der engen Grenzen des Urhebergesetzes unzulässig und strafbar. Das gilt insbesondere für Vervielfältigungen, Übersetzungen, Mikroverfilmungen und die Einspeicherung und Verarbeitung in elektronischen Systemen.

Bibliografische Information der Deutschen Bibliothek

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

1. Auflage 2023

© Wissenschaftsverlag Mainz GmbH - Aachen

Süsterfeldstr. 83, 52072 Aachen

Tel. 0241/87 34 34 00

www.Verlag-Mainz.de

Satz: nach Druckvorlage des Autors

Umschlaggestaltung: Druckerei Mainz

printed in Germany

D82 (Diss. RWTH Aachen University, 2023)

Vorwort des Herausgebers

Für viele Konstruktionen des Ingenieurstahlbaus, insbesondere des Stahl- und Stahlverbundbrückenbaus, ist die Ermüdungsfestigkeit maßgebend für Entwurf und Bemessung. Sie wirkt sich direkt auf Sicherheit und Wirtschaftlichkeit aus.

Für die Nachweise der Ermüdungssicherheit von Stahlbauten wird europaweit die EN 1993-1-9 angewendet. Gleichwohl stellen sich Fragen nach der Treffsicherheit der Ermüdungsvorhersage der EN 1993-1-9, denn einige Details werden in der Norm nicht oder nicht klar genug behandelt. Dies gilt auch für die Rolle der Schweißnahtimperfectionen. So ist nicht zufriedenstellend geklärt, welche Imperfektion welchen Ausmaßes welchen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit nimmt.

Die Hintergrunddokumente der EN 1993-1-9 geben kaum Auskunft über Größe und Umfang zu berücksichtigender Schweißnahtimperfectionen. Auch wegen dieser Unwägbarkeit schränkt die Ausführungsnorm für Stahltragwerke EN 1090-2 die Größen tolerierbarer Schweißnahtimperfectionen für ermüdungsbeanspruchte Konstruktionen ein, die i.d.R. nach Bewertungsgruppe B der Qualitätsnorm EN ISO 5817 beurteilt werden. Die Hintergründe der Bewertungsgruppen sind allerdings auch nicht klar, so dass Zweifel über eine Korrelation mit den Sicherheitsanforderungen des Stahlbaus herrschen.

Frau Helen Bartsch hat sich somit der Aufgabe gestellt, basierend auf einer experimentellen Grundlage unter Verwendung lokaler Ermüdungskonzepte und numerischer Simulationen, eine Methode zu entwickeln, mit der Kerbfälle in Abhängigkeit von der Größe der Schweißnahtimperfectionen bestimmt werden können. Damit soll ein auf sicherheitstheoretischer Basis rational begründbarer Zusammenhang zwischen der Ermüdungsfestigkeit und einer oder mehrerer, gleichzeitig auftretender Schweißnahtimperfectionen unter Anvisieren des erforderlichen Sicherheitsniveaus hergestellt werden. Dabei ist der Ansatz, den Einfluss kombiniert auftretender Imperfectionen probabilistisch zu bearbeiten, grundlegend neu.

Die Ergebnisse der Arbeit sind bis zur Anwendungsreife entwickelt worden, Teile davon konnten direkt in die EN 1993-1-9 „Second Generation“ übernommen werden.

Dank sei an dieser Stelle der Förderung des Projekts „EVOKERB – Evolution Kerbfallkatalog für wirtschaftlich optimierte Stahlbauten“ über den DAST, die FOSTA, die AiF und die IGF ausgesprochen.

Besonders ist Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Thomas Ummenhofer für die Übernahme des Korreferats zu danken.

Aachen, im November 2023

Univ.-Prof. Dr.-Ing. M. Feldmann

Kurzfassung

In jeder Schweißnaht treten fertigungsbedingte Schweißnahtimperfectionen auf, die in ermüdungsbeanspruchten Stahlkonstruktionen eine größere Rolle spielen als in vorwiegend ruhend beanspruchten Stahlbauten. Denn die Imperfectionen haben in der Regel einen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit der Schweißverbindung.

Die Ermüdungsfestigkeitswerte geschweißter Stahlbaudetails in Form von Kerbfällen sind jedoch nur unzureichend mit dem Qualitätsniveau der Schweißverbindungen verknüpft. Obwohl der Hintergrund der Kerbfallklassifizierung in der Bemessungsnorm für ausreichende Sicherheit gegen Ermüdungsversagen, DIN EN 1993-1-9, kaum Auskunft über Größe und Umfang zu berücksichtigender Schweißnahtimperfectionen gibt, schränkt die Ausführungsnorm für Stahltragwerke, DIN EN 1090-2, die Größen tolerierbarer Schweißnahtimperfectionen für ermüdungsbeanspruchte Konstruktionen i. d. R. gemäß Bewertungsgruppe B der Qualitätsnorm DIN EN ISO 5817 ein. Dabei wird vereinfacht davon ausgegangen, dass diese Größeneinschränkung der Schweißnahtimperfectionen mit den Effekten der Kerbfälle der DIN EN 1993-1-9 harmonisiert.

Die Grenzwerte der Bewertungsgruppen sind allerdings ohne wissenschaftlichen Hintergrund festgelegt worden, sodass die tatsächlichen Grenzwerte unbekannt sind, und es zeigt sich, dass der quantitative Einfluss von Schweißnahtimperfectionen auf die Ermüdungsfestigkeit von Stahlbaudetails bislang unzureichend erforscht ist.

Dies ist der Grund für die vorliegende Dissertation, eine Methodik zu entwickeln, mit der Kerbfälle in Abhängigkeit von der Größe der Schweißnahtimperfectionen bestimmt werden können.

Nach einer kurzen Einführung in die Zuverlässigkeitsmethoden des Bauwesens wird ein Überblick über die normative Situation im Hinblick auf die Berücksichtigung von Schweißnahtimperfectionen bei ermüdungsbeanspruchten Bauteilen gegeben. Zusammen mit der Betrachtung vorangegangener Forschungsaktivitäten wird gezeigt, dass Einflüsse von Schweißnahtimperfectionen auf die Ermüdungsfestigkeit von Stahlbauteilen nur spärlich bekannt sind und folglich in der Bemessung nur unzureichend berücksichtigt werden.

Aus diesem Grund wurden zunächst experimentelle Untersuchungen zur Ermüdungsfestigkeit geschweißter Details durchgeführt. Die Ermüdungsversuche umfassten 30 Kreuzstoßprüfkörper und 15 Quersteifenprüfkörper mit äußeren und inneren Schweißnahtimperfectionen. Ausführliche 3D-Laserscans und Ultraschallprüfmethoden dienen der genauen Erfassung der Schweißnahtimperfectionen in den Stahlbauteilen.

Numerische Untersuchungen unter Anwendung des Kerbspannungskonzepts erweitern den experimentell betrachteten Untersuchungsraum. Mit validierten Finite-Elemente-(FE-)Modellen lassen sich zunächst Geometrieinflüsse auf die Ermü-

dungsfestigkeit der Details des Kreuzstoßes und der Quersteife bestimmen. Durch eine umfassende Versuchsdatenbank, die die Basis der aktuellen Kerbfallklassifizierung der DIN EN 1993-1-9 darstellt, lassen sich sodann numerisch bestimmte Geometrieeinflüsse überprüfen. Des Weiteren dienen die validierten FE-Modelle unter Anwendung des Kerbspannungskonzepts der Bestimmung des Einflusses von Schweißnahtimperfektionen auf die Ermüdungsfestigkeit der verschiedenen Details. Dabei werden Einflüsse infolge ungenügender Durchschweißung, Wurzelbindefehler, schlechter Passung bei Kehlnähten, Einbrandkerbe, Schweißnahtüberhöhung, schroffen Übergangs, übermäßiger Asymmetrie der Kehlnaht und Kantenversatz jeweils einzeln betrachtet.

Um mehrere Imperfektionen in effizienter Weise im Kerbfall zu berücksichtigen, wurde des Weiteren das Kerbfallkombinationsmodell (englisch: Fatigue Class Combination Model – FCCM) entwickelt. Ausgehend vom Basiskerbfall eines Details, der durch einen leitenden Imperfektionseinfluss abgemindert wird, kann ein zweiter Imperfektionseinfluss berücksichtigt werden. Dessen ermüdungsreduzierende Wirkung wird jedoch nicht voll angesetzt, sondern durch einen Kombinationsbeiwert ψ_{Imp} kleiner eins abgemindert. Der Kombinationsbeiwert ψ_{Imp} für die begleitende Imperfektionsgröße wird sicherheitstheoretisch hergeleitet. Er basiert auf statistischen Verteilungen der gemessenen Imperfektionsverläufe und berücksichtigt die vergleichsweise geringe Wahrscheinlichkeit des gemeinsamen Auftretens zweier Imperfektionsextrema an einem Ort.

Das erforderliche Sicherheitsniveau des vorgestellten Ansatzes wird durch zahlreiche Zufallsbeispiele bestätigt. Damit kann nicht nur ein Zusammenhang zwischen Ermüdungsfestigkeitswerten und Schweißnahtimperfektionsgrößen hergestellt werden: Es steht so zusätzlich eine Methodik zur Verfügung, mit der Imperfektionskerbfälle für beliebige Geometrien und Imperfektionen bestimmt werden können, sofern der Einfluss der Imperfektion bekannt ist.

Da bei Anwendung des vorgestellten Verfahrens zeitaufwändige Überarbeitungen von Schweißnähten mit bestimmten Imperfektionsgrößen in Zukunft entfallen können, wird das Nachweiskonzept für ausreichende Sicherheit gegen Ermüdungsversagen hinsichtlich der Kosten- und Ressourceneffizienz verbessert.

Abstract

In every weld, manufacturing-related weld imperfections occur, which play a greater role in fatigue-loaded steel structures than in predominantly statically loaded steel structures. This is because the imperfections typically have an influence on the fatigue strength of the welded joint.

However, the fatigue strength values of welded structural steel details in terms of fatigue-classes (FAT-classes) are insufficiently well linked to the quality level of the welded joints. Although the background of the detail classification in the design standard for sufficient safety against fatigue failure, EN 1993-1-9, hardly provides any information on the size and extent of weld imperfections to be taken into account, the design standard for steel structures, EN 1090-2, generally restricts the sizes of tolerable weld imperfections for fatigue-stressed structures in accordance with quality standard EN ISO 5817, quality level B. In a simplified way, it is assumed that this size limitation of the weld imperfections harmonizes with the effects of the FAT-classes of EN 1993-1-9.

However, the limit values of the quality levels have been determined without scientific background, so that the actual limit values are unknown. It turns out that the quantitative influence of weld imperfections on the fatigue strength of structural steel details has been insufficiently researched so far.

This is the reason for this dissertation to develop a methodology to determine FAT-classes as a function of weld imperfection size.

After a brief introduction to reliability methods in civil engineering, an overview of the normative situation with regard to the consideration of weld imperfections in fatigue-stressed structures is given. Together with the review of previous research activities, it is shown that the influence of weld imperfections on the fatigue strength of steel components is sparsely known and, consequently, is insufficiently considered in the design.

For this reason, experimental investigations on the fatigue strength of welded details were conducted first. The fatigue tests include 30 cruciform specimens and 15 transverse stiffener specimens with external and internal weld imperfections. Detailed 3D laser scans and ultrasonic testing methods are utilised to accurately measure weld imperfections in the steel members.

Numerical investigations using the effective notch stress concept serve to extend the experimentally considered investigation scope. With validated finite-element (FE) models, geometry influences on the fatigue strength of the details of the cruciform joint and the transverse stiffener can first be determined. By means of a comprehensive fatigue test database, which represents the basis of the current fatigue detail classification of EN 1993-1-9, it is then possible to check numerically determined geometry influences. Furthermore, the validated FE models serve to determine the influence of weld imperfections on the fatigue strength of the various details using the

effective notch stress concept. In doing so, influences resulting from lack of penetration, lack of root fusion, incorrect root gap for fillet welds, undercut, excessive convexity, incorrect weld toe, excessive asymmetry of fillet welds and linear misalignment were considered individually.

To efficiently consider multiple imperfections in the FAT-class, the Fatigue Class Combination Model (FCCM) has been developed. Starting from the basic FAT-class of a detail, which is reduced by a leading imperfection influence, a second imperfection influence can be considered. Its fatigue reducing effect, however, is not fully applied, but reduced by a combination coefficient ψ_{Imp} smaller than one. The combination coefficient ψ_{Imp} for the accompanying imperfection size is derived from safety theory. It is based on statistical distributions of the measured imperfections and considers the comparatively low probability of the occurrence of two imperfection extremes at one location.

The required safety level of the presented approach is confirmed by numerous random examples. Thus, not only can a relationship be established between FAT-classes and weld imperfection sizes, but a methodology is provided for determining Imperfection-FAT-classes for arbitrary geometries and imperfections, provided that the influence of the imperfection is known.

Since time-consuming reworking of welds with specific imperfection sizes can be omitted in the future, the verification for sufficient safety against fatigue failure can be optimized in terms of cost and resource efficiency.

Inhaltsverzeichnis

Bezeichnungen	v
1 Einleitung	1
1.1 Problemstellung	1
1.2 Zielsetzung und Methodik	2
1.3 Aufbau der Arbeit	5
2 Stand der Technik und Wissenschaft	7
2.1 Zuverlässigkeit von Stahlkonstruktionen	7
2.1.1 Einführung	7
2.1.2 Prinzipien der DIN EN 1990	7
2.1.3 Zuverlässigkeitsmethode 1. Ordnung (FORM)	9
2.1.4 Semiprobabilistische Bemessung	12
2.1.5 Schlussfolgerungen für Einwirkungen und deren Auswirkungen	15
2.1.6 Behandlung variabler Begleiteinwirkungen	16
2.2 Ermüdung von Stahlkonstruktionen	18
2.2.1 Allgemeines	18
2.2.2 Ermüdungsbemessung nach DIN EN 1993-1-9	18
2.2.3 Kerbdetails des Kreuzstoßes und der Quersteife	20
2.2.4 Lokale Ermüdungskonzepte	24
2.2.5 Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit	27
2.2.6 Statistische Auswertung von Ermüdungsversuchen	29
2.3 Schweißnahtimperfectionen	31
2.3.1 Allgemeines	31
2.3.2 Bewertung von Unregelmäßigkeiten nach DIN EN ISO 5817	33
2.3.3 Normative Regelungen zur Ermüdungsfestigkeit von Details mit Schweißnahtimperfectionen	34
2.4 Vorangegangene Forschungsaktivitäten	37
2.4.1 Einführung	37
2.4.2 Zur Ermüdung der Kreuzstoßdetails	37
2.4.3 Zur Ermüdung der Quersteifendetails	38
2.4.4 Zum Einfluss von Schweißnahtimperfectionen auf die Ermüdungsfestigkeit	39
3 Neuauswertung von Ermüdungsversuchen auf Basis einer Datenbank	43
3.1 Einführung	43
3.2 Struktur und Umfang der Datenbank	43
3.3 Neuauswertung von Kerbdetails	45
3.3.1 Vorgehen	45
3.3.2 Kreuzstoßdetails	45
3.3.3 Quersteifendetails	48
3.4 Schlussfolgerung	50

4	Experimentelle Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit von Details mit Schweißnahtimperfectionen	52
4.1	Einführung	52
4.2	Ermüdungsversuche an Kreuzstößen	52
4.2.1	Prüfkörper und Fertigung	52
4.2.2	Vermessung und zerstörungsfreie Prüfung	56
4.2.3	Versuchsdurchführung und Messtechnik	62
4.2.4	Ergebnisse der Ermüdungsversuche	64
4.2.5	Vergleich der Ergebnisse mit Versuchsergebnissen aus der Literatur	67
4.2.6	Vergleich der gemessenen Spaltbreiten mit der Prognose	68
4.3	Ermüdungsversuche an Trägern mit Quersteifen	70
4.3.1	Prüfkörper und Fertigung	70
4.3.2	Vermessung und zerstörungsfreie Prüfung	72
4.3.3	Versuchsdurchführung und Messtechnik	74
4.3.4	Ergebnisse der Ermüdungsversuche	77
4.3.5	Vergleich der Ergebnisse mit Versuchsergebnissen aus der Literatur	79
4.3.6	Messung der tatsächlichen Spaltdicken	80
5	Kerbspannungsberechnungen der experimentell untersuchten Details mit Schweißnahtimperfectionen	82
5.1	Grundlagen	82
5.1.1	Allgemeines Vorgehen	82
5.1.2	Anwendung des Kerbspannungskonzepts	82
5.2	Validierung des Konzepts für den Kreuzstoß	85
5.2.1	Modellierungsannahmen	85
5.2.2	Validierung mit eigenen Versuchsergebnissen	86
5.3	Validierung des Konzepts für den Träger mit Quersteife	90
5.3.1	Modellierungsannahmen	90
5.3.2	Validierung mit eigenen Versuchsergebnissen	91
6	Kerbspannungsberechnungen zum Einfluss von Schweißnahtimperfectionen auf die Ermüdungsfestigkeit	95
6.1	Einführung	95
6.2	Einfluss der nominellen Geometrie auf die Ermüdungsfestigkeit	95
6.2.1	Nominelle Geometrieeinflüsse bei den Kreuzstoßdetails	95
6.2.2	Nominelle Geometrieeinflüsse bei den Quersteifendetails	102
6.2.3	Fazit	105
6.3	Einfluss von Schweißnahtimperfectionen auf die Ermüdungsfestigkeit	106
6.3.1	Grundlagen	106
6.3.2	Imperfektionseinflüsse bei den Kreuzstoßdetails	107
6.3.3	Imperfektionseinflüsse bei den Quersteifendetails	112
6.3.4	Vergleich zum Stand der Normung und Forschung	115
6.3.5	Vergleich der Details und Fazit	116

7	Modell zur Berücksichtigung des Kombinationseffekts mehrerer Schweißnahtimperfektionen	118
7.1	Motivation	118
7.2	Grundlagen des Kerbfallkombinationsmodells	118
7.3	Bestimmung des Kombinationsbeiwerts	119
7.3.1	Einleitung	119
7.3.2	Sicherheitskonzept	120
7.3.3	Berechnung von ψ_{Imp} auf Basis gemessener Imperfektionsverläufe	121
7.4	Anwendungsbeispiel	129
8	Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit auf Basis des Kerbfallkombinationsmodells	130
8.1	Einführung	130
8.2	Kerbfalltabellen und Kombinationsmodell	130
8.2.1	Basiskerbfälle	130
8.2.2	Differenz-Imperfektionskerbfälle	133
8.2.3	Kombinationsformel	137
8.3	Validierung	138
8.4	Praxisbeispiele	142
8.5	Vergleich zu Regelungen in DIN EN 1993-1-9 und DIN EN ISO 5817	144
8.6	Diskussion	146
9	Zusammenfassung und Ausblick	148
9.1	Zusammenfassung	148
9.2	Ausblick	150
10	Literaturverzeichnis	153
Anhang A	Details zum Stand der Technik und Wissenschaft	I
Anhang B	Details der Datenbank	V
Anhang C	Details der experimentellen Versuche	VII
Anhang D	Ergänzungen zu Kerbspannungsberechnungen und Imperfektionskerbfällen	XV

Bezeichnungen

Lateinische Buchstaben

a	Schnittpunkt der Regressionsgerade mit der Abszisse bei $\Delta\sigma = 1$
a	Schweißnahtdicke (Kehlnahtdicke)
a	Skalenparameter der Gumbelverteilung
$\hat{a}$	Schnittpunkt der Regressionsgerade mit der Abszisse bei $\Delta\sigma = 1$ (geschätzt)
A_5	Bruchdehnung einer Probe mit Messlänge, die 5-mal so lang wie der Durchmesser ist
a_d	Bemessungswert einer geometrischen Größe
a_{req}	erforderliche Schweißnahtdicke
b	Breite des Kreuzstoßes
b	Lageparameter der Gumbelverteilung
c	Beiwert der Grenzfunktion für Versagen am Schweißnahtübergang
d	Beiwert der Grenzfunktion für Versagen am Schweißnahtübergang
D_d	Schädigung
e	Größe des Kantenversatzes
E	Elastizitätsmodul
E	Auswirkung der Einwirkung
E^*	Einwirkung am Bemessungspunkt
$\hat{E}$	Einwirkung (transformiert)
$\hat{E}^*$	Einwirkung (transformiert) am Bemessungspunkt
E_d	Bemessungswert der Auswirkung der Einwirkung
F	Kraft
F	Verteilungsfunktion
f_L	Ortsfrequenz
g	Spaltbreite
$G_{d,l}$	ständige Einwirkung, leitend
G_k	charakteristischer Wert der ständigen Einwirkung
h	Größe einer Imperfektion
h	Schweißnahtüberhöhung
h	Höhe des Profils
i	Einbrandtiefe
I_y	Flächenträgheitsmoment des Trägers
k_1, k_2, k_3, k_4	Beiwerte zur Abminderung des Kerbfalls
k_f	Kerbwirkungszahl
k_{Imp}	Spannungserhöhungsfaktor infolge einer Schweißnahtimperfektion
k_m	Spannungsvergrößerungsfaktor zur Berücksichtigung eines Versatzes
k_n	Fraktilwert
k_S	Abminderungsfaktor zur Berücksichtigung der Größenabhängigkeit
KV	Charpy Energie, Kerbschlagenergie
l	Abstand der Schweißnahtübergänge
L	Bezugslänge
L_1	größere Basislänge zweier Imperfektionen mit unterschiedlichen Basislängen
L_L	Periodenlänge

l_w	Schweißnahtlänge
M	Biegemoment
m	inverse Steigung der Regressionsgerade / Wöhlerlinie
$\hat{m}$	inverse Steigung der Regressionsgerade / Wöhlerlinie (geschätzt)
m_E	Mittelwert der Auswirkung der Einwirkung
m_R	Mittelwert des Widerstands
m_{X_i}	Mittelwert der Basisvariable
m_Z	Mittelwert der (Grenz-)Zustandsfunktion
N	Spannungsschwingspiel, Zyklus, Zyklenanzahl
n	Anzahl der Versuche, Stichprobengröße
N_1	Ganzzahliger Verhältniswert der Bezugslänge zur größeren Basislänge zweier Imperfectionen
N_L	Verhältniswert der Bezugslänge zur Periodenlänge einer Imperfection
n_{Ei}	Anzahl der Spannungsschwingspiele i
N_{Ri}	Anzahl der Spannungsschwingspiele i bezogen auf die Bemessungs-Ermüdungsfestigkeitskurve
P_f	Versagenswahrscheinlichkeit
$\hat{P}^*$	Bemessungspunkt (transformiert)
$Q_{d,b}$	veränderliche Einwirkung, begleitend
$Q_{d,l}$	veränderliche Einwirkung, leitend
Q_k	charakteristischer Wert der veränderlichen Einwirkung
R	Spannungsverhältnis
R	Widerstand
$\hat{R}$	Widerstand (transformiert)
$\hat{R}^*$	Widerstand (transformiert) am Bemessungspunkt
R^*	Widerstand am Bemessungspunkt
r_{BP}	Schweißnahtübergangsradius am Grundblech
r_{CP}	Schweißnahtübergangsradius am Anschlussblech
R_d	Bemessungswert des Widerstands
R_{eH}	Streckgrenze
r_F	Schweißnahtübergangsradius am Flansch
R_m	Zugfestigkeit
r_S	Schweißnahtübergangsradius an der Steife
r	Korrelationskoeffizient
s	Spaltdicke
s	Standardabweichung
t	Blechdicke
T	Bezugsperiode
T'	Referenzzeitintervall
$t_{1-\alpha,n-1}$	Wert der Student-t-Verteilung
t_{BP}	Dicke des Grundblechs
t_{CP}	Dicke des Anschlussblechs
t_{eff}	vorhandene Dicke
t_f	Flanschdicke
t_{ref}	Referenzdicke
T_S	Streuspanne
u_{CP}	Tiefe der Einbrandkerbe am Anschlussblech

V	Variationskoeffizient
V_G	Variationskoeffizient der ständigen Einwirkung
$V_{k_{\text{Imp}}}$	Variationskoeffizient der Extrema des Spannungserhöhungsverlaufes einer Imperfektion
V_Q	Variationskoeffizient der veränderlichen Einwirkung
$W_{y,\text{St}}$	Widerstandsmoment des Trägers auf der Höhe der Oberkante des Unterflansches
X_i	Basisvariable
$\hat{X}_i$	Basisvariable (transformiert)
$\hat{X}_i^*$	Basisvariable (transformiert) am Bemessungspunkt
X_k	charakteristischer Wert einer Baustoff- oder Produkteigenschaft
Z	(Grenz-)Zustandsfunktion
z	Schweißnahtschenkellänge
z_{add}	zusätzliche Schweißnahtschenkellänge bei einer asymmetrischen Kehlnaht
z_{BP}	Schweißnahtschenkellänge am Grundblech
z_{CP}	Schweißnahtschenkellänge am Anschlussblech
z_{F}	Schweißnahtschenkellänge am Flansch
z_{S}	Schweißnahtschenkellänge an der Steife
z_{St}	Abstand vom Schwerpunkt des Profils zur Oberkante des Unterflansches

Griechische Buchstaben

α	Signifikanzniveau
α_{BP}	Schweißnahtanstiegswinkel am Grundblech
α_{CP}	Schweißnahtanstiegswinkel am Anschlussblech
α_{E}	Wichtungsfaktor für die Einwirkung
α_{F}	Schweißnahtanstiegswinkel am Flansch
α_i	Wichtungsfaktor des i -ten Einflusses
α_{R}	Wichtungsfaktor für den Widerstand
α_{S}	Schweißnahtanstiegswinkel an der Steife
β	Größe des Winkelversatzes
β	Zuverlässigkeitsindex
β_{min}	Mindestwert für den Zuverlässigkeitsindex
β_n	Zuverlässigkeitsindex für den Bezugsraum von n Jahren
γ	Euler-Mascheroni-Konstante
γ	Winkelabweichung
$\gamma_{\text{F}}, \gamma_i$	Teilsicherheitsbeiwert
γ_{Ff}	Teilsicherheitsbeiwert für die Ermüdungseinwirkung
γ_{G}	Teilsicherheitsbeiwert für ständige Einwirkungen
γ_{M}	Teilsicherheitsbeiwert auf der Tragsicherheitsseite
$\gamma_{\text{m},i}$	Teilsicherheitsbeiwert für die Baustoff- oder Produkteigenschaft
γ_{Mf}	Teilsicherheitsbeiwert für die Ermüdungsfestigkeit
γ_{Q}	Teilsicherheitsbeiwert für veränderliche Einwirkungen
γ_{RS}	Faktor für Unwägbarkeiten aus dem Modell
δ	Ultraschallwinkel
ΔF	Kraftschwingbreite
$\Delta \sigma$	Längsspannungsschwingbreite
$\Delta \sigma_{\text{C}}$	Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit (Längsspannungen),

$\Delta\sigma_C$	Basiskerbfall ohne Berücksichtigung von Imperfektionen
$\Delta\sigma_{C,50\%}$	Ermüdungsfestigkeit auf Mittelwertniveau
$\Delta\sigma_{C,50\%,nom}$	mittlere Spannungsschwingbreite, über die wahre inverse Steigung m auf $2 \cdot 10^6$ Zyklen normiert
$\Delta\sigma_{C,I}$	Gesamt-Imperfektionskerbfall
$\Delta\sigma_{C,Notch}$	Kerbspannungskerbfall
$\Delta\sigma_D$	Dauerfestigkeit
$\Delta\sigma_{E,2}$	schadensäquivalente konstante Längsspannungsspannungsschwingbreite
$\Delta\sigma_I$	Differenz-Imperfektionskerbfall, der die Spannungserhöhung infolge einer Imperfektion berücksichtigt
$\Delta\sigma_L$	Schwellenwert der Ermüdungsfestigkeit
$\Delta\sigma_R$	Nennspannungsschwingbreite an der Schweißnahtwurzel
$\Delta\sigma_T$	Nennspannungsschwingbreite am Schweißnahtübergang
$\Delta\tau$	Schubspannungsschwingbreite
$\Delta\tau_C$	Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit (Schubspannungen)
$\Delta\tau_{E,2}$	schadensäquivalente konstante Schubspannungsspannungsschwingbreite
ε	Fehlerschranke
η	Umrechnungsbeiwert zwischen Probeneigenschaften und maßgebenden Bauteileigenschaften
θ_{BP}	Schweißnahtwinkel am Grundblech
θ_{CP}	Schweißnahtwinkel am Anschlussblech
θ_F	Schweißnahtwinkel am Flansch
μ	Mittelwert
ν	Querkontraktionszahl
ρ_f	Kerbradius
σ	Standardabweichung
σ_E	Standardabweichung der Auswirkung einer Einwirkung
σ_{HS}	Strukturspannung
σ_m	Mittelspannung
σ_{max}	maximale Spannung (Oberspannung)
$\sigma_{max,princ}$	maximale Hauptspannung
σ_{min}	minimale Spannung (Unterspannung)
σ_{nom}	Nennspannung
σ_{notch}	Kerbspannung
σ_R	Standardabweichung des Widerstands
σ_W	Spannung in der Schweißnaht
σ_{X_i}	Standardabweichung der Basisvariable
σ_Z	Standardabweichung der (Grenz-)Zustandsfunktion
Φ	kumulative Verteilungsfunktion der standardisierten Normalverteilung
φ	Dichtefunktion der standardisierten Normalverteilung
$\psi_{0,i}$	Kombinationsbeiwert der Last i
ψ_{Imp}	Kombinationsbeiwert zur Berücksichtigung mehrerer Schweißnahtimperfektionen in einem Kerbfall (Imperfektionskombinationsbeiwert)
$\psi_{Imp,i}$	Imperfektionskombinationsbeiwert der Imperfektion i

Abkürzungen

BP	Base Plate, Grundblech
C3D8R	Volumetrische Hexaederelemente erster Ordnung mit reduzierter Integration
CC	Schadensfolgeklasse
CP	Connection Plate, Anschlussblech
DMS	Dehnungsmessstreifen
ERG	Ersatzreflektorgroße
EXC	Execution Class, Ausführungsklasse
F	Flansch
FCCM	Fatigue Class Combination Modell, Kerbfallkombinationsmodell
FE	Finite-Elemente
FEM	Finite-Elemente-Methode
FORM	First Order Reliability Method, Zuverlässigkeitsmethode 1. Ordnung
G15	Kreuzstoß-Versuchsserie mit "Gap of 15 mm", Spalt von 15 mm Breite, reine Kehlnähte
G2	Kreuzstoß-Versuchsserie mit "Gap of 2 mm", Spalt von 2 mm Breite
G8	Kreuzstoß-Versuchsserie mit "Gap of 8 mm", Spalt von 8 mm Breite
HFMI	High Frequency Mechanical Impact (Treatment), Hochfrequenzhämmerverfahren
HS	Hot-spot
IIW	International Institute of Welding
LRF	Kreuzstoß-Versuchsserie mit "Lack of Root Fusion", fehlender Durchschweißung
LRF+UC	Kreuzstoß-Versuchsserie mit "Lack of Root Fusion and Undercut", fehlender Durchschweißung und Einbrandkerbe
MAG	Metallaktivgasschweißen
MP	Magnetpulverprüfung
RC	Zuverlässigkeitsklasse
S	Steife
S0.0	Quersteifen-Versuchsserie mit Spaltdicke von 0,0 mm
S1.5	Quersteifen-Versuchsserie mit Spaltdicke von 1,5 mm
S3.0	Quersteifen-Versuchsserie mit Spaltdicke von 3,0 mm
SZ	Seilzug
UP	Ultraschallprüfung
UP	Unterpulver(-Schweißen)
VT	Sichtprüfung
WAAM	Wire-arc-additive-manufacturing, drahtbasierte additive Fertigung

1 Einleitung

1.1 Problemstellung

Viele Stahlbauten sind neben quasi-statischen auch ermüdungserzeugenden Einwirkungen ausgesetzt. Für die Bemessung solcher Konstruktionen wird i. d. R. ein Ermüdungsnachweis nach DIN EN 1993-1-9 [1] auf Basis des darin enthaltenden Kerbfallkatalogs mit Nennspannungen geführt.

Bisher kann für viele Details die Kerbfalleinstufung nach DIN EN 1993-1-9 [1] nur überschlägig erfolgen, z. B. sind die Einflüsse der Fertigung oft nicht hinreichend erfasst [2]. Gleichwohl wäre eine genauere Differenzierung verschiedener Fertigungseinflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit sowohl in sicherheitstechnischer als auch wirtschaftlicher Hinsicht sinnvoll.

Insbesondere bei geschweißten Details entstehen durch den stochastischen Prozess der Fertigung Abweichungen von der idealen Geometrie, die als Schweißnahtimperfektionen bezeichnet werden [3]. Imperfektionen sind in jeder Schweißnaht in gewissem Umfang zu erwarten – Art, Größe und Umfang von Schweißnahtimperfektionen sind jedoch einzuschränken. Bei ermüdungsbeanspruchten Konstruktionen werden sie derzeit bis zu den Größenordnungen der „Bewertungsgruppe B“ nach DIN EN ISO 5817 [4] toleriert. Größere Imperfektionen müssen dann durch aufwendige Nachbesserungen und Neufertigungen entfernt werden, was Ressourcen- und Wirtschaftlichkeitsverlust bedeutet.

Es ist allerdings nicht bekannt, welche Imperfektionsgrößen tatsächlich in den Prüfkörpern vorhanden waren, die der Kerbfallklassifizierung der DIN EN 1993-1-9 [1] zugrunde liegen [5]. Auch sind die Grenzen der Bewertungsgruppen seinerzeit ohne wissenschaftlichen Hintergrund festgelegt worden [6]. Denn DIN EN ISO 5817 [4] wurde ursprünglich als Instrument zur „Verständigung zwischen Fertigung und Inspektion“ eingeführt, jedoch nicht als Qualitätsnorm mittels der Konformität mit den Bemessungsannahmen beurteilt werden könnte [6].

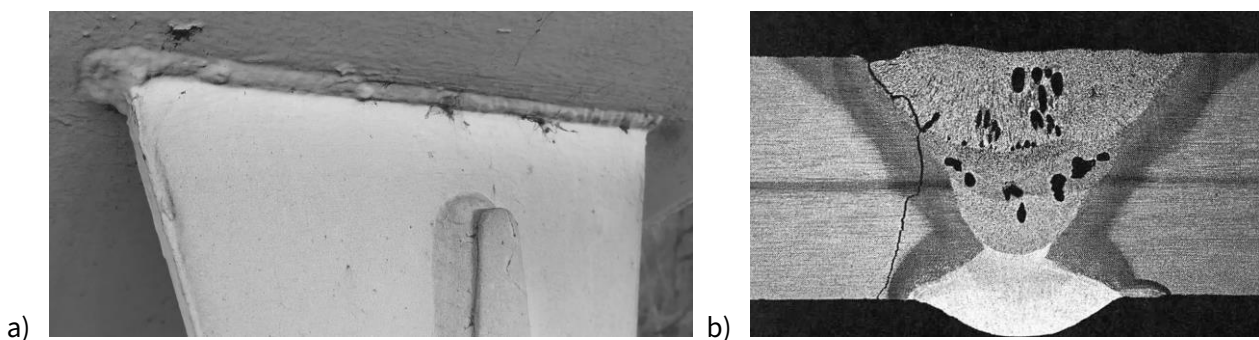


Bild 1-1: Beispiele für Schweißnahtimperfektionen:

- a) Tolerierte Schweißnaht mit stark imperfektem Profil an einem Seilhänger-Anschluss einer Autobahn-Bogenbrücke (Baujahr 1974) und
- b) Ermüdungsversagen am Nahtübergang einer Stumpfnah trotz Porosität im Inneren [7]

Deswegen stellt sich die Frage, inwieweit Schweißnahtimperfectionen tatsächlich tolerierbar sind, zumal sie sich nicht immer gravierend auf die Ermüdungsfestigkeit auswirken müssen, Bild 1-1. Diesbezüglich fehlen Untersuchungen zur quantitativen Verknüpfung von Kerbfallklassen mit Größen von Schweißnahtimperfectionen. Insbesondere ist zu klären, wie sich eine Kombination von mehreren Schweißnahtimperfectionen auf die Ermüdungsfestigkeit geschweißter Details auswirkt.

1.2 Zielsetzung und Methodik

Vor diesem Hintergrund ist das übergeordnete Ziel der vorliegenden Dissertation, den Einfluss von Schweißnahtimperfectionen auf die Ermüdungsfestigkeit von Stahlbauteilen systematisch zu untersuchen. Es soll eine präzise Methode zur Berücksichtigung von Schweißnahtimperfectionen bei der Kerbfallbestimmung typischer Details entwickelt werden. Ein weiterer wichtiger Aspekt liegt dabei in der Entwicklung eines Kombinationsmodells, das die Berücksichtigung mehrerer Imperfectionen in einem Kerbfall ermöglicht.

Bild 1-2 fasst das allgemeine Vorgehen dieser Arbeit zusammen.

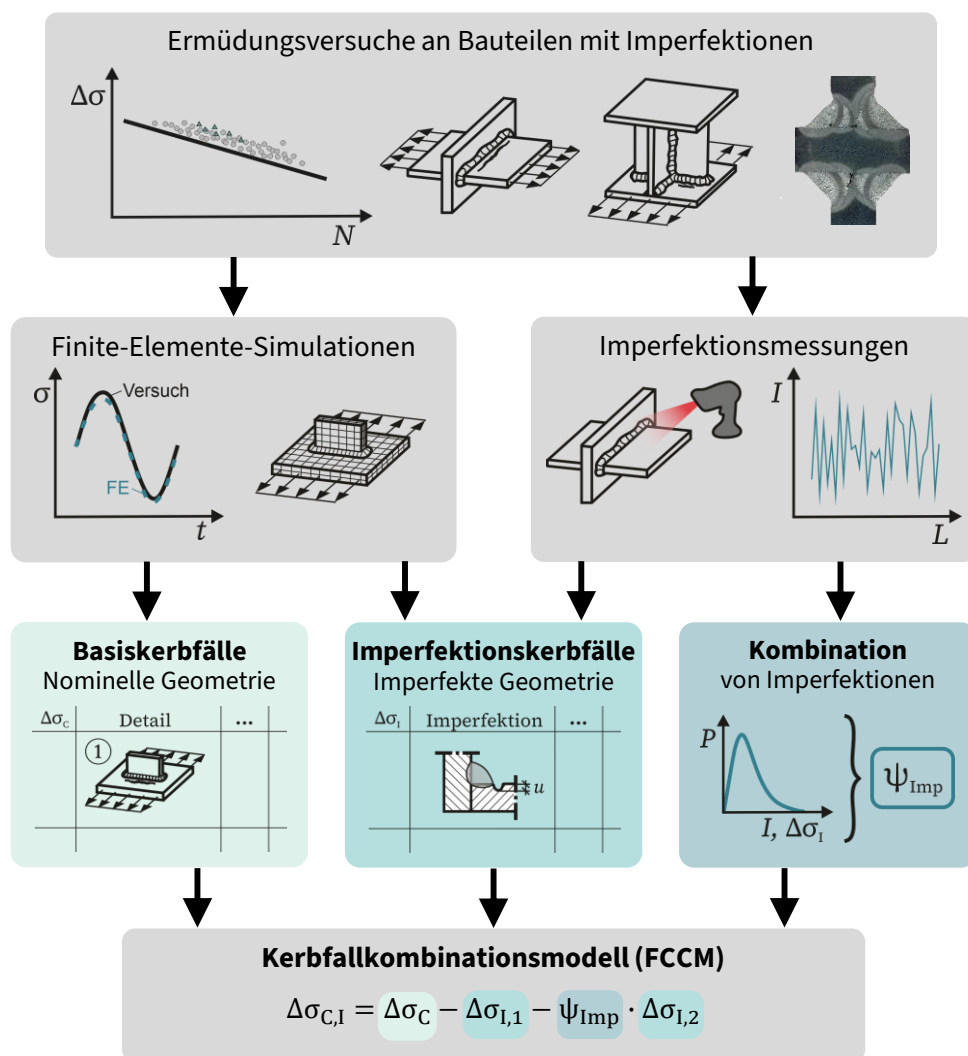


Bild 1-2: Allgemeines Vorgehen dieser Arbeit

Dabei wird in folgenden Schritten vorgegangen, aus denen auch die Methodik der Untersuchung hervorgeht:

Festlegung von Ermüdungsdetails

a) Kreuzstoß

Die Wahl der zu untersuchenden Ermüdungsdetails fällt einerseits auf den häufig eingesetzten Kreuzstoß, Bild 1-3 a). Der Kreuzstoß besteht aus lasttragenden Schweißnähten, er gehört zu den ermüdungsanfälligen Details und weist im Fall von nicht voll durchgeschweißten Nähten zwei Versagensorte auf:

- den Schweißnahtübergang und
- die Schweißnaht (Versagen von der Schweißnahtwurzel aus).

b) Quersteife

Andererseits werden Quersteifendetails betrachtet, Bild 1-3 b), bei denen die Steife auf ein ermüdungsbeanspruchtes Bauteil aufgeschweißt wird, selbst aber keiner Ermüdungsbeanspruchung unterliegt. Hierdurch ergibt sich ein deutlicher Unterschied zum lasttragenden Kreuzstoß, bei dem die aufgeschweißten Bleche der Lastübertragung dienen.

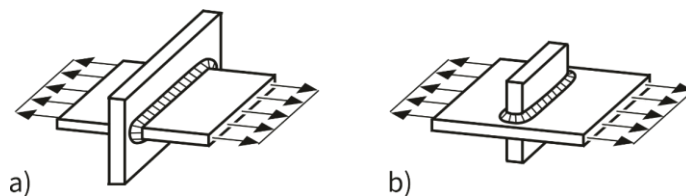


Bild 1-3: Ermüdungsdetails: a) Kreuzstoß und b) Quersteife

Festlegung auf Schweißnahtimperfektionen

Die untersuchten Schweißnahtimperfektionen umfassen innere Imperfektionen, Bild 1-4, wie

- die ungenügende Durchschweißung,
- den Wurzelbindefehler und
- die schlechte Passung bei Kehlnähten.

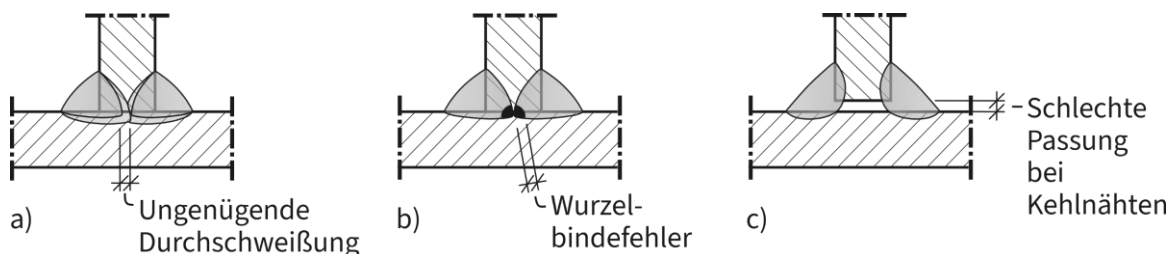


Bild 1-4: Innere Imperfektionen: a) Ungenügende Durchschweißung, b) Wurzelbindefehler und c) Schlechte Passung bei Kehlnähten

Äußere Imperfektionen, Bild 1-5, beziehen sich auf

- die Schweißnahtüberhöhung,
- den schroffen Übergang,
- die Einbrandkerbe,
- die übermäßige Asymmetrie der Kehlnaht,
- den Kantenversatz und
- den Winkelversatz.

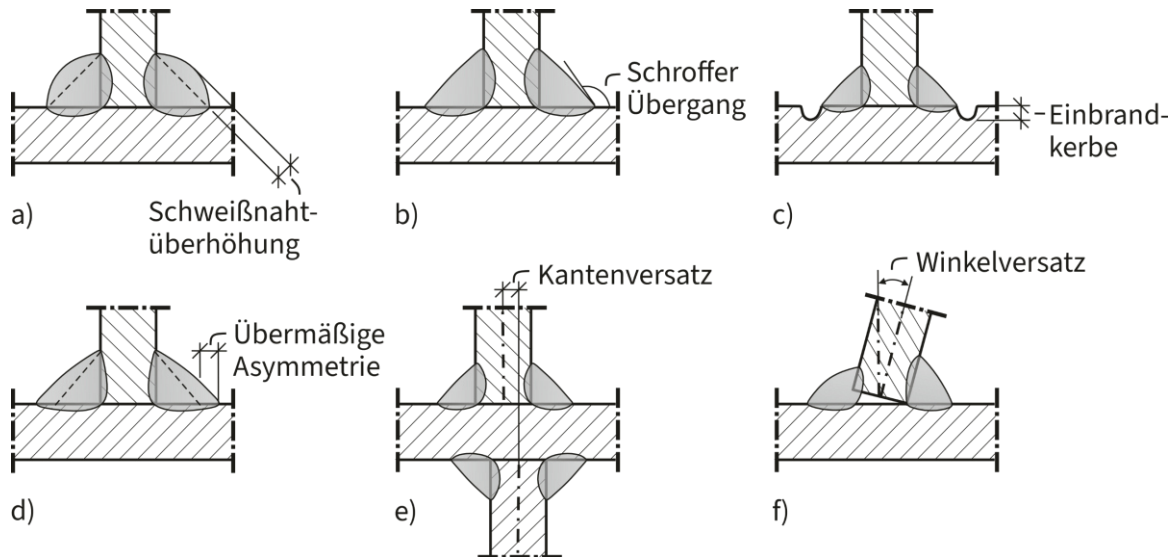


Bild 1-5: Äußere Imperfektionen: a) Schweißnahtüberhöhung, b) Schroffer Übergang, c) Einbrandkerbe, d) Übermäßige Asymmetrie der Kehlnaht, e) Kantenversatz und f) Winkelversatz

Die festgelegten Ermüdungsdetails werden mit je einer Auswahl der Imperfektionen zum einen explizit versehen. Zum anderen kommen weitere Imperfektionen auch implizit vor. Explizite Imperfektionen sind also in den weiter beschriebenen Untersuchungen planmäßig eingebracht worden, während implizite Imperfektionen während des Schweißprozesses zufällig entstanden.

Ermüdungsversuche an Details mit Schweißnahtimperfectionen

Untersuchungen zur Ermüdungsfestigkeit geschweißter Details erfordern stets eine experimentelle Grundlage. Die hier zugrunde gelegten, durchgeführten Ermüdungsversuche umfassen 30 Kreuzstoßprüfkörper und 15 Quersteifenprüfkörper mit Schweißnahtimperfectionen. Der genauen Erfassung der Imperfektionen in den untersuchten Stahlbauteilen dienen ausführliche 3D-Laserscans und Ultraschallprüfmethoden.

Bestimmung des Einflusses von Schweißnahtimperfectionen auf die Ermüdung mithilfe numerischer Methoden und lokaler Ermüdungskonzepte

Die Ermüdungsversuche dienen auch der Validierung von Simulationsberechnungen mit numerischen Modellen, die über das Kerbspannungskonzept zur Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit geschweißter Details herangezogen wer-

den. Numerische Studien dienen in einem ersten Schritt der Bestimmung von nominellen Geometrieeinflüssen auf die Ermüdungsfestigkeit, die Eingang in die Definition von Basiskerbfällen finden. Überdies führen Schweißnahtimperfektionen zu einer zusätzlichen Spannungserhöhung im Bereich der ermüdungswirksamen Kerbe, die mit dem Kerbspannungskonzept erfasst werden kann. In einem zweiten Schritt können so auf Basis der Spannungserhöhungen Imperfektionseinflüsse auf die Kerbfälle der ausgewählten Details quantitativ bestimmt werden.

Vergleich der Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit mit Auswertungen auf Basis der Versuchsdatenbank

Eine Nebeneinanderstellung der numerisch ermittelten Ergebnisse mit einer umfassenden Versuchsdatenbank ermöglicht eine Plausibilisierung. In zwei Forschungsvorhaben der RWTH Aachen University mit der Universität Stuttgart und dem Karlsruher Institut für Technologie [2, 8] wurde eine Ermüdungsversuchsdatenbank [5] aufgebaut. Die Datenbank beinhaltet die dem Kerbfallkatalog der DIN EN 1993-1-9 [1] zugrundeliegenden Versuchsdaten sowie eigene und neue Ermüdungsversuchsserien.

Entwicklung des Kerbfallkombinationsmodells

Die numerisch ermittelten Spannungserhöhungen infolge von Schweißnahtimperfektionen können in Form von Imperfektionskerbfällen dargestellt werden. Damit mehr als eine Schweißnahtimperfektion bei der Kerbfallbestimmung berücksichtigt werden kann, wurde das Kerbfallkombinationsmodell (Englisch: Fatigue Class Combination Modell – FCCM) entwickelt.

Ein Kombinationsbeiwert, der den Grundsätzen der Zuverlässigkeitstheorie im Bauwesen entspricht, ermöglicht die wirtschaftliche Berücksichtigung zweier Schweißnahtimperfektionen. Basiskerbfälle und einzelne Differenz-Imperfektionskerbfälle werden aus simplen Tabellen abgelesen und ergeben durch eine Kombinationsformel den gesamten Imperfektionskerbfall.

Die vorgestellten Untersuchungen stellen eine Ergänzung der Ergebnisse des DAST/FOSTA/AiF/IGF-Forschungsvorhabens Nr. 21368 „EVOKERB - Evolution Kerbfallkatalog für wirtschaftlich optimierte Stahlbauten“ [8] dar.

1.3 Aufbau der Arbeit

Die vorgestellte Arbeit greift die zuvor erläuterte Abfolge der Untersuchungsschritte auf, führt sie durch und kleidet sie in den wissenschaftlichen Kontext ein, bevor nach Diskussion Schlussfolgerungen gezogen und Empfehlungen gegeben werden.

Nachfolgend soll der Aufbau der Arbeit kurz beschrieben werden, die aus folgenden Kapiteln besteht:

In **Kapitel 2** werden zunächst grundlegende Zuverlässigkeitsprinzipien der DIN EN 1990 [9] erläutert. Ferner wird der Stand der Technik und Wissenschaft zur Ermüdung von Details mit Schweißnahtimperfectionen thematisiert. Neben den Grundlagen zur Ermüdung von Stahlkonstruktionen liegt das Hauptaugenmerk auf bestehenden Regelungen in der Bemessungsnorm DIN EN 1993-1-9 [1], der Ausführungsnorm DIN EN 1090-2 [10] sowie der Qualitätsnorm DIN EN ISO 5817 [4]. Ergänzend wird ein Überblick über vorangegangene Forschungsaktivitäten gegeben. Zusammenfassend wird sich zeigen, dass Einflüsse von Schweißnahtimperfectionen auf die Ermüdungsfestigkeit von Stahlbauteilen nur spärlich bekannt sind und deswegen derzeit in der Bemessung auch nur unzureichend berücksichtigt werden können.

Eine darüberhinausgehende Neuauswertung von Ermüdungsversuchen auf Basis der Datenbank [5], die ein wertvolles Tool zur Validierung ermittelter Ermüdungsfestigkeitswerte und zugehöriger Einflussgrößen darstellt, wird in **Kapitel 3** aufgegriffen.

Die grundlegenden Ermüdungsversuche an Details mit Schweißnahtimperfectionen werden in **Kapitel 4** behandelt. Dort werden die Einflüsse der Schweißnahtimperfectionen auf experimenteller Ebene vorgestellt. Des Weiteren wird auf die umfangreichen Messungen der Schweißnahtimperfectionen anhand der untersuchten Stahlbauteile eingegangen.

Unter Anwendung des Kerbspannungskonzepts und der Finite-Elemente-Methode (FEM) wird in **Kapitel 5** dargelegt, dass numerische Modelle sehr gut dazu geeignet sind, die Ermüdungsfestigkeit von Kreuzstoß- und Quersteifendetails mit Imperfectionen zu bestimmen.

In **Kapitel 6** wird zunächst gezeigt, welche Geometrieeinflüsse in Bezug auf die Ermüdungsfestigkeit der unterschiedlichen Details mithilfe des Kerbspannungskonzepts ermittelt werden können. Auf Basis der Kenntnis von Geometrieeinflüssen können Spannungserhöhungen infolge der Schweißnahtimperfectionen umfassend ermittelt werden. Dabei wird jede Imperfektion einzeln untersucht.

Mithilfe des in **Kapitel 7** beschriebenen Kerbfallkombinationsmodells lassen sich Einflüsse infolge von mehr als einer Schweißnahtimperfektion in die Kerbfallbestimmung eines Details einbeziehen. Das Modell basiert auf einem probabilistisch begründeten Kombinationsbeiwert, der die Tatsache berücksichtigt, dass in einer Schweißnaht Extrema zweier Imperfektionsverläufe i. d. R. nicht an derselben Stelle auftreten.

Das in dieser Arbeit auf Basis der Kapitel 2 bis Kapitel 7 erarbeitete Konzept zur Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit in Abhängigkeit von Schweißnahtimperfectionen wird in **Kapitel 8** systematisch aufbereitet. Hier finden sich Kerbfalltabellen für Basiskerbfälle und Einzel-Imperfektionskerbfälle sowie die Erläuterung der Kombinationsformel zur Bestimmung des Gesamt-Imperfektionskerbfalls. Es erfolgt ein Vergleich des vorgestellten Konzepts zur aktuellen Normung sowie eine Diskussion.

2 Stand der Technik und Wissenschaft

2.1 Zuverlässigkeit von Stahlkonstruktionen

2.1.1 Einführung

Bauwerke in Deutschland sind entsprechend den Grundsätzen der Zuverlässigkeitstheorie nach DIN EN 1990 [9] + NA [11] auszulegen. So hat auch die in dieser Arbeit entwickelte Methodik zur Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit von Stahlbauteilen mit Schweißnahtimperfectionen die Grundlagen der DIN EN 1990 [9] zu erfüllen. Die folgenden Abschnitte geben einen Einblick in die Hintergründe der Zuverlässigkeitstheorie von Stahlkonstruktionen, um alle wichtigen Voraussetzungen für die Herleitung des Kerbfallkombinationsmodells, Kapitel 7, zu erläutern.

2.1.2 Prinzipien der DIN EN 1990

DIN EN 1990 (Grundlagen der Bemessung) [9] legt Prinzipien für den zahlenmäßigen Nachweis für Tragsicherheit, Gebrauchstauglichkeit und Dauerhaftigkeit von Tragwerken fest. Die grundlegenden Prinzipien sind folgende: [9]

1. Grenzzustandsbemessung für

- Grenzzustand der Tragfähigkeit
- Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit
- Ermüdung

mit der Grenzzustandsgleichung für den Widerstand R und die Auswirkung E der zugehörigen Einwirkung:

$$R - E \geq 0 \quad \text{Gl. 2.1}$$

2. Definition von R und E als „Bemessungswerte“

$$R_d - E_d \geq 0 \quad \text{Gl. 2.2}$$

entsprechend statistischer Verteilungen, sodass eine gewisse Versagenswahrscheinlichkeit P_f nicht überschritten wird:

$$P(Z = R - E) < P_f \quad \text{Gl. 2.3}$$

Bild 2-1 zeigt modellhaft statistische Verteilungen von R und E einer zweidimensionalen Zustandsgleichung Z . Die Funktion $Z = R - E$, Bild 2-2, gilt für die folgenden Größen: [12, 13]

$$m_Z = m_R - m_E \quad \text{Differenz der Mittelwerte } m_i \quad \text{Gl. 2.4}$$

$$\sigma_Z = \sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_E^2} \quad \text{Geometrische Addition der Standardabweichungen } \sigma_i, \text{ da } \sigma_R \text{ und } \sigma_E \text{ nicht korrelieren} \quad \text{Gl. 2.5}$$

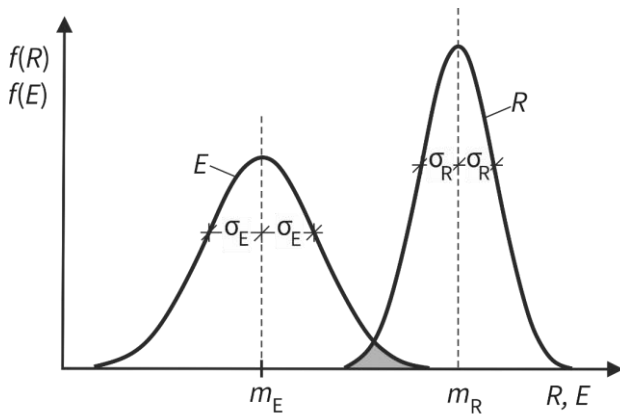


Bild 2-1: Dichtefunktionen von R und E

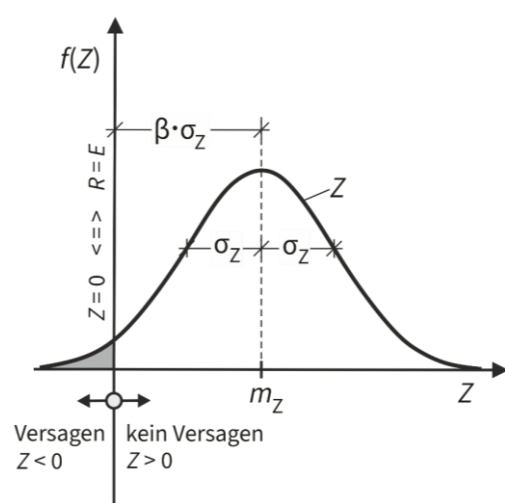


Bild 2-2: Dichtefunktion von $Z = R - E$

3. Definition von P_f über den Zuverlässigkeitsindex β , Bild 2-2, dessen Wert ein umgekehrtes Maß der Versagenswahrscheinlichkeit über das Integral der Z -Verteilung darstellt: [12]

$$P_f = \int_{-\infty}^0 f(Z) dZ \quad \text{Gl. 2.6}$$

Die Beziehung zwischen P_f und β wird über folgende Festlegung zugeordnet, Bild 2-3 und Gl. 2.7: [9]

$$P_f = \Phi(-\beta) \quad \text{Gl. 2.7}$$

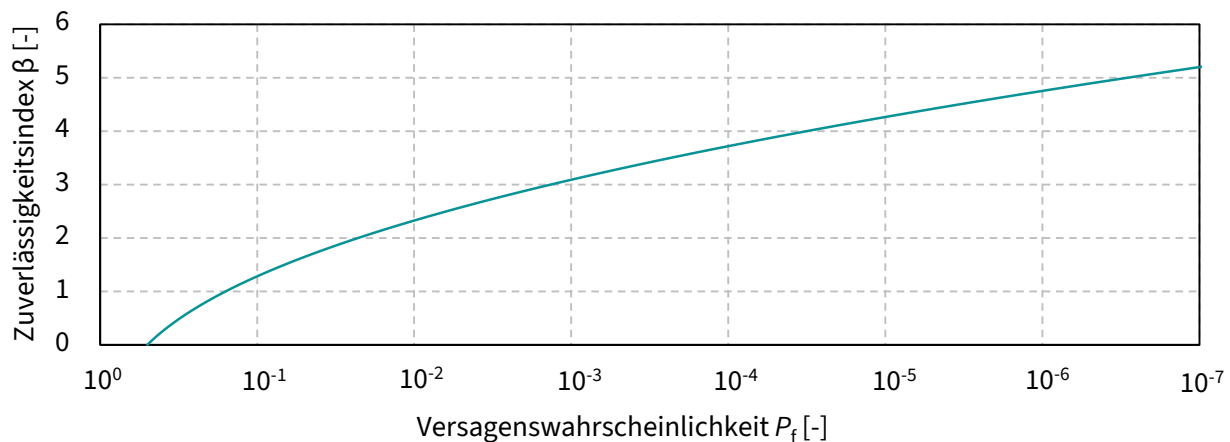


Bild 2-3: Beziehung zwischen Versagenswahrscheinlichkeit P_f und Zuverlässigkeitsindex β

Hierbei stellt Φ die kumulative Verteilungsfunktion der standardisierten Normalverteilung dar. Die Zielwerte des Zuverlässigkeitsindex hängen vom Bezugszeitraum ab. Der Zuverlässigkeitsindex β_n für beliebige Bezugszeiträume n lässt sich über folgende Relation bestimmen: [9]

$$\Phi(\beta_n) = [\Phi(\beta_1)]^n \quad \text{Gl. 2.8}$$

Dabei stellt β_1 den Zuverlässigkeitsindex für einen Bezugszeitraum von einem Jahr dar.

Gl. 2.9 beschreibt die „probabilistische Bemessungsfunktion“: [12, 13]

$$\beta = \frac{m_Z}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_E^2}} \geq \beta_{\min} \quad \text{Gl. 2.9}$$

Dabei stellt $\beta_{\min}$ den Mindestwert für den Zuverlässigkeitsindex β dar.

4. Empfehlungen für β und P_f für z. B. die Standard-Zuverlässigkeitsklasse für einen Bezugsraum von 50 Jahren für den Grenzzustand der **Tragfähigkeit**: [9]

$$\beta_{\min} = 3,8 \quad \text{Gl. 2.10}$$

Für den Grenzzustand der **Gebrauchstauglichkeit** kann für einen Bezugszeitraum von 50 Jahren angesetzt werden:

$$\beta_{\min} = 1,5 \quad \text{Gl. 2.11}$$

Für den Grenzzustand der **Ermüdung** gilt nach DIN EN 1990 [9] (Anhang C) die Gl. 2.12, abhängig von der Zugänglichkeit, Wiederinstandsetzbarkeit und Schadenstoleranz [9]:

$$\beta_{\min} = 1,5 \text{ bis } 3,8 \quad \text{Gl. 2.12}$$

In der Bemessungsnorm für ausreichende Sicherheit gegen Ermüdungsversagen, DIN EN 1993-1-9:2005+AC:2009 [1] bzw. prEN 1993-1-9:2023 [14] ist bezüglich des Zuverlässigkeitsniveaus folgendes festgehalten: Konstruktionsdetails, Werkstoffe und Beanspruchungsniveaus sollten die Auswahl der Bemessungsphilosophie (schwingbruchsichere bzw. schadenstolerante Konstruktionsweise) bestimmen, damit am Ende der geplanten Nutzungsdauer bzw. am Ende jedes Inspektionsintervalls ein Zuverlässigkeitsniveau erreicht wird, das mindestens jenem des Grenzzustands der Tragfähigkeit entspricht, siehe auch Abschnitt 2.2.2 [14].

2.1.3 Zuverlässigkeitsmethode 1. Ordnung (FORM)

DIN EN 1990 [9] führt verschiedene Zuverlässigkeitsmethoden auf. Die Zuverlässigkeitsmethode 1. Ordnung (First Order Reliability Method – FORM) beruht im Vergleich zur vollprobabilistischen Methode auf Vereinfachungen, führt für die meisten Anwendungen im Bauwesen gleichwohl zu ausreichend genauen Ergebnissen [9].

Trägt man R und E in einer 3D-Darstellung auf zwei Achsen auf, erhält man die Verteilungsdichte gemäß Bild 2-4: [12]

$$f(E, R) = f(E) \cdot f(R) \quad \text{Gl. 2.13}$$

In dieser Darstellung stellen Kurven gleicher Wahrscheinlichkeit Ellipsen dar. Die Versagenswahrscheinlichkeit wird bestimmt mit: [12]

$$P_f = \int_{-\infty}^{\infty} f(E) \left\{ \int_{-\infty}^{R=E} f(R) dR \right\} dE$$

Gl. 2.14

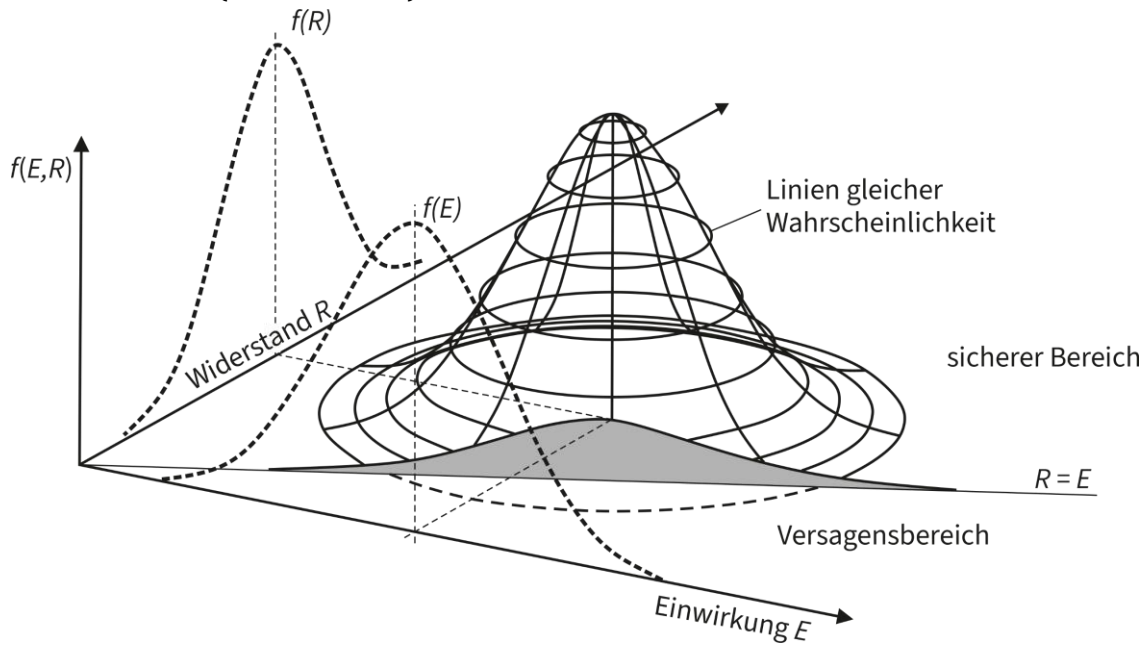


Bild 2-4: Dreidimensionale Verteilungsdichte für R und E nach [12]

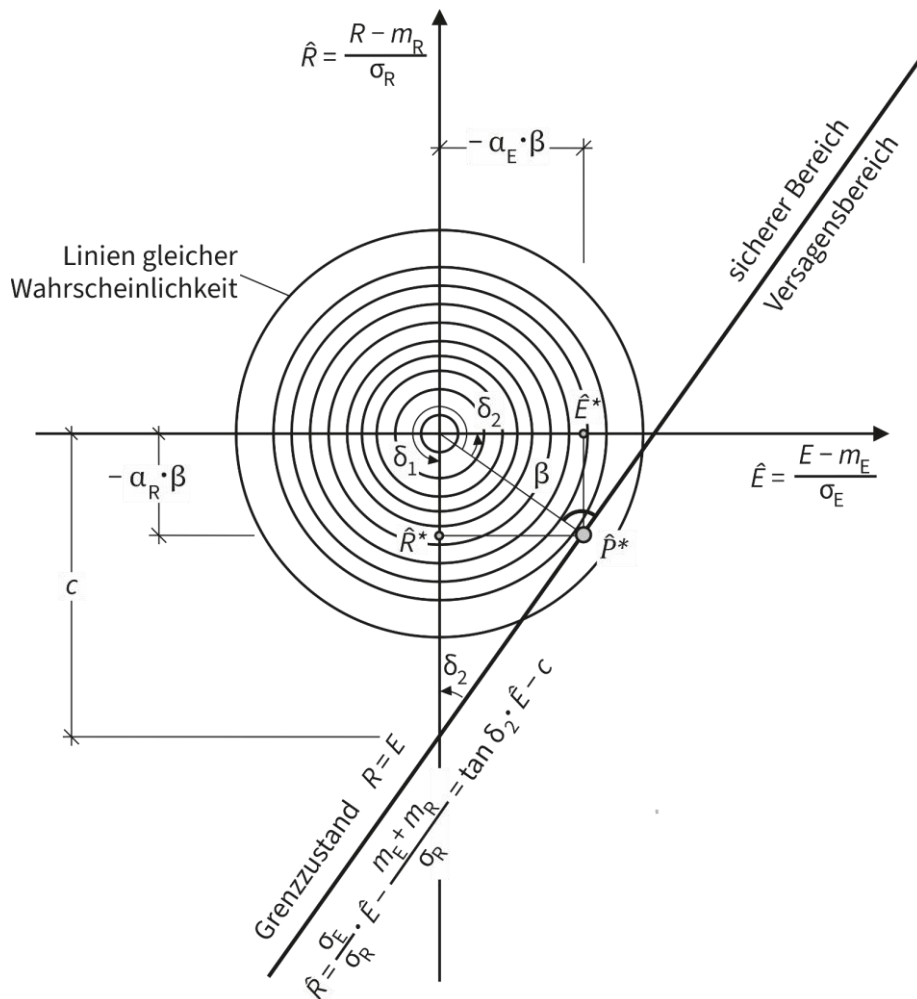


Bild 2-5: Zustandsfunktion R - E im transformierten $(\hat{R}$ - $\hat{E})$ -System nach [12, 13]

Durch Transformation des R - E -Koordinatensystems über Gl. 2.15 und Gl. 2.16 wird die Verteilungsdichtefunktion rotationssymmetrisch und nimmt die in Bild 2-5 gezeigte Form an (Normierung 1. Stufe) [12].

$$\hat{R} = \frac{R - m_R}{\sigma_R} \quad \text{Gl. 2.15}$$

$$\hat{E} = \frac{E - m_E}{\sigma_E} \quad \text{Gl. 2.16}$$

Die Zustandsfunktion $Z = R - E$ ist dabei ebenfalls transformiert in: [12]

$$Z = \hat{R} \cdot \sigma_R + m_R - (\hat{E} \cdot \sigma_E + m_E) \quad \text{Gl. 2.17}$$

oder durch Multiplikation mit $1/\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_E^2}$ in: [12]

$$\frac{Z}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_E^2}} = \hat{R} \cdot \frac{\sigma_R}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_E^2}} - \hat{E} \cdot \frac{\sigma_E}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_E^2}} + \frac{m_R - m_E}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_E^2}} \quad \text{Gl. 2.18}$$

Für $Z = 0$ kann Gl. 2.18 zu Gl. 2.19 interpretiert werden (Normierung 2. Stufe): [12]

$$\hat{R} \cdot \alpha_R + \hat{E} \cdot \alpha_E + \beta = 0 \quad \text{Gl. 2.19}$$

mit: [12, 13]

β als Abstand des Koordinatenursprungs zum Bemessungspunkt $\hat{P}^*$,

$\alpha_R = \frac{\sigma_R}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_E^2}}$ als Wichtungsfaktor für den Widerstand mit $\hat{R}^* = -\alpha_R \cdot \beta$ und

$\alpha_E = -\frac{\sigma_E}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_E^2}}$ als Wichtungsfaktor für die Auswirkung der Einwirkung mit $\hat{E}^* = -\alpha_E \cdot \beta$.

Dies erläutert die getrennte Behandlung von R und E aus dem ursprünglichen R - E -System: [12, 13]

$$R_d = R^* = m_R - \alpha_R \cdot \beta \cdot \sigma_R \quad \text{Gl. 2.20}$$

$$E_d = E^* = m_E - \alpha_E \cdot \beta \cdot \sigma_E \quad \text{Gl. 2.21}$$

Wenn die Raumfläche aus Bild 2-5 so gedreht wird, dass die Zustandsfunktion parallel zur $\hat{R}$ -Achse liegt, kann das Integral (Gl. 2.14) ausgedrückt werden durch: [12]

$$\begin{aligned} P_f &= \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{-\beta} \varphi(\hat{E}) \cdot \varphi(\hat{R}) d\hat{E} d\hat{R} \\ &= \int_{-\infty}^{\infty} \varphi(\hat{R}) d\hat{R} \int_{-\infty}^{-\beta} \varphi(\hat{E}) d\hat{E} \\ &= \Phi(-\beta) \end{aligned} \quad \text{Gl. 2.22}$$

Bild 2-5 zeigt die Darstellung für zwei Basisvariablen $X_1 = R$ und $X_2 = E$. Wenn mehr Basisvariablen vorhanden sind mit [12, 13]

$$Z = g(X_1, X_2, \dots, X_n), \quad \text{Gl. 2.23}$$

so gilt für jede dieser Basisvariablen: [12]

$$\hat{X}_i = \frac{X_i - m_{X_i}}{\sigma_{X_i}}, \quad \text{Gl. 2.24}$$

was zu

$$Z = g(\hat{X}_i) = (\hat{X}_1, \hat{X}_2, \dots, \hat{X}_n) \quad \text{Gl. 2.25}$$

führt und eine Hyperfläche darstellt, auf welcher P^* sich befindet. Daher ist β der minimale Abstand der Hyperfläche zum Koordinatenursprung [12].

Eine Tangentenannäherung an die Hyperfläche über eine Taylorreihe und Rücktransformation in den $\{X_1, X_2, \dots, X_n\}$ -Raum ergibt: [12]

$$\beta = \frac{-\sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial g}{\partial \hat{X}_i} \right) \Big|_{P^*} \cdot (\hat{X}_i^* - m_{X_i}) + g(\hat{X}_1^*, \dots, \hat{X}_n^*)}{\sqrt{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial g}{\partial \hat{X}_i} \Big|_{P^*} \cdot \sigma_{X_i} \right)^2}} \quad \text{Gl. 2.26}$$

$$\alpha_{X_i} = \frac{\frac{\partial g}{\partial \hat{X}_i} \Big|_{P^*} \cdot \sigma_{X_i}}{\sqrt{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial g}{\partial \hat{X}_i} \Big|_{P^*} \cdot \sigma_{X_i} \right)^2}} \quad \text{Gl. 2.27}$$

$$X_i^* = m_{X_i} - \alpha_{X_i} \cdot \beta \cdot \sigma_{X_i} \quad \text{Gl. 2.28}$$

Wenn alle σ_{X_i} und m_{X_i} bekannt sind, können P_i , β , α_i und X_i^* iterativ bestimmt werden. Dabei wird mit Schätzwerten gestartet, die X_i^* , β und α_i ergeben, die für den nächsten Schritt verwendet werden. Die Iteration kann beendet werden, wenn gilt $\beta_{i+1} - \beta_i \leq \varepsilon$, wobei ε die Fehlerschranke darstellt. Die Methode funktioniert auch für von der Normalverteilung abweichende Verteilungen, wenn diese am Bemessungspunkt wieder durch Normalverteilungsfunktionen angenähert werden [12].

2.1.4 Semiprobabilistische Bemessung

Gemäß DIN EN 1990 [9], Kap. 6, kann die Bemessung mit Teilsicherheitsbeiwerten durchgeführt werden. Für die Auswirkung der Einwirkung gilt i. d. R. folgende **Kombination**: [9]

$$E_d = E \left\{ \gamma_G \cdot G_k + \gamma_{Q,1} \cdot Q_{k,1} + \sum_{i=2}^n \gamma_{Q,i} \cdot \psi_{0,i} \cdot Q_{k,i} \right\} \quad \text{Gl. 2.29}$$

Dabei stellt E_d den Bemessungswert der Auswirkung der Einwirkungen E dar, G_k

stellt die charakteristische ständige Einwirkung dar, $Q_{k,i}$ ist eine charakteristische veränderliche Einwirkung, γ_i ist ein Teilsicherheitsbeiwert und $\psi_{0,i}$ stellt den Kombinationsbeiwert für die Last i dar.

Der Widerstand wird durch einen Einzelwert (Beispiel für zwei ursprüngliche Basisvariablen) definiert: [9]

$$R_d = \frac{R \left\{ \eta_1 \cdot X_{k,1}; \eta_2 \cdot X_{k,2}, \frac{\gamma_{m,1}}{\gamma_{m,2}}; a_d \right\}}{\gamma_M} \quad \text{Gl. 2.30}$$

R_d stellt dabei den Bemessungswert des Widerstandes R dar, $X_{k,i}$ ist der charakteristische Wert einer Baustoff- oder Produkteigenschaft und η_i stellt einen Umrechnungsbeiwert zwischen Probeneigenschaften und maßgebenden Eigenschaften im Bauteil dar. Ferner ist $\gamma_{m,i}$ der Teilsicherheitsbeiwert für die Baustoff- oder Produkteigenschaft, nicht zu verwechseln mit γ_M , dem Teilsicherheitsbeiwert auf der Tragsicherheitsseite. Der Bemessungswert einer geometrischen Größe wird durch a_d berücksichtigt [9].

Diese Festlegung folgt aus der praktischen Erwägung, dass an einem Standort bzw. Einbauort die Kombination der Teileinwirkungen und damit ihre Auswirkung relativ beliebig sind (und diese damit häufig auch untereinander unkorreliert sind), hingegen i. d. R. die Kombination der Teilwiderstände in festen funktionalen Zusammenhängen stehen, häufig korrelieren und deswegen zusammengefasst werden können. E_d und R_d können damit unabhängig bestimmt werden.

Die Definition von E_d und R_d mit Gl. 2.29 und Gl. 2.30 sind mit Gl. 2.20 und Gl. 2.21 konsistent zu stellen. Dies bedeutet jedoch, dass die Bemessungswerte der Einwirkungseffekte und der Widerstände über die Wichtungsfaktoren α_i verknüpft sind.

Um also Bemessungswerte E_d und R_d zu definieren, die einerseits unabhängig behandelbar sind und andererseits den Zuverlässigkeitskontext $P_f = \Phi(-\beta)$ erfüllen, darüber hinaus mit hinreichender Genauigkeit für ein großes praktisches Anwendungsfeld gelten, wurden folgende Annahmen getroffen (die aus β -Auswertungen vieler Konstruktionen abgeleitet wurden): [12]

1. Für jede Bemessungssituation führt das probabilistische Konzept zu: [12]

$$\left[m_R - \frac{\sigma_R}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_E^2}} \cdot \beta \cdot \sigma_R \right] - \left[m_E + \frac{\sigma_E}{\sqrt{\sigma_R^2 + \sigma_E^2}} \cdot \beta \cdot \sigma_E \right] \geq 0, \quad \text{Gl. 2.31}$$

$$[m_R - \alpha_R \cdot \beta \cdot \sigma_R] - [m_E - \alpha_E \cdot \beta \cdot \sigma_E] \geq 0, \quad \text{Gl. 2.32}$$

$$[R_d] - [E_d] \geq 0, \quad \text{Gl. 2.33}$$

was einen der Bemessungspunkte P^* in Bild 2-6 ergibt.

2. Für die meisten Fälle repräsentiert das Wertepaar von

$$\begin{cases} \alpha_R = +0,80 \\ \alpha_E = -0,70 \end{cases} \quad \text{Gl. 2.34}$$

die beste Lösung, deren Konservativität durch Gl. 2.35 gezeigt wird [9, 12, 13].

$$\sqrt{\alpha_R^2 + \alpha_E^2} = 1,06 \geq 1,0 \quad \text{Gl. 2.35}$$

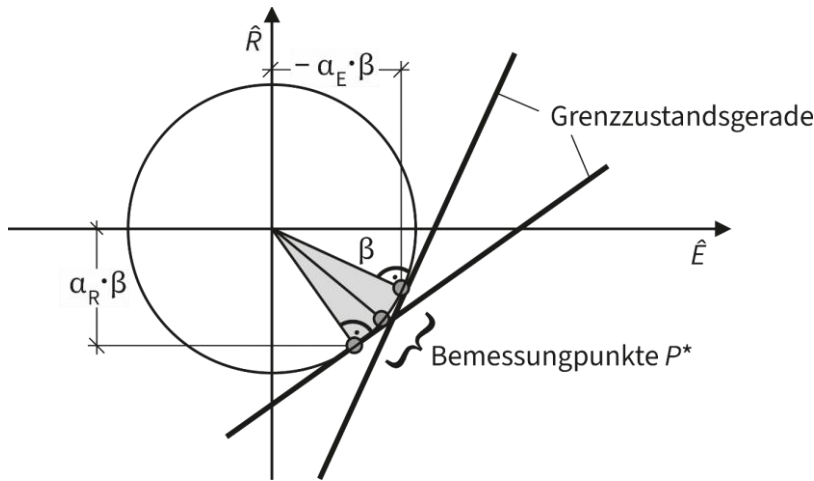


Bild 2-6: Bemessungspunkte P^* für spezifische Bemessungssituationen nach [12]

Dies führt zu einer semiprobabilistischen Definition der Bemessungswerte für die Auswirkungen der Einwirkungen und der Widerstände: [12]

$$E_d = m_E - \alpha_E \cdot \beta \cdot \sigma_E = m_E + 0,70 \cdot \beta \cdot \sigma_E \quad \text{Gl. 2.36}$$

$$R_d = m_R - \alpha_R \cdot \beta \cdot \sigma_R = m_R - 0,80 \cdot \beta \cdot \sigma_R \quad \text{Gl. 2.37}$$

Wenn darüber hinaus weitere Basisvariablen in die Zustandsgleichung eingeführt werden (dies erfolgt i. d. R. zu Studienzwecken, weniger in der Bemessungspraxis) dann wird aus Gl. 2.36 und Gl. 2.37: [12]

$$E_d = E(X_{i,d}) = E\{m_{X_i} + \alpha_E \cdot \alpha_i \cdot \beta \cdot \sigma_{X_i}\} \quad \text{Gl. 2.38}$$

$$R_d = R(X_{j,d}) = R\{m_{X_j} - \alpha_R \cdot \alpha_j \cdot \beta \cdot \sigma_{X_j}\} \quad \text{Gl. 2.39}$$

mit (siehe Gl. 2.27) [12]

$$\alpha_i = \frac{\frac{\partial E}{\partial X_i} \cdot \sigma_{X_i}}{\sqrt{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial E}{\partial X_i} \cdot \sigma_{X_i} \right)^2}} \quad \text{Gl. 2.40}$$

$$\alpha_j = \frac{\frac{\partial R}{\partial X_j} \cdot \sigma_{X_j}}{\sqrt{\sum_{j=1}^m \left(\frac{\partial R}{\partial X_j} \cdot \sigma_{X_j} \right)^2}} \quad \text{Gl. 2.41}$$

Auf der sicheren Seite können für α_E und α_R allerdings die Werte $-0,7$ und $0,8$ verwendet werden. Wenn in der Zustandsgleichung alle statistischen Parameter be-

kannt sind, können alle α_i , α_j , α_E , und α_R nach der in Abschnitt 2.1.3 beschriebenen FORM-Methode neu ermittelt werden.

Ebenfalls auf der sicheren Seite liegt eine Schätzung von α_i bzw. α_j über ihren vektoriellen Charakter (auch „Vektor-Definition“). Man definiert α_i bzw. α_j für die Leiteinwirkung X_i ; die anderen Werte können dann nach ihrer Einflussstärke geordnet mit der Wichtung gemäß Gl. 2.42 bestimmt werden [12, 13].

$$\alpha_i = \sqrt{i} - \sqrt{i-1} \quad i = 1, \dots, n \quad \text{Gl. 2.42}$$

Dabei entstammt Gl. 2.42 der Summe unkorrelierter Streuungen nach der Vektoraddition, Bild 2-7:

$$\sigma_{\text{res}} = \sqrt{\sum_{i=1}^n \sigma_i^2} \quad \text{Gl. 2.43}$$

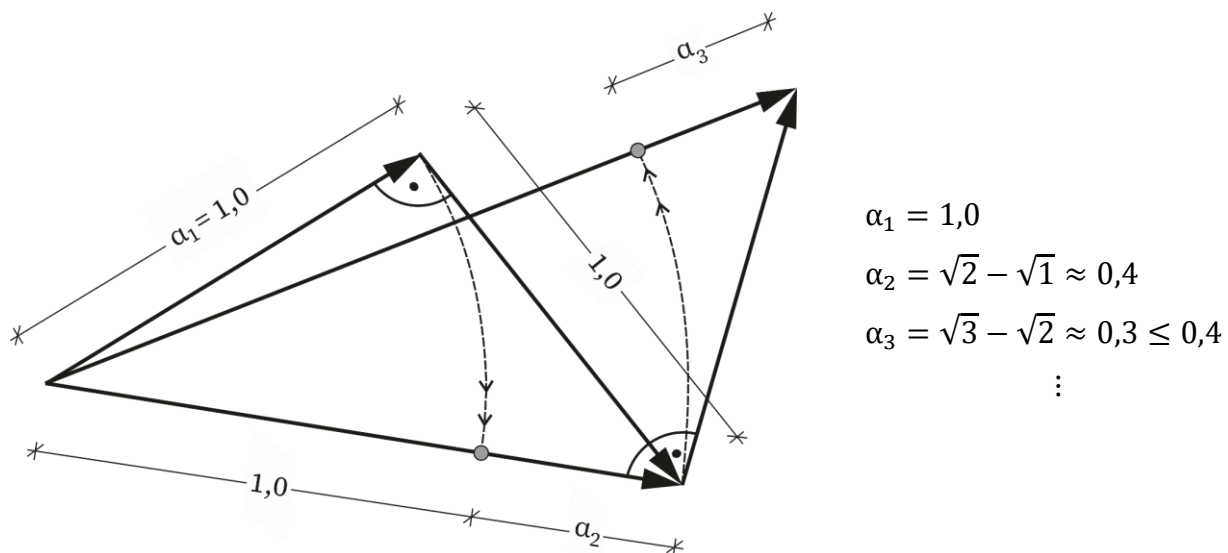


Bild 2-7: Vereinfachte Methode der Bestimmung der α_i bzw. α_j -Wichtungen

2.1.5 Schlussfolgerungen für Einwirkungen und deren Auswirkungen

Die Wichtungsfaktoren $\alpha_E = -0,7$ und $\alpha_R = 0,8$ erlauben zusammen mit dem Zuverlässigkeitsindex β die Definition von Bemessungswerten der Einwirkungen bei Wahl geeigneter Verteilungsfunktionen, Tabelle 2-1 [12, 13].

Tabelle 2-1: Bemessungswerte der Einwirkung

Einwirkung	Bemessungswert
Ständig (normalverteilt)	$G_d = m_G \cdot (1 + 0,7 \cdot \beta \cdot V_G)$
Zeitvariant (Gumbelverteilt)	$Q_d = m_Q \cdot \left(1 - \frac{\sqrt{6}}{\pi} \cdot V_Q \cdot [0,577 + \ln(-\ln(\Phi(0,7\beta)))] \right)$

Die Gumbelverteilung (doppelte Exponentialverteilung – Extremwertverteilung Typ I) [15] kann durch Mittelwert m , Standardabweichung σ bzw. Variationskoeffi-

zient V auf Basis der Normalverteilung ermittelt werden. Sie stellt eine exponentielle Relation zwischen der Verteilungsfunktion $F_{T'}(Q)$ für ein Referenzzeitintervall T' und der Verteilungsfunktion $F_T(Q)$ für eine Bezugsperiode T dar, Gl. 2.44. Dies ist insbesondere für klimatische Einwirkungen mit typischen, sich in gewissen Perioden wiederholenden aber stochastisch verteilten Extremwerten wichtig.

$$F_T(Q) = \{F_{T'}(Q)\}^{\frac{T}{T'}} \quad \text{Gl. 2.44}$$

Transformieren in den normalverteilten Raum führt zu:

$$\Phi(0,7\beta_T) = \Phi(0,7\beta_{T'})^{\frac{T}{T'}} \quad \text{Gl. 2.45}$$

Mit Definition des **charakteristischen Werts** der Einwirkung (z. B. mit einer Wiederkehrperiode von 50 Jahren, korrespondierend mit dem 98 %-Quantil der jährlichen Extremwerte) ist es dann möglich, Teilsicherheitsbeiwerte $\{\gamma_G, \gamma_Q\} = \gamma_F$ zu bestimmen, Tabelle 2-2.

Tabelle 2-2: Formeln für Teilsicherheitsbeiwerte für Einwirkungen nach [12]

Einwirkung	Teilsicherheitsbeiwert γ_F
ständig	$\frac{G_{d,l}}{G_k} = (1 + 0,7 \cdot 3,8 \cdot V_G) \cdot 1,05 \approx 1,35 = \gamma_G$
zeitvariant, leitend	$\frac{Q_{d,l}}{Q_k} = \frac{1 - \frac{\sqrt{6}}{\pi} \cdot V_Q \cdot [0,577 + \ln(-\ln(\Phi(0,7 \cdot 3,8)))]}{1 - \frac{\sqrt{6}}{\pi} \cdot V_Q \cdot [0,577 + \ln(-\ln(\Phi(k_n)))]} \approx 1,35 \text{ bis } 1,50 = \gamma_Q$
zeitvariant, begleitend	$\frac{Q_{d,b}}{Q_k} = \frac{1 - \frac{\sqrt{6}}{\pi} \cdot V_Q \cdot [0,577 + \ln(-\ln(\Phi(0,4 \cdot 0,7 \cdot 3,8))) + \ln \frac{T}{T'}]}{1 - \frac{\sqrt{6}}{\pi} \cdot V_Q \cdot [0,577 + \ln(-\ln(\Phi(k_n)))]} \approx 1,35 \text{ bis } 1,50 = \gamma_Q$

In Tabelle 2-2 beinhaltet γ_G den Faktor $\gamma_{RS} = 1,05$ für Unwägbarkeiten aus dem Lastmodell wie aus dem Berechnungsmodell. Für die Variationskoeffizienten gelten die Annahmen $V_G \leq 0,1$ und $V_Q \leq 0,7$. k_n stellt einen Quantilwert dar [12].

2.1.6 Behandlung variabler Begleiteinwirkungen

Der Bemessungswert der variablen Begleiteinwirkung Q_2 kann mit demselben Teilsicherheitsbeiwert γ_F wie für die Leiteinwirkung Q_1 versehen werden, wenn Q_2 mit einem Kombinationsfaktor $\psi_{0,2}$ multipliziert wird:

$$\psi_{0,2} = \frac{Q_{d,b}}{Q_{d,l}} = \frac{Q_{d,b}}{Q_k} \cdot \frac{Q_k}{Q_{d,l}} \quad \text{Gl. 2.46}$$

Dabei werden die verschiedenen Bezugsperioden (Wiederkehrperioden) T_1 und T_2 für Q_1 und Q_2 im Bezugsraum T berücksichtigt, in dem die Einwirkungen vereinfacht als konstant angenommen werden („Rechteckprozesse“), Bild 2-8 [16, 17].

Diese Definition folgt der sogenannten TURKSTRA-Regel [16].

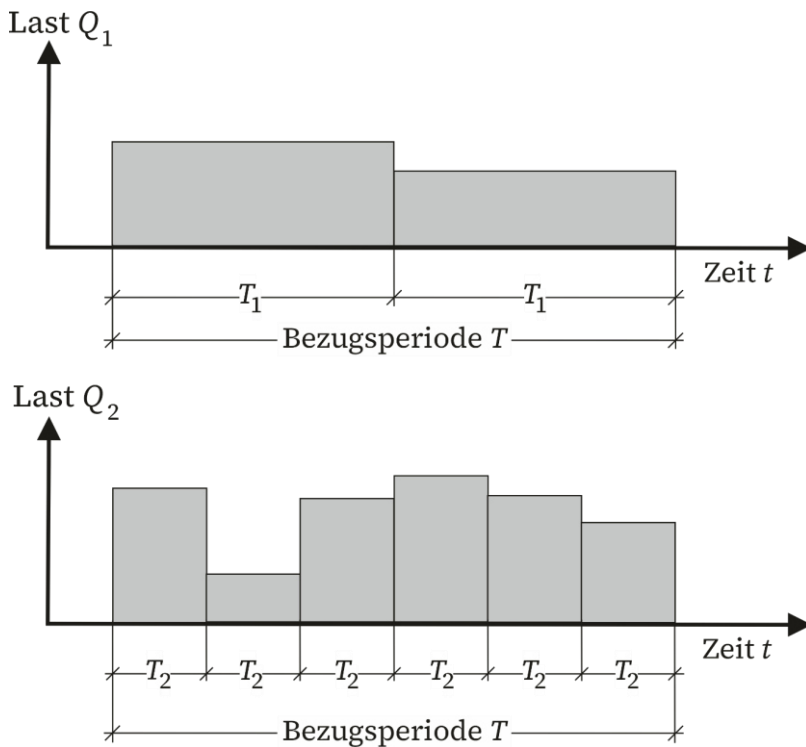


Bild 2-8: Zeitvariation zweier Einwirkungen Q_1 , Q_2 mit verschiedenen Basisperioden innerhalb der Bezugsperiode T nach [16, 17]

Bild 2-9 zeigt Kombinationsbeiwerte in Abhängigkeit vom Variationskoeffizienten V_Q und des Verhältnisses von Basis- zu Bezugszeitraum $N_1 = T/T'$.

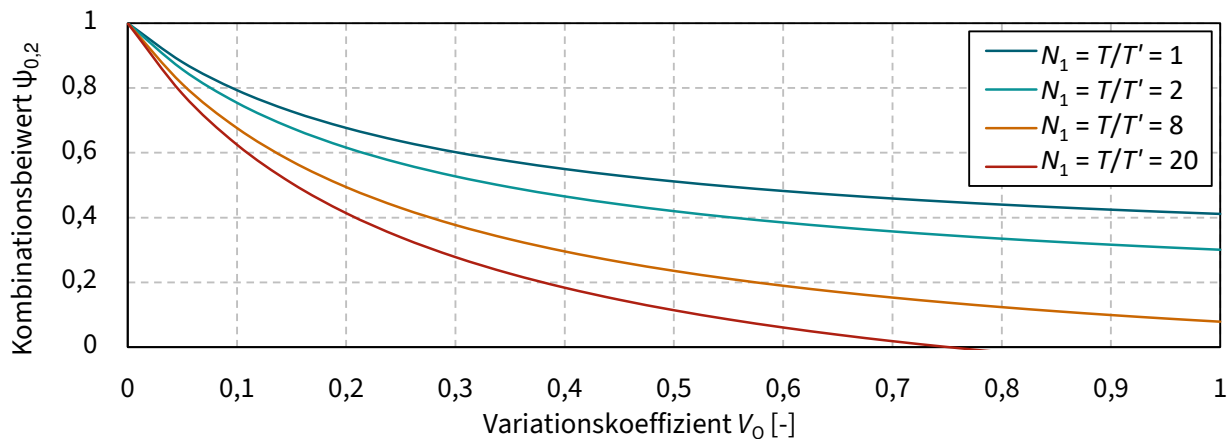


Bild 2-9: Kombinationsbeiwerte $\psi_{0,2}$ gemäß Gl. 2.47 in Abhängigkeit von T/T' und V_Q für $\beta = 3,8$

Die Kombinationsbeiwerte lauten dabei allgemein: [9]

$$\psi_{0,2} = \frac{1 - \frac{\sqrt{6}}{\pi} \cdot V_Q \cdot \left[0,577 + \ln(-\ln(\Phi(-\alpha_2 \cdot \alpha_E \cdot \beta))) + \ln \frac{T}{T'} \right]}{1 - \frac{\sqrt{6}}{\pi} \cdot V_Q \cdot [0,577 + \ln(-\ln(\Phi(-\alpha_E \cdot \beta)))]} \quad \text{Gl. 2.47}$$

Dabei entspricht T' der größeren Basisperiode aus T_1 und T_2 .

Das Prinzip der Kombination verschiedener unabhängiger **zeitvarianter** Beanspruchungen lässt sich auf die Kombination lokaler Spannungen übertragen, die entstehen, wenn eine Nennspannung auf verschiedene **längenvariante**, voneinander un-

abhängige und Spannungskonzentrationen erzeugende Schweißnahtimperfectionen trifft, siehe Abschnitt 7.3.

2.2 Ermüdung von Stahlkonstruktionen

2.2.1 Allgemeines

Stahlkonstruktionen, die relevanten veränderlichen Beanspruchungen unterliegen, wie beispielsweise Brücken oder Kranbahnen, erfordern einen Nachweis gegen Ermüdung. In Deutschland ist die Ermüdungsbemessung nach DIN EN 1993-1-9 [1] geregelt, wie nachfolgend in Abschnitt 2.2.2 beschrieben.

Anmerkung: Zum Zeitpunkt der Veröffentlichung dieser Arbeit ist die DIN EN 1993-1-9:2005+AC:2009 [1] die geltende Normenversion. Wo erforderlich, wird auf die prEN 1993-1-9:2023 [14] verwiesen.

2.2.2 Ermüdungsbemessung nach DIN EN 1993-1-9

DIN EN 1993-1-9 [1] beinhaltet ein Nachweisverfahren zur Bemessung ermüdungsbeanspruchter Bauteile, Verbindungen und Anschlüsse. Der Ermüdungsnachweis erfolgt in der Regel nach dem Nennspannungskonzept mithilfe von Ermüdungsfestigkeitskurven (Wöhlerlinien), Bild 2-10.

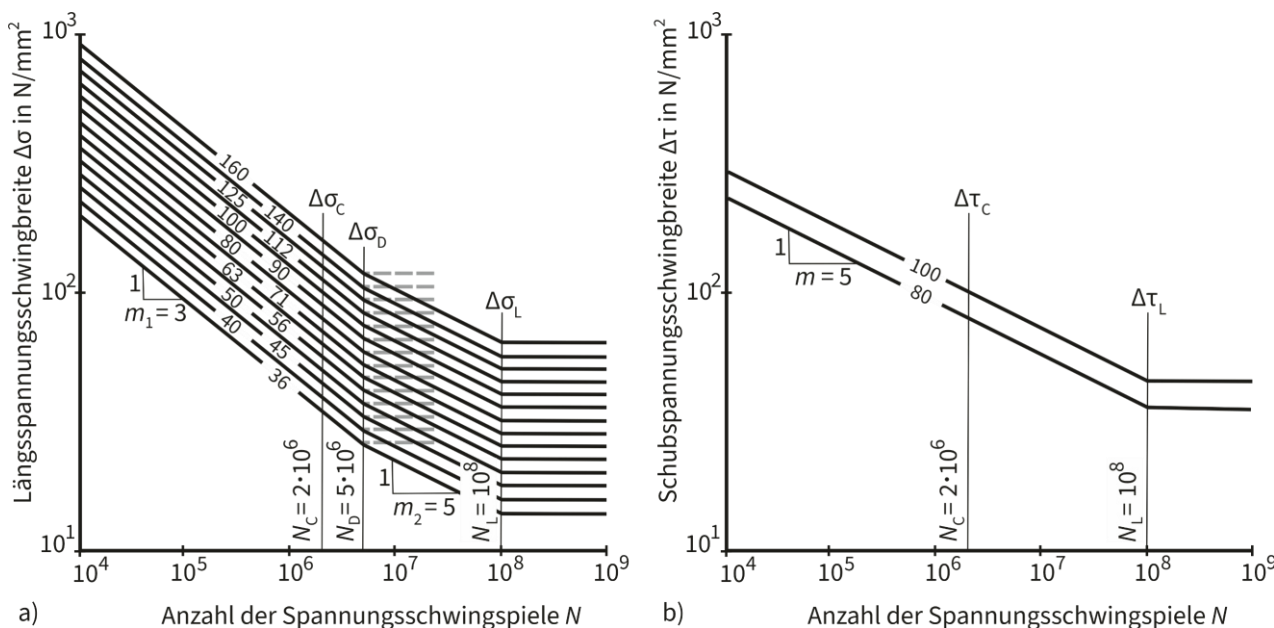


Bild 2-10: Ermüdungsfestigkeitskurven nach DIN EN 1993-1-9 [1] für
a) Längsspannungsschwingbreiten und b) Schubspannungsschwingbreiten

Die Ermüdungsfestigkeitskurve wird durch den Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ oder $\Delta\tau_c$ charakterisiert, der die Nennspannungsschwingbreite bei $N_c = 2 \cdot 10^6$ Zyklen in N/mm^2 und gleichzeitig den sogenannten Kerbfall angibt. Die Nennspannung wird als die Spannung im Bauteil bezeichnet, die unmittelbar an der erwarteten Rissstelle liegt und nach der elastischen Spannungstheorie ohne Berücksichtigung der örtlichen Kerbwirkung berechnet wird. Es wird nach Längsspan-

nungsschwingbreiten $\Delta\sigma$ und Schubspannungsschwingbreiten $\Delta\tau$ unterschieden, die auf Gebrauchsniveau bestimmt werden. Mithilfe der Ermüdungsfestigkeitskurve kann die ertragbare Anzahl an Zyklen für Spannungsschwingbreiten bestimmt werden, die im Zeit- (10^4 bis 10^6 oder 10^7 Zyklen) oder Dauerfestigkeitsbereich (ab 10^6 oder 10^7 Zyklen) liegen [18]. Längsspannungswöhlerlinien weisen im doppelt-logarithmischen Maßstab bis zur Dauerfestigkeit $\Delta\sigma_D$ bei N_D eine inverse Steigung von $m_1 = 3$ auf. Wenn die einwirkenden Längsspannungen keine Schwingbreiten oberhalb der Dauerfestigkeit beinhalten, besitzt die Wöhlerlinie ab N_D keine Steigung mehr, wie anhand der gestrichelten Linien in Bild 2-10 zu erkennen ist. Bei Belastungsspektren mit Spannungsschwingbreiten oberhalb und unterhalb der Dauerfestigkeit sind die erweiterten Wöhlerlinien anzuwenden, die ab der Dauerfestigkeit bis zu einem weiteren Knickpunkt beim Schwellenwert der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_L$ bei N_L die flachere inverse Steigung $m_2 = 5$ besitzen. Schubspannungswöhlerlinien beinhalten generell nur einen Knickpunkt in Form des Schwellenwerts der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\tau_L$ bei 10^8 Zyklen, ab dem die inverse Steigung von $m = 5$ zu einem konstanten Verlauf übergeht [1].

PrEN 1993-1-9:2023 [14] enthält differenziertere Ermüdungsfestigkeitskurven, bei denen die Werte für N_D , m_1 und m_2 beispielsweise je nach Größe der Kerbwirkung und Kerbfallklasse (71 und größer, unter 71) unterschiedlich festgelegt sind [14].

Der Ermüdungsnachweis kann entweder mittels schadensäquivalenter Spannungsschwingbreiten (Gl. 2.48) oder mittels Schadensakkumulation (Gl. 2.49) geführt werden [1]:

$$\frac{\gamma_{Ff} \cdot \Delta\sigma_{E,2}}{\Delta\sigma_C/\gamma_{Mf}} \leq 1,0 \quad \text{und} \quad \frac{\gamma_{Ff} \cdot \Delta\tau_{E,2}}{\Delta\tau_C/\gamma_{Mf}} \leq 1,0 \quad \text{Gl. 2.48}$$

$$D_d = \frac{n_{E1}}{N_{R1}} + \frac{n_{E2}}{N_{R2}} + \dots + \frac{n_{Ek}}{N_{Rk}} = \sum_{i=1}^k \frac{n_{Ei}}{N_{Ri}} \leq 1,0 \quad \text{Gl. 2.49}$$

Dabei stellen $\Delta\sigma_{E,2}$ und $\Delta\tau_{E,2}$ schadensäquivalente konstante Spannungsschwingbreiten bezogen auf $2 \cdot 10^6$ Zyklen dar.

Bei der Schadensakkumulation, die dem Konzept nach Palmgren-Miner [19, 20] folgt, setzt sich die totale Schädigung D_d aus der Summe der Teilschädigungen zusammen, die durch jede einzelne Schwingbreite hervorgerufen werden. Dabei stellt n_{Ei} die Anzahl der Spannungsschwingspiele i mit Spannungsschwingbreite $\gamma_{Ff} \cdot \Delta\sigma_i$ oder $\gamma_{Ff} \cdot \Delta\tau_i$ dar. Die Anzahl der Spannungsschwingspiele bezogen auf die Bemessungs-Ermüdungsfestigkeitskurve für die Spannungsschwingbreite $\gamma_{Ff} \cdot \Delta\sigma_i$ oder $\gamma_{Ff} \cdot \Delta\tau_i$ wird durch N_{Ri} beschreiben. Bei beiden Nachweisformaten sind, sofern am gleichen Ort wirkend, die Schädigungsanteile von Längs- und Schubspannungsschwingbreiten zu addieren [1].

Der Teilsicherheitsbeiwert für die Einwirkung γ_{Ff} beträgt üblicherweise 1,0, während der Teilsicherheitsbeiwert für die Ermüdungsfestigkeit γ_{Mf} je nach Bemessungskonzept und Größe der Schadensfolgen unterschiedliche Werte annimmt, Tabelle 2-3 [1].

In prEN 1993-1-9:2023 [14] sind die Schadensfolgen in drei Bereiche eingeteilt, wobei die γ_{MF} -Werte ebenfalls zwischen 1,0 und 1,35 liegen [14].

Tabelle 2-3: Empfehlungen für γ_{MF} -Faktoren für die Ermüdungsfestigkeit

Bemessungskonzept	Schadensfolgen	
	niedrig	hoch
Schadenstoleranz	1,00	1,15
Sicherheit gegen Ermüdungsversagen ohne Vorankündigung	1,15	1,35

Die Bemessungskonzepte werden in prEN 1993-1-9:2023 [14] in „schadenstolerante“ und „schwingbruchsichere“ Konstruktionsweise eingeteilt [14].

Welche Ermüdungsfestigkeitskurve für ein bestimmtes Konstruktionsdetail zu verwenden ist, regelt der in DIN EN 1993-1-9 [1] in Form von Tabellen enthaltene Kerbfallkatalog, auf den im Weiteren eingegangen wird.

2.2.3 Kerbdetails des Kreuzstoßes und der Quersteife

Der folgende Abschnitt dient der Vorstellung der Kerbdetails des Kreuzstoßes und der Quersteife.

Kreuzstoß. Der Kreuzstoß dient der Verbindung zweier beanspruchter Bauteile über einen geschweißten Anschluss mit einem Grundblech. Bild 2-11 zeigt beispielhaft die Bezeichnungen und geometrischen Größen des (lasttragenden) Kreuzstoßes, dessen Beanspruchungen am Anschlussblech (Connection Plate, CP) ansetzen. Das Grundblech (Base Plate, BP) dient der Verbindung beider Anschlussbleche.

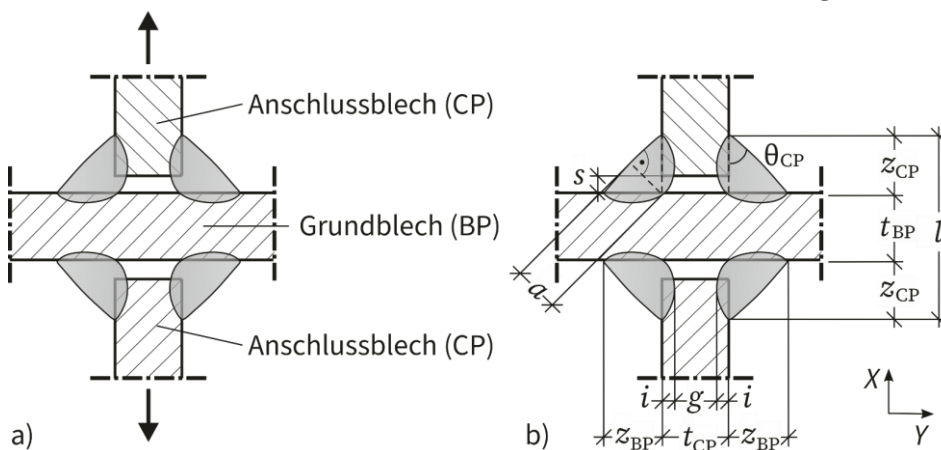


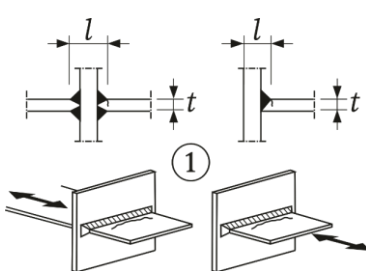
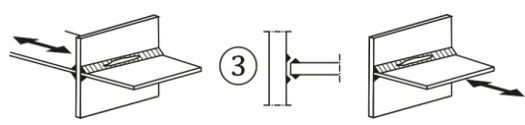
Bild 2-11: Kreuzstoß: a) Bezeichnungen und b) geometrische Größen

Der Kerbfallkatalog der **DIN EN 1993-1-9** [1] enthält in Tabelle 8.5 [1] (in [14]: Tabelle 10.6) verschiedene Details, die für den Ermüdungsnachweis des Kreuzstoßes berücksichtigt werden müssen, siehe Tabelle 2-4. Der Kreuzstoß unter Ermüdungsbeanspruchung kann unterschiedliche Versagensmodi aufweisen. Ein Riss am Schweißnahtübergang wird durch den Ermüdungsnachweis des Details ① ausgeschlossen. Hierbei wird die Spannungsschwingbreite am Schweißnahtübergang,

also im Anschlussblech berechnet. Es ist ein Geometrieinfluss bezüglich des Abstands der Schweißnahtübergänge l und der Anschlussblechdicke t zu beachten, wodurch die Kerbfälle mit zunehmendem l und t geringer werden [1].

Der zweite potentielle Versagensort eines ermüdungsbeanspruchten Kreuzstoßes stellt die Schweißnaht selbst dar, wobei das Versagen von der Schweißnahtwurzel ausgeht. Dieser Versagensfall wird durch Detail ③ erfasst. Er spielt allerdings nur bei nicht vollständig durchgeschweißten Nähten eine Rolle. Bei allen Schweißnahtdetails, die Detail ③ zugeordnet werden, ist zu beachten, dass die Spannungsschwingbreite auf den Nahtquerschnitt a zu beziehen ist. Der Wurzelriss (Detail ③) weist mit 36* den niedrigsten Kerbfall auf und wird aus diesem Grund bei der Ermüdungsauslegung häufig maßgebend. Das Asterisk weist darauf hin, dass der Kerbfall 36 auf Kerbfall 40 erhöht werden kann, wenn die Dauerfestigkeit von $N_D = 5 \cdot 10^6$ auf $N_D^* = 10^7$ verlängert wird. Des Weiteren ist im Fall von Detail ③ die Spannungskomponente unter Schub zu berücksichtigen [1].

Tabelle 2-4: Auszug aus Tabelle 8.5 der DIN EN 1993-1-9 [1] – Kerbfalltabelle Kreuzstoß

Kerbfall	Konstruktionsdetail			Beschreibung	Anforderung
80	$l \leq 50$	alle t	 l und t in mm	Kreuz- und T-Stöße: 1) Riss am Schweißnahtübergang in voll durchgeschweißten Stumpfnähten und allen nicht durchgeschweißten Nähten.	1) Nach Prüfung frei von Diskontinuitäten und Exzentrizitäten außerhalb der Toleranzen nach EN 1090. 3) Es sind 2 Ermüdungsnachweise erforderlich: zum einen der Nachweis gegen Riss der Schweißnahtwurzeln mit Spannungen nach Abschnitt 5 mit Kerbgruppe 36* für σ_w und Kerbgruppe 80 für τ_w , zum anderen der Nachweis des Nahtüberganges mit Bestimmung von $\Delta\sigma$ in den belasteten Blechen.
71	$50 < l \leq 80$				
63	$80 < l \leq 100$				
56	$100 < l \leq 120$				
56	$l > 120$	$t \leq 20$			
50	$120 < l \leq 200$ $l > 200$	$t > 20$ $20 < t \leq 30$			
45	$200 < l \leq 300$ $l > 300$	$t > 30$ $30 < t \leq 50$			
40	$l > 300$	$t > 50$			
36*				3) Wurzelriss bei nicht voll durchgeschweißten T-Stößen oder Kehlnähten oder in T-Stößen nach Bild 4.6 in EN 1993-1-8:2005.	Kerbfälle 1) bis 3): Die Ausmittigkeit der belasteten Bleche muss $\leq 15 \%$ der Dicke des Zwischenblechs sein.

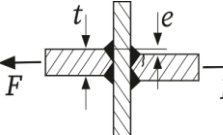
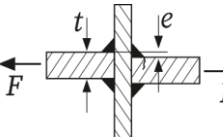
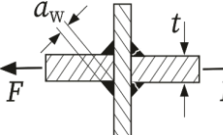
Wie eigenen Veröffentlichungen zu entnehmen ist [21, 22], führt eine Neuauswertung auf Datenbankbasis [5] (siehe Kapitel 3) zu anderen Ermüdungsfestigkeiten des Details ① als in DIN EN 1993-1-9 [1] angegeben. Diese Neuauswertung bot Anlass, die Kerbfallkategorien in prEN 1993-1-9:2023 [14] zu modifizieren. Für Detail ① entfällt die höchste Kerbfallklasse 80 aus diesem Grund in prEN 1993-1-9:2023 [14] und

es gilt Kerbfall 71 für $l \leq 80$ mm. Für Detail ③ gilt in [14] Kerbfall 40.

Neben der DIN EN 1993-1-9 [1, 14] finden sich Kerbfalltabellen auch in anderen Regelwerken, von denen vor allem die Empfehlungen für Ermüdungsbemessungen geschweißter Verbindungen und Komponenten [23] des International Institute of Welding (IIW) hervorzuheben sind. Die **IIW-Empfehlungen** [23] basieren auf Arbeiten eines internationalen Expertengremiums und bieten ein fachübergreifendes Regelwerk für die Ermüdungsbemessung an. Beim Vergleich von Kerbdetails in DIN EN 1993-1-9 [1] und den IIW-Empfehlungen [23] muss bedacht werden, dass die Definition der Ermüdungsfestigkeitskurven und Einzelheiten des Bemessungskonzepts der beiden Regelwerke sich in den Details unterscheiden.

Tabelle 2-5 zeigt einen ins Deutsche übersetzten Auszug der Kerbfalltabelle der IIW-Empfehlungen [23] bezüglich Kreuzstoßdetails. Bei einem Versagen am Schweißnahtübergang unterscheidet die Kerbfalltabelle nach durchgeschweißten und nicht voll durchgeschweißten Schweißnähten, wobei letztere die geringere Kerbfallklasse 63 aufweisen. Selbst bei voll durchgeschweißten Schweißnähten wird nur Kerbfall 71 angegeben, der eine Klasse unter Kerbfall 80 nach DIN EN 1993-1-9 [1] liegt. Eine weitere Kerbfallabstufung nach Geometrie findet sich in den IIW-Empfehlungen [23] nicht, allerdings ist dort für jedes Detail ab einer Blechdicke von 25 mm ein allgemeiner Dickenreduzierungsfaktor zu berücksichtigen [23].

Tabelle 2-5: Auszug aus Tabelle 3.1 der IIW-Empfehlungen [23] – Kerbfalltabelle Kreuzstoß

Nr.	Konstruktionsdetail	Beschreibung	Kerbfall	Anforderungen und Bemerkungen
412		Kreuzstoß oder T-Stoß, K-Naht, voll durchgeschweißt, potentielles Versagen vom Nahtübergang	71	Es wird empfohlen, sicherzustellen, dass das Grundblech auf Anfälligkeit für Lammellenrisse geprüft wurde. Versatz <15 % der Grundblechdicke bei Kreuzstößen.
413		Kreuzstoß oder T-Stoß, Kehlnaht oder teilweise durchgeschweißte K-Naht, potentielles Versagen vom Nahtübergang	63	Es wird empfohlen, sicherzustellen, dass das Grundblech auf Anfälligkeit für Lammellenrisse geprüft wurde. Versatz <15 % der Grundblechdicke bei Kreuzstößen. Auch mit 414 nachzuweisen.
414		Kreuzstoß oder T-Stoß, Kehlnaht oder teilweise durchgeschweißte K-Naht, am Nahtübergang beschliffene Nähte einbezogen, potentielles Versagen von der Nahtwurzel Für $a_w/t \leq 1/3$	36 40	Analyse auf der Grundlage der Spannung in der Schweißnaht $\sigma_w = F / \sum (a_w \cdot l_w)$ l_w = Schweißnahtlänge, a_w = tragende Schweißnahtdicke Auch mit 413 nachzuweisen.

Beim Versagen von der Schweißnahtwurzel aus wird die Kerbfallklasse nach dem Verhältnis der Schweißnahtdicke zur Blechdicke a_w/t unterteilt, wobei bei kleineren Schweißnähten $a_w/t \leq 1/3$ die höhere Kerbfallklasse 40 angewandt wird.

In Bezug auf **Schweißnahtimperfectionen** und Toleranzen fordert DIN EN 1993-1-9 [1] bei Kreuzstößen den Ausschluss von „Diskontinuitäten und Ex-

zentritäten außerhalb der Toleranzen nach EN 1090“ sowie eine „Ausmittigkeit der belasteten Bleche von weniger als 15 % der Dicke des Zwischenblechs“. Letztere Bedingung findet sich ebenfalls in der Kerbfalltabelle der IIW-Empfehlungen [23].

Bauteile mit Quersteifen. Die Quersteife kann als aussteifendes Element entweder in einen geschweißten oder gewalzten Träger eingeschweißt, oder auf ein Grundblech aufgeschweißt werden. Bild 2-12 zeigt beispielhaft die Bezeichnungen und geometrischen Größen einer im Träger verschweißten und einer auf ein Blech aufgeschweißten Quersteife. Anders als beim Kreuzstoß wird nicht die aufgeschweißte Komponente beansprucht, sondern der eigentliche Träger bzw. das Grundblech; die Quersteife selbst ist unbelastet. Quersteifen finden sich im Kerbfallkatalog der **DIN EN 1993-1-9** [1] in Tabelle 8.4, siehe Tabelle 2-6. Es sind zwei Details angegeben: Detail ⑥ – Quersteifen auf Blechen und Detail ⑦ – Vertikalsteifen in Walz- oder geschweißten Blechträgern [1].

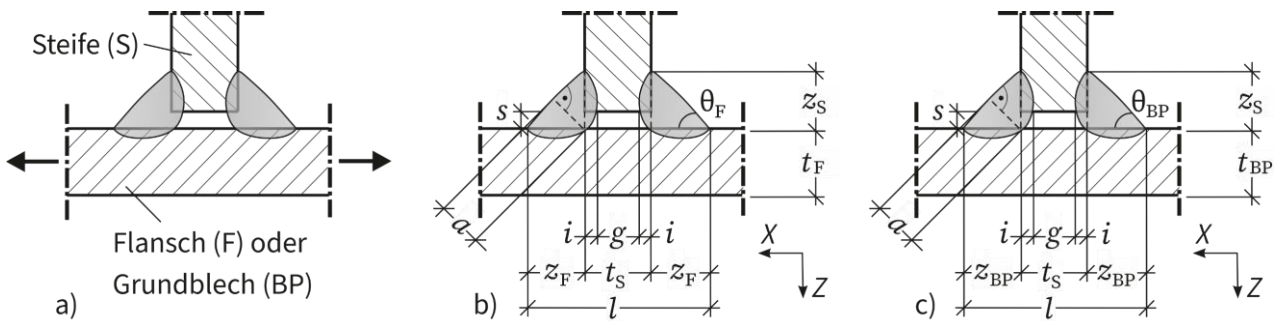


Bild 2-12: Schweißnahtdetails der Quersteife: a) Bezeichnungen der Elemente, b) geometrische Größen der eingeschweißten Steife und c) geometrische Größen der Steife auf Grundblech

Für beide Details gilt entweder Kerbfall 80, wenn der Abstand der Schweißnahtübergänge l kleiner oder gleich 50 mm ist, oder Kerbfall 71, wenn l zwischen 50 mm und 80 mm liegt. Bei Detail ⑦ kann es sich neben der Vollsteife auch um eine Steife handeln, die im Stegblech abschließt. In diesem Fall ist die Spannungsschwingbreite mit Hauptspannungen zu berechnen.

Tabelle 2-6: Auszug aus Tabelle 8.4 der DIN EN 1993-1-9 [1] – Kerbfalltabelle Quersteife

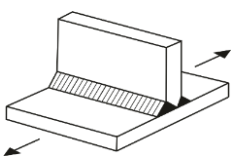
Kerbfall	Konstruktionsdetail		Beschreibung	Anforderung
80	$l \leq 50$		Quersteifen: 6) Quersteifen auf Blechen.	Kerbfälle 6) und 7): Die Schweißnahtenden sind sorgfältig zu schleifen, um Einbrandkerben zu entfernen. 7) Wenn die Steife, Fall 7) links, im Stegblech abschließt, wird $\Delta\sigma$ mit den Hauptspannungen berechnet.
71	$50 < l \leq 80$		7) Vertikalsteifen in Walz- oder geschweißten Blechträgern.	

In Bezug auf die Details der Quersteife enthält prEN 1993-1-9:2023 [14] die gleichen Kerbfallkategorien, hier in der Tabelle 10.5.

Tabelle 2-7 zeigt zu Vergleichszwecken einen ins Deutsche übersetzten Auszug der

Kerbfalltabelle der **IIW-Empfehlungen** [23] für die Quersteife. Statt einer Unterscheidung des Kerbfalls nach dem Abstand der Schweißnahtübergänge l hängt der Kerbfall vom Dickenverhältnis von Steife und Grundblech ab. Wie auch in DIN EN 1993-1-9 [1] treffen die Kerbfälle 80 und 71 zu [23].

Tabelle 2-7: Auszug aus Tabelle 3.1 der IIW-Empfehlungen [23] – Kerbfalltabelle Quersteife

Nr.	Konstruktionsdetail	Beschreibung	Kerbfall	Anforderungen und Bemerkungen
511		Unbelastete Quersteife, nicht dicker als das Grundblech Kehlnaht, wie geschweißt Steife dicker als Grundblech	80 71	Ein Winkelversatz entsprechend $k_m = 1,2$ ist bereits abgedeckt ^{*)}
^{*)} k_m ist ein Spannungsvergrößerungsfaktor zur Berücksichtigung eines Winkelversatzes, siehe [23] und Tabelle A-4 und Tabelle A-5 in Anhang A.				

Bezüglich Angaben zu Toleranzen oder **Schweißnahtimperfektionen** wird in DIN EN 1993-1-9 [1] gefordert, dass die Schweißnahtenden der Details ⑥ und ⑦ „sorgfältig zu schleifen“ sind, „um Einbrandkerben zu entfernen“ [1]. In den Kerbdetails der IIW-Empfehlungen [23] ist ein gewisser Winkelversatz bereits berücksichtigt worden [23].

Weitere Regelwerke. Neben der DIN EN 1993-1-9 [1] und den IIW-Empfehlungen [23] sind die Kerbdetails des Kreuzstoßes und der Quersteife auch in Regelwerken des Kranbaus, Maschinenbaus oder des Offshore-Stahlbaus, wie der DIN EN 13001-3-1 [24], der FKM-Richtlinie [25] und den Empfehlungen der DNV Gruppe [26], geregelt. Ferner finden sich Kerbfalltabellen auch in anderen nationalen Normen, wie der BS 7608 [27].

2.2.4 Lokale Ermüdungskonzepte

Allgemeines. Das in Abschnitt 2.2.2 beschriebene **Nennspannungskonzept** stellt die klassische Vorgehensweise der Ermüdungsbemessung in gängigen Regelwerken dar. Die Nennspannung σ_{Nom} wird mit den Regeln der elementaren Festigkeitslehre im betrachteten Querschnitt eines konkreten Details an der Stelle des zu erwartenden Ermüdungsrisses bestimmt, Bild 2-13. Lokale spannungserhöhende Effekte der Schweißverbindung, wie die detaillierte Nahtform, bleiben unberücksichtigt [28]. Der Einfluss von Werkstoff, Geometrie (Kerb- und Größeneffekte) und Oberflächenzustand wird durch die Nennspannungs-Ermüdungsfestigkeitskurve stattdessen auf der Widerstandsseite berücksichtigt [26].

Aus dem Bestreben, die Übertragbarkeit der Beanspruchbarkeitskennwerte des Nahtübergangs durch die Unterscheidung zwischen Bauteilkerbwirkung und Nahtkerbwirkung am Rissinitiierungspunkt (Hot-spot) sicherzustellen, ist das **Strukturspannungskonzept** entstanden [18]. Bei der Bestimmung der Strukturspannung (Hot-spot stress) σ_{HS} werden makrogeometrische Effekte der Verbindung, nicht aber die Spannungskonzentration des lokalen Schweißnahtdetails, berücksichtigt,

Bild 2-13. Die Ermittlung der Strukturspannung erfolgt beispielsweise über Spannungsextrapolation an der Oberfläche bis zum Schweißnahtübergang, wobei je nach Methode zwei oder drei Referenzpunkte verwendet werden [23].

Zulässige Strukturspannungen am Hot-spot in Form von Strukturspannungskerbfällen sind in gängigen Regelwerken angegeben, siehe beispielsweise Anhang B der DIN EN 1993-1-9 [1] oder Abschnitt 3.3.2 der IIW-Empfehlungen [23], wobei nur Details mit dem Versagensort am Schweißnahtübergang eingeschlossen sind. In prEN 1993-1-9 [14] ist das Strukturspannungskonzept in Anhang B ausführlicher erläutert als in DIN EN 1993-1-9 [1].

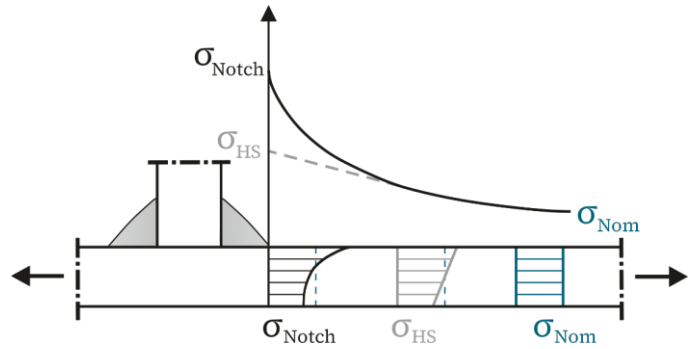


Bild 2-13: Grafische Darstellung unterschiedlicher Spannungskonzepte

Kerbspannungskonzept. Wird auch die lokale Schweißnahtgeometrie direkt bei Berechnung der Spannung berücksichtigt, spricht man von **Kerbspannungen** [29]. Die Kerbspannung σ_{Notch} stellt die maximale Spannung an der Kerbe dar, die unter der Annahme eines linear-elastischen Materialverhaltens in der Regel über Finite-Elemente-Untersuchungen (FE-Untersuchungen) ermittelt wird. Um die Variation der Schweißnahtform sowie das nicht-lineare Materialverhalten an der Kerbe zu berücksichtigen, wird die tatsächliche Schweißnahtkontur durch eine effektive ersetzt, Bild 2-14. Für Stahlbaudetails mit einer Dicke von $t \geq 5$ mm hat sich ein effektiver Kerbradius von $\rho_f = 1$ mm als geeignet erwiesen. Für kleinere Blechstärken gibt [28] auch Regelungen für Referenzradien von 0,3 mm und 0,05 mm an [28].

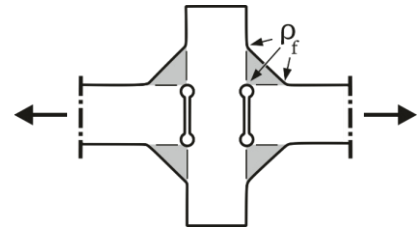


Bild 2-14: Ausrundungen von Schweißnahtübergängen und -wurzeln

Bei der Modellerstellung der Schweißnahtdetails ist auf eine feine Vernetzung im Bereich der gerundeten Kerboberfläche zu achten. Bei der Anwendung eines quadratischen Verschiebungsansatzes sollte die Elementlänge entlang und normal zur Kerboberfläche weniger als ein Viertel des Referenzradius betragen, während bei einem linearen Verschiebungsansatz ein Sechstel des Referenzradius (bzw. 0,15 mm für $\rho_f = 1$ mm) für die maximale Kantenlänge der Elemente empfohlen wird [23, 28].

Der Zusammenhang zwischen Nennspannung σ_{Nom} und Kerbspannung σ_{Notch} kann über die Kerbwirkungszahl k_f hergestellt werden, Gl. 2.50.

$$\sigma_{\text{Notch}} = k_f \cdot \sigma_{\text{Nom}}$$

Gl. 2.50

Für den Ermüdungsnachweis wird die Kerbspannung mit einer werkstoffabhängigen Ermüdungswiderstandskurve verglichen [23]. Diese beinhaltet die Einflüsse der

lokalen Nahtfeingeometrie (z. B. fertigungsbedingte Streuungen der Größe von Nahtübergangsradius und -winkel) sowie Einflüsse des Werkstoffs, z. B. durch inhomogenes Gefüge in der Schweißnaht. Für Stahlbaudetails mit einem Referenzradius von $\rho_f = 1 \text{ mm}$ wird ein Kerbspannungskerbfall von 225 N/mm^2 mit der inversen Steigung der Ermüdungsfestigkeitskurve von $m = 3$ für Normalspannungen angewandt [23, 28]. Des Weiteren ist ebenfalls eine experimentelle Ermittlung des Kerbspannungskerbfalls anhand eigener Versuche möglich [28].

In prEN 1993-1-9 [14] findet das Kerbspannungskonzept im erstmalig erscheinenden Anhang C Erwähnung und gilt in Europa mit bauaufsichtlicher Einführung des Dokuments als normativ geregelt. Es sind Ermüdungsfestigkeitskurven mit $m_1 = 3$, $m_2 = 5$, $N_D = 10^7$ und $N_L = 10^8$ angegeben. Wenn Kerbspannungen über Hauptspannungen ermittelt werden, gilt Kerbfall 225. Werden äquivalente von-Mises-Spannungen verwendet, wendet man Kerbfall 200 an. Für eine Anleitung zur Berechnung der Spannungen mittels FEM wird auf einen neuen Teil des Eurocodes 3, prEN 1993-1-14:2022 [30], verwiesen. Diese Norm [30] (Entwurfsversion 2022) enthält Grundsätze für die Anwendung numerischer Methoden bei der Bemessung von Stahlkonstruktionen und Anforderungsregeln für die Anwendung fortgeschrittener FEM für Forschungszwecke, die auch in Bemessungsprozessen verwendet werden können [30]. Dort dokumentierte Regelungen zur Modellierung der effektiven Schweißnahtkontur über Ausrundungsradien entsprechen im Wesentlichen den bereits erwähnten gemäß [23, 28].

Das Kerbspannungskonzept konnte in eigenen Untersuchungen vielfach erfolgreich zur Bestimmung von Ermüdungsfestigkeitswerten geschweißter Details eingesetzt und anhand experimenteller Untersuchungen validiert werden [31]. Im Rahmen eigener Forschungsaktivitäten dienten Kerbspannungsberechnungen beispielsweise zur Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit von Stirnplattenverbindungen mit vorgespannten Schrauben [2, 32, 33]. Ferner wurden Ermüdungsversuche an drahtbasiert additiv gefertigten (WAAM) Bauteilen mit dem Kerbspannungskonzept numerisch simuliert, Bild 2-15 [34].

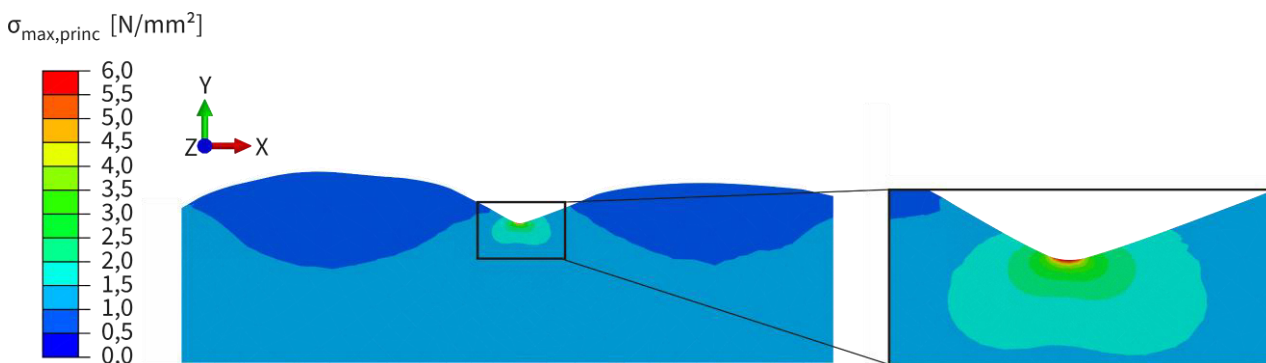


Bild 2-15: Spannungsverteilung numerisch simulierter additiv gefertigter Bauteile mit einem Ausrundungsradius der Kerbe von $\rho_f = 0,05 \text{ mm}$ [34]

Außerdem zeigen eigene Kerbspannungssimulationen von Ermüdungsversuchsdaten, die in der umfangreichen Datenbank [5] (siehe Kapitel 3) dokumentiert sind und als Hintergrund der DIN EN 1993-1-9 [1] gelten, im Mittel sehr gute Übereinstimmung

gen mit den Versuchsergebnissen [35, 36]. Das Kerbspannungskonzept wurde des Weiteren erfolgreich in Praxisprojekten angewendet, beispielsweise zur Beurteilung der Ermüdungssicherheit von aufgeschweißten Bolzen einer deutschen Brücke [37].

2.2.5 Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit

Bemessungsregeln in Bezug auf Ermüdung sind nicht zuletzt aufgrund der breiten Streuung der Versuchsergebnisse oftmals sehr konservativ. Die detailspezifische Streuung ist auf die verschiedenen Einflussfaktoren der Ermüdungsfestigkeit zurückzuführen. Neben der Spannungsschwingbreite sind zahlreiche Einflüsse auf das Ermüdungsverhalten bekannt, von denen die Wesentlichen im Folgenden kurz beschrieben werden.

Der für die Ermüdung maßgebliche Einfluss der örtlichen Beanspruchungserhöhung wird allgemein als **Kerbwirkung** bezeichnet. Die Kerbwirkung beruht auf Unstetigkeiten der Form, des Materials, der Belastung oder deren Kombination [18]. Mit steigender Kerbwirkung sinkt die Ermüdungsfestigkeit bzw. der Kerbfall eines Konstruktions- bzw. Kerbdetails.

Ferner hängt die Ermüdungsfestigkeit eines Details von der Größe der **Mittelspannung** σ_m (Gl. 2.51) bzw. dem Spannungsverhältnis R (Gl. 2.52) der Beanspruchung ab, wie in allgemeiner Literatur [18, 38] vielfach erläutert.

$$\sigma_m = \frac{1}{2} \cdot (\sigma_{\max} - \sigma_{\min}) = \frac{1}{2} \cdot \Delta\sigma \cdot \frac{1 + R}{1 - R} \quad \text{Gl. 2.51}$$

$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} \quad \text{Gl. 2.52}$$

mit

$\sigma_{\max}$ maximale Spannung (Oberspannung)

$\sigma_{\min}$ minimale Spannung (Unterspannung)

Eine Zugschwellbeanspruchung ($0 \leq R < 1$) führt im Allgemeinen zu geringeren Ermüdungsfestigkeitswerten als eine Wechsel- ($R = -1$; $\sigma_m = 0$) oder insbesondere eine Druckschwellbeanspruchung ($1 < R \leq \infty$). Aufgrund der Mittelspannungsabhängigkeit werden Ermüdungsversuche bei einem festgelegten Spannungsverhältnis, i. d. R. bei $R = 0,1$, durchgeführt. Durch die Mittelspannungsabhängigkeit ergibt sich ferner ein Einfluss von **Eigenstressungen** auf die Ermüdungsfestigkeit, die beispielsweise durch Walz- und Schweißprozesse entstehen. Eigenstressungen in Form einer weiteren, unkontrollierten Zugmittelspannung können folglich einen ungünstigen, zusätzliche Druckeigenstressungen hingegen einen günstigen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit haben [39]. Basierend auf Untersuchungen von GURNEY und MADDOX [40] wird oftmals konservativ angenommen, dass bei geschweißten Konstruktionen Eigenstressungen in Höhe der Streckgrenze vorliegen. Man nimmt an,

dass die Eigenspannungen bei einer Überlagerung mit einer äußeren Ermüdungsbeanspruchung durch Plastifizierung abgebaut werden, sodass Oberspannungen auf Streckgrenzeniveau vorliegen. In diesem Fall wird bei geschweißten Konstruktionen auf Bauteilebene, denen hohe Eigenspannungen zugesprochen werden, von Mittelspannungsunabhängigkeit ausgegangen. In vielen Studien wurde eine Mittelspannungsunabhängigkeit bei Großbauteilen auch auf Basis von experimentellen Ermüdungsversuchen festgestellt, z. B. [41, 42]. In DIN EN 1993-1-9 [1, 14] wird die Mittelspannungsabhängigkeit bei geschweißten Bauteilen im Zustand „wie geschweißt“ nicht explizit berücksichtigt; man nimmt an, dass Eigenspannungseinflüsse durch die den Kerbfällen zugrundeliegenden experimentellen Untersuchungen implizit einbezogen wurden.

Des Weiteren ist beim Vergleich der Ermüdungsfestigkeit von Proben unterschiedlichen Maßstabs ein **Größeneinfluss** zu verzeichnen, wobei größere Proben in der Regel geringere Lebensdauern aufweisen. Im Fall des spannungsmechanischen Größeneinflusses führt der bei kleineren Querschnitten vorhandene größere Spannungsgradient bei Biegebeanspruchung zu größeren Ermüdungsfestigkeiten [39]. Durch unterschiedliche mechanische und thermische Herstellungsverfahren verschiedenmaßstäblicher Bauteile ergibt sich durch die Wirkung unterschiedlichen Gefüges ein technologischer Größeneinfluss. Ferner ist ein statistischer Größeneinfluss vorhanden, da das Auftreten von Fehlstellen oder Imperfectionen bei größeren Bauteilen wahrscheinlicher ist als bei kleineren [18]. In DIN EN 1993-1-9 [1] ist der Größeneffekt bei einigen Details implizit durch Abstufung der Kerbfallklassen mit steigenden Abmessungen bestimmter Elemente berücksichtigt (vgl. Abschnitt 2.2.3). Ferner ist bei einzelnen Details ein Abminderungsfaktor des Kerbfalls k_s zur Berücksichtigung der Größenabhängigkeit heranzuziehen, wenn die vorhandene Dicke t_{eff} größer ist als die Referenzdicke t_{ref} : [1]

$$k_s = \left(\frac{t_{\text{ref}}}{t_{\text{eff}}} \right)^n \quad \text{Gl. 2.53}$$

Die Referenzdicke t_{ref} beträgt in DIN EN 1993-1-9 [1] 25 mm (nur bei Schrauben: 30 mm) und der Exponent n nimmt den Wert 0,2 an (nur bei Schrauben: 0,25) [1].

Überdies hängt die Ermüdungsfestigkeit eines Stahlwerkstoffs in Form einer ungerbten Probe von dessen **Streckgrenze** bzw. Zugfestigkeit ab [18]. Die Zunahme der Ermüdungsfestigkeit mit steigender Streckgrenze lässt sich beispielsweise bei den Details der gewalzten und der brenngeschnittenen Kante zeigen [43].

Bei Details mit starker Kerbwirkung ist ebendiese jedoch bestimmend, sodass sich der positive Einfluss einer höheren Streckgrenze des Stahls kaum bemerkbar macht. Daher unterscheidet sich die Ermüdungsfestigkeit von (im Schweißzustand belassenen) Schweißverbindungen mit unterschiedlichen Streckgrenzen der Grundmaterialien in der Regel kaum [38, 39].

Ferner spielen die Schweißnahtqualität und das Ausmaß an **Schweißnahtimperfectionen** eine große Rolle für die Ermüdungsfestigkeit von Stahlbaudetails [44]. Zu-

nächst erzeugen geometrische Unregelmäßigkeiten des Schweißprofils Spannungskonzentrationen, die zu einer raschen Ermüdungsrisssinitiierung führen können. Des Weiteren können Ermüdungsrisse auch direkt von konkreten Nahtdefekten ausgehen. An der Schweißnahtwurzel kann beispielsweise die ungenügende Durchschweißung für eine verminderte Ermüdungsfestigkeit ursächlich sein, Bild 2-16, während am Schweißnahtübergang z. B. Einbrandkerben ungünstig wirken können [45].

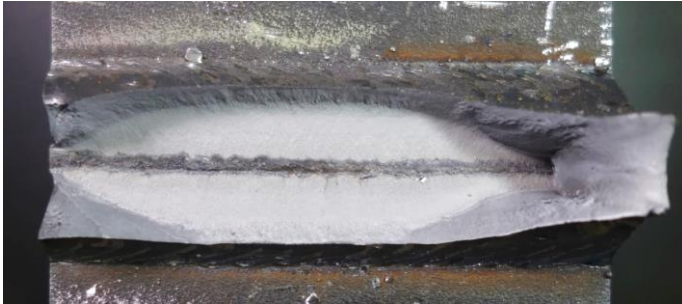


Bild 2-16: Bruchbild eines nicht vollständig durchgeschweißten Kreuzstoßes mit Ermüdungsver-sagen von der Schweißnahtwurzel aus

Trotz des negativen Einflusses von Imperfektionen auf die Ermüdungsfestigkeit geschweißter Konstruktionen kann eine Untersuchung zur Signifikanz einer bei einer Inspektion festgestellten Imperfektion zweckmäßig sein. Nach dem Konzept des Fitness-for-Purpose wird eine Schweißnahtunregelmäßigkeit als akzeptabel angesehen, wenn ihr Vorhandensein die

Ermüdungsfestigkeit des Details nicht unter die für die beabsichtigte Verwendung erforderliche Lebensdauer reduziert [39]. Weitere Details zu normativen Regelungen der Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen mit Imperfektionen sowie zu relevanten Forschungsanstrengungen finden sich in Abschnitt 2.3.3 und 2.4.4.

Um die Ermüdungsfestigkeit an Schweißnahtübergängen gezielt zu verbessern, kann auf **Nachbehandlungsmethoden** zurückgegriffen werden. Zum einen kann die Spannungskonzentration am Schweißnahtübergang z. B. durch Beschleifen und Wiederansmelzen des Schweißnahtübergangs durch WIG-Behandlungen verbessert werden. Zum anderen können günstig wirkende Druckeigenspannungen, beispielsweise durch Hochfrequenzhämmerverfahren (Behandlung durch High Frequency Mechanical Impact (HFMI)), Hammer- oder Nadelbehandlung, eingebracht werden [46].

Weitere in dieser Arbeit nicht näher erläuterte Einflüsse auf die Ermüdung können Reihenfolgeeffekte der Beanspruchungen, Belastungsfrequenz, Versagenskriterien oder Umweltfaktoren (Korrosivität, Radioaktivität) sein [47].

2.2.6 Statistische Auswertung von Ermüdungsversuchen

Aufgrund der zahlreichen Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit geschweißter Konstruktionen weisen zugehörige Versuchsergebnisse eine große Streuung auf. Um zuverlässige Aussagen über Ermüdungsfestigkeitswerte machen zu können, ist eine geeignete statistische Auswertungsmethodik daher wesentlich. Die in dieser Arbeit angewandte und im Folgenden beschriebene Auswertungsmethodik geht auf das Hintergrunddokument [47, 48] der DIN EN 1993-1-9 [1, 14] zurück, siehe auch [2]. Aus-

gangsgrößen der Auswertung stellen die in einer Ermüdungsversuchsserie bestimmten Ergebnisse mehrere Ermüdungsversuche in Form von Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma$ und Zyklenanzahlen N dar, siehe Bild 2-17. In einer doppeltlogarithmischen Darstellung der Versuchsergebnisse kann in Form einer Regressionsgerade ein linearer Zusammenhang zwischen $\Delta\sigma$ und N hergestellt werden:

$$\log N = \log a - m \cdot \log \Delta\sigma \quad \text{Gl. 2.54}$$

Dabei beschreibt m die inverse Steigung der Regressionsgerade und a den Schnittpunkt der Regressionsgerade mit der Abszisse bei $\Delta\sigma = 1$. Die unbekannten Parameter m und a können aus der Stichprobe der Versuchsserie mithilfe der Methode der kleinsten Quadrate [49] geschätzt werden:

$$\hat{m} = - \frac{n \cdot \sum (\log \Delta\sigma_i \cdot \log N_i) - \sum \log \Delta\sigma_i \cdot \sum \log N_i}{n \cdot \sum (\log \Delta\sigma_i)^2 - (\sum \log \Delta\sigma_i)^2} \quad \text{Gl. 2.55}$$

$$\log \hat{a} = \frac{1}{n} \cdot \left(\sum \log N_i + \hat{m} \cdot \sum \log \Delta\sigma_i \right) \quad \text{Gl. 2.56}$$

Hierbei beschreibt n die Anzahl der Versuche und i stellt den Laufindex der einzelnen Ermüdungsversuche dar. In Anlehnung an die Definition der Ermüdungsfestigkeitskurven in DIN EN 1993-1-9 [1, 14] kann die inverse Steigung m auch als bekannt vorausgesetzt werden [2].

Die Regressionsgerade (Gl. 2.54) beschreibt die mittlere Wöhlerlinie mit 50 % Überlebenswahrscheinlichkeit. Für die Ermittlung charakteristischer Ermüdungsfestigkeitswerte mit 95 % Überlebenswahrscheinlichkeit ist eine Verteilungsfunktion notwendig.

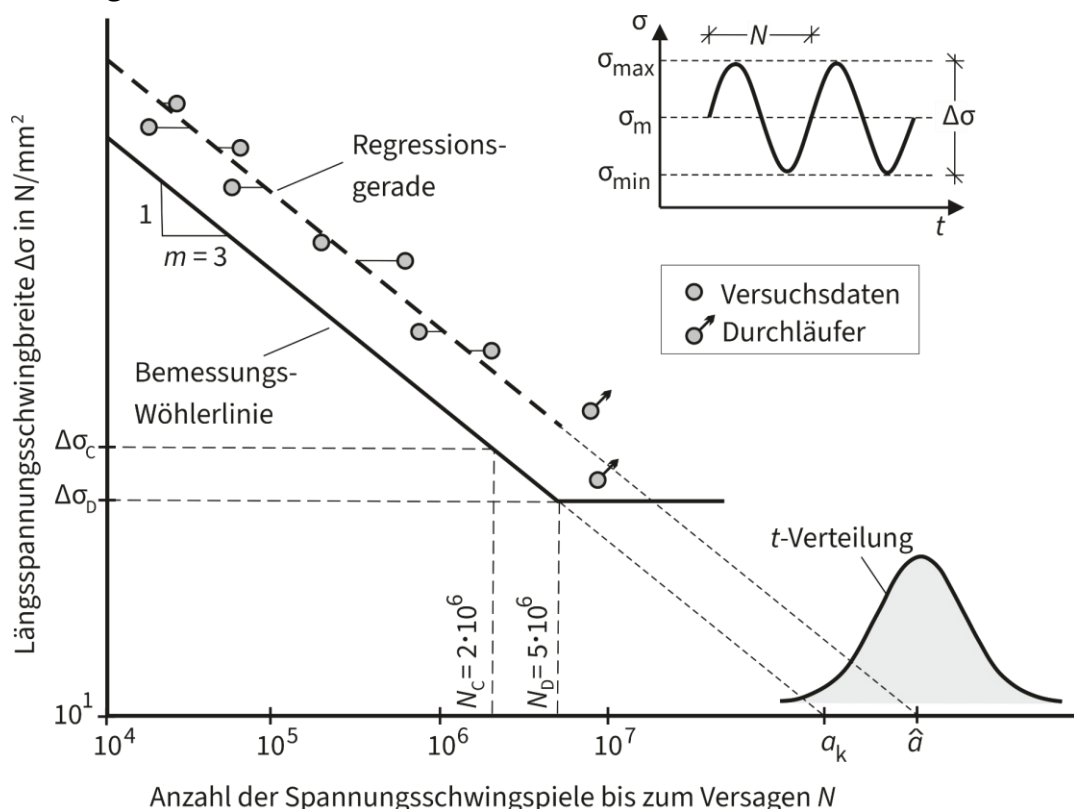


Bild 2-17: Schematisches Vorgehen zur statistischen Auswertung von Ermüdungsversuchsdaten

Um eine Verteilungsfunktion bestimmen zu können, wird die Standardabweichung ermittelt, wobei die inverse Steigung m als bekannt vorausgesetzt wird, Gl. 2.57 [2].

$$s = \sqrt{\frac{\sum [\log N_i - (\log \hat{a} - m \cdot \log \Delta \sigma_i)]^2}{n - 1}} \quad \text{Gl. 2.57}$$

Die Bestimmung der Bemessungswöhlerlinie erfolgt über ein Prognoseintervall. Das Prognoseintervall berücksichtigt die Unsicherheit, die aus der Größe der Stichprobe resultiert, mithilfe der Student- t -Verteilung. Der zugehörige t -Wert hängt vom Signifikanzniveau α und der Stichprobengröße n ab. Die Bemessungswöhlerlinie ergibt sich unter Anwendung des Prognoseintervalls zu [2]:

$$\log N_{c,1-\alpha} = \log \hat{a} - m \cdot \log \Delta \sigma - t_{1-\alpha, n-1} \cdot s \cdot \sqrt{1 + \frac{1}{n}} \quad \text{Gl. 2.58}$$

Der Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit, der Kerbfall $\Delta \sigma_c$, berechnet sich durch Umstellung von Gl. 2.58 nach $\Delta \sigma$ bei $2 \cdot 10^6$ Zyklen [2]:

$$\log \Delta \sigma_c = \frac{\log \hat{a} - \log(2 \cdot 10^6) - t_{1-\alpha, n-1} \cdot s \cdot \sqrt{1 + \frac{1}{n}}}{m} \quad \text{Gl. 2.59}$$

$$\Delta \sigma_c = 10^{\log \Delta \sigma_c} \quad \text{Gl. 2.60}$$

Da die Regressionsgerade und die Bemessungswöhlerlinie nur den Zeitfestigkeitsbereich abdecken, bleiben Durchläufer bzw. Datenpunkte mit mehr als $5 \cdot 10^6$ Zyklen unberücksichtigt [2].

2.3 Schweißnahtimperfektionen

2.3.1 Allgemeines

Im Zusammenhang des Fertigungsprozesses von geschweißten Konstruktionen können verschiedene Einflussfaktoren zur Bildung von geometrischen Formabweichungen, Ungängen und Imperfektionen führen. In gewissen Maßen sind Schweißnahtimperfektionen in Form der Abweichung von einer perfekten Idealgeometrie immer vorhanden. Unterschiedliche Arten derartiger Unregelmäßigkeiten sind in DIN EN ISO 6520-1 [3] klassifiziert und benannt. Bild 2-18 zeigt die für diese Arbeit relevanten Unregelmäßigkeiten und Geometrieabweichungen, die im Folgenden kurz erläutert werden.

- Die **ungenügende Durchschweißung** (Bild 2-18 a)) führt durch einen Unterschied zwischen tatsächlichem und vorhandenem Einbrand zu einem unplanmäßigen Restspalt zwischen den Schweißnähten.
- Beim **Wurzelbindefehler** (Bild 2-18 b)) liegt eine unzureichende Bindung zwischen Schweißgut und Grundwerkstoff vor.

- Die **schlechte Passung bei Kehlnähten** (Bild 2-18 c)) äußert sich ferner durch einen Luftspalt zwischen den zu verbindenden Bauteilen.
- Durch eine konvexe Ausprägung des Nahtprofils bei übermäßig großer Schweißgutmenge in der Decklage ergibt sich die **zu große Schweißnahtüberhöhung** (Bild 2-18 d)).
- Im Fall eines **schraffen Nahtübergangs** (Bild 2-18 e)) liegt ein zu kleiner Winkel zwischen der Oberfläche des Grundwerkstoffs und einer Tangentialebene zur Schweißnahtoberfläche am Nahtübergang vor.
- Bild 2-18 f) zeigt die **Einbrandkerbe**, die eine unregelmäßige Vertiefung im Grundmaterial am Schweißnahtübergang darstellt.
- Die **übermäßige Asymmetrie der Kehlnaht** (Bild 2-18 g)) stellt eine ungleichschenklige Schweißnahtform dar.
- Ein **Kantenversatz** (Bild 2-18 h)) liegt vor, wenn die zu verschweißenden Bleche nicht in der geforderten gleichen Ebene liegen. Im Gegensatz zur **planmäßigen Exzentrizität** von Blechen stellt der Kantenversatz eine unplanmäßige Imperfektion dar.
- Bei einem **Winkelversatz** (Bild 2-18 i)) stehen die Bleche nicht im beabsichtigten Winkel zueinander.

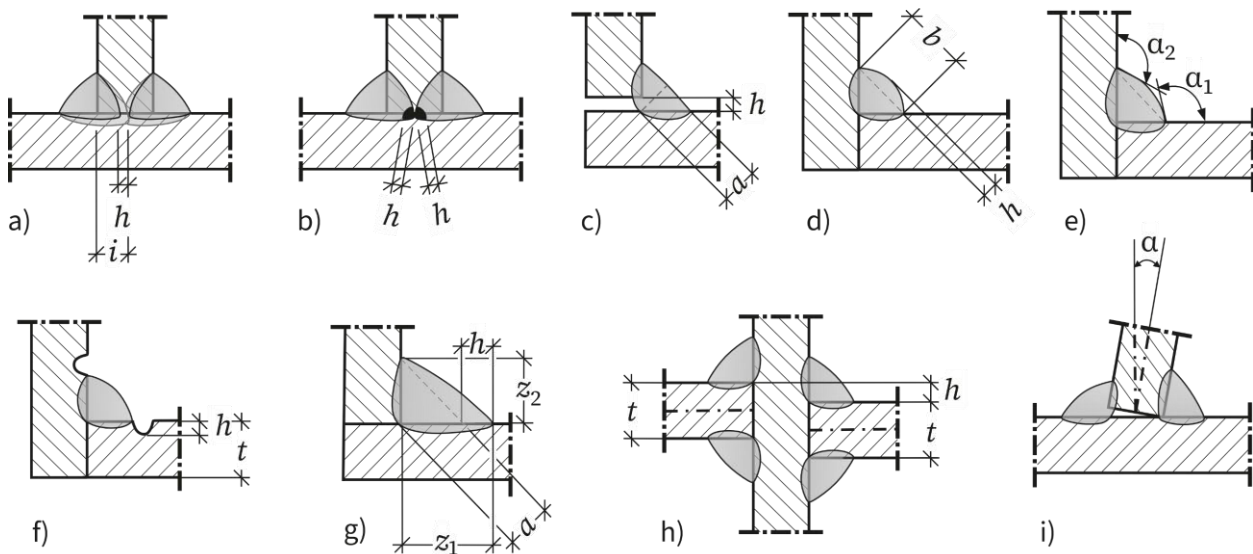


Bild 2-18: Schweißnahtunregelmäßigkeiten und Geometrieabweichungen nach [3]: a) ungenügende Durchschweißung, b) Wurzelbindefehler, c) schlechte Passung bei Kehlnähten, d) zu große Schweißnahtüberhöhung, e) schroffer Nahtübergang, f) Einbrandkerbe, g) übermäßige Asymmetrie der Kehlnaht, h) Kantenversatz am Kreuzstoß, i) Winkelversatz

Die Imperfektionen können unterschiedlich stark ausgeprägt sein. Als Referenz für die Festlegungen zur Bewertung von Unregelmäßigkeiten in Schweißverbindungen dient die DIN EN ISO 5817 [4], auf die im nachfolgenden Abschnitt eingegangen wird.

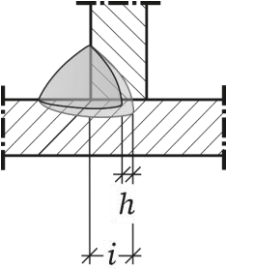
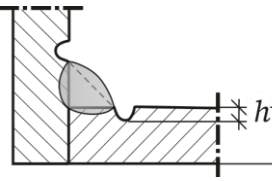
2.3.2 Bewertung von Unregelmäßigkeiten nach DIN EN ISO 5817

Ursprünglich wurde die DIN EN ISO 5817 [4] als „Instrument zur Verständigung zwischen Fertigung und Inspektion“ eingeführt, mittlerweile dient sie abweichend von der vorgesehenen Funktion als Qualitätsnorm [6]: Der heutige Zweck der DIN EN ISO 5817:2014 [4] (bzw. der Entwurfsnorm ISO/FDIS 5817:2022 [50]) ist die Definition typischer Unregelmäßigkeiten, die in einer normalen Fertigung erwartet werden können.

Die Norm legt drei Gruppen von Grenzwerten für die Abmessungen von Unregelmäßigkeiten fest, aus denen eine für eine bestimmte Anwendung als Anforderung definiert werden kann. Die Bewertungsgruppen beschreiben die Qualität einer Schweißung auf der Basis von Art, Größe und Anzahl ausgewählter Unregelmäßigkeiten. Sie werden bezeichnet durch Kennbuchstaben *B*, *C* und *D*, wobei Bewertungsgruppe *B* den höchsten Anforderungen an die Schweißnaht entspricht. Die Bewertungsgruppe, die für den Einzelfall notwendig ist, sollte durch die Ausführungsnorm oder ähnliche Bestimmungen festgelegt werden. Die Unregelmäßigkeiten sind mit ihrer wirklichen Größe angegeben und ihr Nachweis und ihre Bewertung können den Einsatz eines oder mehrerer zerstörungsfreier Prüfverfahren erfordern [4].

Abschnitt 5 der DIN EN ISO 5817 [4, 50] gibt konkrete Grenzen für Unregelmäßigkeiten in der Tabelle 1 [4, 50] an.

Tabelle 2-8: Auszug aus Tabelle 1 der DIN EN ISO 5817 [4, 50]

Nr.	Ordnungs-Nr. nach ISO 6520-1	Unregelmäßigkeit Benennung	Bemerkungen	t	Grenzwerte für Unregelmäßigkeiten bei Bewertungsgruppen		
				mm	<i>D</i>	<i>C</i>	<i>B</i>
2.13	402	Ungenügende Durchschweißung	 T-Stoß (nicht voll durchgeschweißt) Stumpfstoß (durchgeschweißt)	> 0,5	Kurze Unregelmäßigkeit: T-Stoß: $h \leq 0,2i$ aber max. 2 mm Stumpfstoß: $h \leq 0,2t$ aber max. 2 mm	Kurze Unregelmäßigkeit: T-Stoß: $h \leq 0,1i$ aber max. 1,5 mm Stumpfstoß: nicht zulässig	nicht zulässig
1.7	5011 5012	Einbrandkerbe (kurze Unregelmäßigkeit)		> 3	$h \leq 0,2t$ aber max. 1 mm	$h \leq 0,1t$ aber max. 0,5 mm	$h \leq 0,05t$ aber max. 0,5 mm

Diese Tabelle enthält für 55 Imperfektionen neben Bemerkungen mit Bildern der Unregelmäßigkeiten und Dickenbeschränkungen insbesondere Grenzwerte für die Unregelmäßigkeiten bei Bewertungsgruppe *B*, *C* und *D*. Tabelle 2-8 zeigt einen Auszug aus jener Zuordnung für die „Ungenügende Durchschweißung“ und die „Einbrandkerbe“. Ein Ausschnitt aus der Tabelle 1 in DIN EN ISO 5817 [4, 50] für alle relevanten Unregelmäßigkeiten der vorliegenden Arbeit findet sich in Anhang A. Grenzwerte für die Schweißnahtimperfektionen sind je Bewertungsgruppe in Abhängigkeit von der Geometrie der Schweißnaht oder der Bleche angegeben sowie teilweise zusätzlich durch absolute Größen begrenzt. Die Norm ermöglicht auch eine Einordnung in Bewertungsgruppen bei mehreren Schweißnahtimperfektionen in einem Querschnitt, vgl. Anhang A. In diesem Fall darf die Summe der Imperfektionsgrößen Σh vorgegebene Grenzwerte der Bewertungsgruppen nicht überschreiten; die Bewertungsgruppen der einzelnen Unregelmäßigkeiten dürfen dabei ebenfalls nicht überschritten werden.

Anhang C der Norm [4] (bzw. Anhang B in [50]) enthält zusätzliche Anforderungen an Schweißungen unter Berücksichtigung der Schwingfestigkeit, siehe Abschnitt 2.3.3.

Es ist hervorzuheben, dass aufgrund der Historie der Norm die zentralen Kriterien bei der Festlegung der Bewertungsgruppen der DIN EN ISO 5817 [4] hauptsächlich die Schwierigkeit, sie in der Werkstatt zu erreichen sowie die Kosten für die zerstörungsfreie Prüfung sind. Die Auswirkung der Schweißnahtimperfektionen auf die Integrität der Konstruktion wurde bei der Festlegung der Bewertungsgruppen nicht berücksichtigt [6].

2.3.3 Normative Regelungen zur Ermüdungsfestigkeit von Details mit Schweißnahtimperfektionen

Die Detailgeometrie einer Schweißnaht mit ihren Imperfektionen und Formabweichungen hat einen maßgeblichen Einfluss auf das zugehörige Ermüdungsverhalten.

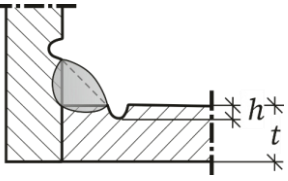
Eine direkte Verknüpfung von Kerbfällen mit der Schweißnahtqualität existiert aktuell nur unzureichend. Es lassen sich gleichwohl allgemeine Regelungen in den einschlägigen Normen finden. Stahltragwerke, die nach der Normenreihe EN 1993 [51] bemessen werden, sind gemäß DIN EN 1090-2 [10] auszuführen. DIN EN 1090-2 [10] verweist wiederum in mehreren Punkten auf DIN EN ISO 5817 [4], insbesondere im folgenden Kontext:

In **DIN EN 1090-2** [10] sind die vier Ausführungsklassen *EXC1* bis *EXC4* definiert, wobei die Anforderungen von *EXC1* bis *EXC3* ansteigen. *EXC4* ergänzt *EXC3* um weitere projektspezifische Anforderungen. Die Auswahl der Ausführungsklasse ist in DIN EN 1993-1-1/A1 [52], Anhang C, in Abhängigkeit von der geforderten Schadensfolgeklasse (CC) oder der Zuverlässigkeitsklasse (RC) geregelt. Die Konzepte dieser Klassen sind des Weiteren in DIN EN 1990 [9] definiert. Zusätzlich zu DIN EN 1993-1-1/A1 [52] können nationale Anhänge weitere Regelungen zur Auswahl

der Ausführungsklasse enthalten, was für den deutschen Nationalen Anhang zur EN 1993-1-1 [53] zutrifft. Auf der Grundlage dieser Regelungen [53] gilt für typische Konstruktionen, die **Ermüdungsbelastungen** ausgesetzt sind, wie z. B. Kranbahnen und Brücken, die Ausführungsklasse **EXC3**. Die Zuordnung von ermüdungsbeanspruchten Konstruktionen zu Bewertungsgruppen von Schweißnahtunregelmäßigkeiten findet sich darauf basierend in DIN EN 1090-2 [10], wonach für Ausführungsklasse EXC3 allgemein die **Bewertungsgruppe B** für Schweißnahtunregelmäßigkeiten gilt. In prEN 1993-1-9 [14] ist Bewertungsgruppe B explizit als Anforderung genannt.

Zugleich finden sich indes in **Anhang C** der **DIN EN ISO 5817** [4] zusätzliche Anforderungen an Schweißungen unter Berücksichtigung der Schwingfestigkeit, siehe Tabelle 2-9 und Tabelle A-2 in Anhang A. Die zusätzlichen Anforderungen sind an die Grenzen für die Unregelmäßigkeiten der Kerbfallklasse 63 für die Bewertungsgruppe C (C63) und Kerbfallklasse 90 für die Bewertungsgruppe B (B90) anzupassen, wobei sich DIN EN ISO 5817 [4] bezüglich Kerbfallklassen auf die IIW-Empfehlungen [23] beruft. Eine weitere Bewertungsgruppe B125 repräsentiert die Kerbfallklasse 125 und enthält zusätzliche Anforderungen für einige Unregelmäßigkeiten der Bewertungsgruppe B. Diese Tabelle enthält für 26 Unregelmäßigkeiten zusätzliche Anforderungen, wobei einige der hier untersuchten Schweißnahtunregelmäßigkeiten, Bild 2-18, keine Erwähnung finden.

Tabelle 2-9: Beispiel für zusätzliche Anforderungen für Schweißungen unter Ermüdungsbeanspruchung in Anlehnung an Tabelle C.1 [4] bzw. Tabelle B.1 nach [50]

Nr.	Ordnungs-Nr. nach ISO 6520-1	Unregelmäßigkeit Benennung	t	Grenzwerte für Unregelmäßigkeiten bei Bewertungsgruppen		
			mm	C63	B90	B125
1.7	5011	Durchlaufende Einbrandkerbe 	> 3	Kurze Unregelmäßigkeit ^a : $h \leq 0,1t$	nicht zulässig	nicht zulässig
^a Gleiche Werte wie für die Bewertungsgruppen B und C bezogen auf die Tabelle 1 [4]						

Regelungen der Bewertungsgruppen C63 und B90 gehen auf ein IIW-Dokument von HOBACHER und KASSNER [54] zurück, zusätzlich wird auf eine weitere Veröffentlichung der gleichen Autoren [55] verwiesen [4]. Die in diesen Dokumenten [54, 55] beschriebenen Anforderungen (die nicht identisch sind, sich aber stark ähneln) sind ausführlicher und abweichend aufgestellt als jene in Anhang C der DIN EN ISO 5817 [4] bzw. Anhang B in [50]. Eine erste Tabelle in [54, 55] gibt für 41 Unregelmäßigkeiten Kerbfälle entsprechend der zugehörigen Bewertungsgruppe B, C oder D an. Zusätzlich dazu regeln eine zweite und dritte Tabelle in [54, 55] erforderliche Bewertungsgruppen und Grenzwerte von Imperfektionsgrößen für Kerbfall 90 in Stumpfnähten, Kerbfall 63 am Schweißnahtübergang oder Kerbfall 40 für Versagen von der

Wurzel aus bei Kehlnähten [54, 55]. Alle Regelungen sind für eine Blechdicke von 10 mm und eine Schweißnahtdicke von 5 mm hergeleitet worden. Bis auf die Unterscheidung in Stumpfnähte und die beiden Versagensfälle Nahtübergangsversagen und Versagen von der Wurzel aus bei Kehlnähten findet eine Unterscheidung nach Kerbdetails oder Geometrieeinflüssen nicht statt.

Zusätzliche Anforderungen an z. B. Spaltmaße findet man in deutschen Regelwerken, wie dem **Nationalen Anhang** zu **DIN EN 1993-2** [56] und den **ZTV-ING** [57].

Ferner gibt **DVS Merkblatt 0705** [44] Empfehlungen zur Zuordnung von Bewertungsgruppen nach DIN EN ISO 5817 [4, 50] und enthält ebenfalls Regelungen im Fall von „schwingender Beanspruchung“. Die angegebenen Tabellen orientieren sich stark an jenen von HOBACHER und KASSNER [54, 55]. Bei einigen Imperfectionen lassen sich jedoch Abweichungen in den zugeordneten Kerbfällen der Bewertungsgruppen im Vergleich zu [54, 55] feststellen.

Ähnliche Verknüpfungen von Kerbfallklassen mit Bewertungsgruppen der DIN EN ISO 5817 [4] finden sich in der Krankonstruktionsnorm **DIN EN 13001-3-1** [24]. Die Norm [24] regelt Grenzzustände und Sicherheitsnachweise von Kranen und beinhaltet in Anhang D einen Kerbfallkatalog zur Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit von Details im Kranbau. In Abhängigkeit von der Bewertungsgruppe werden mit steigender Schweißnahtqualität höhere Kerbfälle angegeben. Eine Bewertungsgruppe „B*“ gibt zusätzliche Anforderungen zum Niveau von „B“ an, wie u. A. Nachbehandlung von Schweißnähten und Begrenzung des Schweißnahtwinkels. Für den Kreuzstoß mit K-Naht variieren die Kerbfälle beispielsweise von 112 für „B*“ bis zu 80 für „C“. An dieser Stelle sollte angemerkt werden, dass im Kranbau andere Sicherheitsvorschriften und Lebensdauern der zu bemessenen Bauteile vorliegen als im Bauwesen, sodass kein direkter Vergleich der Kerbfalltabellen möglich ist.

Abgesehen von den zuvor beschriebenen Regelungen zur Verknüpfung von Kerbfällen mit Bewertungsgruppen der DIN EN ISO 5817 [4] existieren auf **internationaler Ebene** weitere Regelwerke, auf die an dieser Stelle kurz verwiesen wird. Hier sind die IIW-Empfehlungen zur allgemeinen Ermüdungsbemessung [23], eine separate IIW-Richtlinie zur Schweißnahtqualität in Bezug auf Ermüdung [58], deren Inhalte seit 2017 auch verkürzt in ISO/TS 20273 [59] enthalten sind, zu nennen. In den IIW-Empfehlungen [23] findet man insbesondere Regelungen zur Berücksichtigung von Versätzen sowie Grenzwerte für die Tiefe von Einbrandkerben, siehe Tabelle A-3 bis Tabelle A-5 in Anhang A. Ferner existiert ein britischer Leitfaden für Methoden zur Beurteilung der Akzeptanz von Defekten in metallischen Konstruktionen, BS 7910 [60] sowie eine Norm der VOLVO Group STD 181-0004 [61].

2.4 Vorangegangene Forschungsaktivitäten

2.4.1 Einführung

Der Ermüdungsnachweis ist häufig entscheidend für die Bemessung vieler Stahlkonstruktionen, die nicht vorwiegend statisch beansprucht werden, wie z. B. Brücken, Masten und Türme, Kranbahnen, Windkraftanlagen, Wehre und Schleusentore in Wasserkraftwerken oder Bauteile im Schiffs- und Kranbau. Aus diesem Grund ist die Materialermüdung von geschweißten Details ein klassisches Forschungsthema, das nicht nur im konstruktiven Stahlbau, sondern auch im Maschinenbau und im Werkstoffingenieurwesen eine große Rolle spielt. Im Folgenden wird pointiert auf die wichtigsten fachübergreifenden Forschungsergebnisse zum Ermüdungsverhalten von Kreuzstößen, Bauteilen mit Quersteifen und Details mit Schweißnahtimperfectionen eingegangen.

2.4.2 Zur Ermüdung der Kreuzstoßdetails

Der Kreuzstoß kommt in zahlreichen Stahlkonstruktionen vor und stellt eines der klassischen Ermüdungsdetails dar, sodass im internationalen Raum diverse Publikationen existieren. Vor allem sind an dieser Stelle **experimentelle Untersuchungsprogramme** zu nennen, die den Hintergrund der aktuellen Kerbfalleinstufungen darstellen, vgl. Abschnitt 2.2.3.

Viele Versuchsprogramme widmeten sich in der Vergangenheit den unterschiedlichen Versagensmodi des Kreuzstoßes, die Versagen am Schweißnahtübergang, von der Schweißnahtwurzel aus sowie Kombinationen von beiden umfassen. Bei kleineren Verhältnissen von Schweißnahtdicke zu Blechdicke tritt eher ein Schweißnahtversagen (von der Wurzel ausgehend) auf [62, 63, 64]. Ein Wechsel des Versagensortes zum Übergang kann durch eine teilweise Durchschweißung erzielt werden, statt reine Kehlnähte zu verwenden [65, 66]. Theoretisch könnte ein Kreuzstoß so dimensioniert werden, dass eine Rissinitiierung an Übergang und Wurzel zeitgleich auftritt [67]. Nicht nur die Geometrie der Schweißnaht entscheidet über den Versagensort; weitere Einflussgrößen können die Höhe der Spannung [68], die Beschaffenheit des Schweißnahtübergangs und die Art der Belastung [41] sein.

Basierend auf der Annahme, höherfeste Stähle (mit nominellen Streckgrenzen oberhalb von 355 N/mm^2) würden zu höheren Kerbfällen geschweißter Details führen, wurde viel Forschung zum Streckgrenzeinfluss getätigt. Für den standardmäßig geschweißten (wie geschweißt, as welded) Kreuzstoß kann dieser positive Einfluss durch den härtesten Stahl nicht festgestellt werden [69]. Wenn hingegen eine besonders kerbarme Schweißverbindung hergestellt wird, beispielsweise durch Nachbehandlung oder besonders hochwertig gefertigte Schweißnähte [70], zeigen sich für hochfeste Stähle auch höhere Ermüdungsfestigkeiten.

Des Weiteren können Umweltbedingungen die Ermüdungsfestigkeit beeinflussen, wie in [71, 72] anhand der negativen Auswirkung durch Korrosion im Salzwasser für

den Kreuzstoß gezeigt. Abschließend ist noch zu erwähnen, dass eine nach dem Schweißen angewandte Feuerverzinkung beim Kreuzstoß nur zu einer geringfügigen Reduzierung der Ermüdungsfestigkeit führt [73].

Um Einflüsse auf die Ermüdung eines Details ganzheitlich zu untersuchen, bieten sich anhand von Versuchen validierte **Berechnungsmethoden** an. Erste erfolgreiche Studien wurden diesbezüglich mittels bruchmechanischer Methoden durchgeführt, indem Risswachstumsdaten in Ermüdungslebensdauern überführt wurden [74, 75, 76, 77]. So kann systematisch gezeigt werden, dass eine Vergrößerung des Einbrands und der Kehlnahtdicke zu geringeren Spannungskonzentrationen an der Nahtwurzel führt [76]. Um die Rissinitiierung an Kreuzstoßdetails ohne Annahme eines Anfangsriss zu bestimmen, kamen ferner Kerbspannungsberechnungen zum Einsatz [78, 79]. Derartige Berechnungen zeigen beispielsweise eine gute Übereinstimmung zum experimentell ermittelten Geometrieinfluss beim Kreuzstoß [79]. Auch wurden aufbauend auf dem Kerbspannungskonzept komplexere Konzepte entwickelt [80], die eine genauere Lebensdauervorhersage machen; gleichwohl zeigt sich, dass Ermüdungskonzepte, die zusätzliche lokale Informationen beinhalten nicht immer effizienter sein müssen, wenn die Komplexität enorm, die Genauigkeit aber kaum steigt [80] – insbesondere vor dem Hintergrund der allgemein großen Streuung der Ermüdungsfestigkeit.

2.4.3 Zur Ermüdung der Quersteifendetails

Quersteifen sind, wie Kreuzstöße, häufig im Stahlbau eingesetzte Konstruktionselemente, deren Auswirkung auf das Ermüdungsverhalten der ausgesteiften Bauteile aus diesem Grund intensiv erforscht worden ist. Die Grundlage der meisten **experimentellen Untersuchungen** stellt die simplere Form des Quersteifendetails dar, bestehend aus einem Grundblech und einer oder zwei aufgeschweißten Quersteifen. Diese Geometrie ähnelt der des Kreuzstoßes, wobei jedoch nicht das angeschweißte Blech, sondern das Grundblech belastet wird. Das Detail wird insbesondere im Englischen daher auch als nichttragender Kreuzstoß (non-load-carrying cruciform joint) bezeichnet.

Ein wichtiger Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit ist der Größeneffekt, der auch in Regelungen der DIN EN 1993-1-9 [1] für das Quersteifendetail berücksichtigt werden muss. Experimentell lässt sich eine abnehmende Ermüdungsfestigkeit bei größerer Grundblechdicke und größerem Abstand der Schweißnahtübergänge feststellen [81, 82].

Des Weiteren ist der Forschungskomplex hinsichtlich des ermüdungsverbessernden Einflusses durch den Einsatz höherfester Stähle in Kombinationen mit Nachbehandlungsmethoden bei Bauteilen mit Quersteifen noch größer als beim Kreuzstoß. Auch bei standardmäßig geschweißten (as welded) Bauteilen mit Quersteifen kann keine signifikante Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit durch höherfeste Stähle erzielt werden [69, 83, 84]. Zu den effektiven Nachbehandlungsmethoden, die die Ermüdungsfestigkeit von Bauteilen mit Quersteifen erhöhen und den positiven Ein-

fluss höherfester Stähle aktivieren, gehören WIG-Behandlungen [85, 86, 87, 88] und Plasma-Behandlungen [89]. Ferner ist außerdem neben dem Schleifen insbesondere die Nachbehandlung durch Hochfrequenzhämmerverfahren zu nennen, die bei Bauteilen mit Quersteifen zu großen Steigerungen der Ermüdungsfestigkeit führt [90, 91, 92, 93, 94, 95, 96].

Die Ermüdungsfestigkeitswerte von Blechen mit Quersteifen und Trägern mit Quersteifen unterscheiden sich kaum [97]. Auch zwischen den Ausführungsvarianten der in I-Trägern verschweißten Quersteifen (beispielweise in Form von einer vollständigen Einpassung oder einer dreiecksförmigen Ausnehmung im Bereich des Übergangs von Flansch zu Steg) gibt es keine Unterschiede [98]. Im Stegblech eines Trägers endende Quersteifendetails weisen ebenfalls die gleichen Ermüdungsfestigkeiten wie Vollsteifendetails auf [42]; die Spannungen sollten bei diesen verkürzten Steifen allerdings in Form von Hauptspannungen ermittelt werden, da hier eine Kombination aus Schub und Biegung Einfluss auf die Ermüdung nimmt [99].

Auch das Detail „Bauteil mit Quersteife“ wurde mit Hilfe verschiedener **Berechnungskonzepte** systematisch analysiert. Mithilfe bruchmechanischer Modelle konnte festgestellt werden, dass die Quersteife (non-load-carrying cruciform joint) bei gleichen Abmessungen der Bleche und Schweißnähte höhere Ermüdungsfestigkeiten und geringere Geometrieabhängigkeiten aufweist als der Kreuzstoß (load-carrying cruciform joint) [100]. Variation von Schweißnahtdicke und -winkel zeigen keinen signifikanten Einfluss auf den Kerbfall [101]. Untersuchungen der Ermüdungsfestigkeit von Quersteifendetails mittels des Strukturspannungskonzepts zeigen, dass lokale Ermüdungskonzepte zu wirtschaftlicheren Kerbfällen führen [102]. Auf Basis von Kerbspannungsberechnungen lassen sich ferner Regressionsformeln ableiten, um verschiedene Kombinationen lokaler Geometrieparameter des Quersteifendetails abzubilden [103].

2.4.4 Zum Einfluss von Schweißnahtimperfectionen auf die Ermüdungsfestigkeit

Der Einfluss von Schweißnahtimperfectionen auf die Ermüdungsfestigkeit ist nicht nur im Stahlbau, sondern auch in angrenzenden Forschungsbereichen, wie z. B. im Maschinenbau ein Thema, sodass in den letzten Jahrzehnten zahlreiche Untersuchungsergebnisse veröffentlicht wurden. Im Folgenden wird auf die für diese Arbeit relevanten Forschungsarbeiten eingegangen.

Fehlende Durchschweißung. Untersuchungen zur fehlenden Durchschweißung konzentrieren sich primär auf die beiden miteinander konkurrierenden Versagensorte des Schweißnahtübergangs und der Schweißnaht (Versagen von der Wurzel aus), die bei einer fehlenden Durchschweißung eine zusätzliche innere Kerbe darstellt, wie in [104, 105, 106]. Dies ähnelt dem bereits beschriebenen Untersuchungsfokus des Kreuzstoßes mit Kehlnähten, Abschnitt 2.4.2, bei dem die fehlende Durchschweißung planmäßig ist. Systematische Untersuchungen zu Einflussgrößen gehen auf NYKÄNEN et al. zurück, die ausführliche bruchmechanische Studien zur Er-

müdungsfestigkeit von Stößen mit fehlender Durchschweißung durchführten [107]. Die Ergebnisse umfassen parametrische Ausdrücke für Ermüdungsfestigkeitswerte unterschiedlicher Stöße in Abhängigkeit von Blechdicken sowie der lokalen Nahtgeometrie in Form der Spaltbreite der fehlenden Durchschweißung und des Nahtwinkels.

Ferner entwickelten FELDMANN et al. eine Methode zur Bewertung von (durch fehlende Durchschweißung entstandenen) Restspalten in Schweißnähten von T-, Kreuz- und Stumpfstoßverbindungen [108, 109, 110]. Die Bestimmung einer maximalen kritischen Restspaltgröße basiert auf dem Sicherheitsnachweis zur Vermeidung von Spröbruch nach einem bruchmechanischen Modell [111].

Mit dem Rissfortschrittskonzept nach PARIS [112] wird ein Risszuwachs des Anfangsfehlers durch eine Ermüdungsbeanspruchung bestimmt: Durch Berücksichtigung einer zyklischen Beanspruchung $\Delta\sigma$ über eine Dauer von Lastwechseln ΔN wird der zulässige Restspalt gemäß Spröbruchnachweis abgemindert. Bild 2-19 zeigt beispielhaft angegebene zulässige Restspaltbreiten für eine statische Beanspruchung sowie für zwei Ermüdungsbeanspruchungen durch jeweils $2 \cdot 10^6$ Zyklen [108]. An dieser Stelle sei angemerkt, dass die vorgestellte Methode ausschließlich einen Ermüdungsbruch ausgehend von der Schweißnahtwurzel am Restspalt berücksichtigt. Somit kann in Abhängigkeit von der Restspaltgröße ein Kerbfall für ein Versagen von der Nahtwurzel aus bestimmt werden; ein Oberflächenriss am Schweißnahtübergang ist damit allerdings nicht nachgewiesen. Ferner wird ein möglicher Einfluss der Schweißnahtdicke bzw. des Schweißnahtwinkels der Nahtflanke auf die zulässige Restspaltgröße in diesen Untersuchungen [108] nicht diskutiert.

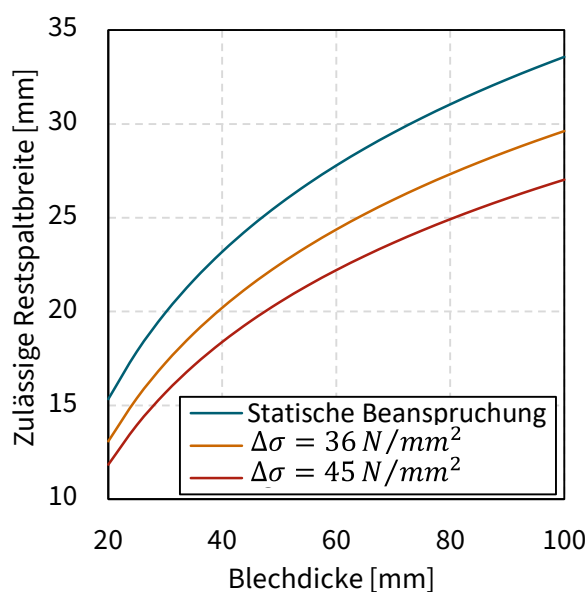


Bild 2-19: Zulässige Restspaltbreiten für DHY-Nähte in Kreuzstößen nach [108]

Einbrandkerbe. Erste Forschungsaktivitäten zum Einfluss der Einbrandkerbe auf die Ermüdungsfestigkeit geschweißter Details basieren auf experimentellen Untersuchungen [113, 114]. Ermüdungsversuche von Trägern mit Quersteifen zeigen, dass die Einbrandkerbe nicht immer zu einem Ermüdungsriss führen muss [114]. Des Weiteren dienten bruchmechanische Studien zur systematischeren Einflussbestimmung der Einbrandkerbe [115, 116, 117, 118, 119, 120]. Besonders hervorzuheben sind Untersuchungen in [119, 120] zum Einfluss der Einbrandkerben-Tiefe in Kombination mit den Geometrieparametern Übergangsradius, Schweißnahtwinkel und Schweißnahtüberhöhung auf die Ermüdung unter Verwendung eines theoretischen Bruchmechanik-Tools zur Prognose der Ermüdungsfestigkeit. SCHORK, ZERBST et al.

zeigen, dass die Auswirkungen einzelner Imperfektionen durch andere stark überlagert wurden, wenn sie in Kombination analysiert wurden. Bei der Imperfektionskombination wurden die statistischen Verteilungen der Geometrieparameter jedoch nicht berücksichtigt [119, 120]. Neben bruchmechanischen Ansätzen wurden Analysen zur Auswirkung der Einbrandkerbe bereits erfolgreich mithilfe des Kerbspannungskonzepts durchgeführt [121, 122]. Um die Geometrie von Einbrandkerben und anderen Imperfektionen genaustens zu erfassen, werden mittlerweile vermehrt optische 3D-Messinstrumente eingesetzt [123, 124]. Gemessene Imperfektionsgrößen wie die Einbrandkerbe können in Form von Verläufen über die Schweißnahtlänge direkt in FE-Modelle importiert werden oder über Histogramme statistisch bewertet werden.

Schweißnahtüberhöhung. Abgesehen von bereits erwähnten Untersuchungen zum Einfluss mehrerer Imperfektionen auf die Ermüdungsfestigkeit, die die Schweißnahtüberhöhung betreffen [119, 120], sind Studien von LILLEMÄE et al. [125] zu erwähnen. Für dünne Bleche mit einer Dicke von 4 mm wurden anhand von experimentellen Ermüdungsversuchen und Strukturspannungsuntersuchungen quantitative Trendfunktionen für den negativen Einfluss einer Nahtüberhöhung auf den Kerbfall des Stumpfstoßes bestimmt [125].

Nahtübergangswinkel. Aufgrund der geometrischen Zusammenhänge des Schweißnahtprofils einer Kehl- oder Stumpfnahht ergibt sich durch eine Schweißnahtüberhöhung oftmals ein veränderter Schweißnahtübergangswinkel. Eine Nahtüberhöhung kann insbesondere bei geringen Schweißnahtdicken zu einem schärferen Nahtübergangswinkel führen, vgl. Bild 2-18 d) und e). Untersuchungen verschiedener Autor:innen zu unterschiedlichen Details [104, 119, 125] zeigen eine starke Abhängigkeit der Ermüdungsfestigkeit vom Nahtübergangswinkel, die auch positive Effekte nach sich ziehen kann: Kleinere Nahtübergangswinkel bewirken höhere Kerbfälle [104, 119, 125].

Übermäßige Asymmetrie der Kehlnaht. Bei der übermäßigen Asymmetrie der Kehlnaht muss wie beim Nahtübergangswinkel zwischen positiv und negativ wirkenden Asymmetrien unterschieden werden. Bei einem flacheren Nahtwinkel (kleiner als 45° bei der idealen Kehlnaht) am maßgebenden Nahtübergang zeigen sich positive Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit, während steilere Winkel einen negativen Einfluss besitzen, wie in [126] für Aluminiumlegierungen gezeigt.

Kantenversatz. Erste Studien zur Ermüdung geschweißter Details mit Kantenversatz zeigten, dass sich ein Kantenversatz stärker negativ auf die Ermüdungsfestigkeit am Übergang als in der Schweißnaht auswirkt, was insbesondere in Kombination mit einem Restspalt oder bei Kehlnähten eine wichtige Rolle für den Versagensort spielt [127, 128]. Wie auch bei Forschungsarbeiten zu anderen Imperfektionen kamen in der Vergangenheit häufig bruchmechanische Methoden zum Einsatz, um die genaue Reduktion der Ermüdungsfestigkeit durch einen Kantenversatz zu bestimmen [115, 129]. Lokale Konzepte wie das Strukturspannungskonzept liefern ebenfalls vielversprechende Ergebnisse bei der Einflussbestimmung von

Versätzen [130]. Auch das Kerbspannungskonzept diente bereits erfolgreich als Methode zur Ermittlung der ermüdungsrelevanten Spannungserhöhung infolge eines Kantenversatzes [131, 132, 133, 134]. Auf Basis von Kerbspannungssimulationen werden in [132] Kerbfälle strahlgeschweißter Stöße mit Bewertungsgruppen nach DIN EN ISO 13919-1 [135] verknüpft, die das Pendant zur DIN EN ISO 5817 [4] für Elektro- und Laserstrahl-Schweißverbindungen darstellt.

Zusammenfassung. Es ist festzuhalten, dass die Erforschung der Einflüsse von Schweißnahtimperfectionen auf die Ermüdungsfestigkeit verschiedener Details schon seit Jahrzehnten durchaus ein wichtiges Thema ist. Die beschriebenen Untersuchungen verdeutlichen das Einsparungspotential aufwendiger Reparaturen geschweißter Details durch die Kenntnis der imperfektionsspezifischen Ermüdungsfestigkeitsminderung, die für die Bemessung kein Ausschlusskriterium sein muss.

Die Herangehensweise der vorliegenden Arbeit baut auf den beschriebenen Untersuchungsergebnissen auf, indem ein einfaches Modell zur Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit geschweißter Stöße mit multiplen Imperfectionen entwickelt wird.

3 Neuauswertung von Ermüdungsversuchen auf Basis einer Datenbank

3.1 Einführung

Für die Erstellung von Bemessungsregeln zur Ermüdung von Stahlbaudetails sind experimentelle Versuche, wenn auch nur zur Validierung eines Modells, wesentlich. Die Durchführung von aussagekräftigen Ermüdungsversuchsprogrammen ist gleichwohl aufwendig und kostspielig, deren Ergebnisse entsprechend wertvoll. Um möglichst viele Ermüdungsversuchsserien der Vergangenheit auch für zukünftige Fragestellungen der Ermüdung heranziehen zu können, wurde in zwei Forschungsvorhaben [2, 8] an der RWTH Aachen University zusammen mit dem Karlsruher Institute of Technology und der Universität Stuttgart eine Datenbank [5] für Ermüdungsversuchsprogramme erstellt.

Zunächst wurden die Versuchsserien der im Hintergrunddokument zur DIN EN 1993-1-9 [47] aufgeführten Quellen in die Datenbank aufgenommen, da diese die Grundlage des aktuellen Kerbfallkatalogs [1] bilden. Ferner wurden weitere, bisher nicht aufgeführte sowie neuere und eigene Versuchsdaten der drei beteiligten Forschungsstellen integriert. Anhand der Datenbank können auf diese Weise erstmals Neuauswertungen der Ermüdungsfestigkeit zahlreicher Details auf Basis eines großen Datenumfangs durchgeführt werden. Erreichbar ist die Datenbank zugriffsgeschützt über die Website des Deutschen Ausschuss für Stahlbau [5].

Ergebnisse der Neuauswertungen (siehe auch [43, 136, 137]) haben z. T. Eingang in die prEN 1993-1-9:2023 [14] gefunden.

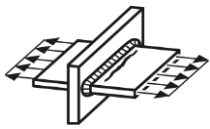
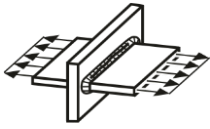
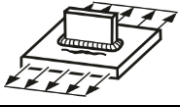
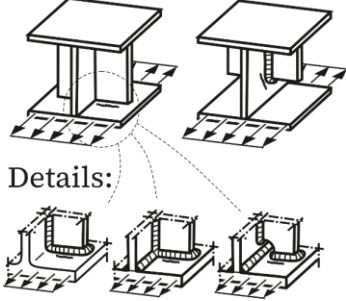
3.2 Struktur und Umfang der Datenbank

Um alle relevanten Eigenschaften der Ermüdungsversuchsserien zu erfassen, wurden in der Datenbankstruktur zahlreiche Informationskategorien und Einzelinformationen definiert, Details siehe Anhang B. Das Datenmodell umfasst verschiedene Informationskategorien. Zunächst werden **allgemeine Informationen** einer Ermüdungsversuchsserie erfasst, wobei jede Serie in einer ebenfalls in der Datenbank erfassten Quelle publiziert sein muss. Ferner sind Informationen zur **Beanspruchung**, wie die Belastungsart und der Ort der betrachteten Spannungsschwingbreite, von Bedeutung. Des Weiteren können detaillierte Angaben zum **Material** und zu den **Schweißdetails** eines untersuchten Konstruktionsdetails gemacht werden. Die **Umgebungsbedingungen** des Ermüdungsversuchs sind ebenfalls dokumentiert, falls bekannt. **Detailspezifische Informationen**, wie Geometrieangaben der Probekörper, sind ebenfalls notwendig für einen vollumfänglichen Eintrag einer Versuchsserie in die Datenbank. Informationen zu **Versuchsergebnissen** müssen, anders als die übrigen Informationsfelder einer Serie, entsprechend der Versuchsanzahl meh-

rere Einträge enthalten. Dabei werden die Spannungsschwingbreite, die erreichte Zyklenanzahl auf Basis verschiedener möglicher Versagenskriterien sowie der Versagensort erfasst.

Die gesamte Datenbank umfasst 495 Quellen, in denen 2.122 Versuchsserien dokumentiert sind, die insgesamt 23.601 Einzelversuchsergebnisse enthalten (Stand Dezember 23). Der Großteil der Versuche wurde zwischen 1950 und 1970 an Standardkerbdetails wie der Längs- und Quersteife oder dem Kreuz- oder Stumpfstoß durchgeführt. Damals herrschten neben anderen Fertigungsmethoden, die sich teilweise in der Auswertung der Ermüdungsversuche widerspiegeln, auch andere Publikationsstandards. Während wichtige Angaben zur Spannungsschwingbreite und Zyklenanzahl immer tabellarisch oder grafisch dokumentiert sind, findet man Informationen zum Versagenskriterium, zur Geometrie oder zu Nachbehandlungsmethoden nur teilweise. Sehr selten dokumentierte Informationen umfassen Umgebungsbedingungen und Angaben zu Schweißnahtimperfectionen oder Details der Schweißungen. Tabelle 3-1 zeigt die Anzahl der in der Datenbank enthaltenen Quellen, Serien und Versuchsergebnisse der für diese Arbeit relevanten Details, auf deren Auswertung in Abschnitt 3.3 eingegangen wird.

Tabelle 3-1: Anzahl der in der Datenbank enthaltenen Quellen, Serien und Versuchsergebnisse von Kreuzstoß- und Quersteifendetails

Detail nach DIN EN 1993-1-9 [1]		Quellen	Serien	Versuchsergebnisse
Kreuzstoß Nahtübergangsversagen		31	103	885
Kreuzstoß Versagen von der Nahtwurzel aus		53	158	1474
Quersteife auf Blech		47	185	2463
Quersteife im Träger		18	50	446

3.3 Neuauswertung von Kerbdetails

3.3.1 Vorgehen

Bei der Auswertung der Ermüdungsfestigkeit muss auf eine eindeutige Definition der Details geachtet werden. Dies führt dazu, dass Versuchsserien zunächst gefiltert werden müssen, sodass nur jene Daten ausgewertet werden, die unbestreitbar dem definierten Detail samt Anforderungen zugeordnet sind. Nach Selektion der Versuchsserien werden alle Einzelversuchsergebnisse eines Details zur Bestimmung des Kerbfalls einer statistischen Auswertung unterzogen, siehe Abschnitt 2.2.6.

3.3.2 Kreuzstoßdetails

Zur Ermüdung von Kreuzstößen wurden zahlreiche Untersuchungen durchgeführt, wie in Abschnitt 2.4.2 beschrieben.

Filterkriterien. Insbesondere aufgrund der zwei möglichen Versagensmodi des Kreuzstoßes ist bei jedem Einzelversuch nach dem Versagensort Schweißnahtübergang oder Schweißnaht (Versagen von der Schweißnahtwurzel aus) zu unterscheiden. Davon hängen die Detailzuweisung und die Berechnung der Spannungsschwingbreite ab, die ggf. entsprechend des nachweislich zutreffenden Details umgerechnet wird.

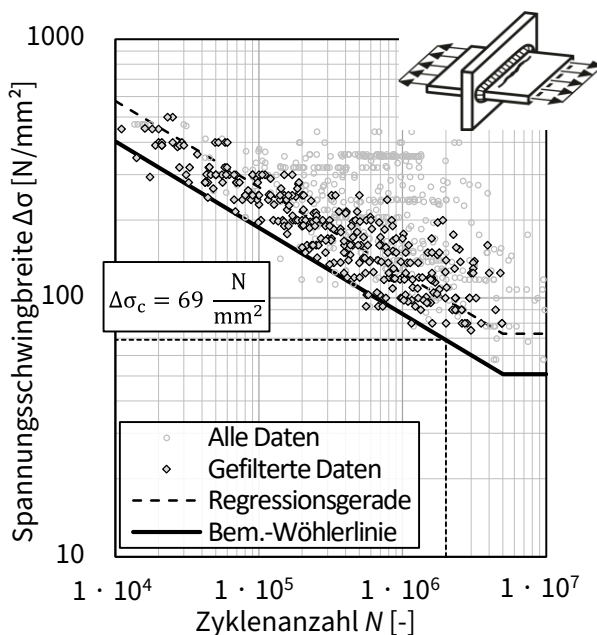


Bild 3-1: Kerbfallauswertung Kreuzstoß, Übergangsversagen

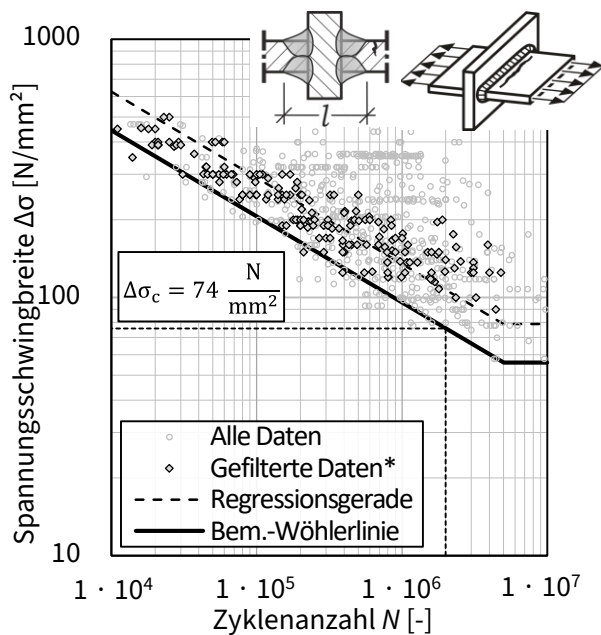


Bild 3-2: Kerbfallauswertung Kreuzstoß, Übergangsversagen, * $l \leq 50$ mm und ohne reine Kehlnahtausführungen

Versuchsergebnisse mit unbekanntem Versagensort, unbekanntem Ort der berechneten Spannung oder unbekannter Geometrie werden nicht berücksichtigt. Für eine allgemeine Kerbfallableitung werden Versuchskörper mit speziellen Eigenschaften durch Nachbehandlung, Korrosionsumgebung oder Imperfektionen außen vor ge-

lassen. Aufgrund einer möglichen Mittelspannungsabhängigkeit werden nur Versuche mit Spannungsverhältnissen $R \geq 0$ betrachtet. Tabelle B-1 und Tabelle B-2 in Anhang B listen die Quellen aller Daten sowie der gefilterten Daten auf.

Kerbfallauswertung. Bild 3-1 zeigt die Kerbfallauswertung des Kreuzstoßes mit Versagen am Schweißnahtübergang auf Basis aller **gefilterten Daten** (311 Versuchsergebnisse). Zum Vergleich zeigt das Diagramm ebenfalls **alle Daten** (885 Versuchsergebnisse). Die **nicht berücksichtigten Daten** (574 Versuchsergebnisse) weisen verhältnismäßig große Ermüdungsfestigkeitswerte auf, da es sich vielfach um nachbehandelte Prüfkörper handelt.

Über die Bestimmung der Regressionsgeraden auf 50 %-Sicherheitsniveau und statistischer Auswertung mit fester inverser Steigung $m = 3$ auf 95 %-Sicherheitsniveau erfolgt die Kerbfallberechnung und Darstellung der Bemessungswöhlerlinie, Abschnitt 2.2.6. Unter Berücksichtigung aller gefilterten Daten ergibt sich ein Kerbfall von 69 N/mm^2 . Hier ist jedoch die in DIN EN 1993-1-9 [1] aufgeführte Geometrieabhängigkeit noch nicht berücksichtigt, vgl. Abschnitt 2.2.3.

Die meisten gefilterten Versuchsdaten (236 Versuchsergebnisse) liegen im Bereich kleinerer Geometrien, sodass die Abstände der Schweißnahtübergänge unterhalb von 50 mm liegen, $l \leq 50 \text{ mm}$. Außerdem zeigt sich, dass die Schweißnahtausführung mit reinen Kehlnähten tendenziell zu geringeren Ermüdungsfestigkeitswerten am Nahtübergang führt als eine über mindestens teilweise durchgeschweißte Nähte. Eine Auswertung der gefilterten Daten mit $l \leq 50 \text{ mm}$ und ohne Berücksichtigung von Prüfkörpern mit reinen Kehlnähten (174 Versuchsergebnisse) führt zu einer Ermüdungsfestigkeit von 74 N/mm^2 , Bild 3-2. Dieser Wert liegt unterhalb von Kerbfall 80, der für dieses Details laut DIN EN 1993-1-9 [1] zutrifft. Die Ergebnisse gleichen der Regelung in den IIW-Empfehlungen [23], in denen diesem Detail Kerbfall 71 zugeordnet wird. Aus diesem Grund wurde

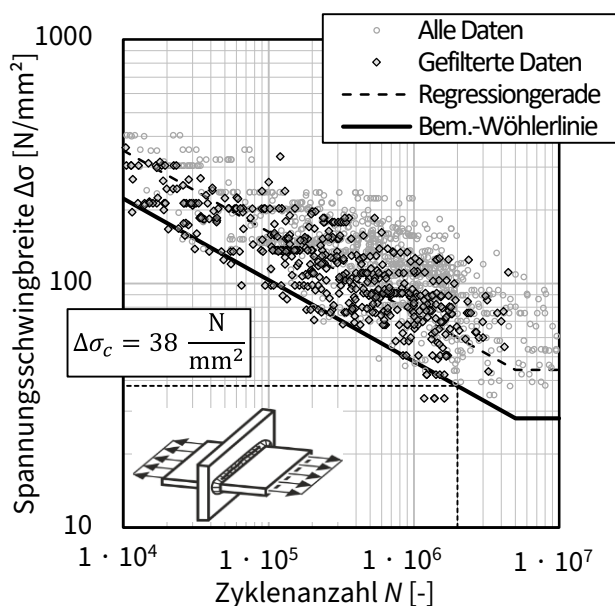


Bild 3-3: Kerbfallauswertung Kreuzstoß, Versagen von der Wurzel aus

die höchste Kerbfallkategorie für Übergangsversagen am Kreuzstoß in prEN 1993-1-9 [14] von 80 auf 71 herabgestuft, die für $l \leq 80 \text{ mm}$ gilt, siehe auch [21, 22].

Bild 3-3 zeigt **alle Daten** (1474 Versuchsergebnisse), die **gefilterten Daten** (493 Versuchsergebnisse) und die darauf aufbauende Regressionsgerade sowie die Bemessungswöhlerlinie auf Basis der inversen Steigung $m = 3$ des Kreuzstoßes mit Versagen von der Schweißnahtwurzel aus. Die Quellen aller Daten sowie der gefilterten Daten lassen sich Tabelle B-1 und Tabelle B-2 in Anhang B entnehmen.

Für das Detail des Kreuzstoßes mit Versagen von der Wurzel aus ist die große Streuung der Versuchsdaten charakteristisch. Bei der Nennspannungsberechnung spielt beim Kreuzstoß mit Versagen von der Schweißnahtwurzel aus die effektive Schweißnahtdicke eine große Rolle. Diese ergibt sich aus Kehlnahtdicke und bei teilweise durchgeschweißten Stößen aus dem durchgeschweißten Bereich. Oft ist die Größe des unverschweißten Bereichs (Spaltbreite) und der tatsächliche Einbrand der Naht nicht gemessen worden, sodass von nominellen Werten ausgegangen werden muss. Die Abweichung der tatsächlichen Schweißnahtdicke von der nominellen zieht die Streuung nach sich. Der berechnete Kerbfall von 38 N/mm² passt dennoch zum Kerbfall in DIN EN 1993-1-9 [1] von 36* und jenen der IIW-Empfehlungen [23] von 36 bzw. 40 je nach relativer Schweißnahtdicke. In prEN 1993-1-9 [14] gilt Kerbfall 40.

Geometrieinflüsse. Beim Vergleich der Ermüdungsfestigkeit von Proben unterschiedlichen Maßstabs ist allgemein ein Größeneinfluss zu verzeichnen, siehe auch Abschnitt 2.2.5. Um Geometrieinflüsse auf Datenbankbasis zu untersuchen, werden die Spannungsschwingbreiten der dokumentierten Versuche über die wahre inverse Steigung m auf $2 \cdot 10^6$ Zyklen normiert, $\Delta\sigma_{C,50\%,nom}$, sodass verschiedene Serien anhand geometrischer Kenngrößen verglichen werden können. Die normierte Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{C,50\%,nom}$ beinhaltet keine Abminderung durch ein statistisches Intervall, sondern entspricht dem Mittelwertniveau, vgl. Abschnitt 2.2.6.

Aufgrund der zahlreichen Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit geschweißter Details ist die Bestimmung eindeutiger Trends auf Basis der heterogenen Versuchsprogramme, deren Ergebnisse in der Datenbank dokumentiert sind, schwierig.

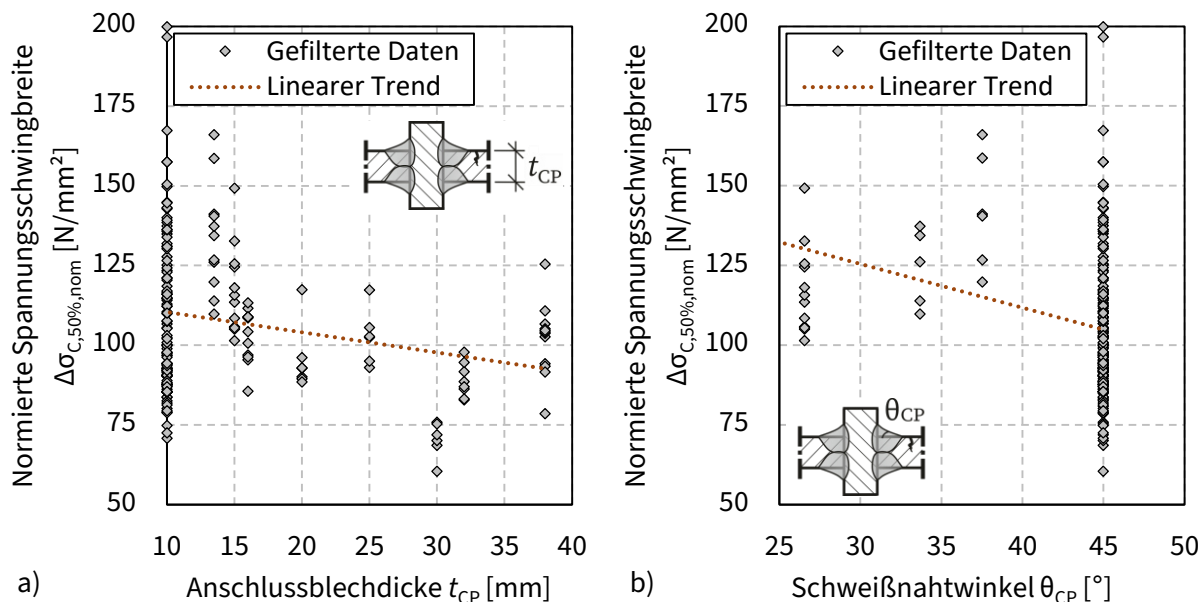


Bild 3-4: Ermüdungsfestigkeit für Versagen am Schweißnahtübergang bei voller Durchschweißung in Abhängigkeit von a) Anschlussblechdicke und b) Schweißnahtwinkel

Bild 3-4 deutet eine Abhängigkeit der Ermüdungsfestigkeit für Versagen am Schweißnahtübergang bei voller Durchschweißung von der Anschlussblechdicke sowie vom Schweißnahtwinkel an, wobei mit größer werdender Anschlussblechdi-

cke bzw. größer werdendem Schweißnahtwinkel die Ermüdungsfestigkeit abnimmt. Für ein Versagen am Schweißnahtübergang von Kreuzstößen mit reinen Kehlnähten steht nur ein begrenzter Datenumfang (87 Einzelversuchsdaten) zur Verfügung, denn meistens ist bei dieser Verbindungsart im Rahmen der untersuchten Schweißnahtdicken das Schweißnahtversagen (von der Wurzel ausgehend) maßgebend. Daher ist die Ableitung einer Geometrieabhängigkeit auf Basis der Daten nicht möglich.

Betrachtet man geometrische Abhängigkeiten für das Versagen von der Schweißnahtwurzel aus, so lassen sich auch hier leichte Trends erkennen, Bild 3-5. Die Ermüdungsfestigkeit nimmt im Mittel mit steigender Anschlussblechdicke leicht ab. Die Abhängigkeit ist nicht so stark ausgeprägt wie jene von der relativen Schweißnahtdicke.

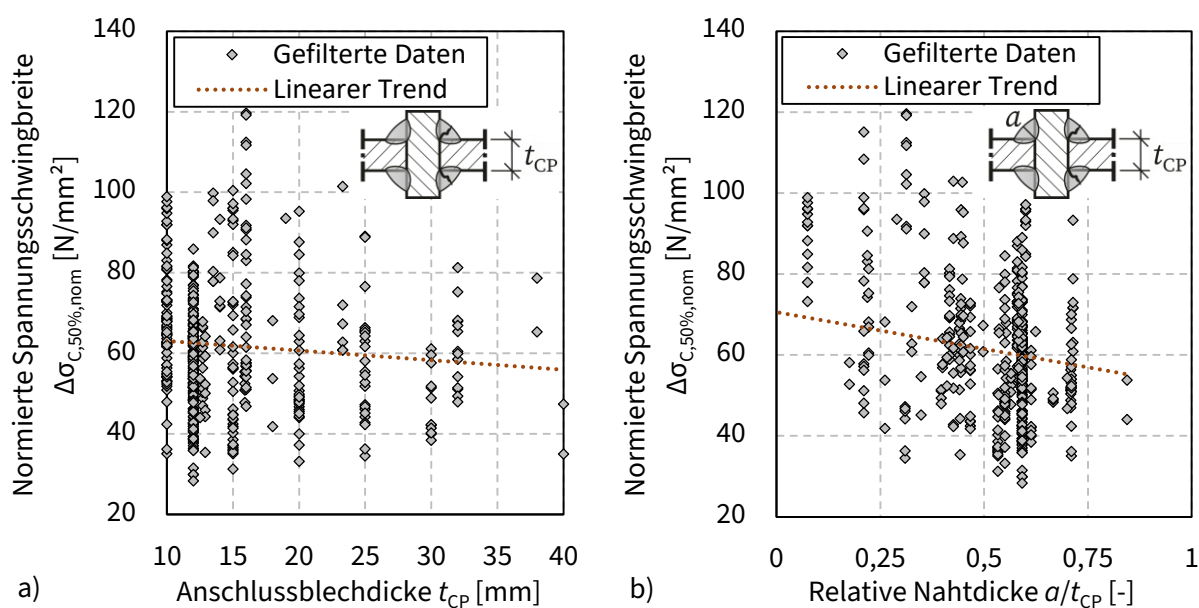


Bild 3-5: Ermüdungsfestigkeit für Versagen von der Schweißnahtwurzel aus in Abhängigkeit von a) der Anschlussblechdicke und b) der relativen Schweißnahtdicke

3.3.3 Quersteifendetails

Die Quersteifendetails gehören zu den am meisten untersuchten Kerbdetails in der Datenbank. Wie bereits in Abschnitt 2.4.3 erwähnt, ist die auf ein Grundblech aufgeschweißte Quersteife deutlich häufiger vertreten als die in einen Träger eingeschweißte Steife.

Filterkriterien. Um einen repräsentativen Kerbfall abzuleiten, werden verschiedene Versuchsserien bei der Auswertung außen vor gelassen. Dies trifft auf Serien zu, bei denen variable Spannungsschwingbreiten aufgebracht wurden oder spezielle Einflüsse durch Nachbehandlungsmethoden oder Korrosionsumgebungen vorhanden waren. Ferner werden unzureichend oder ungenau dokumentierte Serien ausgeschlossen. Die Auswertung umfasst nur Versuchsergebnisse, bei denen das Versagen vom Schweißnahtübergang der Naht an der Quersteife ausging. Schließlich werden aufgrund einer möglichen Mittelspannungsabhängigkeit nur Versuche

mit Spannungsverhältnissen $R \geq 0$ in die Auswertung einbezogen. Tabelle B-1 und Tabelle B-2 in Anhang B listen die Quellen aller Daten sowie der gefilterten Daten auf. Bild 3-6 zeigt die Kerbfallauswertung der Quersteife auf Blech anhand aller **gefilterten Daten** (875 Versuchsergebnisse).

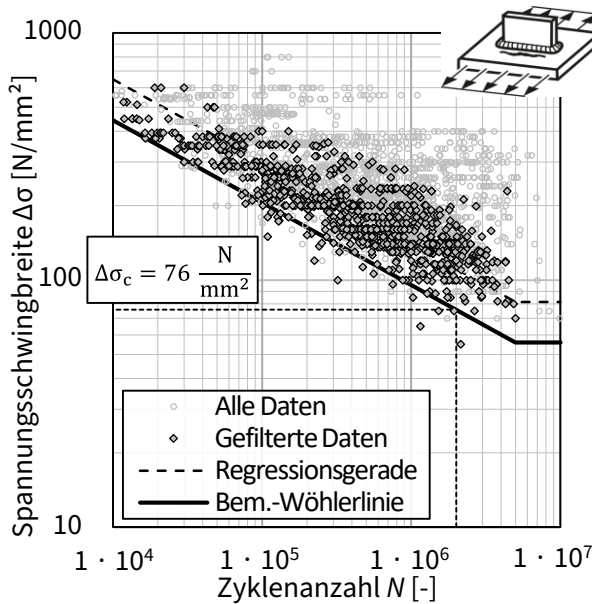


Bild 3-6: Kerbfallauswertung „Quersteife auf Blech“

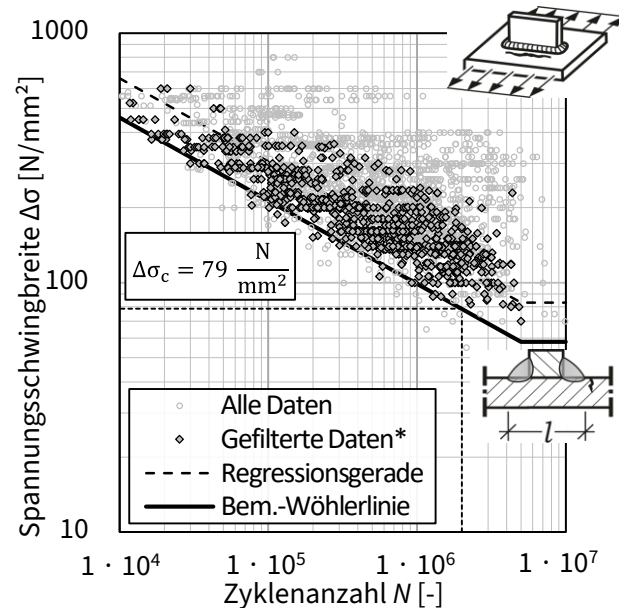


Bild 3-7: Kerbfallauswertung „Quersteife auf Blech“, * $l \leq 50$ mm

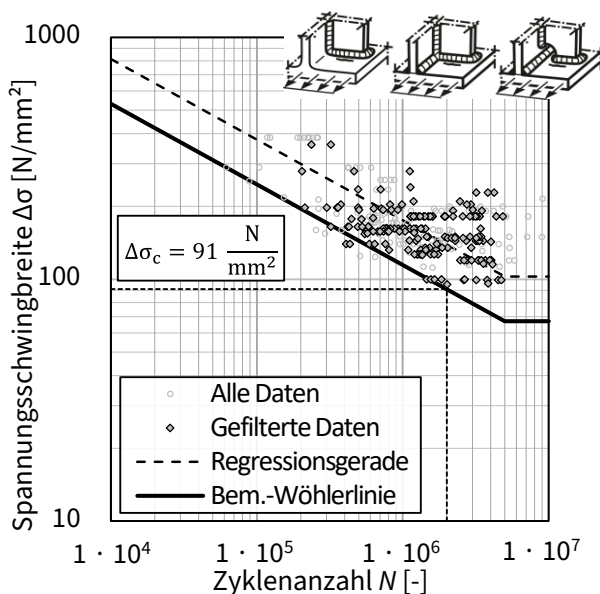


Bild 3-8: Kerbfallauswertung „durchgehende Quersteife im Träger“

Im Vergleich zu **allen Daten** (2463 Versuchsergebnisse) fällt auf, dass insbesondere Ergebnisse mit hohen Ermüdungsfestigkeitswerten außen vor gelassen werden; dies trifft vor allem auf nachbehandelte Prüfkörper zu. Die Kerbfallberechnung mittels statistischer Auswertung (siehe Abschnitt 2.2.6) liefert mit der festen inversen Steigung $m = 3$ einen Kerbfall von 76 N/mm^2 auf 95 %-Sicherheitsniveau. Diese Auswertung lässt jedoch den Geometrieinfluss außer Acht, nach dem in DIN EN 1993-1-9 [1, 14] differenziert wird, Abschnitt 2.2.3. Bild 3-7 zeigt die Kerbfallableitung mit $m = 3$ unter Berücksichtigung des Geometrieinflusses, indem nur Versuchskörper mit einem Abstand der

Schweißnahtübergänge $l \leq 50$ mm betrachtet werden (807 Versuchsergebnisse). Die ermittelte Ermüdungsfestigkeit von 79 N/mm^2 kommt dem in DIN EN 1993-1-9 [1, 14] angegebenen Kerbfall 80 für $l \leq 50$ mm nah.

Da nur 6 % der gefilterten Versuchsdaten in die Kategorie $l > 50$ mm fallen, lässt sich kein Vergleich des Kerbfalls zur Kategorie $l \leq 50$ mm herstellen.

Bei der Auswertung der Quersteife im I-Träger wird lediglich die für die vorgestellten Untersuchungen relevante durchgehende Quersteife betrachtet; die im Stegblech abschließende Steife basiert auf einer abweichenden Spannungsberechnung sowie einem abweichendem Versagensmodus, sodass die zugehörigen Versuchsdaten außen vor gelassen werden. Die **gefilterten Versuchsdaten** (184 Versuchsergebnisse) sind alle der Geometriekategorie $l \leq 50$ mm zuzuordnen. Nach Art des Profils oder der Detailausführung der Steife am Übergang von Flansch zum Steg wurde nicht differenziert. Die Kerbfallauswertung mit $m = 3$ auf Basis der gefilterten Daten ist zusammen mit **allen Daten** der durchgehenden Quersteife im Träger (296 Versuchsergebnisse) in Bild 3-8 dargestellt. Mit 91 N/mm^2 ergibt sich im Vergleich zum Kerbfall 80 der aufgeschweißten Quersteife ein etwas höherer Kerbfall.

Geometrieinflüsse. Bezüglich Geometrieinflussgrößen auf die Ermüdungsfestigkeit der Quersteifendetails ist vor allem

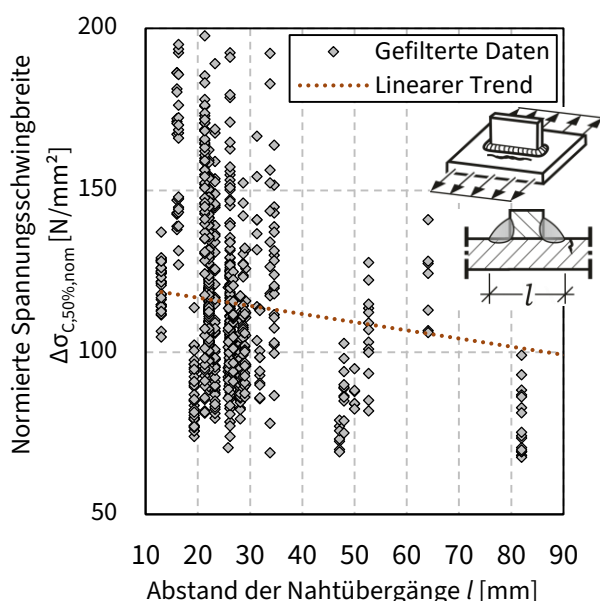


Bild 3-9: Ermüdungsfestigkeit der Quersteife auf Blech in Abhängigkeit von dem Abstand der Nahtübergänge l

der Abstand der Schweißnahtübergänge l zu nennen. Bild 3-9 zeigt die auf $2 \cdot 10^6$ Zyklen normierten mittleren Spannungsschwingbreiten der dokumentierten Versuche $\Delta\sigma_{C,50\%,nom}$ in Abhängigkeit vom Abstand der Nahtübergänge. Der lineare Trend zeigt eine Abnahme der Ermüdungsfestigkeit mit steigendem Abstand der Nahtübergänge, wie auch in DIN EN 1993-1-9 [1, 14] durch die Kerbfalldifferenzierung berücksichtigt.

Auf Basis lokaler Ermüdungskonzepte und numerischer Methoden können Geometrieinflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit klarer abgeschätzt werden, wie in Abschnitt 6.2 vorgestellt.

3.4 Schlussfolgerung

Die vorgestellte Datenbank stellt ein wertvolles Werkzeug zur Auswertung von Ermüdungsversuchsdaten dar. Für die Details des Kreuzstoßes und der Quersteife können auf Basis aussagekräftiger Stichproben Ermüdungsfestigkeitswerte abgeleitet werden, die in die Größenordnung von Kerbfällen bekannter Regelwerke der Ermüdungsbewertung fallen.

Da viele relevante Detailinformationen der Versuchsserien dokumentiert sind, können Filter sinnvoll eingesetzt werden, um maßgebende Versuchsergebnisse entsprechend einer Untersuchungszielgröße zu selektieren. Aufgrund der zahlreichen Einflussgrößen auf die Ermüdungsfestigkeit geschweißter Details, siehe Abschnitt 2.2.5, lassen sich einzelne Effekte meistens jedoch nicht gezielt herausarbeiten; im breiten Variationsspektrum der dokumentierten Versuchsserien unterscheiden sich Serien meist nicht nur durch eine, sondern gleich durch mehrere Eigenschaften. Aus diesem Grund können Phänomene des Mittelspannungs-, Streckgrenzen-, oder Geometrieinflusses lediglich anhand einzelner Serien nachgewiesen werden, bei denen nur ein einzelner Untersuchungsparameter variiert wurde. Der Geometrieinfluss kann folglich auf Basis der heterogenen Versuchsgrundlage für die Details des Kreuzstoßes und der Quersteife nicht eindeutig herausgearbeitet werden. Dies ist jedoch insbesondere von großer Bedeutung, da der Kerbfallkatalog in DIN EN 1993-1-9 [1, 14] Kerbfälle von der Geometrie des Details abhängig macht. Zur Unterstützung der Auswertung von Geometrieinflüssen werden zusätzlich zur Kerbfallauswertung der Datenbank in dieser Arbeit validierte numerische Methoden eingesetzt, siehe Abschnitt 6.2.

Bei der Analyse der dokumentierten Eigenschaften der Versuchsserie ist festgestellt worden, dass Schweißnahtimperfektionen in den seltensten Fällen explizit erwähnt werden. In diesen seltenen Fällen finden konkret gemessene Schweißnahtimperfektionen gleichwohl keine Erwähnung, lediglich die Bewertungsgruppe nach DIN EN ISO 5817 [4] wird benannt. Eine Ableitung von Kerbfallklassen in Abhängigkeit von der Größe von Schweißnahtimperfektionen ist auf experimenteller Basis anhand der bisherigen Datenlage daher nicht möglich. Die im nachfolgenden Abschnitt vorgestellten experimentellen Untersuchungen adressieren diese Forschungslücke und schaffen Abhilfe und somit die experimentelle Grundlage für eine Verknüpfung von Kerbfällen mit Größen von Schweißnahtimperfektionen.

4 Experimentelle Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit von Details mit Schweißnahtimperfectionen

4.1 Einführung

Zur Quantifizierung der Einflüsse wichtiger innerer und äußerer Imperfectionen auf die Ermüdungsfestigkeit unterschiedlicher Details dienen experimentelle Versuche als Basis. Die untersuchten Bauteile umfassen die Details des Kreuzstoßes (Abschnitt 4.2) und der im Träger eingeschweißten Quersteife (Abschnitt 4.3), die sich in Lastabtrag, potentiellen Versagensorten sowie der Zugänglichkeit bzw. Inspizierbarkeit unterscheiden, Abschnitt 2.2.3. Während der Kreuzstoß in vielseitiger Anwendungsform der Lastübertragung zweier gestoßener Bauteile dient (lasttragende Schweißnähte), findet die Quersteife allein zur Aussteifung eines lastabtragenden Bauteils Einsatz (nicht-lasttragende Schweißnähte). Der Kreuzstoß kann in Folge einer Ermüdungsbeanspruchung in Abhängigkeit von der Schweißnahtausführung am Schweißnahtübergang (Rissinitiierung am Anschlussblech außen) und von der Schweißnahtwurzel aus (Rissinitiierung innen) versagen. Die Quersteife gefährdet als auf- oder eingeschweißte Komponente das primär ermüdungsbeanspruchte Bauteil durch die kerbwirksame Schweißnaht, wobei i. d. R. der Schweißnahtübergang der potentielle Rissausgang des Bauteils ist.

Die untersuchten Imperfectionen stellen einerseits innere Ungängen dar, wie die ungenügende Durchschweißung, der Wurzelbindefehler und die schlechte Passung bei Kehlnähten, andererseits repräsentieren die Schweißnahtüberhöhung, die Einbrandkerbe, die übermäßige Asymmetrie der Kehlnaht und der Kantenversatz äußere Imperfectionen. Das Versuchskonzept umfasst somit ein breites Feld an möglicher Variation und Kombination von Ungängen und konstruktiven Details für die Bewertung des Einflusses von Schweißnahtimperfectionen. Die vorgestellten Untersuchungen haben ebenfalls Eingang in [35, 36, 138, 139] gefunden.

4.2 Ermüdungsversuche an Kreuzstößen

4.2.1 Prüfkörper und Fertigung

Die Gestaltung der Kreuzstoßprüfkörper basiert auf Erkenntnissen aus Untersuchungen vorangegangener Forschungsaktivitäten (Abschnitt 2.4), Ermüdungsbewertungen auf Grundlage der Versuchsdatenbank [5] (Kapitel 3) sowie numerischer Voruntersuchungen [35]. Das Versuchsprogramm beinhaltet 5 Serien mit je 6 Versuchskörpern, Bild 4-1. Für alle Serien wurden die Dicken des Anschluss- und des Grundblechs auf 15 mm festgelegt. „Planmäßig“ durchgeschweißte Kreuzstoßproben mit Wurzelbindefehlern werden in den Versuchsserien **LRF** und **LRF+UC** betrachtet, wobei letztere zusätzlich Einbrandkerben am Schweißnahtübergang aufweisen.

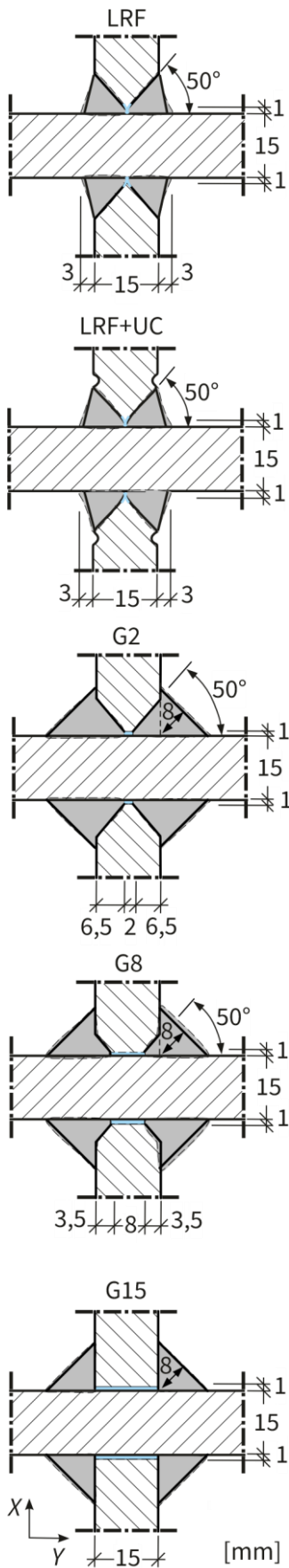


Bild 4-1: Details der Kreuzstoßserien, siehe auch [35, 138]

Die Einflussuntersuchung der Breite eines Restspalts, der durch eine ungenügende Durchschweißung entsteht, wird über die drei Serien **G2**, **G8** und **G15** mit entsprechenden Spaltbreiten von 2 mm, 8 mm und 15 mm realisiert.

Da Nahtimperfectionen im gewissen Maße in jeder Naht auftreten, kamen weitere äußere Imperfectionen, wie die Schweißnahtüberhöhung, die übermäßige Asymmetrie der Kehlnähte oder Kantenversätze implizit in allen Prüfkörpern vor, wie Messungen zeigten, Abschnitt 4.2.2.

Neben dem Einfluss der Imperfectionen auf die Ermüdungsfestigkeit ist besonders der Versagensort (Schweißnahtübergang respektive Schweißnaht) in Abhängigkeit von der Spaltbreite von Interesse. Die Frage, ob ein Wurzelbindefehler oder eine ungenügende Durchschweißung mit gewisser Größe zwangsläufig zu einem Versagen von der Wurzel aus führen, ist zu klären. Ferner kann durch die Kombination innerer und äußerer Imperfectionen eine Interaktion im Hinblick auf Versagensort und die Ermüdungsfestigkeit beurteilt werden.

Die Beanspruchung der Kreuzstoßproben erfolgt uniaxial auf Zug. Der Versuchskörper weist im Prüfquerschnitt eine Taillierung im Vergleich zur Einspannstelle auf, sodass ein Ermüdungsversagen außerhalb des Kreuzstoßes vermieden wird, Bild 4-2. Um die Prüfkörper möglichst praxisgerecht zu gestalten, fiel die Wahl des Materials auf die übliche Stahlsorte S355J2+N. Die Anforderungen an die mechanischen und chemischen Eigenschaften des Materials gemäß DIN EN 10025-2 [140] sind eingehalten, siehe Tabelle 4-1 und Tabelle 4-2. Vor der robotergesteuerten, automatisierten Schweißung mittels MAG (Metallaktivgasschweißen, Ordnungsnummer 135 nach DIN EN ISO 4063 [141]) erfolgte ein Laserzuschnitt, Oberflächenbehandlung in einer Schleuderstrahlanlage mit Stahlguss-Strahlmittel und Nahtvorbereitung durch Fräsen gemäß Bild 4-1. Als Schweißzusatzwerkstoff diente der übliche „ISO 14341-A-G 46 4 M21 4Si1“ nach DIN EN ISO 14341 [142]. Die Schweißung erfolgte je Lage gegenüberliegend (diagonal oder benachbart) in Wannenlage (PA nach DIN EN ISO 6947 [143]). Je nach Detail wurden zwei oder drei Lagen geschweißt, wobei die Ausführung der Wurzel- sowie der Zwischenlagen gerade und

die der Decklagen pendelnd erfolgte. Die Wurzelbindefehler der Serien LRF und LRF+UC entstanden zum einen durch die geringe Spaltdicke von 1 mm, die eine korrekte Erfassung der Wurzel durch den Schweißbrenner erschwert. Zum anderen verblieb die Wurzellage „wie geschweißt“, anstelle einer partiellen Ausnehmung der Naht, die bei einer Fertigung mit dem üblichen Ziel der Imperfektionsfreiheit zu einem homogenen Untergrund und zu einer Vermeidung von Bindefehlern führt.

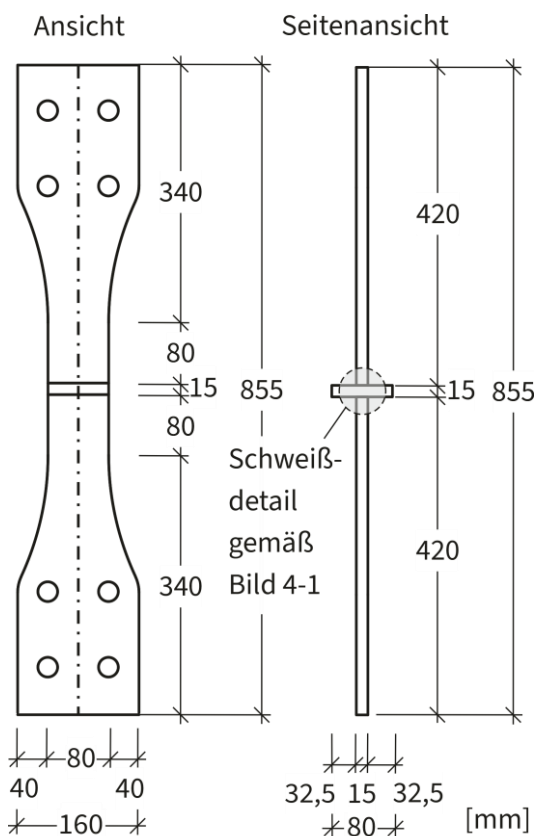


Bild 4-2: Abmessungen der Kreuzstoß-Prüfkörper, siehe auch [35, 138]

Durch eine flache Brennerneigung bei der Fertigung der LRF+UC Prüfkörper entstanden die Einbrandkerben am Schweißnahtübergang. Eine möglichst genaue Einhaltung der Spaltbreite in den Prüfkörpern der Serien G2, G8 und G15 erfolgte durch Variation der Schweißparameter anhand von Probeschweißungen im Trial-and-Error-Verfahren. Details der Schweißung sind Anhang B zu entnehmen. Um ferner die Schweißnahtansatz- und -endstellen im Prüfquerschnitt zu vermeiden, wurde für die Herstellung der Prüfkörper eine Breite von 160 mm im Bereich des Kreuzstoßes vorgesehen. Nach dem Schweißen erfolgte das Abtrennen der Anlauf- und Auslaufbleche und Abfräsen der verbliebenen Restbreite bis auf die Nennbreite von 80 mm. Ein anschließendes Kantenschleifen diente der Sicherstellung des Rissinitiierungsortes im Prüfquerschnitt.

Tabelle 4-1: Mechanische Eigenschaften der verwendeten Bleche

Streckgrenze R_{eH}	Zugfestigkeit R_m	Dehnung A_5	Charpy Energie KV bei -20°C
[N/mm ²]	[N/mm ²]	[%]	[J]
420	549	36	266

Tabelle 4-2: Chemische Zusammensetzung der verwendeten Bleche in %

C	Si	Mn	P	S	N	Cu	Mo	Ni	Cr	V	Nb	Ti	Al-T
0,143	0,216	1,537	0,012	0,0008	0,0032	0,034	0,006	0,041	0,039	0,002	0,016	0,003	0,032

Die Auslaufbleche der geschweißten Kreuzstöße fungieren ferner als Grundlage der Anfertigung von Makro- und Mikroschliffen, Bild 4-3, die der ersten Analyse der gefertigten Schweißnähte dient. Die Schliffbilder stellen somit keine Querschnittsaufnahmen der Prüfkörper dar, lassen aber dennoch wichtige Schlüsse über die Beschaffenheit der Schweißnähte der Kreuzstöße zu.

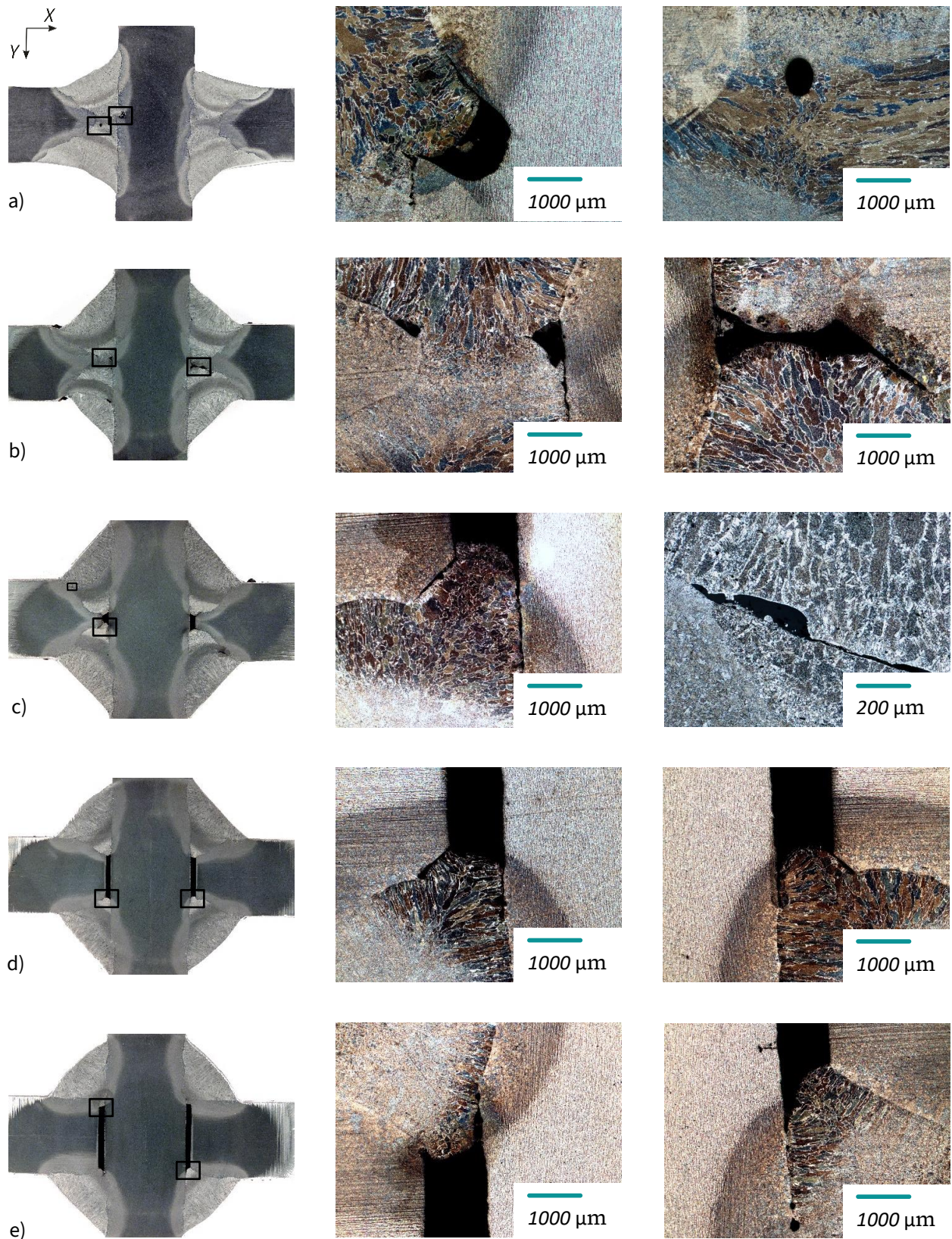


Bild 4-3: Makroschliff- (links) und Mikroschliffaufnahmen (mittig und rechts) der Serien a) LRF, b) LRF+UC, c) G2, d) G8 und e) G15, siehe auch [138]

Die Makroschliffaufnahmen zeigen ein globales Bild aller vier Schweißnähte der Details, verdeutlichen den Lagenaufbau und lassen bereits erste Schlüsse über das Vorhandensein von Imperfektionen zu.

Fünfundzwanzig- oder hundertfach vergrößerte Mikroschliffausschnitte an ausgewählten, signifikanten Stellen (Markierung der Stellen siehe Makroschliffe) zeigen das Gefüge in Schmelzzone, Wärmeeinflusszone und Grundwerkstoff und stellen die Auffälligkeiten deutlicher heraus. Anhand der Makroschliffaufnahme LRF (Teilbild a)) lässt sich eine ausgeprägte Inhomogenität der Schweißnahtprofile erkennen. Die Mikroschliffaufnahmen zeigen den Wurzelbindefehler deutlich sowie eine Pore in der Schmelzzone. Die Makroschliffaufnahme LRF+UC (Teilbild b)) zeigt verschiedene Wurzelbindefehler und Lagenbindefehler sowie Einbrandkerben an den linken Schweißnahtübergängen. Im mittigen Mikroschliffbild lässt sich ein kleinerer Wurzelbindefehler erkennen, während das rechte Mikroschliffbild einen größeren Wurzelbindefehler zeigt. Am Makroschliffbild G2 (Teilbild c)) sind die Restspalte sowie Schweißspritzer am Schweißnahtübergang erkennbar. Das rechte hundertfach vergrößerte Mikroschliffbild G2 zeigt einen kleinen Lagenbindefehler, wobei die unterschiedlichen Gefügebereiche Wärmeeinflusszone im Grundwerkstoff (unten links im Bild), Wärmeeinflusszone in der ersten Schweißlage (unten rechts im Bild) und Schmelzzone in der zweiten Schweißlage (oben) deutlich werden. Im Fall von G8 (Teilbild d)) zeigt die mittlere Mikroschliffaufnahme Mikroporen und zwei dezente Mikrorisse (oben rechts im Bild). Auch im rechten Mikroschliffbild erkennt man unten links eine Mikropore, durch die ein Mikroriss führt. Das Makroschliffbild G15 (Teilbild e)) lässt erkennen, dass die Spaltbreite des Restspalts durch einen Einbrand der Wurzellage kleiner als die Blechdicke des Anschlussblechs ist. Die mittlere Mikroschliffaufnahme zeigt eine leichte Rissbildung, die diagonal durch die Wurzellage führt. Zudem ist im rechten Mikroschliffbild eine Pore im Grundmaterial zu erkennen.

Insgesamt lässt sich anhand der Schliffuntersuchungen zeigen, dass es gelungen ist, die beabsichtigten Schweißnahtimperfectionen in die Kreuzstoßprüfkörper einzubringen. Des Weiteren lässt sich anschaulich zeigen, dass, wie bei einer normalen Fertigung im Stahlbau üblich, einige unplanmäßige Imperfectionen präsent sind. Dies betont erneut die Signifikanz der vorgestellten Untersuchung zum Einfluss von Schweißnahtimperfectionen auf die Ermüdungsfestigkeit von Stahlbauteilen.

4.2.2 Vermessung und zerstörungsfreie Prüfung

Damit Aussagen über die Ermüdungsfestigkeit geschweißter Details mit Schweißnahtimperfectionen auch in der Praxis Anwendung finden können, müssen Schweißnahtimperfectionen detektierbar sein, bevor ein Bauteil in einer Konstruktion eingesetzt wird. Aus diesem Grund erfolgen zur genauen Aufzeichnung der lokalen Schweißnahtgeometrie der Prüfkörper sowie deren inneren und äußeren Imperfectionen verschiedene detaillierte Messungen. Bevor auf die zerstörungsfreien Prüfungen und deren Ergebnisse eingegangen wird, erfolgt zunächst die Definition der zu messenden lokalen Geometrie- und Schweißnahtimperfectionsgrößen, Bild 4-4. Die Schweißnahtdicke a einer Kehlnaht ist als Höhe der Hypotenuse in der approximierten Dreiecksform der Naht definiert, Teilbild a). Zur Definition der Verhältnisse der Schenkellängen der Naht wird der Schweißnahtwinkel am Anschluss-

blech θ_{CP} verwendet, Teilbild b). Der Schweißnahtanstiegswinkel α_{CP} (Teilbild b)) misst den Winkel zwischen angeschlossenem Blech und Tangente des Nahtprofils am Übergang. Die Restspaltbreite g wird rechtwinkelig zum Anschlussblech gemessen und stellt den nicht verschweißten Bereich am Anschlussblech dar, Teilbild c). Die Luftspaltdicke s beschreibt den Abstand zwischen Anschlussblech und Grundblech nach der Verschweißung, Teilbild d). Der Abstand zwischen zusätzlichem Schweißnahtmaterial (positive Überhöhung, h) oder abziehendem Schweißnahtmaterial (negative Überhöhung, $-h$) im Vergleich zur approximierten Dreieckform stellt die Schweißnahtüberhöhung dar, Teilbild e). Die Schweißnahtübergangsradien r_{CP} und r_{BP} (Teilbild f)) beschreiben die Krümmung am Übergang zwischen Naht und Anschlussblech bzw. am Übergang zwischen Naht und Grundblech. Die Einbrandkerbe u (Teilbild g)) beschreibt die Tiefe der Kerbe am Übergang zwischen Naht und Anschlussblech. Der Kantenversatz e (Teilbild h)) beschreibt den Abstand der Schwerlinien beider Anschlussbleche. Der Winkelversatz β (Teilbild i)) beschreibt die Abweichung des Winkels zwischen Anschluss- und Grundblech im Vergleich zum vorgegebenen Winkel.

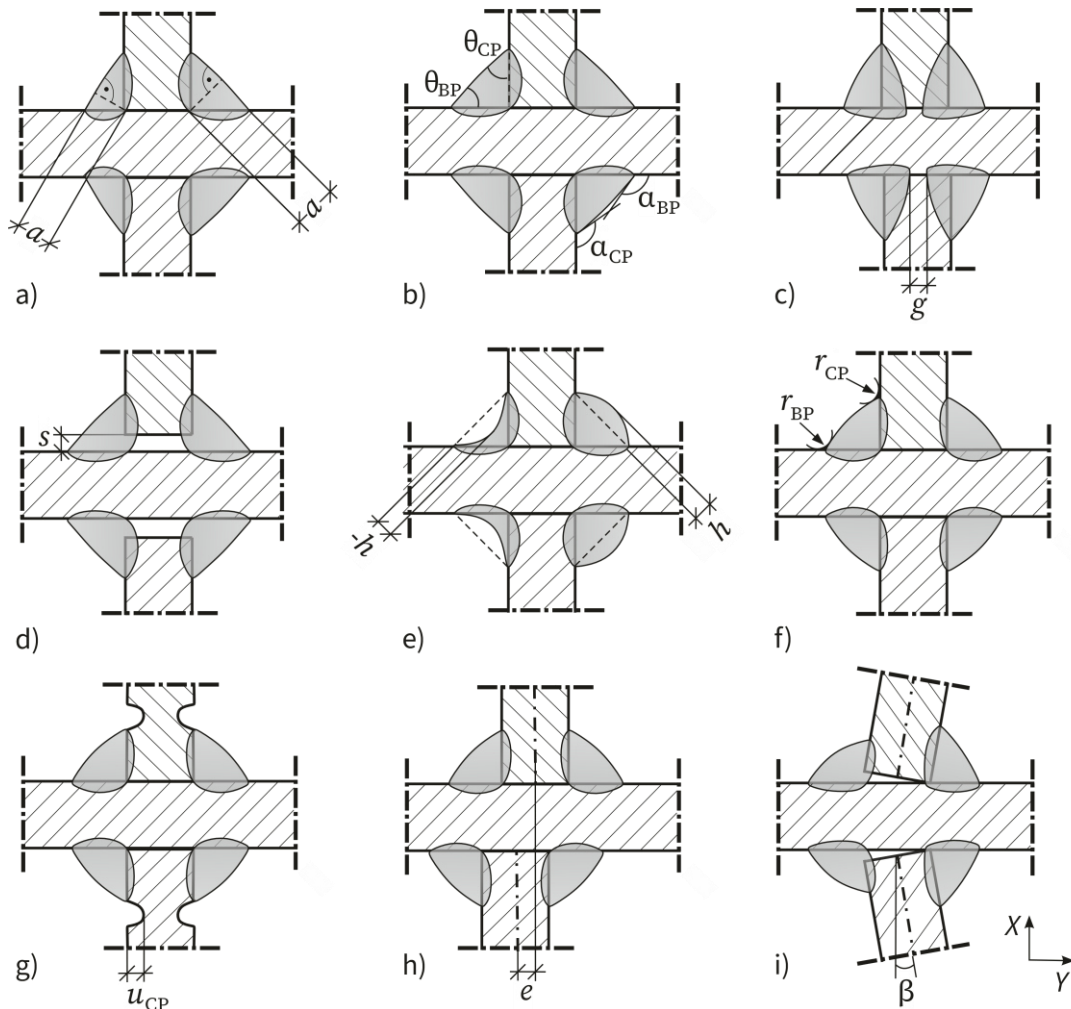
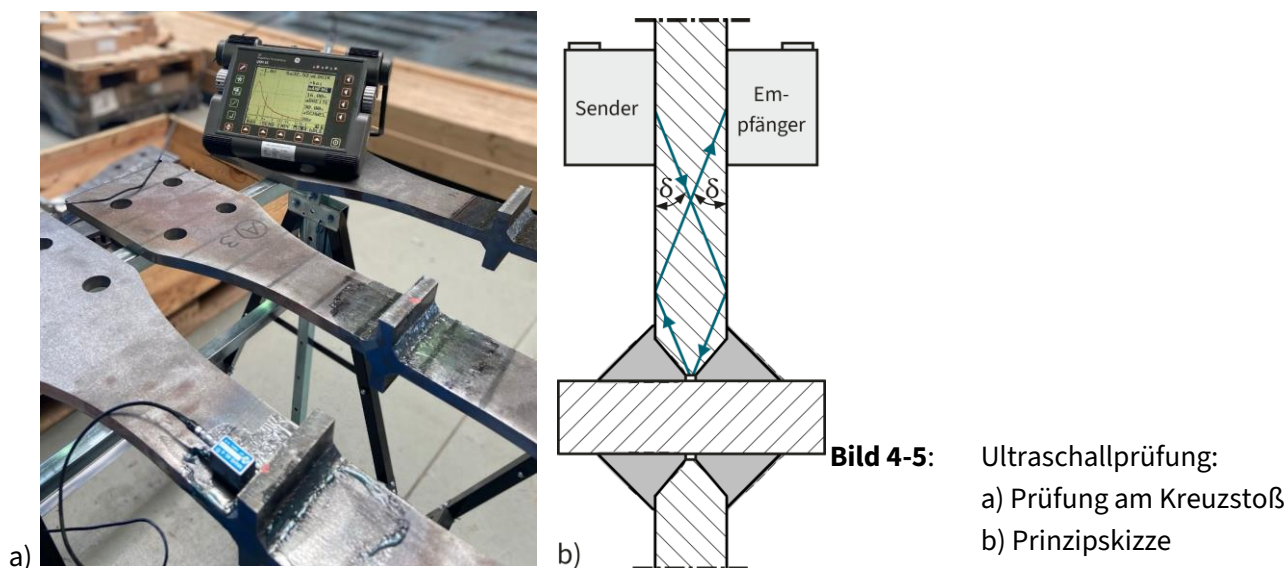


Bild 4-4: Bezeichnungen der Messgrößen von Schweißnahteigenschaften und -imperfectionen am Kreuzstoß: a) Schweißnahtdicke a , b) Schweißnahtwinkel θ und Nahtanstiegswinkel α , c) Restspaltbreite g , d) Luftspaltdicke s , e) Überhöhung h , f) Schweißnahtübergangsradius r , g) Einbrandkerbe u , h) Kantenversatz e und i) Winkelversatz β

Bei der Betrachtung der Schweißnahtübergangsradien ist vor allem der Radius am Übergang der Naht zum Anschlussblech r_{CP} von Interesse, da dies die relevante Versagensstelle ist, Teilbild f). Auch im Fall der Einbrandkerbe u wird die Kerbe am Übergang zwischen Naht und Anschlussblech betrachtet, Teilbild g). Der Kantenversatz e beschreibt den Abstand der Schwerlinien beider Anschlussbleche, Teilbild h), während der Winkelversatz β die Abweichung des Winkels zwischen Anschluss- und Grundblech im Vergleich zum vorgegebenen Winkel misst, Teilbild i).

Ultraschallprüfung. Um die Wurzelbindefehler und Restspaltgrößen der Kreuzstöße vor dem Versuch zu messen, wurden Ultraschallprüfungen durchgeführt, Bild 4-5.



Bei der Ultraschallprüfung (UP) werden mechanische Schwingungen im Bereich zwischen 2 bis 5 MHz in ein Stahlbauteil eingeleitet und die Reflektion gemessen, falls sie auf Grenzflächen (Materialtrennungen) treffen [144]. Bei der Prüfung der Kreuzstöße wurden Sender und Empfänger gegenüber voneinander positioniert. Der Sender in Form eines Winkelprüfkopfes sendet den Schall in den Prüfkörper, wobei er am Bauteilrand umgeleitet wird. Durch unterschiedliche Positionierungen der Ultraschallprüfköpfe und Interpretation der Signalanzeige können Aussagen über innere Ungängen getroffen werden. Bei Prüfkörpern mit Wurzelbindefehler kann man mithilfe der Ersatzreflektorgröße (ERG) feststellen, dass ein Wurzelbindefehler vorhanden ist. Bei der UP-Methode wird eine aufgefundene Ungänge durch einen Vergleich mit der Größe eines Kreisscheibenreflektors, der eine Fehleranzeige mit äquivalenter Echoamplitude liefert, quantitativ charakterisiert. Die Größe eines solchen Kreisscheibenreflektors wird als Ersatzreflektorgröße der zu charakterisierenden Ungänge bezeichnet [145]. Bei Prüfkörpern mit Restspalten kann hingegen direkt eine quantitative Abschätzung für die Größe des Spalts unter Abweichung von ± 1 mm festgehalten werden.

Die Verteilungen der mittels UP gemessenen Spaltbreiten und Ersatzreflektorgrößen (bezogen auf einen Kreisscheibenreflektor von 2 mm) zusammen mit den Sollwerten sowie den Bereichen der Qualitätsgruppen nach DIN EN ISO 5817 [4, 50] können Anhang B entnommen werden.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass die gemessenen Spaltbreiten im Mittel den vorgegebenen Nennspaltbreiten entsprechen, wobei die Spaltmaße der Serie G8 etwas kleiner prognostiziert wurden. Im Fall von Serie G15 ergibt die Messung mit einem Mittelwert von ca. 11 mm deutlich kleinere Spaltgrößen im Vergleich zum Sollwert von 15 mm; das Nennmaß von 15 mm Spaltbreite stellt gleichwohl bei einer Blechdicke von 15 mm des anzuschließenden Blechs aufgrund des stets vorhande-

nen Einbrands einer Schweißnaht ein nicht zu realisierendes Ideal dar. Bei Serie LRF wurde an zwei Prüfkörpern keine Ungänze detektiert, was darauf hindeutet, dass die Wurzelbindefehler ein kleineres Ausmaß als bei Serie LRF+UC aufweisen; nach der Durchführung der Versuche erfolgt die Messung der Restspaltbreite erneut anhand der Bruchflächen, sodass die gemessenen Spaltbreiten und -dicken mit durch die mittels UP ermittelten Anzeigen verglichen werden können, siehe Abschnitt 4.2.6.

Sichtprüfung. Die Spaltdicke wurde ferner, wenn möglich, durch Sichtprüfung (VT) an den beiden Stirnseiten unter Zuhilfenahme einer Fühlerlehre gemessen, siehe Anhang B. Eine vorgegebene Nennspaltdicke von 1 mm wurde in den meisten Fällen unter kleinen Abweichungen eingehalten.

Laserscan. Des Weiteren erfolgte eine dreidimensionale Aufnahme der geschweißten Stöße durch einen Laserscan zur Erfassung der äußeren Imperfektionen, Bild 4-6. Der verwendete Scanner weist eine Auflösung von 0,05 mm bei einer Genauigkeit von bis zu 0,03 mm auf und dient der Aufnahme von Bauteilen der Größe 0,1 m bis 4 m mithilfe der Target-Positionierungsmethode [146]. Die gescannte Oberfläche der Kreuzstöße kann zum einen für einen Soll-Ist-Vergleich mit der Nenngeometrie herangezogen werden, Bild 4-7. So können Abweichungen von der Idealgeometrie an jeder Stelle des Prüfkörpers festgestellt werden. Anhand von Bild 4-7 lässt sich beispielsweise eine negative Schweißnahtüberhöhung an der oberen rechten Schweißnaht erkennen.

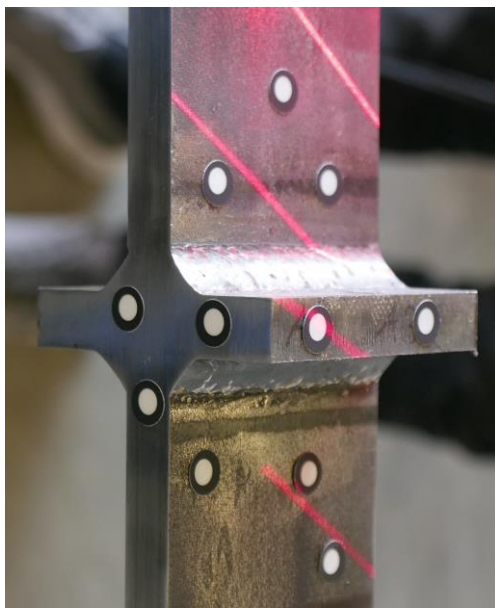


Bild 4-6: Kreuzstoßprüfkörper während des Laserscans

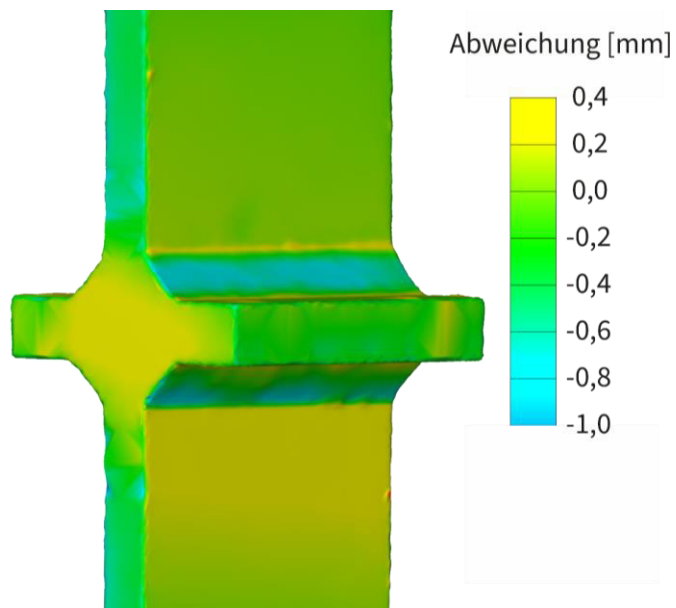


Bild 4-7: Soll-Ist-Vergleich eines Kreuzstoßprüfkörpers

Zum anderen dient die in ein Volumenmodell umgewandelte gescannte Oberfläche als digitaler Zwilling der exakten Nachrechnung der Prüfkörper unter Ermüdungsbeanspruchung, siehe Abschnitt 5.2.2. Der Soll-Ist-Vergleich wurde für jeden Prüfkörper neben einer globalen Darstellung des Flächenvergleichs (Bild 4-7) ferner über zehn Schnitte durchgeführt, anhand derer die Imperfektionsgrößen quantitativ gemessen werden können. Auf diese Weise liegt eine Stichprobe für die Vertei-

lung der Imperfektionen über die Länge der Schweißnaht jedes Prüfkörpers vor.

Die im folgenden Abschnitt gezeigten Diagramme zur Beschreibung der Verteilung gemessener Größen der Schweißnähte beinhalten ebenfalls Sollwerte nach Konstruktionsplänen sowie Bereiche der Qualitätsgruppen B, C und D nach DIN EN ISO 5817 [4, 50]. Dabei wird sich auf die Tabelle 1 der Norm berufen.

Bild 4-8 bis Bild 4-10 zeigen die relevanten Verteilungen der gemessenen Geometrie- und Imperfektionsgrößen der fünf Versuchsserien an Kreuzstößen, die Schweißnahtwinkel, Schweißnahtüberhöhungen und Einbrandkerben umfassen. Verteilungen der Geometrie- und Imperfektionsgrößen Schweißnahtdicke, Schweißnahtübergangsradius sowie Winkel- und Kantenversatz sind in Anhang B dargestellt.

Die Verteilungen der Schweißnahtdicke, des Schweißnahtwinkels und der Schweißnahtüberhöhung werden durch 240 Messpunkte je Serie dargestellt. Für die Analyse des Winkelversatzes stehen 120, für den Kantenversatz 60 Messpunkte zur Verfügung, da diese Kenngrößen nur je zweimal respektive einmal je Schnitt gemessen werden können. Die Schweißnahtdicke wurde anhand des Abstandes des Kreuzungspunktes der Anschlussblech- und Grundblechkanten zu einer gemittelten Geraden des Schweißnahtprofils gemessen, vgl. Bild 4-4 a). Der größte Abstand dieser gemittelten Linie zum Schweißnahtprofil stellt die Überhöhung in positiver oder negativer Richtung dar, Bild 4-4 e). Als Schweißnahtunregelmäßigkeit wird lediglich die positive Überhöhung des Nahtprofils deklariert.

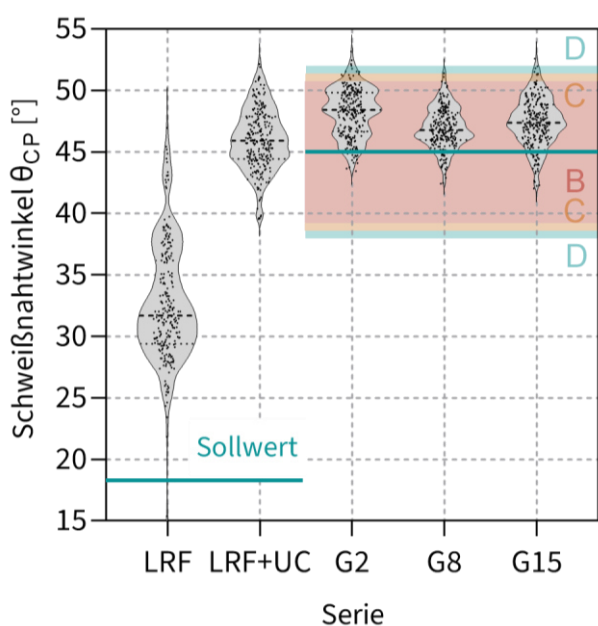


Bild 4-8: Verteilung der gemessenen Schweißnahtwinkel (Kreuzstoß)

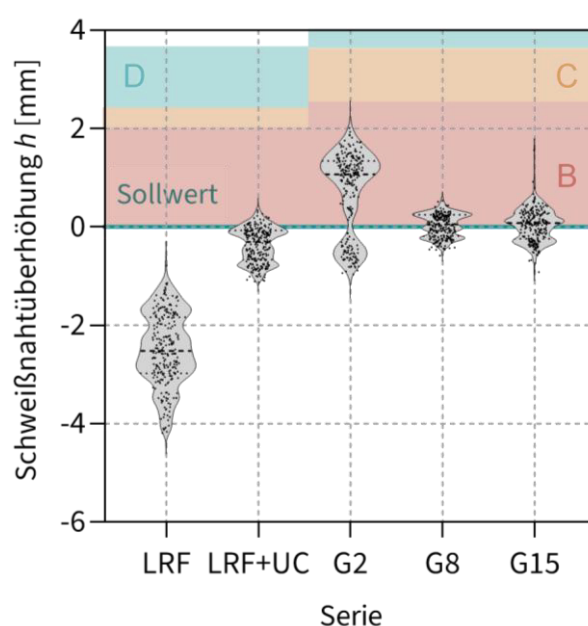


Bild 4-9: Verteilung der gemessenen Schweißnahtüberhöhungen (Kreuzstoß)

Bild 4-8 zeigt die Verteilungen der gemessenen Schweißnahtwinkel am Anschlussblech der Kreuzstöße, vgl. Bild 4-4 b). Ein Vergleich zu Grenzwerten der Bewertungsgruppen in DIN EN ISO 5817 [4] lässt sich nur für 45°-Kehlnähte herstellen. In diesen Fällen wurden die Grenzwerte der „übermäßigen Asymmetrie von Kehlnähten“ in Form von zusätzlichen Schenkellängen in zulässige Nahtwinkel am Anschlussblech

umgerechnet. Der kleine vorgesehene Nahtwinkel der Serien mit voller Durchschweißung wurde von beiden Serien LRF und LRF+UC überschritten, wobei die Nähte von Serie LRF+UC faktisch 45°-Kehlnähte darstellen. Dies spiegelt sich auch in den überdimensionierten Nahtdicken dieser Serie wider, denn bei gleichem Schweißvolumen wird bei einem Nahtwinkel von 45° die größte Nahtdicke erreicht. Die große Streuung des Nahtwinkels bei Serie LRF betont erneut die Heterogenität der vier Nahtprofile dieser Serie.

Zu den Schweißnahtdicken ist hervorhebend festzuhalten, dass bei den Stumpfnähten 2 mm bis 3 mm größere Schweißnahtdicken gemessen wurden als vorgegeben (Anhang B). Bei Serie LRF geht dies gleichwohl mit großen negativen Überhöhungen einher, sodass sich ein konkaves Nahtprofil ergibt, Bild 4-9. Bezüglich der Schweißnahtüberhöhung lässt sich bei Serie G2 eine vergleichsweise große Streuung im positiven und negativen Bereich beobachten. Serie G8 weist die geringste Streuung auf, gefolgt von Serie G15, die am nächsten am Sollwert liegt.

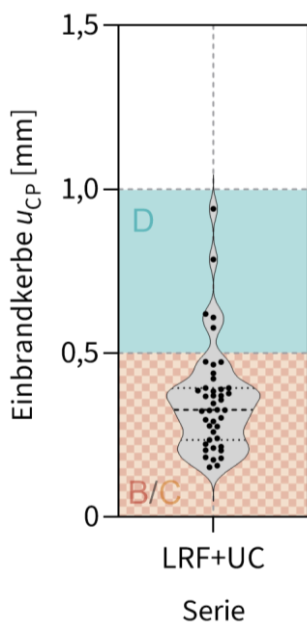


Bild 4-10: Verteilung der gemessenen Einbrandkerben

Gemessene Kantenversätze fallen in Relation zu Bewertungsgruppen der DIN EN ISO 5817 [4] klein aus (Anhang B); alle Werte lassen sich Gruppe B zuordnen. Ferner lassen sich kaum Unterschiede zwischen den Serien finden. Dies trifft auch auf den Winkelversatz zu, für den sich im Hauptdokument der DIN EN ISO 5817 [4] keine Grenzwerte für Bewertungsgruppen finden, sodass keine Zuordnung stattfinden kann, siehe Anhang B.

Am Schweißnahtübergang des Anschlussblechs konnten bei Serie LRF+UC in 43 Schnitten Einbrandkerben gemessen werden, Bild 4-10, während an den verbleibenden Schnitten aller Serien Übergangsradien aufgezeichnet wurden. In DIN EN ISO 5817 [4] erfolgt eine Bewertung anhand des Schweißnahtübergangsradius nicht, obwohl dieser eine geeignete Größe für den „schroffen Nahtübergang“ darstellen würde.

Die anhand von Serie LRF+UC gemessenen Einbrandkerben liegen im Mittel bei 0,3 mm Tiefe und fallen somit in Bewertungsgruppe B. Vereinzelt zeigen größere Einbrandkerben mit bis zu 1 mm Tiefe, Bewertungsgruppe D.

Insgesamt ist festzuhalten, dass sich zahlreiche Schweißnahtunregelmäßigkeiten anhand der gescannten und gemessenen Prüfkörper feststellen lassen. In nicht wenigen Fällen trifft Bewertungsgruppe C oder D zu, wo keine explizite Imperfektion intendiert war. Serie LRF zeigt sich vermehrt mit vergleichsweise großen Streuungen besonders heterogen.

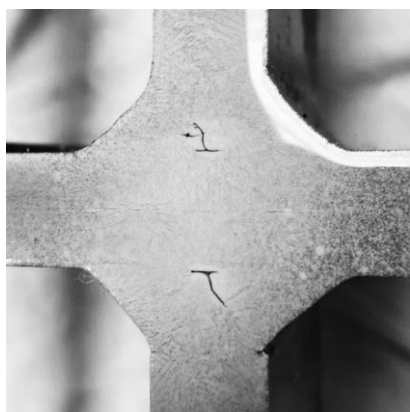


Bild 4-11: Ergebnis der MP von LRF+UC-1

Magnetpulverprüfung. Zur Bestätigung der Detektion eines Wurzelbindefehlers bei den Serien LRF und LRF+UC wurde exemplarisch eine Magnetpulverprüfung (MP) angewendet. Wird ein Bauteil magnetisiert, entstehen an Materialtrennungen quer zu den Feldlinien Diskontinuitäten, die magnetische Streufelder verursachen [144]. Durch Auftragen von ferromagnetischem Pulver wird der Fehler an der Stirnseite sichtbar, Bild 4-11. Der Wurzelbindefehler besteht sowohl aus einem Spalt zwischen Anschluss- und Grundblech als auch aus einer Materialtrennung an der Schweißnahtflanke der ersten Wurzellage jedes Anschlussblechs.

Neben den lokalen Messgrößen der Schweißnähte wurden auch globale Abmessungen der Prüfkörper mittels Bandmaß und Messschieber aufgenommen.

4.2.3 Versuchsdurchführung und Messtechnik

Die Durchführung der Ermüdungsversuche an Kreuzstößen erfolgte in der Versuchseinrichtung des Zentrums Metallischer Bauweisen in Aachen.

Über ein Auflager werden die unteren Enden der Prüfkörper am Spannungsfeld verschraubt. Am oberen Ende der Prüfkörper erfolgt über eine Lasteinleitung die Verbindung zur hydraulischen Prüfmaschine (maximale Kraft: 1 MN), die an einer geschraubten Rahmenkonstruktion befestigt ist, Bild 4-12.

Alle Schrauben des Versuchsaufbaus werden vorgespannt und regelmäßig ausgetauscht. Ziel der Versuche ist die Aufbringung einer axialen Zugschwellbeanspruchung mit einem Spannungsverhältnis von $R = 0,1$. Ein Ausgleich der Winkel- und Kantenversätze der Prüfkörper sowie Abweichungen der Lasteinleitung und Auflagerung von der Achse der Kreuzstöße erfolgt, falls notwendig, über Futterbleche innerhalb der Laschenverbindungen. Dehnungsmessstreifen (DMS) dienen der Messung der genauen Dehnungs- bzw. Spannungszustände an den Schweißnähten der Kreuzstöße, sodass eine außerplanmäßige Biegebeanspruchung quantitativ erfasst wird.

Neben Dehnungsmessungen erfolgt die Aufzeichnung der aufgebrachten Kraft und der sich ergebenden Verschiebung der Prüfmaschine. Um lokale Weggrößen aufzuzeichnen, kommen zwei Seilzüge (SZ) zum Einsatz, wovon einer auf jeder Ansichtsseite des Prüfkörpers zwischen Auflager und Lasteinleitung appliziert wird. Bild 4-13 gibt eine Übersicht über die Positionierung der Messelemente.

Die Durchführung der Ermüdungsversuche erfolgt mit einer Beanspruchungsfrequenz von 2 bis 3 Hz. In einem niederfrequenten Tastversuch von 0,01 Hz und wenigen Beanspruchungszyklen geschieht eine genaue Aufnahme der Messgrößen mit einer Aufzeichnungsfrequenz von 1 Hz, sodass 100 Werte je Zyklus für eine genaue Messung des Prüfkörperverhaltens aufgezeichnet werden. Im eigentlichen Ermü-

ungsversuch erfolgt eine Aufzeichnung nur von 10 % der Zyklen (100 Aufzeichnungen alle 1000 Zyklen) mit 0,015 Hz, um eine effiziente Datenspeicherung zu ermöglichen.

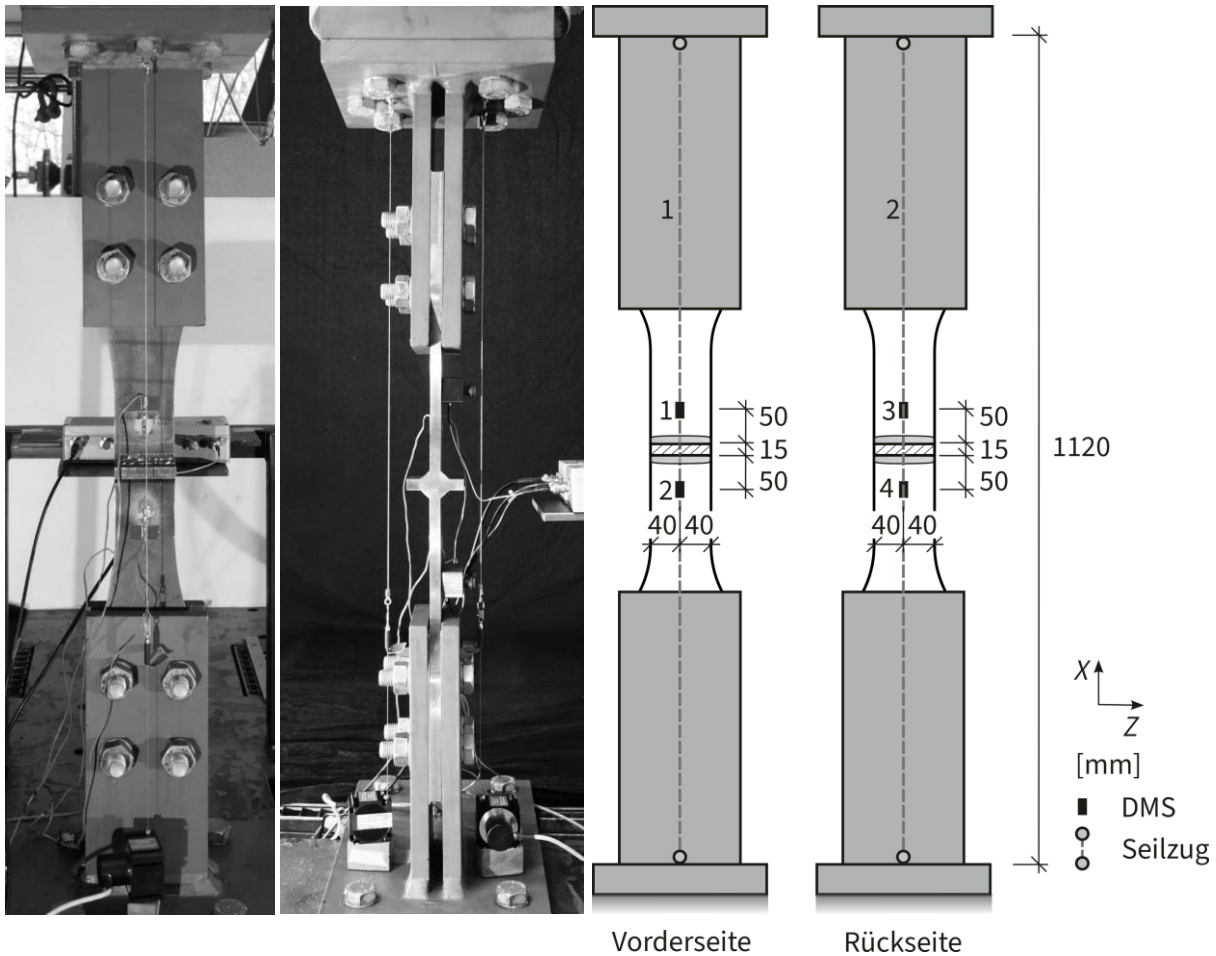


Bild 4-12: Versuchsaufbau Kreuzstoßproben (Front- und Seitenansicht, v. l.), siehe auch [138]

Bild 4-13: Übersicht der Messelemente an den Kreuzstoßproben, siehe auch [138]

Die Dokumentation der experimentellen Untersuchungen geschieht über detaillierte Fotoaufnahmen vor, während und nach Versuchsdurchführung sowie über Protokollierung. In regelmäßigen Abständen werden die Prüfkörper optisch auf Anrisse untersucht. Ferner gibt eine Veränderung der Dehnungsamplitude Aufschluss über Rissinitiierungsvorgänge. Die Zyklenanzahl zum Zeitpunkt eines ersten sichtbaren Anrisses wird dokumentiert. Das Versuchsende ergibt sich durch das Versagenskriterium des vollständigen Bruchs der Kreuzstoßproben.

Zu Beginn jeder Versuchsserie fällt die Wahl des Belastungshorizonts auf eine große Spannungsschwingbreite, sodass ein Durchläufer im Dauerfestigkeitsbereich ($N > 5 \cdot 10^6$) vermieden, jedoch eine Zyklenanzahl im Zeitfestigkeitsbereich ($10^4 \leq N \leq 5 \cdot 10^6$) erreicht wird. Die Spannungsschwingbreite wird bei nachfolgenden Versuchen einer Serie immer weiter reduziert, um Versuchsergebnisse im relevanten Bereich von Zyklenanzahlen um 10^6 zu erhalten.

4.2.4 Ergebnisse der Ermüdungsversuche

Zur Erfassung der Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit, die sich aus den unterschiedlichen Schweißnahtausführungen und -imperfektionen der Kreuzstöße ergeben, ist nach dem Versagensort zu unterscheiden. Die Versagensorte konkurrieren stets miteinander: Ein hoher Ermüdungswiderstand der Schweißnaht führt zur größeren Versagenswahrscheinlichkeit am Schweißnahtübergang und vice versa. Dabei spielen die eingebrachten Imperfektionen an Schweißnahtwurzel und -übergang eine Schlüsselrolle.

Bei der Versuchsauswertung ist diejenige Spannungsschwingbreite einzubeziehen, die für den jeweiligen Versagensort (das Kerbdetail) im Nennspannungskonzept herangezogen wird. Gl. 4.1 und Gl. 4.2 zeigen die Berechnung der Zug-Nennspannungsschwingbreite am Schweißnahtübergang $\Delta\sigma_T$ und an der Schweißnahtwurzel $\Delta\sigma_R$, die sich aus der aufgetragenen Kraftschwingbreite der Prüfmaschine ergeben.

$$\Delta\sigma_T = \frac{\Delta F}{b \cdot t_{CP}} \quad \text{Gl. 4.1}$$

$$\Delta\sigma_R = \frac{\Delta F}{b \cdot ((t_{CP} - g) + 2a)} \quad \text{Gl. 4.2}$$

Zur Berechnung der Spannungsschwingbreiten werden statt nomineller Werte gemessene Werte der Kraftschwingbreite ΔF , der Anschlussblechdicke t_{CP} , der Breite b , der Spaltbreite g sowie der Schweißnahtdicke a im Bruchquerschnitt herangezogen.

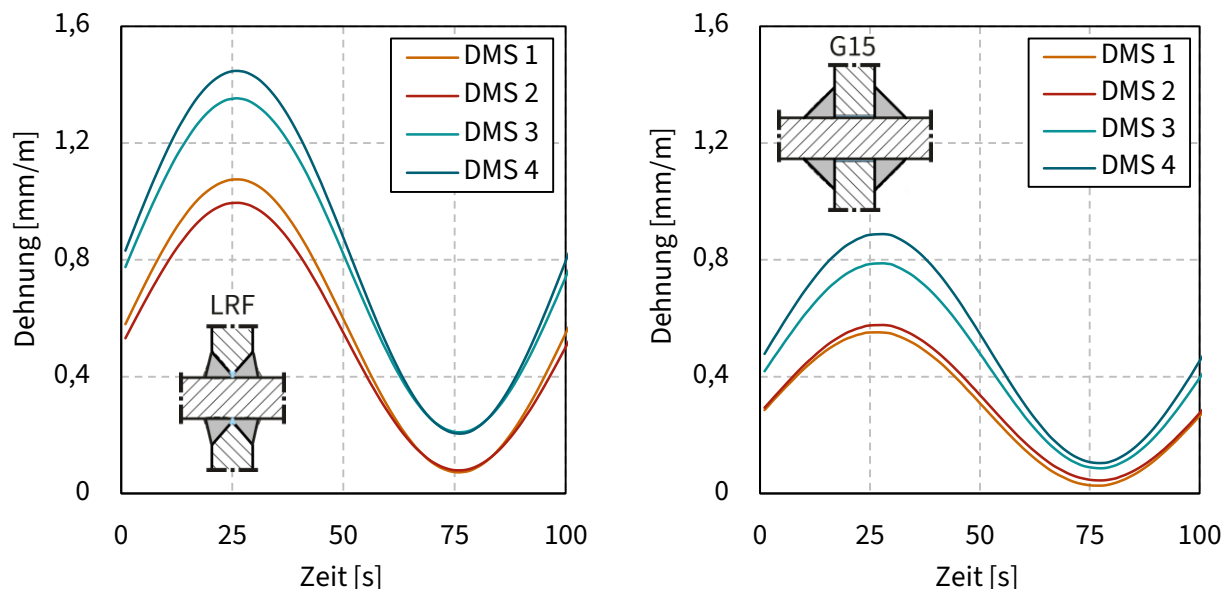


Bild 4-14: Dehnungs-Zeit-Verläufe von LRF-1, **Bild 4-15:** Dehnungs-Zeit-Verläufe von G15-1 siehe auch [138]

Durch verbleibende Abweichungen der ideal-zentrischen Lasteinleitung und der Winkel- und Kantenversätze der Prüfkörper ergeben sich zusätzliche Biegebean-

spruchungen, die mittels DMS aufgezeichnet werden. Bild 4-14 und Bild 4-15 zeigen beispielhafte Dehnungs-Zeit-Verläufe zweier Versuchskörper mit unterschiedlicher Ausprägung der Biegebeanspruchung, während bei einer idealen, reinen Zugbeanspruchung alle Kurven aufeinander lägen. Durch eine Umrechnung der Dehnung über den Elastizitätsmodul von 210.000 N/mm^2 auf eine Spannung erfolgt die Bestimmung der zusätzlichen Biegespannungsschwingbreite auf der Rückseite (DMS3 und DMS4) auf Nennspannungsniveau, die zur Zugspannungsschwingbreite addiert wird.

Die Prüfkörper der Serie LRF weisen einen hohen Ermüdungswiderstand der Schweißnaht auf, denn der unverschweißte Bereich beschränkt sich auf den Wurzelbindefehler. Durch den sanften Übergang von Anschlussblech zur Schweißnaht ist der Widerstand am Schweißnahtübergang gegen Ermüdung ebenfalls sehr hoch. Dieser Sachverhalt führte zu unterschiedlichen Versagensmodi innerhalb der Serie. Zwei Prüfkörper versagten am Schweißnahtübergang, während die übrigen vier von der Schweißnahtwurzel aus brachen, Bild 4-16.

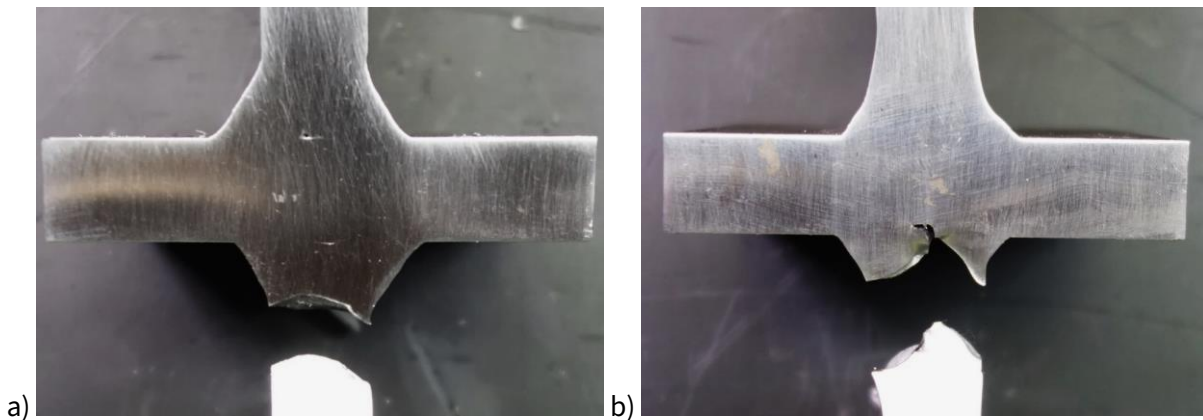


Bild 4-16: Bruch a) am Übergang (LRF-5) und b) von der Wurzel aus (LRF-1)

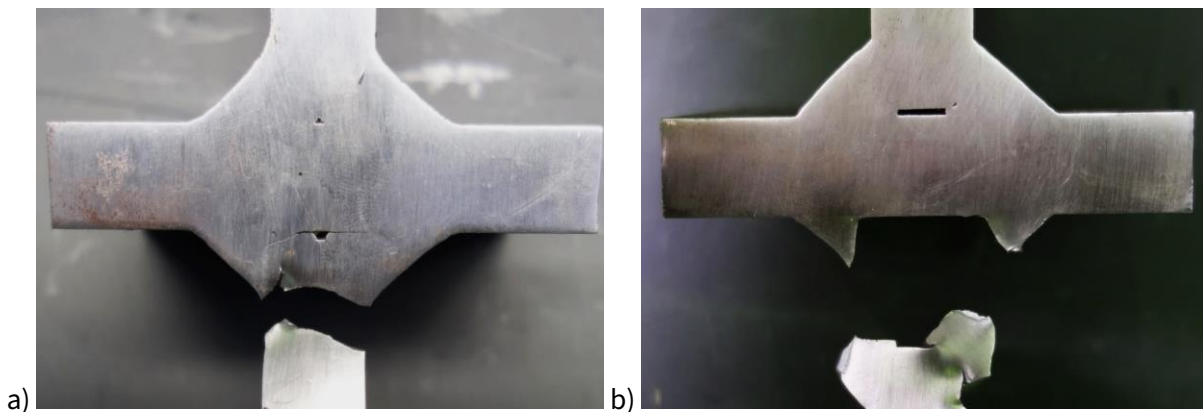


Bild 4-17: Bruch a) am Schweißnahtübergang (G2-3) und b) von der Schweißnahtwurzel aus (G8-6)

Bei allen sechs Prüfkörpern der Serie LRF+UC ging der Ermüdungsbruch von der Einbrandkerbe am Schweißnahtübergang aus.

Der Einfluss der Spaltbreite auf den Versagensort der Kreuzstoßproben lässt sich anhand der Serien G2 und G8 untersuchen. Während bei Prüfkörpern der Serie G2 Ermüdungsrisse am Schweißnahtübergang zum Versagen führten, lag der Bruchaus-

gang bei Proben der Serie G8 an der Schweißnahtwurzel, Bild 4-17. Eine zusätzliche Rissbildung an der jeweils anderen potentiellen Versagensstelle konnte in vielen Fällen festgestellt werden.

Prüfkörper G8-2 wies große unplanmäßige Zwischenlagenbindefehler auf, die zu einem frühzeitigen Versagen führten, sodass dieser Versuch bei der Auswertung außen vor gelassen wird. Ähnlich wie bei Serie G8 versagten alle Prüfkörper der Serie G15 ebenfalls von der Schweißnahtwurzel aus. Die Ermüdungsversuchsergebnisse aller Prüfkörper sind Anhang B in tabellarischer Form zu entnehmen. Bild 4-18 und Bild 4-19 zeigen die Versuchsergebnisse aller Serien im Wöhlerdiagramm samt Regressionsgeraden mit der wahren inversen Steigung und den mittleren Ermüdungsfestigkeitswerten $\Delta\sigma_{C,50\%}$, getrennt nach Versagensorten. Die statistische Auswertung der Ermüdungsversuche erfolgt gemäß Abschnitt 2.2.6.

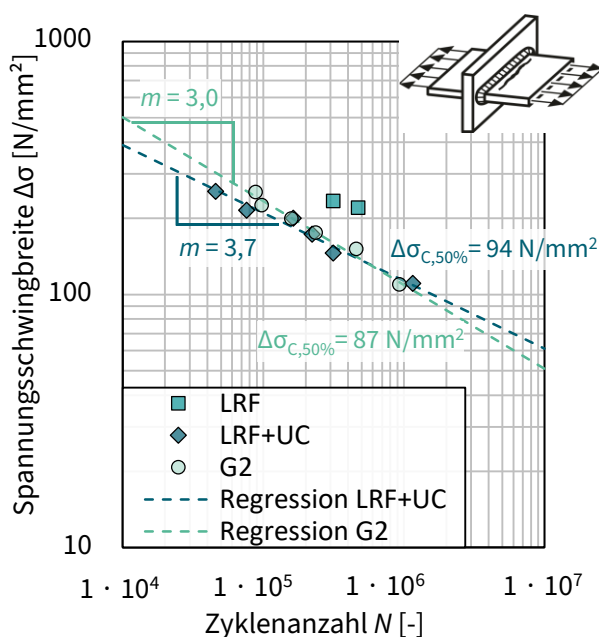


Bild 4-18: Versuchsergebnisse von Prüfkörpern mit Versagen am Schweißnahtübergang

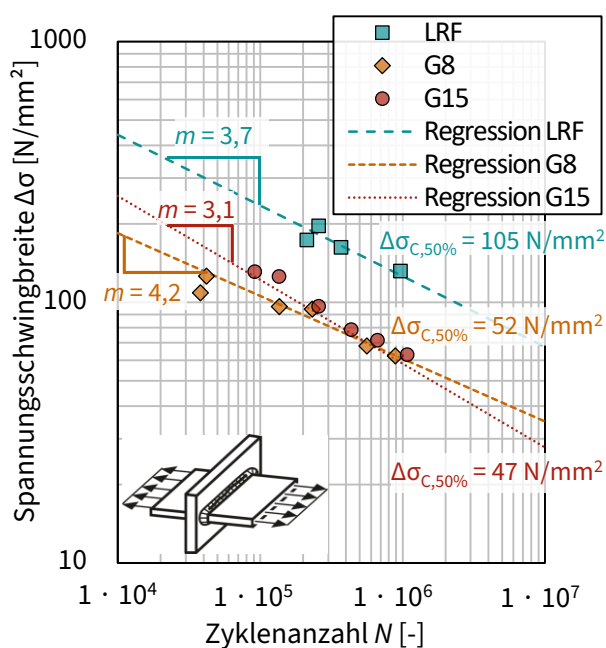


Bild 4-19: Versuchsergebnisse von Prüfkörpern mit Versagen von der Schweißnahtwurzel aus

Die meisten Versuchsergebnisse mit Versagen am Schweißnahtübergang (Detail ① aus Tabelle 8.5 der DIN EN 1993-1-9 [1] bzw. Tabelle 10.6 der prEN 1993-1-9 [14]) fallen in eine ähnliche Größenordnung. Die Ermüdungsfestigkeiten der Prüfkörper mit Einbrandkerben (LRF+UC) liegen im Bereich unter 10^6 Zyklen niedriger als jene ohne. Nichtsdestotrotz ist festzuhalten, dass die Einbrandkerben am Schweißnahtübergang nur zu einer geringfügigen Reduktion der Ermüdungsfestigkeit führen. Serie G2 weist im Bereich bis 10^6 Zyklen tendenziell leicht höhere Ermüdungsfestigkeiten auf, wobei die zwei Versuche aus Serie LRF signifikant höher liegen. Hier wurde aufgrund der geringen Datenmenge keine Regressionsgerade ermittelt. Durch den weichen Schweißnahtübergang der LRF Prüfkörper tritt das Ermüdungsrisswachstum deutlich später auf und es ergeben sich höhere Festigkeiten.

Ein Versagen von der Schweißnahtwurzel aus zieht geringere Ermüdungsfestigkei-

ten nach sich, Bild 4-19. Die Ergebnisse der Serien G15 und G8 sind vergleichbar, wobei der geringere Spalt von 8 mm bei G8 zu leicht geringeren Ermüdungsfestigkeiten führt. Als Grund wird die schwierigere Erfassung der Wurzel bei Proben mit Fase der Schweißnahtvorbereitung vermutet, vgl. Bild 4-3.

Das Vorhandensein der Wurzelbindefehler führte bei vier Versuchen der Serie LRF zu einem Schweißnahtversagen mit deutlich höheren Ermüdungsfestigkeiten im Vergleich zu den Serien mit Restspalten. Die Wurzelbindefehler wirken sich folglich weniger stark auf die Ermüdungsfestigkeit aus als größere Ungängen in Form des Restspalts.

Im Hinblick auf den Einfluss von Schweißnahtimperfectionen auf die Ermüdungsfestigkeit des Kreuzstoßes ist auf Basis der Versuchsergebnisse Folgendes festzuhalten:

1. Ungenügende Durchschweißungen und Wurzelbindefehler können toleriert werden, wenn ein Schweißnahtversagen (von der Wurzel ausgehend) gemäß Detail ③ der Tabelle 8.5 [1] bzw. Tabelle 10.6. [14] ausgeschlossen wird.
2. „Kleine“ Restspalte durch ungenügende Durchschweißungen oder Wurzelbindefehler (hier $g/t_{CP} = 0,13$) können ohne Nachweis gegen Schweißnahtversagen und lediglich unter Nachweis des Details ① der der Tabelle 8.5 [1] bzw. Tabelle 10.6. [14] toleriert werden, wenn die Ermüdungsfestigkeit am Nahtübergang maßgebend ist. Die Bedingungen hierfür sind noch zu eruieren.
3. Einbrandkerben am Schweißnahtübergang führen nur zu einer geringen Reduktion der Ermüdungsfestigkeit und können unter Herabstufung des Kerbfalls toleriert werden.

4.2.5 Vergleich der Ergebnisse mit Versuchsergebnissen aus der Literatur

Zur weiteren Interpretation der eigenen Versuchsdaten im Kontext der bekannten Ermüdungsversuche ähnlicher Details dient ein Vergleich mit den Auswertungen der Versuchsdatenbank, siehe Abschnitt 3.3.2. Bild 4-20 und Bild 4-21 zeigen die eigenen Versuchsdaten mit Versagen am Schweißnahtübergang und von der Schweißnahtwurzel aus zusammen mit den gefilterten Versuchsdaten aus der Datenbank. Während die eigenen Versuche an Prüfkörpern mit expliziten, quantifizierbaren Schweißnahtimperfectionen durchgeführt wurden, beinhalten die Versuchsdaten der Datenbank diese ggf. implizit – die Bewertungsgruppen nach DIN EN ISO 5817 [4] der dort dokumentierten Prüfkörper sind nicht überliefert.

Ergebnisse der Serie LRF+UC, Bild 4-20, liegen aufgrund der Einbrandkerben am unteren Ende des Streubandes der Versuchsdaten mit Versagen am Übergang. Während die Ergebnisse der Serie G2 nah an der Regressionsgraden liegen, weisen die Werte der Serie LRF hohe Ermüdungsfestigkeiten am oberen Ende des Streubandes auf. Das Streuband der eigenen Versuchsdaten fällt somit groß aus, liegt gleichwohl innerhalb des Wertebereichs der gefilterten Daten in der Datenbank.

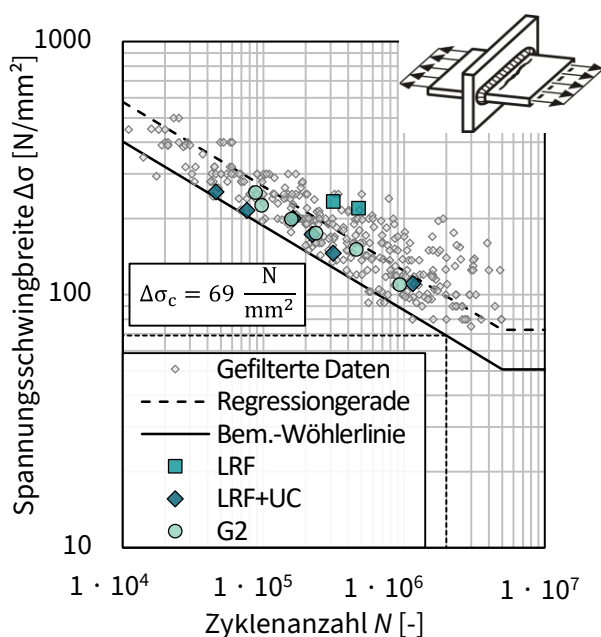


Bild 4-20: Kerbfallauswertung Kreuzstoß (Übergangsversagen) mit eigenen Versuchsdaten, siehe auch [138]

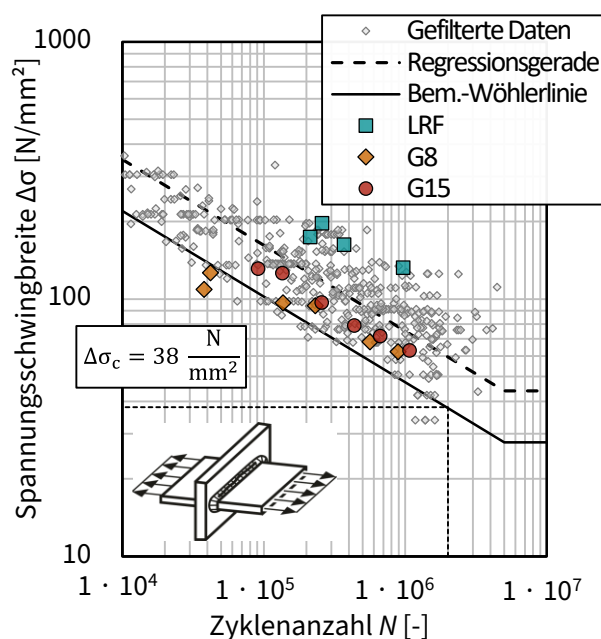


Bild 4-21: Kerbfallauswertung Kreuzstoß (Nahtversagen) mit eigenen Versuchsdaten, siehe auch [138]

Beim Schweißnahtversagen (von der Wurzel ausgehend), Bild 4-21, findet man ähnliche Verhältnisse. Auch in diesem Fall fällt das große Streuband der eigenen Versuche in den Wertebereich der Datenbankversuche. Ergebnisse der Serie G8 liegen tief, wobei der Ausreißer G8-2 auch im Vergleich zu den Datenbankdaten deutlich heraussticht. Etwas höhere Ermüdungsfestigkeiten zeigen die Daten der Serie G15, die jedoch unterhalb der Regressionsgeraden der gefilterten Versuchsdaten liegen. Ergebnisse der Serie LRF übertreffen diese und bilden den oberen Grenzwert der vorkommenden Ermüdungsfestigkeitswerte des Details.

4.2.6 Vergleich der gemessenen Spaltbreiten mit der Prognose

Prüfkörper, bei denen eine Bruchfläche an der Wurzel feststellbar ist, dienen der Messung der Restspaltbreiten.



Bild 4-22: Bruchfläche von a) LRF-4, b) G15-2 und c) G2-1, siehe auch [138]

Dies trifft auf alle Prüfkörper mit Schweißnahtversagen der Serien LRF, G15 (Bild 4-22 a) und b)) und G8 als auch auf einige Fälle der Serie G2 zu, bei denen neben dem Bruch am Schweißnahtübergang ein sekundäres Risswachstum an der Nahtwurzel stattgefunden hat, Bild 4-22 c). Die Abmessungen der Spalte, in Bild 4-22 als dunkle, unverschweißte Bereiche inmitten der Naht zu erkennen, wurden an jeder Bruchfläche in 10 Schnitten mittels Messschieber gemessen. Bei Bruchflächen der Serie G2

konnte eine Messung nur dann stattfinden, wenn der unverschweißte Bereich des Restspalts erkennbar und zugänglich war. Bei G2-1 trifft dies beispielsweise nicht auf das linke Ende der Bruchfläche zu, Bild 4-22 c).

Bild 4-23 zeigt den Vergleich der UP-Prognose mit den anhand der Bruchbilder gemessenen Spaltbreiten. Die Genauigkeit der UP wird mit ± 1 mm angegeben; bei der Messung der Bruchflächen mittels Messschieber ist ebenfalls mit Ungenauigkeiten zu rechnen. Dennoch ist klar festzuhalten, dass die UP-Prognose die anhand der Bruchflächen gemessenen Spaltbreiten tendenziell unterschätzt.

Sowohl bei Serie G2 als auch bei Serie G8 ergibt die Erfassung der Bruchflächen bis zu 3 mm respektive 2 mm größere Spaltbreiten als die Sollwerte und Prognosen. Serie G15 weist hingegen kleinere Spaltbreiten als das idealisierte Maß von 15 mm auf, was aufgrund des Einbrands der Nähte nicht verwunderlich ist. Die Wurzelbindefehler der Serie LRF, deren Größen mittels UP nicht quantitativ festgestellt werden können, führen zu mittleren gemessenen Spaltgrößen im Bruchbild von ca. 2 mm.

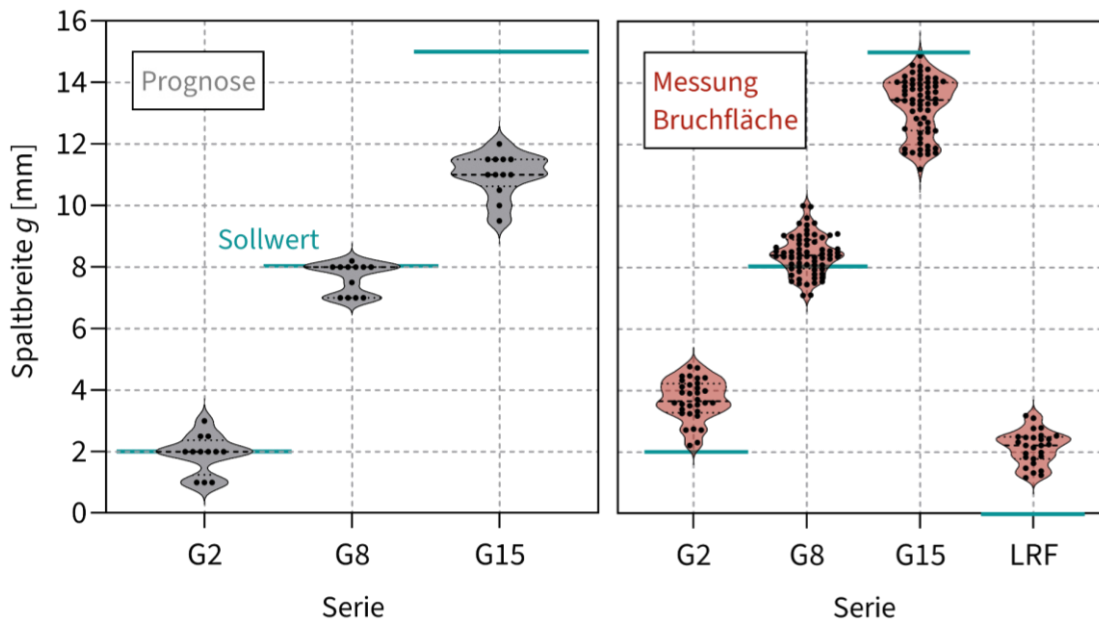


Bild 4-23: Spaltbreite nach Prognose und nach Messung anhand von Bruchflächen

Die gemessenen Spaltbreiten finden des Weiteren Eingang in die FE-Modelle, Abschnitt 5.2, um die Versuchsergebnisse möglichst exakt simulieren zu können.

4.3 Ermüdungsversuche an Trägern mit Quersteifen

4.3.1 Prüfkörper und Fertigung

Die Auslegung der Versuchsserien an Details mit Quersteifen bauen auf vorangegangenen Forschungsaktivitäten (Abschnitt 2.4), Datenbankauswertungen (Abschnitt 3.3.3) und numerischen Untersuchungen [36] auf. Für eine praxistaugliche Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit wurden Quersteifendetails auf Bauteilskala ausgewählt. Die inneren Imperfektionen der in Träger eingeschweißten Quersteifen betreffen die schlechte Passung bei Kehlnähten in Form eines Luftspalts. Durch die Toleranzen der gewalzten oder geschweißten Träger werden Steifen häufig zu klein dimensioniert, damit sie bei der Fertigung ohne Bearbeitung in die Trägerkammer passen. Dabei kann zwischen Steife und Flansch ein Luftspalt verbleiben, der nach

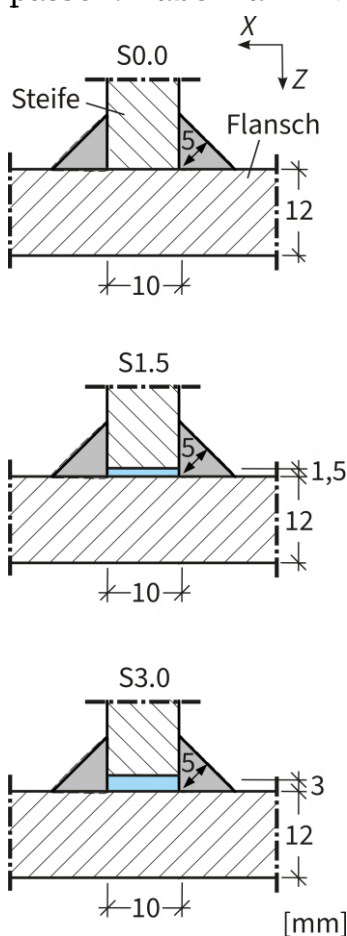


Bild 4-24: Details der Quersteifenserien, siehe auch [36, 139]

Verschweißung nicht erkennbar oder detektierbar ist. In DIN EN ISO 5817 [4, 50] wird die Größe eines Luftspalts als „schlechte Passung bei Kehlnähten“ in Qualitätsgruppen eingeteilt. Äußere Imperfektionen wie die Schweißnahtüberhöhung oder die übermäßige Asymmetrie werden implizit in das Untersuchungsprogramm aufgenommen. Vom Detail der eingeschweißten Quersteife im Träger wird generell erwartet, dass der Ermüdungsriss am Flansch des Trägers initiiert. Die Schweißnahtwurzel ist in der Regel kein potentieller Rissausgangsort, da die Schweißnaht nicht direkt beansprucht wird. Dies stellt insbesondere den Kontrast zum lasttragenden Kreuzstoß dar.

Das Versuchsprogramm beinhaltet 3 Serien mit je 5 Prüfkörpern, Bild 4-24 und Bild 4-25. Der Träger weist eine Länge von 3000 mm und das Profil HEA240 auf, in das die Quersteife beidseitig mittig über reine Kehlnähte eingeschweißt wird. Prüfkörper der Serie **S0.0** stellen eine ideale Referenz dar, bei der kein Spalt zwischen Steife und Flansch vorgesehen ist. In Serie **S1.5** ist ein Luftspalt mit 1,5 mm Höhe vorgesehen, was die Grenze zwischen Bewertungsgruppe C und D nach [4, 50] darstellt. Serie **S3.0** dient der Untersuchung größerer Luftspalte von 3 mm Höhe (Bewertungsgruppe D). Hier wird statt eines Walzprofils HEA240 ein geschweißter Träger untersucht, der ähnliche Abmessungen hat; lediglich die Stegdicke wurde aufgrund der Verwendung genormter Blechdicken zu 8 mm (statt 7,5 mm beim HEA240) gewählt.

Anhand der Versuchsdurchführung dieser Serie kann des Weiteren festgestellt werden, ob der Kreuzungspunkt der drei Schweißnähte (aus Halskehlnähten des Profils, Schweißnaht der Steife am Flansch und am Steg) durch äußere Schweißnahtimperfektionen einen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit hat. Bei allen Prüfkörpern

wurde die lichte Höhe zwischen den Flanschen gemessen und die Steife in entsprechender Höhe gefertigt, sodass die geforderten Luftspalte möglichst genau eingehalten werden.

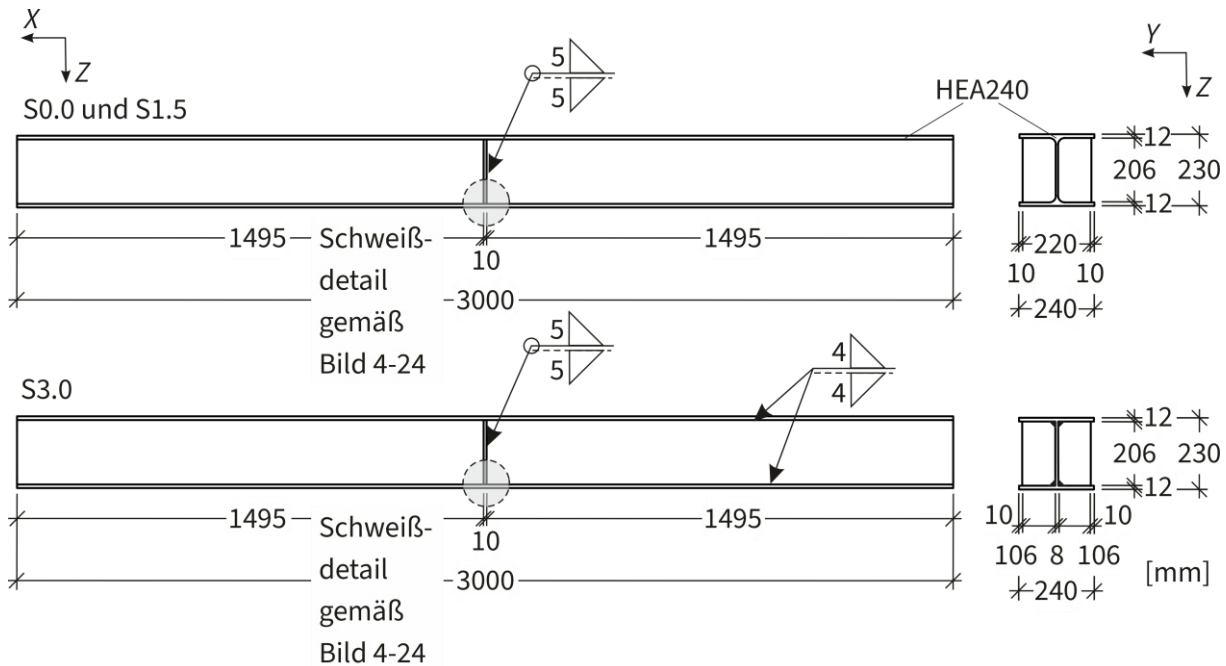


Bild 4-25: Abmessungen der Träger mit eingeschweißten Quersteifen, siehe auch [36, 139]

Eine verbleibende Variation der Luftspaltdicke muss aufgrund der Bauteil-Imperfektionen der Träger, beispielsweise durch eine leichte Schiefstellung der Flansche, hingenommen werden. Die Wahl des Materials fällt auf die übliche Stahlsorte S355J2+AR für die Walzprofile und S355J2+N für die Bleche, wobei die Anforderungen an die mechanischen und chemischen Eigenschaften des Materials gemäß DIN EN 10025-2 [140] eingehalten sind, Tabelle 4-3 und Tabelle 4-4.

Tabelle 4-3: Mechanische Eigenschaften der verwendeten Profile und Bleche

	Streckgrenze R_{eH}	Zugfestigkeit R_m	Dehnung A_5	Charpy Energie KV bei -20°C
	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[%]	[J]
HEA240	392	525	32	160
Blech 8 mm	456	568	27	68
Blech 10 mm	441	552	31	182
Blech 12 mm	466	585	23	130

Tabelle 4-4: Chemische Zusammensetzung der verwendeten Profile und Bleche in %

	C	Si	Mn	P	S	N	Al	V	Nb	Ti	Cu	Cr	Ni	Mo
HEA 240	0,010	0,170	1,250	0,018	0,012	0,009	0,015	0,050	0,001	0,001	0,340	0,120	0,140	0,030
Blech 8 mm	0,171	0,019	1,450	0,012	0,007	0,005	0,034	0,001	0,018	0,002	0,013	0,030	0,018	0,005
Blech 10 mm	0,150	0,190	1,540	0,013	0,001	0,004	0,041	0,000	0,02	0,004	0,020	0,030	0,030	0,010
Blech 12 mm	0,168	0,022	1,450	0,013	0,005	0,005	0,036	0,001	0,019	0,002	0,010	0,025	0,016	0,003

Walzprofile, Bleche für die geschweißten Träger und Steifen wurden autogen geschneitten und mit Stahlkies gestrahlt. Mittels Unterpulverschweißen (UP-Schweißen) gemäß Ordnungsnummer 121 nach EN ISO 4063 [141] wurden zunächst die geschweißten Träger automatisiert gefertigt. Die Schweißung erfolgte einlagig mit dem Schweißzusatz „ISO 14171-A-S2“ nach DIN EN ISO 14171 [147]. In je einem Schweißdurchgang wurden zwei Halskehlnähte auf der linken respektive rechten Seite gleichzeitig in Horizontalposition (PB nach DIN EN ISO 6947 [143]) gefertigt. Die Schweißung der Steifen erfolgte nach dem gleichen Vorgehen für Walz- und geschweißte Träger. Mittels MAG (Ordnungsnummer 135 nach EN ISO 4063 [141]) wurden die einlagigen Kehlnähte händisch geschweißt. Als Schweißgut diente „ISO 14341-A: G 42 4 M20 3Si1“ nach DIN EN ISO 14341 [142]. Die umlaufende Schweißnaht wurde einmal um die gesamte Steife herum in Horizontalposition (PB nach DIN EN ISO 6947 [143]) gefertigt. Schweißnahtansatz- und Endstellen sind aufgrund der umlaufenden Schweißung nicht vermeidbar. Sie wurden in geraden Bereichen außerhalb der Umrundungen platziert, um dort Spannungskonzentrationen und zusätzliche Kerben zu vermeiden. Aufgrund der großen Luftspalte war ferner ein Fließen des Schweißgutes in die Bereiche der Luftspalte zu beobachten. Aus diesem Grund ist die Messung der Spaltgrößen nach Versuchsende von großer Bedeutung. Details der Schweißungen sind Anhang B zu entnehmen.

4.3.2 Vermessung und zerstörungsfreie Prüfung

Zur Bewertung des Einflusses von Schweißnahtimperfectionen auf die Ermüdungsfestigkeit der Quersteifendetails erfolgten vor Versuchsbeginn ausführliche Messungen zur detaillierten Aufzeichnung der lokalen Schweißnahtgeometrie. Die relevanten Messgrößen der Schweißnahteigenschaften sind Bild 4-26 zu entnehmen.

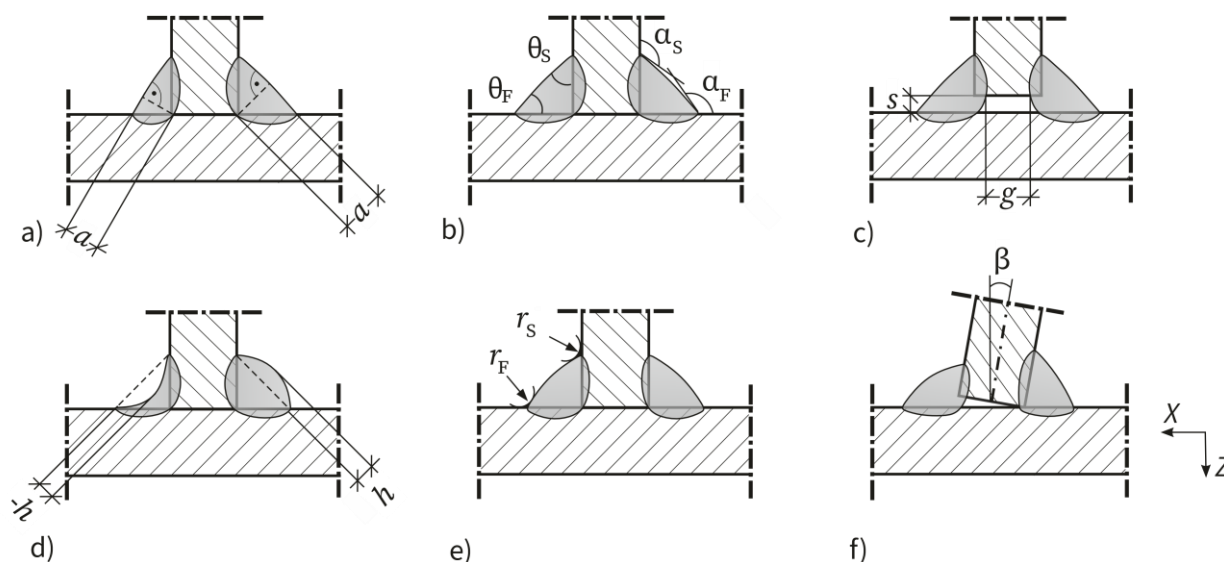


Bild 4-26: Bezeichnungen der Messgrößen von Schweißnahteigenschaften und -imperfectionen an der Quersteife im Träger: a) Schweißnahtdicke a , b) Schweißnahtwinkel θ und Nahtanstiegswinkel α , c) Luftspalt s und Restspalt g , d) Überhöhung h , e) Schweißnahtübergangsradius r und f) Winkelversatz β , siehe auch [139]

Zur Bestimmung der Spaltdicke s und Spaltbreite g wurde der Versuch unternommen, eine Ultraschallprüfung durchzuführen. Aufgrund der geringen Blechdicke der Steifen von 10 mm führte eine UP jedoch nicht zu verwendbaren Ergebnissen. Auch eine Sichtprüfung zur Bestimmung der Spaltmaße war nicht möglich, da die vollständigen Umschweißung der Steifen die Unzugänglichkeit der Querschnittsflächen des Schweißdetails zur Folge hat. Nach Versuchsende werden daher die Spaltmaße anhand von Schliffen überprüft, siehe Abschnitt 4.3.6.

Laserscan. Zur Erfassung der Oberflächengeometrie und Bestimmung der übrigen relevanten Messgrößen dient ein 3D-Laserscanner, siehe Abschnitt 4.2.2. Anhand eines Soll-Ist-Vergleichs des Volumenmodells der gescannten Oberfläche und der Nenngeometrie der Prüfkörper erfolgt die Bestimmung der relevanten Schweißnahteigenschaften. Diese werden für jeden Prüfkörper anhand von zehn Schnitten durchgeführt, sodass eine Aussage über die Verteilung der Messgrößen gemacht werden kann. Bild 4-27 und Bild 4-28 zeigen die gemessenen Werte des Schweißnahtwinkels und der Schweißnahtüberhöhung aller drei Serien zusammen mit den Bereichen der Bewertungsgruppen von Schweißnahtunregelmäßigkeiten der DIN EN ISO 5817 [4].

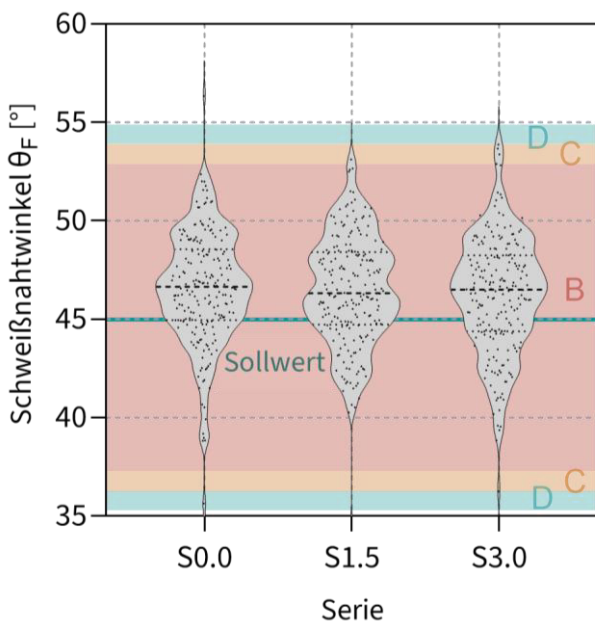


Bild 4-27: Verteilung der gemessenen Schweißnahtwinkel (Quersteife), siehe auch [139]

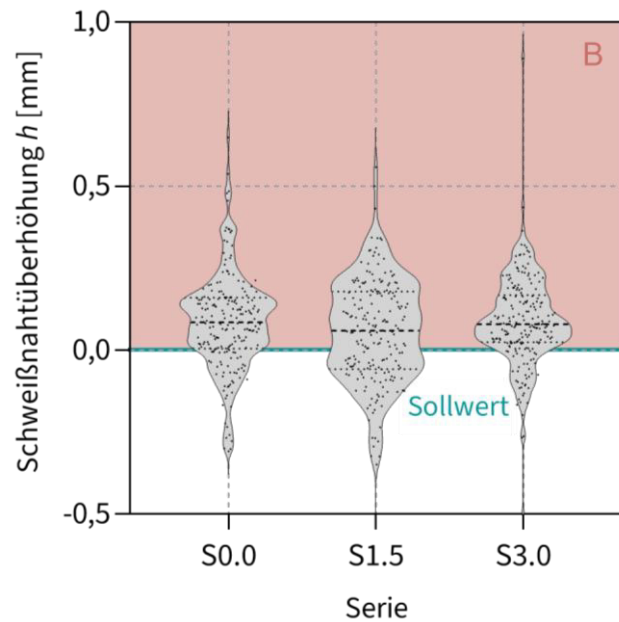


Bild 4-28: Verteilung der gemessenen Schweißnahtüberhöhungen (Quersteife), siehe auch [139]

Anhang B enthält diese Diagramme für die Schweißnahtdicke, den Schweißnahtübergangsradius und den Winkelversatz. Für die Beschreibung der Schweißnahtdicke, des Schweißnahtwinkels, der Schweißnahtüberhöhung sowie der Schweißnahtübergangsradien stehen je Serie 200 Messpunkte zur Verfügung. Der Winkelversatz der Steife kann anhand von 50 Messwerten dargestellt werden. Einbrandkerben wurden nicht festgestellt.

Eine große Mehrheit der gemessenen Schweißnahtdicken liegt oberhalb des Soll-

werts und innerhalb der Grenzen von Bewertungsgruppe *B*, wobei es zwischen den Serien kaum Unterschiede gibt (Anhang B).

Im Allgemeinen liegen die Schweißnahtwinkel der drei Serien in einem ähnlichen Bereich, Bild 4-27. Die Mittelwerte aller Serien liegen etwas oberhalb des Sollwerts von 45° und anhand des Großteils der gemessenen Winkel lässt sich Bewertungsgruppe *B* feststellen. Dies ist auch in Bezug auf die gemessenen positiven Überhöhungen (Bild 4-28) festzustellen, die im kleinen Zehntelmillimeterbereich liegen, wobei die Mittelwerte aller Serien leicht im positiven Bereich zu finden sind. Im Vergleich zu den Grenzwerten der Bewertungsgruppen in DIN EN ISO 5817 [4] sind die Messwerte eindeutig Bewertungsgruppe *B* zuzuordnen.

Insgesamt lässt sich festhalten, dass anhand der Schweißnähte der Quersteifenprüfkörper moderate Imperfektionen festzustellen sind, die in den meisten Fällen Bewertungsgruppe *B* der DIN EN ISO 5817 [4] entsprechen. Unterschiede zwischen den Serien sind kaum feststellbar.

Neben den lokalen Messgrößen der Schweißnähte wurden ferner globale Abmessungen der Prüfkörper mittels Bandmaß und Messschieber aufgenommen. Bei den geschweißten Trägern der Serie S3.0 zeigen sich etwas größere Abweichungen der Ist- von der Sollgeometrie als bei den Walzprofilen der Serien S0.0 und S1.5, die zulässige Werte gemäß DIN EN 1090-2 [10] jedoch nicht übersteigen.

4.3.3 Versuchsdurchführung und Messtechnik

Die Durchführung der Ermüdungsversuche an I-Trägern mit Quersteifen fand in der Versuchseinrichtung des Zentrums Metallischer Bauweisen in Aachen statt.

Der Träger wird als Einfeldträger unter Vier-Punkt-Biegung belastet, Bild 4-29.

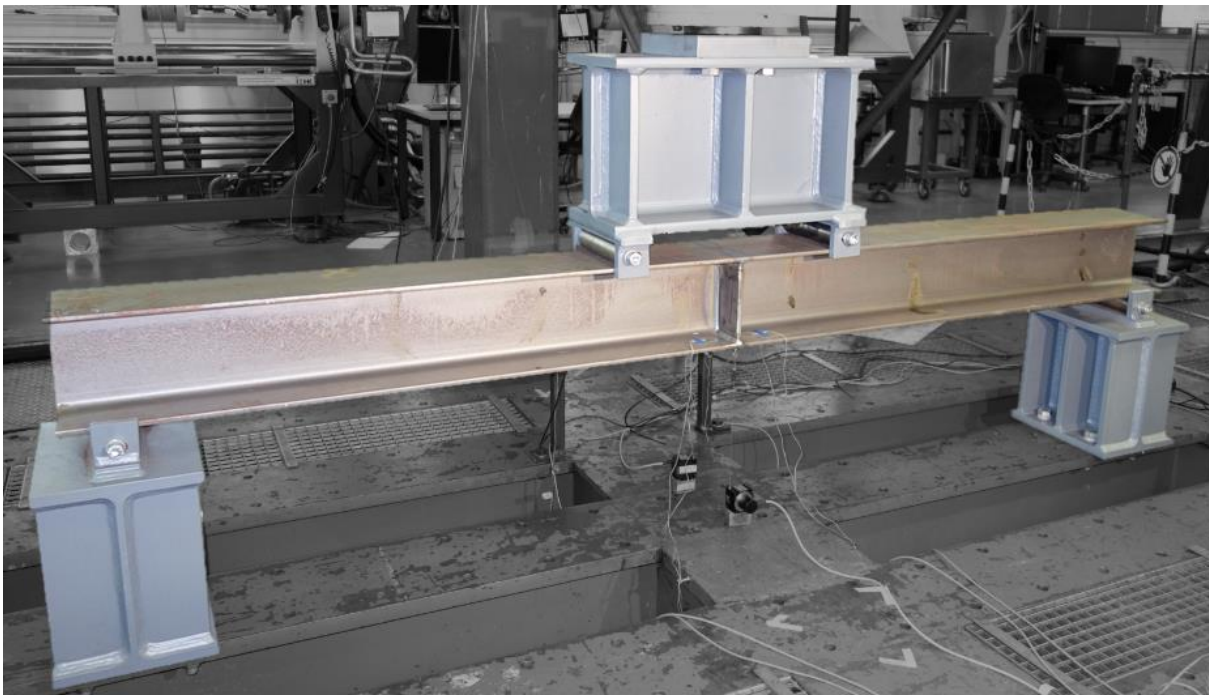


Bild 4-29: Foto des Versuchsaufbaus des I-Trägers mit Quersteife unter Vier-Punkt-Biegung

Die Lagerung erfolgt auf zwei am Spannfeld angeschraubten Auflagern, die vertikale Kräfte über ein ausgesteiftes HEB400-Profil ableiten. Zwischen Prüfkörper und Lager dient an beiden Auflagern je eine Rolle mit einem Durchmesser von 60 mm der Rotation am Auflager sowie der Gleitung von ± 20 mm in Trägerlängsrichtung. Die Differenz zwischen der Länge des Prüfkörpers von 3 m und der Spannweite von 2,8 m führt zu einem ausreichenden Überstand des Prüfkörpers am Auflager von 100 mm je Seite.

Die Beanspruchung des Trägers erfolgt über eine Lasteinleitung in Form eines ausgesteiften HEB400-Profiles, das die Teilung der Einzellast der hydraulischen Prüfmaschine (maximale Kraft: 1 MN) in zwei Einzellasten mit einem Abstand von 600 mm realisiert, Bild 4-30. Die Belastung des Prüfkörpers wird analog zur Auflagerung über Rollen realisiert, wie oben beschrieben. Zur seitlichen Lagesicherung des Trägers (Y-Richtung) dienen beidseitig angebrachte Bleche an Lasteinleitung und Auflagern.

Die kraftgesteuerte Beanspruchung des Prüfkörpers erfolgt derart, dass an der Oberkante des Unterflansches, wo der maßgebende Schweißnahtübergang der Naht an der Steife liegt, eine Zugschwellbeanspruchung mit einem Spannungsverhältnis von $R = 0,1$ vorliegt. Die Berechnung der Spannung an der Oberkante des Unterflansches erfolgt in Abhängigkeit von der aufgebrachten Kraft F der Prüfmaschine gemäß Bild 4-30 und Gl. 4.3.

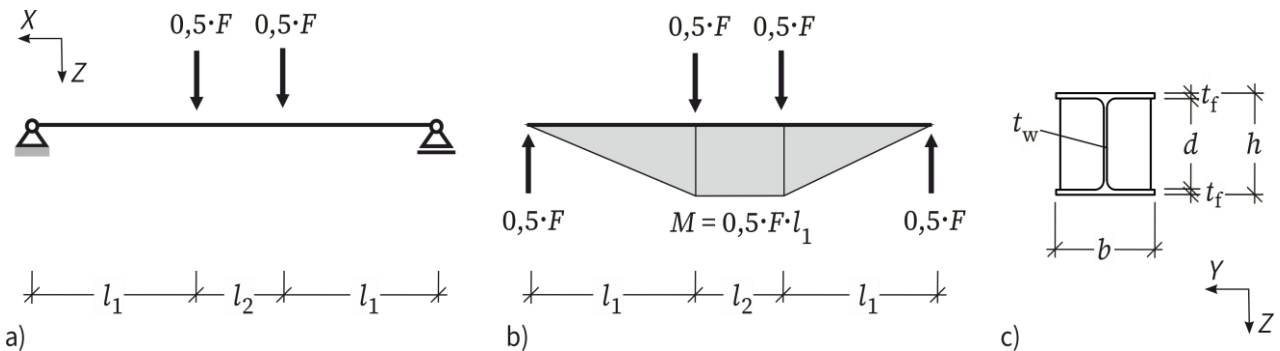


Bild 4-30: Kenngrößen des Versuchsaufbaus: a) Statisches System, b) Momentenverlauf und c) Querschnittsabmessungen des Trägers, siehe auch [139]

Dabei stellt M das konstante Biegemoment zwischen den zwei Einzellasten der Lasteinleitung dar, $W_{y,St}$ ist das Widerstandsmoment des Trägers auf der Höhe der Oberkante des Unterflansches, I_y stellt das Flächenträgheitsmoment des Trägers dar und z_{St} den Abstand vom Schwerpunkt des Profils zur Oberkante des Unterflansches.

$$\sigma = \frac{M}{W_{y,St}} \quad \text{mit} \quad W_{y,St} = \frac{I_y}{z_{St}} \quad \text{und} \quad z_{St} = 0,5 \cdot h - t_f \quad \text{Gl. 4.3}$$

Während der Versuchsdurchführung erfolgt neben der Aufzeichnung der aufgebrachten Kraft und der sich ergebenden Verschiebung der Prüfmaschine eine lokale Dehnungsmessung über Dehnungsmessstreifen (DMS), Bild 4-31. Je Prüfkörper werden DMS an der Oberkante des Unterflansches an vier Stellen in der Nähe des Schweißnahtübergangs der Steifen angebracht. Durch die doppelsymmetrische Anordnung der DMS-Positionen wird die Feststellung einer Abweichung des intendier-

ten Spannungszustandes in Quer- und Längsrichtung ermöglicht. An der Vorder- sowie an der Rückseite werden ferner Seilzugmessungen (SZ) am Unterflansch des Trägers auf Höhe der Steife realisiert, um zusätzlich zur Verschiebungsmessung der Prüfmaschine lokale Weggrößen festzustellen. Neben des Versuchsmonitorings werden die lokalen Messungen ebenfalls zur numerischen Validierung der Versuche genutzt, Abschnitt 5.3.

Die zyklische Beanspruchung des Trägers erfolgt im Ermüdungsversuch mit einer Frequenz von 0,8 bis 1 Hz. Zu Beginn des Versuchs erfolgt zunächst ein niederfrequenter Tastversuch mit einer Frequenz von 0,01 Hz und wenigen Beanspruchungszyklen zur genauen Aufnahme der Kraft-, Weg- und Dehnungsgrößen, sodass 100 Werte je Zyklus aufgezeichnet werden. Während des eigentlichen Ermüdungsversuchs werden für eine effiziente Datenspeicherung lediglich 10 % der Zyklen (100 Aufzeichnungen alle 1000 Zyklen) mit 0,015 Hz Aufzeichnungsfrequenz dokumentiert.

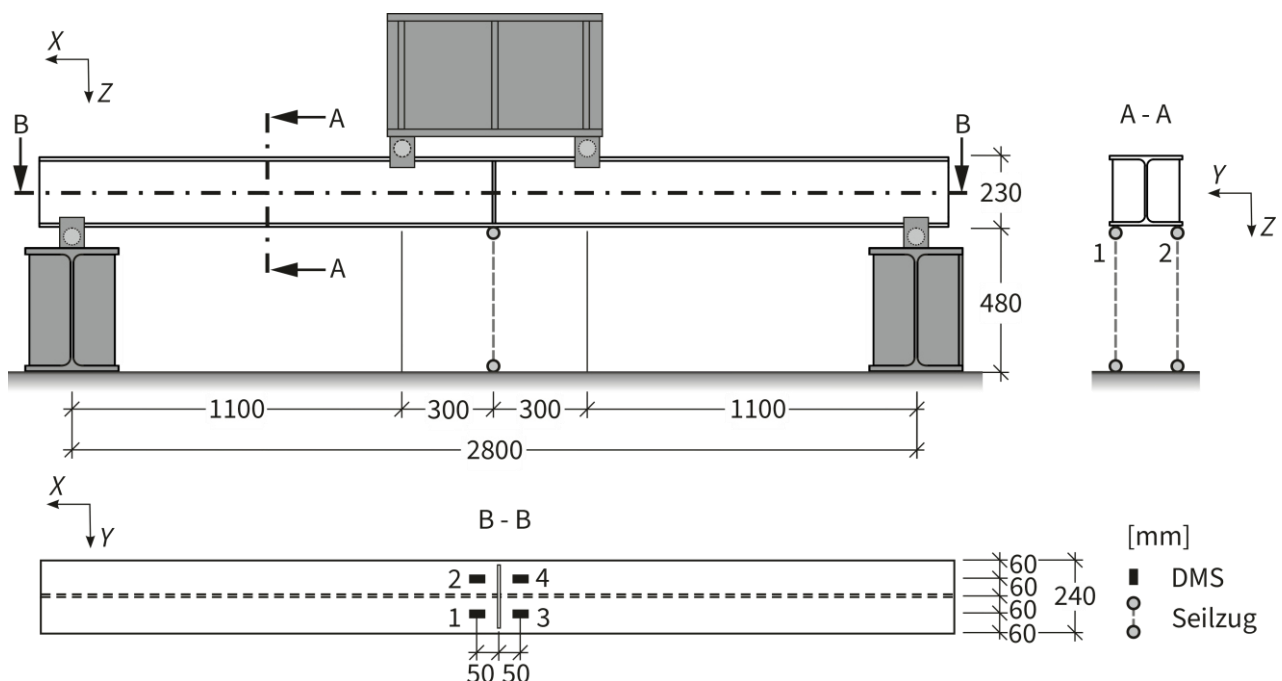


Bild 4-31: Übersicht der Messelemente an den Trägern mit Quersteifen, siehe auch [139]

Zusätzlich zur Aufzeichnung der Messdaten erfolgt eine Dokumentation der experimentellen Untersuchungen über detaillierte Fotoaufnahmen vor, während und nach Versuchsdurchführung sowie über Protokollierung. Durch optische Untersuchung und Monitoring der durch DMS angezeigten Dehnungsamplituden wird die Rissinitiierung beobachtet. Neben der Zyklenanzahl zum Zeitpunkt der ersten erkennbaren Rissinitiierung wird die Zyklenanzahl bei Durchriss des Unterflansches dokumentiert, die das Versagenskriterium darstellt.

Während jeder Versuchsserie werden unterschiedliche Belastungshorizonte gewählt, die dem Zeitfestigkeitsbereich ($10^4 \leq N \leq 5 \cdot 10^6$) zuzuordnen sind.

4.3.4 Ergebnisse der Ermüdungsversuche

Die Aufzeichnung und anschließende Auswertung der Messgrößen liefert erste Erkenntnisse über die tatsächliche Prüfkörperbeanspruchung im Versuch. Durch vorhandene Bauteil-Imperfektionen der Träger in Querschnitt und Länge ergaben sich leichte Abweichung der tatsächlichen von der intendierten Belastung. Bild 4-32 und Bild 4-33 veranschaulichen dies anhand des Prüfkörpers S0.0-1: Durch eine leichte Schiefstellung des Trägers im Prüfquerschnitt weisen DMS 1 und DMS 3 an der Vorderseite des Trägers leicht erhöhte absolute Dehnungswerte auf. Ferner zeigt die Verschiebung an der Vorderseite (SZ 1) geringere Absolutwerte an. Nichtsdestotrotz sind Dehnungs- sowie Verschiebungsamplituden an Prüfkörpervorder- sowie -rückseite gleich, sodass durch die Schiefstellung des Trägers lediglich leicht unterschiedliche Spannungsverhältnisse vorliegen. Bei den übrigen Prüfkörpern konnten Abweichungen der Real- von der Idealbeanspruchung in ähnlicher oder geringerer Größenordnung festgestellt werden und deren Einfluss auf die Versuchsergebnisse somit als vernachlässigbar eingeschätzt werden.

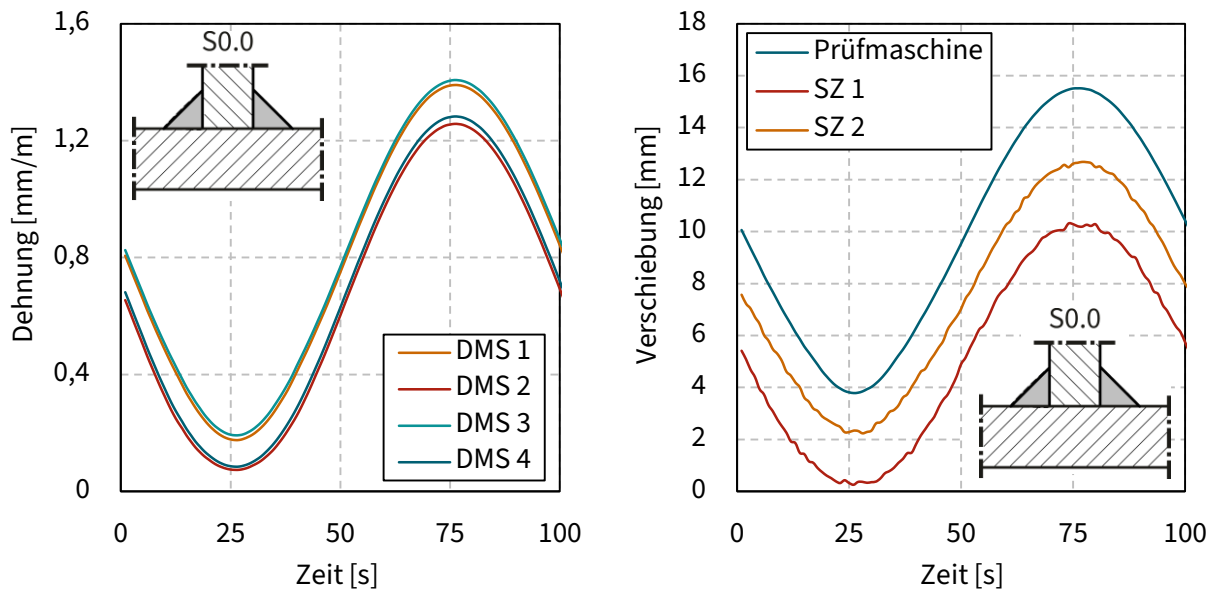


Bild 4-32: Dehnungs-Zeit-Verläufe von S0.0-1, **Bild 4-33:** Verschiebungs-Zeit-Verläufe von S0.0-1, siehe auch [139]

Bei allen Prüfkörpern der drei Serien kann eine Rissinitiierung am Schweißnahtübergang der Steifen-Schweißnaht am Unterflansch festgestellt werden. Die Rissinitiierung findet am Schweißnahtübergang zum Flansch oder am Schweißnahtübergang im Bereich des Ausrundungsradius des gewalzten Trägers (Serien S0.0 und S1.5) bzw. des Kreuzungspunktes der Steifen-Schweißnaht mit der Längsnaht des geschweißten Trägers Serie (S3.0) statt.

Die Rissausbreitung verläuft zunächst in Richtung der Flanschbreite, bis es zu einem Riss durch die Blechdicke im Unterflansch und unteren Bereich des Stegs sowie nachfolgend zum vollständigen Bruch des Unterflansches kommt, Bild 4-34. Ein Riss auf der Vorderseite wächst durch den Steg zur Rückseite bzw. vice versa.



Bild 4-34: Rissentwicklung des Prüfkörpers S0.0-5: a) Haarriss, b) Riss durch die Flanschdicke und c) Bruch des Flansches, siehe auch [139]

Bei zwei Prüfkörpern kann ein gleichzeitiges Risswachstum auf der rechten und der linken Seite der Steifen festgestellt werden. Um eine Beschädigung des Versuchstandes zu vermeiden wird der vollständige Bruch des Unterflansches nicht bei allen Versuchen erzeugt, sondern der Riss durch die Dicke des Unterflansches als Versagenskriterium festgelegt. Zwischen den Versuchsserien können hinsichtlich des Versagensmodus keine Unterschiede festgestellt werden. Bild 4-35 zeigt Bruchbilder exemplarischer Versuchskörper der drei Serien.

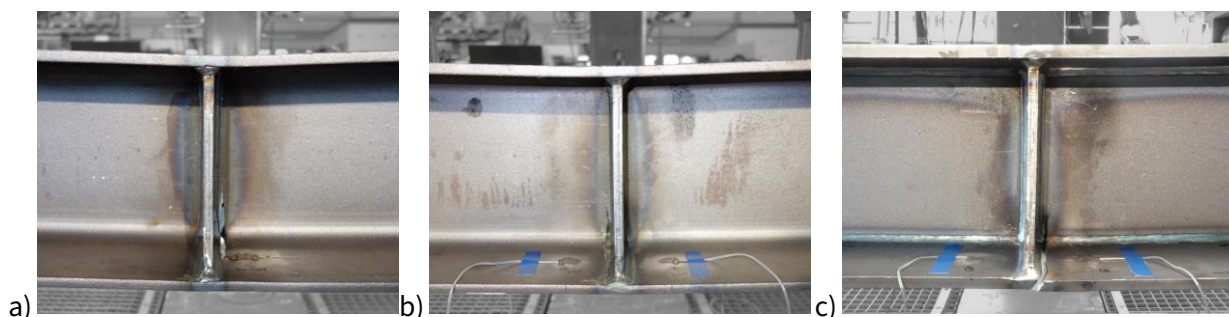


Bild 4-35: Bruchbilder der Prüfkörper a) S0.0-4 (rechts der Steife), b) S1.5-5 (links der Steife) und c) S3.0-5 (rechts der Steife)

Die Gleichheit der Versagensmodi der drei Versuchsserien spiegelt sich bei der Auswertung der Versuchsdaten in Form von Spannungsschwingbreite an der Oberkante des Unterflansches und Zyklenanzahl im Wöhlerdiagramm wider, Bild 4-36. Unterschiede zwischen den Serien sind marginal. Die Streuspanne (Verhältnis zwischen Spannungsschwingbreiten bei 90 % und 10 % Überlebenswahrscheinlichkeit) der Versuchsdaten liegt bei Serie S3.0 mit $T_s = 1,24$ über derjenigen der Serien S0.0 mit einer Streuspanne von $T_s = 1,03$ und S1.5 mit einer Streuspanne von $T_s = 1,09$. Die inverse Steigung der Regressionsgeraden (vgl. Abschnitt 2.2.6) aller 15 Versuchsdaten beträgt $m = 3,2$ bei einer Streuspanne von $T_s = 1,12$. Die Ermüdungsversuchsergebnisse aller Prüfkörper sind Anhang B in tabellierter Form zu entnehmen.

Somit lässt sich auf Basis der Versuchsergebnisse festhalten, dass sich ein Luftspalt zwischen Steife und Träger nicht negativ auf die Ermüdungsfestigkeit auswirkt. Ferner führt der Kreuzungspunkt aus drei Nähten am Quersteifendetail des geschweißten Trägers nicht zu einer Reduktion der Ermüdungsfestigkeit, verglichen mit der Ausführung am gewalzten Profil ohne Nahtkreuzung.

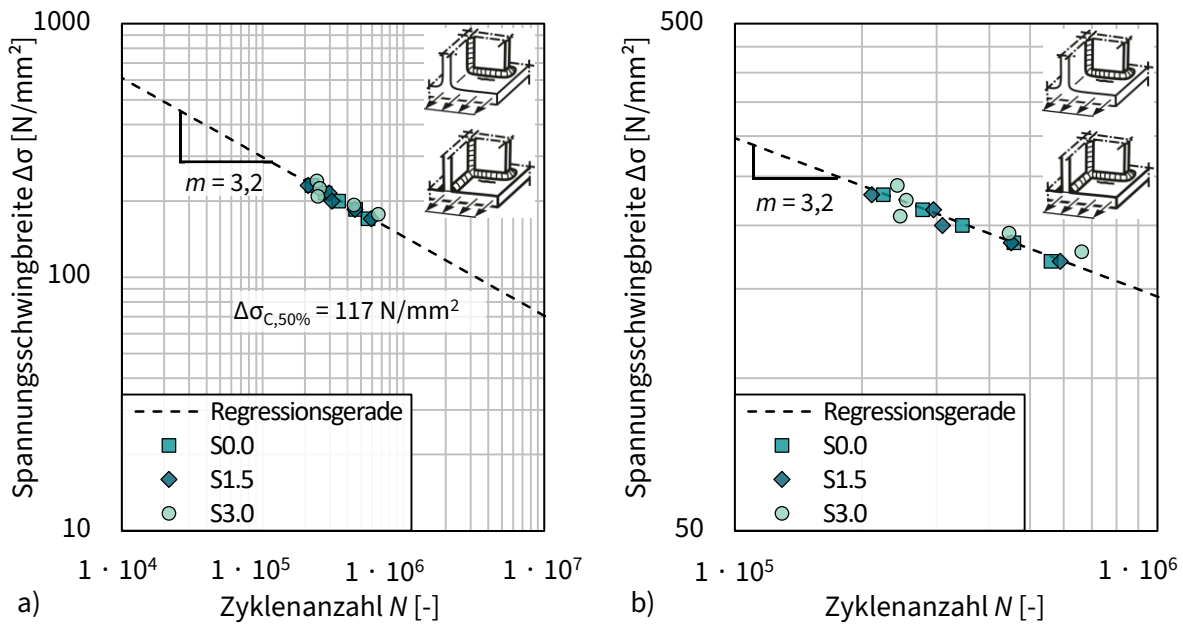


Bild 4-36: Versuchsergebnisse aller Prüfkörper a) im Zeitfestigkeitsbereich und b) im relevanten Ausschnitt, siehe auch [139]

4.3.5 Vergleich der Ergebnisse mit Versuchsergebnissen aus der Literatur

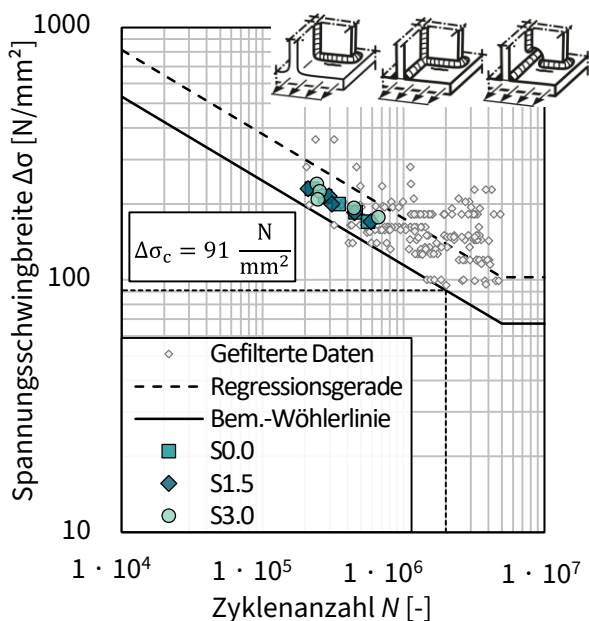


Bild 4-37: Kerbfallauswertung eingeschweißte Quersteife mit eigenen Versuchsdaten, siehe auch [139]

Um die Ergebnisse der eigenen Ermüdungsversuche an Trägern mit eingeschweißten Quersteifen in den Kontext bekannter Versuchsdaten zu setzen, erfolgt ein Vergleich mit den Auswertungen der Datenbank, vgl. Abschnitt 3.3.3. Bild 4-37 zeigt die eigenen Versuchsergebnisse zusammen mit den gefilterten Daten der Datenbank. Die Ergebnisse der Serien S0.0, S1.5 und S3.0 fügen sich gut in das Streuband der bekannten gefilterten Daten ein. Im Verhältnis zur Regressionsgrade der Datenbankauswertung liefern die eigenen Ergebnisse etwas geringere Ermüdungsfestigkeiten; sie liegen dennoch oberhalb des Kerbfalls von 91 N/mm², der auf Basis der Datenbankversuche ausgewertet wurde.

4.3.6 Messung der tatsächlichen Spaltdicken

Nach der Versuchsdurchführung erfolgt die Anfertigung von Schnittkörpern der Schweißdetails an der Quersteife. Jeder Träger wird viermal in Längsrichtung geteilt, sodass acht Schnittflächen entstehen, die in Form von Makroschliffen der Analyse der Nahtdetails dienen. Bild 4-38 zeigt je Serie ein Beispiel.

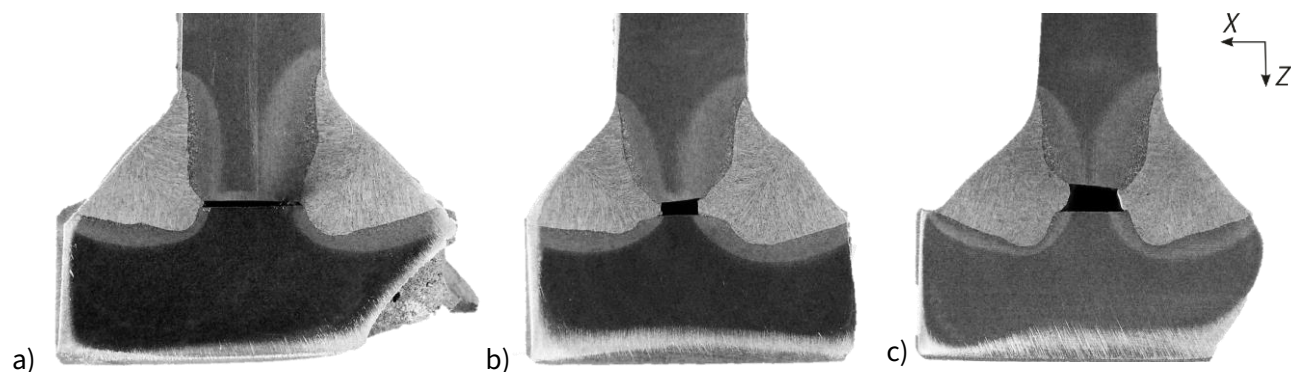


Bild 4-38: Makroschliffaufnahmen der Schweißdetails der Prüfkörper a) S0.0-2, b) S1.5-2 und c) S3.0-4, siehe auch [139]

An der jeweils rechten Kante des Flansches ist bei allen drei Prüfkörpern der Ermüdungsriß initiiert, wie der Bruchkante zu entnehmen ist. Es fällt auf, dass bei größer werdender Spaltdicke die Breite des Spalts abnimmt. Wie auch schon bei der Fertigung der Schweißungen beobachtet werden konnte, ermöglicht der große Luftspalt insbesondere bei Serie S3.0, Bild 4-38 c), ein Fließen des Zusatzwerkstoffes in den vorgesehenen Bereich des Spalts. Dies führt auch dazu, dass die Wärmeeinflusszone bei großen Spaltdicken tiefer in das Material reicht.

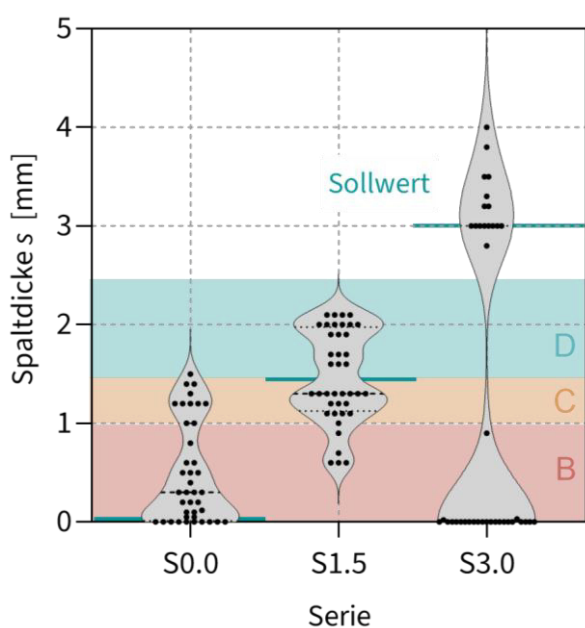


Bild 4-39: Anhand von Schnittkörpern gemessene Spaltdicken, siehe auch [139]

Bild 4-39 zeigt die Ergebnisse der mittels Messschieber gemessenen Spaltdicken der drei Serien zusammen mit den Grenzen der Bewertungsgruppen [4, 59]. Bei Serie S0.0 sind erwartungsgemäß leicht größere Spaltdicken als 0 mm festzustellen. Aufgrund der Bauteilimperfectionen der Träger in Form von Schiefstellungen des Ober- und Unterflansches und Abweichungen von der Idealgeometrie der Steife ist die Fertigung einer eingeschweißten Quersteife mit einem Spalt von exakt 0 mm Dicke nicht realisierbar, sodass hier lediglich eine kleinstmögliche Spaltdicke angestrebt und realisiert wurde. Der Mittelwert der Spaltdicken bei Serie S1.5 trifft hingegen mit 1,47 mm den Sollwert von 1,5 mm sehr gut.

Bei Serie S3.0 lassen sich in Bezug auf die Spaltdicke zwei Gruppen von Prüfkörpern unterscheiden: In einigen Fällen (S3.0-1 bis S3.0-3) ist das Schweißgut während der Fertigung vollständig in den lichten Spalt zwischen Flansch und Steife eingedrungen, sodass die effektive Spaltdicke bei 0 mm liegt. Bei zwei Prüfkörpern (S3.0-4 und S3.0-5) ist ein Luftspalt zwischen 2,5 mm und 4 mm verblieben, wie auch bei S3.0-4 in Bild 4-38 zu erkennen.

Anhand der Versuchsergebnisse innerhalb der Serie S3.0 kann ein Einfluss der Spaltdicke auf die Ermüdungsfestigkeit nicht festgestellt werden. Auch ein Vergleich zwischen den Versuchsserien lässt keine Rückschlüsse auf einen Einfluss des Luftspalts auf die Ermüdungsfestigkeit der Quersteifendetails zu. Die gemessenen Spaltdicken werden ferner in numerische Modelle der Prüfkörper zur Nachrechnung der Ermüdungsversuche implementiert, wie im nachfolgenden Abschnitt beschrieben wird.

5 Kerbspannungsberechnungen der experimentell untersuchten Details mit Schweißnahtimperfectionen

5.1 Grundlagen

5.1.1 Allgemeines Vorgehen

Der mögliche experimentelle Untersuchungsumfang von Prüfkörpern unter Variation von nomineller Geometrie und Art sowie Größe von Schweißnahtimperfectionen ist durch den großen Aufwand von Ermüdungsversuchen begrenzt. Um ganzheitliche Aussagen zum Einfluss von Schweißnahtimperfection auf die Ermüdungsfestigkeit geschweißter Stöße machen zu können, bietet sich vielmehr eine Simulationsstudie an. Mittels numerischer Ansätze, wie der Finite-Elemente-Methode (FEM), kann der experimentelle Untersuchungsumfang erweitert werden. Eine Voraussetzung für numerische Simulationsstudien ist die Validierung des gewählten Modells durch experimentelle Ergebnisse (siehe Kapitel 4). Im nachfolgenden Kapitel wird die Validierung des verwendeten Berechnungskonzepts anhand von Ermüdungsversuchen an Kreuzstößen und Trägern mit Quersteifen gezeigt. Die vorgestellten Untersuchungen haben ferner Eingang in [35, 36] gefunden.

Zur numerischen Simulation der Ermüdungsfestigkeit geschweißter Details wird ein Ermüdungskonzept benötigt, wofür sich lokale Ansätze anbieten. Für die in dieser Arbeit vorgestellten Untersuchungen fällt die Wahl auf das Kerbspannungskonzept. Dieses Konzept ermöglicht, im Vergleich zu anderen Ansätzen, die direkte Integration der lokalen Schweißnahtgeometrie in die Berechnung der Spannung, so dass der Einfluss von Schweißnahtimperfectionen untersucht werden kann, Kapitel 6. Die Umsetzung des Kerbspannungskonzepts durch numerische Modelle wird nachfolgend vorgestellt.

5.1.2 Anwendung des Kerbspannungskonzepts

Wie in Abschnitt 2.2.4 beschrieben wurde, muss die tatsächliche Schweißnahtkontur eines Details zur Anwendung des Kerbspannungskonzepts durch eine effektive, idealisierte Geometrie ersetzt werden. Schweißnahtübergänge sowie Schweißnahtwurzelpunkte werden durch effektive Radien der Größe $\rho_f = 1 \text{ mm}$ modelliert. Im gesamten Modell und insbesondere an diesen Stellen ist eine feine Diskretisierung vorgeschrieben; bei einem linearen Verschiebungsansatz der finiten Elemente wird für die maximale Elementkantenlänge ein Sechstel des Referenzradius vorgeschrieben [23, 28], Abschnitt 2.2.4. Durch diese Randbedingung ergibt sich besonders bei Modellen auf Bauteilskala eine große Elementanzahl, die zu einer ineffizienten Simulationsdauer führen würde. Aus diesem Grund wird auf die Submodelltechnik zurückgegriffen. Sie ermöglicht die Auswahl eines kleinen, relevanten Bereichs eines Modells, der autark modelliert werden kann. Neben dem Vorteil einer effizien-

ten Umsetzung der Simulation erlaubt die Submodelltechnik ferner die Modellierung eines universalen Nahtausschnitts. Der Anschluss zweier rechtwinkelig zueinander positionierten Bleche über zwei Schweißnähte stellt einen Standard dar, der in verschiedenen Details, wie dem Kreuzstoß oder der Quersteife, vorkommen, Bild 5-1 a).

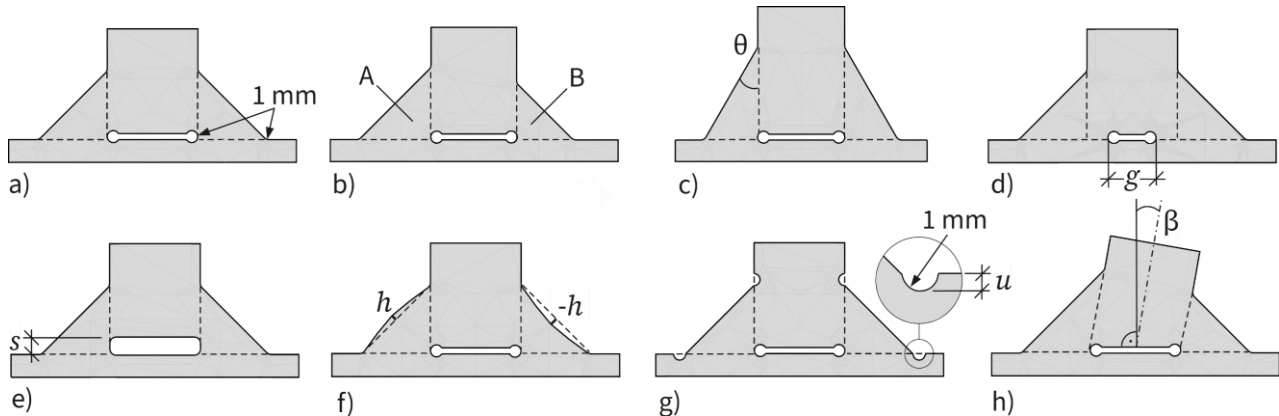


Bild 5-1: Beispiele für Submodellquerschnitte mit Geometrievariation: a) Referenz, b) Unterschiedliche Geometrie beider Nähte, c) Schweißnahtwinkel, d) Spaltbreite, e) Spaltdicke, f) Konkaves oder konvexes Nahtprofil, g) Einbrandkerbe und h) Winkel zwischen den Blechen

Somit dient ein einziges Submodell mit parametrisierten geometrischen Eigenschaften der Abbildung des relevanten Nahtausschnitts verschiedener Globalmodelle, die die eigentlich zu untersuchende Verbindung nachbilden. Die Parametrisierung des Submodells ermöglicht die Modellierung verschiedener nomineller Geometrievariationen und Abweichungen von der allgemeinen Schweißnahtgeometrie, vgl. Bild 4-4 und Bild 4-26, die in Bild 5-1 b) bis h) beispielhaft gezeigt sind:

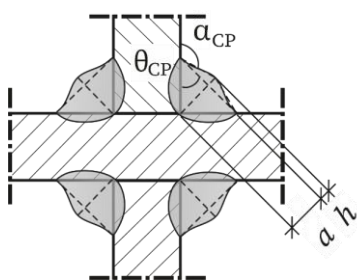
- Allgemein: Unterschiedliche Geometrie der beiden Schweißnähte, Bild 5-1 b),
- Vom 45°-Winkel abweichender Schweißnahtwinkel, Bild 5-1 c),
- Spaltbreite, Bild 5-1 d),
- Spaltdicke, Bild 5-1 e),
- Konkaves oder konvexes Nahtprofil, Bild 5-1 f),
- Einbrandkerben an einem oder mehreren Nahtübergängen, Bild 5-1 g) und
- Abweichung vom 90°-Winkel der zu verbindenden Bleche, Bild 5-1 h) (Das Blech hat – aufgrund der Idealisierung – am Spalt keine rechtwinkligen Kanten).

Die Geometrievariationen können nominelle Nahtprofile oder Nahtprofile mit Imperfektionen darstellen. Die realisierbaren Imperfektionen umfassen:

- ungenügende Durchschweißung (Restspalt),
- Wurzelbindefehler,
- schlechte Passung bei Kehlnähten (Luftspalt),
- Schweißnahtüberhöhung,
- schroffer Übergang,
- Einbrandkerbe,
- übermäßige Asymmetrie der Kehlnaht,
- Kantenversatz und Winkelversatz.

Die unterschiedlichen Geometrievariationen können simultan in einem Modell realisiert werden, sodass die Kombination verschiedener Schweißnahtimperfectionen untersucht werden kann. Dies ermöglicht ebenfalls die genaue Modellierung der durch Laserscan und nachfolgendem Soll-Ist-Vergleich erfassten Realgeometrie der Prüfkörperquerschnitte (Abschnitt 4.2.2 und 4.3.2). Die Anordnung des Wurzelspalts erfolgt bündig zur Außenkante der durch die Schweißnähte verbundenen Bleche.

Bei der Modellierung des Submodells wird eine geometrische Relation zwischen Schweißnahtwinkel θ und Schweißnahtanstiegswinkel α über die Schweißnahtdicke a und die Schweißnahtüberhöhung h angenommen, wie in Bild 5-2 und Gl. 5.1 beispielhaft für den Kreuzstoß gezeigt ist.



$$\alpha_{CP} = 180^\circ - \theta_{CP} - \tan^{-1} \left(\frac{h}{a} \cdot \tan \theta_{CP} \right) \quad \text{Gl. 5.1}$$

Bild 5-2: Geometrische Relation zwischen θ_{CP} , α_{CP} , a und h

Demnach geht eine positive Überhöhung zwangsläufig mit einem verkleinerten Schweißnahtwinkel einher. Die Imperfektionen Schweißnahtüberhöhung und scharfer Übergang werden aus diesem Grund folglich stets gemeinsam betrachtet: Im Folgenden ist ein scharfer Übergang stets vorhanden, wenn von einer Schweißnahtüberhöhung die Rede ist.

Die parametrisierte Modellierung des Submodells erfolgt durch das kommerzielle FE-Programm ABAQUS. Dabei wird auf ein dreidimensionales Modell mit volumetrischen Hexaederelementen erster Ordnung mit reduzierter Integration (C3D8R) zurückgegriffen. Die globale Netzgröße des Submodells wird zu max. 1/20 der kleinsten Blechdicke festgelegt.

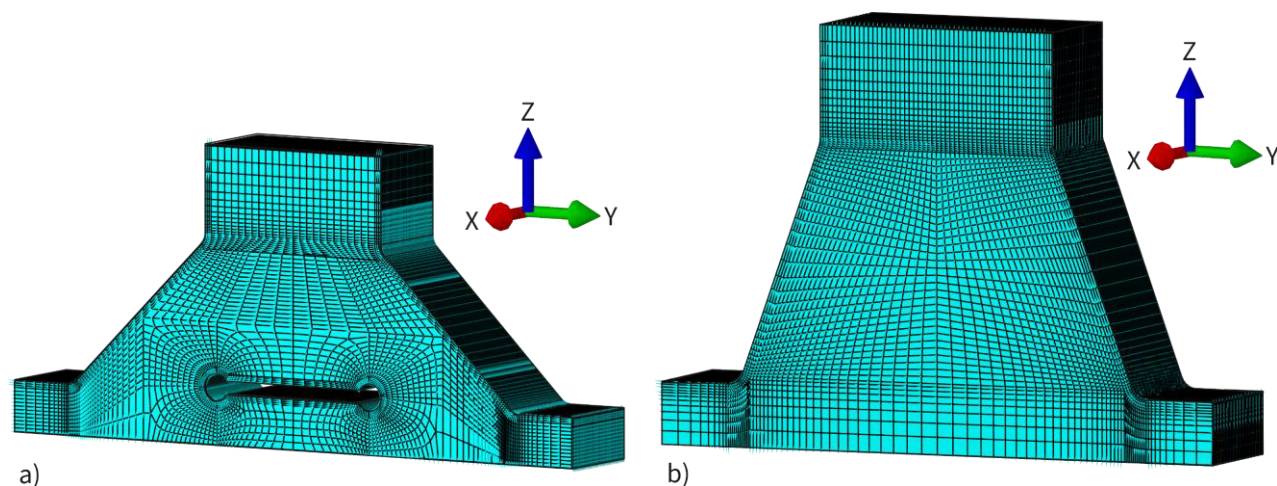


Bild 5-3: Diskretisierung des Submodells bei a) Kehl-nahtausführung und b) voller Durchschweißung

Die Eignung des Elementtyps und der globalen Netzgröße wurde durch eine Modellvalidierung zum Einfluss von Modellierungsparametern bestätigt.

Bild 5-3 zeigt beispielhaft zwei Submodelle unterschiedlicher Schweißnahtausführung, die den Modellierungs- und Diskretisierungsvorschriften des Kerbspannungskonzepts entsprechen, Abschnitt 2.2.4. Die Beanspruchung des Submodells wird an den Schnittflächen zum Globalmodell durch Knotenverschiebungen der globalen FE-Berechnung aufgebracht. Materialeigenschaften und Berechnungsschritte werden ferner ebenfalls aus dem Globalmodell übernommen, siehe Abschnitt 5.2.1 und 5.3.1.

Zur Berechnung der Ermüdungsfestigkeit eines Details wird die Kerbspannung in Form der maximalen Hauptspannung $\sigma_{\text{Notch}} = \sigma_{\text{max, princ}}$ an der betrachteten Stelle – Schweißnahtübergang (Index T) oder Schweißnahtwurzel (Index R) – des Submodells ausgewertet. Gemäß Gl. 2.50 kann die Kerbwirkungszahl k_f durch Division der Kerbspannung durch die Nennspannung σ_{nom} , die im Globalmodell aufgebracht wird, ermittelt werden, wie in Gl. 5.2 wiederholt. Siehe auch Abschnitt 2.2.4.

$$k_f = \frac{\sigma_{\text{Notch}}}{\sigma_{\text{Nom}}} \quad \text{Gl. 5.2}$$

Der relevante Nennspannungskerbfall $\Delta\sigma_C$ kann durch Division des Kerbspannungskerbfalls $\Delta\sigma_{C, \text{Notch}}$ durch die Kerbwirkungszahl k_f bestimmt werden, Gl. 5.3.

$$\Delta\sigma_C = \frac{\Delta\sigma_{C, \text{Notch}}}{k_f} \quad \text{Gl. 5.3}$$

Für einen Vergleich der Zyklenanzahlen aus Versuch und Simulation kann für eine Nennspannungsschwingbreite aus dem Versuch $\Delta\sigma_i$ eine über das Kerbspannungskonzept bestimmte Zyklenanzahl ermittelt werden, Gl. 5.4.

$$N_{\text{Notch}} = N_C \cdot \left(\frac{\Delta\sigma_C}{\Delta\sigma_i} \right)^m \quad \text{Mit } N_C = 2 \cdot 10^6 \quad \text{Gl. 5.4}$$

In den nachfolgenden Abschnitten wird auf die Implementierung des Submodells in verschiedene Globalmodelle eingegangen.

5.2 Validierung des Konzepts für den Kreuzstoß

5.2.1 Modellierungsannahmen

Das Globalmodell des Kreuzstoßes stellt ein dreidimensionales Volumenmodell dar, Bild 5-4. Die Abmessungen der Anschlussbleche, des Grundblechs sowie der Schweißnähte und des Wurzelspalts werden parametrisiert umgesetzt. Die Beanspruchung des Modells erfolgt im Standardfall durch eine Zugspannung am Anschlussblech. Für allgemeine Untersuchungen kommt ein vereinfachtes Modell unter Ausnutzung der Symmetrieebene am Grundblech in Y-Z-Ebene zum Einsatz. Die

Materialeigenschaften von Stahl werden durch den Elastizitätsmodul von $E = 210.000 \text{ N/mm}^2$ und die Querkontraktionszahl von $\nu = 0,3$ vorgegeben. Für eine hohe Berechnungsgenauigkeit wird auf eine ausreichend feine Diskretisierung mit einer globalen Netzgröße von max. $1/6$ der kleinsten Blechdicke sowie auf eine möglichst quadratische Elementform geachtet. Analog zum Submodell wird auf volumetrische Hexaederelemente erster Ordnung mit reduzierter Integration (C3D8R) zurückgegriffen. Ist das Ziel der Simulation die Kerbfallermittlung, so erfolgt die Beanspruchung des Globalmodells durch eine Einheitsnennspannung von 1 N/mm^2 in einem einzigen Berechnungsschritt.

Das Submodell wird an die Stelle des Globalmodells positioniert, an der in der Ergebnisdatei der Globalmodellsimulation die größte Hauptspannung auftritt.

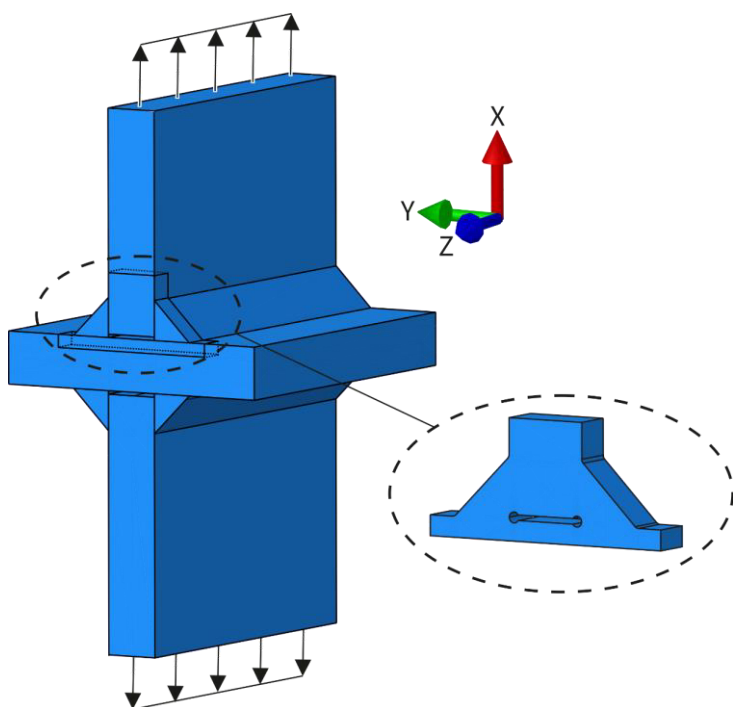


Bild 5-4: FE-Modell des Kreuzstoßes

Die Einheitsspannung bewirkt auch am Schweißnahtübergang zum Anschlussblech eine Nennspannung von 1 N/mm^2 , sodass in der nachfolgenden Submodellsimulation eine Normierung der Kerbspannungen am Schweißnahtübergang auf den Nennspannungswert von 1 N/mm^2 vorliegt. Die Kerbwirkungszahl des Nahtübergangs weist folglich den Betrag der maximalen Hauptspannung am Nahtübergang auf. Für die Bestimmung der Kerbwirkungszahl an der Nahtwurzel muss eine Umrechnung auf die Nennspannung in der Schweißnaht erfolgen, vgl. Gl. 4.1 und Gl. 4.2.

5.2.2 Validierung mit eigenen Versuchsergebnissen

Die Validierung des Modellierungskonzepts erfolgt anhand der eigenen experimentellen Versuchsergebnisse, siehe Abschnitt 4.2. Hierzu dient zum einen das parametrisierte Modell (Abschnitt 5.2.1), mit dem die gemessene Ist-Geometrie der Prüfkörper realistisch nachgebildet werden kann. Zum anderen wurden die Oberflächendaten der Laserscans an den Prüfkörpern in Volumenmodelle umgewandelt, die digitale Zwillinge der Prüfkörper darstellen. Das parametrisierte Modell steht bei der Validierung im Vordergrund, da es für nachfolgende numerische Studien verwendet wird, während das digitale Zwillingmodell einen zusätzlichen realistischen Vergleich bietet, da es die lokale Geometrie genau abbildet. Bild 5-5 zeigt anhand von Spannungsverteilungen, dass beide Modelle zu ähnlichen Simulationsergebnissen

führen. Unterschiede ergeben sich lediglich im Bereich des Spalts, wo im digitalen Zwillingsmodell keine Lücke modelliert ist, da nur die Oberfläche gescannt werden kann. Zur Beurteilung der Spannungen an der Wurzel kann lediglich das parametrisierte Modell verwendet werden.

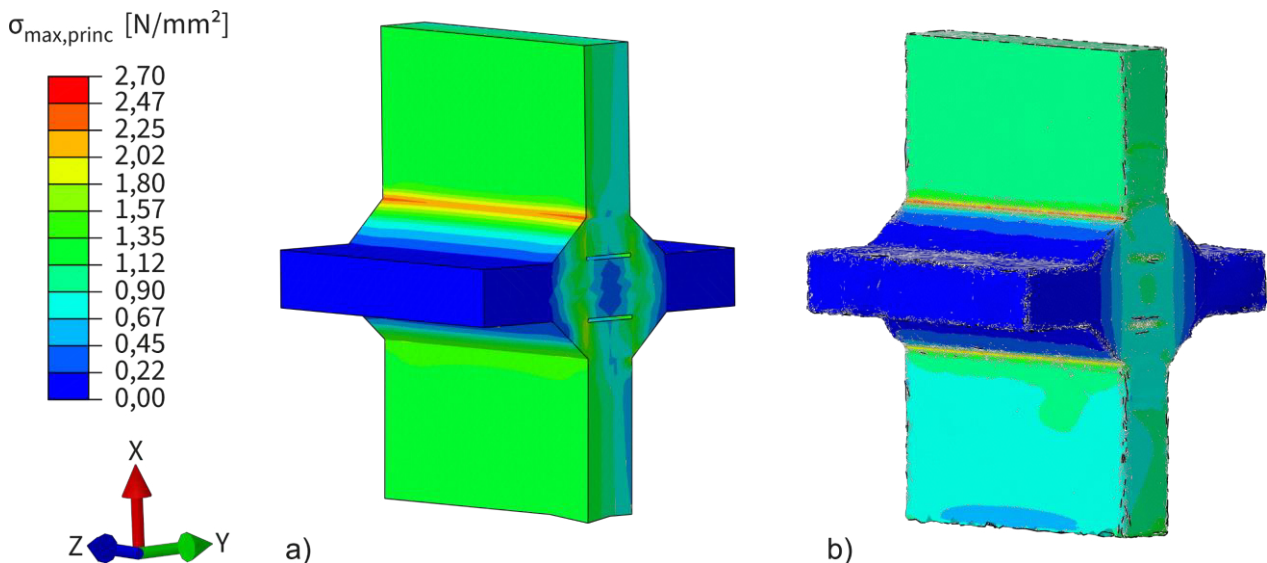


Bild 5-5: Spannungsverteilung der Globalmodelle infolge einer Einheitslast anhand
a) des parametrisierten Modells und b) des digitalen Zwillings des Prüfkörpers G15-3

Zur numerischen Nachrechnung der Versuche wurden leichte Anpassungen am parametrisierten Modell vorgenommen. An der Lasteinleitung wurde in Belastungsrichtung eine elastische Feder zur Berücksichtigung der Steifigkeit des Versuchstandes bestehend aus Stahl-Rahmenkonstruktion und Spannfeld eingebracht.

Validierung mit Dehnungs- und Verschiebungsverläufen. Zur Validierung des Globalmodells werden Dehnungs- und Verschiebungsverläufe herangezogen, siehe Abschnitt 4.2.4.

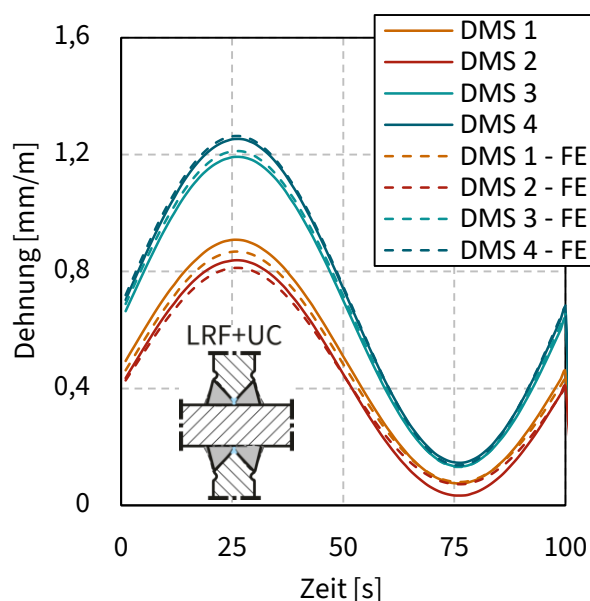


Bild 5-6: Dehnungs-Zeit-Verläufe aus Versuch und FE-Simulation von LRF+UC-2

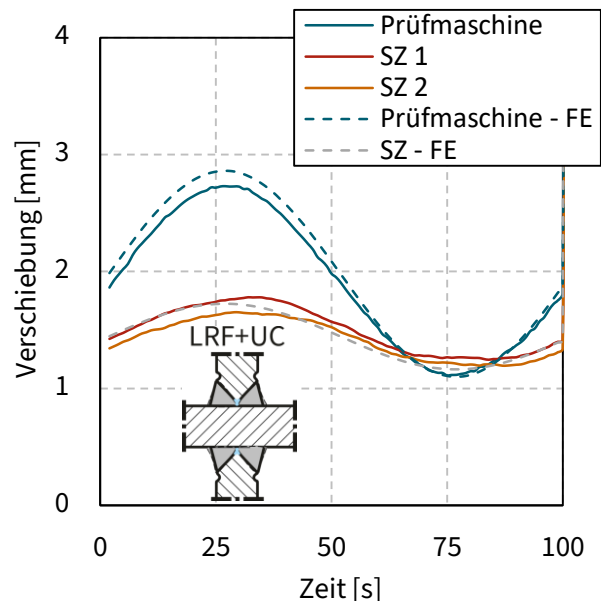


Bild 5-7: Verschiebungs-Zeit-Verläufe aus Versuch und FE-Simulation von LRF+UC-2

Die Beanspruchung des Kreuzstoßmodells wird über die Aufbringung eines gemessenen Kraftzyklus des Tastversuchs in Form von 100 Einzelwerten realisiert. Anhand der FE-Simulationsergebnisse können entsprechend der Messung im Versuch Dehnungs- und Verschiebungsverläufe ausgewertet werden und den Versuchsdaten gegenübergestellt werden, Bild 5-6 und Bild 5-7. Wie die Bilder beispielhaft zeigen, können Dehnungs- und Verschiebungsmessungen der Versuche mit dem parametrisierten FE-Modell sehr gut simuliert werden. Insbesondere ermöglicht das Modell durch Inkorporation des Kanten- und Winkelversatzes die Abbildung der im Versuch festgestellten Biegeeffekte, die zu den untereinander versetzten und skalierten Dehnungsverläufen an den vier Prüfkörperseiten geführt haben.

Validierung mit Versagensort und Ermüdungsfestigkeit. Nachdem gezeigt werden konnte, dass die Globalsimulationen die experimentellen Versuche gut nachbilden, muss die Eignung des Kerbspannungskonzepts mithilfe der Submodellsimulationen nachgewiesen werden. Hierzu erfolgt eine Validierung des Submodells im Hinblick auf Versagensort (Ort der maximalen Spannung) und Ermüdungsfestigkeit (Größe der maximalen Spannung), Bild 5-8 und Bild 5-9.

Wie Bild 5-8 beispielhaft zeigt, ist es für alle Prüfkörper gelungen, den im Versuch festgestellten, maßgebenden Versagensort zu simulieren. Prüfkörper der Serie LRF+UC und G2 weisen in der Simulation die größte Spannung am Nahtübergang auf, wo sie ebenfalls im Versuch versagt haben, siehe Bild 5-8 a). In den Simulationen der Serien G8 und G15 kann die maximale Spannung an der Nahtwurzel festgestellt werden, von der auch der Ermüdungsbruch ausging, Bild 5-8 b).

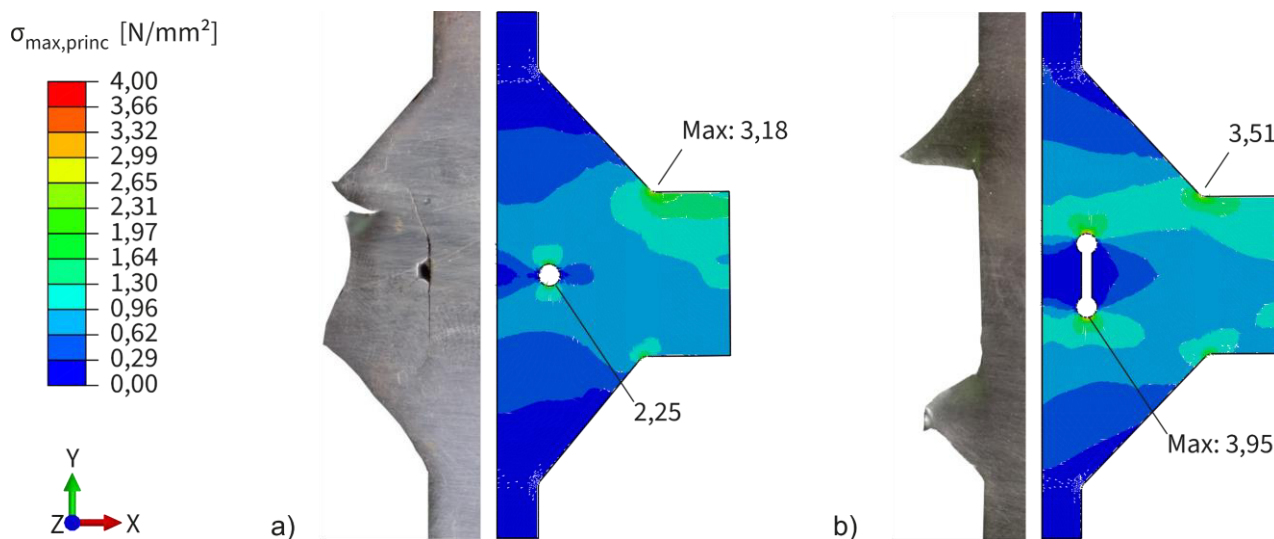


Bild 5-8: Spannungsverteilung und zugehörige Bruchbilder der Prüfkörper a) G2-3 und b) G8-6

Einen Sonderfall stellt die Serie LRF dar, bei der Versagensfälle an Schweißnahtübergang und in der Schweißnaht (von der Wurzel ausgehend) auftraten. Ohne Abweichungen von der gemessenen lokalen Geometrie ist es gelungen, für jeden Prüfkörper den im Versuch festgestellten Versagensort zu simulieren, Bild 5-9.

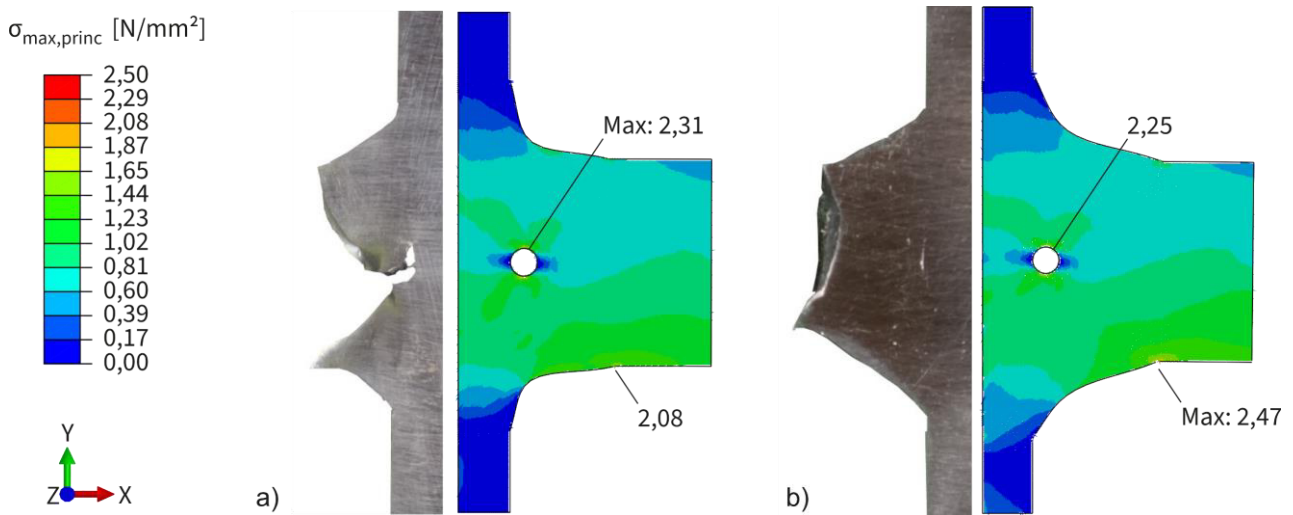


Bild 5-9: Spannungsverteilung und zugehörige Bruchbilder der Prüfkörper a) LRF-1 und b) LRF-5

Die Auswertung der maßgebenden Kerbspannungen und anschließender Umrechnung in Kerbfälle gemäß Gl. 5.2 und Gl. 5.3 ermöglicht einen Vergleich der Ermüdungsfestigkeit aus der Simulation mit den Versuchen. Für Versuche bzw. Simulationen mit Versagen am Schweißnahtübergang ist neben der Betrachtung der Ergebnisse des parametrisierten Submodells die Auswertung anhand des digitalen Zwillingsmodells möglich, das ebenfalls den Modellierungsvorschriften des Kerbspannungskonzepts (vgl. Abschnitt 5.1.2) genügt. Für den Vergleich zwischen Versuch und Simulation werden Zyklenanzahlen gemäß Gl. 5.4 gegenübergestellt, während die gleiche Nennspannungsschwingbreite angenommen wird. Für ein Versagen am Schweißnahtübergang zeigt der Kerbspannungskerbfall 225 realistische Ergebnisse. Bild 5-10 zeigt beispielhaft den Vergleich der experimentell und numerisch ermittelten Zyklenanzahlen der Serie LRF+UC im Wöhlerdiagramm.

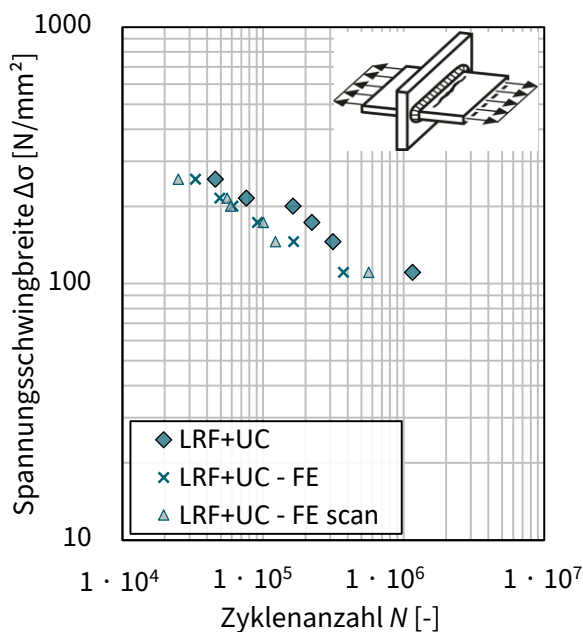


Bild 5-10: Vergleich von Versuchs- und Simulationsergebnissen der Serie LRF+UC

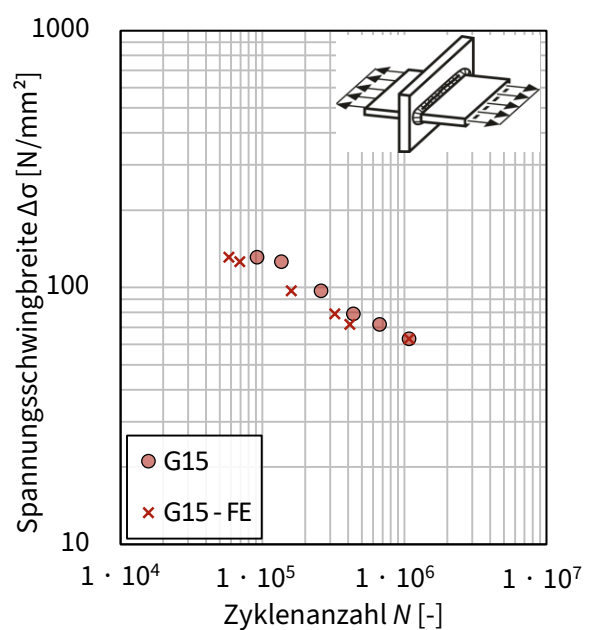


Bild 5-11: Vergleich von Versuchs- und Simulationsergebnissen der Serie G15

Die Streuung der Versuchsergebnisse lässt sich aufgrund der genauen Abbildung der Geometrie sowohl mit dem parametrisierten Submodell (FE) als auch mit dem digitalen Zwillingmodell qualitativ nachbilden (FE scan). Beide Modelle führen zur konservativen Einschätzung der Zyklenanzahl bzw. der Ermüdungsfestigkeit.

Auch im Fall des Versagens von der Nahtwurzel aus kann die Ermüdungsfestigkeit der Prüfkörper durch das parametrisierte Submodell konservativ eingeschätzt werden, Bild 5-11. Die Kerbspannungswöhlerlinie wurde in diesem Fall gemäß Hinweisen des Anhangs C des DVS-Merkblatts 0905 [44] an die Versuchsergebnisse angeglichen. Für Versagen von der Schweißnahtwurzel aus zeigt Kerbspannungskerbfall 270 konservative Ergebnisse.

Die Konservativität der Kerbspannungssimulationen ist u. A. darauf zurückzuführen, dass das lokale Konzept die Rissinitiation vorhersagt [148], während sich die Prüfergebnisse auf den Bruch der Prüfkörper beziehen.

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass die Global- und Submodelle anhand der eigenen Versuchsergebnisse erfolgreich validiert wurden und somit für weitere numerische Untersuchungen angewendet werden können.

5.3 Validierung des Konzepts für den Träger mit Quersteife

5.3.1 Modellierungsannahmen

Das volumetrische Globalmodell des Trägers mit Quersteife ist in Bild 5-12 dargestellt.

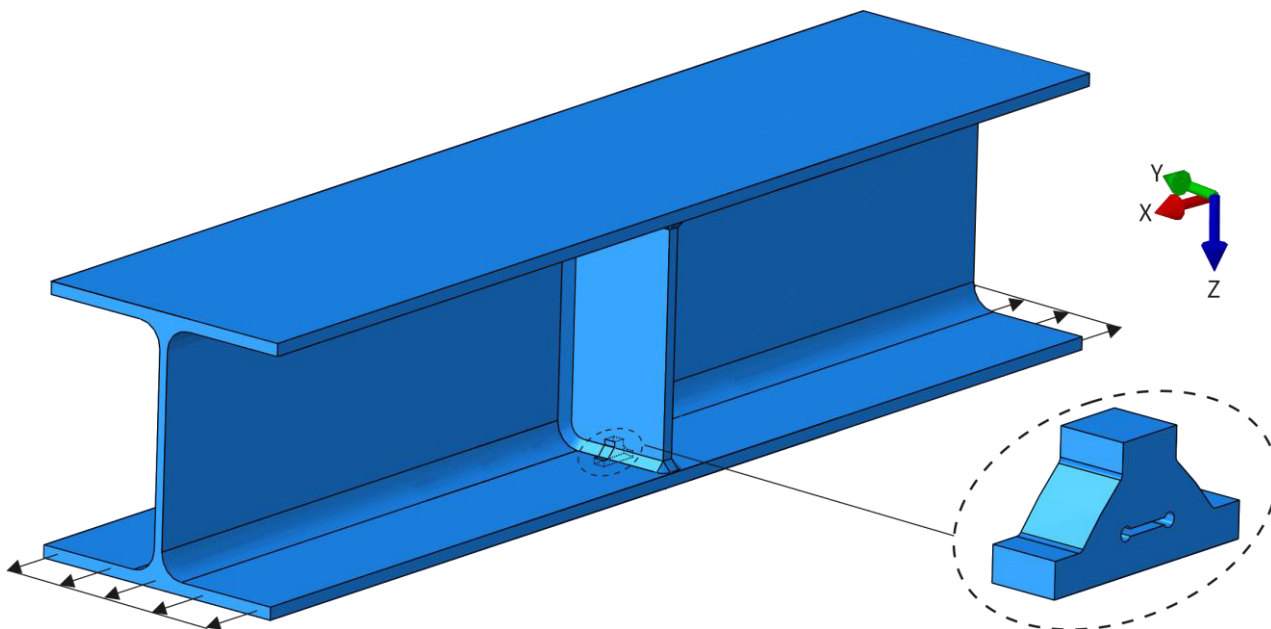


Bild 5-12: FE-Modell des I-Trägers mit Quersteife

Jegliche Abmessungen des Trägers in Form von Walz- oder Schweißprofil, der Steife und aller Schweißnähte sowie der Größe des Luftspalts sind parametrisiert. Die Belastung des Trägers erfolgt durch Vier-Punkt-Biegung, sodass der relevante Aus-

schnitt, der die Quersteife enthält, unter reiner Biegung beansprucht ist. Das elastische Materialverhalten des Stahls wird durch den Elastizitätsmodul von $E = 210.000 \text{ N/mm}^2$ und die Querkontraktionszahl von $\nu = 0,3$ beschrieben. Die maximale globale Netzgröße wird zu Gunsten der Genauigkeit der Simulation zu 5 mm festgelegt. Die Wahl des Elementtyps fällt auf Basis einer strukturierten Validierung auf volumetrische Hexaederelemente erster Ordnung mit reduzierter Integration (C3D8R).

Zur Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit einer Geometrie wird eine Beanspruchung in Form von reiner Biegung umgesetzt, die im Globalmodell eine Einheitsnennspannung von 1 N/mm^2 an der Oberkante des Unterflansches erzeugt. Die Stelle, an der die größte Hauptspannung in der Globalsimulation angezeigt wird, gibt die Lage des Submodells (in Y-Richtung) vor. Die Einheitsspannung führt am relevanten Schweißnahtübergang zwischen Naht an der Steife und Unterflansch zu einer Nennspannung von 1 N/mm^2 . Folglich entspricht die maximale Hauptspannung im Submodell am Nahtübergang dem Betrag der Kerbwirkungszahl des Nahtübergangs. Die Schweißnahtwurzel spielt für ein Ermüdungsversagen des Trägers mit Quersteife eine untergeordnete Rolle und wird in der FE-Simulation i. d. R. nicht maßgebend. Dennoch erfolgt die Modellierung des Wurzelspalts in Global- und Submodell, sodass die Spannungsverteilung realistisch abgebildet werden kann.

5.3.2 Validierung mit eigenen Versuchsergebnissen

Die experimentellen Daten von Ermüdungsversuchen an Trägern mit Quersteifen, Abschnitt 4.3, ermöglichen die Validierung des vorgestellten numerischen Modellierungskonzepts. Im Vordergrund steht die Validierung des parametrisierten Modells (Abschnitt 5.3.1), das nachfolgend für weitere numerische Rechnungen verwendet wird.

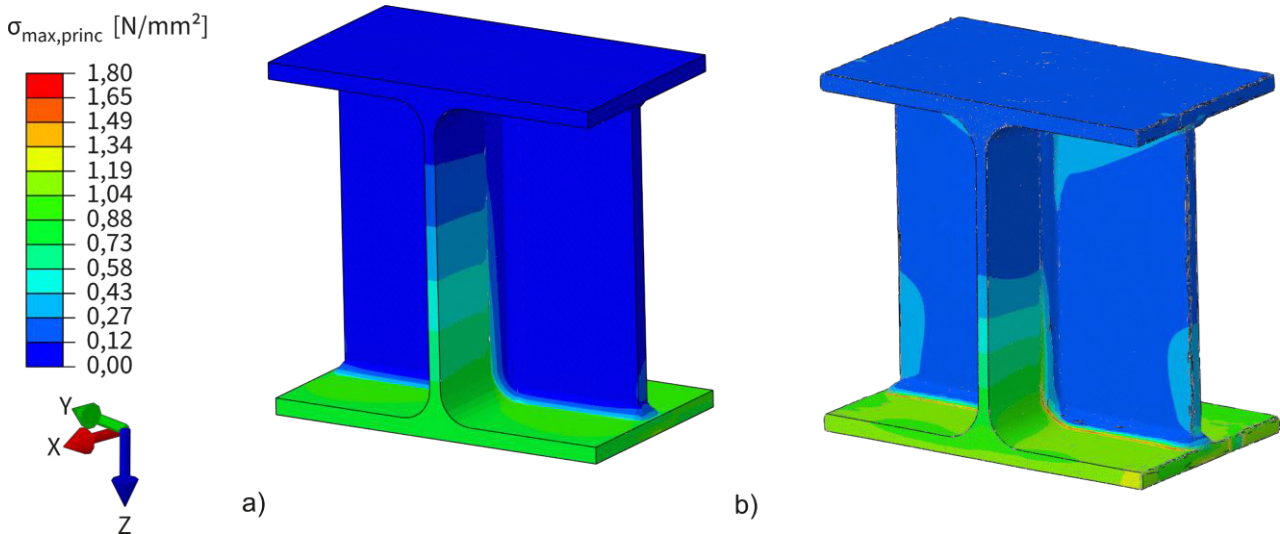


Bild 5-13: Spannungsverteilung der Globalmodelle infolge einer Einheitsbeanspruchung anhand a) des parametrisierten Modells und b) des digitalen Zwillings des Prüfkörpers S0.0-5

Ferner kann für die Versuchsnachrechnung zusätzlich ein digitaler Zwilling des Quersteifendetails herangezogen werden, der die lokale Geometrie des Prüfkörpers anhand des Scans abbildet. Auch das parametrisierte Modell enthält die anhand des Soll-Ist-Vergleichs im Mittel bestimmte reale Geometrie der Prüfkörper. Bild 5-13 zeigt die Hauptspannungsverteilungen der Globalsimulationen beider Modelle anhand der Einheitsbeanspruchung. Man erkennt bei der Spannungsverteilung des Scan-Modells allgemein leichte Unregelmäßigkeiten und im Bereich des relevanten Nahtübergangs erhöhte Werte aufgrund der Realgeometrie. Insgesamt sind die Ergebnisse vergleichbar.

Für die Nachrechnung der Ermüdungsversuche wurde das parametrisierte Modell leicht angepasst. Die Nachgiebigkeit des Versuchsaufbaus wurde durch elastische Federn modelliert.

Validierung mit Dehnungs- und Verschiebungsverläufen. Zur Validierung des Globalmodells dienen die während der Versuche aufgezeichneten Dehnungs- und Verschiebungsverläufe, siehe Abschnitt 4.3.4. Die Beanspruchung des Trägers mit Quersteife wird über einen gemessenen Kraftzyklus des niederfrequenten Versuchs durch 100 Einzelwerte aufgebracht. Bild 5-14 und Bild 5-15 zeigen beispielhaft Dehnungs- und Verschiebungszeitverläufe aus Versuch und Simulation eines S1.5-Prüfkörpers.

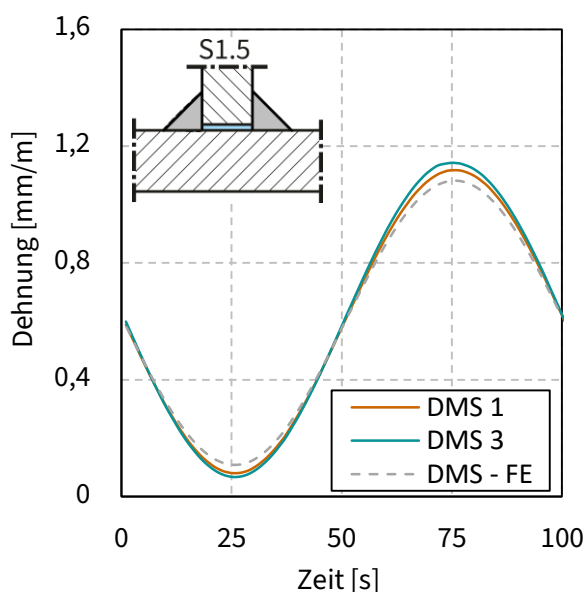


Bild 5-14: Dehnungs-Zeit-Verläufe aus Versuch und FE-Simulation von S1.5-3

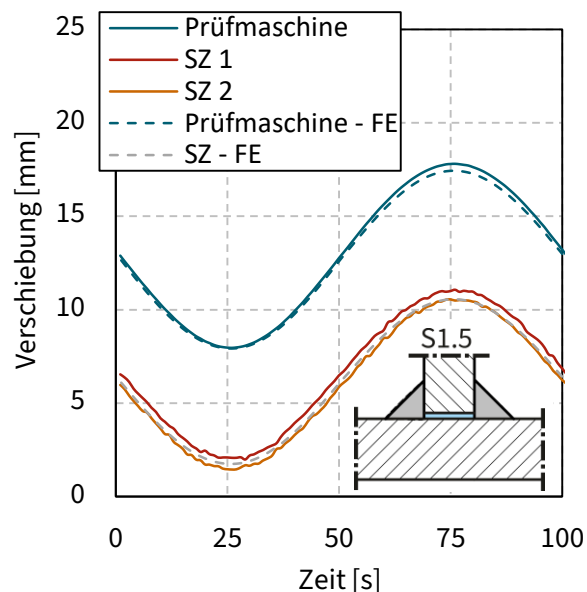


Bild 5-15: Verschiebungs-Zeit-Verläufe aus Versuch und FE-Simulation von S1.5-3

Die Darstellung umfasst nur zwei DMS-Verläufe, da diese mit jenen der zwei übrigen DMS nahezu identisch sind. Die im Versuch gemessenen Verformungsgrößen können durch das parametrisierte FE-Modell sehr gut simuliert werden, sodass das Globalmodell als validiert angesehen werden kann.

Validierung mit Versagensort und Ermüdungsfestigkeit. Neben der Globalmodellvalidierung muss ebenfalls gezeigt werden, dass das Submodell unter Anwendung

des Kerbspannungskonzepts geeignet ist, die experimentell ermittelte Ermüdungsfestigkeit wiederzugeben. Zu diesem Zweck werden der Versagensort (Ort der maximalen Spannung) und die Ermüdungsfestigkeit (Größe der maximalen Spannung) betrachtet. Bild 5-16 zeigt anhand zweier Beispiele, dass der experimentell festgestellte Versagensort am Schweißnahtübergang auch im Simulationsergebnis die maßgebende Stelle darstellt.

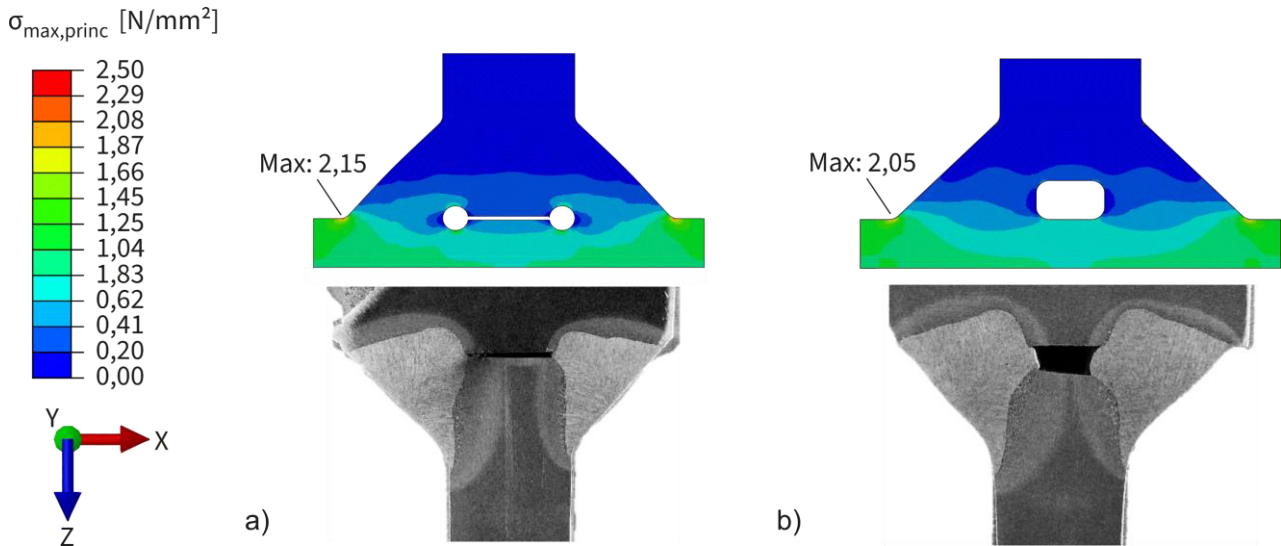


Bild 5-16: Spannungsverteilung und zugehörige Bruchbilder der Prüfkörper a) S0.0-2 und b) S3.0-4

Zum Vergleich der Ermüdungsfestigkeit in Simulation und Versuch dienen die Auswertung der Kerbspannungen und die anschließende Umrechnung in Kerbfälle gemäß Gl. 5.2 und Gl. 5.3. Die Kerbspannung wird sowohl anhand des parametrisierten Modells als auch anhand des digitalen Zwillings ausgewertet.

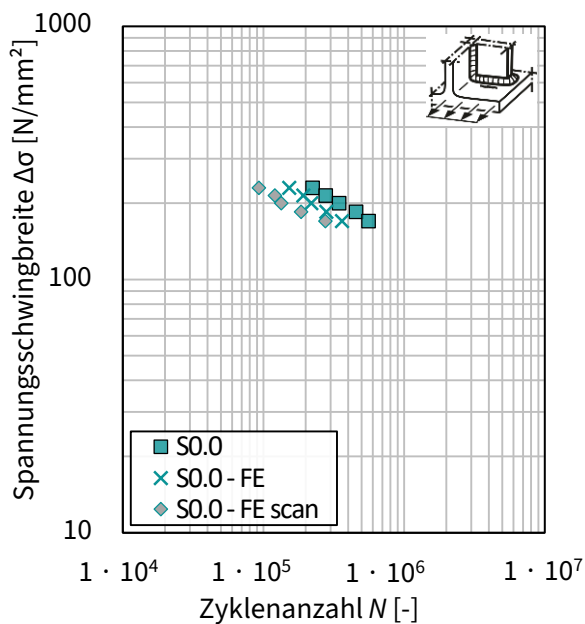


Bild 5-17: Vergleich von Versuchs- und Simulationsergebnissen der Serie S0.0

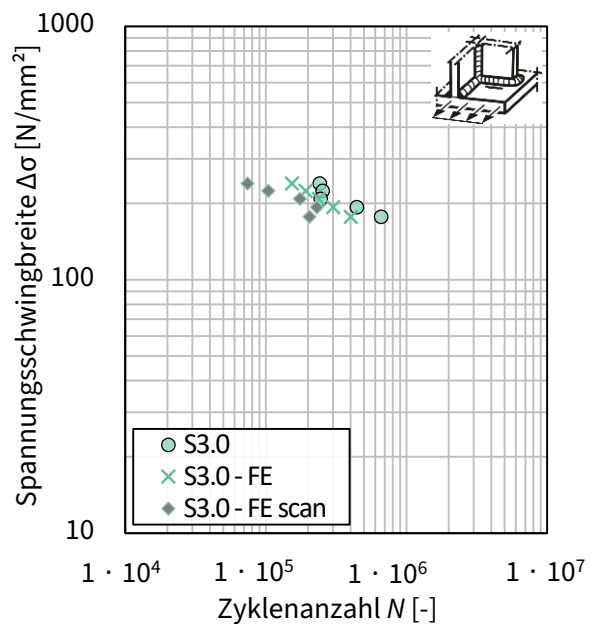


Bild 5-18: Vergleich von Versuchs- und Simulationsergebnissen der Serie S3.0

Der Vergleich zwischen Versuch und FE wird anhand von Zyklenanzahlen gemäß Gl. 5.4 realisiert, während die Nennspannungsschwingbreite als Referenz unverändert bleibt. Bild 5-17 und Bild 5-18 zeigen die Ergebnisse der Versuche und Simulationen der Serien S0.0 und S3.0. Die Größe der Streuung der Versuchsserien zeigt sich auch bei der Betrachtung der FE-Ergebnisse: Während die Streuung in Serie S0.0 sehr gering ausfällt, streuen die Ergebnisse der Serie S3.0 etwas stärker. In jeder Simulation wird die experimentell ermittelte Ermüdungsfestigkeit konservativ abgebildet. Die digitalen Zwillingsmodelle (FE scan) führen zu konservativeren Ergebnissen als jene des parametrisierten Modells (FE). Dies spiegelt die anhand von Bild 5-13 festgestellten Tendenzen wider.

Insgesamt kann festgehalten werden, dass die parametrisierten Global- und Submodelle anhand des zweistufigen Validierungsprozesses zur Anwendung in einer numerischen Studie als geeignet angesehen werden können.

6 Kerbspannungsberechnungen zum Einfluss von Schweißnahtimperfectionen auf die Ermüdungsfestigkeit

6.1 Einführung

Regelungen zur Ermüdungsfestigkeit von konstruktiven Details sind stets auf der Basis von experimentellen Versuchen herzuleiten; des Weiteren ist es für die Ableitung allgemeiner Regelungen ratsam ein großes Spektrum praxisrelevanter Konstruktionsausführungen zu betrachten, das auch Grenzfälle einbezieht. In den vorgestellten Untersuchungen dienen anhand von Ermüdungsversuchen validierte FE-Modelle, Kapitel 5, der Erweiterung des experimentellen Untersuchungsraums. Zur Bewertung des Einflusses von Schweißnahtimperfectionen auf die Ermüdungsfestigkeit unterschiedlicher Bauteile muss zunächst die Auswirkung des nominellen Geometrieinflusses bekannt sein, Abschnitt 6.2. Aufbauend auf den Kenntnissen zum nominellen Geometrieinfluss kann nachfolgend der Einfluss von Schweißnahtimperfectionen für Bauteile unterschiedlicher Skala bestimmt werden, Abschnitt 6.3. Für einen großen Untersuchungsbereich enthalten die Studien auch Grenzwerte und umfassen mehrere tausend Einzelsimulationen.

6.2 Einfluss der nominellen Geometrie auf die Ermüdungsfestigkeit

6.2.1 Nominelle Geometrieinflüsse bei den Kreuzstoßdetails

Einführung. Die Betrachtung der Geometrieinflüsse am Kreuzstoß erfolgt getrennt für potentielle Rissbildungen am Schweißnahtübergang und von der Schweißnahtwurzel aus. Ferner werden voll durchgeschweißte sowie reine Kehlnahtausführungen separat betrachtet.

Grundlage der Analysen stellt das anhand der Versuche validierte FE-Modell dar, Abschnitt 5.2.2. Zur Untersuchung möglicher Geometrieinflüsse werden

- die Anschlussblechdicke t_{CP} ,
- die Grundblechdicke t_{BP} ,
- die Schweißnahtdicke a und
- der Schweißnahtwinkel θ_{CP} (nur bei voller Durchschweißung)

variiert. Siehe Bild 2-11 bezüglich der Definition der Geometrieparameter.

Dabei werden für die Bleche übliche Blechdicken zwischen 8 mm und 100 mm betrachtet. Die Schweißnahtdicken beschränken sich auf ganzzahlige Werte, die größer als oder gleich 3 mm sind. Bei von Kehlnähten abweichenden Ausführungsformen kommen in der Praxis häufig flachere Nahtwinkel als 45° zum Einsatz [149], deren Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit ebenfalls untersucht wird.

Nicht gezielt variiert werden die Höhe des Grundblechs, die Breite des Stoßes und die Länge des Anschlussblechs. Diese Größen spielen eine untergeordnete Rolle und werden basierend auf einer Validierung nach Abhängigkeit der Anschlussblechdicke ausreichend groß dimensioniert, sodass konservative Spannungswerte resultieren. Auch die Diskretisierung in Global- und Submodell wird auf Basis der Validierung ausreichend fein gewählt. Für weitere Modellierungsdetails wird auf Abschnitt 5.2.1 verwiesen.

Versagen am Schweißnahtübergang. Bei Kreuzstößen mit Versagen am Schweißnahtübergang muss zwischen durchgeschweißten und nicht voll durchgeschweißten Ausführungsformen unterschieden werden. Insgesamt wurden 1000 Simulationen an Kreuzstößen mit **voller Durchschweißung** durchgeführt. Die untersuchten Geometrien umfassen

- Anschlussblechdicken t_{CP} zwischen 8 mm und 100 mm,
- Grundblechdicken t_{BP} zwischen 8 mm und 100 mm,
- Schweißnahtwinkel θ_{CP} zwischen 15° und 55° sowie
- relative Nahtdicken a/t_{CP} zwischen 0,1 und 0,5.

Diese Größen stellen teils extreme Grenzwerte da, um neben Standardausführungen ebenfalls außergewöhnliche Geometrien in die Analysen miteinzuschließen.

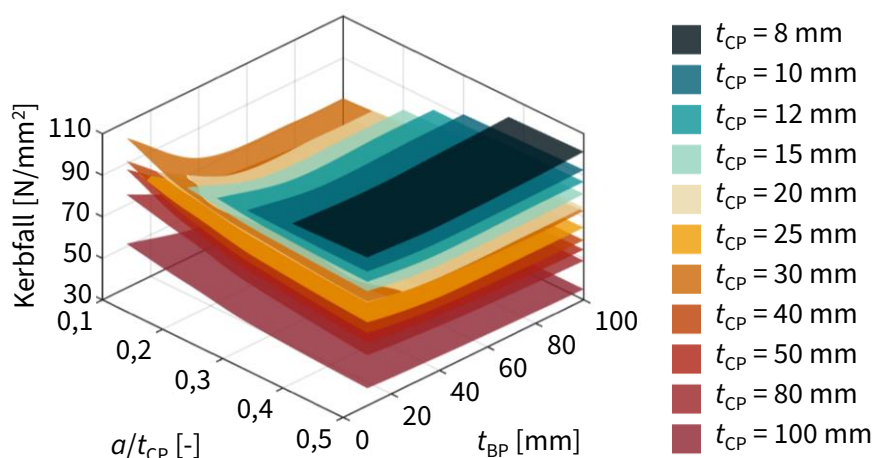


Bild 6-1: Kerbfall für Versagen am Schweißnahtübergang des Kreuzstoßes (volle Durchschweißung) in Abhängigkeit von t_{BP} und a/t_{CP} , $\theta_{CP} = 45^\circ$

Bild 6-1 zeigt die über Simulationen ermittelten Kerbfälle für Versagen am Nahtübergang von Kreuzstößen mit voller Durchschweißung in Abhängigkeit von der Blechdicke sowie der Schweißnahtdicke, ausschließlich für Nahtwinkel von 45° . Zunächst fällt eine ausgeprägte Abhängigkeit der Ermü-

dungsfestigkeit von der Dicke des Anschlussblechs t_{CP} auf: Dickere Bleche weisen geringere Kerbfälle auf. Anhand der Simulationsergebnisse finden sich bei kleinen Schweißnahtdicken mit ca. $a/t_{CP} < 0,2$ und kleinen Grundblechdicken mit ca. $t_{BP} < 40$ mm erhöhte Kerbfälle. Zur Veranschaulichung dieser Ergebnisse zeigt Bild 6-2 Spannungsverteilungen zweier Globalmodelle mit einer mittleren Anschlussblechdicke, kleinen Schweißnahtdicken und verschiedenen Grundblechdicken. Bei der Kombination kleiner Nahtdicken und kleiner Grundblechdicken findet kaum eine Spannungsumlagerung von der Schweißnaht in das Grundblech statt, Bild 6-2 a).

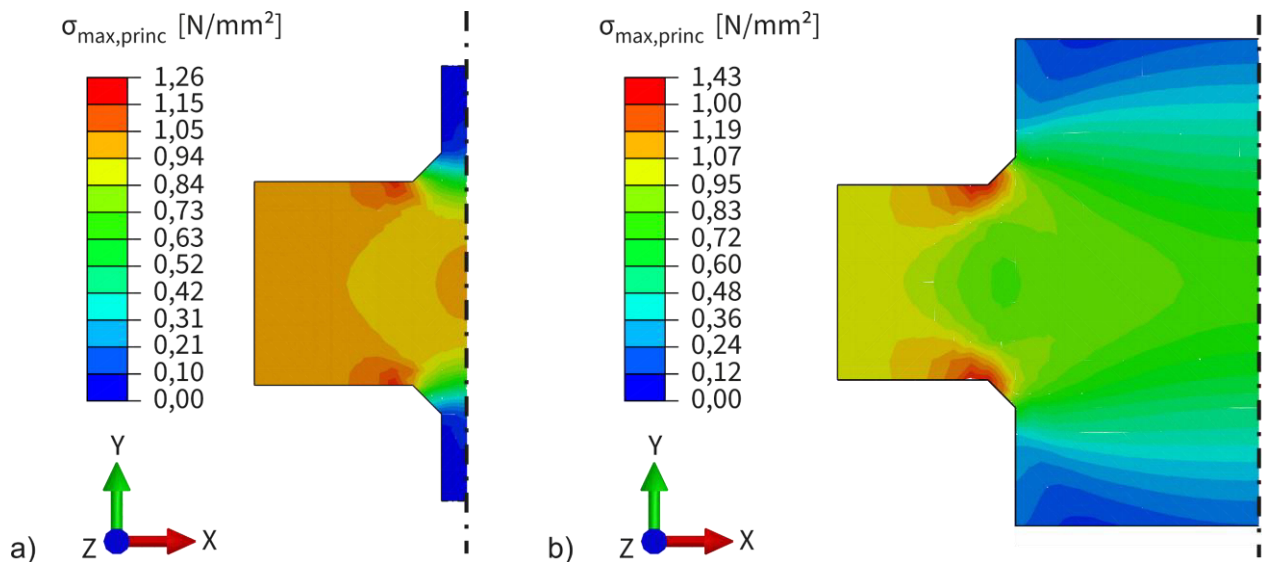


Bild 6-2: Spannungsverteilungen zweier Globalmodelle mit $t_{\text{CP}} = 40 \text{ mm}$, $a = 4 \text{ mm}$, $\theta_{\text{CP}} = 45^\circ$ und
a) $t_{\text{BP}} = 10 \text{ mm}$ und b) $t_{\text{BP}} = 100 \text{ mm}$

Dies führt dazu, dass Spannungskonzentrationen am Schweißnahtübergang zwischen Anschlussblech und Naht geringer ausfallen als bei Stößen mit dickeren Grundblechen. Bei im Vergleich zur Dicke des Anschlussblechs dickeren Grundblechen verteilen sich die Spannungen stärker über die Höhe des Grundblechs, sodass sich größere Spannungskonzentrationen am Übergang feststellen lassen, Bild 6-2 b). Dieses Phänomen zeigt sich bei dickeren Anschlussblechen stärker als bei dünneren, da hier die möglichen Verhältnisse zwischen Anschlussblechdicke und Grundblechdicke extremer sind. Der positive Einfluss durch kleine Nähte auf die Kerbspannung bei dünnen Grundblechen zeigt sich nur bei sehr kleinen Verhältnissen von ca. $t_{\text{BP}}/t_{\text{CP}} < 0,4$. Bei dickeren Grundblechen $t_{\text{BP}}/t_{\text{CP}} > 0,4$ hat die Schweißnahtdicke kaum einen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit. Der Kraftfluss findet hauptsächlich im Bereich des Anschlussblechs statt.

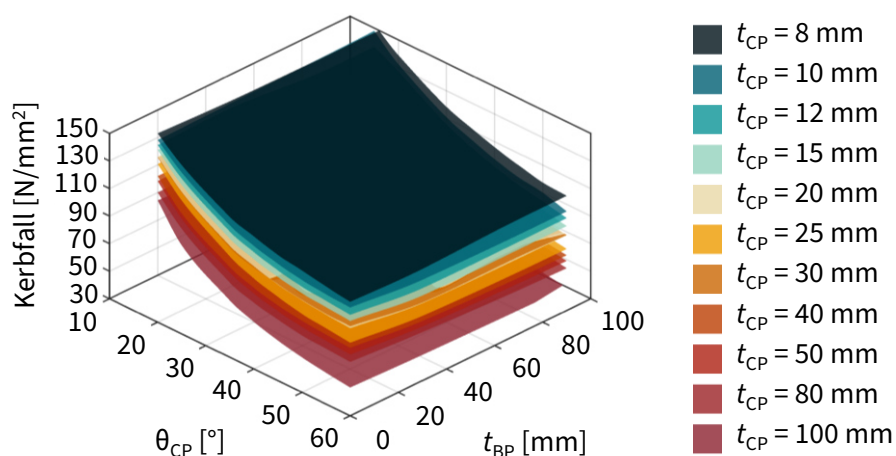


Bild 6-3: Kerbfall für Versagen am Schweißnahtübergang des Kreuzstoßes (volle Durchschweißung) in Abhängigkeit von t_{BP} und θ_{CP} , $a/t_{\text{CP}} = 0,5$

Für eine konstante relative Schweißnahtdicke von $a/t_{\text{CP}} = 0,5$ zeigt Bild 6-3 den Einfluss des Schweißnahtwinkels am Anschlussblech θ_{CP} auf den Kerbfall für Versagen am Schweißnahtübergang von Kreuzstößen mit voller Durchschweißung.

In diesem Bereich von a/t_{CP} zeigt sich kaum ein Einfluss der Grundblechdicke. Es lässt sich aber feststellen, dass mit geringer werdendem Nahtwinkel am Anschlussblech der Kerbfall am Schweißnahtübergang steigt. Durch den flachen Winkel am Schweißnahtübergang ergeben sich dort geringere Spannungskonzentrationen, die zu höheren Kerbfällen führen. Es lässt sich gleichwohl auch feststellen, dass Spannungen am größeren Winkel zwischen Grundblech und Schweißnaht größer werden. Bei dicken Grundblechen kann ein Versagen am Nahtübergang zwischen Grundblech und Schweißnaht maßgebend werden. Dies trifft bei kleinen Schweißnahtwinkeln am Anschlussblech $\theta_{CP} < 30^\circ$ zu.

Vergleichend zu den Simulationen voll durchgeschweißter Nahtausführungen umfasst der Untersuchungsrahmen ebenfalls Kreuzstöße mit reinen **Kehlnähten** und Spaltbreiten in Größe der Anschlussblechdicke. Hier kommt sowohl ein Versagen am Schweißnahtübergang sowie eines von der Nahtwurzel aus in Frage.

In Form von 700 Simulationen umfassen die untersuchten Modelle

- Anschlussblechdicken t_{CP} zwischen 8 mm und 40 mm,
- Grundblechdicken t_{BP} zwischen 8 mm und 100 mm sowie
- relative Nahtdicken a/t_{CP} zwischen 0,3 und 1,0.

Zunächst wird das Versagen am Schweißnahtübergang betrachtet, Bild 6-4. Bei größeren Blechdicken als 40 mm können Kehlnähte unwirtschaftlich sein [149], sodass

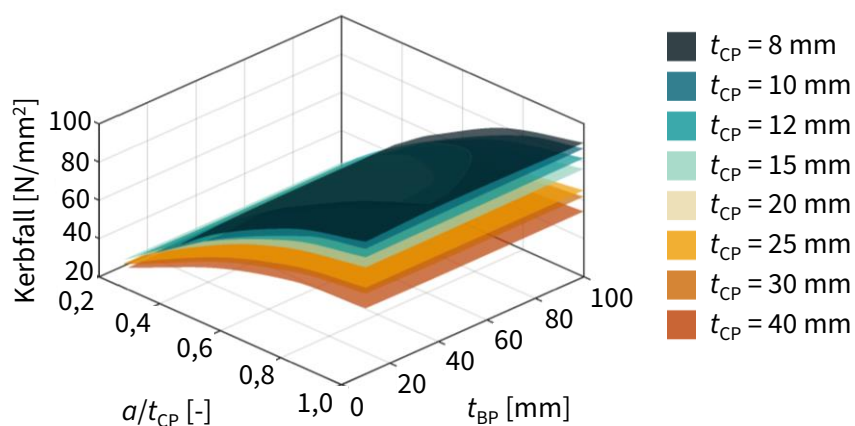


Bild 6-4: Kerbfall für Versagen am Schweißnahtübergang des Kreuzstoßes (Kehlnähte) in Abhängigkeit von t_{BP} und a/t_{CP}

diese Dicken außen vor gelassen werden. Da die Kraftübertragung am Kreuzstoß mit reinen Kehlnähten lediglich über die Schweißnaht erfolgt, wurden ebenfalls größere Schweißnahtdicken bis zu $a/t_{CP} = 1,0$ betrachtet.

Der Blechdikeneinfluss des Anschlussblechs auf die Ermüdungsfestigkeit, der bereits für Ausführungen mit voller Durchschweißung gezeigt wurde, lässt sich auch für Kehlnahtausführungen feststellen. Ferner hat die Schweißnahtdicke bei der Ausführung mit reinen Kehlnähten einen deutlichen Einfluss, während die Grundblechdicke sich auf die Ermüdungsfestigkeit kaum auswirkt. Mit steigender Schweißnahtdicke lassen sich größere Kerbfälle feststellen.

Zur Erläuterung dieses Phänomens zeigt Bild 6-5 in Teil b) und c) die Spannungsverteilungen zweier Submodelle von Kreuzstößen mit kleineren und größeren Kehlnahtdicken. Bei kleinen Schweißnähten führt die Spannungumlagerung vom An-

schlussblech in die Schweißnaht durch den Restspalt zu hohen Spannungskonzentrationen am Schweißnahtübergang, Bild 6-5 b). Bei verhältnismäßig größeren Schweißnähten lässt sich hingegen durch die größere Nahtdicke eine gleichmäßigere Spannungsverteilung feststellen, Bild 6-5 c).

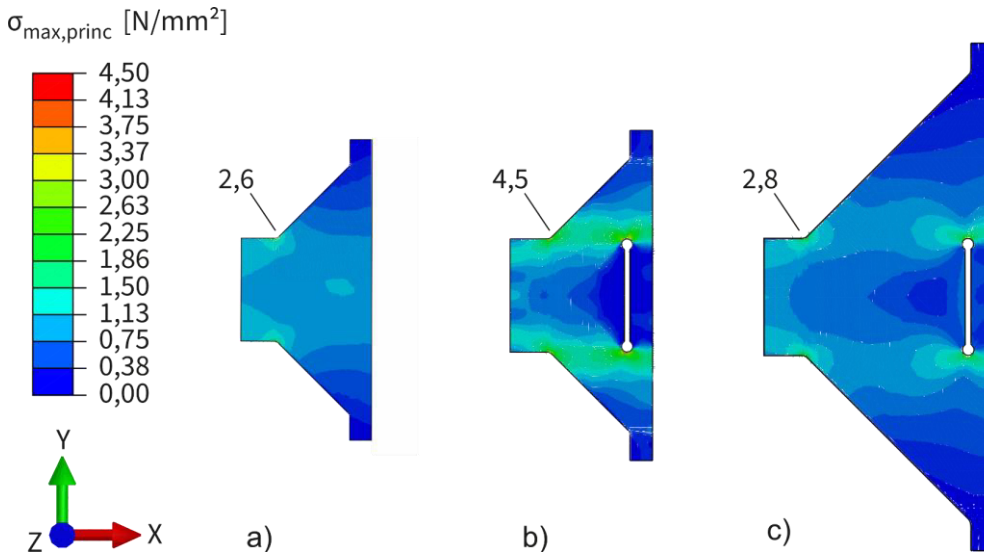


Bild 6-5: Spannungsverteilungen dreier Submodelle mit $t_{CP} = 20$ mm, $t_{BP} = 40$ mm und
a) $a = 10$ mm ohne Spalt, b) $a = 10$ mm mit Spalt und c) $a = 20$ mm mit Spalt

Da sich durch den Spalt eine maßgebliche Umlenkung der Spannungen im vorderen Bereich der Naht Richtung Anschlussblech ergibt, hat die Dicke des Grundblechs kaum einen Einfluss auf die Spannungsverteilung und den Kerbfall.

Das Vorhandensein des Spalts hat folglich einen großen Einfluss auf die Spannungsverteilung am Schweißnahtübergang, sodass sich deutliche Unterschiede zwischen der reinen Kehlnahtausführung und der Ausführung mit voller Durchschweißung ergeben. Dies wird im direkten Vergleich zweier Beispiele in Bild 6-5 in Teil a) und b) gezeigt. Der Spalt führt zu einer Umlagerung der Spannungen in die Schweißnähte, sodass auch an den Anschlussblechaußenkanten und am Schweißnahtübergang des Anschlussblechs große Spannungskonzentrationen auftreten, Bild 6-5 b). Bei Stößen ohne Spalt kann andererseits eine gleichmäßigere Spannungsverteilung festgestellt werden, da Spannungen gradlinig vom Anschlussblech durch die Mitte des Grundblechs verlaufen, Bild 6-5 a). Dies führt ebenfalls dazu, dass die Dicke der Schweißnaht in Modellen ohne Spalt kaum Einfluss auf die Spannungen am Schweißnahtübergang nimmt.

Versagen von der Schweißnahtwurzel aus. Das Versagen von der Schweißnahtwurzel aus spielt nur bei Ausführungen mit nicht vollständiger Durchschweißung eine Rolle. Betrachtet werden daher reine Kehlnahtausführungen.

Auch bei den Kerbfällen für ein Versagen von der Schweißnahtwurzel aus lassen sich Einflüsse feststellen, Bild 6-6. Ein Blechdikeneinfluss des Anschlussblechs sowie ein leichter Einfluss durch die Schweißnahtdicke sind vorhanden.

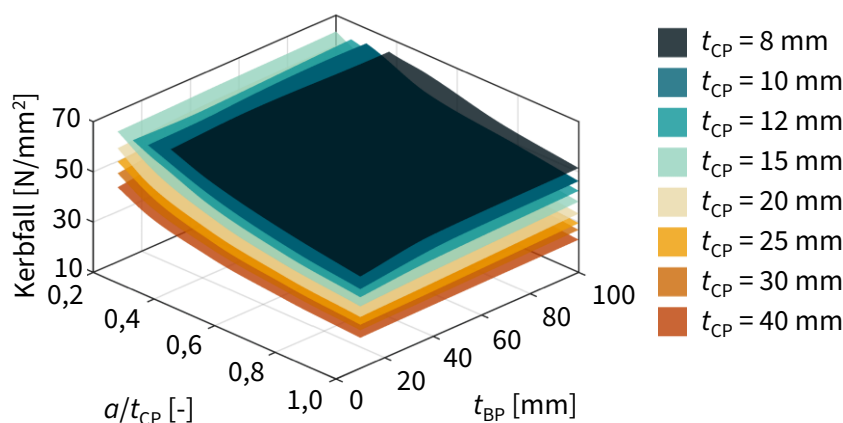


Bild 6-6: Kerbfall für Versagen von der Nahtwurzel des Kreuzstoßes aus (Kehlnähte) in Abhängigkeit von t_{BP} und a/t_{CP}

Da die Spannungen sich um die Wurzel herum konzentrieren, ist ein Einfluss der Dicke des Grundblechs kaum vorhanden.

Während sich große Nähte auf den Kerbfall für Versagen am Übergang positiv auswirken, führen diese zu geringeren Ermüdungsfestigkeitswerten der

Schweißnaht (Wurzelversagen). Dies ist insbesondere darauf zurückzuführen, dass bei großen Schweißnähten eine geringe Nennspannung in der Schweißnaht vorliegt: Nach Gl. 5.2 bezieht man zur Bestimmung der Kerbwirkungszahl die Kerbspannung auf die Nennspannung, so dass sich bei großen Schweißnähten und damit einhergehenden geringen Nennspannungen hohe Kerbwirkungszahlen und geringe Kerbfälle ergeben.

Vergleich zur Datenbank. Die anhand der Simulationsstudien erkannten Abhängigkeiten der Ermüdungsfestigkeit von der Geometrie können mit den Auswertungen auf Basis der Versuchsdatenbank [5] abgeglichen werden, siehe auch Kapitel 3:

1. Der negative Einfluss von größeren Anschlussblechdicken und größeren Schweißnahtwinkeln für den Kerbfall des Übergangsversagen beim Kreuzstoß mit voller Durchschweißung lässt sich auf Basis der Datenbankauswertungen qualitativ bestätigen.
2. Der negative Einfluss von größeren relativen Schweißnahtdicken für den Kerbfall des Versagens von der Wurzel aus zeigt sich ebenfalls bei der Neuauswertung auf Datenbankbasis.
3. Kerbfälle für ein Versagen am Nahtübergang bei Kehlnahtausführung mit besonders kleinen Schweißnähten und Kerbfälle für ein Versagen von der Nahtwurzel aus bei besonders großen Nähten können mit der Datenbankauswertung nicht abgeglichen werden; denn bei diesen extremen Geometrien ist jeweils das andere Detail versagensmaßgebend, sodass eine Aussage über die Ermüdungsfestigkeit dieser Geometriebereiche auf Basis von Versuchen nicht möglich und auch nicht zweckmäßig ist.

Vergleich zum Stand der Forschung. Forschungsarbeiten zur Ermüdungsfestigkeit von Kreuzstoßen mit unterschiedlichen Geometrien bestätigen folgende Einflüsse, siehe auch Abschnitt 2.4.2:

1. Der negative Einfluss dicker Anschlussbleche auf die Kerbfälle am Kreuzstoß ist zahlreichen Untersuchungen zu entnehmen [41, 79, 80, 150].
2. Der positive Einfluss eines flachen Winkels auf den Kerbfall am Schweißnaht-

übergang des Kreuzstoßes wurde ebenfalls bereits festgestellt [72, 76, 151].

3. Des Weiteren zeigen Studien den positiven Einfluss von kleinen Spaltbreiten (von der Kehlnahtausführung mit großem Spalt bis zur vollen Durchschweißung ohne Spalt) auf den Kerbfall am Schweißnahtübergang [151, 152, 106].
4. Der positive Einfluss großer Schweißnahtdicken auf den Kerbfall am Schweißnahtübergang ist ebenfalls bekannt [76, 106].
5. Bei gleicher Spaltbreite führen große Schweißnähte am Kreuzstoß zu einem Übergangsversagen, während kleine Nähte zu einem Versagen von der Wurzel aus führen, wie in [62, 79, 106] gezeigt.
6. Der positive Einfluss kleiner Schweißnahtdicken auf den Kerbfall für Versagen von der Wurzel aus wurde ebenfalls explizit dokumentiert [41, 106, 153].

Vergleich zum Stand der Normung. Zur Bestätigung der Ergebnisse wird des Weiteren kurz auf aus der Normung bekannte Einflussgrößen auf die Ermüdungsfestigkeit der Kerbfälle des Kreuzstoßes eingegangen, siehe auch Abschnitt 2.2.3.

Generell ist festzuhalten, dass sich einige Einflussgrößen bestätigen lassen, während andere in DIN EN 1993-1-9 [1, 14] angegebene Einflussgrößen auf Basis der Simulationsergebnisse nicht erkennbar sind. Andererseits spielen einige Geometrieinflüsse, die sich auf Basis der Simulationen zeigen, bisher in der Norm keine Rolle. Direkte Vergleiche zwischen ermittelten Einflussgrößen und Kerbfalleinstufungen in DIN EN 1993-1-9 [1, 14] (siehe auch Abschnitt 2.2.3) sind aus diesen Gründen schwierig.

Es können folgende wesentliche Erkenntnisse festgehalten werden:

1. Der negative Einfluss von dicken Anschlussblechen findet sich sowohl für den Kerbfall für Versagen am Nahtübergang als auch für Versagen von der Nahtwurzel aus in der Normung wieder: Für Nahtübergangsversagen ist dieser in DIN EN 1993-1-9 [1, 14] durch die Abstufung der Kerbfälle in Tabellenform vorhanden. Gemäß IIW-Empfehlungen [23] wird allgemein ein Blechdickenfaktor angewandt, sodass auch hier eine Abminderung der Ermüdungsfestigkeit bei großer Blechdicke zutrifft.
2. Der positive Einfluss einer kleineren Spaltbreite (volle Durchschweißung im Vergleich zur teilweisen Durchschweißung) zeigt sich z. T. in der Normung: Unterschiede zwischen der Ermüdungsfestigkeit voll- und teilweise durchgeschweißter Stöße am Schweißnahtübergang finden sich in DIN EN 1993-1-9 [1, 14] nicht. In den IIW-Empfehlungen [23] wird allerdings für volle Durchschweißung ein höherer Kerbfall als bei teilweiser Durchschweißung angegeben.
3. In DIN EN 1993-1-9 [1, 14] ist der Parameter l die Haupteinflussgröße, nach der der Kerbfall des Kreuzstoßes (Übergangsversagen) abgestuft wird. Er beschreibt den Abstand der Schweißnahtübergänge und setzt sich aus der Dicke des Grundblechs und den Schenkellängen der Schweißnähte beider Anschlussbleche zusammen. Mit größerem l findet man kleinere Kerbfälle [1, 14]. Experimentell (siehe Abschnitt 3.3.2) und numerisch zeigt sich dieser Einfluss nicht – Grundblechdicke und Schweißnahtschenkellänge haben zwar einen

Einfluss, aber dieser entspricht nicht der Kerbfallabstufung in DIN EN 1993-1-9 [1, 14]. Möglicherweise wurde der Einflussparameter l bei der Kerbfalldefinition des Kreuzstoßes der Kerbfallabstufung der Quersteife entnommen, die eine ähnliche Geometrie wie der Kreuzstoß aufweist: Bei der Quersteife ist im Gegensatz zum Kreuzstoß allerdings das Grundblech belastet und die aufgeschweißten Bleche sind unbelastet. Dies führt dazu, dass bei der Quersteife die Geometriegröße l sehr wohl einen Einfluss hat, Abschnitt 6.2.2.

4. Einflüsse der Schweißnahtdicke und des Schweißnahtwinkels finden sich in DIN EN 1993-1-9 [1, 14] nicht in expliziter Form, obwohl sie mittels numerischer Methoden gezeigt werden können, siehe oben.
5. Der positive Einfluss kleiner Schweißnahtdicken auf den Kerbfall für Versagen von der Nahtwurzel aus entspricht der Regelung in den IIW-Empfehlungen [23], nach denen für $a/t_{CP} < 0,33$ ein höherer Kerbfall als bei größeren Schweißnähten angegeben wird.

6.2.2 Nominelle Geometrieinflüsse bei den Quersteifendetails

Einführung. Die Kerbdetails der Quersteife lassen sich in die auf dem Blech aufgeschweißte Quersteife und die in einen Träger eingeschweißte Quersteife unterscheiden. Wie bereits in Abschnitt 3.3.3 gezeigt wurde, zeigen sich nur geringe Unterschiede zwischen den Ermüdungsfestigkeiten dieser Details. Die Beanspruchung des Zugbereichs eines Trägers mit eingeschweißter Quersteife ist mit einem zugbelasteten Blech mit aufgeschweißter Steife vergleichbar. Der Träger mit eingeschweißter Quersteife dient der Bewertung der Ermüdungsfestigkeit auf praxisnaher Bauteilskala und wurde aus diesem Grund für die experimentellen Untersuchungen ausgewählt, Abschnitt 4.3. Für eine allgemeine Untersuchung bietet sich allerdings das losgelöste Detail der auf dem Blech aufgeschweißten Quersteife an, das im Folgenden beschrieben wird.

Modell der auf das Grundblech aufgeschweißten Quersteife. Für die Bestimmung des Geometrie- und Imperfektionseinflusses auf die Ermüdungsfestigkeit des Quersteifendetails wird ein symmetrisches FE-Modell verwendet, das aus einem Grundblech und zwei aufgeschweißten Steifen besteht, Bild 6-7.

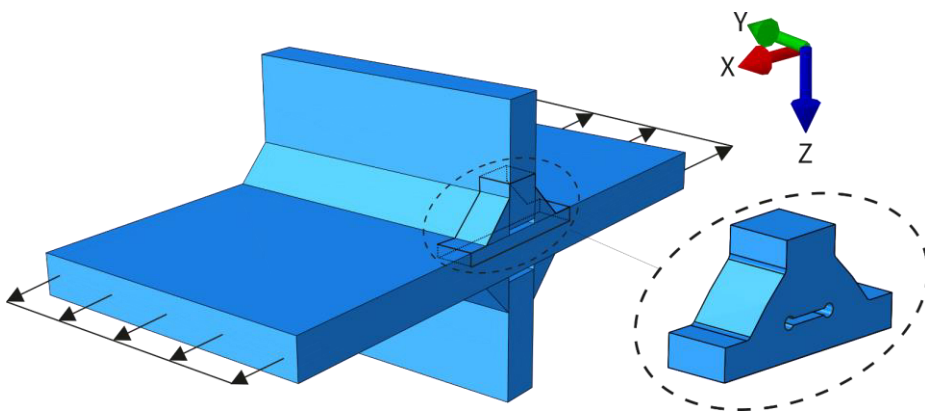


Bild 6-7: Symmetrisches FE-Modell der auf das Grundblech aufgeschweißten Quersteife

Es handelt sich um ein parametrisiertes Volumenmodell, bei dem das Grundblech eine reine Zugbeanspruchung erfährt. Modelleigenschaften bezüglich Diskretisierung, Elementtyp und Material entsprechen den anhand von Versuchen validierten Modellen, Abschnitt 5.3.1. Das Grundblech des Modells wird durch eine reine Zugbeanspruchung von 1 N/mm^2 belastet. Ferner wird die Quersteife symmetrisch auf beiden Seiten des Grundblechs modelliert, um einen direkten Vergleich zu Untersuchungen des Kreuzstoßes herzustellen: Das Kreuzstoßdetail besitzt die gleiche grundsätzliche Geometrie wie das Quersteifendetail. Der einzige Unterschied liegt in der Beanspruchung, die bei der Quersteife am Grundblech und nicht am aufgeschweißten Blech erfolgt.

Die Bestätigung der Übertragbarkeit von der im geschweißten oder gewalzten Träger eingeschweißten Steife auf die auf ein Blech aufgeschweißte Quersteife geschieht anhand von Referenzgeometrien unterschiedlicher Größenordnung. Bild 6-8 zeigt beispielhaft den Vergleich dreier Modelle, die den Abmessungen der experimentell untersuchten Versuchskörper entsprechen.

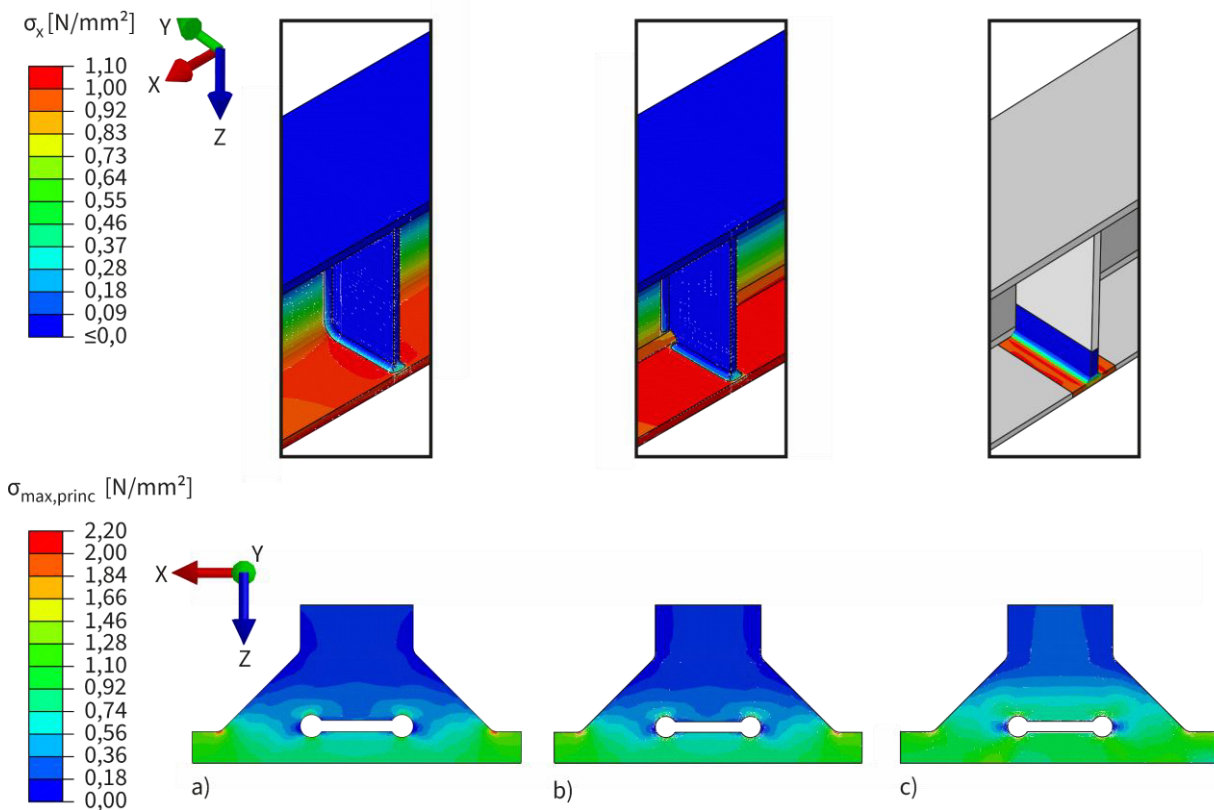


Bild 6-8: Vergleich der Globalmodell- (oben) und Submodell- (unten) Spannungsverteilungen von
 a) Steife im gewalzten Träger, b) Steife im geschweißten Träger und c) Steife auf Blech

Graue Bereiche in Teilbild c) dienen der Darstellung des Geometrieausschnitts der aufgeschweißten Quersteife und sind nicht Teil des Modells, das hier unsymmetrisch dargestellt ist. Die Längsspannungen im Globalmodell zeigen bei den drei Modellen nahezu identische Verläufe und Größenordnungen. Auch im Submodell lassen sich qualitativ und quantitativ gleichartige Hauptspannungsverteilungen feststellen. Maximale Abweichungen belaufen sich auf 5 %, sodass das Modell der Quer-

steife auf Blech für weitere Simulationsstudien als geeignetes Äquivalent der drei Details angesehen werden kann. Simulationsergebnisse der im Weiteren vorgestellten Einflussuntersuchungen zur nominellen Geometrie und zu Imperfectionen basieren aus diesem Grund auf dem Modell der aufgeschweißten Quersteife, Bild 6-7.

Einflüsse der nominellen Geometrie auf die Ermüdungsfestigkeit. Zur Untersuchung der Geometrieinflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit wurden

- Steifendicken t_s zwischen 8 mm und 100 mm,
- Grundblechdicken t_{BP} zwischen 8 mm und 100 mm sowie
- Nahtdicken a zwischen 3 mm und 10 mm

variiert. Siehe Bild 2-12 bezüglich der Definition der Geometrieparameter.

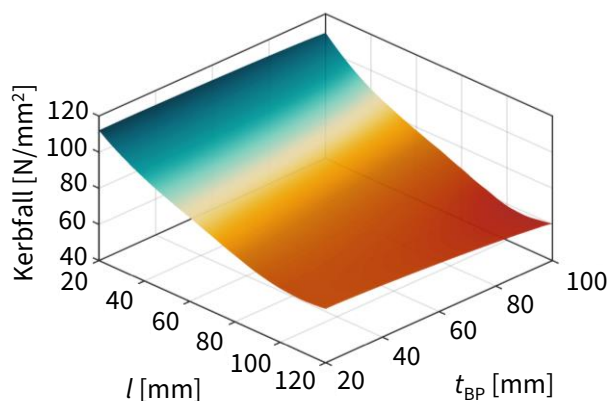


Bild 6-9: Kerbfall für die Quersteife auf Blech in Abhängigkeit von l und t_{BP}

Anders als beim Kreuzstoß spielt die Dicke der Kehlnaht zwischen Quersteife und Grundblech eine untergeordnete Rolle, sodass diese in der Praxis verhältnismäßig kleine Werte aufweist [149]. Untersuchte Schweißnahtdicken variieren aus diesem Grund zwischen 3 mm und 10 mm. Es werden gemäß üblichen Fertigungen lediglich Kehlnahtausführungen betrachtet. Untergeordnete Größen wie die Grundblechlänge, die Steifenhöhe und die Breite der Verbindung

werden basierend auf einer Validierung nach Abhängigkeit der Blechdicken ausreichend groß dimensioniert, sodass konservative Ergebnisse erzielt werden. Zudem wird die Diskretisierung in Global- und Submodell auf Basis der Validierung an die Blechdicken angepasst und ausreichend fein gewählt.

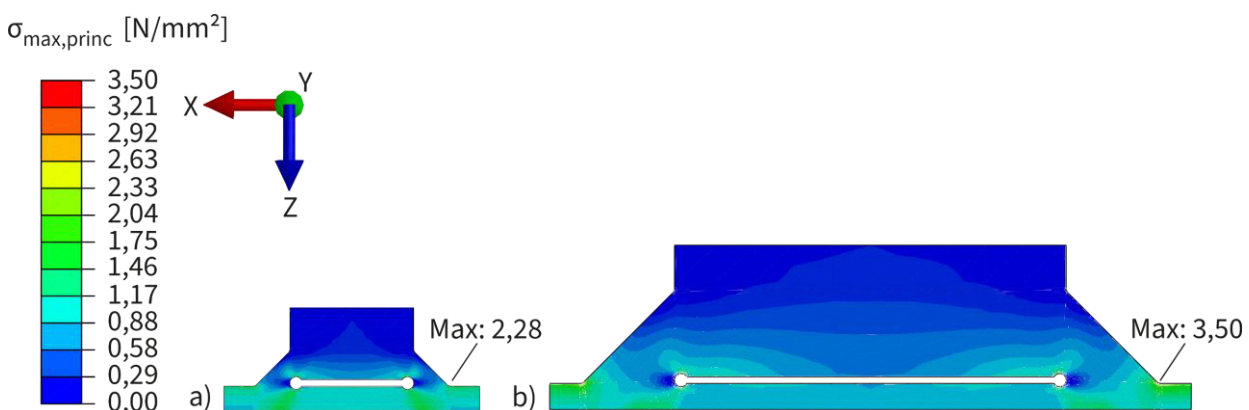


Bild 6-10: Spannungsverteilungen zweier Submodelle mit einem Abstand der Schweißnahtübergänge von a) $l = 21,3$ mm und b) $l = 88,3$ mm

Das Kerbspannungsmaximum liegt erwartungsgemäß bei nahezu allen untersuchten Geometrien der 450 Simulationen am Schweißnahtübergang zwischen Naht und Grundblech. Bei einem sehr kleinen Verhältnis von Schweißnahtdicke zu Steifendi-

cke kommen auch an der Schweißnahtwurzel hohe Kerbspannungen vor.

Sowohl die Steifendicke als auch die Nahtdicke haben einen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit der Quersteife. Diese lassen sich zum Parameter l zusammenfassen, der den Abstand der Schweißnahtübergänge angibt. Bild 6-9 zeigt den Kerbfall des Quersteifendetails in Abhängigkeit vom Geometrieparameter l und der Dicke des Grundblechs t_{BP} , die jedoch eine untergeordnete Rolle spielt. Beispielhafte Spannungsverteilungen zweier Geometrien mit unterschiedlichen Steifen- und Schweißnahtdicken zeigt Bild 6-10.

Vergleich zur Datenbank. Ein negativer Einfluss eines großen Abstands der Schweißnahtübergänge l auf die Ermüdungsfestigkeit der Quersteifendetails findet sich ebenfalls auf Datenbankbasis [5], Abschnitt 3.3.3.

Vergleich zum Stand der Forschung. International publizierte Studien zur Ermüdungsfestigkeit von Quersteifendetails bestätigen die folgenden eigens festgestellten Ergebnisse, siehe auch Abschnitt 2.4.3:

1. Zwischen Bauteilversuchen in Form von Trägern mit eingeschweißten Quersteifen und Kleinteilversuchen mit auf Bleche aufgeschweißte Quersteife finden sich kaum Unterschiede [97].
2. Die Ausführungsform der Schweißdetails der Steife im Träger, z. B. gesamte Umschweißung oder Freischnitt im Bereich des Ausrundungsradius des Walzprofils, hat keinen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit [90, 98, 154].
3. Des Weiteren zeigen Untersuchungsprogramme einen negativen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit der Quersteife mit steigendem Abstand der Schweißnahtübergänge l und steigender Grundblechdicke [81, 92].

Vergleich zum Stand der Normung. Da sich der Geometrieinfluss des Abstands der Nahtübergänge numerisch sowie experimentell zeigen lässt, hat er auch Eingang in die Normung gefunden, siehe auch Abschnitt 2.2.3. In DIN EN 1993-1-9 [1, 14] findet sich eine Kerbfallabstufung von 80 N/mm² bei $l \leq 50$ mm auf 71 N/mm² für $50 \text{ mm} \leq l \leq 80$ mm. Die Kerbspannungsberechnungen zeigen tendenziell eine leicht größere Abhängigkeit. Dies führt im kleinen l -Bereich zu höheren Kerbfällen. Ferner wird die Kerbfalldefinition für größere l -Werte als 80 mm ermöglicht, wobei die Kerbfälle mit steigendem l -Wert geringer werden. In den IIW-Empfehlungen [23] werden die Kerbfälle 80 und 71 nicht nach l , sondern nach dem Blechdickenverhältnis der Steife und des Grundblechs kategorisiert.

6.2.3 Fazit

Die Kerbspannungsberechnungen der Kreuzstoß- und Quersteifendetails zeigen nominelle Geometrieinflüsse auf die Ermüdungsfestigkeitswerte. Die Erkenntnisse fließen in die Festlegung neuer Kerbfalltabellen zu den Kreuzstoß- und Quersteifen-detaills ein, die unter Abschnitt 8.2.1 als Basiskerbfälle Anwendung finden. Eine Diskussion der nominellen Geometrieinflüsse findet sich in Abschnitt 8.6.

6.3 Einfluss von Schweißnahtimperfectionen auf die Ermüdungsfestigkeit

6.3.1 Grundlagen

Allgemeines. Nachdem die Einflüsse der nominellen Geometrie sowie der Schweißnahtausführung auf die Ermüdungsfestigkeit der Kreuzstoß- sowie der Quersteifen-details bestimmt wurden, kann eine Beurteilung zur Auswirkung von Schweißnahtimperfectionen erfolgen.

In den Abschnitten 4.2.2 und 4.3.2 wurden die Messungen von Imperfectionsgrößen an Kreuzstoß- und Quersteifenprüfkörpern vorgestellt, die einige relevante Schweißnahtungängen aufgezeigt haben. Die Untersuchungen des Einflusses jener maßgeblichen Imperfectionen erfolgt nun auf Basis unterschiedlicher Ausführungen und nominellen Geometrien der untersuchten Details, sodass allgemeingültige Aussagen getroffen werden können.

Referenzmodelle. Um Einflüsse durch Schweißnahtimperfectionen allgemein untersuchen zu können und gleichzeitig den Simulationsaufwand effizient zu gestalten, werden repräsentative Referenzmodelle definiert. Die Referenzmodelle decken den untersuchten Geometriebereich ab, sodass Imperfectionseinflüsse auf praxisrelevanten Skalen erfasst werden können. Die Eigenschaften der Modelle sind in Abschnitt 6.3.2 und 6.3.3 für die unterschiedlichen Details beschrieben.

Ermittlung der Spannungserhöhung. Um die Spannungserhöhung durch eine Imperfection unabhängig vom Basiskerbfall darstellen zu können, wird der Spannungserhöhungsfaktor k_{Imp} eigens eingeführt. Dieser Faktor gibt – in Anlehnung an übliche Spannungskonzentrationsfaktoren – die Spannungserhöhung am Nahtübergang an, die durch eine Imperfection entsteht. Er wird bestimmt, indem die Kerbspannungsdifferenz einer Simulation mit Imperfection auf die Kerbspannung einer analogen Simulation ohne Imperfection normiert wird, Gl. 6.1.

$$k_{\text{Imp}} = \frac{\sigma_{\text{Notch, Imp}} - \sigma_{\text{Notch}}}{\sigma_{\text{Notch}}} \quad \text{Gl. 6.1}$$

In den folgenden Abschnitten wird auf die Spannungserhöhung infolge der Imperfectionen

- ungenügende Durschweißung bzw. Wurzelbindefehler,
- schlechte Passung bei Kehlnähten,
- Schweißnahtüberhöhung (beinhaltet den schroffen Übergang),
- Einbrandkerbe,
- übermäßige Asymmetrie bei Kehlnähten und
- Kantenversatz

bei den Details des Kreuzstoßes und der Quersteife eingegangen.

6.3.2 Imperfektionseinflüsse bei den Kreuzstoßdetails

Referenzmodelle. Referenzmodelle zur Untersuchung der spannungserhöhenden Wirkung durch Schweißnahtimperfektionen umfassen 27 Modelle für Kreuzstöße mit Kehlnähten sowie 36 Modelle mit voll durchgeschweißter Ausführungsform. Die Ausführung mit Kehlnähten umfasst folgende nominelle Geometriegrößen:

- Anschlussblechdicken t_{CP} von 10 mm, 20 mm und 40 mm,
- Grundblechdicken t_{BP} von 10 mm, 40 mm und 80 mm sowie
- Nahtdickenverhältnisse a/t_{CP} von 0,5, 0,7 und 1,0.

Untersuchungen an voll durchgeschweißten Stößen wurden an Details mit

- Anschlussblechdicken t_{CP} von 10 mm, 40 mm und 80 mm,
- Grundblechdicken t_{BP} von 10 mm und 80 mm,
- Nahtdickenverhältnissen a/t_{CP} von 0,1 und 0,5 sowie
- Nahtwinkeln θ_{CP} von 25°, 35° und 45° durchgeführt.

Ziel der Analyse der Imperfektionseinflüsse anhand dieser unterschiedlichen Referenzmodelle ist die Ermittlung allgemeiner Gesetzmäßigkeiten.

Die Analyse des Einflusses eines Restspalts auf das Ermüdungsverhalten am Kreuzstoß konzentriert sich – anders als die Analyse der übrigen Imperfektionen – nicht auf die Spannungserhöhung, sondern auf den Versagensort.

Versagensort – Einfluss eines Restspalts. Ein unplanmäßiger Restspalt kann durch eine ungenügende Durchschweißung oder einen Wurzelbindefehler entstehen. Ziel der vorgestellten Untersuchungen ist es die Größe des Restspalts festzustellen, die klein genug ist, um ein Versagen am Übergang nach sich zu ziehen. Ein Versagen von der Wurzel aus wird dann nicht maßgebend und muss beim Ermüdungsnachweis nicht betrachtet werden, was i. d. R. zu höheren Ermüdungsfestigkeiten führt.

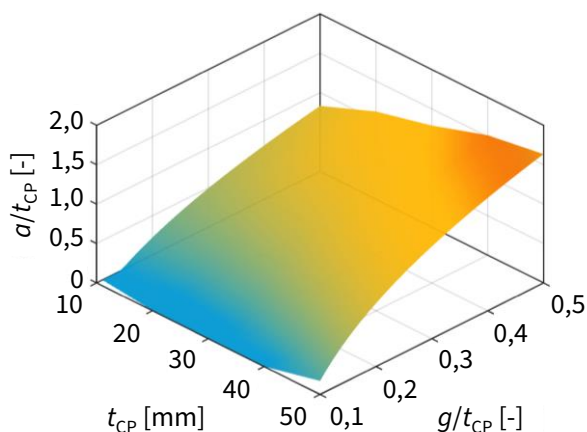


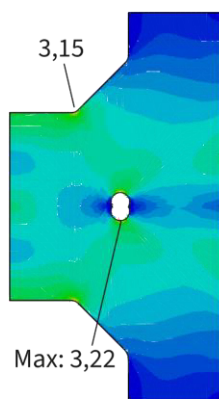
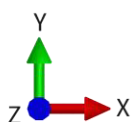
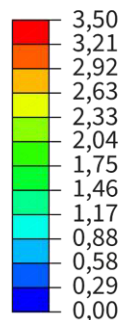
Bild 6-11: Erforderliche Schweißnahtdicke für ein Übergangsversagen am Kreuzstoß mit Restspalt für $t_{BP} = 10$ mm

Die kritische Restspaltgröße g hängt von den geometrischen Größen des Details ab. Betrachtet wurden Anschlussblechdicken von 10 mm bis 50 mm bei Grundblechdicken von 10 mm bis 100 mm. Für Restspaltbreiten zwischen 2 mm und $0,5 t_{CP}$ wird die Kehlnahtdicke a bestimmt, ab der die Kerbspannung am Übergang größer ist als jene an der Wurzel. Bild 6-11 zeigt die mittels Kerbspannungsberechnungen bestimmte Grenzfläche. Mit steigender Spaltbreite wird eine größere Nahtdicke benötigt, um ein Versagen am Nahtübergang zu erzielen, Bild 6-12. Bei dickeren

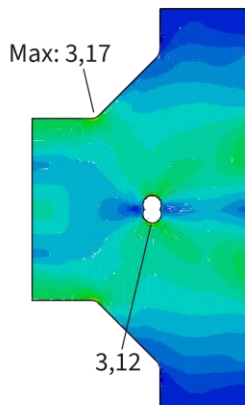
Anschlussblechen sind größere relative Schweißnahtdicken erforderlich als bei dünneren Blechen, was eine größere Blechdickenabhängigkeit beim Versagen am

Übergang als bei einem Versagen von der Wurzel aus zeigt. An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass nicht die Ermüdungsfestigkeit der Details betrachtet wird, sondern der maßgebliche Versagensort, der durch die größere Kerbwirkungszahl definiert wird. Es erfolgt an der Wurzel keine Umrechnung der Kerbwirkungszahl auf den Widerstand der Schweißnaht, so dass eine einheitliche Basis zur Bestimmung des Versagensortes gegeben ist.

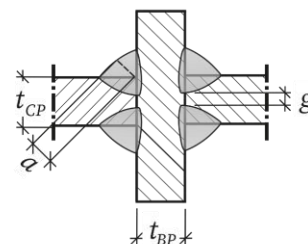
$\sigma_{\max, \text{princ}}$ [N/mm²]



a)



b)



c)

Bild 6-12: Spannungsverteilungen zweier Submodelle mit $t_{CP} = 20$ mm, $t_{BP} = 10$ mm, Restspalt $g = 3$ mm und a) $a = 4$ mm, b) $a = 5$ mm sowie c) Bezeichnungen

Spannungserhöhung durch eine Schweißnahtüberhöhung. Zur Einflussbestimmung der Spannungserhöhung durch eine Schweißnahtüberhöhung (bzw. einen schroffen Übergang) dienen die Referenzmodelle des Kreuzstoßes mit Kehlnähten sowie jene mit voller Durchschweißung.

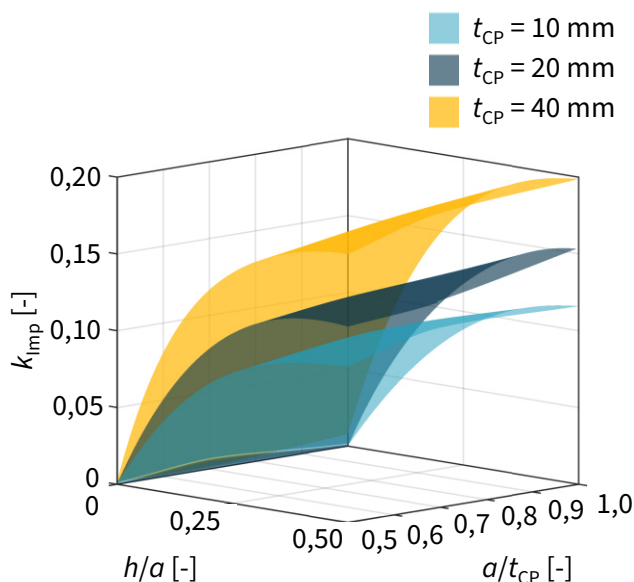


Bild 6-13: Spannungserhöhungsfaktor infolge einer Überhöhung, Kreuzstoß, Kehlnähte, $t_{BP} = 10$ mm

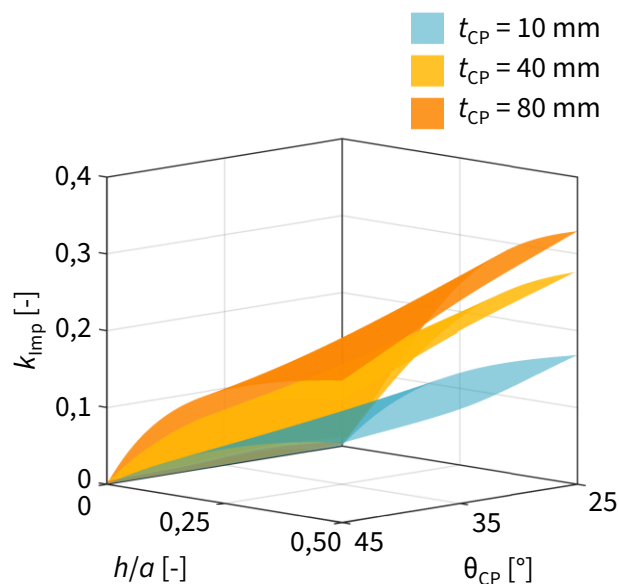


Bild 6-14: Spannungserhöhungsfaktor infolge einer Überhöhung, Kreuzstoß, volle Durchschweißung, $t_{BP} = 80$ mm, $a/t = 0,5$

Die Referenzmodelle wurden mit verschiedenen Schweißnahtüberhöhungen unter Anwendung des Kerbspannungskonzepts numerisch simuliert. Bild 6-13 zeigt den Spannungserhöhungsfaktor am Nahtübergang des Kreuzstoßes mit Kehlnähten in Abhängigkeit von der Anschlussblechdicke und des Nahtdickenverhältnisses für verschiedene Überhöhungen. Im Bereich kleiner Imperfektionen $h/a < 0,25$ zeigen sich stärker steigende Spannungserhöhungsfaktoren bei zunehmender Imperfektionsgröße. Im Bereich großer Imperfektionen $h/a > 0,25$ lassen sich eine Annäherung an einen Grenzwert und ein geringerer Einfluss durch die Größe der Imperfektion erkennen. Dickere Anschlussblechdicken weisen stärkere Spannungserhöhungen durch die Imperfektion auf. Die relative Größe der Schweißnaht und die Grundblechdicke zeigen hingegen kaum einen Einfluss.

Bei der Ausführungsvariante mit voll durchgeschweißten Nähten beinhalten die Referenzmodelle zusätzlich unterschiedliche Nahtwinkel. Diese besitzen einen großen Einfluss auf die Spannungserhöhung durch die Überhöhung, Bild 6-14. Die Kombination aus dicken Anschlussblechen und kleinen Nahtwinkeln am Anschlussblech führt zu den größten Spannungserhöhungen durch eine Nahtüberhöhung. Bild 6-14 stellt diesen Einfluss anhand der maßgebenden relativen Nahtdicke von $a/t = 0,5$ dar. Die Grundblechdicke hat erneut einen vernachlässigbaren Einfluss. Vergleicht man den Spannungserhöhungsfaktor der durchgeschweißten Nähte mit einem Nahtwinkel von $\theta_{CP} = 45^\circ$ mit jenen der Kehlnähte, zeigen sich ähnliche Werte. Der bei der Kehlnahtausführung vorhandene Restspalt scheint folglich keinen Einfluss auf die Spannungserhöhung durch eine Überhöhung am Nahtübergang zu haben. Auf die Kerbspannung an der Schweißnahtwurzel hat die Überhöhung keinen negativen Einfluss.

Spannungserhöhung durch eine Einbrandkerbe. Eine Einbrandkerbe am Nahtübergang des Anschlussblechs stellt eine zusätzliche Kerbe dar, die zu einer Spannungserhöhung führt.

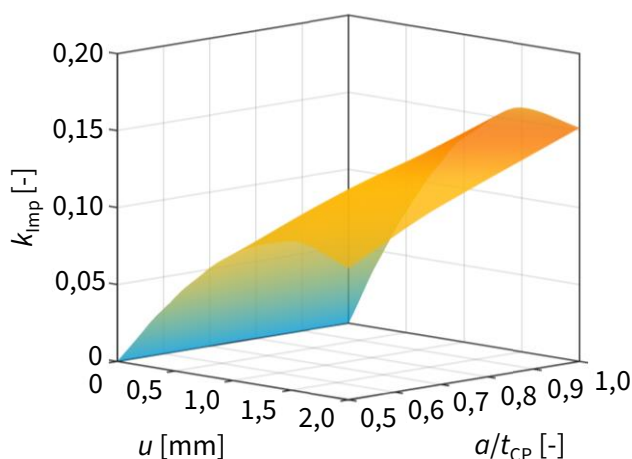


Bild 6-15: Spannungserhöhungsfaktor infolge einer Einbrandkerbe, Kreuzstoß, Kehlnähte, $t_{CP} = 40$ mm, $t_{BP} = 80$ mm

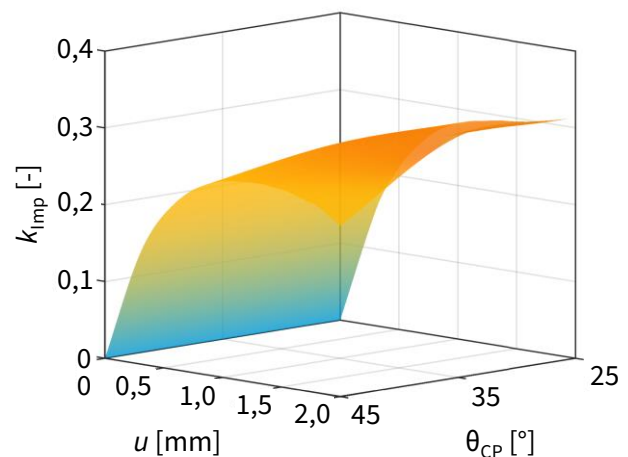


Bild 6-16: Spannungserhöhungsfaktor infolge einer Einbrandkerbe, Kreuzstoß, volle Durchschweißung, $t_{CP} = 40$ mm, $t_{BP} = 80$ mm, $a/t = 0,1$

Diese Spannungserhöhung wird durch die Größe der Einbrandkerbe beeinflusst, während die Schweißnahtgeometrie ebenfalls eine Rolle spielt. Wie Bild 6-15 zeigt, ergibt sich im Fall der Kehlnahtausführung für große Nahtdickenverhältnisse a/t_{CP} eine stärkere Spannungserhöhung als für Ausführungen mit kleinen Nähten, die geringere absolute Ermüdungsfestigkeiten aufweisen. Dies spiegelt sich bei der Ausführung mit voller Durchschweißung wider, Bild 6-16, wo die ermüdungsempfindlichere Variante mit einem großen Nahtwinkel von 45° weniger durch die Einbrandkerbe beeinflusst wird als im Fall von weichen Übergängen bei geringen Nahtwinkeln. Durch die zwei Kerben, dem Kerbgrund der Einbrandkerbe und dem Schweißnahtübergang, ergibt sich bei großen Einbrandkerben eine Separierung der beiden Spannungskonzentrationen, sodass sich z. T. abfallende Trends bei sehr tiefen Einbrandkerben von 2 mm ergeben. Spannungserhöhungen infolge der Einbrandkerbe unterliegen kaum einem Dickeneinfluss, weswegen die Darstellung nur für eine Anschluss- und Grundblechdicke erfolgt.

Spannungserhöhung durch eine übermäßige Asymmetrie der Kehlnaht. Eine übermäßige Asymmetrie der Kehlnaht geht mit einem von 45° abweichendem Schweißnahtwinkel einher. Ein flacherer Winkel wirkt sich positiv auf die Ermüdungsfestigkeit am Nahtübergang aus, während ein steilerer Winkel einen negativen Einfluss ausübt. Dies wurde bereits im Rahmen der nominellen Geometrieuntersuchungen am Kreuzstoß mit voller Durchschweißung gezeigt, Abschnitt 6.2.1.

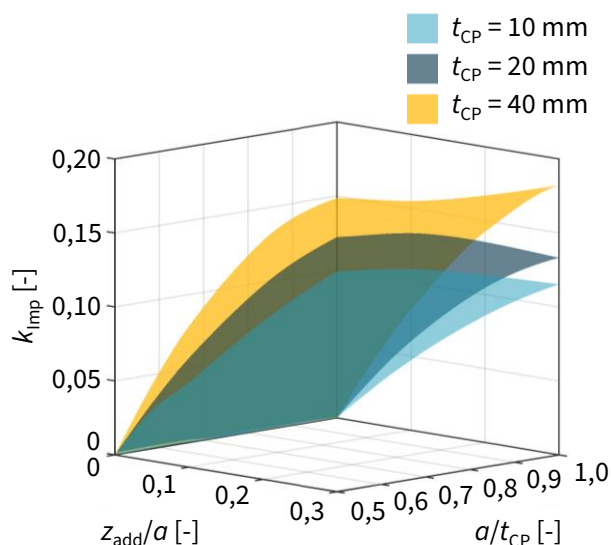


Bild 6-17: Spannungserhöhungsfaktor infolge einer übermäßigen Asymmetrie der Kehlnaht, Kreuzstoß, $t_{BP} = 80$ mm

Die Untersuchungen zur übermäßigen Asymmetrie der Kehlnaht im Sinne einer Schweißnahtimperfection beschränken sich auf spannungserhöhende Geometrieränderungen, sodass lediglich größere Winkel als 45° betrachtet werden. Es wird ferner nur der Kreuzstoß mit Kehlnähten betrachtet. Auf Basis des Kerbspannungskonzepts erfolgt die Bestimmung der Spannungserhöhungsfaktoren für unterschiedliche Asymmetrien, die als zusätzliche Nahtschenkel-länge am Grundblech im Verhältnis zur Nahtdicke z_{add}/a zu verstehen ist.

Bild 6-17 zeigt die Spannungserhöhung am Nahtübergang von Kreuzstößen mit asymmetrischen Kehlnähten in Abhängigkeit von der Asymmetrie z_{add}/a und des Nahtdickenverhältnisses a/t_{CP} für verschiedene Anschlussblechdicken t_{CP} . Für dickere Anschlussbleche ergibt sich ein größerer Einfluss durch die Asymmetrie. Die übrigen nominellen Geometrie Größen wie die relative Nahtdicke und die Grundblechdicke wirken sich nur marginal auf die Spannungserhöhung aus.

An der Schweißnahtwurzel finden sich mit steigender Asymmetrie leicht höhere

Kerbwirkungszahlen. Gleichzeitig steigt durch die Vergrößerung des Schweißnahtschenkels aber auch der effektive Schweißnahtquerschnitt an, sodass die Spannung hierdurch geringer wird. Bezieht man die Kerbwirkungszahl auf den Ausgangsquerschnitt a , der bei einer Bemessung zugrunde gelegt wird, sinkt die Kerbwirkungszahl mit steigender Asymmetrie der Kehlnaht. Die Imperfektion muss dann bei der Kerbfallbestimmung für ein Versagen von der Nahtwurzel aus nicht berücksichtigt werden.

Spannungserhöhung durch einen Kantenversatz. Mit größer werdendem Kantenversatz kommt es am Nahtübergang zwischen Anschlussblech und Schweißnaht des Kreuzstoßes zu einer steigenden Spannungserhöhung.

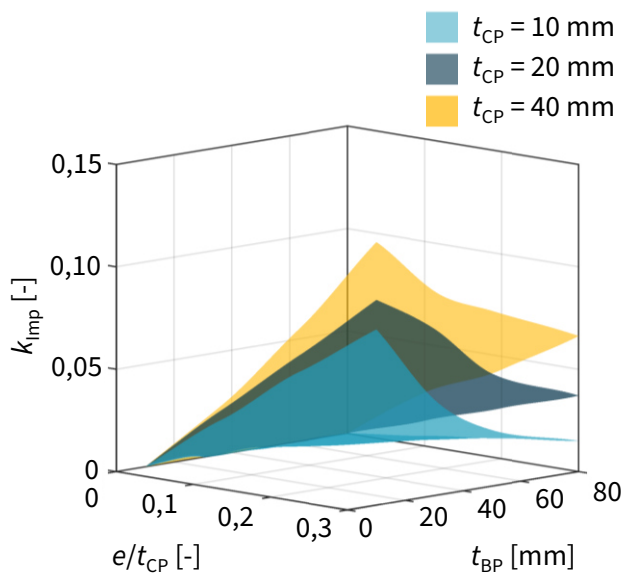


Bild 6-18: Spannungserhöhungsfaktor infolge eines Kantenversatzes, Kreuzstoß, Kehlnähte, $a/t_{CP} = 0,5$

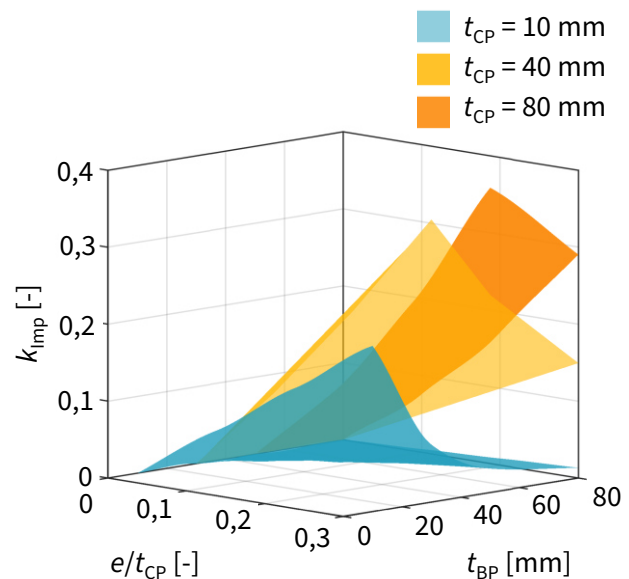


Bild 6-19: Spannungserhöhungsfaktor infolge eines Kantenversatzes, Kreuzstoß, volle Durchschweißung, $a/t_{CP} = 0,1$, $\theta_{CP} = 45^\circ$

Je dünner das zwischen den versetzten Anschlussblechen liegende Grundblech ist, desto stärker ist die Spannungserhöhung. Sowohl bei der Kehlnahtausführung (Bild 6-18) als auch bei der Ausführung mit voller Durchschweißung (Bild 6-19) findet man für dickere Anschlussbleche höhere Spannungserhöhungen. Insbesondere die Kombination aus dicken Anschlussblechen und dünnen Grundblechen ist wegen der stark steigenden Spannungserhöhung nicht empfehlenswert.

Der Kantenversatz ist die einzige der hier betrachteten Imperfektionen, die auch zu einer Spannungserhöhung an der Nahtwurzel führt. Die Untersuchungsergebnisse zum Einfluss des Kantenversatzes auf die Ermüdungsfestigkeit der Schweißnaht (Wurzelversagen) sind Anhang D zu entnehmen.

Exemplarische Spannungsplots der untersuchten Imperfektionen zeigt Bild 6-20.

$\sigma_{\max, \text{princ}}$ [N/mm²]

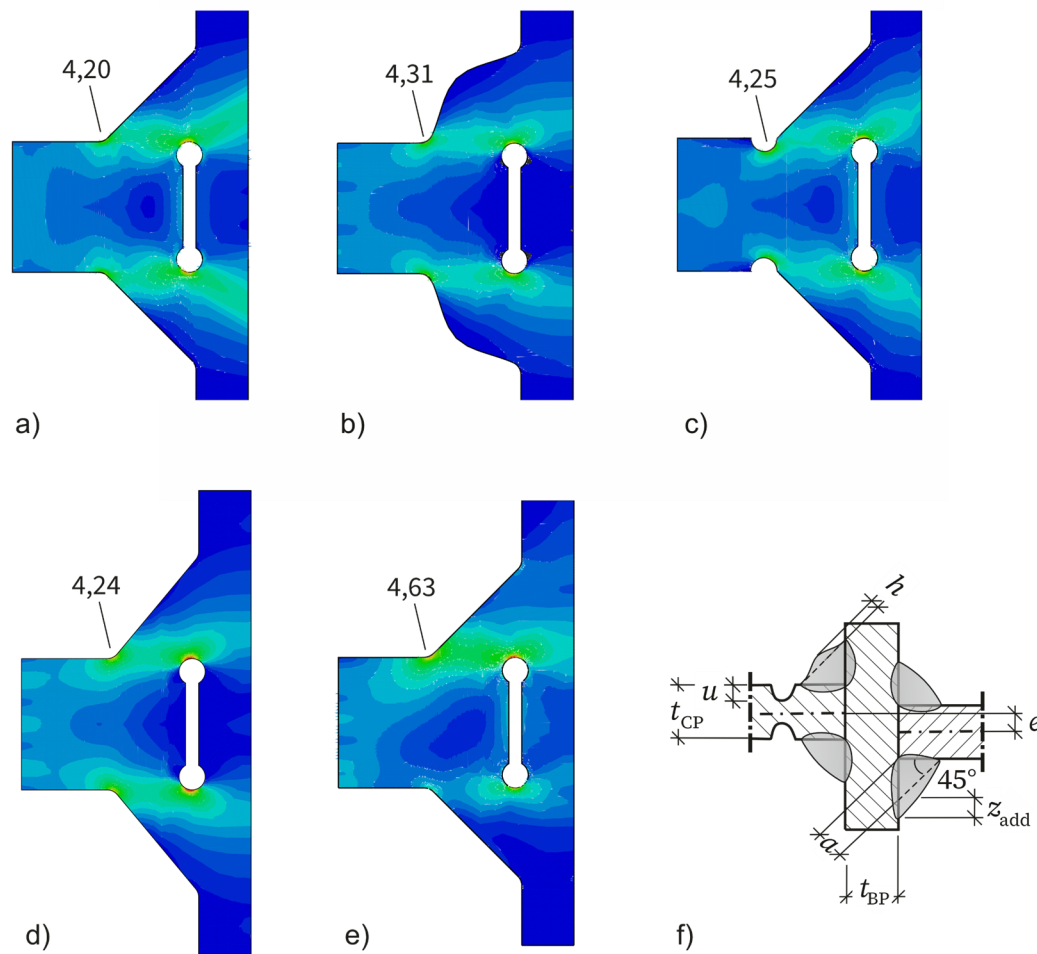
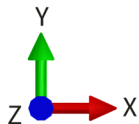
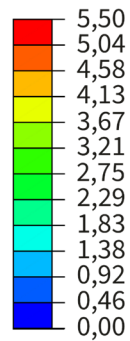


Bild 6-20: Spannungsverteilungen für fünf Submodelle der Kehlnahtausführung mit $t_{CP} = 10$ mm, $t_{BP} = 10$ mm, $a = 5$ mm und a) keiner Imperfektion, b) Überhöhung von $h = 2$ mm, c) Einbrandkerbe von $u = 1$ mm, d) übermäßiger Asymmetrie von $z_{add}/a = 0,15$, e) Versatz von $e = 10$ mm und f) Bezeichnungen

6.3.3 Imperfektionseinflüsse bei den Quersteifendetails

Referenzmodelle. Referenzgeometrien zur Untersuchung der Imperfektionseinflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit der Quersteife umfassen 18 Modelle. Diese enthalten folgende nominelle Geometriegrößen:

- Grundblechdicken t_{BP} von 10 mm und 80 mm,
- Blechdicken der Steife t_s von 10 mm, 40 mm und 80 mm und
- Schweißnahtdicken a von 4 mm, 7 mm und 10 mm.

Die Imperfektionseinflüsse werden in Abhängigkeit vom Abstand der Nahtübergänge l dargestellt, der die Nahtschenkellängen z_{BP} und die Steifendicke t_s enthält.

Anmerkung: Bei gleichen Werten von l führt ein kleineres Verhältnis von Schweißnahtdicke zur Steifendicke a/t_s zu größeren Spannungserhöhungswerten als ein größeres Verhältnis der beiden Geometriewerte. Diese Tatsache führt bei einigen Darstellungen zu „wellenförmigen“ Verläufen des Spannungserhöhungsfaktors über den Abstand der Schweißnahtübergänge l .

Spannungserhöhung durch eine schlechte Passung bei Kehlnähten durch einen Luftspalt. Die experimentellen Untersuchungen (Abschnitt 4.3) zeigen keinen Einfluss infolge schlechter Passung bei Kehlnähten durch einen Luftspalt auf die Ermüdungsfestigkeit des Trägers mit eingeschweißter Quersteife. Auf Basis der Kerbspannungssimulationen der Referenzmodelle lässt sich ein positiver Einfluss größerer Luftspalten auf die Spannungskonzentration am Nahtübergang festhalten, der mit negativen Spannungserhöhungsfaktoren k_{imp} einhergeht, Bild 6-21.

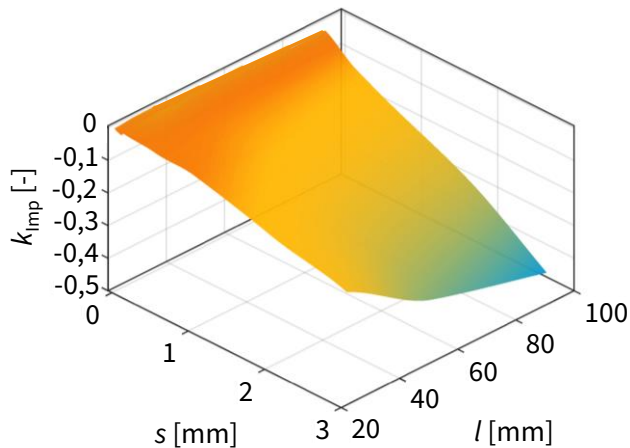


Bild 6-21: Spannungserhöhungsfaktor infolge einer schlechten Passung bei Kehlnähten, Quersteife, $t_{\text{BP}} = 80 \text{ mm}$

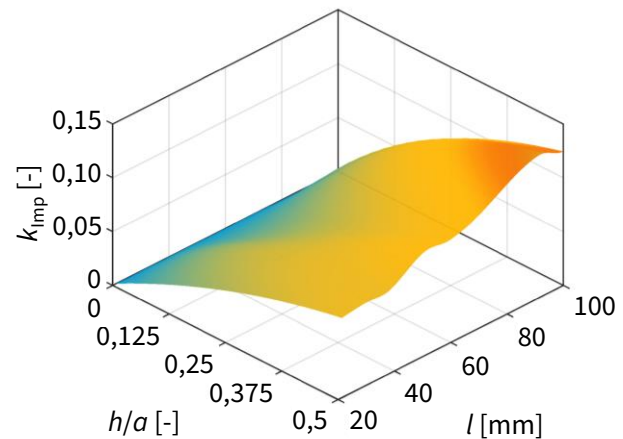


Bild 6-22: Spannungserhöhungsfaktor infolge einer Überhöhung, Quersteife, $t_{\text{BP}} = 10 \text{ mm}$

Für Geometrieconfigurationen mit größerem Abstand der Schweißnahtübergänge l zeigt sich dieser Einfluss stärker. Die Spannungskonzentration am Wurzelspalt wird mit größerem Spalt geringer, da die Ausrundung weicher wird, vgl. Bild 6-25 b). Ab 2 mm Spaltdicke wird der Spalt nur noch durch ein Rechteck mit abgerundeten Ecken modelliert. Die geringere Spannung an der Nahtwurzel zieht auch eine kleinere Spannungskonzentration am Nahtübergang mit sich. Es lässt sich festhalten, dass ein Luftspalt infolge schlechter Passung bei Kehlnähten bei diesen Details der Quersteife ohne Abminderung der Ermüdungsfestigkeit toleriert werden kann.

Spannungserhöhung durch eine Schweißnahtüberhöhung. Eine Schweißnahtüberhöhung führt zur Spannungserhöhung am Nahtübergang des Quersteifendetails. Bild 6-22 zeigt die Abhängigkeit des Spannungserhöhungsfaktors von der Überhöhung h/a für verschiedene Abstände der Schweißnahtübergänge l . Für größere Werte von l lassen sich etwas größere Spannungserhöhungen feststellen.

Spannungserhöhung durch eine Einbrandkerbe. Auch durch eine Einbrandkerbe am Nahtübergang zum Grundblech lassen sich Spannungserhöhungen feststellen, Bild 6-23. Kleine Kerben im Bereich $u < 1 \text{ mm}$ führen zu einem starken Spannungsanstieg, während sich im Bereich großer Kerben $u > 1 \text{ mm}$ keine großen Spannungserhöhungen mehr ergeben. Für kleine Abstände der Nahtübergänge l lassen sich leicht größere Spannungserhöhungsfaktoren als für größere Abstände feststellen.

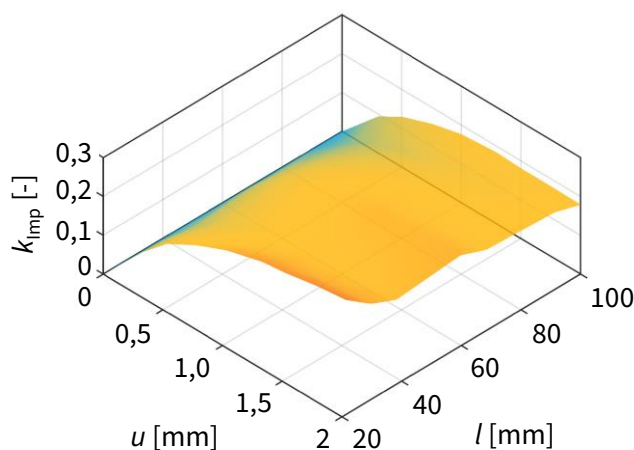


Bild 6-23: Spannungserhöhungsfaktor infolge einer Einbrandkerbe, Quersteife, $t_{BP} = 80$ mm

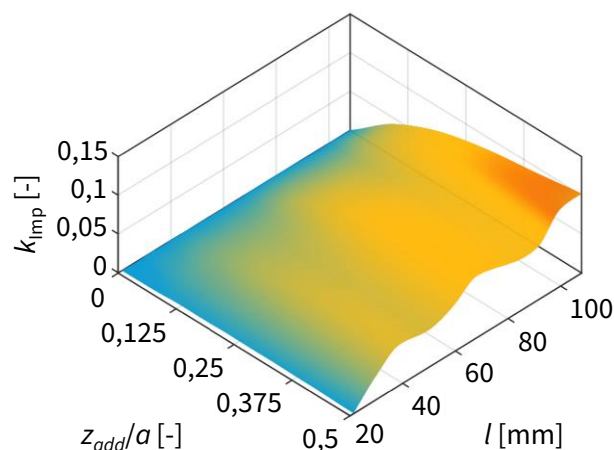


Bild 6-24: Spannungserhöhungsfaktor infolge einer übermäßigen Asymmetrie der Kehlnaht, Quersteife, $t_{BP} = 10$ mm

Spannungserhöhung durch eine übermäßige Asymmetrie der Kehlnaht. Die übermäßige Asymmetrie der Kehlnaht kann bei größeren Winkeln am Grundblech zu einer größeren Spannungserhöhung am Nahtübergang zum Grundblech führen. Gleichzeitig verringert sich dadurch der Abstand der Nahtübergänge l , der generell zu höheren Ermüdungsfestigkeiten führt. Dieser Effekt spielt jedoch eine kleinere Rolle, sodass sich eine Asymmetrie der Kehlnaht durch größere Winkel am Grundblech negativ auf die Ermüdungsfestigkeit am Nahtübergang auswirkt. Bild 6-24 zeigt die Spannungserhöhung infolge eines um z_{add}/a längeren Schenkels der Kehlnaht an der Steife. Während sich die Imperfektion im geringen l -Bereich weniger auswirkt, zeigen sich größere Spannungserhöhungsfaktoren bei großen Abständen der Nahtübergänge.

Bild 6-25 zeigt exemplarische Spannungsplots der untersuchten Imperfektionen.

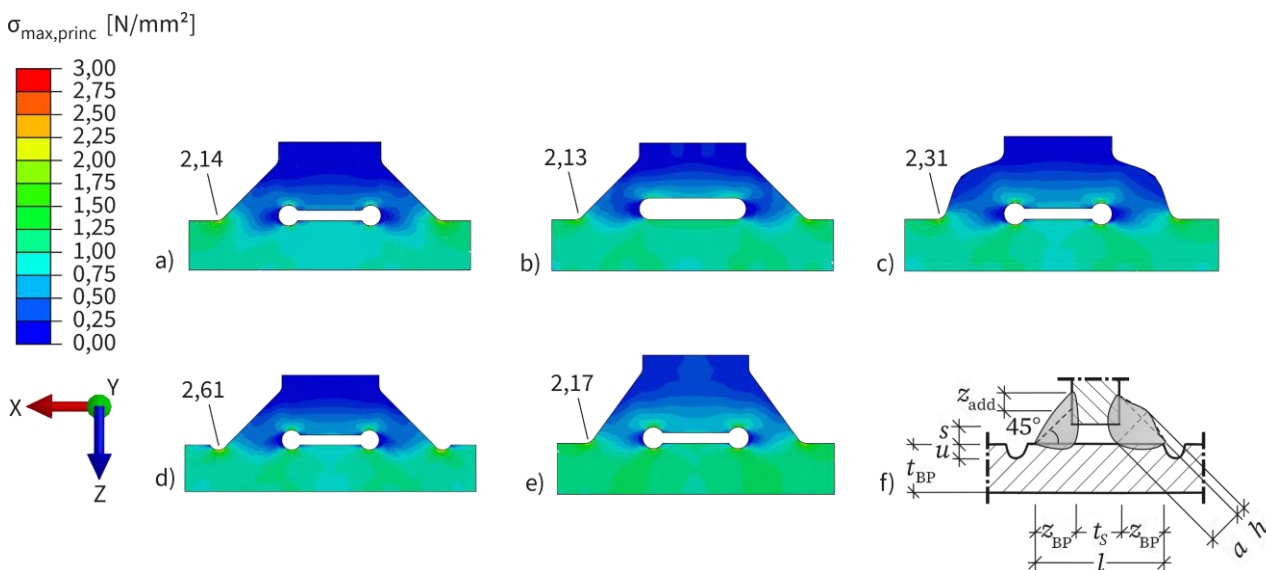


Bild 6-25: Spannungsverteilungen für fünf Submodelle mit $t_s = 10$ mm, $t_{BP} = 10$ mm, $a = 4$ mm mit a) keiner Imperfektion, b) Luftspalt von $s = 2$ mm, c) Überhöhung von $h = 1,6$ mm, d) Einbrandkerbe von $u = 0,5$ mm e) übermäßiger Asymmetrie von $z_{add}/a = 0,3$ und f) Bezeichnungen

6.3.4 Vergleich zum Stand der Normung und Forschung

Wie in Kapitel 2 erläutert wurde, existieren in begrenztem Umfang sowohl normative Regelungen als auch Forschungsstudien zur Berücksichtigung von Schweißnahtimperfektionen bei der Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit konstruktiver Details. Im Folgenden werden diese Erkenntnisse mit eigenen Ergebnissen verglichen.

Stand der Normung. Zunächst werden Regelungen in **DIN EN 1993-1-9** [1, 14] betrachtet, siehe auch Abschnitt 2.2 und 2.3. Für die Anwendung der Kerbfalltabellen in [1, 14] ist Bewertungsgruppe *B* nach **DIN EN ISO 5817** [4] ohne Abminderung der Ermüdungsfestigkeit zulässig. Des Weiteren ist beim Kerbfall für Übergangsversagen des Kreuzstoßes eine Exzentrizität der Anschlussbleche von $0,15 t_{BP}$ berücksichtigt. Schweißnahtimperfektionen dieser Größenordnung zeigen auf Basis der Simulationsergebnisse allerdings relevante Spannungserhöhungen. Eine allgemeine Zuordnung von Bereichen der hier ermittelten Spannungserhöhungsfaktoren zu Bewertungsgruppen nach DIN EN ISO 5817 [4] ist nicht möglich; die Grenzen der Bewertungsgruppen basieren auf einer Kombination aus absoluten und relativen Werten, die von der allgemeinen Schweißnahtgeometrie abhängen, Tabelle 2-8. Die hier ermittelten Spannungserhöhungen basieren wiederum z. T. auf anderen, detailspezifischen Geometrieeigenschaften.

Ferner beinhalten die **IIW-Empfehlungen** [23] Grenzwerte für die Tiefe von Einbrandkerben sowie Regelungen zur Berücksichtigung von Versätzen, siehe Tabelle A-3 bis Tabelle A-5 in Anhang A. Die Grenzwerte zulässiger Einbrandkerben hängen vom Kerbfall des Details ab: Je höher der Kerbfall, desto geringer die zulässige Tiefe der Einbrandkerbe. Eine explizite Berechnung der Ermüdungsfestigkeit in Abhängigkeit von der Tiefe der Einbrandkerbe erfolgt nicht. Ferner gelten die Toleranzen nur für Einbrandkerben bis 1 mm Tiefe und Blechdicken von 10 bis 20 mm. Die hier ermittelten Spannungserhöhungsfaktoren infolge einer Einbrandkerbe bieten hingegen konkrete Abminderungen des Kerbfalls sowie ein größeres Anwendungsspektrum.

Das Konzept zur Bewertung der Ermüdungsfestigkeiten von Details mit Kantenversätzen der IIW-Empfehlungen [23] ist stärker ausgearbeitet. Mithilfe von Spannungskonzentrationsfaktoren wird der Einfluss eines Kantenversatzes in Abhängigkeit von Lagerung, Blechdicke und Blechlängen ermittelt, Tabelle A-4 und Tabelle A-5 in Anhang A. Im Nennspannungskonzept der IIW-Empfehlungen ist gleichwohl laut [23] bereits ein Spannungserhöhungsfaktor von 1,45 berücksichtigt, sodass selbst große Kantenversätze nicht explizit berücksichtigt werden müssen. Im Vergleich dazu ergeben sich auf Basis der hier ermittelten Ergebnisse in Abhängigkeit von der Detailgeometrie bereits bei kleineren Versätzen relevante Spannungserhöhungen.

Vergleiche von Regelungen in DIN EN 1993-1-9 [1, 14] und DIN EN ISO 5817 [4] mit eigenen Schlussfolgerungen werden in den Abschnitten 8.5 und 8.6 weiter diskutiert.

Stand der Forschung. Die vorgestellten Untersuchungsergebnisse lassen sich mit jenen anderer Forschungsstudien vergleichen, siehe auch Abschnitt 2.4.4.

Zum Einfluss des Versagensorts am Kreuzstoß mit **ungenügender Durchschweißung** oder **Wurzelbindefehler** in Form eines verbleibenden Spalts existieren zahlreiche Untersuchungen. Beispielsweise publizierten FOTI et al. 2021 [106] Untersuchungen, in denen die erforderliche Schweißnahtgeometrie für ein Versagen am Schweißnahtübergang in Abhängigkeit von der Spaltgröße ermittelt werden kann. Eigene Untersuchungen führen zu etwas konservativeren Ergebnissen. LILLEMÄE et al. [125] stellten starke Abhängigkeiten der Ermüdungsfestigkeit von einer **Schweißnahtüberhöhung** fest, wobei hier lediglich Stumpfstöße 4 mm dicker Bleche betrachtet wurden. Bruchmechanische Untersuchungen von SCHORK et al. [119] zeigen deutliche Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit durch **Einbrandkerben**, wobei jene nur an Stumpfstößen bis zu einer Tiefe von ca. 0,5 mm betrachtet wurden. Je nach lokaler Schweißnahtgeometrie wird der Kerbfall infolge einer Kerbe von ca. 0,5 mm Tiefe um mehr als 50 % abgemindert. Eigene Ergebnisse zeigen etwas weniger starke Reduktionen der Ermüdungsfestigkeit. Abminderungen der Ermüdungsfestigkeit infolge **übermäßiger Asymmetrie** liegen bei der Quersteife auch im Fall von Aluminiumlegierungen im moderaten Bereich, wie DILGER et al. berichten [126], was eigene Ergebnisse bestätigt. Studien von TARAS et al. [133] zeigen u. a. beispielhafte Untersuchungen zum Einfluss des **Kantenversatzes** auf die Ermüdungsfestigkeit des Kreuzstoßes. Für beide Versagensorte führt ein Kantenversatz von 10% der Blechdicke mittels Kerbspannungsberechnung zu einer Vergrößerung der Spannungen um 25 %, was je nach nomineller Geometrie in einer ähnlichen Größenordnung der eigenen Untersuchungen liegt.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass die bekannten Forschungsarbeiten zum Imperfektionseinfluss auf die Ermüdungsfestigkeit konstruktiver Details kein großes Spektrum an Geometrien des Kreuzstoßes und der Quersteife beinhalten. Die eigenen Ergebnisse passen in die Größenordnungen der Resultate der bekannten Studien.

6.3.5 Vergleich der Details und Fazit

Die vorstehenden Abschnitte stellen anschaulich dar, dass Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit infolge von Schweißnahtimperfectionen mithilfe der FEM unter Anwendung des Kerbspannungskonzepts quantitativ bestimmt werden können. Für eine Imperfektion mit bekannter Größe kann die Ermüdungsfestigkeit des Details mit Schweißnahtimperfektion auf Basis der Ergebnisse direkt bestimmt werden.

Ein Vergleich der Spannungserhöhungsfaktoren innerhalb der Details zeigt, dass die kerbweichere Ausführungsvariante mit voller Durchschweißung am Kreuzstoß stärker durch Imperfektionen beeinflusst wird als die Ausführungsvariante mit Kehlnähten. Hier wurden gleichwohl gemäß praxisrelevanter Ausführungsformen dickere Bleche untersucht, die generell ebenfalls imperfektionsempfindlicher sind. Für die meisten Imperfektionen verhält sich die Spannungserhöhung am Querstei-

fendetail gemäßigter als am Kreuzstoß. Insbesondere die Asymmetrie der Kehlnaht führt am Quersteifendetail zu moderaten Spannungserhöhungen. Ein größer werdender Luftspalt hat auf Basis der Untersuchungen keinen negativen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit der Quersteife. Die Einbrandkerbe stellt bei beiden Details in den betrachteten Größenordnungen die Imperfektion mit der stärksten Auswirkung dar.

Für die allgemeine Definition von Kerbfällen infolge einer oder mehrerer Imperfektionen müssen Erkenntnisse über die spannungserhöhende Wirkung der Schweißnahtimperfektionen anwendungsgerecht aufbereitet werden, Kapitel 8. Zuvor müssen Überlagerungs- und Kombinationseffekte analysiert werden. Dieser Thematik widmet sich Kapitel 7.

7 Modell zur Berücksichtigung des Kombinationseffekts mehrerer Schweißnahtimperfectionen

7.1 Motivation

Im Zuge der vorgestellten Untersuchungen erfolgt die Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit konstruktiver Details mit Schweißnahtimperfectionen. Mithilfe lokaler Ermüdungskonzepte und FEM kann die Ermüdungsfestigkeit eines Details in Abhängigkeit von einer Imperfektionsgröße bestimmt werden, Abschnitt 6.3. Sollen allgemein mehrere, z. B. zwei Schweißnahtimperfectionen im Kerbfall berücksichtigt werden, tritt ein Vielfaches an Kombinationen auf, das untersucht und dessen Ergebnisse praktikabel dargestellt werden müssen.

Um die Einflüsse durch verschiedene Imperfectionen nicht explizit durch beliebige Kombinationen betrachten zu müssen, wurde das Kerbfallkombinationsmodell (Fatigue Class Combination Model - FCCM) entwickelt, siehe auch [155]. Das Modell bietet ein Vorgehen an, mit dem durch Kombination der Imperfektionseinflüsse die Bewertung beliebiger Größen verschiedener Imperfectionen realisiert wird. Hierfür muss nur die Ermüdungsfestigkeit infolge einzelner Imperfektionsgrößen bekannt sein. Im Folgenden wird die Entwicklung des Kerbfallkombinationsmodells zur Berücksichtigung mehrerer Imperfectionen vorgestellt.

7.2 Grundlagen des Kerbfallkombinationsmodells

Wie die Erfassung von Imperfectionen in geschweißten Bauteilen gezeigt hat (vgl. Abschnitt 7.3.3), variieren die Größen der Schweißnahtungängen über die Länge einer Naht. Des Weiteren kommt in vielen Nahtabschnitten nicht nur eine ausschlaggebende Imperfektion vor. Die Extrema gemessener Imperfektionsgrößen treten i. d. R. jedoch nicht an der gleichen Stelle auf. Für eine wirtschaftliche und gleichzeitig konservative Formulierung von Imperfektionskerbfällen sollten aus diesem Grund die Extrema der vorkommenden Schweißnahtimperfectionen nicht voll additiv berücksichtigt werden. Stattdessen sind die Einflüsse der Kombinationen der Imperfectionen unter Reduktion der Einzeleinflüsse zu addieren. Hierzu wurde ein Kerbfallkombinationsmodell (FCCM) entwickelt, bei dem die maßgebende Imperfektion voll und eine zweite Imperfektion abgemindert berücksichtigt wird. Die Abminderung erfolgt über einen Kombinationsbeiwert ψ_{Imp} . Der Kombinationsbeiwert ψ_{Imp} ist herzuleiten.

Sofern Kombinationsbeiwerte $\psi_{\text{Imp},i}$ bekannt sind, können „Gesamt-Imperfektionskerbfälle“ ermittelt werden, die die kombinierten Einflüsse verschiedener Imperfectionen beinhalten.

Die Berechnung der Gesamt-Imperfektionskerbfälle unter Anwendung des Kombinationsmodells wird im Folgenden vorgestellt. Gl. 7.1. beschreibt das grundsätzli-

che Format für den Gesamt-Imperfektionskerbfall $\Delta\sigma_{C,I}$ für den Fall zweier Imperfektionen auf Grundlage örtlicher Spannungen.

$$\Delta\sigma_{C,I} = \Delta\sigma_C - \Delta\sigma_{I,1} - \psi_{Imp} \cdot \Delta\sigma_{I,2} \quad \text{Gl. 7.1}$$

mit

$\Delta\sigma_{C,I}$ als Gesamt-Imperfektionskerbfall, der Spannungserhöhungen infolge zweier Imperfektionen I_1 und I_2 berücksichtigt,

$\Delta\sigma_C$ als Basiskerbfall ohne explizite Berücksichtigung von Imperfektionen,

$\Delta\sigma_{I,i}$ als Differenz-Imperfektionskerbfall, der die Spannungserhöhung infolge einer einzelnen Imperfektion I_i berücksichtigt und

ψ_{Imp} als Kombinationsbeiwert der den Einfluss einer begleitenden Imperfektion abmindert.

Um einen Gesamt-Imperfektionskerbfall $\Delta\sigma_{C,I}$ bestimmen zu können, muss also zunächst ein Basiskerbfall $\Delta\sigma_C$ definiert werden. Dieser stellt die Ermüdungsfestigkeit eines Details ohne explizite Abminderungen durch Imperfektionen dar. Ausgehend vom Basiskerbfall müssen ferner Differenz-Imperfektionskerbfälle $\Delta\sigma_{I,i}$ für verschiedene Größen von einzelnen Imperfektionen bekannt sein. Die Differenz-Imperfektionskerbfälle $\Delta\sigma_{I,i}$ geben an, um welche Größe der Referenzkerbfall $\Delta\sigma_C$ abgemindert werden muss, um die Imperfektion I_i in Abhängigkeit von ihrer Größe zu berücksichtigen.

Um sodann mehrere Imperfektionseinflüsse in einem Kerbfall berücksichtigen zu können, wird ein Kombinationsbeiwert für örtlich veränderliche Schweißnahtimperfektionen ψ_{Imp} eingeführt.

Die erste Imperfektion, die den größeren spannungserhöhenden Einfluss hat, wird durch ihren Differenz-Imperfektionskerbfall $\Delta\sigma_{I,1}$ voll berücksichtigt und als maßgebend („leitend“) angesehen. Die Kerbfallreduktion durch die zweite Imperfektion $\Delta\sigma_{I,2}$ wird durch den Kombinationsbeiwert ψ_{Imp} abgemindert („begleitend“).

Der Kombinationsbeiwert ψ_{Imp} berücksichtigt die Auftretenswahrscheinlichkeit mehrerer Imperfektionen an der gleichen Stelle und muss für die betrachteten Schweißnahtimperfektionen eigens bestimmt werden, siehe Abschnitt 7.3.

7.3 Bestimmung des Kombinationsbeiwerts

7.3.1 Einleitung

Wie Abschnitt 6.3 gezeigt hat, können Schweißnahtimperfektion zu Spannungserhöhungen im Bereich der ermüdungswirksamen Kerbe führen. Die Berücksichtigung der Spannungserhöhungen infolge kombinierter Schweißnahtimperfektionen erfolgt über den Kombinationsbeiwert ψ_{Imp} . Die Bestimmung des Kombinationsbei-

werts geschieht nach sicherheitstheoretischen Grundsätzen, die den Zielwert des Tragsicherheitsniveaus nach DIN EN 1993 [51] darstellen.

7.3.2 Sicherheitskonzept

Die Grundlagen des Zuverlässigkeitskonzepts für Stahlkonstruktionen gemäß DIN EN 1990 [9] finden sich ausführlich dargelegt in Abschnitt 2.1. Dort sind die Prinzipien der DIN EN 1990 [9] in Bezug auf die semiprobabilistische Bemessung erläutert, die der Bestimmung der Auswirkung von Einwirkungen zugrunde liegen. Zur Kombination verschiedener veränderlicher Einwirkungen dient dort der Kombinationsbeiwert ψ_0 .

Das Prinzip der Einwirkungskombination verschiedener **zeitvarianten**, voneinander unabhängiger Beanspruchungen lässt sich übertragen auf Kombinationen lokaler Spannungen, die entstehen, wenn eine konstante Nennspannung auf verschiedene **längenvariante**, voneinander unabhängige und Spannungskonzentrationen erzeugende Schweißnahtimperfectionen trifft.

Zur Bestimmung des Kombinationsbeiwerts ψ_{Imp} wird vorausgesetzt, dass die Verläufe von Zufallsvariablen sich in rechteckige Bereiche diskretisieren lassen, Bild 7-1, siehe auch Bild 2-8.

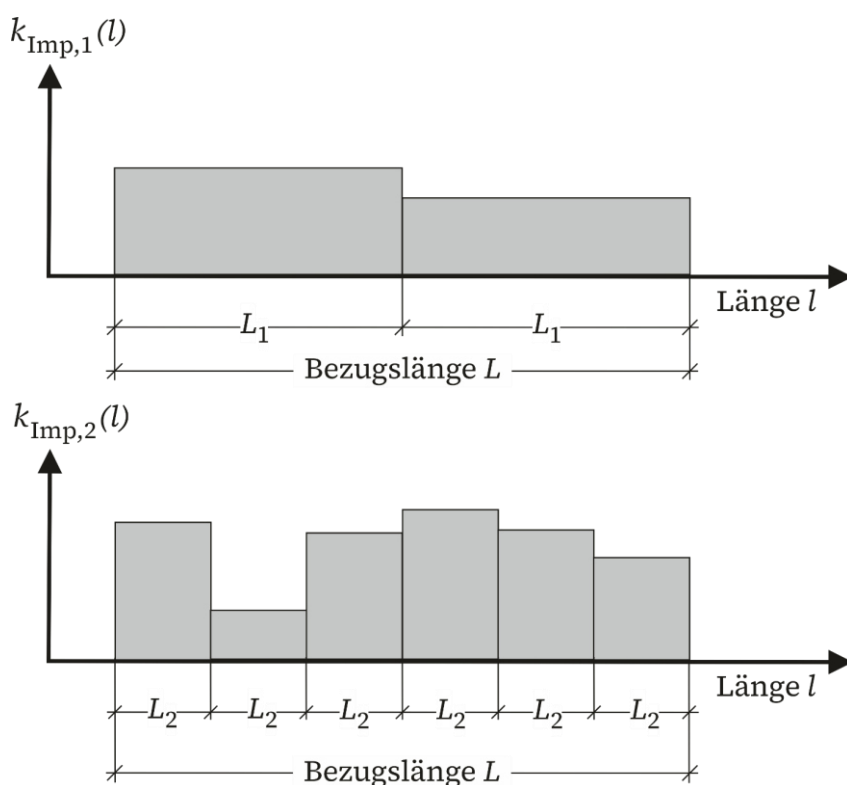


Bild 7-1: Darstellung von Spannungserhöhungen über die Schweißnahtlänge in Form von Rechteckprozessen (Anlehnung an [17])

Anstatt Imperfektionsgrößen zu betrachten, wird die Spannungserhöhung an der ermüdungswirksamen Kerbe durch die Imperfektionen herangezogen, da diese den Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit beschreibt. Es wird analog zu verschiedenen zeitvarianten Belastungen angenommen, dass die individuellen Spannungserhö-

hungsfaktoren k_{Imp} in äquidistanten Intervallen, nunmehr ausgedrückt in „Länge“ L_i , vorhanden und in diesen konstant sind.

Die Bezugslänge L wird in $N_i = L/L_i$ ganzzahlige Grundräume gleicher Länge eingeteilt. Es wird angenommen, dass die Spannungserhöhungsfaktoren voneinander unabhängig sind und sich durch Wahrscheinlichkeitsverteilungen beschreiben lassen.

Der Kombinationsbeiwert einer begleitenden Spannungserhöhung durch eine Imperfektion lässt sich analog zu Gl. 2.47 [9] durch Gl. 7.2 bestimmen:

$$\psi_{\text{Imp}} = \frac{F^{-1}_{\text{Begleitimperfektion}}}{F^{-1}_{\text{Leitimperfektion}}}$$

$$\psi_{\text{Imp}} = \frac{1 - \frac{\sqrt{6}}{\pi} \cdot V_{k_{\text{Imp}}} \cdot [0,577 + \ln(-\ln(\Phi(-\alpha_2 \cdot \alpha_E \cdot \beta))) + \ln N_1]}{1 - \frac{\sqrt{6}}{\pi} \cdot V_{k_{\text{Imp}}} \cdot [0,577 + \ln(-\ln(\Phi(-\alpha_E \cdot \beta)))]} \quad \text{Gl. 7.2}$$

mit

F als Wahrscheinlichkeitsverteilung der Extremwerte der Spannungserhöhung in der Bezugslänge L

$N_1 = L/L_1$, wobei L_1 die größere Basislänge zweier Imperfektionen mit Basislängen L_1 und L_2 darstellt. L ist die Bezugslänge. Gl. 7.3

$$\alpha_E = -0,7$$

$$\alpha_2 = 0,4$$

Der Kombinationsbeiwert berücksichtigt die Auftretenswahrscheinlichkeit eines Extremwerts einer begleitenden Spannungserhöhung durch eine Imperfektion. Dabei wird die Näherung der Gumbelverteilung (doppelte Exponentialverteilung – Extremwertverteilung Typ I) [15] angewendet, um die statistischen Eigenschaften der begleitenden Spannungserhöhung einer Imperfektion abzubilden. Hierfür wird der Variationskoeffizient der Extrema des Spannungserhöhungsverlaufes einer Imperfektion $V_{k_{\text{Imp}}}$ benötigt.

Bei der Berechnung des Kombinationsbeiwerts wird der Zuverlässigkeitsindex β für die Begleitimperfektion neben α_E zusätzlich durch den Wichtungsfaktor $\alpha_2 = 0,4$ abgemindert. Für die Leitimperfektion wird β lediglich mit dem Wichtungsfaktor für Einwirkungen α_E multipliziert [9], siehe auch Abschnitt 2.1.

7.3.3 Berechnung von ψ_{Imp} auf Basis gemessener Imperfektionsverläufe

Durch die 3D-Laserscanaufzeichnung von Schweißnähten und die nachfolgenden Soll-Ist-Vergleiche, siehe Abschnitt 4.2.2 und 4.3.2, sind konkrete Verläufe von Imperfektionsgrößen über die Bauteillänge bekannt. Bild 7-2 zeigt die Verläufe der vier untersuchten äußeren Imperfektionen **Schweißnahtüberhöhung**, **Einbrandkerbe**, **Winkelabweichung bei übermäßiger Asymmetrie der Kehlnaht** und **Kantenversatz**.

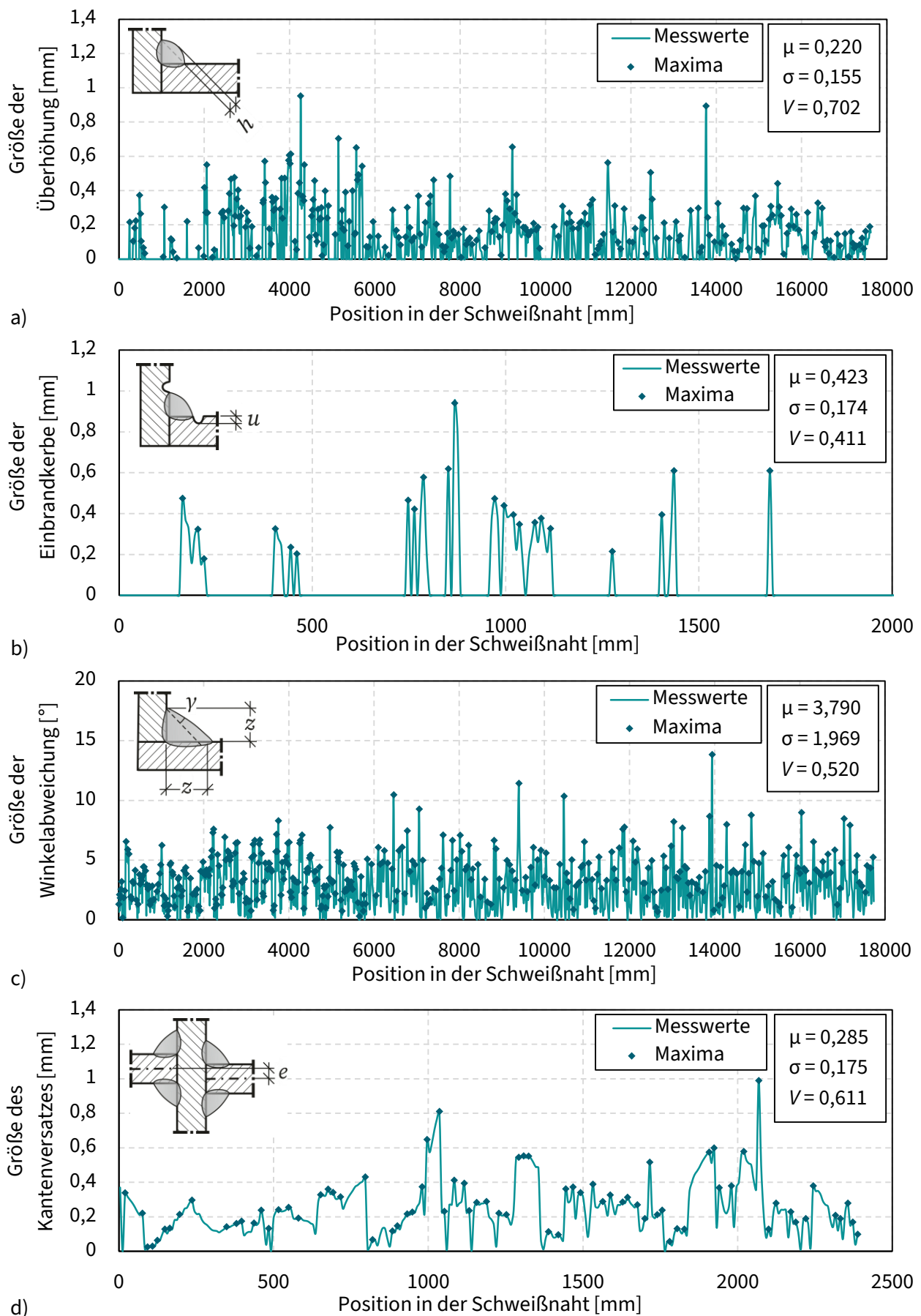


Bild 7-2: Verläufe der Imperfectionen über die verkettete Nahtlänge für a) Überhöhung, b) Einbrandkerbe, c) Winkelabweichung und d) Kantenversatz

Die Verläufe wurden über die Längen aller gescannten Schweißnähte verkettet. Für die Imperfektionserfassung standen je nach Imperfektion unterschiedliche Messbereiche zur Verfügung, sodass die Bezugslängen untereinander abweichen.

Die Imperfektionsverläufe lassen sich durch statistische Verteilungen beschreiben, Bild 7-3. Die Grundlage zur Bestimmung der Imperfektionsverteilungen stellen lediglich die Maxima dar, da diese für Bemessungszwecke von entscheidender Bedeutung sind. Die Verteilung der Maxima der Imperfektionen kann durch die Gumbel-Verteilung dargestellt werden [156]: Bild 7-3 zeigt die Verteilungen der Maxima der vier Imperfektionen anhand der gemessenen Imperfektionsgrößen und der Abschätzung durch die Gumbelverteilung, die zu einer guten Übereinstimmung mit den Daten führt.

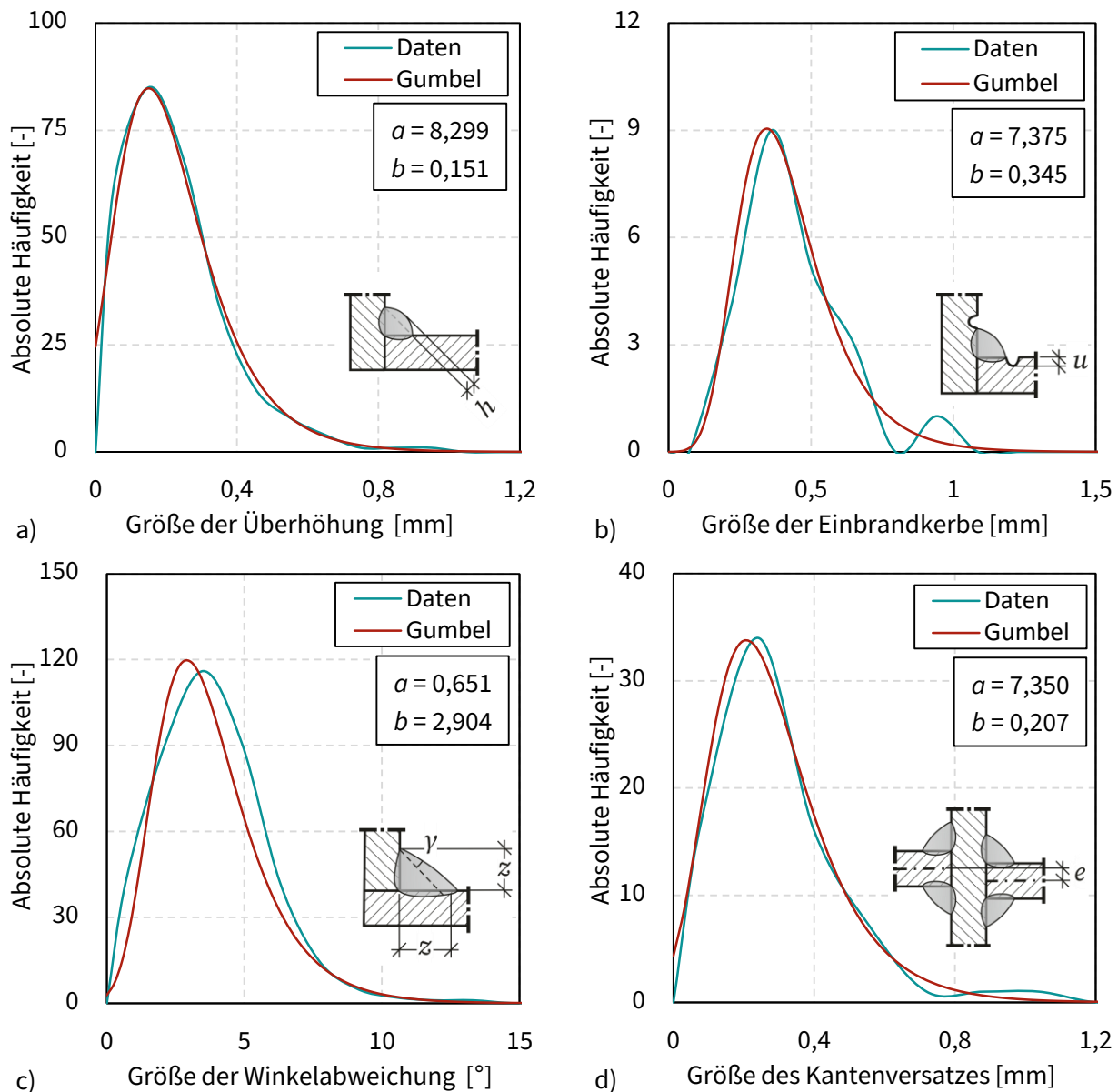


Bild 7-3: Verteilungen der Imperfektionsgrößen auf Basis der Daten und deren Gumbelverteilungen für a) Überhöhung, b) Einbrandkerbe, c) Winkelabweichung und d) Kantenversatz

Gl. 7.4 beschreibt die Dichtefunktion der Gumbelverteilung, deren Skalenparameter a und Lageparameter b sich aus Mittelwert μ und Standardabweichung σ der Ausgangsdaten X_i von X_1 bis X_n ergeben, siehe Gl. 7.5 bis Gl. 7.8.

$$f(X) = a \cdot e^{-a \cdot (X-b)} \cdot e^{-e^{-a \cdot (X-b)}} \quad \text{Gl. 7.4}$$

$$\mu = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n X_i \quad \text{Gl. 7.5}$$

$$\sigma = \sqrt{\frac{1}{n-1} \cdot \sum_{i=1}^n (X_i - \mu)^2} \quad \text{Gl. 7.6}$$

$$a = \frac{\pi}{\sqrt{6} \cdot \sigma} \quad \text{Gl. 7.7}$$

$$b = \mu - \frac{\gamma}{a} \text{ mit } \gamma \approx 0,577 \text{ als Euler-Mascheroni-Konstante} \quad \text{Gl. 7.8}$$

Übertragung auf Spannungserhöhungen. Um sowohl die Imperfektionsverläufe als auch deren Verteilungen miteinander vergleichen zu können und ihren Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit festzustellen, erfolgt eine Umrechnung auf die Spannungserhöhungen, die sich durch die Imperfektionen ergeben. Zu diesem Zweck werden numerische Simulationen unter Anwendung des Kerbspannungskonzepts durchgeführt. Grundlage stellt das „imperfektionsempfindlichere“ Kreuzstoßmodell dar, Abschnitt 5.2.1. Es werden Simulationen eines Modells auf Basis der Versuchskörper, an denen die Imperfektionen gemessen wurden (Abschnitt 4.2), für jede Imperfektion getrennt durchgeführt. Die Simulationen umfassen 6 Größen der Imperfektionen, die gleichmäßig von der Größe 0 bis zum Maximum der gemessenen Imperfektionswerte reichen. Auf Basis dieser Stützstellen kann für jeden gemessenen Imperfektionswert eine Spannungserhöhung mittels linearer Interpolation ermittelt werden. Die Spannungserhöhungswerte stellen den Anteil dar, um den die Kerbspannung bei der Simulation mit Imperfektion am Nahtübergang höher ist als bei einer Simulation des Modells ohne Imperfektion. Diese Größe entspricht dem bereits eingeführten Spannungserhöhungsfaktor k_{Imp} (Abschnitt 6.3.1).

Bild 7-4 und Bild 7-5 zeigen die Verläufe der Spannungserhöhungen infolge der verschiedenen Imperfektionen sowie deren Verteilungen auf Basis der Daten sowie der Gumbelverteilung. Es zeigt sich, dass die gemessenen Einbrandkerben den größten Einfluss auf die Kerbspannung haben. Die gemessenen Schweißnahtüberhöhungen und Winkelabweichungen infolge übermäßiger Asymmetrie der Nähte führen zu Spannungserhöhungen in ähnlicher Größenordnung. Im Gegensatz dazu wirkt sich der Kantenversatz nur sehr gering auf die Kerbspannung aus; das liegt daran, dass die Messwerte im moderaten Bereich liegen, da ein Kantenversatz in den Prüfkörpern planmäßig nicht vorhanden sein sollte: Im Mittel lag der Kantenversatz e/t_{CP} unterhalb von 2 %.

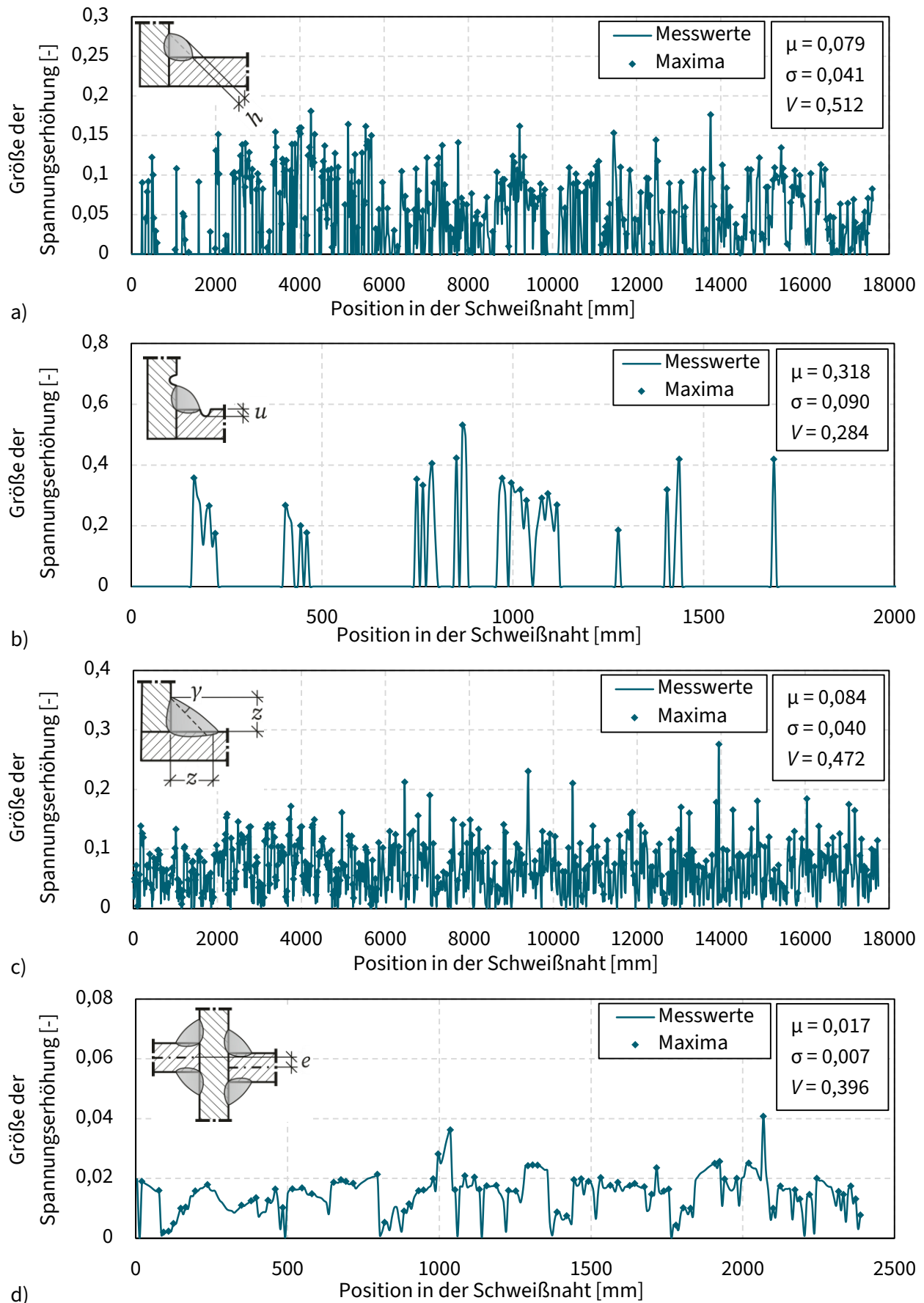


Bild 7-4: Verläufe der Spannungserhöhungen über die verkettete Nahtlänge infolge a) Überhöhung, b) Einbrandkerbe, c) Winkelabweichung und d) Kantenversatz

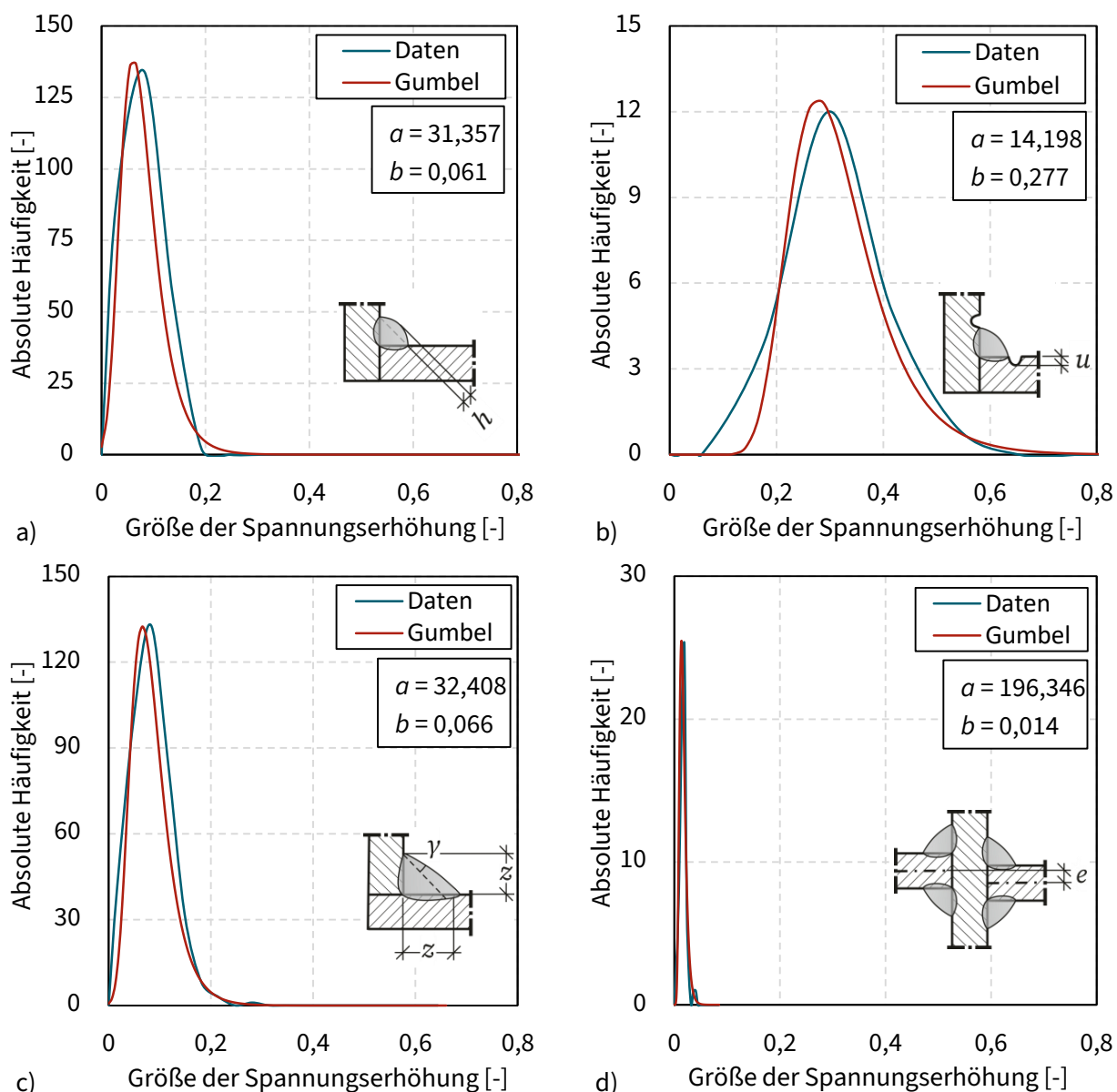


Bild 7-5: Verteilungen der Spannungserhöhungen auf Basis der Simulationsergebnisse und deren Gumbelverteilungen infolge a) Überhöhung, b) Einbrandkerbe, c) Winkelabweichung und d) Kantenversatz

Berechnung des Kombinationsbeiwerts. Die Berechnung des Kombinationsbeiwerts erfolgt gemäß Gl. 7.2 unter Berücksichtigung der statistischen Eigenschaften der Spannungserhöhungen durch die Imperfektionen. Für den Zuverlässigkeitsindex β und den Verhältniswert N_1 werden Festlegungen getroffen, die im Folgenden erläutert werden. Entsprechend dem Zuverlässigkeitsniveau der DIN EN 1990 [9] wird $\beta = 3,8$ gewählt.

Ferner ist der Verhältniswert N_1 festzulegen. Dabei entspricht die Bezugsgröße L der Imperfektionsverläufe dem Messbereich der einzelnen Imperfektionen. Die Basislängen L_i müssen definiert werden. Hierzu können die Spannungserhöhungsverläufe über die Länge, Bild 7-4, über Methoden der Fourier-Transformation in Ortsfrequenzspektren überführt werden.

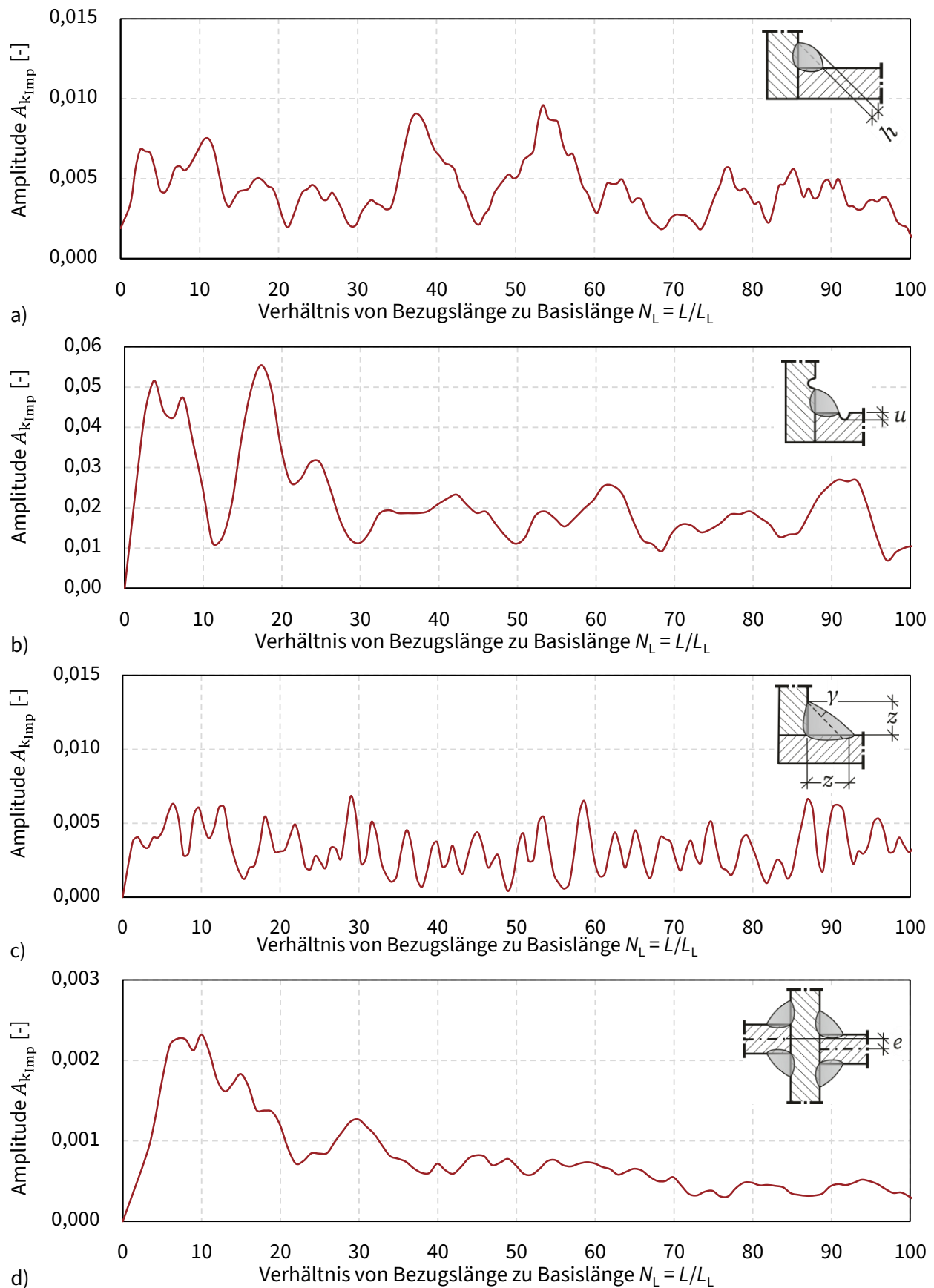


Bild 7-6: Spektren der Spannungserhöhungsamplituden über das Verhältnis N_L für
a) Überhöhung, b) Einbrandkerbe c) Winkelabweichung und d) Kantenversatz

Die Ortsfrequenzen f_L können in Periodenlängen L_L umgewandelt werden, Gl. 7.9. Die Periodenlänge gibt die Länge an, die zwischen zwei Maxima einer Amplitude der Spannungserhöhung $A_{k_{imp}}$ liegt. Interpretiert man die Periodenlänge als Basislänge der Amplituden eines Imperfektionsverlaufs, so kann ein Verhältniswert N_L der Bezugslänge zur Basislänge bestimmt werden, Gl. 7.10. Der Verhältniswert N_L ist über den Faktor L proportional zur Ortsfrequenz f_L , sodass das Ortsfrequenzspektrum auch über N_L dargestellt werden kann, Bild 7-6.

$$L_L = \frac{1}{f_L} \quad \text{Gl. 7.9}$$

$$N_L = \frac{L}{L_L} = L \cdot f_L \quad \text{Gl. 7.10}$$

Während die Amplituden der Spannungserhöhungen infolge Schweißnahtüberhöhung und Winkelabweichung sich gleichmäßig über die N_L -Werte verteilen (in Bild 7-6 nur bis $N_L = 100$ dargestellt), liegen die größten Amplituden der Spannungserhöhungen infolge Einbrandkerbe und Winkelversatz im niedrigeren Ortsfrequenzbereich bzw. niedrigen N_L -Bereich.

Bei der Betrachtung von Spektren gehen jedoch Ortseffekte der Imperfektionsverläufe über die Länge verloren. Alternativ können Basislängen der Imperfektionsverläufe daher entsprechend praxisnaher Größen festgelegt werden. Die Schweißnahtlängen der untersuchten Bauteile, Kapitel 4, belaufen sich auf 80 mm für den Kreuzstoß und ca. 100 mm für die Quersteife. Tabelle 7-1 zeigt berechnete $N_{1,i}$ -Werte basierend auf einer Basislänge von $L_1 = 100$ mm gemäß Prüfkörperdimensionen sowie basierend auf der Periodenlänge L_L der größten Amplitude im Ortsfrequenzspektrum.

Tabelle 7-1: Werte für $N_{1,i}$ auf Basis verschiedener Grundlagen

Imperfektionen	Überhöhung	Einbrandkerbe	Winkelabweichung	Versatz
Bezugslängen L_i [mm]	17020	1920	17740	2388
$N_{1,i}$ für $L_1 = 100$ mm [-]	170	19	177	24
$N_{1,i}$ für L_L der max. $A_{k_{imp}}$ [-]	54	17	29	10

Als weitere Alternative kann die Basislänge der Imperfektionen auf Grundlage der Prüfkörperserien festgelegt werden, Kapitel 4. Es wurden 5 Serien mit unterschiedlicher Schweißnahtausführung am Kreuzstoß und 3 Serien von Trägern mit eingeschweißten Quersteifen untersucht. Jene 8 unterschiedlichen Schweißnahtdetails können durch den Verhältnisbeiwert $N_1 = 8$ berücksichtigt werden.

Wie bereits Bild 2-9 gezeigt hat, führen größere N_1 -Werte zu kleineren Kombinationsbeiwerten. Aus diesem Grund wird der Verhältnisbeiwert auf Basis der Anzahl der unterschiedlichen Prüfkörperserien konservativ zu $N_1 = 8$ festgelegt.

Tabelle 7-2 zeigt die Eingangswerte und Ergebnisgrößen der berechneten Kombinationsbeiwerte. Die vier Kombinationsbeiwerte liegen in einer ähnlichen Größenordnung, sodass es sich anbietet einen allgemeinen Kombinationsbeiwert zu definieren.

Die Aufrundung ergibt:

$$\psi_{\text{Imp}} = 0,40$$

Gl. 7.11

Die Aufrundung dient der einfachen Handhabung des Kerbfallkombinationsmodells, stellt gleichwohl aber eine konservative Vereinfachung dar.

Tabelle 7-2: Eingangswerte und Ergebnisgrößen von $\psi_{\text{Imp},i}$

Kenngröße	Imperfektion			
	Überhöhung	Einbrandkerbe	Winkelabweichung	Versatz
β	3,8			
N_1	8			
V_i	0,512	0,284	0,472	0,396
$\psi_{\text{Imp},i}$	0,23	0,39	0,25	0,30

Der Kombinationsbeiwert zur Berücksichtigung mehrerer Imperfektionseinflüsse im Kerbfall $\psi_{\text{Imp}} = 0,4$ gilt somit für alle vier betrachteten Schweißnahtimperfectionen.

7.4 Anwendungsbeispiel

Das folgende Beispiel dient der Veranschaulichung des Kombinationsmodells zur Berücksichtigung zweier Schweißnahtimperfectionen bei der Kerbfallbestimmung. Es sei angenommen, dass an einem ermüdungsbeanspruchten Detail sowohl ein Kantenversatz als auch eine Schweißnahtüberhöhung festgestellt wird. Um die durch diese Schweißnahtimperfectionen reduzierte Ermüdungsfestigkeit zu bestimmen, wird Gl. 7.1 angewandt.

Es werden folgende Werte unterstellt:

- Der Basiskerbfall beträgt $\Delta\sigma_c = 80 \text{ N/mm}^2$.
- Der Differenz-Imperfektionskerbfall für den Versatz entspricht:
 $\Delta\sigma_{\text{Versatz}} = 15 \text{ N/mm}^2$.
- Der Differenz-Imperfektionskerbfall für die Überhöhung entspricht:
 $\Delta\sigma_{\text{Überhöhung}} = 10 \text{ N/mm}^2$.

Der Gesamt-Imperfektionskerbfall berechnet sich in diesem Fall zu:

$$\begin{aligned} \Delta\sigma_{c,I} &= \Delta\sigma_c - \Delta\sigma_{\text{Versatz}} - \psi_{\text{Imp}} \cdot \Delta\sigma_{\text{Überhöhung}} \\ &= 80 \text{ N/mm}^2 - 15 \text{ N/mm}^2 - 0,4 \cdot 10 \text{ N/mm}^2 = 61 \text{ N/mm}^2 \end{aligned}$$

Gl. 7.12

In Abschnitt 8.4 finden sich ferner zwei konkrete Praxisbeispiele, anhand derer die Kerbfallkombination unter Anwendung der in dieser Arbeit bestimmten Basis- und Imperfektionskerbfälle gezeigt wird, die in Kapitel 8 aufgeführt werden.

8 Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit auf Basis des Kerbfallkombinationsmodells

8.1 Einführung

Basierend auf den vorstehenden Abschnitten erläutert dieses Kapitel die Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit von Details mit Schweißnahtimperfectionen unter Anwendung des Kerbfallkombinationsmodells. Es werden zunächst die Basiskerbfälle der untersuchten Details in tabellarischer Form dargestellt, mit denen die Ermüdungsfestigkeit ohne explizite Berücksichtigung von Schweißnahtimperfectionen bestimmt werden kann. Ferner werden die Differenz-Imperfektionskerbfälle angegeben, mit denen die Reduktion der Ermüdungsfestigkeit infolge einer einzelner Schweißnahtimperfection bestimmt werden kann. Zur Kombination der Einflüsse mehrerer Imperfectionen wird die Kombinationsformel aufgeführt. Die ausführliche Validierung des Kerbfallkombinationsmodells zeigt seine Konservativität, während zwei Praxisbeispiele die Anwendung des Konzepts präsentieren. Anschließend erfolgt ein Vergleich zur aktuellen Normung und eine Diskussion des Konzepts.

8.2 Kerbfalltabellen und Kombinationsmodell

8.2.1 Basiskerbfälle

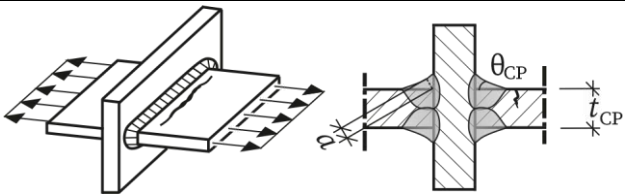
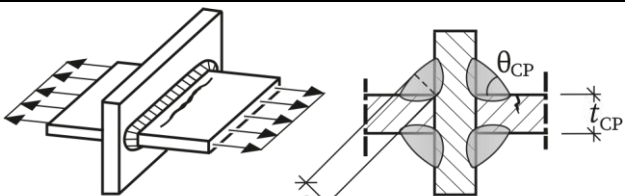
Die Basiskerbfalltabellen der Details des Kreuzstoßes und der Quersteife dienen der Bestimmung der Ermüdungsfestigkeitswerte ohne explizite Berücksichtigung von Imperfectionen. Hierbei werden in Abschnitt 6.2 vorgestellte nominelle Geometrieinflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit berücksichtigt. Die Kerbfälle gelten für die untersuchten Geometriebereiche, siehe Abschnitt 6.2.

Kerbfalltabelle Kreuzstoß. Bei der Kerbfalldefinition der Kreuzstoßdetails wird zwischen den Versagensorten Schweißnahtübergang und Schweißnaht (von der Schweißnahtwurzel ausgehend) unterschieden. Des Weiteren werden die Ausführungsformen mit Kehlnähten und mit voller Durchschweißung differenziert betrachtet. Geringere Ermüdungsfestigkeitswerte als Kerbfall 36 werden gemäß äquidistantem Abstand der Wöhlerlinien [1, 14] durch die Beiwerte k_1 bis k_4 abgemindert.

Tabelle 8-1 zeigt die Kerbfalltabelle für Versagen am Schweißnahtübergang des Anschlussblechs am Kreuzstoß. Beim Kreuzstoß mit voller Durchschweißung ist ein Einfluss der Grundblechdicke und der Schweißnahtdicke ersichtlich, allerdings lediglich bei wenigen Geometrieconfigurationen (vgl. Bild 6-1); für die Definition der Kerbfalltabelle wird dieser Einfluss vernachlässigt. Vielmehr wird nach den maßgebenden Einflussgrößen Anschlussblechdicke und Nahtwinkel unterschieden (vgl. Bild 6-3).

Im Fall des Kreuzstoßes mit Kehlnähten spielen insbesondere die Anschlussblechdicke und die Schweißnahtdicke eine große Rolle (vgl. Bild 6-4), sodass jene für eine Abstufung des Kerbfalls herangezogen werden.

Tabelle 8-1: Kerbfalltabelle für Versagen am Schweißnahtübergang des Kreuzstoßes

Konstruktionsdetail		Beschreibung	Anforderung		
		Kreuzstoß Riss am Schweißnaht- übergang bei voller Durchschweißung	$0,1 \leq a/t_{CP} \leq 0,5$		
Kerbfall $\Delta\sigma_c$ [N/mm²]					
$\theta_{CP} [^\circ]$ $t_{CP} [mm]$	$40 < \theta_{CP} \leq 45$	$35 < \theta_{CP} \leq 40$	$30 < \theta_{CP} \leq 35$	$20 < \theta_{CP} \leq 30$	$15 < \theta_{CP} \leq 20$
$t_{CP} \leq 8$	90	100	100	112	125
$8 < t_{CP} \leq 10$	90	90	100	100	112
$10 < t_{CP} \leq 12$	80	80	90	100	100
$12 < t_{CP} \leq 15$	71	80	80	90	90
$15 < t_{CP} \leq 20$	71	71	80	80	80
$20 < t_{CP} \leq 30$	56	63	71	71	80
$30 < t_{CP} \leq 40$	56	56	63	63	71
$40 < t_{CP} \leq 50$	50	50	56	63	71
$50 < t_{CP} \leq 80$	45	45	45	56	71
$80 < t_{CP} \leq 100$	*	36	40	45	71
Konstruktionsdetail		Beschreibung	Anforderung		
		Kreuzstoß Riss am Schweißnaht- übergang bei teilweiser Durchschweißung / Kehlnähten	$\theta_{CP} = 45^\circ$		
Kerbfall $\Delta\sigma_c$ [N/mm²]					
$a/t_{CP} [-]$ $t_{CP} [mm]$	$0,3 < a/t_{CP} \leq 0,5$		$0,5 < a/t_{CP} \leq 0,75$		$0,75 < a/t_{CP} \leq 1,0$
$t_{CP} \leq 8$	*		56		71
$8 < t_{CP} \leq 10$	*		50		71
$10 < t_{CP} \leq 12$	36		50		71
$12 < t_{CP} \leq 15$	36		50		63
$15 < t_{CP} \leq 20$	$k_2 \cdot 36$		45		56
$20 < t_{CP} \leq 25$	$k_2 \cdot 36$		45		56
$25 < t_{CP} \leq 30$	$k_2 \cdot 36$		40		56
$30 < t_{CP} \leq 40$	$k_3 \cdot 36$		36		50
* aufgrund ungünstiger Geometriekombination kein Kerbfall angegeben					
mit $k_2 = 0,77$ und $k_3 = 0,69$					

Beim Kreuzstoß mit Kehlnähten ergibt sich bei der Festlegung der Schweißnahtdimensionierung ein Optimum, indem die Nahtdicke so gewählt wird, dass die Ermüdungsfestigkeit des Kreuzstoßes im Gesamten möglichst hoch ist. Während eine große Nahtdicke für einen hohen Kerbfall am Übergang förderlich ist, führt jene zu geringeren Kerbfällen in der Schweißnaht, wo ein Versagen von der Wurzel ausgeht. Tabelle 8-2 zeigt die Kerbfalltabelle für Versagen der Schweißnaht des Kreuzstoßes. Auch hier sind die Haupteinflussgrößen Anschlussblechdicke und Schweißnahtdicke (vgl. Bild 6-6) maßgebend.

Tabelle 8-2: Kerbfalltabelle für Versagen der Schweißnaht (von der Wurzel aus) des Kreuzstoßes

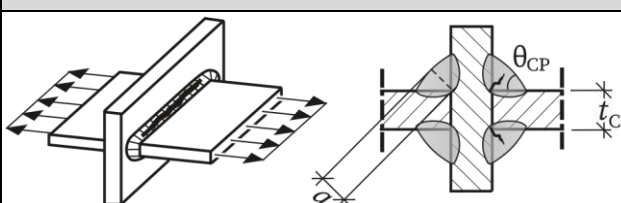
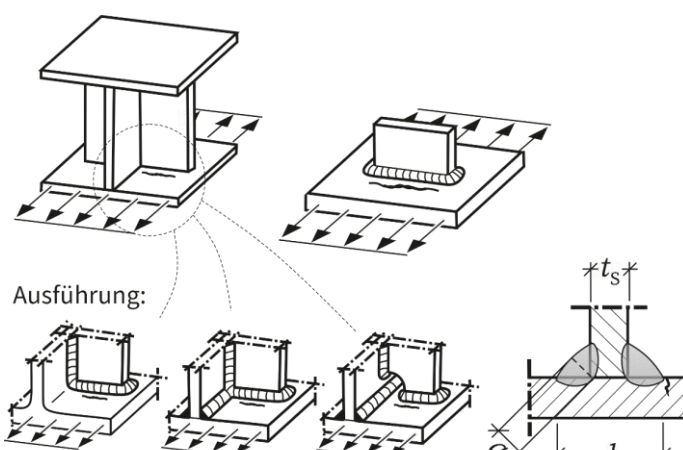
Konstruktionsdetail		Beschreibung	Anforderung
		Kreuzstoß Riss von der Schweißnahtwurzel aus bei teilweiser Durchschweißung / Kehlnähten	$\theta_{CP} = 45^\circ$
Kerbfall $\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]			
$\frac{a/t_{CP}}{t_{CP}}$ [-] t_{CP} [mm]	$0,3 < a/t_{CP} \leq 0,5$	$0,5 < a/t_{CP} \leq 0,75$	$0,75 < a/t_{CP} \leq 1,0$
$t_{CP} \leq 8$	*	50	45
$8 < t_{CP} \leq 10$	*	40	40
$10 < t_{CP} \leq 12$	45	40	36
$12 < t_{CP} \leq 15$	40	36	$k_1 \cdot 36$
$15 < t_{CP} \leq 20$	36	$k_1 \cdot 36$	$k_2 \cdot 36$
$20 < t_{CP} \leq 25$	$k_1 \cdot 36$	$k_2 \cdot 36$	$k_3 \cdot 36$
$25 < t_{CP} \leq 30$	$k_2 \cdot 36$	$k_3 \cdot 36$	$k_3 \cdot 36$
$30 < t_{CP} \leq 40$	$k_2 \cdot 36$	$k_4 \cdot 36$	$k_4 \cdot 36$
* aufgrund ungünstiger Geometriekombination kein Kerbfall angegeben			
mit $k_1 = 0,88$, $k_2 = 0,77$, $k_3 = 0,69$ und $k_4 = 0,61$			

Tabelle 8-3: Kerbfalltabelle für Details der Quersteife

Kerbfall $\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	Geometrie l [mm]	Konstruktionsdetail	Beschreibung
100	$l \leq 20$		Quersteife auf Blech oder in I-Träger eingeschweißt (Kehlnähte) Riss am Schweißnahtübergang
90	$20 < l \leq 30$		
80	$30 < l \leq 40$		
71	$40 < l \leq 60$		
63	$60 < l \leq 90$		
45	$90 < l \leq 100$		
36	$100 < l \leq 130$		

Kerbfalltabelle Quersteife. Anders als beim Kreuzstoß lassen sich die nominellen Geometrieeinflüsse für die Quersteife kompakt zusammenfassen. Die Kerbfalltabelle, Tabelle 8-3, differenziert nach der Haupteinflussgröße: Dem Abstand der Schweißnahtübergänge l (vgl. Bild 6-9).

8.2.2 Differenz-Imperfektionskerbfälle

Vorgehen. In Abschnitt 6.3 wurden die Spannungserhöhungen infolge verschiedener Schweißnahtimperfektionen bei Kreuzstoß- und Quersteifendetails vorgestellt. Mithilfe des Spannungserhöhungsfaktors kann der Differenz-Imperfektionskerbfall gemäß Gl. 8.1 bestimmt werden:

$$\Delta\sigma_I = k_{\text{Imp}} \cdot \Delta\sigma_C \quad \text{Gl. 8.1}$$

mit

$\Delta\sigma_I$ als Differenz-Imperfektionskerbfall, der die Spannungserhöhung infolge einer einzelnen Imperfektion I berücksichtigt,

$\Delta\sigma_C$ als Basiskerbfall ohne explizite Berücksichtigung von Imperfektionen und

k_{Imp} als Spannungserhöhungsfaktor.

Für eine anwendungsfreundliche Bestimmung von Spannungserhöhungsfaktoren werden diese in Analogie zum Kerbfallkatalog in Tabellenform dargestellt, wobei nach Einflussgrößen differenziert wird. Bis zum ersten Grenzwert der Imperfektionsgröße sind keine Spannungserhöhungen anzusetzen. Dieser Wert wurde auf 10 % des nächsten Grenzwerts festgelegt, ab dem ein Spannungserhöhungsfaktor zu berücksichtigen ist.

Gültigkeit der Imperfektionskerbfälle. Die Anwendungsgrenzen der Imperfektionskerbfälle beschränken sich auf die Geometrie Größen, auf Basis dessen sie hergeleitet wurden, Tabelle 8-4. Eine weitere Grundvoraussetzung der Anwendbarkeit ist die genaue Kenntnis der Imperfektionsgröße, die Messtoleranzen beinhalten muss.

Tabelle 8-4: Geometrische Anwendungsgrenzen der Imperfektionskerbfälle

Konstruktionsdetail	Kreuzstoß		Quersteife
	Kehlnähte	volle Durchschweißung	
Blechdicken	$8 \text{ mm} \leq t_{\text{CP}} \leq 40 \text{ mm}$	$8 \text{ mm} \leq t_{\text{CP}} \leq 80 \text{ mm}$	$8 \text{ mm} \leq t_s \leq 80 \text{ mm}$
	$8 \text{ mm} \leq t_{\text{BP}} \leq 80 \text{ mm}$	$8 \text{ mm} \leq t_{\text{BP}} \leq 80 \text{ mm}$	$8 \text{ mm} \leq t_{\text{BP}} \leq 80 \text{ mm}$
Schweißnahtgeometrie	$0,5 \leq a/t_{\text{CP}} \leq 1,0$ $\theta_{\text{CP}} = 45^\circ$	$0,1 \leq a/t_{\text{CP}} \leq 0,5$ $25^\circ \leq \theta_{\text{CP}} \leq 45^\circ$	$3 \text{ mm} \leq a \leq 10 \text{ mm}$ $\theta_{\text{BP}} = 45^\circ$

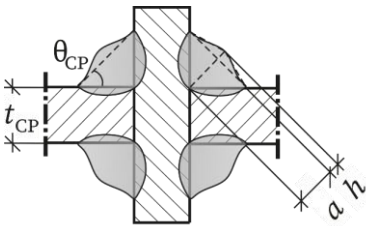
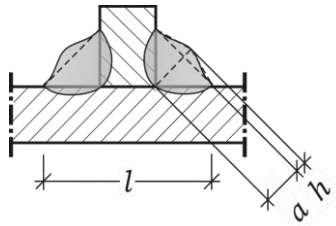
Imperfektionskerbfall infolge einer Schweißnahtüberhöhung bzw. eines schroffen Übergangs. Die Schweißnahtüberhöhung bzw. der schroffe Übergang führt je nach Konstruktionsdetail und dessen Geometrie zu unterschiedlichen Spannungserhöhungen. Tabelle 8-5 zeigt Grenzwerte für den Spannungserhöhungsfaktor, die von Detail, Geometrieeigenschaften und Größe der Überhöhung abhängen.

Beim Kreuzstoß wurden Geometriekombinationen in zwei Kategorien mit geringer (*H1*) und großer Spannungserhöhung (*H2*) infolge der Überhöhung eingeteilt. Unter Kategorie *H1* fallen Kreuzstöße mit Kehlnahtausführung (mit Anschlussblechdicken bis $t_{CP} = 40$ mm und Nahtwinkeln von $\theta_{CP} = 45^\circ$) sowie Ausführungen mit voller Durchschweißung mit dünnen Anschlussblechen $t_{CP} < 40$ mm und großen Nahtwinkeln $\theta_{CP} \geq 35^\circ$. Ausführungen mit voller Durchschweißung und dünnen Anschlussblechen $t_{CP} < 40$ mm in Kombination mit kleinen Nahtwinkeln $\theta_{CP} < 35^\circ$ sowie Ausführungen mit dicken Anschlussblechen $t_{CP} \geq 40$ mm verlangen höhere Grenzwerte für Spannungserhöhungsfaktoren, Kategorie *H2*.

Bei der Quersteife zeigen sich geringe Geometrieeinflüsse, sodass hier für alle untersuchten Geometrievariationen gleiche Grenzwerte festgelegt werden.

Wenn ein schroffer Übergang in Form eines kleinen Schweißnahtanstiegswinkel vorliegt, kann dieser gemäß Gl. 5.1 in eine Überhöhung umgerechnet und entsprechend den Grenzwerten der Schweißnahtüberhöhung beurteilt werden.

Tabelle 8-5: Spannungserhöhungsfaktoren am Nahtübergang infolge einer Schweißnahtüberhöhung

Überhöhung [-]	Spannungserhöhungsfaktor k_{imp} [-]		
Konstruktionsdetail	Kreuzstoß Kehlnähte volle Durchschweißung		Quersteife Kehlnähte
Skizze			
Geometrieabhängigkeit	<i>H1</i>	<i>H2</i>	alle
	$t_{CP} < 40\text{mm}$ $\theta_{CP} \geq 35^\circ$ alle a/t_{CP}	$t_{CP} < 40\text{mm}$ $25^\circ \leq \theta_{CP} < 35^\circ$ $a/t_{CP} \leq 0,5$ $t_{CP} \geq 40\text{mm}$ alle θ_{CP} $a/t_{CP} \leq 0,5$	
$0,000 \leq h/a < 0,005$	0,00	0,00	0,00
$0,005 \leq h/a < 0,050$	0,10	0,10	0,05
$0,050 \leq h/a < 0,150$	0,15	0,20	0,10
$0,150 \leq h/a < 0,250$	0,20	0,30	0,10
$0,250 \leq h/a \leq 0,500$	0,25	0,40	0,15

Imperfektionskerbfall infolge einer Einbrandkerbe. Die Einbrandkerbe gehört zu den Imperfektionen mit großer Spannungserhöhung, Tabelle 8-6. Bei der Betrachtung der spannungserhöhenden Wirkung der Einbrandkerbe am Kreuzstoß wurde festgestellt, dass insbesondere Ausführungen mit flachen Schweißnahtwinkeln $\theta_{CP} < 45^\circ$ empfindlich sind. Diese Geometrien fallen in Kategorie *U2*. Ausführungen

mit voller Durchschweißung und großen Nahtwinkeln $\theta_{CP} \geq 45^\circ$ sowie Kehlnähte verhalten sich gutmütiger, sodass hier die günstigere Kategorie *U1* zutrifft. Für die Quersteifendetails eignet sich eine einzige Kategorie, die alle untersuchten Geometrien umfasst. Der Einfluss der Einbrandkerbe auf weitere Tragwiderstände des Kreuzstoßes wurde nicht untersucht, es wird lediglich die spannungserhöhende Wirkung auf den Kerbfall am Nahtübergang für eine maximale Größe der Einbrandkerbe von 1 mm dargelegt.

Tabelle 8-6: Spannungserhöhungsfaktoren am Nahtübergang infolge einer Einbrandkerbe

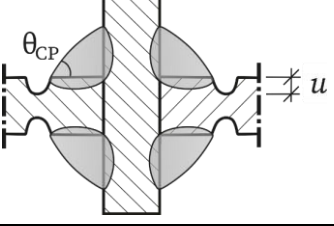
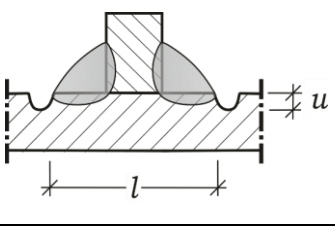
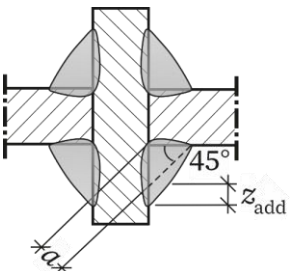
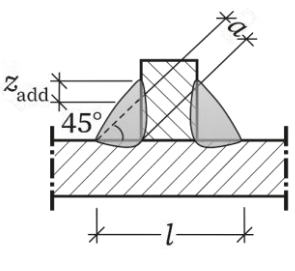
Einbrandkerbe [mm]	Spannungserhöhungsfaktor k_{Imp} [-]		
Konstruktionsdetail	Kreuzstoß Kehlnähte / Volle Durchschweißung	Quersteife Kehlnähte	
Skizze			
Geometrieabhängigkeit	<i>U1</i>	<i>U2</i>	alle
	$\theta_{CP} \geq 45^\circ$	$25^\circ \leq \theta_{CP} < 45^\circ$	
$0,00 \leq u < 0,02$	0,00	0,00	0,00
$0,02 \leq u < 0,20$	0,10	0,20	0,10
$0,20 \leq u < 0,40$	0,15	0,30	0,20
$0,40 \leq u \leq 1,00$	0,20	0,40	0,25

Tabelle 8-7: Spannungserhöhungsfaktoren am Nahtübergang infolge einer übermäßigen Asymmetrie der Kehlnaht

Asymmetrie der Kehlnaht [-]	Spannungserhöhungsfaktor k_{Imp} [-]		
Konstruktionsdetail	Kreuzstoß Kehlnähte	Quersteife Kehlnähte	
Skizze			
Geometrieabhängigkeit	alle	<i>Z1</i>	<i>Z2</i>
		$l < 50 \text{ mm}$	$l \geq 50 \text{ mm}$
$0,00 \leq z_{add}/a < 0,01$	0,000	0,000	0,000
$0,01 \leq z_{add}/a < 0,10$	0,150	0,025	0,075
$0,10 \leq z_{add}/a < 0,20$	0,200	0,050	0,100
$0,20 \leq z_{add}/a \leq 0,30$	0,250	0,075	0,125

Imperfektionskerbfall infolge einer übermäßigen Asymmetrie der Kehlnaht. Entsprechend der Definition der Imperfektion wurde die übermäßige Asymmetrie nur bei Ausführungen mit Kehlnähten untersucht, Tabelle 8-7.

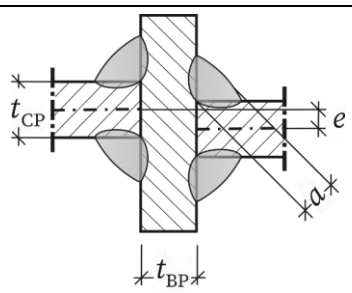
Beim Kreuzstoß lassen die Geometrieeinflüsse auf den Spannungserhöhungsfaktor eine gemeinsame Grenzwertdefinition für alle untersuchten Geometriekombinationen zu. Bei der Quersteife sind die Spannungserhöhungen geringer, wobei bei kleinen Abständen der Nahtübergänge $l < 50$ mm besonders geringe Spannungserhöhungen vorkommen, sodass hier eine eigene Kategorie *Z1* definiert wird. Quersteifendetails mit größeren Abständen der Nahtübergänge $l \geq 50$ mm müssen mit größeren Spannungserhöhungsfaktoren beaufschlagt werden, Kategorie *Z2*.

Imperfektionskerbfall infolge eines Kantenversatzes. Der Kantenversatz ist lediglich für den Kreuzstoß relevant, da er bei eingeschweißten Quersteifen selten vorkommt [149]. Da der Einfluss des Kantenversatzes von vielen Geometrieeigenschaften abhängt, werden drei Geometriekategorien für Grenzwerte von Spannungserhöhungsfaktoren definiert, Tabelle 8-8.

Bei der Kehlnahtausführung (Kategorie *E1*), die mit dünneren Anschlussblechen einhergeht, kommen die geringsten Grenzwerte vor. Im Fall der Ausführung mit voller Durchschweißung wird nach dem Verhältnis der Dicken von Grundblech zu Anschlussblech unterschieden. Dickere Grundbleche mit einem Blechdickenverhältnis von $t_{BP}/t_{CP} \geq 1,0$ sind zu bevorzugen und gehören der günstigeren Kategorie *E2* an. Dünnere Grundbleche mit $0,5 \leq t_{BP}/t_{CP} < 1,0$ führen zu größeren Spannungserhöhungen und sind Kategorie *E3* zuzuweisen.

Spannungserhöhungsfaktoren an der Schweißnahtwurzel infolge eines Kantenversatzes sind Anhang D zu entnehmen.

Tabelle 8-8: Spannungserhöhungsfaktoren am Nahtübergang infolge eines Kantenversatzes

Kantenversatz [-]	Spannungserhöhungsfaktor k_{Imp} [-]		
Konstruktionsdetail	Kreuzstoß Kehlnähte / volle Durchschweißung		
Skizze			
Geometrieabhängigkeit	Kehlnähte	Volle Durchschweißung	
	<i>E1</i>	<i>E2</i> $t_{BP}/t_{CP} \geq 1,0$	<i>E3</i> $0,5 \leq t_{BP}/t_{CP} < 1,0$
$0,00 \leq e/t_{CP} < 0,01$	0,00	0,00	0,00
$0,01 \leq e/t_{CP} < 0,10$	0,05	0,10	0,15
$0,10 \leq e/t_{CP} < 0,20$	0,10	0,20	0,30
$0,20 \leq e/t_{CP} \leq 0,30$	0,15	0,30	0,50

Einfluss eines Restspalts auf den Versagensort des ermüdungsbeanspruchten Kreuzstoßes. Für den infolge einer ungenügenden Durchschweißung oder eines Wurzelbindefehlers entstehenden Restspalt wurden keine Imperfektionskerbfälle hergeleitet; vielmehr spielt bei dieser Imperfektion der Versagensort eine große Rolle. Denn wenn die lokale Geometrie des Kreuzstoßes infolge einer Beanspruchung zu einer größeren Kerbspannung am Nahtübergang als an der Nahtwurzel führt, dann wird lediglich der Schweißnahtübergang bemessungsrelevant. Wie in Abschnitt 6.3.2 beschrieben ist, wurde eine Grenzfunktion bestimmt, die in Abhängigkeit von der Restspaltbreite eine Mindestschweißnahtgröße angibt, ab der ein Übergangsversagen maßgebend ist.

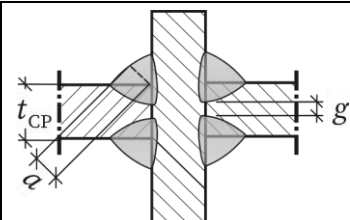
In Abhängigkeit von der relativen Restspaltbreite g/t_{CP} lässt sich die erforderliche Kehlnahtdicke a_{req}/t_{CP} über eine logarithmische Beziehung ausdrücken, Gl. 8.2 (vgl. Bild 6-11).

$$\frac{a_{req}}{t_{CP}} = c \cdot \ln\left(\frac{g}{t_{CP}}\right) + d \quad \text{Gl. 8.2}$$

Die Beiwerte c und d hängen von der Anschlussblechdicke ab und können Tabelle 8-9 entnommen werden. Die Grenzfunktion kann unter folgenden Bedingungen angewendet werden:

1. Der Schweißnahtwinkel beträgt $\theta_{CP} = 45^\circ$, kein konkaves Schweißnahtprofil.
2. Die Mindest-Restspaltbreite beträgt $g = 2$ mm.
3. Die einzusetzende Restspaltbreite beinhaltet bereits Toleranzen der Messung.
4. Bei Zwischenwerten der Blechdicke wird die Grenzfunktion der nächstgrößeren Blechdicke herangezogen.

Tabelle 8-9: Beiwerte der Grenzfunktion für Nahtübergangsversagen

	Anschlussblechdicke	t_{CP} [mm]	10	20	30	40	50
	Beiwerte zu Gl. 8.2 [-]	c	0,55	0,55	0,60	0,65	0,70
		d	1,70	1,80	1,90	2,10	2,30

8.2.3 Kombinationsformel

Tritt mehr als nur eine Imperfektion auf, so kann die Kerbfallkombination angewendet werden, um zwei Imperfektionsgrößen im Gesamt-Imperfektionskerbfall zu berücksichtigen. Hierzu wird die bereits in Abschnitt 7.2 eingeführte Kombinationsformel angewendet, die in Gl. 8.3 wiederholt wird. Die Kombination der Imperfektionseinflüsse kann alternativ auch auf Basis der Spannungserhöhungsfaktoren geschehen, die dann mit dem Basiskerbfall multipliziert werden, Gl. 8.4.

$$\Delta\sigma_{C,I} = \Delta\sigma_C - \Delta\sigma_{I,1} - \psi_{Imp} \cdot \Delta\sigma_{I,2} \quad \text{Gl. 8.3}$$

$$\Delta\sigma_{C,I} = \Delta\sigma_C \cdot (1 - k_{Imp,1} - \psi_{Imp} \cdot k_{Imp,2}) \quad \text{Gl. 8.4}$$

mit

$\Delta\sigma_{C,I}$ als Gesamt-Imperfektionskerbfall, der Spannungserhöhungen infolge zweier Imperfektionen I_1 und I_2 berücksichtigt,

$\Delta\sigma_C$ als Basiskerbfall ohne explizite Berücksichtigung von Imperfektionen,

$\Delta\sigma_{I,i}$ als Differenz-Imperfektionskerbfall, der die Spannungserhöhung infolge einer einzelnen Imperfektion I_i berücksichtigt,

$k_{Imp,i}$ als Spannungserhöhungsfaktor einer Imperfektion I_i und

$\psi_{Imp} = 0,4$ als Kombinationsbeiwert, der den Einfluss der begleitenden Imperfektion abmindert, basierend auf sicherheitstheoretischen Grundlagen.

8.3 Validierung

Zur Validierung der Kerbfallbestimmung von Details mit Imperfektionen erfolgt ein Vergleich von Ergebnissen des Kombinationsmodells mit Simulationsergebnissen anhand von 1350 Beispieldetails. Unter Verwendung eines Zufallszahlenerzeugers wurde zunächst die nominelle Geometrie des untersuchten Details erstellt, wobei

- Blechdicken,
- Nahtausführung,
- Schweißnahtdicke- und
- Schweißnahtwinkel

innerhalb der Anwendungsgrenzen des Kerbfallkombinationsmodells variiert wurden. Ferner wurden die Imperfektionsgrößen zufällig festgelegt, wobei immer zwei Imperfektionen in einem Detail vorkommen. Dabei ist jede Imperfektion vom Typ:

- Schweißnahtüberhöhung (beinhaltet den schroffen Übergang),
- Einbrandkerbe,
- übermäßige Asymmetrie und
- Kantenversatz (nur Kreuzstoß)

gleichhäufig vertreten. Geometrieparameter und Imperfektionsgrößen wurden in FE-Modelle überführt und zur Kerbfallbestimmung unter Anwendung des Kerbspannungskonzepts numerisch simuliert. Gleichzeitig kann auf Basis der Geometrieparameter und Imperfektionsgrößen das Kerbfallkombinationsmodell angewendet werden, um den Gesamt-Imperfektionskerbfall zu bestimmen. Ein Vergleich beider Ergebnisse dient der Validierung des in dieser Arbeit entwickelten Vorgehens. Die zufällige Variation der Imperfektionsgrößen erfolgt anhand gemessener Verteilungen ihrer Extrema (Gumbelverteilung, Bild 7-3). Die statistischen Eigenschaften der Imperfektionen der hier betrachteten Beispiele entsprechen jenen der experimentell untersuchten Prüfkörper, Kapitel 4. Entsprechend der zufällig

ausgewählten Blech- und Schweißnahticken werden die Imperfektionen skaliert berücksichtigt, sodass gleiche relative Imperfektionsgrößen vorliegen. Die Validierung erfolgt zweistufig, wie nachfolgend beschrieben.

Einbezug numerisch bestimmter Kerbfälle. Zunächst wird die Kombination der Imperfektionskerbfälle per se validiert. Hierzu werden zwei Größen miteinander verglichen:

- „Kerbfall FE“: Der numerisch ermittelte Gesamt-Imperfektionskerbfall aus zwei Imperfektionseinflüssen. Dieser ergibt sich auf Basis einer Simulation eines Details, das zwei Imperfektionen enthält.
- „Kerbfall FCCM – FE“: Der über das Kombinationsmodell ermittelte Gesamt-Imperfektionskerbfall unter Einbezug numerisch bestimmter Einzel-Imperfektionskerbfälle. Dieser bezieht über den Kombinationsbeiwert $\psi_{\text{Imp}} = 0,4$ Basis- und Einzel-Imperfektionskerbfälle ein, die numerisch für die Geometrien mit einzelnen Imperfektionen explizit bestimmt wurden.

Bild 8-1 zeigt, dass numerisch bestimmte Gesamt-Imperfektionskerbfälle sowohl für die Kreuzstoßdetails als auch für die Quersteifendetails sehr gut mit den kombinierten Kerbfällen numerisch bestimmter Einzel-Imperfektionskerbfälle übereinstimmen. Die Korrelationskoeffizienten von $r = 0,99$ und $r = 1,0$ bestätigen die Validierung des Kombinationskonzepts.

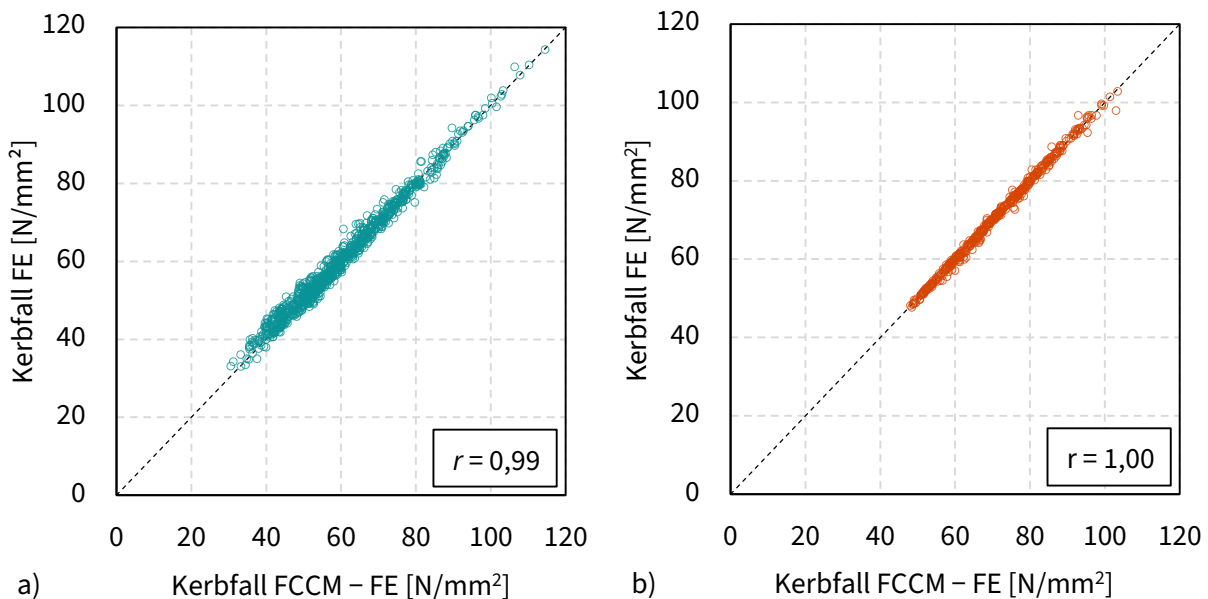


Bild 8-1: Vergleich der Ergebnisse des Kombinationsmodells unter Einbezug numerisch bestimmter Einzel-Imperfektionskerbfälle (FCCM – FE) und der numerisch bestimmten Gesamt-Imperfektionskerbfälle (FE) anhand von a) 900 Simulationen von Kreuzstoßdetails und b) 450 Simulationen von Quersteifendetails

Einbezug der tabellierten Kerbfälle. In einem zweiten Schritt wird die Kerbfallkombination unter Einbezug der tabellierten Bemessungskerbfälle für Geometrie und Imperfektionen dem numerisch ermittelten Gesamt-Imperfektionskerbfall gegenübergestellt.

Hierzu werden zwei Größen miteinander verglichen:

- „Kerbfall FE“: Der numerisch ermittelte Gesamt-Imperfektionskerbfall aus zwei Imperfektionseinflüssen. Dieser ergibt sich auf Basis einer Simulation eines Details, das zwei Imperfektionen enthält, siehe oben.
- „Kerbfall FCCM – Tab“: Der über das Kombinationsmodell ermittelte Gesamt-Imperfektionskerbfall unter Einbezug der Kerbfälle auf Basis von Tabellenwerten. Dieser bezieht über den Kombinationsbeiwert $\psi_{\text{Imp}} = 0,4$ Basis- und Imperfektionskerbfälle ein, die auf den Tabellenwerten (Abschnitt 8.2) beruhen.

Bild 8-2 zeigt den Vergleich der ermittelten Gesamt-Imperfektionskerbfälle für den Kreuzstoß und die Quersteife über das Kerbfallkombinationsmodell unter Einbezug der Tabellenwerte (Abschnitt 8.2) sowie über die numerische Bestimmung. Im Fall beider Details liegen alle Vergleichspunkte oberhalb der Referenzdiagonale, sodass die Konservativität des Kerbfallkombinationsmodells unter Anwendung der Tabellenwerte gezeigt werden kann. Korrelationskoeffizienten von $r = 0,81$ und $r = 0,88$ bestätigen einen starken positiven linearen Zusammenhang zwischen Kerbfallkombinationsmodell und den über FEM und das Kerbspannungskonzept ermittelten Kerbfällen.

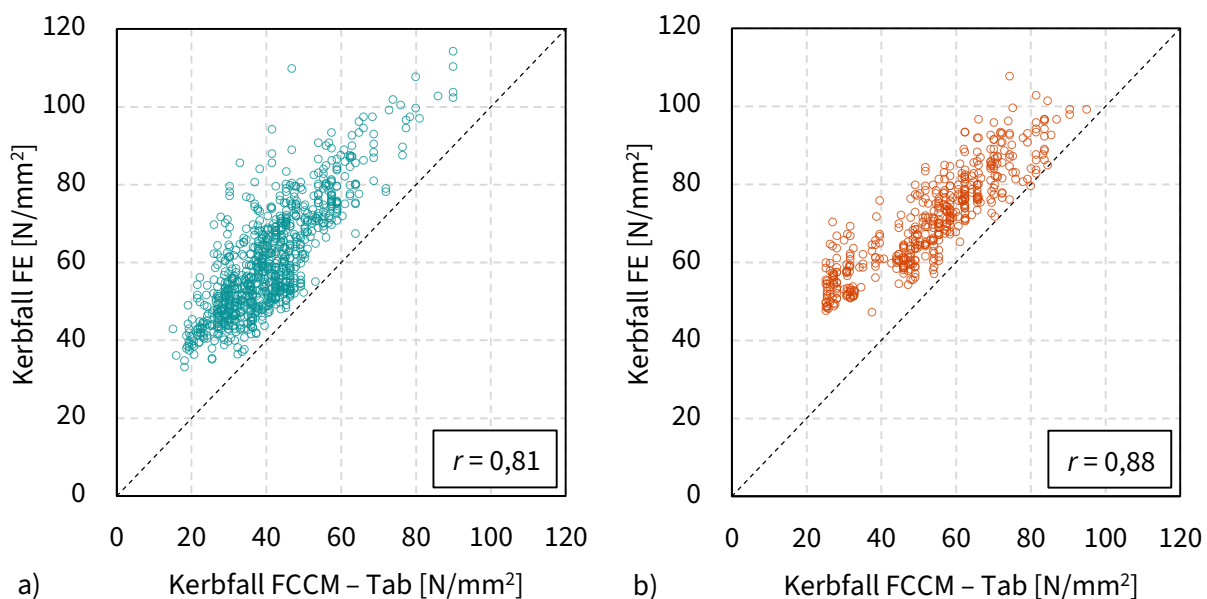


Bild 8-2: Vergleich der Ergebnisse des Kombinationsmodells unter Einbezug der tabellierten Basis- und Einzel-Imperfektionskerbfälle (FCCM – Tab) und der numerisch bestimmten Gesamt-Imperfektionskerbfälle (FE) anhand von a) 900 Simulationen von Kreuzstoßdetails und b) 450 Simulationen von Quersteifendetails

Die gegenüber Bild 8-1 größere Streuung und Mittelwertabweichung ist mit den natürlicherweise auftretenden Abweichungen der Simulationskerbfälle gegenüber den gestuften Tabellenwerten zu erklären. Des Weiteren unterliegt das Quersteifendetail weniger Geometriedifferenzierungen und möglicher Imperfektionskombinationen als die Kreuzstoßdetails, sodass hier genauere Kerbfallbestimmungen und ferner bessere Korrelationskoeffizienten resultieren.

Validierung über die Schweißnahtlänge. Zur Untersuchung der Imperfektionseinflüsse gemäß Kerbfallkombinationsmodell über die Länge einer Schweißnaht zeigen Bild 8-3 bis Bild 8-5 Imperfektions- und Spannungserhöhungsverläufe. Bild 8-3 stellt die Imperfektionsgrößen Kantenversatz und Überhöhung über die verkettete Länge einer Schweißnaht am Kreuzstoß dar, vgl. Bild 4-4 für die Definitionen.

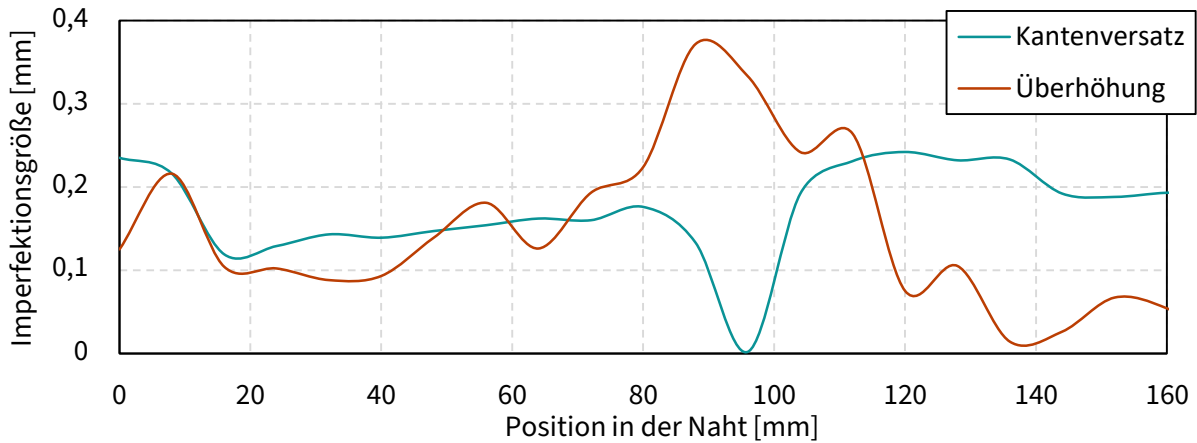


Bild 8-3: Validierung über die Schweißnahtlänge: Darstellung der Imperfektionen Kantenversatz und Überhöhung, vgl. Bild 4-4 für die Definitionen

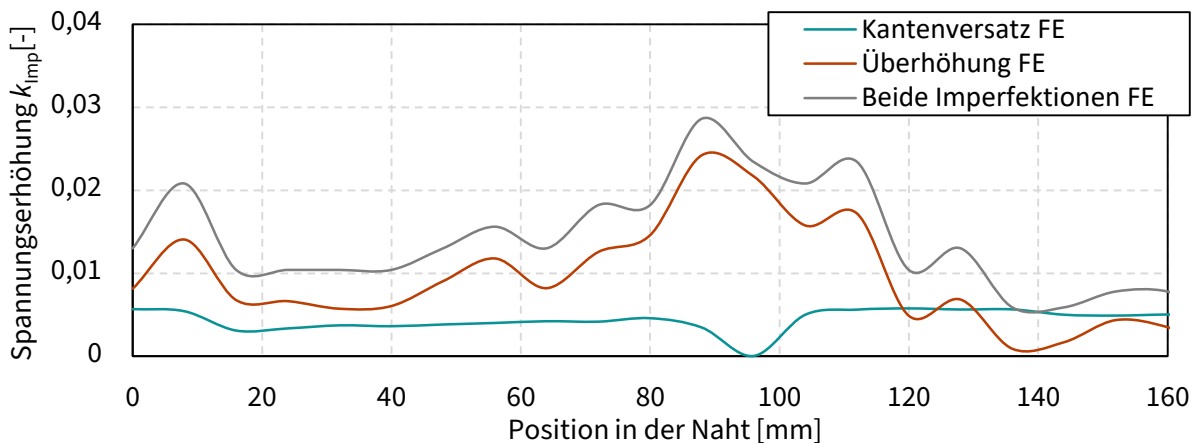


Bild 8-4: Validierung über die Schweißnahtlänge: Spannungserhöhung infolge der Imperfektionen

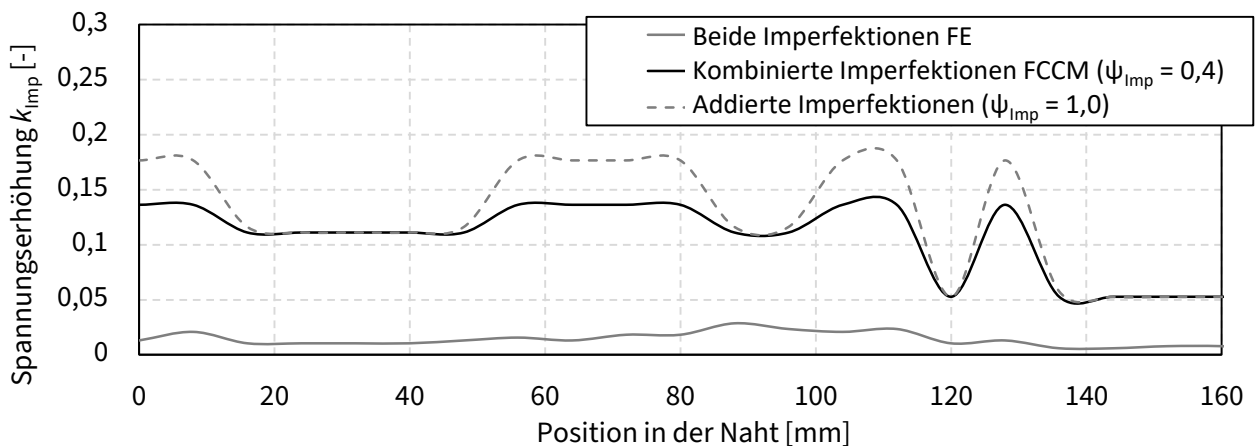


Bild 8-5: Validierung über die Schweißnahtlänge: Spannungserhöhung infolge der Imperfektionen gemäß FE und Kerbfallkombinationsmodell

Die Übertragung auf Spannungserhöhungswerte (Bild 8-4) erfolgt über numerische Simulationen (FE) unter Anwendung des Kerbspannungskonzepts. Hier zeigt sich, dass Einflüsse aus der Schweißnahtüberhöhung sich in diesem Fall stärker als jene durch den Kantenversatz zeigen. Werden beide Imperfektionen in der Simulation gemeinsam berücksichtigt, so überlagern sich die Spannungserhöhungseffekte. Die Form des Spannungserhöhungsverlaufs wird durch die Imperfektion mit stärkerem Einfluss, hier die Überhöhung, bestimmt. Bild 8-5 zeigt den Vergleich der Spannungsüberhöhung gemäß FE, Kerbfallkombinationsmodell unter Einbezug von Tabellenwerten und einer dritten Variante, bei dem die Imperfektionseinflüsse nicht kombiniert, sondern schlicht addiert werden ($\psi_{\text{Imp}} = 1,0$). Das Kerbfallkombinationsmodell führt unter Anwendung der Tabellenwerte (Abschnitt 8.2) gegenüber der FEM zu deutlich konservativen Ergebnissen. Im Vergleich zur Addition der Imperfektionseinflüsse mindert die Kerbfallkombination konservative Spitzenwerte ab.

8.4 Praxisbeispiele

Um das Vorgehen zur Bestimmung eines Gesamt-Imperfektionskerbfalls anschaulich zu erläutern, werden zwei Praxisbeispiele vorgestellt. Bild 8-6 zeigt zwei Beispiele für typische Ausführungen, die aus Konstruktionsplänen realer Bauvorhaben entnommen wurden [149]. Das Kreuzstoßbeispiel (Bild 8-6 a)) geht aus einem Schweißdetailplan einer Eisenbahnüberführung hervor. Auch das Quersteifenbeispiel (Bild 8-6 b)) entstammt einer Eisenbahnbrücke, wobei ein Querschott eines geschlossenen Untergurts als verwandte Einsatzform der Quersteifendetails die Grundlage bildet. Im Hinblick auf die Geometrie der Schweißnähte wurden Annahmen getroffen werden, Tabelle 8-10.

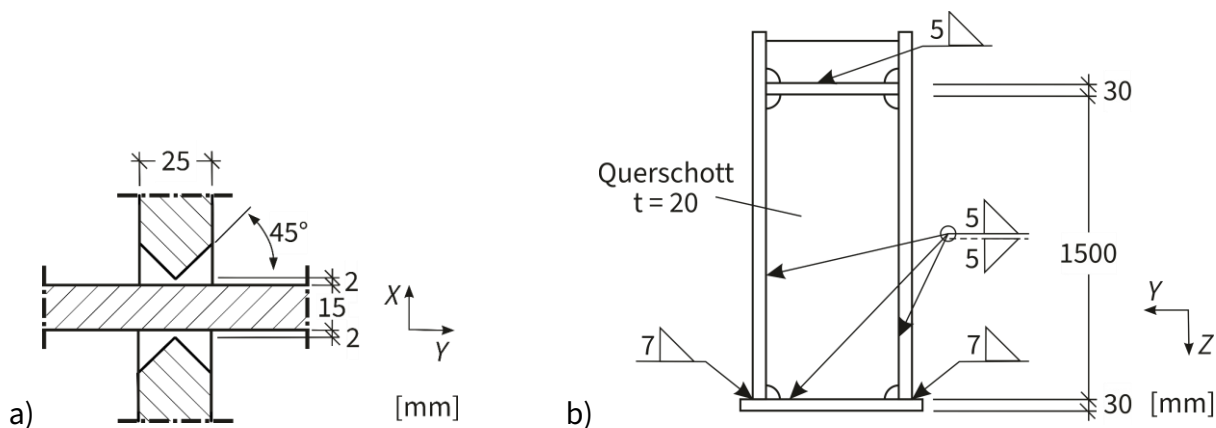
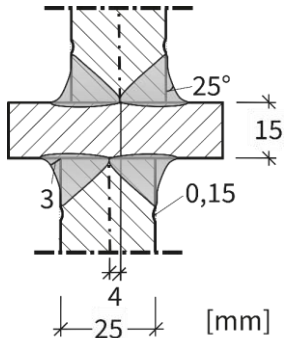
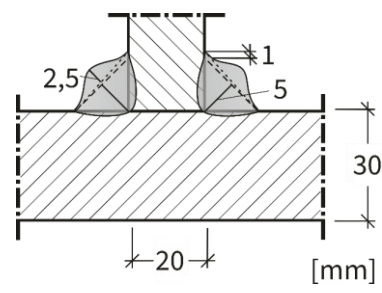


Bild 8-6: Zwei Praxisbeispiele: a) Detail in einer Eisenbahnüberführung
b) Untergurt einer Fachwerkeisenbahnbrücke mit Querschott

Für das Kreuzstoßbeispiel wird das Vorkommen eines Kantenversatz und einer Einbrandkerbe angenommen, während das Quersteifenbeispiel mit einer Schweißnahtüberhöhung und einer übermäßigen Asymmetrie gerechnet wird.

Tabelle 8-10: Annahmen für Geometrie- und Imperfektionseigenschaften der Praxisbeispiele

Beispiel	Kreuzstoß		Quersteife	
Geometrie	t_{CP} [mm]	25	t_{BP} [mm]	30
	t_{BP} [mm]	15	t_s [mm]	20
	a [mm]	3	a [mm]	5
	θ_{CP} [°]	25	θ_{CP} [°]	45
Imperfektion	Kantenversatz e [mm]	4	Überhöhung h [mm]	2,5
	Einbrandkerbe u [mm]	0,15	Übermäßige Asymmetrie z_{add} [mm]	1,0
	Bewertungsgruppe nach [4]	C	Bewertungsgruppe nach [4]	C
				

Kreuzstoß. Zur Berechnung des Gesamt-Imperfektionskerbfalls für das Kreuzstoßbeispiel wird zunächst der Basiskerbfall bestimmt. Gemäß Tabelle 8-1 ergibt sich:

$$\Delta\sigma_C = 71 \text{ N/mm}^2 \quad \text{Gl. 8.5}$$

Für den Kantenversatz wird der Spannungserhöhungsfaktor für $\frac{t_{BP}}{t_{CP}} = \frac{15}{25} = 0,6$ und $\frac{e}{t_{CP}} = \frac{4}{25} = 0,16$ aus Tabelle 8-8 abgelesen, sodass sich der Differenz-Imperfektionskerbfall ergibt:

$$\Delta\sigma_{\text{Kantenversatz}} = k_{\text{Imp}} \cdot \Delta\sigma_C = 0,3 \cdot 71 = 21,3 \text{ N/mm}^2 \quad \text{Gl. 8.6}$$

Für die Einbrandkerbe ergibt sich für $\theta_{CP} = 25^\circ$ und $u = 0,15 \text{ mm}$ gemäß Tabelle 8-6:

$$\Delta\sigma_{\text{Einbrandkerbe}} = k_{\text{Imp}} \cdot \Delta\sigma_C = 0,2 \cdot 71 = 14,2 \text{ N/mm}^2 \quad \text{Gl. 8.7}$$

Der Kantenversatz ist maßgebend und somit leitend. Die Kerbfallkombination entsprechend Gl. 8.3 ergibt den Gesamt-Imperfektionskerbfall:

$$\Delta\sigma_{C,I} = 71 - 21,3 - 0,4 \cdot 14,2 = 44,02 \text{ N/mm}^2 \quad \text{Gl. 8.8}$$

Quersteife. Der Basiskerbfall für das Quersteifenbeispiel lässt sich mit $l = 20 + 2 \cdot 5 \cdot \sqrt{2} = 34,14 \text{ mm}$ Tabelle 8-3 entnehmen:

$$\Delta\sigma_C = 80 \text{ N/mm}^2 \quad \text{Gl. 8.9}$$

Für die Überhöhung wird der Differenz-Imperfektionskerbfall für $\frac{h}{a} = \frac{2,5}{5} = 0,5$ entsprechend Tabelle 8-5 abgelesen:

$$\Delta\sigma_{\text{Überhöhung}} = k_{\text{Imp}} \cdot \Delta\sigma_C = 0,15 \cdot 80 = 12 \text{ N/mm}^2 \quad \text{Gl. 8.10}$$

Für die übermäßige Asymmetrie ergibt sich für $l = 34,14 \text{ mm}$ und $\frac{z_{\text{add}}}{a} = \frac{1}{5} = 0,2$ gemäß Tabelle 8-7:

$$\Delta\sigma_{\text{Übermäßige Asymmetrie}} = k_{\text{Imp}} \cdot \Delta\sigma_C = 0,075 \cdot 80 = 6 \text{ N/mm}^2 \quad \text{Gl. 8.11}$$

Die Überhöhung ist maßgebend und somit leitend. Der Gesamt-Imperfektionskerbfall ergibt sich entsprechend Gl. 8.3:

$$\Delta\sigma_{C,I} = 80 - 12 - 0,4 \cdot 6 = 65,60 \text{ N/mm}^2 \quad \text{Gl. 8.12}$$

Vergleich zum Stand der Normung. Gemäß DIN EN ISO 5817 [4] fällt das Kreuzstoßbeispiel in Bewertungsgruppe C, sodass die Schweißnahtqualität einer Bemessung gemäß DIN EN 1993-1-9 [1, 14] nicht gerecht wird. Zusätzlich gilt nach DIN EN 1993-1-9 [1, 14] auch die Anforderung für den Kerbfall des Übergangsversagens nicht, da die Ausmittigkeit der Anschlussbleche größer als 15 % der Dicke des Grundblechs ist. Die Kerbfallbestimmung über das Kombinationsmodell dieses Beispiels zeigt, dass die Ermüdungsfestigkeit infolge der Imperfektionen um 38 % reduziert ist. Die Imperfektionen des Quersteifendetails fallen ebenfalls in Bewertungsgruppe C und führen somit zu einer unzureichenden Qualität für einen Nachweis gemäß DIN EN 1993-1-9 [1, 14]. Die Reduktion des Kerbfalls beträgt hier nur 18 %.

Fazit. Je nach nomineller Geometrie des Details und Größe der Imperfektionen müssen moderate oder auch deutliche Reduktionen des Basiskerbfalls vorgenommen werden. Die konservativen Reduzierungen der Ermüdungsfestigkeit stellen dennoch eine vorteilhafte Alternative zur Neufertigung eines Bauteils für den Fall dar, wenn ansonsten das Bauteil wegen zu großer Imperfektionen verworfen würde. Sofern die Imperfektionsgrößen nach einer Inspektion bekannt sind, ermöglicht das Kerbfallkombinationsmodell eine simple Berechnung des Gesamt-Imperfektionskerbfalls unter Anwendung übersichtlicher Kerbfall- und Imperfektionstabellen.

8.5 Vergleich zu Regelungen in DIN EN 1993-1-9 und DIN EN ISO 5817

Voraussetzung für die Ermüdungsbemessung unter Anwendung der DIN EN 1993-1-9 [1, 14] ist eine ausreichende Schweißnahtqualität. Bei ermüdungsbeanspruchten Konstruktionen werden derzeit Schweißnahtimperfektionen in der Größenordnung von Bewertungsgruppe B nach DIN EN ISO 5817 [4] toleriert, siehe auch Abschnitt 2.2 und 2.3. Allerdings hat der Datenbankhintergrund [5] der DIN EN 1993-1-9 [1, 14], Kapitel 3, aufgezeigt, dass Imperfektionsgrößen selten dokumentiert sind. Es ist nicht bekannt, welche Imperfektionsgrößen tatsächlich in den Prüfkörpern vorhanden waren, die der Kerbfallklassifizierung der DIN EN 1993-1-9 [1, 14] zugrunde liegen.

Zudem sind die Grenzen der Bewertungsgruppen in DIN EN ISO 5817 [4] seinerzeit ohne technischen Hintergrund festgelegt worden: Die Kriterien der Bewertungsgruppen waren hauptsächlich die Schwierigkeit, sie in der Werkstatt zu erreichen und Kosten für die zerstörungsfreie Prüfung; die Norm diente ursprünglich als „Verständigungsinstrument zwischen Fertigung und Inspektion“, nicht als Qualitätsnorm. Sie wurde zweckentfremdet [6].

Wie bereits in Abschnitt 6.3.4 erwähnt wurde, ist ein allgemeiner Vergleich von Bewertungsgruppen und ermittelten Imperfektionskerbfällen nicht möglich. Denn die Grenzwerte der DIN EN ISO 5817 [4] stellen z. T. Summen aus absoluten und relativen Größen da, die des Weiteren durch Maximalwerte beschränkt sind, Tabelle 2-8. Die Imperfektionskerbfälle werden hingegen durch relative Größen beschränkt und hängen von Geometrieparametern der konstruktiven Details ab.

Beispielhafte Vergleiche zwischen den tabellierten Spannungserhöhungsfaktoren und Bewertungsgruppen lassen sich gleichwohl einfach realisieren. Bild 8-7 zeigt die Verteilungen der Spannungserhöhungsfaktoren gemäß Abschnitt 8.2.2 im Vergleich zu den zugehörigen Bewertungsgruppen nach DIN EN ISO 5817 [4] für 1.000 zufällig ausgewählte Quersteifendetails mit den Imperfektionen Schweißnahtüberhöhung h , Einbrandkerbe u und übermäßiger Asymmetrie z_{add} .

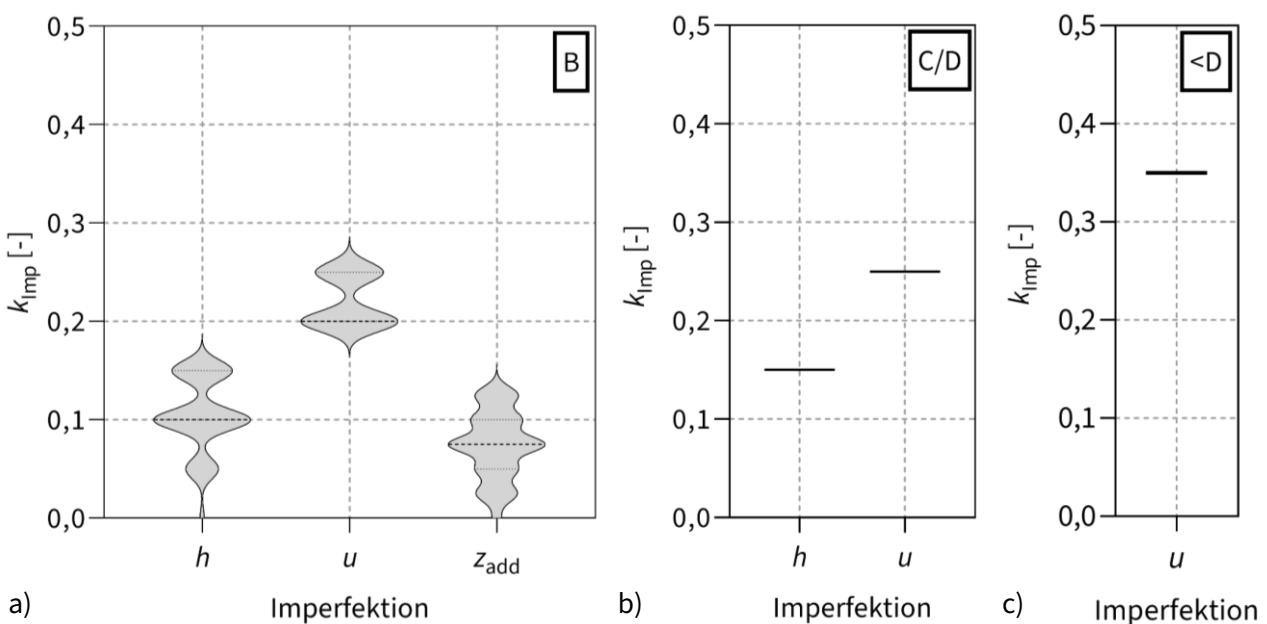


Bild 8-7: 1.000 zufällig generierte Beispiele (Quersteife) für die Spannungserhöhung k_{imp} in Abhängigkeit von der Bewertungsgruppe nach DIN EN ISO 5817 [4]:

a) Bewertungsgruppe B, b) Bewertungsgruppe C und D, c) unterhalb Bewertungsgruppe D

Betrachtet man Bild 8-7 a), die Spannungserhöhungsfaktoren von Imperfektionsgrößen der Bewertungsgruppe B, so fällt zunächst auf, dass die Werte für die drei Imperfektionen in unterschiedlichen Größenordnungen liegen. Während bereits kleine Einbrandkerben ($u = 0,3 \text{ mm}$) zu Spannungserhöhungen von 20 % führen, weisen große Asymmetrien ($0,3 z_{\text{add}}/a$) nur 12,5 % Spannungserhöhung auf; beide gehören allerdings Bewertungsgruppe B an. Für die 1.000 Beispiele wird die übermäßige

ßige Asymmetrie nach DIN EN ISO 5817 [4] günstig eingestuft: Alle untersuchten Beispiele bis zu $0,3 z_{\text{add}}/a$ fallen in Bewertungsgruppe B. Die Grenzwerte zwischen Bewertungsgruppe C und D sind so ähnlich, dass die untersuchten Imperpektionsgrößen der Schweißnahtüberhöhung und der Einbrandkerbe für beide Bewertungsgruppen die gleichen Spannungserhöhungswerte aufweisen, Bild 8-7 b). Einbrandkerben und Überhöhungen dieser Größenordnung dürfen laut aktueller Normung in ermüdungsbeanspruchten Konstruktionen nicht toleriert werden; die Überhöhungen führen jedoch lediglich zu 15 % Spannungserhöhung bzw. Reduktion des Kerbfalls – dies unterschreitet beispielsweise die Spannungserhöhung von Einbrandkerben aus Bewertungsgruppe B.

Die gezeigten Beispiele verdeutlichen die Beliebigkeit der Grenzwerte der DIN EN ISO 5817 [4]. Das in dieser Arbeit entwickelte Kerbfallkombinationsmodell schafft an dieser Stelle Abhilfe, indem Schweißnahtimperfectionen gemäß ihrer spannungserhöhenden Wirkung auf die ermüdungsbeanspruchten Bauteile beurteilt werden. Es ist ein sicheres Konzept, das die Auslegung von Details mit Imperfectionen der Bewertungsgruppe C oder D erst ermöglicht, wie im nächsten Abschnitt diskutiert wird.

8.6 Diskussion

In diesem Abschnitt wird auf relevante Diskussionspunkte der vorgestellten Methodik zur Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit in Abhängigkeit von Schweißnahtimperfectionen eingegangen.

Ableitung von Basiskerbfällen. Die vorgestellten Kerbfalltabellen der Basiskerbfälle, Abschnitt 8.2.1, basieren auf Kerbspannungsuntersuchungen mittels FE-Modellen, Abschnitt 6.2, die auf Basis experimenteller Versuche, Kapitel 4, validiert wurden, Kapitel 5. An dieser Stelle sei angemerkt, dass Kerbspannungsberechnungen im Allgemeinen zur Überschätzung eines Geometrieeinflusses und somit zu überkonservativen Ergebnissen führen können [157]. Die in dieser Arbeit mittels Kerbspannungskonzept bestimmten Einflüsse stimmen allerdings größtenteils mit Neuauswertungen auf Basis der Versuchsdatenbank [5] (die der DIN EN 1993-1-9 [1, 14] zugrunde liegt), Kapitel 3, international publizierten Forschungsergebnissen, Abschnitt 2.4, und normativen Regelungen, Abschnitt 2.2.3, überein; teilweise ergeben sich neue Einflussgrößen, die bisher in der Normung unberücksichtigt sind.

Ableitung von Imperpektionskerbfällen. Die vorgestellten Kerbfalltabellen der einzelnen Imperfectionen, Abschnitt 8.2.2, basieren ebenfalls auf den validierten FE-Modellen, Kapitel 5, die die experimentellen Versuche von Details mit Imperfectionen gut nachbilden, Kapitel 4. Erstmals wurden umfassende Einflussuntersuchungen unterschiedlicher Schweißnahtimperfectionen auf die Ermüdungsfestigkeit verschiedener konstruktiver Details durchgeführt, Abschnitt 6.3. Die Kombination mehrerer Imperfectionen in einem Kerbfall wird durch das entwickelte Kerbfallkombinationsmodell (FCCM) realisiert, Kapitel 7. Die Entwicklung des Kombinati-

onsmodells erfolgte auf Basis sicherheitstheoretischer Grundsätze, Abschnitt 2.1 und 7. Die Validierung, Abschnitt 8.3, zeigt die Konservativität der Methodik.

Vergleich zur aktuellen Normung. Derzeit sind gemäß DIN EN 1993-1-9 [1, 14] Schweißnahtimperfektionen der Bewertungsgruppe *B* zulässig, ohne dass der Kerbfall eines Details abgemindert werden muss. Wie Abschnitt 8.5 beispielhaft aufgezeigt hat, führen Schweißnahtimperfektionen in der Größenordnung einer bestimmten Bewertungsgruppe nach DIN EN ISO 5817 [4] bereits zu Spannungserhöhungen, die gleichwohl nicht in der gleichen Größenordnung liegen. Dennoch zeigt die Best-Practice, dass die Toleranz von Imperfektionen der Größenordnung von Bewertungsgruppe *B* praktikabel und sicher ist. Dies liegt mitunter auch an großen Sicherheitsreserven durch die abgeleiteten Kerbfälle, durch Teilsicherheitsbeiwerte sowie durch die Konservativität bei der Bestimmung von Einwirkungen, etc. Das vorgestellte Modell ermöglicht bei Schweißnahtimperfektionen, die in der Größenordnung der Bewertungsgruppe *B* liegen, bereits die Bestimmung von reduzierten Kerbfällen. Diese Herangehensweise ist sehr konservativ, da die Basiskerbfälle mit dem Kerbspannungskonzept bestimmt wurden. Die zugrundeliegenden Kerbspannungswöhlerlinien beruhen wiederum auf Prüfkörpern, die sicherlich implizite Schweißnahtimperfektionen beinhielten. Allerdings ist auch hier nicht bekannt, welche Imperfektionen in welcher Größe vorhanden waren, siehe z. B. [158]. Aus diesem Grund kann derzeit nur mit dem hier vorgestellten Ansatz vorgegangen werden, wenn ein allgemeines, sicheres Konzept zur Berücksichtigung von Schweißnahtimperfektionen in Kerbfällen entwickelt werden soll. Des Weiteren können Spannungserhöhungsfaktoren einer Imperfektion der Bewertungsgruppe *C* oder *D* mit Spannungserhöhungsfaktoren einer Imperfektion der Bewertungsgruppe *B* ins Verhältnis gesetzt werden, um Unterschiede zwischen den Bewertungsgruppen quantitativ erfassen zu können.

Der wichtigste Nutzen des Kerbfallkombinationsmodells liegt folglich in den erweiterten Spielräumen für die Tolerierbarkeit von Schweißnahtimperfektionen: Der Hauptanwendungsbereich des vorgestellten Konzepts betrifft die Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit von Details mit Schweißnahtimperfektionen der Bewertungsgruppen *C* und *D*. Durch die Anwendung des Kerbfallkombinationsmodells und der daraus resultierenden Kerbfallreduktion können Schweißnähte der Bewertungsgruppe *C* und *D* auf ein äquivalentes Niveau der derzeit im Kontext der DIN EN 1993-1-9 [1, 14] verlangten Bewertungsgruppe *B* angehoben werden. Bei Details, die gemäß des ursprünglichen Ermüdungsnachweises ohne Berücksichtigung von Imperfektionen nicht voll ausgenutzt sind, kann so der Verbleib der Schweißnahtimperfektionen ermöglicht werden, ohne dass aufwendige Nachbesserungen und Neufertigungen notwendig sind, die einen unnötigen Ressourcenverlust nach sich ziehen können.

Auch für die Nachrechnung von Bestandsbrücken, die zwischen 1960 und 1980 erbaut wurden und z. T. große Schweißnahtimperfektionen beinhalten, ermöglicht das Kerbfallkombinationsmodell eine Einschätzung der Lebensdauer.

9 Zusammenfassung und Ausblick

9.1 Zusammenfassung

Kerbfälle geschweißter Stahlbaudetails, die für die Ermüdungsbemessung in Europa eine zentrale Rolle spielen, sind derzeit nur unzureichend mit dem Qualitätsniveau der Schweißverbindungen verknüpft. In welchem Umfang Schweißnahtimperfectionen in den heutigen Kerbfällen der DIN EN 1993-1-9 [1] einbezogen sind, ist unklar. Aktuell wird allgemein davon ausgegangen, dass Schweißnahtimperfectionen in ermüdungsbeanspruchten Stahlkonstruktionen nur in der Bewertungsgruppe B nach DIN EN ISO 5817 [4] toleriert werden können. Allerdings haben die Grenzen der Bewertungsgruppe B keinen wissenschaftlichen Hintergrund. Dies zeigt auch die Recherche des Stands der Technik und Wissenschaft, denn der quantitative Einfluss von Schweißnahtimperfectionen auf die Ermüdungsfestigkeit von Stahlbaudetails ist unzureichend erforscht.

Zunächst sind im Rahmen dieser Arbeit **experimentelle Untersuchungen** an Kreuzstoß- und Quersteifenprüfkörpern mit Schweißnahtimperfectionen durchgeführt worden. Anhand von Ermüdungsversuchen an Prüfkörpern mit unterschiedlichen Imperfectionen lassen sich bereits daran wichtige Einflüsse feststellen:

- Eine Einbrandkerbe am Schweißnahtübergang führt zwar zur Reduktion der Ermüdungsfestigkeit des Kreuzstoßes, sie könnte jedoch – sofern bemessungstechnisch darstellbar – toleriert werden, wenn der Kerbfall abgemindert wird. Ein pauschaler Ausschluss des Details bei („zu tiefer“) Einbrandkerbe hingegen erscheint vor dem Hintergrund der neuen Versuchsergebnisse als unverhältnismäßig, da eine Ermüdungsfestigkeit, wenn auch auf geringerem Niveau, nach wie vor dargeboten werden kann.
- Ähnliches ist an anderen Ungängen erkennbar: Eine ungenügende Durchschweißung oder ein Wurzelbindefehler z. B. könnten toleriert werden, wenn das Schweißnahtprofil durch eine große Schweißnahtdicke zu ausreichenden Reserven führt.
- Des Weiteren sind auch Tendenzen erkennbar, wo Ungängen in gewissen Ausmaßen überhaupt keinen Effekt auf die Ermüdungsfestigkeit nehmen: Die schlechte Passung bei Kehlnähten z. B., die bei eingeschweißten Quersteifen zu einem verbleibenden Spalt der Größe bis zu 3 mm zwischen Flansch und Steife führt, hat keinen negativen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit bei Belastung in Richtung des Flanschblechs.

Ferner hat sich im Rahmen **numerischer Untersuchungen** gezeigt, dass FE-Modelle unter Anwendung des Kerbspannungskonzepts experimentell ermittelte Ergebnisse bestätigen. Die validierten FE-Modelle konnten zunächst zur Bestimmung von **nominalen Geometrieinflüssen** auf die Ermüdungsfestigkeit der Details des Kreuzstoßes und der Quersteife eingesetzt werden.

Dabei wurden folgende Einflüsse festgestellt:

- Bei Kreuzstößen mit voller Durchschweißung der Schweißnähte stellen die Blechdicke des Anschlussblechs und der Schweißnahtwinkel die Haupteinflussgrößen dar. Dickere Anschlussbleche und größere Schweißnahtwinkel führen zu geringeren Ermüdungsfestigkeiten am Schweißnahtübergang des Kreuzstoßes mit voll durchgeschweißten Nähten.
- Bei Kreuzstößen mit Kehlnähten beeinflussen insbesondere die Blechdicke des Anschlussblechs und die Schweißnahtdicke die Ermüdungsfestigkeit. Dicke Anschlussbleche führen zu geringeren Kerbfällen. Für die Ermüdungsfestigkeit am Schweißnahtübergang sind große Kehlnahtdicken förderlich, während sie für den Kerbfall der Schweißnaht (Versagen von der Schweißnahtwurzel ausgehend) ungünstig sind.
- Die Haupteinflussgröße auf die Ermüdungsfestigkeit der Quersteife ist der Abstand der Schweißnahtübergänge, der sich aus Steifendicke und Schenkellängen der Kehlnähte ergibt.

Ein Vergleich der über Kerbspannungsuntersuchungen ermittelten Geometrieinflüsse mit Versuchsergebnissen einer umfangreichen Datenbank [5] sowie international publizierten Forschungsarbeiten (Abschnitt 6.3.4) zeigt ähnliche Abhängigkeiten. Diese Einflüsse fanden Eingang in die Definition von neuausgewerteten Basiskerbfällen der untersuchten Details.

Nachdem nominelle Geometrieinflüsse ermittelt worden sind, konnten Referenzgeometrien festgelegt werden, die der numerischen Untersuchung zum **Einfluss von Schweißnahtimperfektionen** auf die Ermüdungsfestigkeit dienen. Dabei wurden folgende Erkenntnisse festgehalten:

- Infolge einer ungenügenden Durchschweißung oder eines Wurzelbindefehlers entstehen unplanmäßige Restspalte, die am Kreuzstoß Ausgang für ein Ermüdungsversagen sein können. Wird die Schweißnahtdicke ausreichend groß dimensioniert, so kann ein derartiger Spalt toleriert werden – ohne Nachweis für ein Versagen von der Schweißnahtwurzel aus. Für verschiedene Blechdicken wurde eine Funktion abgeleitet, die die erforderliche Schweißnahtdicke in Abhängigkeit von der Restspaltbreite angibt.
- Große Spaltdicken bis zu 3 mm infolge einer schlechten Passung bei Kehlnähten haben keinen negativen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit der auf- oder eingeschweißten Quersteife.
- Äußere Imperfektionen wie eine Schweißnahtüberhöhung (die mit einem schroffen Übergang einhergeht), eine Einbrandkerbe, eine übermäßige Asymmetrie der Kehlnaht oder ein Kantenversatz führen zu einer Spannungserhöhung am Schweißnahtübergang der untersuchten Details. In Abhängigkeit von der Imperfektionsgröße und der nominellen Detailgeometrie lassen sich zugehörige Grenzwerte für Spannungserhöhungsfaktoren definieren. Spannungserhöhungen wurden des Weiteren durch das Kerbspannungskonzept in Imperfektionskerbfälle überführt.

Damit mehr als eine Schweißnahtimperfektion bei der Kerbfallbestimmung berücksichtigt werden kann, wurde anschließend das **Kerbfallkombinationsmodell** (englisch: Fatigue Class Combination Model – FCCM) entwickelt. Hierbei wird der Basis-kerbfall eines Details zunächst um den Einfluss der leitenden Imperfektion abgemindert. Darauf aufbauend kann ein zweiter Imperfektionskerbfall berücksichtigt werden, dessen die Ermüdungsfestigkeit reduzierende Wirkung jedoch nicht voll angesetzt werden muss. Abgemindert wird er effektiv nur durch einen Kombinationsbeiwert $\psi_{\text{Imp}} < 1,0$, dessen Größe aus der Wahrscheinlichkeit des gemeinsamen Auftretens zweier Imperfektionsmaxima an einer Stelle abgeleitet werden kann. Eine umfangreiche Imperfektionserfassung an den experimentell untersuchten Stahlbauteilen zeigt Verläufe von explizit und implizit eingebrachten Imperfektionen, die einen zufälligen Charakter aufweisen. Die lokalen Extrema dieser Imperfektionsverläufe und deren Spannungserhöhung lassen sich durch statistische Verteilungen beschreiben. Darauf aufbauend kann mithilfe der statistischen Eigenschaften der Imperfektionsverteilungen und deren Auswirkungen über probabilistische Methoden ein Kombinationsbeiwert abgeleitet werden. Dieser Wert – $\psi_{\text{Imp}} = 0,4$ – berücksichtigt, dass Extrema zweier vorkommender Imperfektionen nicht am gleichen Ort auftreten müssen.

Die Gewährleistung des geforderten Sicherheitsniveaus der vorgestellten Methodik wurde anhand zahlreicher nach dem Zufallsprinzip erstellter Geometrien validiert. Das Kerbfallkombinationsmodell stellt ein sicheres und zugleich wirtschaftliches Vorgehen zur Kerbfallbestimmung von Details mit Schweißnahtimperfectionen dar. Damit ist es nicht nur gelungen, eine Verknüpfung von Ermüdungsfestigkeitswerten mit Schweißnahtimperfektionsgrößen zu erstellen; vielmehr wurde auch eine Methodik entwickelt, mit der Imperfektionskerbfälle für beliebige Geometrien und Imperfektionen selbst bestimmt werden können, so deren Einfluss bekannt ist. Da aufwändige Nachbesserungen von Schweißnähten mit bestimmten Imperfektionsgrößen somit zukünftig zum Teil entfallen, ergibt sich eine Optimierung des Ermüdungsnachweises im Sinne der Kosten- und Ressourceneffizienz.

9.2 Ausblick

Die Ergebnisse dieser Arbeit liefern einen wesentlichen Beitrag zum Verständnis der Auswirkung von Schweißnahtimperfectionen auf die Ermüdungsfestigkeit von geschweißten Konstruktionen. Für typische Details des Stahlbaus, wie den Kreuzstoß und die Quersteife, wurde die Bestimmung von Kerbfällen unter Einbezug der Geometrie der Bauteile und der Imperfektionen der Schweißverbindung ermöglicht.

Das entwickelte Kerbfallkombinationsmodell bietet eine allgemeine Methodik, mit der multiple Einflüsse auf Kerbfälle berücksichtigt werden können. So kann das Vorgehen auf weitere Ermüdungsdetails des Stahlbaus erweitert werden, die bisher nicht betrachtet wurden, z. B. auf den Stumpfstoß. Auch könnten die Einflüsse weiterer bisher nicht betrachteter Schweißnahtimperfectionen, wie Poren oder Ansatzfehler, künftig analysiert werden. Zusätzlicher Forschungsbedarf besteht insbeson-

dere auch im Hinblick auf positiv wirkende Schweißnahteigenschaften, z. B. ein konkaves Nahtprofil oder geschliffene Nahtübergänge, dessen positive Einflüsse ebenfalls über das Kombinationsmodell berücksichtigt werden können.

Durch die erwähnten Ergänzungen kann das Kerbfallkombinationsmodell weiter verallgemeinert werden, was auch den Transfer in die Praxis vereinfacht. Im Sinne von Wirtschaftlichkeit und Nachhaltigkeit wird die Forschungsarbeit zur optimierten Ermüdungsbemessung auch in Zukunft einen wichtigen Beitrag für die Entwicklung des Stahlbaus und den Erhalt unserer Umwelt leisten.

10 Literaturverzeichnis

- [1] DIN EN 1993-1-9:2010, „Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-9: Ermüdung,“ Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2010.
- [2] M. Feldmann, H. Bartsch, T. Ummenhofer, B. Seyfried, U. Kuhlmann und K. Drebenstedt, „Neubewertung und Erweiterung des Kerbfallkataloges nach Eurocode 3 für eine zukunftsfähige Auslegung hochbeanspruchter Stahlkonstruktionen – IGF-Vorhaben Nr. 19178 N – Abschlussbericht,“ Stahlbau Verlags- und Service GmbH, Düsseldorf, 2020.
- [3] DIN EN ISO 6520-1:2007, „Schweißen und verwandte Prozesse – Einteilung von geometrischen Unregelmäßigkeiten an metallischen Werkstoffen – Teil 1: Schmelzschweißen,“ Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2007.
- [4] DIN EN ISO 5817:2014, „Schweißen – Schmelzschweißverbindungen an Stahl, Nickel, Titan und deren Legierungen (ohne Strahlschweißen) – Bewertungsgruppen von Unregelmäßigkeiten,“ Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2014.
- [5] Deutscher Ausschuss für Stahlbau (DASt), Ermüdungsversuchsdatenbank: <https://data.deutscherstahlbau.de/>, [Online], 2023.
- [6] A. Hobbacher, „Properties of welded joints related to quality levels of ISO 5817,“ in *Design and analysis of welded connections seminar*, HERA, New Zealand, 2016.
- [7] S. Maddox, „Recent Advances in the Fatigue Assessment of Weld Imperfections,“ *Welding journal*, Bd. 72, Nr. 7, pp. 42-51, 1993.
- [8] M. Feldmann, H. Bartsch, T. Ummenhofer, B. Seyfried, U. Kuhlmann und G. Hofmann, „EVOKERB – Evolution Kerbfallkatalog für wirtschaftlich optimierte Stahlbauten („Systematische Neubewertung wesentlicher Einflussgrößen der Ermüdungsfestigkeit nach Eurocode“) – IGF-Vorhaben Nr. 21368 N – Abschlussbericht (in Bearbeitung),“ Stahlbau Verlags- und Service GmbH, Düsseldorf, 2024.
- [9] DIN EN 1990:2010, „Eurocode 0: Grundlagen der Tragwerksplanung,“ Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2010.
- [10] DIN EN 1090-2:2018, „Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken – Teil 2: Technische Regeln für die Ausführung von

Stahltragwerken,“ Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2018.

- [11] DIN EN 1990/NA, „Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter – Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung,“ Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2010.
- [12] G. Sedlacek, J. Naumes und M. Feldmann, „Design principles for obtaining sufficient reliability by numerical assessments in EN 1990 – Basis of structural design,“ Aachen, 2009 (unveröffentlicht).
- [13] G. König, D. Hosser und W. Schobbe, „Sicherheitsanforderungen für die Bemessung von baulichen Anlagen nach den Empfehlungen des NABau - eine Erläuterung,“ *Bauingenieur*, Bd. 57, pp. 69-78, 1982.
- [14] prEN 1993-1-9:2023, „Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-9: Ermüdung,“ 2023.
- [15] E. Gumbel, „Statistics of Extremes,“ Columbia University Press, New York, 1958.
- [16] C. J. Turkstra, „Theory of Structural Design Decisions,“ University of Waterloo, Waterloo, Belgien, 1970.
- [17] J. Ferry Borges und M. Castanheta, „Course 101 – Structural Safety,“ Lissabon, Portugal, 1971.
- [18] D. Radaj und M. Vormwald, „Ermüdungsfestigkeit,“ Springer, Berlin, Heidelberg, 2007.
- [19] A. Palmgren, „Die Lebensdauer von Kugellagern (Life Length of Roller Bearings or Durability of Ball Bearings),“ *Zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure (ZVDI)*, Bd. 14, pp. 339-341, 1924.
- [20] M. Miner, „Cumulative Damage in Fatigue,“ *Journal of Applied Mechanics*, Bd. 12, Nr. 3, pp. A159-A164, 1945.
- [21] M. Feldmann, H. Bartsch, U. Kuhlmann, K. Drebenstedt, T. Ummenhofer und B. Seyfried, „Auswertung von Ermüdungsversuchsdaten zur Überprüfung von Kerbfallklassen nach EC3-1-9,“ *Stahlbau*, Bd. 88, Nr. 10, pp. 1004-1017, 2019.
- [22] H. Bartsch, K. Drebenstedt, B. Seyfried, M. Feldmann, U. Kuhlmann und T. Ummenhofer, „Analysis of fatigue test data to reassess EN 1993-1-9 detail categories,“ *Steel Construction*, Bd. 13, Nr. 4, pp. 280-293, 2020.

- [23] A. Hobbacher, „Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components – IIW-Document IIW-2259-15 ex XIII-2460-13/XV-1440-13,“ Springer International Publishing AG Switzerland, 2016.
- [24] DIN EN 13001-3-1:2018, „Krane – Konstruktion allgemein – Teil 3-1: Grenzzustände und Sicherheitsnachweis von Stahltragwerken,“ Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2019.
- [25] FKM-Richtlinie, „Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile – 7. überarbeitete Ausgabe,“ Forschungskuratorium Maschinenbau (FKM), Frankfurt am Main, 2020.
- [26] DNV GL, „RP-C203: Fatigue design of offshore steel structures,“ DNV GL AS, 2014.
- [27] BS 7608:2015, „Guide to fatigue design and assessment of steel products,“ British Standards Institution, 2015.
- [28] Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren (DVS), „Merkblatt DVS 0905 – Industrielle Anwendung des Kerbspannungskonzeptes für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis von Schweißverbindungen,“ DVS Media GmbH, Düsseldorf, 2017.
- [29] W. Fricke, „Guideline for the Fatigue Assessment by Notch Stress Analysis for Welded Structures – IIW-Document XIII-2240-08/XV-1289-08,“ International Institute of Welding, Hamburg, 2008.
- [30] prEN 1993-1-14:2022, „Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-14: Design assisted by finite element analysis (Draft, Document number: CEN/TC 250/SC 3 N 3723),“ 2022.
- [31] H. Bartsch, S. Citarelli und M. Feldmann, „Generalisation of the effective notch stress concept for the fatigue assessment of arbitrary steel structures,“ *Journal of Constructional Steel Research*, Bd. 201, p. 107715, 2023.
- [32] H. Bartsch, B. Hoffmeister und M. Feldmann, „Investigations on the fatigue behavior of end plate connections with prestressed bolts,“ *Fatigue Design 2019 – Procedia Structural Integrity*, Bd. 19, pp. 395-404, 2019.
- [33] H. Bartsch, B. Hoffmeister und M. Feldmann, „Fatigue analysis of welds and bolts in end plate connections of I-girders,“ *International Journal of Fatigue*, Bd. 138, p. 105674, 2020.

- [34] H. Bartsch, R. Kühne, S. Citarelli, S. Schaffrath und M. Feldmann, „Fatigue analysis of wire arc additive manufactured (3D printed) components with unmilled surface,“ *Structures*, Bd. 31, pp. 576-589, 2021.
- [35] H. Bartsch und M. Feldmann, „Numerical and databased investigations on the fatigue resistance of load-carrying cruciform joints with gaps,“ *Journal of Constructional Steel Research*, Bd. 185, p. 106843, 2021.
- [36] H. Bartsch, S. Citarelli und M. Feldmann, „Investigations on the fatigue behaviour of welded-in stiffeners with gaps,“ *Journal of Constructional Steel Research*, Bd. 189, p. 107075, 2022.
- [37] M. Feldmann, H. Bartsch und S. Citarelli, „Untersuchungen zur Ermüdungssicherheit der [...] Bolzen auf der [...] Brücke,“ Institut für Stahlbau der RWTH Aachen University, Aachen, 2017 (unveröffentlicht).
- [38] E. Haibach, „Betriebsfestigkeit – Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung,“ Springer, 2006.
- [39] S. Maddox, „Fatigue strength of welded structures,“ Abington Publishing, Cambridge, England, 1991.
- [40] T. Gurney und S. Maddox, „A re-analysis of fatigue data for welded joints in steel,“ *Welding Research International*, Bd. 3, Nr. 4, pp. 1-54, 1973.
- [41] R. Peckover, R. Fraser, H. Crisp, D. Long, E. Chadwick und T. Thorpe, „United Kingdom Offshore Steels Research Project – Phase 1 – Final Report OTH 88 282,“ Crown, London, England, 1988.
- [42] J. Fisher, P. Albrecht, B. Yen, D. Klingerman und B. McNamee, „Fatigue strength of steel beams with welded stiffeners and attachments – Report 147,“ National cooperative highway research program, Washington, D.C., USA, 1974.
- [43] H. Bartsch und M. Feldmann, „Revision of fatigue detail categories of plain members and mechanically fastened joints according to EC 3-1-9,“ *Journal of Constructional Steel Research*, Bd. 179, p. 106549, 2021.
- [44] Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren (DVS), „Merkblatt 0705 – Empfehlungen zur Zuordnung von Bewertungsgruppen nach DIN EN ISO 5817:2006-10 und deren Vorgängernorm DIN EN 25817:1992-09,“ DVS Media GmbH, Düsseldorf, 2012.

- [45] Z. Barsoum und B. Jonsson, „Influence of weld quality on the fatigue strength in seam welds,“ *Engineering Failure Analysis*, Bd. 18, Nr. 3, pp. 971-979, 2011.
- [46] P. Haagenzen und S. Maddox, „IIW Recommendations on post weld improvement of steel and aluminium structures – IIW-Document XIII-1815-00,“ International Institute of Welding, 2001.
- [47] G. Sedlacek, A. Hobbacher, A. Nussbaumer, J. Stötzel, D. Schäfer, S. Citarelli, B. Eichler und M. Feldmann, „Commentary to Eurocode 3: EN 1993 – Part 1-9 – Fatigue,“ Institut für Stahlbau und Lehrstuhl für Stahlbau und Leichtmetallbau der RWTH Aachen University, Aachen, 2016 (unveröffentlicht).
- [48] J. Brozzetti, M. A. Hirt, I. Ryan, G. Sedlacek und I. Smith, „Background information on Fatigue design rules – Statistical Evaluation – Chapter 9 – Document 9.01,“ 1989.
- [49] N. Draper und H. Smith, „Applied Regression Analysis,“ John Wiley & Sons, New York, 1998.
- [50] ISO/FDIS 5817:2022, „Welding – Fusion-welded joints in steel, nickel, titanium and their alloys (beam welding excluded) – Quality levels for imperfections (Draft, Document number ISO/TC 44/SC 10 N 1896),“ 2022.
- [51] DIN EN 1993:2022, „Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten,“ Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2022.
- [52] DIN EN 1993-1-1:2005/A1:2014, „Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau,“ Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2014.
- [53] DIN EN 1993-1-1/NA:2018, „Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter – Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau,“ Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2022.
- [54] A. Hobbacher und M. Kassner, „On Relation between Fatigue Properties of Welded Joints and Quality Groups in ISO 5817 – IIW-Document XIII-2323-10,“ International Institute of Welding, 2010.
- [55] A. Hobbacher und M. Kassner, „On relation between fatigue properties of welded joints, quality criteria and groups in ISO 5817,“ *Welding in the world*, Bd. 56, Nr. 12, pp. 153-169, 2012.

- [56] DIN EN 1993-2/NA, „Nationaler Anhang – National festgelegte Parameter – Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 2: Stahlbrücken,“ Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2022.
- [57] ZTV-ING, „Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen und Richtlinien für Ingenieurbauten,“ Bundesministerium für Digitales und Verkehr, 2022.
- [58] B. Jonsson, G. Dobmann, A. Hobbacher, M. Kassner und G. Marquis, „IIW Guidelines on Weld Quality in Relationship to Fatigue Strength,“ Springer International Publishing AG Switzerland, 2016.
- [59] ISO/TS 20273, „Guidelines on weld quality in relationship to fatigue strength,“ ISO, Vernier, Schweiz, 2017.
- [60] BS 7910:2005, „Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures,“ British Standards Institution, 2005.
- [61] Volvo Group, „Volvo Standard STD 181-0004,“ AB Volvo Group, 2016.
- [62] D. Macfarlane und J. Harrison, „Some Fatigue Tests of Load-Carrying Transverse Fillet Welds,“ *British Welding Journal*, Bd. 12, pp. 613-623, 1965.
- [63] E. Haibach, „Schwingfestigkeits-Untersuchung an Kreuzstößen mit K-Naht aus dem Grundwerkstoff Stahl St 37 – Bericht FB-90,“ Lab. für Betriebsfestigkeit, Darmstadt, 1970.
- [64] S. Ohta und Y. Eguchi, „Fatigue Strength of Fillet Welded Joints in 80 kg/mm² High Strength Steel (Report 1),“ *Japan Welding Society*, Bd. 43, Nr. 4, pp. 349-358, 1974.
- [65] H. Ouchida und A. Nishioka, „A Study of Fatigue Strength of Fillet Welded Joints – IIW-Document XIII-338-64,“ Hitachi Research Laboratory, Hitachi, Japan, 1964.
- [66] P. Schaumann und K. Schwarzer, „Beanspruchung und Schwingfestigkeit der Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht von Stirnplattenverbindungen – Schlussbericht zum Forschungsvorhaben IV 1-5-637/91,“ Institut für Stahlbau, Universität Hannover, Hannover, 1999.
- [67] I. Yamaguchi, Y. Terada und A. Nitta, „On the fatigue strength of steels for ship Structures – IIW-Document XIII 425-66,“ International Institute of Welding, Tokyo, Japan, 1966.
- [68] K. Nagai, M. Iwata, S. Kang und M. Arai, „Fatigue Strength of Fillet Welded

- Cruciform Joints of Mild Steel under Pulsating Tension Loading,“ *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, Bd. 148, pp. 261-267, 1980.
- [69] E. Haibach, J. de Back, H. Lieurade, R. Olivier, F. Ranaldi und P. Simon, „Fatigue investigation of typical welded joints in steel Fe E 460 as compared to Fe E 355 – Bericht FB-147,“ Lab. für Betriebsfestigkeit, Darmstadt, 1979.
- [70] H. Lieurade, „Etude du comportement en fatigue à programme d'assemblages soudés en croix en acier E 24 et E 36 (E355) – IIW-Document XIII-769-75,“ International Institute of Welding, 1975.
- [71] K. Iida, „Tests in Progress on Corrosion Fatigue of Welded Joints and Structures – IIW-Document XIII-662-72,“ International Institute of Welding, 1972.
- [72] H. Wildschut, J. de Back, W. Dortland und J. van Leeuwen, „Fatigue behaviour of welded joints in air and sea water,“ in *European Offshore Steels Research Seminar*, 27-29 November, Cambridge, UK, 1978.
- [73] C. Petersen, „Dauerfestigkeit von Schweißverbindungen nach Überschweißung der Feuerverzinkung,“ *Der Stahlbau*, Bd. 46, Nr. 9, pp. 277-282, 1977.
- [74] B. Guha, „A new fracture mechanics method to predict the fatigue life of welded cruciform joints,“ *Engineering Fracture Mechanics*, Bd. 52, Nr. 2, pp. 215-229, 1995.
- [75] Z. Barsoum und B. Jonsson, „Fatigue assessment and LEFM analysis of cruciform joints fabricated with different welding processes,“ *Welding in the World*, Bd. 52, pp. 93-105, 2008.
- [76] M. Mohamed, Y. Manurung, F. Ghazali und A. Karim, „Finite element-based fatigue life prediction of a load-carrying cruciform joint,“ *Journal of Mechanical Engineering and Sciences*, Bd. 8, pp. 1414-1425, 2015.
- [77] K. Molski, „Stress concentration at load-carrying fillet welded cruciform joints subjected to tensile and bending loads,“ *acta mechanica et automatica*, Bd. 13, Nr. 4, pp. 245-250, 2019.
- [78] A. Ahola, T. Björk und Z. Barsoum, „Fatigue strength capacity of load-carrying fillet welds on ultra-high-strength steel plates subjected to out-of-plane bending,“ *Engineering Structures*, Bd. 196, p. 109282, 2019.
- [79] D. Li, Y. Su, X. Bai, C. Peng und L. Xu, „Research on influencing factors of

fatigue performance of cruciform welded joints on offshore platforms,“ *MATEC Web of Conferences - MSMS*, Bd. 358, p. 01059, 2022.

- [80] Y. Qin, H. den Besten, S. Palkar und M. Kaminski, „Fatigue design of welded double-sided T-joints and double-sided cruciform joints in steel: A total stress concept,“ *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, Bd. 42, Nr. 12, pp. 2674-2693, 2019.
- [81] T. Gurney, „The Fatigue Strength of Transverse Fillet Welded Joints – A Study of the Influence of joint geometry,“ Abington Publishing, Cambridge, England, 1991.
- [82] S. Maddox, „The Effect of Plate Thickness on the Fatigue Strength of Fillet Welded Joints,“ The Welding Institute, Cambridge, England, 1987.
- [83] H.-J. Bargel, R. Helms, H. Henke und H. Wohler, „Untersuchung der Schwingfestigkeit hochfester, schweißgeeigneter Feinkornbaustähle,“ *Stahl und Eisen*, Bd. 96, Nr. 21, pp. 1038-1043, 1976.
- [84] J. Degenkolbe und H. Dißelmeyer, „Schwingverhalten eines hochfesten wasservergüteten Chrom-Molybdän-Zirkonium-legierten Feinkornbaustahles mit 700 N/mm² Mindeststreckgrenze im geschweißten und ungeschweißten Zustand,“ *Schweißen und Schneiden*, Bd. 25, Nr. 3, pp. 85-88, 1973.
- [85] M. Hanzawa, H. Yokota, T. Ishiguro, H. Takashima, S. Kado, T. Tanigaki und Y. Hashida, „Improvement of fatigue strength in welded high tensile strength steel by toe treatment – IIW-Document XIII-829-77,“ Nippon Steel Corporation, 1977.
- [86] H. Minner und T. Seeger, „Erhöhung der Schwingfestigkeiten von Schweißverbindungen aus hochfesten Feinkornbaustählen durch das WIG Nachbehandlungsverfahren,“ *Der Stahlbau*, Bd. 46, Nr. 9, pp. 257-263, 1977.
- [87] H. Minner und T. Seeger, „Schwingfestigkeitsuntersuchungen an WIG-nachbehandelten Stumpf- und Kehlnahtschweißverbindungen aus hochfesten Feinkornbaustählen StE 47 und StE 70,“ *Oerlikon Schweißmitteilungen*, Bd. 37, Nr. 87, pp. 4-15, 1979.
- [88] H. Minner und T. Seeger, „Investigations on the fatigue strength of weldable high strength steels StE 460 and StE 690 in as-welded and TIG-dressed conditions – IIW-Document XIII-912-79,“ International Institute of Welding, Darmstadt, 1979.

- [89] S. Kado, T. Ishiguro und N. Ishii, „Fatigue strength improvement of welded joints by plasma arc dressing – IIW-Document XIII-774-75,“ International Institute of Welding, Nippon Steel Corporation, Tokyo, Japan, 1975.
- [90] U. Kuhlmann, J. Bergmann, A. Dürr und R. Thumser, „Effizienter Stahlbau aus höherfesten Stählen unter Ermüdungsbeanspruchung – AiF-Vorhaben Nr. 13866 BG – Abschlussbericht,“ Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V., 2006.
- [91] U. Kuhlmann, T. Ummenhofer, K. Kudla und P. Weidner, „Untersuchungen zur Anwendung höherfrequenter Hämmerverfahren im Stahlwasserbau – Abschlussbericht,“ Bundesanstalt für Wasserbau (BAW), 2013.
- [92] U. Kuhlmann, S. Breunig, T. Ummenhofer und P. Weidner, „Entwicklung einer DAST-Richtlinie für Höherfrequente Hämmerverfahren – IGF-Vorhaben Nr. 17886 – Abschlussbericht,“ Deutscher Ausschuss für Stahlbau e. V., 2018.
- [93] Deutscher Ausschuss für Stahlbau (DAST), „DAST-Richtlinie 026: Ermüdungsbemessung bei Anwendung höherfrequenter Hämmerverfahren,“ Stahlbau Verlags- und Service GmbH, Düsseldorf, 2019.
- [94] Ö. Bucak und J. Lorenz, „Ermüdungsverhalten unterschiedlicher Kerbdetails – Schweißnahtnachbehandlungsverfahren und Reparaturmaßnahmen unter Berücksichtigung des Maßstabeffekts,“ *Stahlbau*, Bd. 80, Nr. 8, pp. 608-618, 2011.
- [95] M. Leitner, S. Gerstbrein, M. Ottersböck und M. Stoschka, „Fatigue strength of HFMI-treated and stress-relief annealed high-strength steel weld joints,“ *Fatigue Design 2015 – Procedia Structural Integrity*, Bd. 133, pp. 477-484, 2015.
- [96] H. Pasternak und A. Chwastek, „Zur Entwicklung eines Bemessungskonzeptes für die Lebensdauer von Reparaturschweißungen – Teil 1 – Stand der Technik und Versuche,“ *Bauingenieur*, Bd. 90, pp. 1-8, 2015.
- [97] T. Gurney, „Fatigue Strength of Beams with Stiffeners Welded to the Tension Flange,“ *British Welding Journal*, Bd. 7, Nr. 9, pp. 569-577, 1960.
- [98] J. Ruge und H. Woesle, „Ergebnisse von Dauerfestigkeitsuntersuchungen,“ *Fachbuchreihe Schweißtechnik*, Bd. 23, pp. 59-68, 1962.
- [99] T. Gurney und C. Woodley, „Investigation into the Fatigue Strength of Welded Beams – Part III: High tensile steel beams with stiffeners welded to the web,“ *British Welding Journal*, Bd. 9, Nr. 9, pp. 533-539, 1962.

- [100] S. Lie, „Analysis of fatigue strength on non-load-carrying and load-carrying fillet welded Joints,“ *Journal of Strain Analysis*, Bd. 29, Nr. 4, pp. 243-255, 1994.
- [101] T. Nykänen, G. Marquis und T. Björk, „Fatigue analysis of non-load-carrying fillet welded cruciform joints,“ *Engineering Fracture Mechanics*, Bd. 74, pp. 399-415, 2007.
- [102] B. Karabulut und B. Rossi, „On the applicability of the hot spot stress method to high strength duplex and carbon steel welded details,“ *Engineering Failure Analysis*, Bd. 128, p. 105629, 2021.
- [103] J. Neuhäusler und K. Rother, „Determination of notch factors for transverse non-load carrying stiffeners based on numerical analysis and metamodeling,“ *Welding in the World*, Bd. 66, pp. 753-766, 2022.
- [104] R. J. Anthes, V. B. Köttgen und T. Seeger, „Einfluß der Nahtgeometrie auf die Dauerfestigkeit von Stumpf- und Doppel-T-Stößen,“ *Schweißen und Schneiden*, Bd. 46, Nr. 9, pp. 433-436, 1994.
- [105] F. Prior und K. Maurer, „Schwingfestigkeitseigenschaften von Schweißverbindungen hochfester, schweißgeeigneter Baustähle,“ *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, Bd. 26, pp. 161-171, 1995.
- [106] P. Foti, D. Santonocito, G. Risitano und F. Berto, „Fatigue assessment of cruciform joints: Comparison between Strain Energy Density predictions and current standards and recommendations,“ *Engineering Structures*, Bd. 230, p. 111708, 2021.
- [107] T. Nykänen, X. Li, T. Björk und G. Marquis, „A parametric fracture mechanics study of welded joints with toe cracks and lack of penetration,“ *Engineering Fracture Mechanics*, Bd. 72, pp. 1580-1609, 2005.
- [108] M. Feldmann, B. Eichler und S. Höhler, „Eine Methode zur Bewertung von Restspalten in Schweißnähten an T- und Kreuzstoßverbindungen,“ *Stahlbau*, Bd. 78, Nr. 4, pp. 243-252, 2009.
- [109] M. Feldmann, S. Höhler, B. Eichler und H. Schmeink, „Feststellung und Bewertung zulässiger Restspalte beim Schweißen – IGF-Vorhaben Nr. 14174 N – Abschlussbericht,“ RWTH Aachen University, Aachen, 2007.
- [110] M. Feldmann, B. Eichler und H. Schmeink, „Ergänzende Untersuchungen zur Bewertung zulässiger Restspalte zur Überführung in technische Regeln – IGF-Vorhaben Nr. 16175 N – Abschlussbericht,“ RWTH Aachen University, Aachen,

2011.

- [111] G. Sedlacek, M. Feldmann, B. Kühn, D. Tschickardt, S. Höhler, C. Müller, W. Hensen, N. Stranghöner, W. Dahl, P. Langenberg, S. Münstermann, J. Brozetti, J. Raoul, R. Pope und F. Bijlaard, „Commentary and worked examples to EN 1993-1-10 "Material toughness and through thickness properties" and other toughness oriented rules in EN 1993,“ European Commission – Joint Research Centre (JRC), Luxembourg, 2008.
- [112] P. Paris, M. Gomez und W. Anderson, „A Rational Analytic Theory of Fatigue,“ *The Trend in Engineering*, Bd. 13, Nr. 9, pp. 9-14, 1961.
- [113] R. Bell, O. Vosikovsky und S. Bain, „The significance of weld toe undercuts in the fatigue of steel plate T-joints,“ *International Journal of Fatigue*, Bd. 11, Nr. 1, pp. 3-11, 1989.
- [114] J. Spadea und K. Frank, „Fatigue Strength of Fillet-Welded Transverse Stiffeners with Undercuts – Research Report 0-4178-1,“ Center for Transportation Research – The University of Texas at Austin, USA, 2002.
- [115] N. Nguyen und M. Wahab, „The effect of undercut and residual stresses on fatigue behaviour of misaligned butt joints,“ *Engineering Fracture Mechanics*, Bd. 55, Nr. 3, pp. 453-469, 1996.
- [116] M. Wahab und M. Alam, „The significance of weld imperfections and surface peening on fatigue crack propagation life of butt-welded joints,“ *Journal of Materials Processing Technology*, Bd. 153/154, pp. 931-937, 2004.
- [117] C. Steimbregger und M. D. Chapetti, „Fatigue strength assessment of butt-welded joints with undercuts,“ *International Journal of Fatigue*, Bd. 105, pp. 296-304, 2017.
- [118] C. Steimbregger und M. D. Chapetti, „Fracture mechanics based prediction of undercut tolerances in industry,“ *Engineering Fracture Mechanics*, Bd. 211, pp. 32-46, 2019.
- [119] B. Schork, U. Zerbst, Y. Kiyak, M. Kaffenberger, M. Madia und M. Oechsner, „Effect of the parameters of weld toe geometry on the FAT class as obtained by means of fracture mechanics-based simulations,“ *Welding in the World*, Bd. 64, pp. 925-936, 2020.
- [120] U. Zerbst, M. Madia und H. Beier, „Fatigue strength and life determination of weldments based on fracture mechanics,“ *International Symposium on Fatigue Design and Material Defects – Structural Integrity Procedia*, Bd. 7, pp. 407-414,

2017.

- [121] S. Liinalampi, H. Remes und J. Romanoff, „Influence of three-dimensional weld undercut geometry on fatigue-effective stress,“ *Welding in the World*, Bd. 63, pp. 277-291, 2019.
- [122] S. Cai, W. Chen, M. M. Kashani, P. J. Vardanega und C. A. Taylor, „Fatigue life assessment of large scale T-jointed steel truss bridge components,“ *Journal of Constructional Steel Research*, Bd. 133, pp. 499-509, 2017.
- [123] M. Ottersböck, M. Leitner, M. Stoschka und W. Maurer, „Effect of weld defects on the fatigue strength of ultra high-strength steels,“ *International Colloquium on Mechanical Fatigue of Metals – Procedia Engineering*, Bd. 160, pp. 214-222, 2016.
- [124] M. Ottersböck, M. Leitner und M. Stoschka, „Characterisation of actual weld geometry and stress concentration of butt welds exhibiting local undercuts,“ *Engineering Structures*, Bd. 240, p. 112266, 2021.
- [125] I. Lillemäe, H. Remes, S. Liinalampi und A. Itävuori, „Influence of weld quality on the fatigue strength of thin normal and high strength steel butt joints,“ *Weld World*, Bd. 60, pp. 731-740, 2016.
- [126] K. Dilger, T. Nitschke-Pagel, M. Workowski, T. Melz, J. Eufinger, J. Baumgartner und H. Schmidt, „Einfluss der Schweißnahtqualität auf die Schwingfestigkeit bei Aluminiumlegierungen – Abschlussbericht IGF-Vorhaben Nr. 16719N,“ Braunschweig, 2014.
- [127] H. Jakubczak und G. Glinka, „Fatigue analysis of manufacturing defects in weldments,“ *International Journal of Fatigue*, Bd. 8, Nr. 2, pp. 51-57, 1986.
- [128] R. M. Andrews, „The effect of misalignment on the fatigue strength of welded cruciform joints,“ *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Bd. 19, Nr. 6, pp. 755-768, 1996.
- [129] J. Ferreira und C. Branco, „Influence of misalignment on the fatigue strength of butt welds,“ *International Journal of Fatigue*, Bd. 13, Nr. 5, pp. 405-409, 1991.
- [130] N. Rausch, „Application of the structural stress concept for cruciform joints subjected to fatigue loading under the specific evaluation of influences from imperfections on the component behaviour – Dissertation,“ Technische Universität München, School of Engineering and Design, München, 2023.
- [131] G. Batali, „The effect of misalignment on the stress field and fatigue strength of welded joints – A numerical case study (Master Thesis),“ Graz University of

Technology, Institute for Steel Structures, Graz, Österreich, 2014.

- [132] A. Hesse, J. Hensel, T. Nitschke-Pagel und K. Dilger, „Investigations on the fatigue strength of beam-welded butt joints taking the weld quality into account,“ *Welding in the World*, Bd. 63, pp. 1303-1313, 2019.
- [133] A. Taras und H. Unterweger, „Numerical methods for the fatigue assessment of welded joints: influence of misalignment and geometric weld imperfections,“ *Engineering Structures and Technologies*, Bd. 9, Nr. 1, pp. 9-24, 2017.
- [134] A. Ahola und T. Björk, „Fatigue strength of misaligned non-load-carrying cruciform joints made of ultra-high-strength steel,“ *Journal of Constructional Steel Research*, Bd. 175, p. 106334, 2020.
- [135] DIN EN ISO 13919-1:2019, „Elektronen- und Laserstrahl-Schweißverbindungen – Anforderungen und Empfehlungen für Bewertungsgruppen für Unregelmäßigkeiten – Teil 1: Stahl, Nickel, Titan und deren Legierungen,“ Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2020.
- [136] H. Bartsch und M. Feldmann, „Reassessment of fatigue detail categories of bolts and rods according to EC 3-1-9,“ *Journal of Constructional Steel Research*, Bd. 180, p. 106588, 2021.
- [137] K. Drebenstedt, U. Kuhlmann, H. Bartsch, M. Feldmann, B. Seyfried und T. Ummenhofer, „Neubewertung des Kerbfallkatalogs nach DIN EN 1993-1-9,“ in *Stahlbau-Kalender 2021*, Ernst & Sohn, 2021.
- [138] H. Bartsch und M. Feldmann, „On the impact of undercuts and lack of penetration of cruciform joints from fatigue tests,“ *International Journal of Fatigue*, Bd. 163, p. 107093, 2022.
- [139] H. Bartsch und M. Feldmann, „An experimental investigation into the influence of incorrect root gaps in welded-in transverse stiffeners on fatigue performance,“ *International Journal of Fatigue*, Bd. 175, Nr. 10, p. 107773, 2023.
- [140] DIN EN 10025-2:2019, „Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen – Teil 2: Technische Lieferbedingungen für unlegierte Baustähle,“ Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2019.
- [141] DIN EN ISO 4063:2010, „Schweißen und verwandte Prozesse – Liste der Prozesse und Ordnungsnummern,“ Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2011.
- [142] DIN EN ISO 14341:2020, „Schweißzusätze – Drahtelektroden und Schweißgut

zum Metall-Schutzgasschweißen von unlegierten Stählen und Feinkornstählen – Einteilung,“ Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2020.

- [143] DIN EN ISO 6947:2019, „Schweißen und verwandte Prozesse – Schweißpositionen,“ Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2020.
- [144] H. Fahrenwaldt, V. Schuler und J. Twrdek, „Praxiswissen Schweißtechnik – Werkstoffe, Prozesse, Fertigung,“ Springer Vieweg, Wiesbaden, 2014.
- [145] W.-D. Kleinert, „Vorrichtung und Verfahren zur zerstörungsfreien Prüfung eines Prüflings mittels Ultraschall nach der AVG-Methode“. Bonn, Patent DE 10 2014 101 227 A1, 06 08 2015.
- [146] 3D XPress, Technische Daten HandySCAN 3D, Kaarst: OfficeXpress GmbH, 2020.
- [147] DIN EN ISO 14171:2016, „Schweißzusätze – Massivdrahtelektroden, Fülldrahtelektroden und Draht-Pulver-Kombinationen zum Unterpulverschweißen von unlegierten Stählen und Feinkornstählen – Einteilung,“ Beuth Verlag GmbH, Berlin, 2016.
- [148] D. Radaj, C. Sonsino und W. Fricke, „Fatigue assessment of welded joints by local approaches,“ Woodhead Publishing in Materials, Abington, Cambridge, England, 2006.
- [149] H. Bartsch und M. Feldmann, „Metastudie zu praxisrelevanten Abmessungen von Ermüdungsdetails im Forschungsprojekt EVOKERB,“ in *Evolution Kerbfallkatalog für wirtschaftlich optimierte Stahlbauten - Systematische Neubewertung wesentlicher Einflussgrößen der Ermüdungsfestigkeit nach Eurocode – IGF-Vorhaben Nr.: 21368 N*, Düsseldorf, Stahlbau Verlags- und Service GmbH, 2023.
- [150] G. Booth, „Constant amplitude fatigue tests on welded steel joints performed in air,“ in *European Offshore Steels Reserach Seminar, 27-29 November 1978*, Cambridge, UK, 1978.
- [151] Y. Dong, Y. Garbatov und C. Guedes Soares, „Improved effective notch strain approach for fatigue reliability assessment of load-carrying fillet welded cruciform joints in low and high cycle fatigue,“ *Marine Structures*, Bd. 75, p. 102849, 2021.
- [152] K. Frank, „The fatigue strength of fillet welded connections – Dissertation,“ Fritz Engineering Laboratory, Lehigh University, Bethlehem, Pennsylvania, USA, 1971.

- [153] I. Yamaguchi, „The fatigue strength of fillet welded cross joint – IIW-Document XIII-623-71,“ International Institute of Welding, Tokyo, Japan, 1971.
- [154] F. Mang, Konlak und Ö. Bucak, „Zeit- und Dauerfestigkeit von gewalzten I-Profilen mit angeschweißten Stegaussteifungen – Aif-Nr. 7678, DVS-Nr. 9.112 – Abschlussbericht,“ Universität Karlsruhe, Karlsruhe, 1992.
- [155] H. Bartsch und M. Feldmann, „Fatigue Verification Concept for Details containing Weld Imperfections,“ in *Eurosteel 2023*, Amsterdam, Niederlande, 2023.
- [156] G. Spaethe, „Die Sicherheit tragender Baukonstruktionen,“ Springer-Verlag, Wien, New York, 1992.
- [157] K. Drebenstedt, „Bewertung der Ermüdungsfestigkeit von geschweißten und gelöteten Lamellen, Steifen und Anbauteilen – Dissertation,“ Institut für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart, Stuttgart, 2022.
- [158] W. Fricke, „Round-robin study on stress analysis for the effective notch stress approach,“ *Welding in the World*, Bd. 51, Nr. 3, pp. 68-79, 2007.
- [159] K. Takahashi, A. Ito, M. Ishida und M. Matoba, „Fatigue strength of obliquely crossed fillet welded joint – IIW-Document XIII-570-70,“ International Institute of Welding, 1970.
- [160] A. Hartmann und W. Munse, „Fatigue behaviour of welded joints and weldments in HY-80 Steel subjected to axial loadings,“ University of Illinois, Urbana, USA, 1962.
- [161] L. Donato, U. Guerrera, L. Sanpaolesi und M. Bertero, „Sugli acciai tipo T1 e relativi giunti saldati,“ Centro Studi Costruzioni Metalliche dell'università di Pisa, Genua, Italien, 1972.
- [162] A. Neumann, „Versuche im KBS, IV/1957,“ in *Dauerfestigkeit von Schweißverbindungen*, Halle (Saale), VEB Verlag Technik Ost-Berlin, 1960, pp. 191-199.
- [163] K. Nagai, M. Iwata, Y. Fujimoto und S. Kang, „An Improvement of the Fatigue Strength in Fillet Welded Cruciform Joints of Mild Steel under Pulsating Tension Loading,“ *Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, Bd. 150, pp. 456-461, 1981.
- [164] o. V., „Data Sheets on Fatigue Properties for Load-Carrying Cruciform Welded Joints in SM50B Rolled Steel for Welded Structure – Effect of Specimen Size,“

National Research Institute for Metals, Tokio, Japan, 1980.

- [165] R. Schliebner und M. Vormwald, „Schwingfestigkeitsanalyse eines geschweißten Winkelknotens auf der Basis von lokalen Konzepten,“ *Stahlbau*, Bd. 72, Nr. 4, pp. 245-253, 2003.
- [166] H. Cheng, C. Hu und Y. Jiang, „Experimental study on fatigue performance of Q420qD high-performance steel cross joint in complex environment,“ *Asian Journal of Civil Engineering*, 2021.
- [167] K. Klöppel und H. Weihermüller, „Neue Dauerfestigkeitsversuche mit Schweißverbindungen aus Stahl St 52,“ *Der Stahlbau*, Bd. 26, Nr. 6, pp. 149-155, 1957.
- [168] E. Haibach und R. Olivier, „Schwingfestigkeits-Untersuchung an Kreuzstößen mit K-Naht aus dem Grundwerkstoff Stahl St 52 – Bericht FB-120,“ Lab. für Betriebsfestigkeit, Darmstadt, 1975.
- [169] E. Haibach und R. Olivier, „Schwingfestigkeits-Untersuchung an Kreuzstößen mit K-Naht aus dem Grundwerkstoff Stahl St 52,“ *Archiv für das Eisenhüttenwesen*, Bd. 47, Nr. 3, pp. 181-186, 1976.
- [170] o. V., „Etude du comportement en fatigue classique de joints types soudés qualité industrielle – Rapport final EUR 5266 f,“ Centre de recherches de l'industrie des fabrications métalliques, Brüssel, Belgien, 1975.
- [171] W. Shimada, S. Hoshinouchi, A. Hijikata, S. Yoshioka und A. Inoue, „Improvement of Fatigue Strength in Fillet Welded Joint by CO₂ Soft Plasma Arc Overlaying on Weld Toe – IIW-Document XIII-830-77,“ Mitsubishi Electric Corporation, 1977.
- [172] G. Booth, „Constant amplitude fatigue tests on welded steel joints performed in sea water,“ in *European Offshore Steels Research Seminar*, 27-29 November, Cambridge, UK, 1978.
- [173] H. Minner und T. Seeger, „Schwingfestigkeitsuntersuchungen an Schweißverbindungen mit Stumpfnäht und K-Naht Sondergüte aus Strangußmaterial St 52-3 – Forschungsbericht FI-3,“ Fachgebiet Werkstoffmechanik, Technische Universität Darmstadt, Darmstadt, 1980.
- [174] L. Friis, J. Sperle und L. Wallin, „Fatigue of welded structures – some Swedish results during recent years,“ in *Proceedings of the conference on fatigue of welded structures*, 6-9 July, Abington, Cambridge, UK, 1970.

- [175] K. Klöppel, T. Seeger und B. Nowak, „Experimentelle und theoretische Untersuchungen zum Schädigungsverhalten dauerbeanspruchter geschweißter Kreuzstöße aus St 37,“ Veröffentlichung des Instituts für Statik und Stahlbau der Technischen Hochschule Darmstadt – Heft 5, Darmstadt, 1969.
- [176] R. Olivier und W. Ritter, „Wöhlerlinienkatalog für Schweißverbindungen aus Baustählen – Teil 3: Doppel-T-Stoß – DVS Berichte 56/III,“ Lab. für Betriebsfestigkeit, Deutscher Verlag für Schweißtechnik GmbH, Darmstadt, 1981.
- [177] E. Haibach, „Fragen der Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen in herkömmlicher und in bruchmechanischer Betrachtungsweise,“ *Schweißen und Schneiden*, Bd. 29, Nr. 4, pp. 140-142, 1977.
- [178] D. Tchoffo Ngoula, H. Beier und M. Vormwald, „Modellierung des Ermüdungsrisswachstums in Schweißverbindungen unter Berücksichtigung von Schweißeigenspannungen,“ *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, Bd. 47, Nr. 10, pp. 923-934, 2016.
- [179] D. Benoit, H.-P. Lieurade und M. Truchon, „The application of fracture mechanics to the calculation of behaviour of welded structures in fatigue under various load conditions,“ in *European Offshore Steels Research Seminar*, 27-29 November 1978, Cambridge, UK, 1978.
- [180] G. Bierett, „Über die Betriebsfestigkeit von geschweißten und genieteten Stahlverbindungen,“ *Stahl und Eisen*, Bd. 87, Nr. 24, pp. 1465-1472, 1967.
- [181] G. Bierett, „Einige wichtige Gesetze der Betriebsfestigkeit geschweißter Bauteile aus Stahl,“ *Schweißen und Schneiden*, Bd. 24, Nr. 11, pp. 429-434, 1972.
- [182] E. Haibach, „Abhängigkeit der ertragbaren Spannungen schwingbeanspruchter Schweißverbindungen vom Beanspruchungskollektiv – Bericht FB-79,“ Lab. für Betriebsfestigkeit, Darmstadt, 1968.
- [183] J. Mryka, „Die Dauerfestigkeit UP-geschweißter Verbindungen nach Versuchen des Institus Spawalnictwa in Gliwice,“ *Schweißtechnik*, Bd. 2, pp. 53-54, 1958.
- [184] E. Haibach, „Fatigue investigation of higher strength structural steels in notched and in welded condition – Final Report EUR 5357 e,“ Directorate General Scientific and Technical Information and Information Management, Darmstadt, 1975.

- [185] A. Neumann, „Theorie der Dauerfestigkeit von Schweißverbindungen,“ *Schweißtechnik*, Bd. 12, pp. 423-431, 1958.
- [186] A. Neumann und G. Müller, „Versuche in Zusammenarbeit mit Institut für Fördertechnik, IV/1957,“ in *Dauerfestigkeit von Schweißverbindungen*, Halle (Saale), VEB Verlag Technik Ost-Berlin, 1960, pp. 204-207.
- [187] T. Robakowski, „Gliwice, III/1957,“ in *Dauerfestigkeit von Schweißverbindungen*, Ost-Berlin, VEB Verlag Technik, 1960, pp. 199-204.
- [188] I. Lotsberg, „Fatigue Capacity of Load Carrying Fillet-Welded Connections Subjected to Axial and Shear Loading,“ *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, Bd. 131, pp. 1-9, 2009.
- [189] M. Lukic, M. Al-Emrani, M. Aygöl, M. Bokesjö, S. Urushadze, L. Frýba, M. Škaloud, P. Collin, M. Nilsson, B. Eichler, N. Schillo, M. Wieschollek, B. Imam, T. Righiniotis, G. Kaliyaperumal und A. Pitsolis, „BRIFAG – Bridge fatigue guidance – Final Report RFSR-CT-2008-00033,“ EU, Luxembourg, 2013.
- [190] T. Hanji, C. Miki und K. Saiprasertkit, „Low- and high-cycle fatigue behaviour of load-carrying cruciform joints containing incomplete penetration and strength mismatch,“ *Welding in the world*, Bd. 56, Nr. 6, pp. 133-146, 2012.
- [191] S. Kainuma und T. Mori, „A study on fatigue crack initiation point of load-carrying fillet welded cruciform joints,“ *International Journal of Fatigue*, Bd. 30, pp. 1669-1677, 2008.
- [192] S. Kainuma und T. Mori, „A fatigue strength evaluation method for load-carrying fillet welded cruciform joints,“ *International Journal of Fatigue*, Bd. 28, pp. 864-872, 2006.
- [193] J. D. Sørensen, J. Tychsen, J. U. Andersen und R. D. Brandstrup, „Fatigue Analysis of Load-Carrying Fillet Welds,“ *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering*, Bd. 128, pp. 65-74, 2006.
- [194] S. Maddox, C. Branco, C. Sonsino, S. Manteghi, M. Kueppers und V. Infante, „Fatigue design data for welded stainless steels – IIW-Document XIII-1768-99,“ The Welding Institute, Instituto Superior Técnico, Fraunhofer Institute for Structural Durability, Abington, Lissabon, Darmstadt, 1999.
- [195] E. Haibach, H. Ostermann und H. Rückert, „Betriebsfestigkeit von Schweißverbindungen aus Baustahl unter einer Zufallsfolge der Belastung,“ *Schweißen und Schneiden*, Bd. 32, Nr. 3, pp. 93-98, 1980.

- [196] K. Latzin und C. Petersen, „Untersuchungsergebnisse für die Stahlbaupraxis,“ *DVS-Berichte*, Bd. 31, pp. 19-25, 1974.
- [197] F. Nieth und H. Wiegand, „Das Verhalten von Baustählen höherer Festigkeit nach dem Feuerverzinken bei dynamischer Beanspruchung,“ *Archiv für das Eisenhüttenwesen*, Bd. 46, Nr. 9, pp. 589-593, 1975.
- [198] C. Moura Branco, S. Maddox und C. Sonsino, „Fatigue design of welded stainless steels – Final Report EUR 19972 EN,“ European Communities, Luxembourg, 2001.
- [199] J. Otto und D. Boehme, „Einfluß von Fertigungsbeschichtungsporen auf die Schwingfestigkeit querbeanspruchter Kehlnähte – Versuchsergebnisse,“ *Schweißen und Schneiden*, Bd. 31, Nr. 4, pp. 141-143, 1979.
- [200] T. Robakowski, „Dauerfestigkeit und mechanische Eigenschaften UP-geschweißter Verbindungen des Stahls 14 HNMB Cu,“ *ZIS-Mitteilungen*, Bd. 9/73, pp. 995-1005, 1973.
- [201] O. Buxbaum und H. Ostermann, „Schwingfestigkeit von Schweissverbindungen unter einer Zufallsfolge von Belastungen – AiF-Vorhaben Nr. 3338 – Abschlussbericht,“ Lab. für Betriebsfestigkeit, Darmstadt, 1978.
- [202] S. Usami und S. Kusumoto, „Fatigue Strength at Roots of Cruciform, Tee and Lap Joints – IIW-Document XIII-833-77,“ Hitachi Research Laboratory, Hitachi-shi, Japan, 1977.
- [203] D. White und J. Lewszuk, „Cumulative damage in push-pull fatigue of fillet-welded mild steel plate subjected to narrow and random loading,“ in *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 1970.
- [204] R. Weck, „Results of Fatigue Tests on Mild Steel Specimens with welded attachments – IIW-Document XIII-154,“ British Welding Research Association, Camebridge, England, 1958.
- [205] P. Albrecht und I. M. Friedland, „Fatigue-Limit Effect on Variable-Amplitude Fatigue of Stiffeners,“ *Journal of the Struc. Division*, Bd. 105, pp. 2657-2675, 1979.
- [206] D. Navrotskii, V. Sacel'ev und G. Lavochkin, „Determination of the stresses at points where transverse stiffening ribs are welded,“ *Svar. Proiz.*, Bd. 5, pp. 1-5, 1963.

- [207] F. Gönnel, „Dauerfestigkeitsversuche an Schweißverbindungen aus Stahl St 37 mit und ohne Anstrich,“ *Der Stahlbau*, Bd. 36 , Nr. 7, pp. 199-202, 1967.
- [208] L. Friis und E. Steneroth, „Fatigue strength of welded joints in mild and high-strength structural steels,“ *Jernkontorets Annaler*, Bd. 152, pp. 157-169, 1968.
- [209] K. Ødegård und P. Hembre, „Fatigue tests of ship building steel, Part 2: Tests with notched and welded test pieces of "high tensile and ordinary ship building steel" – IIW-Document XIII-598-70,“ The Ship Research Institute of Norway, Trondheim, Norwegen, 1970.
- [210] A. Mummery, „The fatigue strength of CO₂ fillet welds,“ *The Welding Institute Research Bulletin*, Bd. 12, pp. 303-306, 1971.
- [211] K. Ikeda, S. Denoh, T. Godai und T. Ogawa, „Improvement of Fatigue Strength of Fillet Welded Joint for 80 kg/mm² High Strength Steel – IIW-Document XIII-835-77,“ *Transactions of the Japan Welding Society*, Bd. 7, Nr. 2, pp. 42-48, 1976.
- [212] K. Kobayashi, S. Matsumoto, M. Tanaka, T. Funakoshi, N. Sakamoto und K. Shinkawa, „Improvement in the fatigue strength of fillet welded joint by use of the new welding electrode – IIW-Document XII-828-77,“ International Institute of Welding, Kawasaki Steel Corporation, Chiba, Japan, 1977.
- [213] J. Knight, „Improving the fatigue strength of fillet welded joints by grinding and peening,“ The Welding Institute, Abington, Cambridge, UK , 1976.
- [214] H. Minner und T. Seeger, „Schwingfestigkeitsuntersuchung an MAGM-geschweißten Stumpf- und Kehlnahtverbindungen aus hochfesten Feinkornbaustählen StE47 und StE70,“ *Oerlikon Schweißmitteilungen*, Bd. 36, Nr. 83, pp. 13-23, 1978.
- [215] T. Melz, B. Möller, J. Baumgartner, T. Ummenhofer, S. Herion, J. Hrabowski, J. Henkel, B. Boos und E. Baier, „Erweiterung des örtlichen Konzeptes zur Bemessung von LCF-beanspruchten geschweißten Kranstrukturen aus hochfesten Stählen – FOSTA-Forschungsbericht P 900,“ Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V., Düsseldorf, 2015.
- [216] P. Albrecht und M. Sidani, „Fatigue of Eight-Year Weathered A588 Steel Stiffeners in Salt Water,“ *Journal of Structural Engineering*, Bd. 115, Nr. 7, pp. 1756-1767, 1989.
- [217] I. M. Friedland und P. Albrecht, „Fatigue of Two-Year Weathered A588 Stiffeners and Attachments,“ *Journal of the Structural Division*, Bd. 108, Nr. ST1,

pp. 125-144, 1982.

- [218] P. Berger, „Ermüdungsversuche an geschweißten Trägern (Teil 2),“ *Schweißtechnik*, Bd. 32, Nr. 10, pp. 455-457, 1982.
- [219] M. Šimončič, „Niederfrequente Ermüdungsbelastung und Nachweiskriterien für Ermüdung in den Europäischen Normen,“ *Stahlbau*, Bd. 66, Nr. 10, pp. 685-702, 1997.
- [220] F. Mang, „Fatigue behavior of rectangular hollow section joints made of high-strength steels – Final Report of Project 7210-SA/116,“ Universität Karlsruhe, Karlsruhe, 1997.
- [221] K. Klippstein und C. Schilling, „Pilot Study on the Constant and Variable Amplitude Behavior of Transverse Stiffener Welds,“ *Journal of Constructional Steel Research*, Bd. 12, pp. 229-252, 1989.
- [222] S. Wintergerst und K. Heckel, „Die Dauerfestigkeit von Flachstahl aus Stahl St 37 mit aufgeschweißter Quersteifung,“ *Der Stahlbau*, Bd. 35, Nr. 12, pp. 353-357, 1966.
- [223] S. Kado, T. Ishiguro, M. Hanzawa, H. Yokota und T. Tanigaki, „The improvement of fatigue strength in welded high tensile strength steels by additional weld run with coated electrodes – IIW-Document XIII-772-75,“ International Institute of Welding, Nippon Steel Corporation, 1975.
- [224] R. Todoroki, M. Hanzawa, T. Ishiguro und S. Yanagimoto, „Effects of toe profile improvement on fatigue properties of welded joints – IIW-Document XIII-875-78,“ Nippon Steel Corporation, 1978.
- [225] T. Ummenhofer, I. Engelhardt, P. Knödel, S. Gkatzogiannis, J. Weinert und D. Löschner, „Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit von Offshore-Windenergieanlagen durch Schweißnahtnachbehandlung unter Berücksichtigung des Korrosionseinflusses – IGF-Vorhaben Nr. 18457 N / DVS 09.068 – Abschlussbericht,“ DVS Media GmbH, Düsseldorf, 2017.
- [226] H. Guo, J. Wan, Y. Liu und J. Hao, „Experimental study on fatigue performance of high strength steel welded joints,“ *Thin-Walled Structures*, Bd. 131, pp. 45-54, 2018.
- [227] D. Fielding, „Fatigue tests of slender-web hybrid plate girders under combined moment and shear – Master Thesis,“ University of Texas, Austin, USA, 1968.
- [228] J. Fisher, K. Frank, M. Hirt und B. McNamee, „Effect of weldments on the

fatigue of steel beams – Report 102,“ National Cooperative Highway Research Program, Bethlehem, Pennsylvania, USA, 1969.

- [229] P. Albrecht, „Fatigue strength of welded beams with stiffeners – Dissertation,“ Lehigh University, Bethlehem, Pennsylvania, USA, 1972.
- [230] H. Lew und A. Toprac, „Fatigue tests of welded hybrid plate girders under constant moment – Research Report 77-2F,“ Center for Highway Research, University of Texas, Austin, USA, 1967.
- [231] O. Puchner, „Increase of the Fatigue Limit of Plates and Beams with welded-on Gusset Plates by Local Heating – IIW-Document XIII-179-59,“ International Institute of Welding, 1959.
- [232] N. Kouba und J. Stallmeyer, „The behaviour of stiffened beams under repeated loads – Civil Engineering Studies – Structural Research Series 173,“ University of Illinois, Urbana, USA, 1959.
- [233] A. Toprac und M. Natarajan, „Fatigue strength of hybrid plate girders,“ *Journal of the Structural Division*, Bd. 97, Nr. 4, pp. 1203-1225, 1971.
- [234] Sachverständigenausschuss D 130, „Ermüdungserscheinungen in Schweißverbindungen von Brücken und Kränen – Bericht Nr. 5 – Ermüdungsversuche an Doppel-T-Trägern mit Quer- und Längskehlnähten bei konstanter Amplitude,“ Forschungs- und Versuchsanstalt des Internationalen Eisenbahnverbandes, Utrecht, Niederlande, 1977.
- [235] D. Ungermann, D. Rademacher, M. Oechsner, R. Landgrebe, J. Adelman, F. Simonsen, S. Friedrich und P. Lebelt, „Feuerverzinken im Stahl- und Verbundbrückenbau – FOSTA-Projekt P835 – Abschlussbericht,“ Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V., Düsseldorf, 2014.
- [236] S. Ibrahim, W. El-Dakhakhni und M. Elgaaly, „Fatigue of Corrugated-Web Plate Girders: Experimental Study,“ *Journal of Structural Engineering*, Bd. 132, Nr. 9, pp. 1371-1380, 2006.
- [237] M. Sakano und M. Wahab, „Fatigue strength of welded transverse stiffener joints under variable amplitude loading,“ *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Bd. 75, pp. 1037-1045, 1998.

Anhang A Details zum Stand der Technik und Wissenschaft

Tabelle A-1: Auszug aus Tabelle 1 der DIN EN ISO 5817 [4]

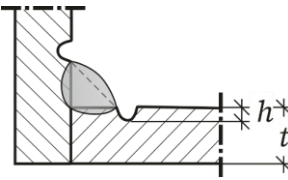
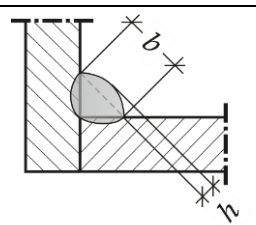
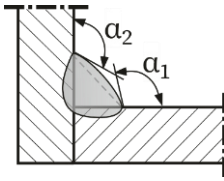
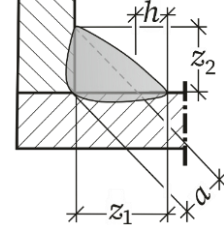
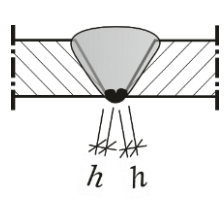
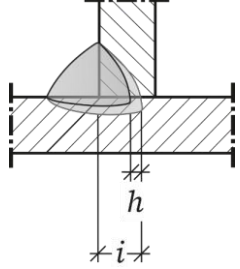
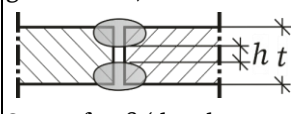
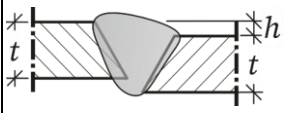
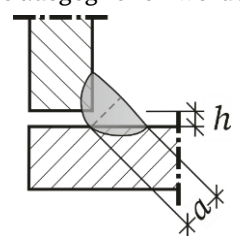
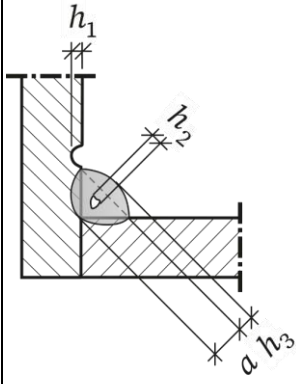
Nr.	Ordnungs-Nr. nach ISO 6520-1	Unregelmäßigkeit Benennung	Bemerkungen	t	Grenzwerte für Unregelmäßigkeiten bei Bewertungsgruppen		
				mm	D	C	B
1.7	5011	Durchlaufende Einbrandkerbe		> 3	$h \leq 0,2t$ aber max. 1 mm	$h \leq 0,1t$ aber max. 0,5 mm	$h \leq 0,05t$ aber max. 0,5 mm
	5012	Nicht durchlaufende Einbrandkerbe					
1.10	503	Zu große Nahtüberhöhung		≥ 0,5	$h \leq 1\text{mm} + 0,25b$ aber max. 5 mm	$h \leq 1\text{mm} + 0,15b$ aber max. 4 mm	$h \leq 1\text{mm} + 0,1b$ aber max. 3 mm
1.12	505	Schroffer Nahtübergang		≥ 0,5	$\alpha \geq 90^\circ$	$\alpha \geq 100^\circ$	$\alpha \geq 110^\circ$
1.16	512	Übermäßige Asymmetrie der Kehlnaht		≥ 0,5	$h \leq 2\text{mm} + 0,2a$	$h \leq 2\text{mm} + 0,15a$	$h \leq 1,5\text{mm} + 0,15a$
2.12	4013	Wurzelbindefehler		≥ 0,5	Kurze Unregelmäßigkeit: $h \leq 0,4a$ aber max. 4 mm	nicht zulässig	nicht zulässig

Tabelle A-1: Auszug aus Tabelle 1 der DIN EN ISO 5817 (fortgesetzt)

Nr.	Ord-nungs-Nr. nach ISO 6520-1	Unregel-mäßigkeit Benen-nung	Bemerkungen	t mm	Grenzwerte für Unregelmäßigkeiten bei Bewer-tungsgruppen		
					D	C	B
2.13	402	Ungenü-gende Durch-schwei-ßung	 T-Stoß (nicht voll durchgeschweißt)  Stumpfstoß (durchgeschweißt)	> 0,5	Kurze Unregelmäßig-keit: T-Stoß: $h \leq 0,2i$ aber max. 2 mm Stumpfstoß: $h \leq 0,2t$ aber max. 2 mm	Kurze Unregelmäßig-keit: T-Stoß: $h \leq 0,1i$ aber max. 1,5 mm Stumpfstoß: nicht zulässig	nicht zulässig
3.1	5071	Kantenver-satz bei Blechen		> 3	$h \leq 0,25t$ aber max. 5 mm	$h \leq 0,15t$ aber max. 4 mm	$h \leq 0,1t$ aber max. 3 mm
3.2	617	Schlechte Passung bei Kehlnähten	Spalte, die den zulässigen Grenzwert überschreiten, dürfen in besonderen Fällen durch eine Vergrößerung der Kehlnahtdicke ausgeglichen werden. 	> 3	$h \leq 1\text{mm} + 0,3a$ aber max. 4 mm	$h \leq 0,5\text{mm} + 0,2a$ aber max. 3 mm	$h \leq 0,5\text{mm} + 0,1a$ aber max. 2 mm
4.1	-	Mehrfach-unregel-mäßigkeiten in beliebigem Quer-schnitt	 $\sum h = h_1 + h_2 + h_3$	> 3	Maximale Gesamthöhe der Unregelmäßig-keiten*: $\sum h \leq 0,4t$ oder $\sum h \leq 0,25a$	Maximale Gesamthöhe der Unregelmäßig-keiten*: $\sum h \leq 0,3t$ oder $\sum h \leq 0,2a$	Maximale Gesamthöhe der Unregelmäßig-keiten*: $\sum h \leq 0,2t$ oder $\sum h \leq 0,15a$

* In ISO/FDIS 5817:2022 [50]: Leicht abweichende Grenzwerte

Tabelle A-2: Zusätzliche Anforderungen für Schweißungen unter Ermüdungsbeanspruchung in Anlehnung an Tabelle C.1 [4] bzw. Tabelle B.1 nach [50] (Ausschnitt)

Nr.	Ordnungs-Nr. nach ISO 6520-1	Unregelmäßigkeit Benennung	t	Grenzwerte für Unregelmäßigkeiten bei Bewertungsgruppen		
			mm	C63 ^c	B90 ^c	B125
1.7	5011	Durchlaufende Einbrandkerbe	> 3	$h \leq 0,1t$ aber max. 0,5 mm	$h \leq 0,05t$ aber max. 0,5 mm	nicht zulässig
	5012	Nicht durchlaufende Einbrandkerbe				
1.10	503	Zu große Nahtüberhöhung	$\geq 0,5$	$h \leq 1\text{mm} + 0,15b$ aber max. 4 mm	$h \leq 1\text{mm} + 0,1b$ aber max. 3 mm	^b
1.16	512	Übermäßige Asymmetrie der Kehlnaht	$\geq 0,5$	$h \leq 2\text{mm} + 0,15a$	$h \leq 1,5\text{mm} + 0,15a$	^b
3.1	5071	Kantenversatz bei Blechen	$\geq 0,5$	$h \leq 0,15t$ aber max. 4 mm	$h \leq 0,1t$ aber max. 3 mm	$h \leq 0,05t$ aber max. 1,5 mm
^b Nicht festgelegt						
^c Identische Werte nach IIW-Doc. XIII-2323-10. Die Werte wurden von IIW geprüft für Werkstoffdicken von 10 mm und darüber. Sie dürfen auch für kleinere Werkstoffdicken angewendet werden.						

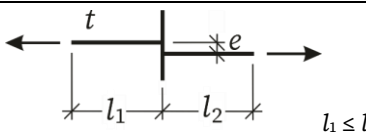
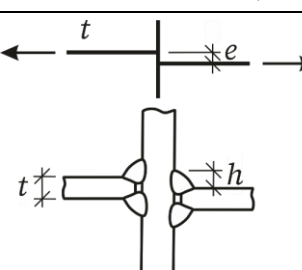
Tabelle A-3: Grenzwerte für Einbrandkerben nach IIW-Empfehlungen [23]

FAT-Klasse	Zulässige Einbrandkerbe u/t	
	Stumpfnähte	Kehlnähte
100	0,025	nicht anwendbar
90	0,050	nicht anwendbar
80	0,075	0,050
71	0,100	0,075
63	0,100	0,100
56 und tiefer	0,100	0,100
Anmerkungen: Einbrandkerben, die tiefer als 1 mm sind, werden als rissartige Fehlstellen bewertet. Die Tabelle gilt nur für Blechdicken von 10-20 mm.		

Tabelle A-4: Berücksichtigung von Spannungsvergrößerungsfaktoren aufgrund von Versätzen nach IIW-Empfehlungen [23]

Art der k_m -Analyse	Nennspannungs-konzept	Strukturspannungs-, Kerbspannungs- und Bruch-mechanikkonzept	
Art der Schweißverbindung	k_m bereits in der FAT-Klasse berücksichtigt	k_m bereits in den Ermüdungsfestigkeitskurven berücksichtigt	Standardwert des effektiven k_m , der bei der Spannung zu berücksichtigen ist
Kreuzstöße	1,45	1,05	1,40*
* aber nicht mehr als $(1 + 2,5 \cdot e_{\max}/t)$, wobei $e_{\max}$ = zulässiger Versatz und t = Dicke des belasteten Blechs			
Beim Kerbspannungskonzept ist ein kleiner, aber unvermeidlicher Versatz, der einem Vergrößerungsfaktor von $k_m = 1,05$ entspricht, bereits in den Ermüdungsfestigkeitskurven enthalten.			
In allen Fällen, in denen der Vergrößerungsfaktor der Spannung direkt berechnet wird, wird ein effektiver Vergrößerungsfaktor $k_{m,eff}$ verwendet: $k_{m,eff} = \frac{k_{m,calculated}}{k_{m,already\ covered}}$			

Tabelle A-5: Formeln für die Bewertung von Kantenversätzen nach IIW-Empfehlungen [23]

Nr.	Art des Versatzes	
7	Kantenversatz bei Kreuzstößen (Übergangsversagen)	
		$k_m = 1 + \lambda \cdot \frac{e \cdot l_1}{t \cdot (l_1 + l_2)}$ λ hängt von der Lagerung ab.
	λ variiert von $\lambda = 3$ (voll eingespannt) bis $\lambda = 6$ (nicht eingespannt). Für nicht eingespannte, extern belastete Verbindungen wird angenommen: $l_1 = l_2$ und $\lambda = 6$	
9	Kantenversatz bei Kreuzstößen (Versagen von der Wurzel aus)	
		$k_m = 1 + \lambda \cdot \frac{e}{t + h}$
	k_m bezieht sich auf die Spannungsschwingbreite in der Schweißnaht	

Anhang B Details der Datenbank

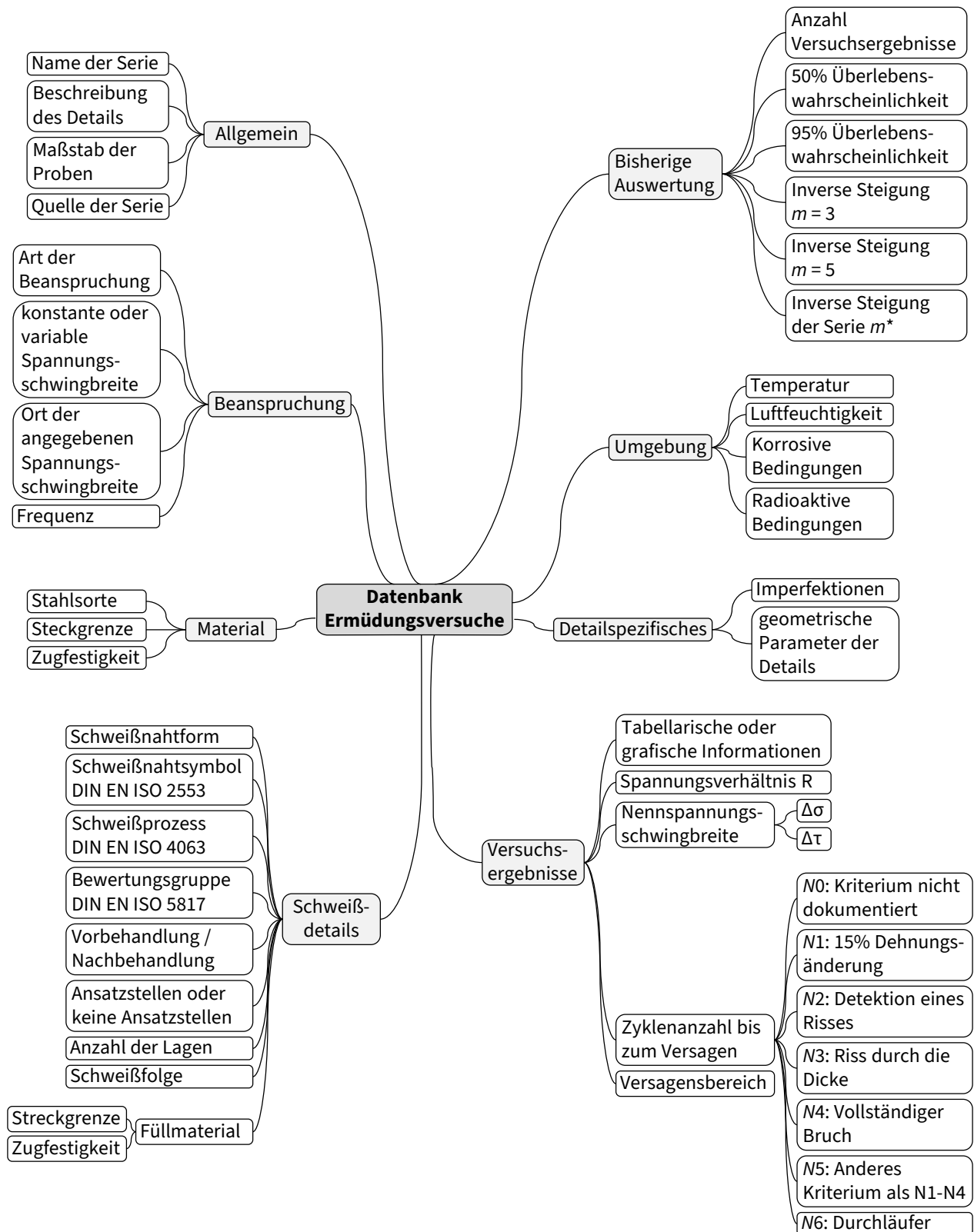


Bild B-1: Informationsstruktur der Datenbank

Tabelle B-1: Quellenangabe der Datenbank – Alle Quellen

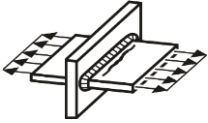
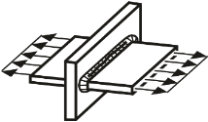
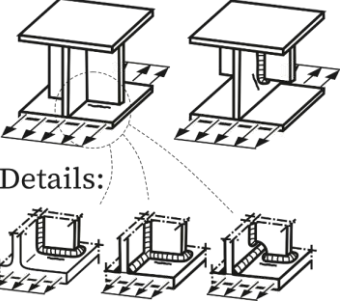
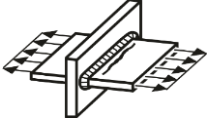
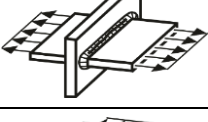
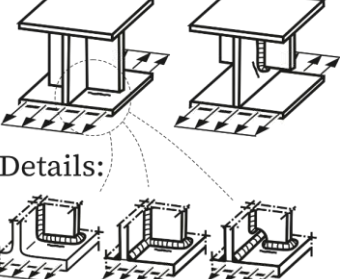
Detail nach DIN EN 1993-1-9 [1]		Quellen
Tab. 8.5 ①		[41], [62], [63], [64], [65], [67], [68], [71], [72], [73], [150], [159], [160], [161], [162], [163], [164], [165], [166], [167], [168], [169], [170], [171], [172], [173], [174], [175], [176], [177], [178]
Tab. 8.5 ③		[33], [41], [62], [63], [64], [65], [67], [68], [69], [70], [73], [127], [152], [153], [159], [160], [161], [162], [163], [164], [165], [167], [168], [169], [170], [174], [175], [176], [179], [180], [181], [182], [183], [184], [185], [186], [187], [188], [189], [190], [191], [192], [193], [194], [195], [196], [197], [198], [199], [200], [201], [202], [203]
Tab. 8.4 ⑥		[40], [69], [70], [81], [82], [83], [84], [85], [86], [87], [88], [89], [90], [91], [92], [94], [95], [96], [97], [167], [180], [181], [182], [194], [195], [204], [205], [206], [207], [208], [209], [210], [211], [212], [213], [214], [215], [216], [217], [218], [219], [220], [221], [222], [223], [224], [225], [226]
Tab. 8.4 ⑦	 Details:	[42], [88], [97], [98], [99], [154], [186], [227], [228], [229], [230], [231], [232], [233], [234], [235], [236], [237]

Tabelle B-2: Quellenangabe der Datenbank – Gefilterte Quellen

Detail nach DIN EN 1993-1-9 [1]		Quellen
Tab. 8.5 ①		[41], [62], [64], [65], [67], [68], [159], [160], [161], [162], [163], [164], [165], [166]
Tab. 8.5 ③		[33], [41], [62], [63], [64], [65], [67], [68], [69], [70], [127], [152], [159], [160], [161], [162], [164], [167], [168], [169], [179], [180], [181], [182], [183], [184], [185], [186], [187], [188], [189], [190], [191]
Tab. 8.4 ⑥		[69], [70], [81], [82], [83], [85], [86], [87], [88], [89], [90], [91], [92], [94], [95], [96], [97], [167], [180], [181], [182], [204], [205], [206], [207], [208], [209], [210], [211], [212], [213], [214], [215], [216], [217]
Tab. 8.4 ⑦	 Details:	[42], [88], [154], [186], [232], [234]

Anhang C Details der experimentellen Versuche

Tabelle C-1: Details der Kreuzstoß-Schweißungen

Detail	LRF	LRF+UC	G2	G8	G15
Vorbereitung	Bleche gestrahlt und Nahtvorbereitung gem. Detail gefräst				
Schweißprozess	MAG (135 nach DIN EN ISO 4063)				
Automatisierung	Roboter OTC				
Schweißzusatz	Oerlikon Carbofil 1A (EN ISO 14341-A: G 46 4 M21 4Si1 / G 46 3 C1 4Si1)				
Drahtstärke	1 mm				
Streckgrenze Füllmaterial R_{eH}	533 N/mm ²				
Zugfestigkeit Füllmaterial R_m	578 N/mm ²				
Schutzgas	Westfalen Sagox 18 (DIN EN ISO 14175: M21-ArC18) Kohlendioxid 18 Vol-% Argon 82 Vol-%				
Durchfluss Schutzgas	15 l/min				
Schweißposition	PA nach DIN EN ISO 6947				
Reihenfolge	alle Lagen einzeln gegenüberliegend geschweißt				
Nahtart	DHV-Naht		DHY-Naht mit Kehlnaht		Kehlnaht
Anzahl der Lagen	2		3		2
1. Lage	gerade				
Stromstärke	220 A	210 A	190 A		200 A
Geschwindigkeit	150 mm/min		250 mm/min		
2. Lage	Pendel Sinuswelle	Pendel Kreis	gerade		Pendel Sinuswelle
Stromstärke	220 A	220 A	200 A		220 A
Geschwindigkeit	200 mm/min	150 mm/min	250 mm/min	300 mm/min	150 mm/min
3. Lage	-		Pendel Sinuswelle		-
Stromstärke			220 A		
Geschwindigkeit			150 mm/min		

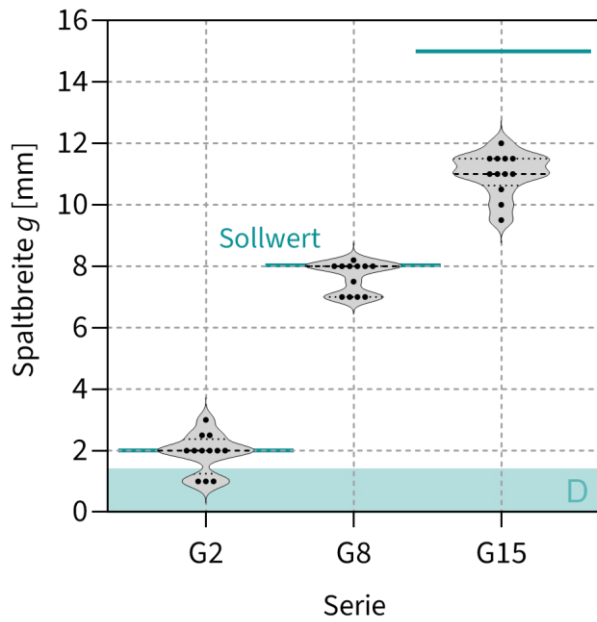


Bild C-1: Verteilung der gemessenen Spaltbreiten der Serien G2, G8 und G15

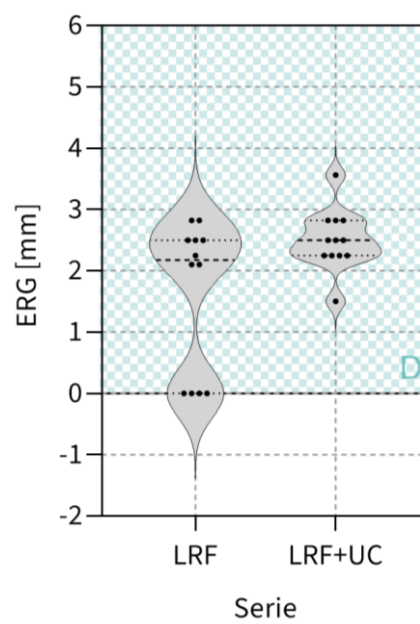


Bild C-2: Verteilung der gemessenen Ersatzreflektorgößen (ERG) der Serien LRF und LRF+UC

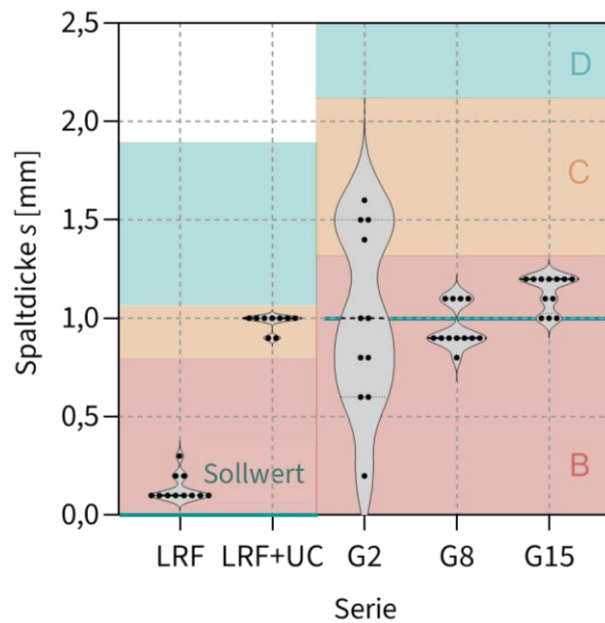


Bild C-3: Verteilung der gemessenen Spaltdicken (Kreuzstoß)

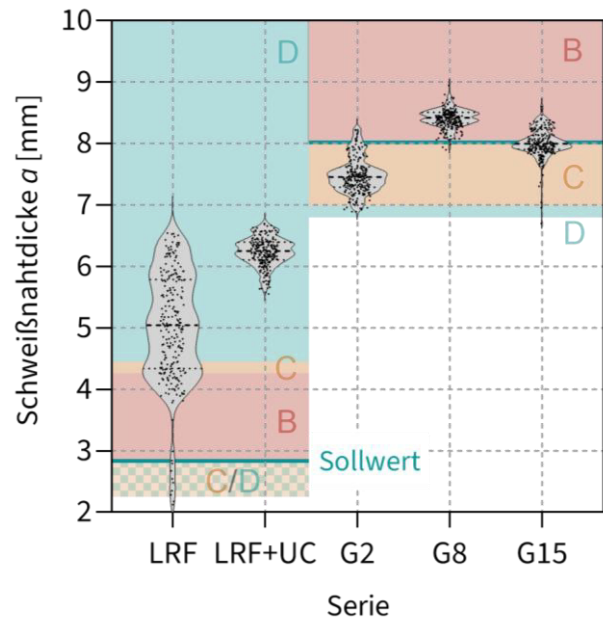


Bild C-4: Verteilung der gemessenen Schweißnahtdicken (Kreuzstoß)

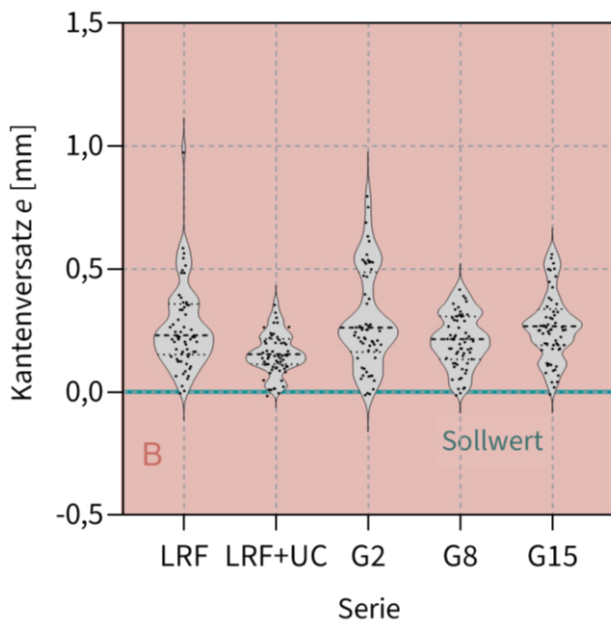


Bild C-5: Verteilung der gemessenen Kantenversätze (Kreuzstoß)

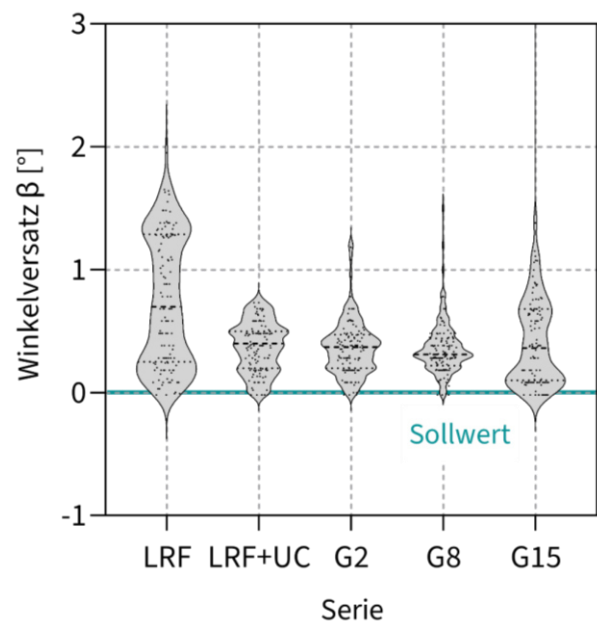


Bild C-6: Verteilung der gemessenen Winkelversätze (Kreuzstoß)

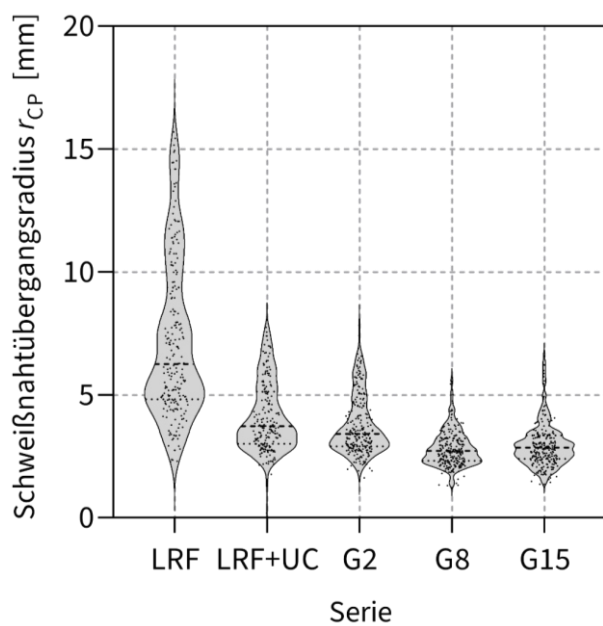


Bild C-7: Verteilung der gemessenen Schweißnahtübergangsradien (Kreuzstoß)

Tabelle C-2: Versuchsergebnisse der Kreuzstoßprüfkörper

Versuch	Spannungs- schwing- breite Schweißnaht- übergang	Spannungs- schwing- breite Schweißnaht	Zyklen- anzahl	Versagensort
	$\Delta\sigma_T$ [Mpa]	$\Delta\sigma_R$ [Mpa]	N [-]	
LRF-1		196,64	257.691	Schweißnaht
LRF-2	220,11		473.976	Schweißnahtübergang mit Rissent- wicklung in der Schweißnaht
LRF-3		132,23	967.010	Schweißnaht mit Rissentwicklung am Schweißnahtübergang
LRF-4		162,65	369.773	Schweißnaht
LRF-5	233,94		313.762	Schweißnahtübergang
LRF-6		173,77	212.930	Schweißnaht mit Rissentwicklung am Schweißnahtübergang
LRF+UC-1	255,20		45.891	Schweißnahtübergang
LRF+UC-2	215,37		76.325	Schweißnahtübergang
LRF+UC-3	200,30		163.089	Schweißnahtübergang
LRF+UC-4	173,23		222.149	Schweißnahtübergang
LRF+UC-5	145,90		313.749	Schweißnahtübergang
LRF+UC-6	110,62		1.156.016	Schweißnahtübergang
G2-1	253,63		87.985	Schweißnahtübergang mit Rissent- wicklung in der Schweißnaht
G2-2	225,67		97.187	Schweißnahtübergang mit Rissent- wicklung in der Schweißnaht
G2-3	199,48		158.226	Schweißnahtübergang
G2-4	175,46		235.803	Schweißnahtübergang
G2-5	151,36		457.860	Schweißnahtübergang mit Rissent- wicklung in der Schweißnaht
G2-6	109,64		930.569	Schweißnahtübergang mit Rissent- wicklung in der Schweißnaht

Tabelle C-2: Versuchsergebnisse der Kreuzstoßprüfkörper (fortgesetzt)

Versuch	Spannungs- schwingbreite Schweißnaht- übergang	Spannungs- schwingbreite Schweißnaht	Zyklen- anzahl	Versagensort
	$\Delta\sigma_T$ [Mpa]	$\Delta\sigma_R$ [Mpa]	N [-]	
G8-1		126,34	42.027	Schweißnaht mit Rissentwick- lung am Schweißnahtübergang
(G8-2)		(108,86)	(37.992)	Schweißnaht, Lagebindefehler
G8-3		94,19	232.036	Schweißnaht mit Rissentwick- lung am Schweißnahtübergang
G8-4		68,07	563.223	Schweißnaht mit Rissentwick- lung am Schweißnahtübergang
G8-5		62,31	890.187	Schweißnaht
G8-6		96,45	136.686	Schweißnaht mit Rissentwick- lung am Schweißnahtübergang
G15-1		131,22	91.433	Schweißnaht mit Rissentwick- lung am Schweißnahtübergang
G15-2		125,78	135.343	Schweißnaht mit Rissentwick- lung am Schweißnahtübergang
G15-3		96,86	257.522	Schweißnaht mit Rissentwick- lung am Schweißnahtübergang
G15-4		71,70	665.568	Schweißnaht mit Rissentwick- lung am Schweißnahtübergang
G15-5		63,10	1.075.594	Schweißnaht mit Rissentwick- lung am Schweißnahtübergang
G15-6		78,78	435.619	Schweißnaht mit Rissentwick- lung am Schweißnahtübergang

Tabelle C-3: Details der Quersteifen-Schweißungen

Schweißung	Halskehlnähte Träger	Steifen
Vorbereitung	Träger und Bleche gestrahlt	
Schweißprozess	UP (121 nach DIN EN ISO 4063)	MAG (135 nach DIN EN ISO 4063)
Automatisierung	Automatisch	Manuell
Schweißzusatz	Oerlikon OES2	ESAB 12.50 G3Si1
Schutzgas	-	M21 Kohlendioxid 18 Vol-% Argon 82 Vol-%
Geschwindigkeit	1100 mm/min	ca. 380 mm/min
Schweißposition	PB nach DIN EN ISO 6947	
Reihenfolge	Zwei Nähte einer Seite gleichzeitig geschweißt, daraufhin die zwei Nähte auf der zweiten Seite	Alle Nähte einer Seite nacheinander an erstem Flansch, Steg und zweitem Flansch gefertigt
Nahtart	Kehlnaht	
Anzahl der Lagen	1	

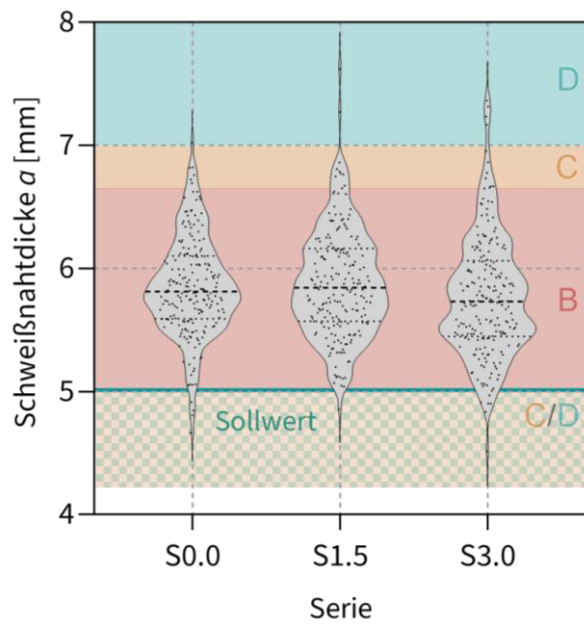


Bild C-8: Verteilung der gemessenen Schweißnahtdicken (Quersteife), siehe auch [139]

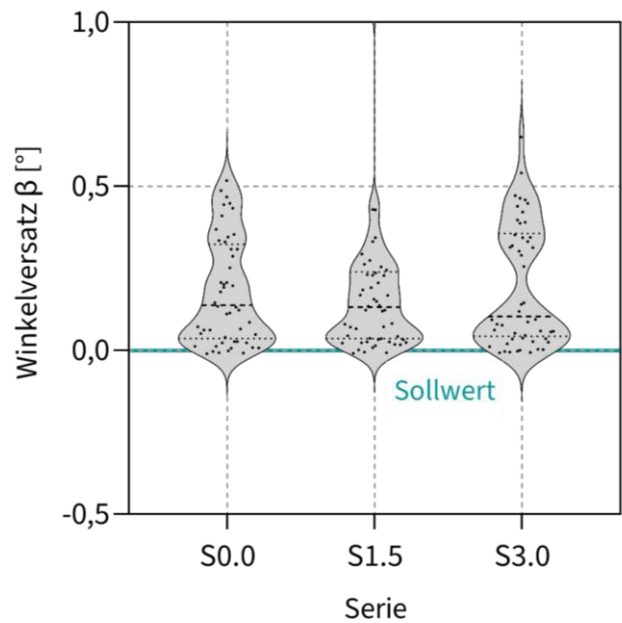


Bild C-9: Verteilung der gemessenen Winkelversätze (Quersteife)

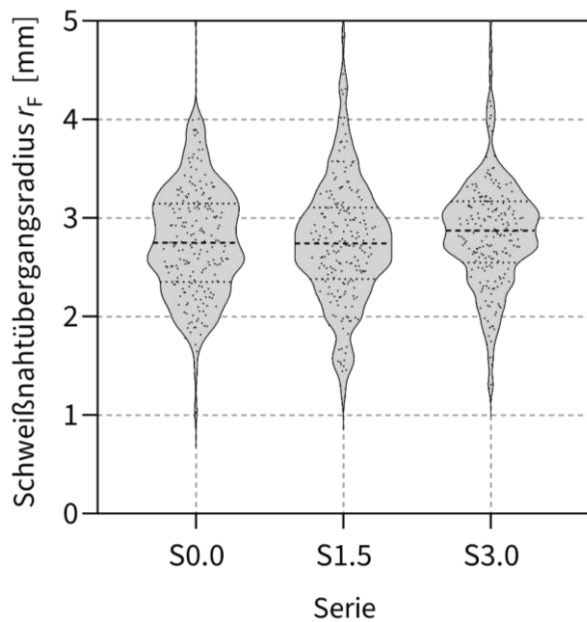


Bild C-10: Verteilung der gemessenen Schweißnahtübergangsradien (Quersteife)

Tabelle C-4: Versuchsergebnisse der Quersteifenprüfkörper

Versuch	Spannungsschwingbreite Schweißnahtübergang	Zyklus- anzahl	Versagensort
	$\Delta\sigma_T$ [Mpa]	N [-]	
S0.0-1	230	224.541	Schweißnahtübergang
S0.0-2	215	277.927	Schweißnahtübergang
S0.0-3	200	345.426	Schweißnahtübergang
S0.0-4	185	457.040	Schweißnahtübergang
S0.0-5	170	559.884	Schweißnahtübergang
S1.5-1	230	210.769	Schweißnahtübergang
S1.5-2	215	294.942	Schweißnahtübergang
S1.5-3	200	309.993	Schweißnahtübergang
S1.5-4	185	450.601	Schweißnahtübergang
S1.5-5	170	588.133	Schweißnahtübergang
S3.0-1	240	242.455	Schweißnahtübergang
S3.0-2	224	254.415	Schweißnahtübergang
S3.0-3	209	246.318	Schweißnahtübergang
S3.0-4	193	445.088	Schweißnahtübergang
S3.0-5	177	661.873	Schweißnahtübergang

Anhang D Ergänzungen zu Kerbspannungsberechnungen und Imperfektionskerbfällen

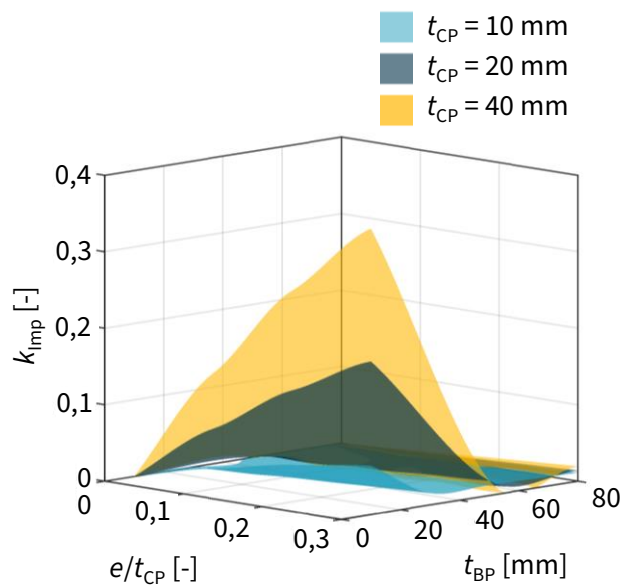


Bild D-1: Spannungserhöhungsfaktor infolge eines Kantenversatzes (Kreuzstoß mit Kehlnähten) an der Schweißnahtwurzel für $a/t_{CP} = 1,0$

Tabelle D-1: Spannungserhöhungsfaktoren an der Nahtwurzel des Kreuzstoßes infolge eines Kantversatzes

Kantenversatz [-]	Spannungserhöhungsfaktor $k_{imp} [-]$	
	Versagen von der Schweißnahtwurzel aus	
	$0,5 \leq t_{BP}/t_{CP} < 1,0$	$t_{BP}/t_{CP} \geq 1,0$
	$0,00 \leq e/t_{CP} < 0,01$	0,00
	$0,01 \leq e/t_{CP} < 0,10$	0,05
	$0,10 \leq e/t_{CP} < 0,20$	0,10
	$0,20 \leq e/t_{CP} \leq 0,30$	0,15

Bisher veröffentlichte Titel der Schriftenreihe Stahlbau - RWTH Aachen University

Heft	Jahr	Titel
1	1982	WIEDECK, H.-N. Beitrag zur Ermittlung der Bauwerksantworten von Stahlbauten auf dynamische Erregungen bei Annahme elastisch-plastischen Materialverhaltens
2	1983	LOPETEGUI, J. Verfahren der orthogonalisierten Last-Verformungszustände zur Lösung nichtlinearer Probleme der Stabstatik
3	1982	STUTZKI, C. Traglastberechnung räumlicher Stabwerke unter Berücksichtigung verformbarer Anschlüsse
4	1982	SALEH, A. Traglastberechnung von räumlichen Stabwerken mit großen Verformungen und Plastizierung
5	1982	WUPPERMANN, G.T. Zur technologischen und anwendungstechnischen Entwicklung von stabförmigen Kaltprofilen
6	1984	SCHLESIGER, W. Zur Festlegung von Sicherheitsbeiwerten beim Betriebsfestigkeitsnachweis von Stahlkonstruktionen
7	1985	NENSEL, R. Beitrag zur Bemessung von Stahlkonstruktionen unter Erdbebenbelastungen bei Berücksichtigung der Duktilität
8	1985	BILD, S. Beitrag zur Verbesserung der Haltbarkeit von Fahrbahnbelägen auf orthotropen Platten
9	1985	BEISEL, T. Beitrag zur Berechnung von Verbundkonstruktionen unter Verwendung normierter Eigenspannungszustände
10	1985	STOVERINK, H. Beitrag zur Ermittlung der Gesamtstabilität von Hallenrahmen unter Berücksichtigung von Vouten und Steifen

Heft	Jahr	Titel
11	1985	RUSCHEWEYH, H. Dynamische Windwirkung an Bauwerken unter Interferenzeinfluß
12	1985	SCHOLZ, H. Berechnungsverfahren für räumliche Stabtragwerke unter Berücksichtigung der Spannungstheorie II. Ordnung, der Knickstabilität und dynamischer Belastung
13	1986	HEMMERT-HALSWICK, A. Beitrag zur Umstellung der Bemessung stählerner Konstruktionen auf Grenzzustände auf semiprobabilistischer Basis
14	1987	KOO, M. S. Untersuchung zum Einfluß der Bebindauer, Strukturausbildung und des Verhaltens von Verbindungen auf die Sicherheit von Stahlbauten bei Erdbebenbeanspruchungen
15	1988	BILD, J. Beitrag zur Anwendung der Bruchmechanik bei der Lösung von Sicherheitsproblemen des Stahlbaus
16	1989	DROSNER, S. Beitrag zur Berechnung der dynamischen Beanspruchung von Brücken unter Verkehrslasten
17	1990	UNGERMANN, D. Bemessungsverfahren für Vollwand- und Kastenträger unter besonderer Berücksichtigung des Stegverhaltens
18	1990	SEEßELBERG, C. Neue Elemente der Tragwerksoptimierung für frühe Entwurfsphasen am Beispiel von Leichtbaubridgen
19	1991	JO, J.-B. Untersuchung der Ermüdungsfestigkeit von Bauteilen aus Stahl mit Hilfe des Kerbgrundkonzeptes und der Bruchmechanik
20	1992	SPANGEMACHER, R. Zum Rotationsnachweis von Stahlkonstruktionen, die nach dem Traglastverfahren berechnet werden
21	1992	HENSEN, W. Grundlagen für die Beurteilung der Weiterverwendung alter Stahlbrücken

Heft	Jahr	Titel
22	1993	NEUENHAUS, D. Dynamik von Mehrkörpersystemen zur Beschreibung von Grenzzuständen für Baukonstruktionen
23	1993	NGUYEN, B.-T. Beitrag zur Bestimmung der maximalen Bauwerksverformung bei der Erdbebenbelastung von Stahlbauten mit Berücksichtigung der Duktilität
24	1993	GRUß, J. Numerische Simulation der Zweiphasenströmung Gas - Flüssigkeitstropfen im Sprühturm
25	1994	GALEMANN, T. Messungen der dynamischen Windeinwirkungen auf einen 28 m hohen Stahlschornstein und Vergleich mit vorliegenden Berechnungsverfahren
26	1994	KUCK, J. Anwendung der dynamischen Fließgelenktheorie zur Untersuchung der Grenzzustände von Stahlbaukonstruktionen unter Erdbebenbelastung
27	1994	KOOK, S. K. Beitrag zur Definition der Bauwerksregularität und zur Bestimmung der Verhaltensbeiwerte für die Erdbebenbelastung von Stahlbauten
28	1994	DIELEN, B. Beitrag zur Klärung des Interferenzgalloping-Phänomens bei engstehenden, querangeströmten Kreiszylindern
29	1994	MERZENICH, G. Entwicklung eines europäischen Verkehrslastmodells für die Bemessung von Straßenbrücken
30	1994	FELDMANN, M. Zur Rotationskapazität von I-Profilen statisch und dynamisch belasteter Träger
31	1995	STRANGHÖNER, N. Untersuchungen zum Rotationsverhalten von Trägern aus Hohlprofilen

Heft	Jahr	Titel
32	1996	KONG, B.-S. Beitrag zur numerischen Simulation des Momenten-Rotationsverhalten von geschweißten und geschraubten Stützen-Riegel-Verbindungen unter monotonen und zyklischen Belastungen
33	1996	LI, H. Bruchverhalten von Beton unter Zugbeanspruchung
34	1997	HORTMANN, M. Zur Identifikation und Berücksichtigung nichtlinearer aeroelastischer Effekte ISBN 3-8265-2359-8
35	1997	WEYNAND, K. Sicherheits- und Wirtschaftlichkeitsuntersuchungen zur Anwendung nachgiebiger Anschlüsse im Stahlbau – Beitrag zur Entwicklung moderner Bemessungskonzepte ISBN 3-8265-2360-1
36	1998	HOFFMEISTER, B. Plastische Bemessung von Verbundkonstruktionen unter Verwendung realitätsnaher Last-Verformungsansätze ISBN 3-8265-2842-5
37	1997	HARTMANN-LINDEN, R. Tragfähigkeit von Stahlspundwänden ISBN 3-8265-2843-3
38	1997	GROTMANN, D. Verbesserung von Sicherheitsnachweisen für Stahlkonstruktionen mit rechteckigen Hohlprofilen ISBN 3-8265-3019-5
39	1998	STÖTZEL, G. Verfahren zur Beurteilung der Sicherheit bei Weiterverwendung alter Stahlbrücken ISBN 3-8265-3154-X
40	1998	VERWIEBE, C. Grundlagen für den baupraktischen Einsatz von Schwingungsdämpfern auf Flüssigkeitsbasis ISBN 3-8265-3418-2

Heft	Jahr	Titel
41	1998	ZILLINGER, W. Niedrige Stahlhallen im Grenzzustand der Tragfähigkeit unter dynamischer Windbelastung ISBN 3-8265-3690-8
42	1998	GÜSGEN, J. Bemessung tragender Bauteile aus Glas ISBN 3-8265-4377-7
43	1999	BOHMANN, D. Ein numerisches Verfahren zur Berechnung von Verbundglas-scheiben ISBN 3-8265-6635-1
44	1999	ZILLER, C. Modellversuche und Berechnungen zur Optimierung der natürlichen Lüftung durch Doppelfassaden ISBN 3-8265-6783-8
45	2000	LAUFS, W. Ein Bemessungskonzept zur Festigkeit thermisch vorgespannter Gläser ISBN 3-8265-8044-3
46	2002	SCHEUERMANN, G. Ein Beitrag zur Kombination klimatischer Lasten ISBN 3-8322-0511-X
47	2003	MÜLLER, C. Zum Nachweis ebener Tragwerke aus Stahl gegen seitliches Ausweichen ISBN 3-8322-1574-3
48	2003	SCHNEIDER, R. Beitrag zur Bemessung von druckbeanspruchten Einzelwinkeln unter Berücksichtigung der Anschlusseigenschaften ISBN 3-8322-1987-0
49	2004	HEINEMEYER, C. Brandsicherheit durch Konstruktion und Stahlsortenwahl ISBN 38322-2687-7

Heft	Jahr	Titel
50	2004	SCHWARZKOPF, D. Regen-Wind-induzierte Schwingungen – Grundlagen und ein Berechnungsmodell ISBN 3-8322-3026-2
51	2004	KRAUS, O. Systemzuverlässigkeit von Hallenrahmen aus Stahl unter zeitvarianten Belastungen ISBN 3-8322-3209-5
52	2004	SHIN, H. S. Beitrag zur numerischen Untersuchung des Tragverhaltens von Verbundträgern mit hochfestem Stahl und hochfestem Beton ISBN 3-8322-3271-0
53	2004	DERCKX, C. Momenten-Rotationstragfähigkeit von Spundwänden aus Z-Bohlen und U-Bohlen mit verminderter Schubkraftübertragung ISBN 3-8322-3465-9
54	2005	KÜHN, B. Beitrag zur Vereinheitlichung der europäischen Regelungen zur Vermeidung von Sprödbruch ISBN 3-8322-3901-4
55	2005	KASPER, R. Tragverhalten von Glasträgern ISBN 3-8322-4407-7
56	2005	STÖTZEL, J. Ermittlung von Materialermüdungsfestigkeitskurven im Kurz-, Zeit- und Dauerfestigkeitsbereich von einseitigen Schweißverbindungen zweier Aluminiumlegierungen ISBN 3-8322-4408-5
57	2006	WELLERSHOFF, F. Nutzung der Verglasung zur Aussteifung von Gebäudehüllen ISBN 3-8322-5046-8

Heft	Jahr	Titel
58	2006	HÖHLER, S. Beitrag zur Erweiterung der Regelungen der Stahlsortenauswahl zur Vermeidung von Sprödbbruch auf Anschlüsse unter vorwiegend ruhender Beanspruchung ISBN 3-8322-5399-8
59	2006	TRUMPF, H. Stabilitätsverhalten ebener Tragwerke aus pultrudierten faserverstärkten Polymerprofilen ISBN 3-8322-5403-2
60	2006	BUTZ, E. C. Beitrag zur Berechnung fußgängerinduzierter Brückenschwingungen ISBN 3-8322-5699-7
61	2007	STANGENBERG, H. Zum Bauteilnachweis offener, stabilitätsgefährdeter Stahlbauprofile unter Einbeziehung seitlicher Beanspruchungen und Torsion ISBN 978-3-8322-6283-9
62	2007	VÖLLING, B. Analytische Berechnung von Sandwichtragwerken mit Hilfe von Eigenspannungslösungen ISBN 978-3-8322-6727-8
63	2008	KAMMEL, C. Vorhersage der Wirkungsweise nachgiebiger Schutzeinrichtungen für den Straßenverkehr ISBN 978-3-8322-7186-2
64	2008	DÖRING, B. Einfluss von Deckensystemen auf Raumtemperatur und Energieeffizienz im Stahlgeschossbau ISBN 978-3-8322-7516-7
65	2008	HECHLER, O. Über das Ermüdungsverhalten von Konstruktionen aus Duplex-Stahl ISBN 978-3-8322-7626-3

Heft	Jahr	Titel
66	2009	OPPE, M. Zur Bemessung geschraubter Verbindungen von pultrudierten faserverstärkten Polymerprofilen ISBN 978-3-8322-8247-9
67	2009	PINGER, T. Zur Vermeidung der Rissbildung an Stahlkonstruktionen beim Feuerverzinken bei besonderer Berücksichtigung der flüssigmetallinduzierten Spannungsrisskorrosion ISBN 978-3-8322-8532-6
68	2009	GESELLA, H. Zur Vorhersage des Rissfortschritts bei einbetonierten Kopfbolzendübeln in Verbundträgern unter nicht ruhender Belastung ISBN 978-3-8322-8593-7
69	2010	KUHNHENNE, M. Energetische Qualität von Gebäudehüllen in Stahl-Sandwichbauweise ISBN 978-3-8322-8763-4
70	2010	NAUMES, J. C. Biegeknicken und Biegedrillknicken von Stäben und Stabsystemen auf einheitlicher Grundlage ISBN 978-3-8322-8754-2
71	2010	BAITINGER, M. Zur Bemessung von SL-belasteten Anschlüssen im konstruktiven Glasbau ISBN 978-3-8322-8761-0
72	2011	RAUERT, T. Zum Einfluss baulicher Randbedingungen auf das dynamische Verhalten von WIB-Eisenbahnbrücken ISBN 978-3-8440-0360-4
73	2011	FIEBIG, R. Zum Trag- und Verformungsverhalten der Kopfbolzendübel von Stahlverbundträgern mit Vergussfugen ISBN 978-3-8440-0361-1

Heft	Jahr	Titel
74	2012	PAK, D. Zu Stahl-Verbundbrücken mit integralen Widerlagern ISBN 978-3-8440-0362-8
75	2013	LANGOSCH, K. P. Das Tragverhalten von Glasstützen mit Mono- und Verbundquerschnitten ISBN 978-3-8322-9926-2
76	2013	Kemper, F. H. Böeninduzierte Schwingungsanfälligkeit von durchlässigen Fassadelementen unter Berücksichtigung nichtlinearer Struktureigenschaften im Grenzzustand der Ermüdung ISBN 978-3-8440-2338-1
77	2014	GÜNDEL, M. Zuverlässigkeitsanalysen zur Kapazitätsbemessung von Stahlrahmen ISBN 978-3-8440-2343-5
78	2014	MÖLLER, S. Zur Berechnung prismatischer Strukturen mit schubelastisch verbundenen Querschnittsscheiben ISBN 978-3-8440-2380-0
79	2015	EICHLER, B. Hochlagenorientierte Werkstoffgütewahl für die plastische Bemessung von Stahlbauteilen ISBN 978-3-8440-3724-1
80	2017	COLOMER SEGURA, C. Reduced Order Modelling of Steel Beams and Columns for Analysis against Accidental Actions ISBN 978-3-8440-4714-1
81	2017	SCHILLO, N. Local and global buckling of box sections made of high strength steel ISBN 978-3-8440-5230-5

Heft	Jahr	Titel
82	2018	BIGELOW, H. Vereinfachte dynamische Bemessung von WiB-Eisenbahnverbundbrücken für den Hochgeschwindigkeitsverkehr ISBN 978-3-8440-6258-8
83	2018	MUSSINI, N. A multilevel decision-making approach for the resilience assessment of industrial plants in seismic prone areas ISBN 978-3-8440-6329-5
84	2018	RICHTER, C. Vereinfachte rechnerische Last-Verformungsvorhersage von Klebfugen mit hyperelastischem Verhalten im Konstruktiven Glasbau ISBN 978-3-8440-6432-2
85	2018	SCHAFFRATH, S. Analyse des festigkeitsgesteuerten Tragverhaltens ungeschweißter Stahlbauteile mit Hilfe der Schädigungsmechanik ISBN 978-3-8440-6433-9
86	2019	ABELN, B. Zur Bemessung struktureller Klebungen im Stahlbau ISBN 978-3-95886-315-6
87	2019	PYSCHNY, D. Optimierung neuartiger Kassettenprofile hinsichtlich ihrer wärmeschutztechnischen und mechanischen Eigenschaften ISBN 978-3-95886-316-3
88	2019	BRIEDEN, M. Zum hygrothermischen Verhalten von Stahl-Sandwichelementen DOI 10.18154/RWTH-2020-02438
89	2020	KOPP, M. Zum Trag- und Verformungsverhalten von Pin-Strukturen in Stahl-Beton-Verbundquerschnitten unter statischer Beanspruchung ISBN 978-3-95886-347-7
90	2020	DI BIASE, P. Das Tragverhalten von in und aus der Ebene belasteten VSG-Scheiben während und nach Ausfall einer Glasschicht ISBN 978-3-95886-367-5

Heft	Jahr	Titel
91	2020	CITARELLI, S. Ermüdungsbewertung durchgeschweißter Obergurt-Stegblechan- schlüsse von Kranbahnträgern unter konzentrierter Radlasteinlei- tung ISBN 978-3-95886-375-0
92	2023	BIEN (geb. KORNDÖRFER), J. Zum Tragverhalten von Gitterrosten aus glasfaserverstärktem Kunststoff ISBN 978-3-95886-483-2
93	2023	FORTECHA GONZÁLEZ, R. Determination of aerodynamic and aeroelastic properties of wind turbines and their support structures through wind tunnel measure- ments DOI 10.18154/RWTH-2023-05380
94	2023	REGER, V. Zur Aktivierung von Bauteilen für Plusenergiegebäude in Metall- leichtbauweise DOI 10.18154/RWTH-2023-06155
95	2023	BARTSCH, H. Zum Einfluss von Schweißnahtimperfektionen auf die Ermüdungs- festigkeit von Stahlbauteilen DOI 10.18154/RWTH-2023-11029