

Diese Arbeit wurde vorgelegt am Institut für Stahlbau.

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

Mies-van-der-Rohe-Str. 1  
D-52074 Aachen

Telefon: +49 241 80-25177

Fax: +49 241 80-22140

feldmann@stb.rwth-aachen.de  
www.stb.rwth-aachen.de

## **Masterarbeit**

### **Numerische Untersuchungen zur Planung von Ermüdungsversuchen an Kreuzstößen mit Imperfektionen**

### **Numerical investigations for planning fatigue tests on cross joints with imperfections**

von **Justus Voelkel**

(Matr.-Nr.: 356352)

Betreuerin: Helen Bartsch, M. Sc.

1. Prüfer: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Markus Feldmann
2. Prüfer: Prof. Dr.-Ing. Benno Hoffmeister

Aachen, 20. April 2021



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

Mies-van-der-Rohe-Str. 1  
D-52074 Aachen

Telefon: +49 241 80-25177

Fax: +49 241 80-22140

feldmann@stb.rwth-aachen.de  
www.stb.rwth-aachen.de

## Masterarbeit

Bearbeiter: Herr Justus Voelkel, Matr.-Nr. 356352

Betreuerin: Helen Bartsch, M.Sc.

### **Numerische Untersuchungen zur Planung von Ermüdungsversuchen an Kreuzstößen mit Imperfektionen**

### **Numerical investigations for planning fatigue tests on cross joints with imperfections**

#### **Einleitung**

Der Ermüdungsnachweis wird in der Regel nach Eurocode 3 Teil 1-9 (EC 3-1-9) auf Nennspannungsbasis geführt. Die Grundlage ist der Kerbfallkatalog, der die Ermüdungsfestigkeit der verschiedenen Schweißnaht- bzw. Konstruktionsdetails nach Kerbfällen klassifiziert.

Eine Schwäche in Bezug auf den aktuellen Kerbfallkatalog ist die fehlende Verknüpfung von Kerbfällen mit der Schweißnaht- bzw. Ausführungsqualität. Aus wirtschaftlichen Gründen sollen Bewertungsmethoden für Toleranzabweichungen und Imperfektionen geschweißter Konstruktionen für den Ermüdungsnachweis ergänzt werden. Obwohl die aktuelle Normung den Nachweis einer Durchschweißung bei durch- oder gegengeschweißten Nähten fordert, wäre es auch für ermüdungsbeanspruchte Bauteile möglich, Schweißnähte mit gewissen Restspaltgrößen zu tolerieren, wenn diese zuverlässig durch eine zerstörungsfreie Prüfung quantifizierbar sind. Um die Auswirkung von Imperfektionen auf die Ermüdungsfestigkeit zu untersuchen, sind Ermüdungsversuche an Kreuzstößen mit und ohne Restspalt geplant.

## **Aufgabenstellung**

Im Rahmen dieser Arbeit soll die Planung von Ermüdungsversuchen an Kreuzstößen mit Restspalten erfolgen. Zunächst ist dazu eine bestehende Datenbank von Ermüdungsversuchen an Kreuzstößen strukturell auf Details mit Imperfektionen zu erweitern. Mit Hilfe von vorhanden numerischen Modellen und lokalen Ermüdungskonzepten sollen die Ermüdungsversuche der Datenbank numerisch nachgerechnet werden, sowie Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit quantifiziert werden. Ziel des Simulationsprogramms ist die Festlegung der zu testenden Geometrie der Kreuzstöße, die in Fertigungszeichnungen dargestellt werden sollen.

Die Aufgabenstellung beinhaltet im Detail:

- 1) Einarbeitung in den Stand der Technik in Bezug auf die Ermüdungsfestigkeit von Kreuzstoßdetails mit und ohne Imperfektionen, lokalen Ermüdungskonzepten und der Durchführung von Ermüdungsversuchen
- 2) Erweiterung der bestehenden Excel-Datenbank auf Ermüdungsversuche an Kreuzstöße mit Imperfektionen durch
  - a. bereitgestellte Veröffentlichungen (englisch/deutsch)
  - b. selber zu recherchierende Veröffentlichungen (englisch/deutsch)
- 3) Einarbeitung in die FE Software ABAQUS
- 4) Simulation der Ermüdung von Kreuzstößen mit/ohne Imperfektionen aus der Datenbank zur Validierung eines vorhandenen numerischen Modells
- 5) Simulationsstudie von Kreuzstößen mit/ohne Imperfektionen zur Untersuchung von geometrischen Einflüssen auf die Ermüdungsfestigkeit zur Festlegung einer zu testenden Geometrie
- 6) Konzeptionierung und Planung eines Versuchsstandes zur Durchführung von Ermüdungsversuchen der unter 5) gewählten geometrischen Abmessungen der Probekörper

Neben der Abgabe der schriftlichen Masterarbeit erfolgt eine digitale Abgabe aller verwendeten Dateien in geordneter, übersichtlicher Form.

## **Bearbeitung**

Die Bearbeitungszeit für diese Masterarbeit beträgt 6 Monate.

Aachen, Oktober 2020

Prof. Dr.-Ing. M. Feldmann

---

## Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung .....</b>	<b>3</b>
1.1	Motivation und Zielsetzung .....	3
1.2	Vorgehensweise und Aufbau der Arbeit .....	5
<b>2</b>	<b>Stand der Technik und Forschung .....</b>	<b>6</b>
2.1	Grundlagen der Ermüdung .....	6
2.1.1	Kerben .....	6
2.1.2	Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit .....	7
2.2	Nachweisführung nach DIN 1993-1-9 .....	8
2.2.1	Widerstandsseite .....	10
2.2.2	Einwirkungsseite .....	12
2.2.3	Ermüdungsnachweis .....	12
2.3	Lokale Spannungskonzepte .....	13
2.3.1	Nennspannungskonzept .....	14
2.3.2	Strukturspannungskonzept .....	14
2.3.3	Kerbspannungskonzept .....	15
2.4	Zur Durchführung von Ermüdungsversuchen .....	18
2.4.1	Versuchsvoraussetzung .....	19
2.4.2	Versuchsdurchführung .....	20
2.4.3	Versuchsauswertung .....	23
2.5	Ermüdungsdetail geschweißter Kreuz- und T-Stöße .....	25
2.5.1	Allgemeines .....	25
2.5.2	Aktuelle normative Regelungen .....	25
2.5.3	Stand der Forschung .....	28
2.5.4	Imperfektionen bei Kreuz- und T-Stößen .....	29
<b>3</b>	<b>Datenbank zu Ermüdungsversuchen an Kreuzstößen mit Imperfektionen .....</b>	<b>32</b>
3.1	Überblick und Zusammenfassung der untersuchten Publikationen .....	32
3.2	Auswertung der Datenbank .....	36
3.2.1	Analyse der Versuchsdaten .....	36

3.3	Numerische Analyse .....	39
3.3.1	Vorstellung des numerischen Modells.....	39
3.3.2	Definition der Kerbwirkungszahl $K_f$ .....	41
3.3.3	Vergleich der FE-Simulation mit experimentellen Ergebnissen .....	42
3.3.4	Vergleich mit einer größeren Datenmenge .....	47
<b>4</b>	<b>Numerische Untersuchungen zur Ermüdung von Kreuzstößen mit Restspalten .....</b>	<b>53</b>
4.1	Validierung eines geeigneten Modells .....	53
4.1.1	Referenzmodell .....	53
4.1.2	Einfluss der Diskretisierung.....	54
4.1.3	Einfluss unterschiedlicher Elementtypen .....	56
4.1.4	Anordnung des Spalts .....	59
4.1.5	Einfluss der Modellbreite.....	59
4.1.6	Festlegung auf ein Grundmodell.....	60
4.2	Einflüsse der Globalgeometrie des Kreuzstoßes .....	61
4.2.1	Einfluss der Grundplattenhöhe .....	61
4.2.2	Einfluss der Anschlussblechlänge.....	62
4.3	Einfluss der lokalen Geometrie der verschiedenen Kreuzstoßtypen.....	63
4.3.1	Stoß A .....	65
4.3.2	Stoß C .....	66
4.3.3	Stoß B .....	69
4.3.4	Einfluss der Spaltdicke $t_{\text{Spalt}}$ .....	76
4.3.5	Vorstellung der Versuchskörper .....	84
4.3.6	Empfehlungen zur Versuchsdurchführung .....	85
<b>5</b>	<b>Zusammenfassung und Schlussfolgerung .....</b>	<b>91</b>
<b>6</b>	<b>Fazit .....</b>	<b>93</b>
<b>7</b>	<b>Ausblick.....</b>	<b>95</b>
<b>8</b>	<b>Literatur .....</b>	<b>97</b>
<b>A</b>	<b>Datenbank .....</b>	<b>108</b>
<b>B</b>	<b>FE-Modell.....</b>	<b>121</b>
<b>C</b>	<b>Numerische Untersuchungen.....</b>	<b>125</b>

## 1 Einleitung

Viele Stahlkonstruktionen, darunter auch einige Teile der kritischen Infrastruktur wie Brücken, Maste oder Windkraftanlagen, aber auch Kranbahnen oder Bauteile im Kranbau, unterliegen vorwiegend nicht ruhenden Belastungen. Die wechselnden Beanspruchungen führen zu einer abnehmenden Belastbarkeit der Konstruktion bei einer zunehmenden Zahl an Belastungszyklen. Die Ermüdungsfestigkeit kann weit unterhalb der Tragfähigkeit infolge statischer Belastungen liegen. Daher sind für diese Konstruktionsdetails oft die Ermüdungsnachweise nach DIN EN 1993-1-9 [1] für die Dimensionierung maßgebend. Die Ermüdungsnachweise werden in der Regel auf Nennspannungsbasis geführt. Die Grundlage für die Nachweisführung ist der Kerbfallkatalog, der die Ermüdungsfestigkeit verschiedener Schweißnaht- bzw. Konstruktionsdetails nach Kerbfällen klassifiziert.

Der Kerbfallkatalog der DIN EN 1993-1-9 [1] basiert auf einer Ermüdungsversuchsdatenbank, die mehrere Jahrzehnte alt ist. Bei der „Neubewertung und Erweiterung des Kerbfallkatalogs“ [2] konnte bei einer Aufarbeitung dieser Versuchsdaten nicht für alle Details ein Zusammenhang zwischen den Versuchsergebnissen und der Kerbfalleinstufung erkannt werden. Viele Kerbfälle werden außerdem zu konservativ eingestuft. Für Konstruktionen unter nicht vorwiegend ruhender Belastung, für die bei der Dimensionierung die Ermüdungsnachweise nach DIN EN 1993-1-9 [1] maßgebend werden, ist nahezu keine Optimierung durch die Tolerierung von Schweißnahtunregelmäßigkeiten möglich. Die DIN EN 1993-1-9 [1] enthält keine Informationen über die Verknüpfung von Schweißnahtunregelmäßigkeit mit der Kerbfalleinstufung verschiedener Konstruktionsdetails. Aktuelle Forschungen haben jedoch für viele Konstruktionsdetails einen Zusammenhang zwischen Schweißnaht- und Ausführungsqualität und der Ermüdungsfestigkeit festgestellt. Die Berücksichtigung von Schweißnahtunregelmäßigkeiten bei der Kerbfalleinstufung würde eine wirtschaftlichere Bemessung ermöglichen und dem unnötigen zusätzlichen Verbrauch von Ressourcen und Kapital entgegenwirken.

Ein klassisches Kerbdetail in ermüdungsanfälligen Stahlkonstruktionen, das bei der Überarbeitung des Kerbfallkatalogs infolge umfangreicher Versuchsserien wirtschaftlich optimiert werden kann, ist der Kreuz- bzw. T-Stoß. Hier liegt ein wichtiges Augenmerk auf der in der aktuellen Normung fehlenden Verknüpfung der Kerbfalleinstufung mit Schweißnaht- und Ausführungsqualität. Gerade bei Kreuz- und T-Stößen kann zwischen der Qualität der Verbindung und der Ermüdungsfestigkeit jedoch ein fester Zusammenhang festgestellt werden [2].

### 1.1 Motivation und Zielsetzung

Die aktuelle Normung fordert einen Nachweis der vollständigen Durchschweißung bei durch- und gegengeschweißten Nähten. Dies hängt unter anderem damit zusammen, dass Anrisse an der Schweißnahtwurzel nicht mit dem bloßen Auge erkannt werden können. Dank des technischen Fortschritts und der Weiterentwicklung zerstörungsfreier Prüfverfahren (ZfP) ist es

heutzutage jedoch möglich, eine unzureichende Durchschweißung, auch Restspalt genannt, genau zu quantifizieren. Aus Gründen der Wirtschaftlichkeit könnten daher geschweißte Verbindungen mit Toleranzabweichungen und Imperfektionen bei der Ermüdungsbemessung durchaus berücksichtigt werden. Die DIN EN ISO 5817 [3] regelt zwar international die Kategorisierung von Schweißnahtunregelmäßigkeiten in Bewertungsgruppen, allerdings kann hier kein direkter Bezug zwischen Fehlergrenzwerten und der Ermüdungsfestigkeit unterschiedlicher Details festgestellt werden. Mögliche Restspalte an Kreuz- und T-Stößen werden beispielsweise in Bezug auf Ermüdungsfestigkeiten überhaupt nicht tabelliert.

Um die Ausführungsqualitäten aus der DIN EN 1090-2 [4] und DIN EN ISO 5817 [3] mit den Anforderungen der Bemessung nach DIN EN1993-1-9 [1] besser korrelieren zu können, sind weitere vorhandene Versuchsdaten auszuwerten und weitere experimentelle Untersuchung von Kerbdetails durchzuführen, die sich spezifisch mit diesen Themenschwerpunkten beschäftigen. Zur Unterstützung bieten die Ausnutzung moderner FE-Analyse Programmen in Kombination mit dem Kerbspannungskonzept einerseits die Möglichkeit ältere Versuchsdaten durch numerische Analysen zu überprüfen, andererseits können in der Praxis auftretende Restspalte genau nachmodelliert werden und so eine wirtschaftliche Bemessung durchgeführt werden. Aufbauend auf FE-Simulationen können nicht nur Versuchsreihen nachgerechnet werden, sondern auch verschiedene Parameter und deren Einfluss untersucht werden, um anschließend möglichst geeignete Probekörper dimensionieren zu können.

Wenn Versuche durch umfangreiche numerische Voruntersuchungen vorbereitet werden, kann eine geringere Datenmenge (Anzahl an Versuchskörpern) ausreichen, um aussagekräftige Ergebnisse zu erzielen, wodurch wichtige zusätzliche Informationen geschaffen werden können. Die vorliegende Arbeit baut auf diesem Ansatz auf. Sie ist Teil des von der AiF (Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen), des DAST (Deutscher Ausschuss für Stahlbau e.V.) und der FOSTA (Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V) geförderten Forschungsprojekts EVOKERB (Evolution Kerbfallkatalog für wirtschaftlich optimierte Stahlbauten („Systematische Neubewertung wesentlicher Einflussgrößen der Ermüdungsfestigkeit nach Eurocode“)), das sich mit der wirtschaftlich optimierten Neubewertung des Eurocodes im Rahmen der Erstellung der nächsten Generation des Eurocodes befasst. Die Arbeit ist Teil der Untersuchungen zur Ermüdungsfestigkeit an Kreuzstößen mit Imperfektionen.

Ziel dieser Arbeit ist es, eine Grundlage zu schaffen, auf deren Ergebnissen aufbauend später Schwingfestigkeitsversuche an Kreuzstößen mit und ohne Imperfektionen durchgeführt werden können. Hierfür sollten geeignete Geometrien für die Probekörper der verschiedenen Serien aufbauend auf FE-Simulationen bestimmt und geeignete Spannungsschwingbreiten für die Versuchsdurchführung empfohlen werden. Die Versuchsserien sollen dabei helfen, den Einfluss von Schweißnahtunregelmäßigkeiten auf die Ermüdungsfestigkeit besser quantifizieren zu können.

## 1.2 Vorgehensweise und Aufbau der Arbeit

Zu Beginn der Arbeit wird in Kapitel 2 zunächst der Stand der Technik für verschiedene im Laufe der Arbeit relevante Themengebiete dargelegt. Es wird mit der Ermüdungsfestigkeit von Stahlkonstruktionen im Allgemeinen begonnen, anschließend werden verschiedene lokale Spannungskonzepte mit besonderem Augenmerk auf dem Kerbspannungskonzept vorgestellt. Im abschließenden Teil des Kapitels wird die aktuelle normative Regelung für Kreuz- und T-Stöße unter vorwiegend nicht ruhenden Belastungen veranschaulicht. Darauf aufbauend wird ein Einblick in den aktuellen Stand der Forschung bei Kreuz- und T-Stößen mit Imperfektionen gegeben.

Im dritten Kapitel werden die Versuchsreihen vorgestellt, die der Datenbank aus [2] ergänzend hinzugefügt wurden. Die Ergebnisse dieser Versuchsreihen werden vorgestellt und abschließend numerischen Untersuchungen gegenübergestellt. Es werden weiterhin ergänzend Versuchsserien aus der ursprünglichen Datenbank mit den Ergebnissen aus FE-Simulationen verglichen.

Im vierten Kapitel werden die Ergebnisse der umfangreichen numerischen Untersuchungen vorgestellt und erläutert. Begonnen wird hier mit der Verifizierung eines geeigneten Modells für die Parameterstudien. Anschließend werden die Ergebnisse der unterschiedlichen FE-Simulations-Reihen vorgestellt und die Einflüsse der verschiedenen untersuchten Parameter analysiert. Aufbauend auf den Ergebnissen der Parameterstudie werden geeignete Probekörperabmessungen vorgestellt. Abschließend werden anhand der Ergebnisse der FE-Simulationen für die Probekörper Empfehlungen zur Versuchsdurchführung gegeben.

In Kapitel 5 werden die Inhalte und Erkenntnisse der Arbeit noch einmal zusammengefasst und es wird eine Schlussfolgerung für die verschiedenen Untersuchungsaspekte gezogen. Aufbauend auf Kapitel 5 wird dann im sechsten Kapitel ein Fazit gezogen. Abschließend erfolgt in Kapitel 7 ein Ausblick zur hier behandelten Thematik.

## **2 Stand der Technik und Forschung**

In der vorliegenden Arbeit soll eine Grundlage geschaffen werden, um eine Ermüdungsversuchsreihe an Kreuzstößen mit Restspalten planen zu können. Im nachfolgenden Kapitel wird hierzu eine Übersicht zum aktuellen Stand der Technik gegeben. Es folgt sowohl eine allgemeine Betrachtung des Themenbereichs Ermüdung von Stahlbauteilen mit der Darstellung verschiedener Schweißnahtspannungskonzepte und der aktuellen Nachweisführung nach DIN EN 3-1-9 [1], als auch eine genauere Betrachtung der Besonderheiten von Kreuz- und T-Stößen. Hierbei wird ein Überblick über den aktuellen Forschungsstand zu Ermüdungsversuchen an Kreuz- und T-Stößen mit Restspalten verschafft.

### **2.1 Grundlagen der Ermüdung**

Wird ein Stahltragwerk neben statischen auch durch zeitlich veränderliche Belastungen beansprucht, kann es in Folge der Belastung zu einem Ermüden von Details des Tragwerks kommen. Bei für Ermüdungsversagen anfälligen Bauwerken wie Windkraftanlagen, Brücken und Kranbahnen müssen daher neben Festigkeits- auch Ermüdungsnachweise geführt werden. Nach DIN EN 3-1-9 [1] beschreibt die Ermüdung den Prozess der Rissbildung und des Rissfortschritts in einem Bauteil, hervorgerufen durch wiederholte Spannungsschwankungen. Metallische Werkstoffe ermüden infolge veränderlicher, schwingender Beanspruchung aufgrund von mikro- und makrostrukturellen Änderungen des Werkstoffgefüges, ausgelöst durch variable plastische Verformungen. Infolgedessen versagen ermüdungsanfällige Stahlkonstruktionen häufig weit unterhalb ihrer theoretischen Streckgrenze [5].

#### **2.1.1 Kerben**

Wichtige Elemente im Zusammenhang mit der Ermüdungstragfähigkeit von Stahltragwerken sind Kerben. Unter Kerben werden im Allgemeinen Fehlstellen verstanden. Es kann zwischen verschiedenen Kerben unterschieden werden. Als äußere Kerben werden Rauigkeit der Walzhaut, Korrosionsnarben und Beschädigungen bezeichnet, während unter konstruktiven Kerben im Allgemeinen Lochbohrungen und -stanzungen, Dicken- und Steifigkeitssprünge, Schweißnähte und Ähnliches zusammengefasst werden. Aufgrund von Kerben ergeben sich deutlich höhere, reale Spannungen als die mithilfe der Festigkeitstheorie ermittelten Nennspannungen. Infolge von ggf. Verengung des Querschnitts bilden sich Spannungsspitzen an den Rändern des Kerbgrunds, infolgedessen es zu plastischen Gleitungen oder dem Verlust der duktilen Eigenschaften, ausgelöst durch Materialverfestigungen, kommt. Anders als bei statischen Belastungen, wo Spannungsspitzen durch plastische Verformungen ausgeglichen werden können, ist dies bei sich wiederholenden zyklischen Belastungen nicht der Fall. Durch die sich häufig wiederholende Belastung entsteht ein submikroskopischer Anriss, der durch die Spannungsspitzen im Kerbgrund verursacht wird. Der Werkstoff beginnt in Kerbnähe in-

folge der Spannungsspitzen zu fließen und verfestigt sich wieder, weswegen er in diesem Bereich ein spröderes Materialverhalten aufweist. So kann ein Anriss entstehen, ohne dass es zu einer duktilen Dehnung kommt. Erreicht diese Dauerbruchfläche eine kritische Größe versagt der übrige Querschnitt durch einen Restbruch [5].

Nach den Gesetzen der Elastizitätstheorie lassen sich die an der Kerbe entstehenden Spannungsspitzen mithilfe eines Kerbfaktors in Abhängigkeit von der Geometrie und der Kerbart berechnen. Diese mit einem geometrischen Kerbfaktor berechneten Spannungen werden als modifizierte Nennspannungen bezeichnet und berechnen sich nach Gleichung (2.1) [5].

$$\sigma_{max} = \alpha_k \cdot \sigma_n = \alpha_k \cdot P / A_{net} \quad (2.1)$$

mit:	$\sigma_{max}$	Spannungsspitze
	$\alpha_k$	Kerbfaktor
	$\sigma_n = P / A_{net}$	Spannung
	$P$	Kraft
	$A_{net}$	netto Fläche

### 2.1.2 Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit

Bei der Ermüdungsfestigkeit unterscheidet man zwischen verschiedenen Festigkeiten. Unter anderem einer Dauerfestigkeit und einer Betriebsfestigkeit. Die Dauerfestigkeit ist die Ermüdungsfestigkeit, die bei einer harmonisch wechselnden Belastung mit konstanter Ober- und Unterspannung beliebig oft, ohne Bruch, ertragen werden kann. Im Gegensatz dazu ist die Betriebsfestigkeit die Ermüdungsfestigkeit eines Bauteils, das einer unregelmäßigen (sowohl zeitlich als auch größenmäßig) praxisnäheren Belastung ausgesetzt ist, die beim Bauteil im Laufe seines Lebens kein Ermüdungsversagen hervorruft.

Wenn die Betriebsfestigkeit überschritten wird, versagt das Bauteil. Die Anzahl sich wiederholender veränderlicher Beanspruchungen bis zum Versagen wird als Lebensdauer des Bauteils bezeichnet. Die Lebensdauer einer Konstruktion oder eines Bauteils hängt von vielen unterschiedlichen Faktoren ab. Unter anderem von:

- Schwingbreite  $\Delta\sigma$  (vgl. Gleichung (2.3))
- Mittelspannung  $\sigma_m$  bzw. Spannungsverhältnis  $R$  (vgl. Gleichung (2.5))
- Grad der Kerbwirkung (Konstruktionsdetail)
- Werkstoff/Material
- Eigenspannungen
- Belastungsgeschichte
- Belastungsfrequenz
- Geometrische Abmessungen

- Schweißverfahren
- Art der Betriebsspannung

Neben der Kerbwirkung hat vor allem die Spannungsschwingbreite  $\Delta\sigma$  einen signifikanten Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit eines Bauteils. Die Spannungsschwingbreite  $\Delta\sigma$  ist die Differenz zwischen maximaler und minimaler Spannung, bei periodischer Belastung auch Ober- und Unterspannung genannt [5]. Abbildung 2.1 gibt einen Überblick über einen periodischen Beanspruchungszyklus und die verschiedenen Bezeichnungen der Spannungen und Spannungsverhältnissen.

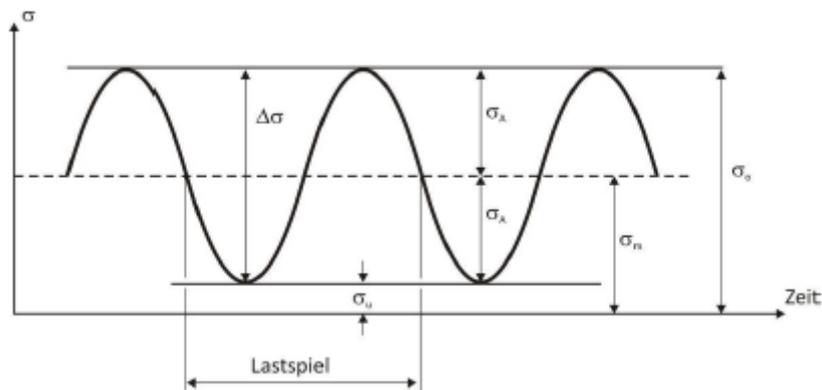


Abbildung 2.1: periodische Beanspruchung [5]

Unterspannung	$\sigma_u$	Betragsmäßig kleinere Spannung	
Oberspannung	$\sigma_o$	Betragsmäßig höhere Spannung	
Mittelspannung	$\sigma_m = (\sigma_o + \sigma_u)/2$		(2.2)
Spannungsschwingbreite	$\Delta\sigma = \sigma_o - \sigma_u$	Spannungsdoppelamplitude	(2.3)
Spannungsamplitude	$\Delta\sigma_A = (\sigma_o - \sigma_u)/2$		(2.4)
Spannungsverhältnis	$R = \sigma_{min}/\sigma_{max}$	Vorzeichen werden berücksichtigt	(2.5)

## 2.2 Nachweisführung nach DIN 1993-1-9

Damit im weiteren Verlauf der Arbeit besser Bezug auf die Handhabung einzelner Details in der DIN EN 1993-1-9 [1] genommen werden kann, wird im nachfolgenden Abschnitt ein Überblick über die Nachweisführung nach DIN EN 1993-1-9 [1] gegeben.

Das Nachweiskonzept zur Bemessung ermüdungsbeanspruchter Bauteile, Verbindungen und Anschlüsse basiert auf Ermüdungsfestigkeiten in Form von Wöhlerlinien [5]. Diese Wöhlerlinien sind auf Versuchen basierende Ermüdungsfestigkeitskurven nach dem Nennspannungskonzept, welches in Abschnitt 2.3.1 vorgestellt wird. Alternativ gibt es im Anhang B der Norm

[1] auch noch auf Strukturspannungen, beschrieben in Abschnitt 2.3.2, basierende Kerbfälle. Die DIN 1993-1-9 [1] gilt nur für Spannungen im elastischen Bereich, einer Mindestlastspielzahl von  $N \geq 10^4$  und Normaltemperaturen  $T \leq +150^\circ\text{C}$ . Die Anforderungen an die zulässigen Werkstoffe gelten nach DIN EN 1993-1-10 [6]. Weiterhin muss für die Spannungsschwingbreiten als Spannungsdoppelamplitude gelten:

$$\Delta\sigma \leq 1,5 \cdot f_y \quad \text{bzw.} \quad \Delta\tau \leq \frac{1,5 \cdot f_y}{\sqrt{3}} \quad (2.6)$$

mit:  $f_y$  Streckgrenze des Stahls

Wenn ein Tragwerk während der Nutzungsdauer planmäßig inspiziert und gewartet wird, eventuelle Ermüdungsschäden erkannt und beseitigt werden oder es bei auftretenden Ermüdungsrissen möglich ist, Lasten im tragenden Querschnitt oder zwischen Bauteilen umzulagern, kann der Ermüdungsnachweis in der Regel nach dem Konzept der Schadenstoleranz geführt werden. Anders verhält es sich bei Tragwerken, die nicht planmäßig inspiziert werden. Hier wird das Konzept der ausreichenden Sicherheit gegen Ermüdungsversagen ohne Vorankündigung angewendet. Die beiden Konzepte unterscheiden sich durch die in Tabelle 2-1 dargestellten Sicherheitsfaktoren [1]. Der Teilsicherheitsbeiwert auf der Einwirkungsseite beträgt generell  $\gamma_{Ff} = 1,0$ .

**Tabelle 2-1: Empfehlung für  $\gamma_{Mf}$  – Faktoren für die Ermüdungsfestigkeit [1]**

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

Für Tragwerke, die zwar einer wechselnden Belastung ausgesetzt sind, aber bei denen für konstante Spannungsschwingbreiten

$$\gamma_{Ff} \cdot \Delta\sigma \leq \Delta\sigma_D / \gamma_{Mf} \quad (2.7)$$

mit:  $\Delta\sigma$  Spannungsschwingbreite

$\Delta\sigma_D$  Dauerfestigkeit

$\gamma_{Ff}, \gamma_{Mf}$  Teilsicherheitsbeiwerte

und für variable Spannungsschwingbreiten

$$\gamma_{Ff} \cdot \Delta\sigma_{max} \leq \Delta\sigma_L / \gamma_{Mf} \quad (2.8)$$

mit:  $\Delta\sigma_{max}$  maximale Spannungsdoppelamplitude  
 $\Delta\sigma_L$  Schwellenwert der Ermüdungsfestigkeit

gilt, kann auf einen Ermüdungsnachweis verzichtet werden.

### 2.2.1 Widerstandsseite

In DIN EN 1993-1-9 [1] sind die Ermüdungsfestigkeiten die Ergebnisse zahlreicher Wöhlerversuche. Bei Wöhlerversuchen werden eine gewisse Anzahl von Ermüdungsversuchen mit einer betragsmäßig wechselnden konstanten Schwingungsamplitude an bauteilähnlichen Prüfkörpern gleicher Geometrie durchgeführt, bis diese versagen. Versagt ein Probekörper nicht, wird er als „Durchläufer“ bezeichnet. Die sich aus der Fülle der Versuche ergebende Wöhlerlinie stellt also einen quantitativen Zusammenhang zwischen Spannungsschwingbreite und der Anzahl der Spannungsspiele her. Wählt man für die Darstellung der Wöhlerlinie einen doppelt-logarithmischen Maßstab, verläuft die Wöhlerlinie im Zeitfestigkeitsbereich annäherungsweise gradlinig. Die Steigung der Wöhlerlinie kann durch den Faktor m beschrieben werden. In der DIN EN 1993-1-9 [1] wird für die Wöhlerlinie eine feste Steigung gewählt. Zusammen mit dem äquidistanten Abstand zwischen den einzelnen Wöhlerlinien ergibt sich so das in Abbildung 2.2 dargestellte Raster [5]. Die Einteilung in Kerbfallkategorien, bezeichnet als  $\Delta\sigma_c$  für Längsspannungen und  $\Delta\tau_c$  für Schubspannungen, erfolgt dann bei einer Schwingspielzahl von  $N = 2 \cdot 10^6$ . Des Weiteren kann eine Wöhlerlinie in drei Festigkeitsbereiche eingeteilt werden: Erstens den Kurzzeitfestigkeitsbereich bei  $N \leq 10^4$  Lastspielen, zweitens den Zeitfestigkeitsbereich zwischen  $N = 10^4$  und  $N = 10^6$  bis  $10^7$  Lastspielen und drittens den Dauerfestigkeitsbereich  $\sigma_D$  ab  $N = 10^6$  bis  $10^7$  Lastspielen [5].

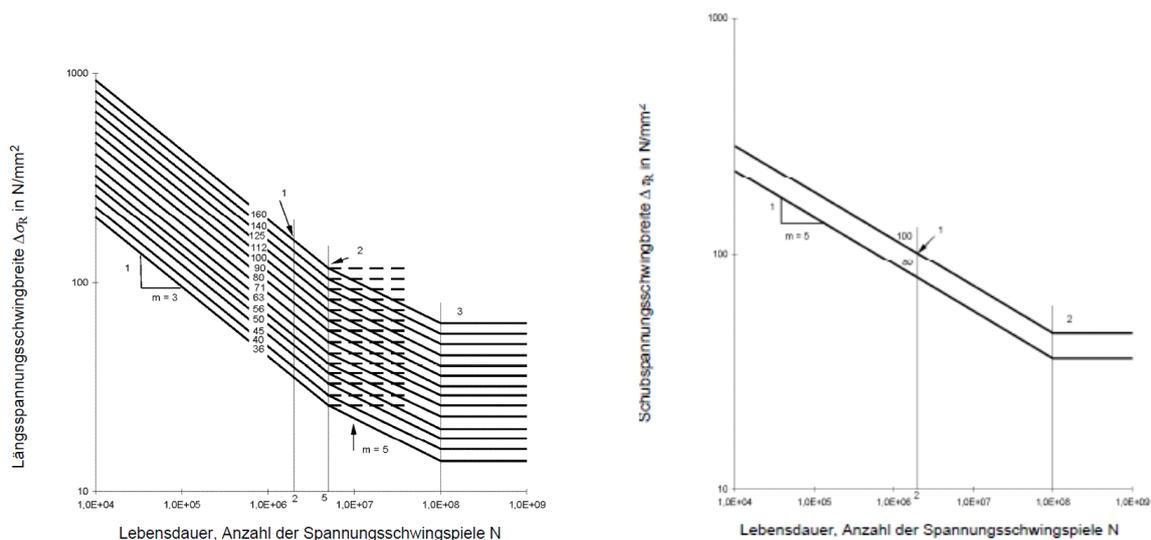


Abbildung 2.2 Ermüdungsfestigkeitskurven für Längs- und Schubspannungsschwingbreiten [1]

Der Bereich der Kurzzeitfestigkeit (low cycle fatigue – LCF) ist für den klassischen Bereich der Materialermüdung nicht von Bedeutung, da hier als Folge plastischer Verformungen ein frühzeitiges Versagen eintreten kann. Die Dauerfestigkeit  $\Delta\sigma_D$  bildet die obere Grenze für die maximale Spannungsschwingbreite, unterhalb derer im Versuch in der Theorie kein Ermüdungsversagen mehr auftritt. Für variable Spannungsschwingbreiten müssen alle Schwingbreiten unter der Grenze liegen, um Ermüdungsversagen zu vermeiden [5]. Bei Schubbeanspruchungen liegt dieser Schwellenwert  $\Delta\tau_L$  bei  $N = 10^8$  Schwingspielen.

Für konstante Spannungsschwingbreiten ergeben sich die Ermüdungsfestigkeitskurven für Längsspannungen und Schubspannungen zu:

$$\Delta\sigma_R^m N_R = \Delta\sigma_C^m 2 \cdot 10^6 \quad (2.9)$$

$$\Delta\tau_R^m N_R = \Delta\tau_C^m 2 \cdot 10^6 \quad (2.10)$$

Daraus ergeben sich die Dauerfestigkeit  $\Delta\sigma_D$  und der Schwellenwert der Ermüdungsfestigkeit  $\Delta\tau_L$  gemäß Gleichung (2.11) und (2.12) zu:

$$\Delta\sigma_D = \left(\frac{N_C}{N_D}\right)^{1/m} \cdot \Delta\sigma_C = \left(\frac{2 \cdot 10^6}{2 \cdot 10^6}\right)^{1/3} \cdot \Delta\sigma_C \approx 0,737 \cdot \Delta\sigma_C \quad (2.11)$$

$$\Delta\tau_L = \left(\frac{N_C}{N_L}\right)^{1/m} \cdot \Delta\tau_C = \left(\frac{2 \cdot 10^6}{10^8}\right)^{1/5} \cdot \Delta\tau_C \approx 0,457 \cdot \Delta\tau_C \quad (2.12)$$

Anders verhält es sich bei Beanspruchungen mit variablen Spannungsschwingbreiten. Wird ein Tragwerk mit Spannungen oberhalb und unterhalb der Dauerfestigkeit belastet, müssen erweiterte Ermüdungsfestigkeitskurven einbezogen werden. Hier kann zwischen der Dauerfestigkeit und dem Schwellenwert der Ermüdung bei  $N = 10^8$  Schwingspielen mit einer modifizierten Steigung der Wöhlerlinie von  $m = 5$  verfahren werden. Die Ermüdungsfestigkeitskurven ergeben sich dann aus Gleichung (2.13) und (2.14). Der Schwellenwert der Ermüdungsfestigkeit, unter welchem die aufgebrauchten Spannungsschwingbreiten keine Auswirkungen mehr auf das Ermüdungsversagen haben, wird in Gleichung (2.15) definiert. Bei Schubbeanspruchungen muss nicht zwischen konstanten und variablen Spannungsschwingbreiten unterschieden werden [1].

$$\Delta\sigma_R^m N_R = \Delta\sigma_C^m 2 \cdot 10^6 \quad \text{mit } m = 3 \text{ für } N \leq 5 \cdot 10^6 \quad (2.13)$$

$$\Delta\sigma_R^m N_R = \Delta\sigma_C^m 2 \cdot 10^6 \quad \text{mit } m = 5 \text{ für } 5 \cdot 10^6 \leq N \leq 10^8 \quad (2.14)$$

$$\Delta\sigma_L = \left(\frac{N_C}{N_D}\right)^{1/m} \cdot \Delta\sigma_D = \left(\frac{5 \cdot 10^6}{10^8}\right)^{1/5} \cdot \Delta\sigma_C \approx 0,549 \cdot \Delta\sigma_C \quad (2.15)$$

Die zur Berechnung von Dauerfestigkeit und Schwellenwert der Ermüdungsfestigkeit erforderlichen Kerbfallkategorien  $\Delta\sigma_C$  und  $\Delta\tau_C$  sind den Tabellen 8.1-8.10 der DIN EN 1993-1-9 [1] zu entnehmen.

Alternativ zum Nennspannungskonzept kann nach der Norm auch eine Nachweisführung mit Strukturspannungen erfolgen. Die Kerbfälle sind in DIN EN 1993-1-9 Anhang B Tabelle B.1 [1] aufgeführt und umfassen lediglich die Nahtübergänge von Stumpfnähten sowie Kehlnähten an Anschlüssen und Kreuzstößen. Weitere Details zum Strukturspannungskonzept sind Abschnitt 2.3.2 zu entnehmen.

### 2.2.2 Einwirkungsseite

Bei der Ermittlung der einwirkenden Spannungen wird die Nennspannung am Ort der potentiellen Rissentstehung nach Elastizitätstheorie berechnet. Die Bestimmung der Spannungen erfolgt generell auf Gebrauchstauglichkeitsniveau und es wird nach Norm in Längsspannungsschwingbreite  $\Delta\sigma$  und Schubspannungsschwingbreite  $\Delta\tau$  unterschieden. Zudem werden die Spannungen in Schweißnähten quer zur Nahtachse (Längsspannungen  $\sigma_{wf}$ ) und Spannungen längs der Nahtachse ( $\tau_{wf}$ ) getrennt. Die zur Nachweisführung erforderlichen Nennspannungen  $\Delta\sigma_{E,2}$  berechnen sich exemplarisch für Längsspannungen nach Gleichung (2.16). Die Berechnung erfolgt für Nennschubspannungen  $\Delta\tau_{E,2}$  gleichermaßen. Die Ermittlung der Spannungsschwingbreite aus Ermüdungsbelastung  $\Delta\sigma(\gamma_{Ff}Q_k)$  erfolgt nach DIN EN 1991 [7] und die Schadensäquivalenzfaktoren sind abhängig von den Bemessungsspektren der Anwendungsteile von DIN EN 1993 [8]. Der Teilsicherheitsfaktor  $\gamma_{Ff}$  kann Tabelle 2-1 entnommen werden [7].

$$\gamma_{Ff}\Delta\sigma_{E,2} = \lambda_1 \cdot \lambda_2 \cdot \lambda_f \cdot \dots \cdot \lambda_n \cdot \Delta\sigma(\gamma_{Ff}Q_k) \quad (2.16)$$

Wird ein Tragwerk mit nicht periodischen Spannungsschwingungen belastet, kann die Spannungsschwingbreite  $\Delta\sigma_i$  ermittelt werden, indem Beanspruchungszyklen in Spannungszeitverläufe überführt werden. Beispiele für diese Zählverfahren werden in DIN EN 1993-1-9 Anhang A [1] beschrieben. Die Verfahren ermöglichen eine Bestimmung der Spannungsschwingbreiten, deren Anzahl und die Mittelspannung. Der Nachweis kann dann nach Abschnitt 2.2.3 Gleichung (2.17) geführt werden [2].

### 2.2.3 Ermüdungsnachweis

Für den Ermüdungsnachweis nach DIN EN 1993-1-9 [1] gibt es zwei Möglichkeiten. Zum einen ist es möglich, den Nachweis über die schadensäquivalente Spannungsschwingbreiten zu führen, zum anderen ist auch eine Nachweisführung mittels Schadensakkumulation denkbar.

Welches Verfahren angewendet werden sollte, ergibt sich aus der einwirkenden Belastung. Der Nachweis über schadensäquivalente Spannungsschwingbreiten empfiehlt sich bei überwiegend periodischer Belastung. Der Nachweis ergibt sich durch Gleichung (2.17) und impliziert, dass die einwirkende schadensäquivalente Spannungsschwingbreite  $\Delta\sigma_E$  unter Berücksichtigung der Teilsicherheitsbeiwerte nach Tabelle 2-1 kleiner ist als die Ermüdungsfestigkeit  $\Delta\sigma_c$  des maßgebenden Kerbfalls [1].

$$\frac{\gamma_{Ff} \cdot \Delta\sigma_{E,2}}{\Delta\sigma_C / \gamma_{Mf}} \leq 1,0 \quad \text{bzw.} \quad \frac{\gamma_{Ff} \cdot \Delta\tau_{E,2}}{\Delta\tau_C / \gamma_{Mf}} \leq 1,0 \quad (2.17)$$

Wird ein Tragwerk überwiegend mit nicht periodischen Spannungsschwingungen belastet, empfiehlt sich eine Nachweisführung mittels Schadensakkumulation. Bei der Schadensakkumulation setzt sich nach Palmgren-Miner [9, 10] die totale Schädigung  $D$  aus der Summe der Teilschädigungen, die durch jede einzelne Schwingung hervorgerufen werden, zusammen. Der Nachweis wird folglich nach Gleichung (2.18) geführt. Die Anzahl der Spannungsschwingspiele  $i$  mit der Spannungsschwingbreite  $\gamma_{Ff} \cdot \Delta\sigma_i$  ist in  $n_i$  berücksichtigt. Als Gegenwert berücksichtigt  $N_{Ri}$  die Lebensdauer als Anzahl der Schwingspiele bezogen auf die Bemessungs-Wöhlerlinie  $\frac{\Delta\sigma_C}{\gamma_{Mf}} - N_R$  für die Spannungsschwingbreite  $\gamma_{Ff} \cdot \Delta\sigma_i$  [2].

$$D = \frac{n_{E1}}{N_{R1}} + \frac{n_{E2}}{N_{R2}} + \dots + \frac{n_{Ek}}{N_{Rk}} = \sum_{i=1}^k \frac{n_{Ei}}{N_{Ri}} \leq 1,0 \quad (2.18)$$

### 2.3 Lokale Spannungskonzepte

Im nachfolgenden Abschnitt werden verschiedene lokale Spannungskonzepte mit ihren Besonderheiten vorgestellt, worauf eine Bewertung der Anwendbarkeit für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten numerischen Simulationen folgt.

Um geschweißte Konstruktionen gegen Ermüdung nachzuweisen gibt es verschiedene Konzepte. Das gängigste Konzept ist das Nennspannungskonzept. Des Weiteren gibt es noch das auf dem Nennspannungskonzept aufbauende Strukturspannungskonzept, mit dem detaillierter und individueller auf die Struktur eingegangen werden kann. Als letzte „Steigerung“, um die tatsächliche Struktur einer Verbindung zu berücksichtigen, dient dann das Kerbspannungskonzept. Eine Übersicht über die verschiedenen Konzepte ist in Abbildung 2.3 dargestellt.

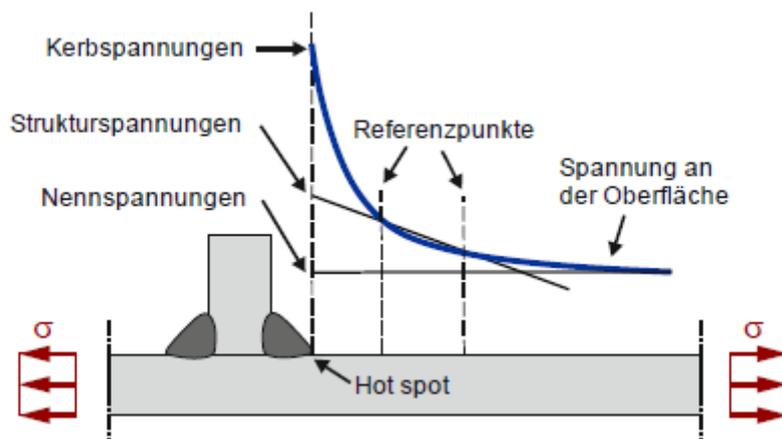


Abbildung 2.3: Grafische Darstellung unterschiedlicher Spannungskonzepte [2]

### 2.3.1 Nennspannungskonzept

Nennspannungen  $\sigma_{nenn}$  sind linear-elastisch berechnete Spannungen unter Betrachtung der Nenngeometrie einer konkreten Verbindung. Beim Nennspannungskonzept werden die lokalen Spannungsspitzen der geschweißten Verbindung in Folge von Nahtform, Nahtfeingeometrie oder inhomogenes Gefüge im Bereich der Naht vernachlässigt. Stattdessen werden spannungserhöhende Effekte auf der Widerstandsseite über die makrogeometrische Struktur der Verbindungen ermittelt. Die Nachweisführung erfolgt mit Nennspannungs-Wöhlerlinien. Die Kerbfalleinstufung eines Bauteils erfolgt dann mit der Schwingbreite  $\Delta\sigma = \Delta\sigma_c$  bei  $2 \cdot 10^6$  Lastwechseln. Das Nennspannungskonzept ist durch seine Standardisierung einfach, jedoch nur für gängige im Kerbfallkatalog [1] enthaltene Details, anwendbar [2].

Um beim Nennspannungskonzept geometrische Abweichungen zu erfassen, die nicht im Kerbfall des Konstruktionsdetail berücksichtigt werden, kann die Nennspannung um den geometrischen Kerbfaktor  $k_{f,nenn}$  vergrößert werden [1]. Die korrigierte Nennspannung ergibt sich dann nach Gleichung (2.19). Für einige Kerbdetails kann der Kerbfaktor den Tabellen 8.1 bis 8.10 der DIN EN 1993-1-9 [1] entnommen werden, ansonsten verweist die Norm auf andere Literaturquellen oder geeignete FE-Berechnungen ohne diese genauer zu erläutern [5].

$$\sigma_{nenn,mod} = k_{f,nenn} \cdot \sigma_{nenn} \quad (2.19)$$

Für einen axialen Versatz bei Kreuzstößen kann der geometrische Kerbfaktor  $k_f$  beispielsweise nach (2.19) ermittelt werden [11].

$$k_{f,nenn} = 1 + \frac{e}{t + h} \quad (2.20)$$

mit:	$h$	Schenkmaß der Schweißnaht
	$t$	Anschlussblechdicke
	$e$	axialer Versatz der Anschlussbleche

### 2.3.2 Strukturspannungskonzept

Auch das Strukturspannungskonzept setzt linear-elastisches Materialverhalten voraus [12]. Doch anders als beim Nennspannungskonzept ist es mit dem Strukturspannungskonzept möglich, spannungserhöhende Effekte aus der Detailgeometrie zu berücksichtigen. Die Strukturspannung ist die maximale Hauptspannung im Grundwerkstoff unmittelbar an der potenziellen Rissstelle am Schweißnahtübergang, einschließlich der lokalen Spannungsspitzen aufgrund der geometrischen Ausbildung des Bauteils [1]. Beim Strukturspannungskonzept werden jedoch keine nichtlineare Spannungskonzentrationen, z.B. durch scharfe Kerben am Schweißnahtübergang, mit einberechnet. Die Strukturspannung  $\sigma_{HS}$  ergibt sich ähnlich wie die korrigierte Nennspannung  $\sigma_{nenn,mod}$  aus dem Produkt von Nennspannung und Strukturformzahl  $k_{HS}$ , siehe Gleichung (2.21) [2].

$$\sigma_{HS} = k_{HS} \cdot \sigma_{nenn} \quad (2.21)$$

Anleitungen zur numerischen Ermittlung der Strukturformzahl finden sich in [13] und [2], spielen jedoch im weiteren Verlauf der Arbeit keine Rolle. Die analog zum Nennspannungskonzept bei Verwendung des Strukturspannungskonzepts notwendigen Wöhlerlinien bietet DIN EN 1993-1-9 Anhang B [1] oder die IIW Empfehlungen Tabelle 3.3 [13].

### 2.3.3 Kerbspannungskonzept

Ein weiteres linear-elastisches Spannungskonzept ist das Kerbspannungskonzept. Das Kerbspannungskonzept baut auf dem Strukturspannungskonzept auf und ermöglicht die detaillierte Einbeziehung der Schweißnahtgeometrie in die Ermüdungsfestigkeit. So können alle Effekte der Spannungserhöhung mit einbezogen werden und lokale Spannungen an der Schweißnahtwurzel und am Schweißnahtübergang berücksichtigt werden [14]. Auch die Kerbspannung  $\sigma_k$  kann durch das Produkt der Nennspannung und einen Formkorrekturfaktor, der Kerbwirkungszahl  $k_f$  nach Gleichung (2.22), berechnet werden.

$$\sigma_k = k_f \cdot \sigma_{nenn} \quad (2.22)$$

Da die numerischen Parameterstudien im weiteren Verlauf dieser Arbeit unter Berücksichtigung des Kerbspannungskonzepts durchgeführt wurden, wird dieses Konzept im Folgenden detaillierter dargestellt. Die folgende Vorgehensempfehlung zur Anwendung orientiert sich nach [15], findet sich aber auch in [14] und [13]. Das Konzept darf für folgende Schweißverfahren: Lichtbogenschweißverfahren, Strahlenschweißverfahren (Laser- und Elektronenstrahlschweißen, Laserstrahl-MSG-Hybridschweißen) oder Widerstandspunkt- oder Widerstandsrollennahtschweißen und folgende Werkstoffe: niedrige- und hochlegierte Stähle, Stahlguss oder Aluminiumknet- und Aluminiumgusslegierungen, angewendet werden. Außerdem müssen die Bauteile nach [15] mindesten  $t \geq 1\text{mm}$  dick sein und das Konzept gilt nur für hochzyklische Ermüdung mit einer Anzahl  $N$  von Schwingspielen größer  $10^4$ .

Es ist im Allgemeinen bei geschweißten Verbindungen nicht möglich, alle Kerbwirkungen auf die Ermüdungsfestigkeit einzubeziehen. Deshalb wird beim Kerbspannungskonzept ein idealisierter Kerbgrund zugrunde gelegt. Dieser idealisierte Kerbgrund kann bei numerischen Berechnungen mithilfe eines Referenzradius modelliert werden. An diesen Referenzradien können dann örtliche Vergleichs- oder Hauptnormalspannungen berechnet werden. Beispiele für Orte, an denen Referenzradien modelliert werden, sind in Abbildung 2.4 dargestellt.

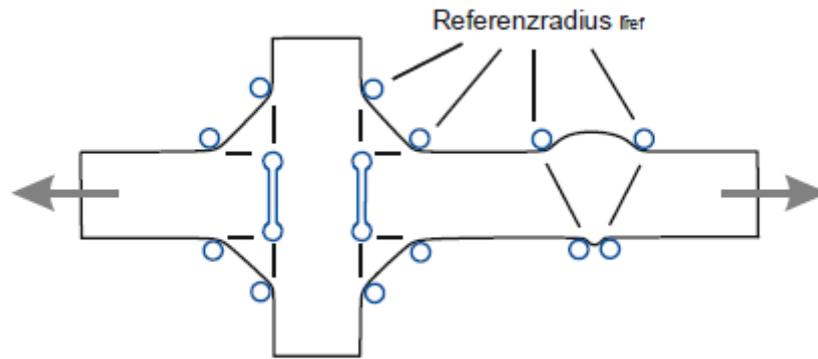


Abbildung 2.4: Fiktive Ausrundungen von Schweißnahtübergang und -wurzel [2]

Der Referenzradius berechnet sich nach Gleichung (2.23):

$$r_{ref} = r + s \cdot r^* \quad (2.23)$$

Für Stahlverbindungen hat sich aus Untersuchungen ein fiktiver Radius von  $r_{ref} = 1\text{mm}$  etabliert. Dieser Radius ergibt sich, da nach [16] für  $s$ , Faktor für Spannungsmehrachsigkeit und Festigkeitskriterium, der Wert 2,5 angenommen werden kann. Die Ersatzmikrostrukturlänge  $r^*$  beträgt nach [17] für Stahl 0,4. Außerdem wird angenommen, dass der Kerbradius  $r$  im kritischsten Fall 0 mm beträgt [13]. Ein Wert von 1 mm für den Referenzradius ist allerdings nur für gängige Bauteildicken angemessen. Der empfohlene Referenzradius ergibt sich nach [15] für verschiedenen Bauteildicken und verschiedene Versagensorte aus Abbildung 2.5. Die verschiedenen Grenzwerte ergeben sich, gerade bei dünnen Blechen, weil die Größe des Referenzradius die Steifigkeit der Schweißnaht beeinflusst und damit den Kraftfluss im Bauteil beeinträchtigt [2]. Allgemein sollte darauf geachtet werden, dass für den Nahtübergang  $r_{ref}/t \leq 0,2$  und für die Nahtwurzel  $r_{ref}/t \leq 0,1$  gilt. Prinzipiell können immer kleinere Referenzradien verwendet werden, hierbei sollte jedoch immer der größere Modellierungs- und Rechenaufwand berücksichtigt werden [15]. Der Referenzradius am Nahtübergang wird so modelliert, dass er mit der Wurzel der reellen Kerbe zusammenfällt.

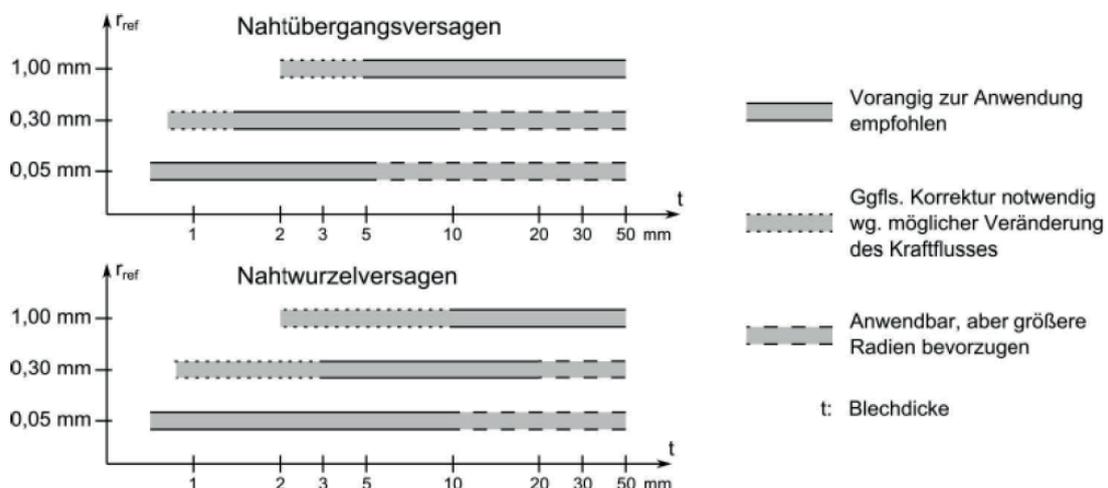
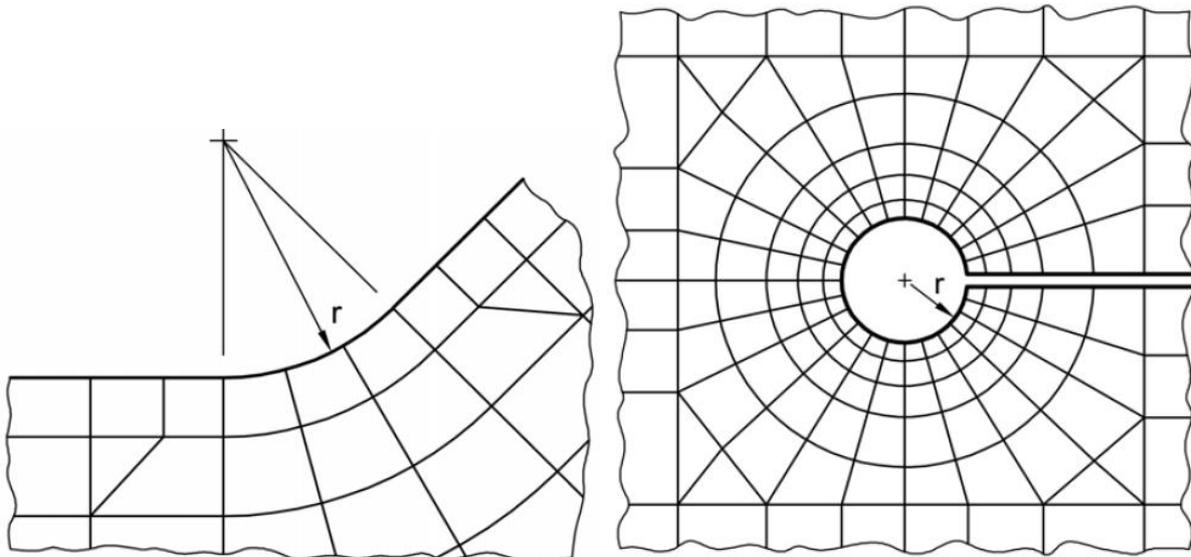


Abbildung 2.5: Empfehlungen für Referenzradien zur fiktiven Ausrundung von Nahtübergangs- und Nahtwurzelkerben bei der Kerbspannungsberechnung [15]

Neben den Referenzradien spielt die Diskretisierung der relevanten Stellen des Bauteils unter der Anwendung von Finite-Element- oder Boundary-Element-Methoden eine gesonderte Rolle dafür, wie realistisch die berechneten Spannungen sind. Tabelle 2-2 gibt eine Übersicht über die vom IIW [14] empfohlene Diskretisierung. Bei Schweißnähten empfiehlt sich für einen linearen Ansatz eine Elementgröße von maximal  $1/6$  des Referenzradius und bei Elementen mit höherer Ordnung,  $1/4$  des Referenzradius. Hierbei ist zu beachten, dass die Elementgröße sowohl im ausgerundeten als auch zu Beginn des anschließenden geraden Bereichs in beide Richtungen (tangential und normal zur Oberfläche) zu modellieren ist. Beispiele für die Diskretisierung am Schweißnahtübergang und der Schweißnahtwurzel unter Verwendung eines quadratischen Elementansatzes sind in Abbildung 2.6 dargestellt.

**Tabelle 2-2: Empfehlungen für Elementgröße (längs und quer zur Kerboberfläche) [14]**

Elementansatz	Relative Länge	Elementlänge bei $r_{\text{ref}} = 1\text{mm}$	Elementanzahl entlang eines $45^\circ$ -Bogens	Elementlänge entlang eines $360^\circ$ -Bogens
Quadratisch	$\leq r_{\text{ref}}/4$	$\leq 0,25\text{ mm}$	$\geq 3$	$\geq 24$
Linear	$\leq r_{\text{ref}}/6$	$\leq 0,15\text{ mm}$	$\geq 5$	$\geq 40$



**Abbildung 2.6: Typische Diskretisierung für das Kerbspannungskonzept mit quadratischen Elementen [13]**

Um trotz der feinen Vernetzung Rechenleistung einzusparen, empfiehlt es sich, das Bauteil als „Globalmodell“ gröber zu vernetzen und den relevanten Part in einem kleineren, feiner vernetzten „Submodell“ zu modellieren. Außerdem ist es möglich, die numerische Analyse an einem 2-dimensionalen statt einem 3-dimensionalen Element durchzuführen. Die Voraussetzung ist, dass zum einen die größte Belastung senkrecht zur Schweißnaht angreift (Normal- und Schubspannungen nicht vorhanden oder vernachlässigbar klein). Zum anderen darf die Belastung sowie die Geometrie der Naht in räumlicher Richtung nicht variieren.

Auf der Widerstandsseite hat sich eine FAT von 225 mit einer inversen Steigung von  $m = 3$  bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von  $P_s = 97,7\%$  und einem Spannungsverhältnis von  $R > 0,5$  etabliert. Die Wöhlerlinie  $\Delta\sigma_c = 225$  MPa gilt unabhängig von allen geometrischen Effekten, da diese schon auf der Einwirkungsseite berücksichtigt werden [14].

## 2.4 Zur Durchführung von Ermüdungsversuchen

Das nachfolgende Kapitel behandelt die Theorie zur Durchführung und Auswertung von Ermüdungsversuchen. Allgemein werden Schwingfestigkeitsversuche an metallischen Werkstoffproben und Bauteilen in der DIN 50100 [18] geregelt. Die DIN 50100 [18] ist für die Forschung im Stahlbau eine Orientierung, muss aber nicht zwingend berücksichtigt werden. Weitere Hilfestellungen finden sich im DVS-Merkblatt 2403 [19]. Das DVS-Merkblatt 2403 [15] gibt, aufbauend auf Erfahrungswerten an Probekörpern, hergestellt mit bestimmten Schweißverfahren (Lichtbogen- und Laserstrahlschweißen) und Baustählen (S355), Empfehlungen, die jedoch auch auf andere Baustähle und Schweißverfahren übertragen werden können. Nachfolgend erfolgt ein Überblick über die Versuchsvoraussetzungen, die verschiedenen Möglichkeiten der Durchführung von Ermüdungsversuchen und die Versuchsauswertung nach DIN EN 50100 [18]. Außerdem werden Vergleiche zum DVS-Merkblatt 2403 [19] angestellt. Für die Auswertung wird des Weiteren noch Bezug auf den Eurocode 3 genommen [1].

Schwingfestigkeitsversuche zur Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit eines Werkstoffs oder Bauteils werden in der Regel als Wöhlerversuche durchgeführt. Ziel von Wöhlerversuchen ist das Aufstellen einer Wöhlerlinie, um die Ermüdungsfestigkeit eines Kerbdetails voraussagen zu können. Details zur Wöhlerlinie können Abschnitt 2.2.1, Abbildung 2.2 und Abbildung 2.8 entnommen werden. Der Anwendungsbereich der Norm bezieht sich auf lastgeregelte Versuche im Zeit- und Langzeitfestigkeitsbereich von  $10^4$  bis  $10^7$  Schwingspielen und die Auswertung erfolgt ausschließlich mit der logarithmischen Normalverteilung. Die Ergebnisse streuen sowohl im Zeit-, als auch im Langzeitfestigkeitsbereich. Die Betrachtung der Streuung erfolgt im Zeitfestigkeitsbereich in Richtung der Schwingspielzahl. Für den Langzeitfestigkeitsbereich wird die Wahrscheinlichkeit des Auftretens von Brüchen und Durchläufern bei einer Grenzschwingspielzahl in Lastrichtung betrachtet. Proben müssen in Wöhlerversuchen nach DIN 50100 [18] mit einer sich periodisch ändernden Last belastet werden. Hierbei müssen die Lastamplitude  $L_a$  und die Mittellast  $L_m$  während des Versuchs konstant bleiben. Die Mittellast beschreibt das Lastverhältnis zwischen minimaler und maximaler Last eines Zyklus (Gleichung (2.24)). Bei bekannten Bauteilabmessungen kann die Mittellast auch über das Spannungsverhältnis von maximaler zu minimaler Spannung beschrieben werden [18].

$$R = \frac{L_{min}}{L_{max}} = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \quad (2.24)$$

Abhängig vom Lastverhältnis  $R$  kann die Belastung in drei unterschiedliche Bereiche eingeteilt werden. Sind sowohl die maximale als auch die minimale Last negativ und der  $R$ -Wert zwischen 1 und  $\infty$ , spricht man vom Druckschwellbereich. Im Gegensatz zum Druckschwellbereich spricht man bei positiver Maximal- und Minimallast vom Zugschwellbereich. Der Zugschwellbereich erstreckt sich zwischen  $R$ -Werten von 0 bis 1. Als drittes gibt es den Wechselbereich. Hier besitzen Maximal- und Minimallast unterschiedliche Vorzeichen und der  $R$ -Wert liegt zwischen  $-\infty$  und 0. Einen Überblick gibt Abbildung 2.7 [18].

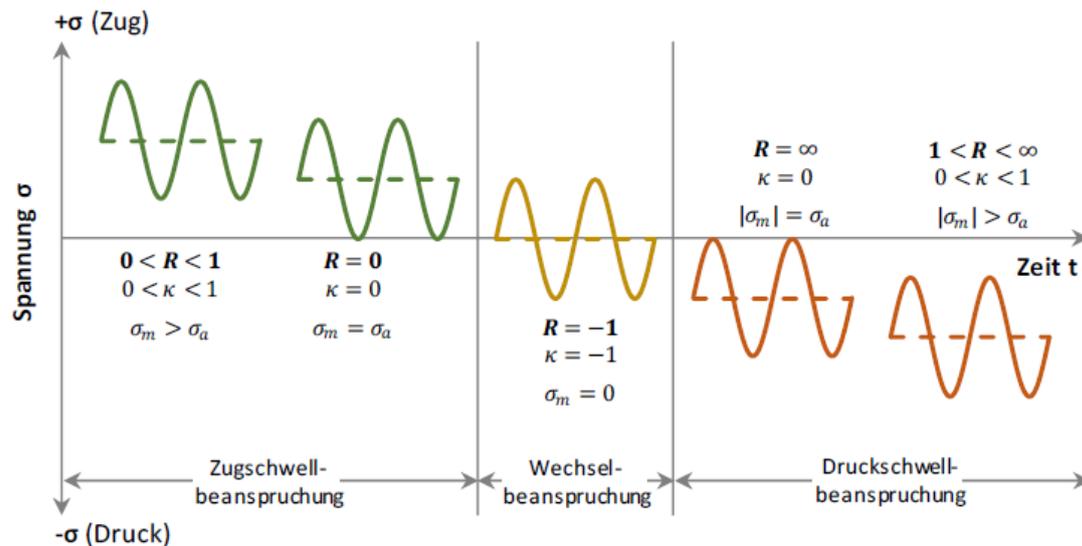


Abbildung 2.7: R-Wert und Beanspruchungsbereiche [2]

### 2.4.1 Versuchsvoraussetzung

Eine gültige Wöhlerlinie kann nur ermittelt werden, wenn alle Proben einer Serie die gleiche Beschaffenheit aufweisen. Hierzu gehören Parameter wie z.B. Werkstoff, Wärmebehandlung, Fertigungstechnik, Geometrie und Oberfläche. Bei der Geometrie ist drauf zu achten, dass bei der Probe keine Anrisse im Bereich der Einspannung und im Übergang zwischen Einspannungskopf und Prüfquerschnitt auftreten. Kommt es zu Anrissen außerhalb des Prüfquerschnitts muss die Probe als ungültig erklärt werden. Das DVS-Merkblatt 2403 [19] empfiehlt die Beanspruchung durch das Einspannen und bei Lastaufbringung durch DMS-Messungen an einer Probe jeder Probenform zu erfassen. Für den Ort, an dem der DMS anzubringen ist, sollte eine Stelle mit niedrigem Dehnungsgradienten gewählt werden [19]. Darüber hinaus müssen die Fertigungsparameter, wie z.B. Zustellung, Schnittgeschwindigkeit und Werkzeugverschleiß, für alle Proben gleich sein und dokumentiert werden, weil sie einen maßgebenden Einfluss auf das Prüfungsergebnis haben können. Auch die Rauheit der Oberfläche über die Versuchsreihe muss konstant sein [18].

Zur Erzeugung der Schwingungsamplituden eignen sich unterschiedliche Prüftechniken. Schwingfestigkeitsversuche können unter anderem mit Resonanz oder elektromechanischen, aber auch mit servohydraulischen Prüfmaschinen durchgeführt werden. Wichtig ist, dass die Prüftechnik in der Lage ist, Steifigkeitsänderungen von Probe und Prüfaufbau auszugleichen,

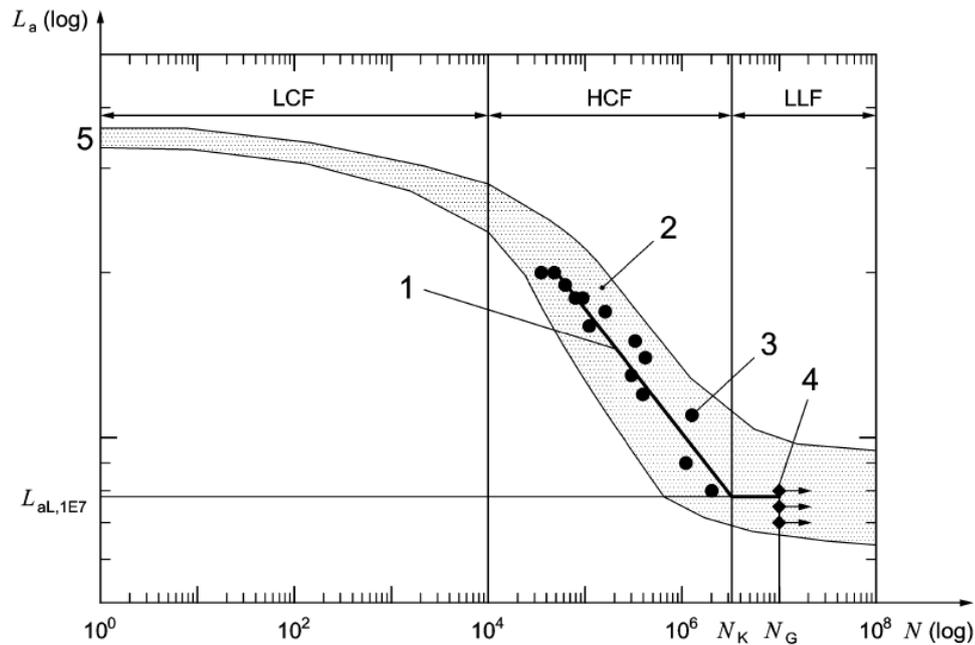
um so Lastamplitude und Mittellast während des Versuchs mit einer Toleranz von 3% konstant zu halten. Ausgenommen ist der Anlaufvorgang der Prüfmaschine, für die gesonderte Regeln gelten [18]:

1. Die Dauer des Anlaufvorgangs ist so kurz wie möglich zu halten.
2. Nur die Schwingspiele im stabilen Prüflauf werden für die Gesamtschwingenspielzahl gewertet.
3. Die Anzahl der Schwingspiele während der Hochlaufphase bis zum Erreichen des stabilen Prüflaufs sind zu dokumentieren.
4. Überschwinger um mehr als 3% über dem Sollwert der Lastamplitude sind während des Anlaufs zu vermeiden.

Die Frequenz, mit der Schwingfestigkeitsversuche gefahren werden, gibt vor, wie lange ein Versuch dauert und ist abhängig von der Art der Prüftechnik. Die Prüffrequenz muss so gewählt werden, dass sie keinen Einfluss auf die Schwingfestigkeit der Probe durch Erwärmung oder eine Änderung des Schadensmechanismus infolge hoher Beanspruchungsgeschwindigkeit hat. Falls nicht anders vorgesehen, müssen Versuche bei einer Umgebungstemperatur von 10°C bis 35°C durchgeführt werden und die Luftfeuchte ist zu dokumentieren [18]. Außerdem ist eine Probenerwärmung über  $T = 50^\circ\text{C}$  bei Stahlwerkstoffen zu vermeiden [19].

### **2.4.2 Versuchsdurchführung**

Bei der Durchführung und Auswertung von Schwingfestigkeitsversuchen muss zwischen Zeitfestigkeitsversuchen und Langzeitfestigkeitsversuchen unterschieden werden. Langzeitfestigkeitsversuche haben das Ziel, eine Spannungsamplitude zu finden, bei der Versuch ohne ein Versagen des Probekörpers gestoppt und als Durchläufer gezählt werden können (vgl. Abbildung 2.8 Nr.4). Sie werden beendet, wenn eine bestimmte Anzahl von Schwingspielen erreicht ist. Zeitfestigkeitsversuche werden mit einem vorher definierten Ausfallkriterium durchgeführt. Als Ausfallkriterium kann der Bruch, aber auch z.B. ein Anriss der Probe festgelegt werden. Der Verlauf der Wöhlerlinie kann im Bereich der Zeitfestigkeit durch eine Gerade angenähert werden, die im Übergangsbereich zu Kurzzeitfestigkeit und im Übergangsbereich zur Langzeitfestigkeit „abknickt“ (vgl. Abbildung 2.8). In diesen Übergangsbereichen nimmt die Streuung der Versuchsergebnisse zu, was zu einer flacheren Neigung und stärkeren Streuung der Zeitfestigkeitsgeraden führt. Die Abschätzung der Neigung  $m$  wird jedoch durch möglichst viele Versuche im Bereich der Übergänge begünstigt [18].



#### Legende

- |   |                       |   |                      |
|---|-----------------------|---|----------------------|
| 1 | Zeitfestigkeitsgerade | 4 | Durchläufer          |
| 2 | Streuband Versuche    | 5 | Statische Festigkeit |
| 3 | Ausfall               |   |                      |

**Abbildung 2.8: Schematisches Wöhlerdiagramm [18]**

Bei der Ermittlung der Zeitfestigkeitsgeraden dürfen nach DIN 50100 [18] das Perlenschnur- oder das Horizontalverfahren eingesetzt werden. Auch das DV-Merkblatt-2403 bezieht sich auf diese beiden Verfahren zur Durchführung von Schwingfestigkeitsversuchen im Zeitbereich. Hier wird aber für eine geringe Anzahl an Probekörpern, Menge wird nicht definiert, die Möglichkeit genannt, diese auf einem oder unterschiedlichen Lasthorizonten zu testen. Wegen der kleinen Stichprobenanzahl ist eine statistische Auswertung aber nur eingeschränkt möglich [19]. Welches Verfahren gewählt werden sollte, hängt davon ab, ob die ungefähre Lage der Zeitfestigkeitsgeraden vor Versuchsbeginn abgeschätzt werden kann. Wenn dies nicht der Fall ist, empfiehlt sich das Perlenschnurverfahren. Das DVS-Merkblatt 2403 [19] nennt hier als weiteres Kriterium für die Verfahrenswahl die Menge an vorliegenden Probekörpern. Bei einer geringen Probenanzahl (< 10 Probekörper) empfiehlt das Merkblatt die Anwendung des Perlenschnurverfahrens. Die erforderliche Anzahl an Proben ist nach DIN 50100 [18] bei beiden Verfahren abhängig von der geforderten Treffsicherheit, bewertet mit der Streuspanne  $T$  (Verhältnis Auftretenswahrscheinlichkeit  $P_A = 90\%$  zu Auftretenswahrscheinlichkeit  $P_A = 10\%$ ) für die Abschätzung von Mittelwert, Standardabweichung oder Neigung der Zeitfestigkeitsgeraden der Grundgesamtheit und kann Tabellen aus [18] entnommen werden. Die DIN EN 1990 [20] sieht hier schon eine Versuchsreihe mit drei Ergebnissen als ausreichend an.

Beim Horizontalverfahren, dargestellt in Abbildung 2.9, werden vor Versuchsbeginn ein Lasthorizont, möglichst nah am Übergang zur Kurzzeitfestigkeit (ca.  $5 \cdot 10^4$  Schwingspiele), und ein

Lasthorizont, möglichst nahe am Übergang zur Langzeitfestigkeit (ca.  $5 \cdot 10^5$  Schwingspiele), gewählt. Ziel ist es auf der Basis einer Stichprobe Mittelwert, Standardabweichung und Neigung der Zeitfestigkeitsgeraden der Grundgesamtheit aller Proben abzuschätzen.

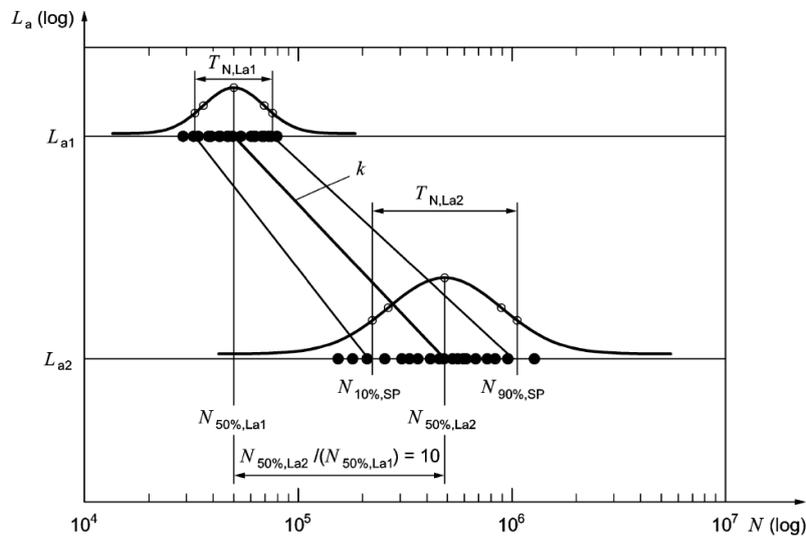


Abbildung 2.9: Schematisches Wöhlerdiagramm für das Horizontalverfahren [18]

Alternativ zum Horizontalverfahren werden beim Perlschnurverfahren (Abbildung 2.10) Proben auf verschiedenen Lasthorizonten im Zeitfestigkeitsbereich getestet. Die Auswertung erfolgt anschließend durch eine gemeinsame Regressionsgerade mit der Methode der kleinsten Fehlerquadrate in Richtung der Schwingungszahl. Hierbei sind mehrere Versuche auf einem Lasthorizont zulässig. Wie das Horizontalverfahren verfolgt auch das Perlschnurverfahren das Ziel, Mittelwert, Standardabweichung und Neigung der Zeitfestigkeitsgeraden der Grundgesamtheit aller Proben mittels einer Stichprobe abzuschätzen. Das Perlschnurverfahren ist ein gängiges Verfahren in der Praxis und alle in Abschnitt 3 ausgewerteten Versuchsreihen folgen diesem Muster [18].

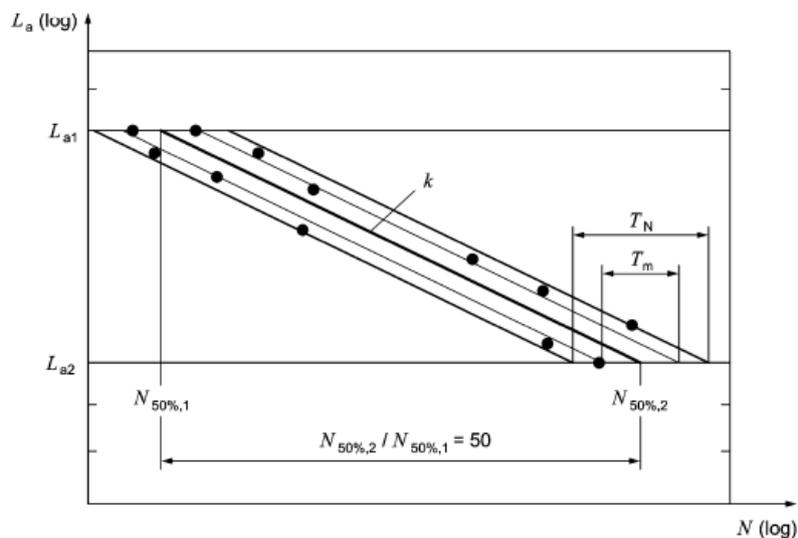


Abbildung 2.10: Schematische Wöhlerlinie für das Perlschnurverfahren [18]

### 2.4.3 Versuchsauswertung

Die Auswertung von Schwingfestigkeitsversuchen erfolgt mithilfe statistischer Bewertungskonzepte, da Versuchsergebnisse erhebliche Streuungen aufweisen können. Bei der Auswertung im Zeitfestigkeitsbereich ist die Lastamplitude  $L_a$  die unabhängige Größe und die Schwingspielzahl  $N$  die abhängige Größe, über die die Versuche ausgewertet werden. Bei der Auswertung der Versuchsdaten spricht die DIN 50100 [18] von der Lastamplitude  $L_a$ . Im Eurocode bezieht sich die Auswertung auf die Spannungsschwingbreite  $S$ . Die Spannungsschwingbreite entspricht der doppelten Lastamplitude unter Berücksichtigung der Fläche oder des Flächenträgheitsmoments. Der Zusammenhang ist linear. Im Mittelpunkt der statistischen Auswertung stehen der Mittelwert und die Standardabweichung. Für eine hinreichend genaue Abschätzung des Mittelwerts genügt meist eine Stichprobenzahl von fünf bis 15 Proben, während die Standardabweichung erst bei deutlich größerer Stichprobenmenge solide abgeschätzt werden kann.

Versuchsreihen, die nach dem Horizontalverfahren durchgeführt werden und sich bei der Durchführung auf zwei Lasthorizonte beschränken, können nach Gleichung (2.25) bis (2.27) ausgewertet werden. Dabei ergibt sich der Mittelwert aus Gleichung (2.25) und (2.26). Die Standardabweichung der Logarithmen der Schwingspielzahl  $S_{\log N}$  kann nach Gleichung (2.27) berechnet werden [18].

$$\log N_{50\%} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \log N_i \quad (2.25)$$

$$N_{50\%} = 10^{\log N_{50\%}} \quad (2.26)$$

$$S_{\log N} = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (\log N_i - \log N_{50\%})^2} \quad (2.27)$$

Wenn ein Horizontalverfahren mit mehreren Lasthorizonten oder das Perlenschnurverfahren zur Durchführung der Ermüdungsfestigkeit verwendet werden, erfolgt die Auswertung mittels linearer Regression [18]. Das Modell von Basquin [21] (Gleichung (2.28)), welches für den Zeitfestigkeitsbereich den Zusammenhang zwischen Lastamplitude  $L_a$  und ertragbarer Schwingspielzahl  $N$  mit einer Exponentialfunktion annähert, kann durch Logarithmieren in eine Geradengleichung (Gleichung (2.29)) mit den Konstanten  $a$  (bzw.  $C$ ) und  $m$  überführt werden. Durch anschließendes Durchführen einer linearen Regressionsrechnung in Richtung der Schwingspielzahl lassen sich so die Parameter  $m$  (Gleichung (2.30)) und  $a$  (Schnittpunkt der Wöhlerlinie mit der Abszisse bei  $S = 10^0 = 1$ , Gleichung (2.31)) ermitteln. Die Anzahl der Versuche wird durch die Variable  $n$  berücksichtigt und der Index  $i$  ist die Laufvariable des einzelnen Wöhlerversuchs.

$$N = C \cdot L_a^{-m} = a \cdot S^{-m} \quad (2.28)$$

$$\log N = \log C - k \cdot \log L_a = \log a - m \cdot \log S \quad (2.29)$$

$$k = m = \frac{n \cdot \sum(\log S_i \cdot \log N_i) - \sum \log S_i \cdot \sum \log N_i}{n \cdot \sum(\log S_i)^2 - (\sum \log S_i)^2} \quad (2.30)$$

$$\log C = \log a = \frac{1}{n} \cdot \left( \sum \log N_i + m \cdot \sum \log S_i \right) \quad (2.31)$$

Bei der Ermittlung der Standardabweichung wird die Annahme zugrunde gelegt, dass die Standardabweichung für alle Lasthorizonte  $i$  gleich ist, weshalb es möglich, ist die Versuchsergebnisse parallel zur Ausgleichgeraden (Mittelwert der Ermüdungsfestigkeit, Wöhlerlinie mit 50% Überlebenswahrscheinlichkeit) zu verschieben. So können letztendlich Kerbfall-Wöhlerlinien mit unterschiedlichen Überlebenswahrscheinlichkeiten gebildet werden.

Im weiteren Verlauf der Arbeit erfolgt die Auswertung von Ermüdungsversuchen mit einer 95% Überlebenswahrscheinlichkeit in Form von Prognoseintervallen. Anders als in Abschnitt 2.4.2 beschrieben, wird nach DIN EN 1990 [20] die Anzahl der Stichproben nicht wie in DIN 50100 [18] empfohlen nach der Streuspanne  $T$  gewählt, sondern die Unsicherheit durch die Anzahl der Stichproben mithilfe der  $T$ -Verteilung mit berücksichtigt. Die  $t$ -Verteilung hängt vom Signifikanzniveau  $\alpha$  und der Anzahl der Stichproben  $n$  ab und Werte für  $t$  können [22] entnommen werden. Des Weiteren wird die Annahme  $m = 3$  der weiteren Auswertung zugrunde gelegt. Wenn man den Parameter  $a$  (Gleichung (2.31)) und die Standardabweichung  $s$  (Gleichung (2.32)) berechnet bzw. abgeschätzt hat, kann man nach Gleichung (2.33) den Parameter  $a_k$  bestimmen, der den Schnittpunkt der charakteristischen Wöhlerlinie mit der Abszisse bei  $S = 10^0 = 1$  abbildet [2].

$$s = \sqrt{\frac{\sum[\log N_i - (\log a - m \cdot \log S_i)]^2}{n - 1}} \quad (2.32)$$

$$\log a_k = \log a - t \cdot \sqrt{1 + \frac{1}{n}} \cdot s \quad (2.33)$$

## 2.5 Ermüdungsdetail geschweißter Kreuz- und T-Stöße

Das Ziel dieser Arbeit ist die Ausarbeitung von Geometrien zu experimentellen Untersuchungen an Kreuzstößen mit Restspalten. Deswegen wird im nachfolgenden Abschnitt zunächst ein Überblick über die Details „Kreuz- und T-Stoß“ gegeben. Anschließend erfolgt ein Ausblick zu Schweißnahtimperfectionen an diesem Detail und Ergebnisse anderer Untersuchungsreihen zu Kreuz und T-Stößen werden dargestellt.

### 2.5.1 Allgemeines

Das Anschlussdetail geschweißte Kreuz- und T-Stöße ist ein im Stahlbau häufig vorkommendes Kerbdetail, welches unter anderem bei der Verbindung von Stützen und Trägern oder auch bei Stirnplattenstößen angewendet wird. Bei dem in DIN EN 1993-1-9 Tabelle 8.5 [1] und IIV-Empfehlung Tabelle 3.1 No.411-414 [14] katalogisierten und im Rahmen dieser Arbeit untersuchtem Konstruktionsdetail tragenden Kreuz und T-Stöße erfolgt die Übertragung der Ermüdungsbelastung komplett über die Schweißnähte. Einen visuellen Überblick über den tragenden Kreuzstoß (a) bzw. T-Stoß (b) mit voller Durchschweißung kann Abbildung 2.11 entnommen werden.

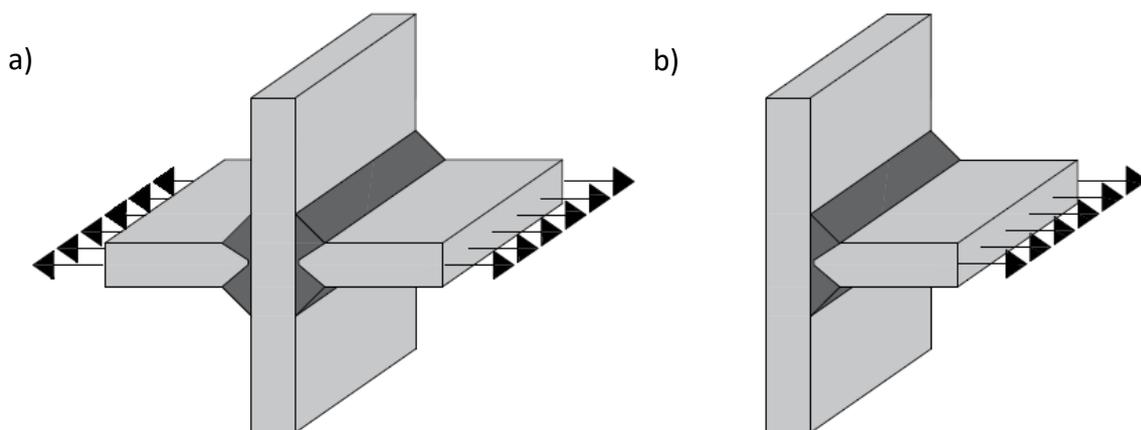


Abbildung 2.11: a) Tragender Kreuzstoß b) Tragender T-Stoß

Kreuz- und T-Stöße lassen sich mit verschiedenen Schweißnahtgeometrien verbinden. Daher erfolgt hier eine, für den nachfolgenden Teil der Arbeit wichtige, Unterteilung. Die Stöße werden anhand ihres Grads der Durchschweißung in drei Kategorien eingeordnet. Es gibt Verbindungen mit voller Durchschweißung, nicht voll durchgeschweißte Verbindungen und Verbindungen über Kehlnähte.

### 2.5.2 Aktuelle normative Regelungen

Beim Konstruktionsdetail Kreuz- und T-Stoß gibt es zwei wesentliche potentielle Rissentstellungsstellen. Risse können zum einen am Schweißnahtübergang, aber auch von der Schweißnahtwurzel ausgehend entstehen. Als Ausnahme sind hier voll durchgeschweißte Anschlüsse zu nennen, bei denen Ermüdungsrisse ausschließlich am Schweißnahtübergang auftreten.

Die potentiellen Rissstellen bilden auch die Grundlage bei der Einordnung des Konstruktionsdetail in Kerbdetails nach der DIN EN 1993-1-9 [1]. Hier müssen bei der Nachweisführung mindestens zwei Kerbdetails berücksichtigt werden. Diese beiden Kerbdetails sind in Tabelle 8.5 der DIN EN 1993-1-9 [1] aufgelistet. Das Kerbdetail 1 behandelt das Versagen am Schweißnahtübergang. Hier erfolgt die Einstufung der Konstruktionsdetails anhand der Geometrie. Es wird zum einen die Blechdicke  $t$  des Anschlussblechs und zum anderen der Abstand der Schweißnahtübergänge  $l$  berücksichtigt. Die Kerbfallklassen sind von Kerbfall 80 für alle  $t$  und  $l < 50\text{mm}$  bis Kerbfall 40  $t > 50\text{mm}$  und  $l > 300\text{mm}$  abgestuft. Einen Überblick über das Kerbdetail 1 gibt Abbildung 2.12. Weiterhin ist Kerbdetail 3 von Bedeutung. Kerbdetail 3 berücksichtigt Schweißnahtwurzelsversagen an nicht voll durchgeschweißten Kreuz- und T-Stößen. Bei Detail 3 werden alle Konstruktionen unabhängig von der Geometrie Kerbfall 36\* zugeordnet. Der Kerbfall ist ebenfalls in Abbildung 2.12 aufgeführt.

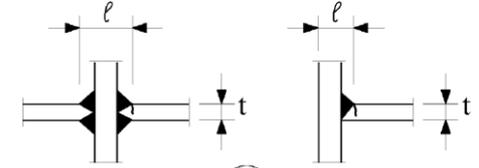
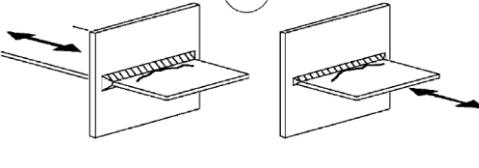
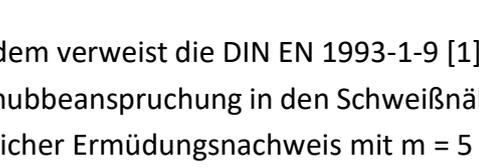
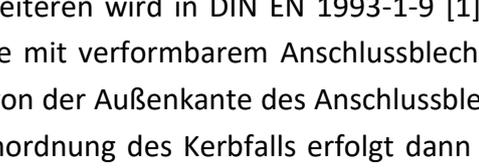
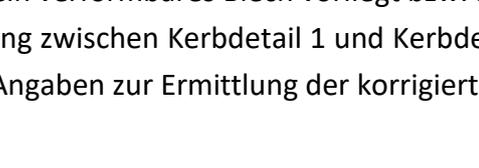
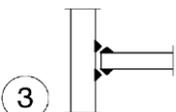
Konstruktionsdetail	Kerbfall	$l$ [mm]	$t$ [mm]
	80	$l < 50$	alle $t$
	71	$50 < l \leq 80$	alle $t$
	63	$80 < l \leq 100$	alle $t$
	56	$100 < l \leq 120$	alle $t$
	56	$l > 120$	$t \leq 20$
	50	$120 < l \leq 200$	$t > 20$
	50	$l > 200$	$20 < t \leq 30$
	45	$200 < l \leq 300$	$t > 30$
	45	$l > 300$	$30 < t \leq 50$
	40	$l > 300$	$t > 50$
	36*		

Abbildung 2.12: Kerbfalleinstufung nach DIN EN 1993 [2]

Außerdem verweist die DIN EN 1993-1-9 [1] bei nicht voll durchgeschweißten Schweißnähten mit Schubbeanspruchung in den Schweißnähten auf Detail 8 aus Tabelle 8.5 und fordert einen zusätzlicher Ermüdungsnachweis mit  $m = 5$  und Kerbfall 80 für die Schubspannung.

Des Weiteren wird in DIN EN 1993-1-9 [1] noch das Kerbdetail 2 aufgelistet. Hier wird für T-Stöße mit verformbarem Anschlussblech ein Nachweis am Schweißnahtübergang, ausgehend von der Außenkante des Anschlussblechs mit korrigierten Nennspannungen, gefordert. Die Einordnung des Kerbfalls erfolgt dann wie bei Kerbdetail 1. Es fehlen jedoch Angaben, wann ein verformbares Blech vorliegt bzw. ab welcher Steifigkeit des Anschlussblechs die Abgrenzung zwischen Kerbdetail 1 und Kerbdetail 2 stattfindet. Außerdem werden in der Norm keine Angaben zur Ermittlung der korrigierten Nennspannungen gemacht [2].

Im Rahmen der Erweiterung und Neubewertung des Kerbfallkatalogs [2] wurde eine umfassende Datenbank mit Versuchen zum Kerbdetail 1 und 3 angelegt. Die dort gesammelten Daten geben einen Einblick über die Übereinstimmung der Ermüdungstragfähigkeit aus zahlreichen Versuchen mit den Kerbfallklassen nach DIN EN 1993-1-9 [1]. In dem Projekt wurde für Kerbdetail 1, unter Vernachlässigung der geometrischen Einflussfaktoren und Anwendung anderer Filterkriterien, für alle ausgewerteten Versuchsdaten bei einer vorgegebenen Steigung von  $m = 3$  ein  $\Delta\sigma_c = 69 \text{ N/mm}^2$  ermittelt, was den Kerbfall 80 des Eurocode nicht bestätigt. Für das Kerbdetail 3 konnte unter Anwendung der gleichen Filterkriterien ein  $\Delta\sigma_c = 38 \text{ N/mm}^2$  bei einer vorgegebenen Steigung von  $m = 3$  ermittelt werden, was mit dem Kerbfall 36\* nach Eurocode 3 ungefähr übereinstimmt [2].

Auch in der IIW-Empfehlung sind Kerbfallklassen für Kreuz- und T-Stöße enthalten. Nach IIW-Empfehlung [14] wird, wie in der DIN EN 1993-1-9 [1], zwischen einer potentiellen Rissentstehung an der Schweißnahtwurzel oder am Schweißnahtübergang unterschieden. Bei potentiellen Schweißnahtübergangsversagen sind geometrische Kenngrößen jedoch nicht direkt in der Kerbfalltabelle eingearbeitet. Eine Berücksichtigung erfolgt hier über den Reduktionsfaktor  $f(t)$  ab einer Blechdicke  $t > 25 \text{ mm}$ . Die Ermittlung des Reduktionsfaktors  $f(t)$  erfolgt nach Gleichung (2.34). Der Abstand der Schweißnahtübergänge  $l$  wird in  $t_{eff}$  berücksichtigt und die Referenzdicke entspricht  $t_{ref} = 25 \text{ mm}$ . Der Dickenkorrektorexponent  $n$  ist für Kreuz- und T-stöße ohne Nachbehandlung auf 0,3 zu setzen.

$$f(t) = \left( \frac{t_{ref}}{t_{eff}} \right)^n = \left( \frac{25}{t_{eff}} \right)^{0,3} \quad (2.34)$$

mit:

$$\begin{aligned} l/t < 2 & \quad t_{eff} = t \\ l/t \geq 2 & \quad \max [t_{eff} = 0,5 \cdot l ; t_{eff} = t] \end{aligned}$$

Die Einordnung erfolgt dann nach IIW-Empfehlung Tabelle 3.1 [14] für Kreuzstöße mit voller Durchschweißung (Nr.412 Abbildung 2.13) in FAT 71 und nicht volldurchgeschweißten Kreuzstößen (Nr.413 Abbildung 2.13) in FAT 63. Zusätzlich erfolgt eine Einordnung für Kreuzstöße mit voller Durchschweißung und Nachbearbeitung des Schweißnahtübergangs (Nr.411) in FAT 80 und einer zusätzlichen Anpassung des Dickenkorrektorexponenten in Gleichung (2.34) zu  $n = 0,2$ . Die FAT für Kreuzstöße mit einer potentiellen Rissstelle an der Schweißnahtwurzel (Nr.414 Abbildung 2.13) entspricht der FAT 36\* nach Eurocode 3 [1] und ist unabhängig von geometrischen Einflüssen.

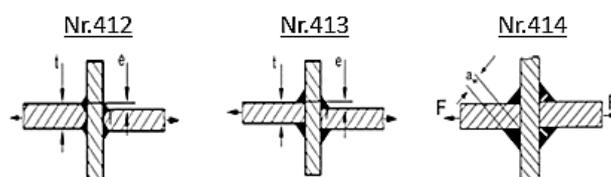


Abbildung 2.13: Konstruktionsdetails nach IIW-Empfehlung [14]

### 2.5.3 Stand der Forschung

In der DIN EN 1993-1-9 Tabelle 8.5 hat für die Ermüdungsfestigkeit von Kerbdetail 1 nur die Bauteildicke des Anschlussbleches  $t$  und der Abstand der Schweißnahtübergänge  $l$  einen direkten Einfluss auf die Zuordnung des Kerbfalls. Für Kerbdetail 3 sind keine Spezifizierungen des Details angegeben. Dennoch haben Forschungsvorhaben in der Vergangenheit verschiedene weitere Einflussparameter auf die Ermüdungsfestigkeit von Kreuzstößen ermittelt. Im Folgenden werden verschiedene Einflussparameter, allgemein für die Ermüdungsfestigkeit, aber auch spezifisch für Kreuzstöße betrachtet.

Zunächst gilt im Allgemeinen für die Ermüdungsfestigkeit, dass die **Stahlfestigkeit** einen geringen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit hat, weshalb gängige Nachweise [1, 14] unabhängig von der Streckgrenze geführt werden. Das Potential höherfester Stähle kann erst durch etwaige Nachbehandlungen der Schweißnaht ausgeschöpft werden [5]. Was auch von **R. Schliebner und M.Vormwald 2006** [23] für Kerbdetail 1 und 3 bestätigt werden kann.

Anders verhält es sich mit den Abmessungen eines Bauteils. Die **Größe bzw. Oberfläche** hat einen wichtigen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit eines Bauteils. Mit zunehmenden Abmessungen nimmt die Ermüdungsfestigkeit ab. Grund hierfür ist, dass die Einflüsse auf Verformungsbehinderungen wesentlich geringer sind, da bei kleineren Bauteilen weniger Eigenstress auftritt. Zudem sinkt bei kleineren Abmessungen die Wahrscheinlichkeit für ermüdungsreduzierende Fehlstellen des Materials [5]. Des Weiteren konnte in der Auswertung der Datenbank in [2] für das Kerbdetail 1 bestätigt werden, dass die Geometrieparameter  $t$  und  $l$  einen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit haben. Es wurde aber auch angemerkt, dass dies nicht die einzigen Einflussparameter sind.

Ein weiterer wichtiger Aspekt für die Ermüdungsfestigkeit einer geschweißten Verbindung ist die **Einbrandtiefe** bei nicht voll durchgeschweißten Stößen oder Kehlnähten. Die Einbrandtiefe ist stark abhängig vom **Schweißverfahren**, der Brennerhaltung und Schweißlage. Die Einbrandtiefe ist bei der Ermittlung der Schweißnahtdicke mit zu berücksichtigen. Besonders bei Schweißverfahren mit einer großen Einbrandtiefe (z.B. UP-Schweißen und Lichtbogenhandschweißen) kann bei einer unzureichenden Betrachtung der Einbrandtiefe der Schweißnahtquerschnitt nicht genau bestimmt werden. Dies kann zu einer Überschätzung der real vorliegenden Spannungsschwingbreite führen und die Einordnung in auf der unsicheren Seite liegendes Kerbdetail zur Folge haben. Bei Kerbdetail 3 entsteht so eine Abhängigkeit zwischen Ermüdungsfestigkeit und Schweißverfahren [2].

Neben der Einbrandtiefe der Schweißnaht hat auch die **Nahtgeometrie** einen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen. Kainuma und Mori [24] kommen 2006 nach der Untersuchung von Kreuzstößen mit verschieden geformten Kehlnähten zu dem Ergebnis, dass weder konvexe noch konkave Kehlnähte die Ermüdungstragfähigkeit im Vergleich zu Schweißnähten mit gleichlangen Schenkeln und geradem Nahtanstiegswinkel großartig verbessern oder verschlechtern. Gleiches gilt auch für Schweißnähte, bei denen der Schenkel am

Anschlussblech verlängert wurde. Im Gegensatz hierzu konnte ein Anstieg der Ermüdungsfestigkeit verzeichnet werden, wenn der Schweißnahtschenkel an der Grundplatte verlängert wurde [24].

Als weiterer Einflussparameter auf die Ermüdungsfestigkeit ist die **Mittelspannung** bei experimentellen Untersuchungen an Kleinproben für Kerbdetail 3 zu nennen. Bei Kerbdetail 3 können Druckeigen Spannungszustände im Bereich der Schweißnahtwurzel entstehen, die eine Mittelspannungsabhängigkeiten von Kreuzstoßproben erzeugen und sich positiv auf die Ermüdungsfestigkeit auswirken. Der positive Einfluss von Mittelspannungen kann aber nicht ohne Weiteres auf die Praxis übertragen werden [25], ist für die Durchführung von experimentellen Untersuchungen aber zwingend zu beachten. Ermüdungsversuche im Wechselbeanspruchungsbereich ( $R=-1$ ) können deutlich höhere Ermüdungsfestigkeiten bei einer Probe ermitteln als Versuche an derselben Probe, die im Zugschwellbeanspruchungsbereich gefahren werden [26].

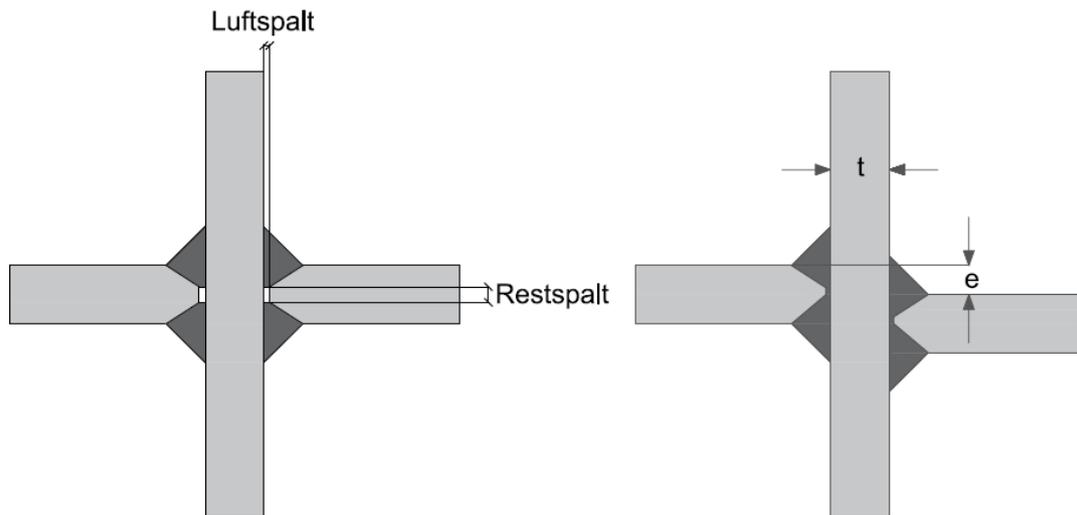
#### 2.5.4 Imperfektionen bei Kreuz- und T-Stößen

Bei der Herstellung von Kreuz- und T-Stößen gibt es verschiedenste Möglichkeiten, die dazu führen können, dass das reelle Verbindungsdetail vom theoretisch perfekten Konstruktionsdetail abweicht. Solche Imperfektionen reichen von metallurgischen Veränderungen des Grundwerkstoffs und Unzulänglichkeiten der Schweißnaht bis hin zu unplanmäßiger unzureichender Durchschweißung (Restspalt), Luftspalt oder axialer Schiefstellung, um Beispiele zu nennen.

Die Ausführungsqualität von Schweißnähten hat einen wesentlichen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit. Schweißnähte sind entsprechend ihren Anforderungen nach DIN EN 1090 [4] herzustellen. Schweißnahtunregelmäßigkeiten werden in der DIN EN ISO 5817 Anhang C [3] tabelliert und in Bewertungsgruppen eingeteilt. DIN EN ISO 5817 [3] gibt eine Ergänzung für die Einordnung der Kerbfälle nach IIW-Empfehlung [14]. Es besteht jedoch kein direkter Bezug zwischen den Fehlergrenzwerten und der Ermüdungsfestigkeit [27]. Auch in der DIN EN 1993-1-9 [1] werden keine Zusammenhänge zwischen Grenzwerten bei Schweißnahtunregelmäßigkeiten und Kerbfällen gegeben.

Eine mögliche Imperfektion bei der Herstellung von geschweißten Kreuzstößen ist eine **axiale Schiefstellung** (vgl. Abbildung 2.14 b). Sowohl im Eurocode [1] als auch in der IIW-Empfehlung [14] wird die axiale Schiefstellung von Kreuzstößen auf kleiner 15% ( $e/t < 0,15$ ) der Dicke der Grundplatte (Zwischenblech) begrenzt. Der Einfluss einer axialen Schiefstellung auf die Ermüdungsfestigkeit von Kreuzstößen konnte auch von [26, 28] bei experimentellen und numerischen Untersuchungen an Kreuzstößen mit teilweiser Durchschweißung und Kreuzstößen mit Kehlnähten bestätigt werden. Beide kommen zu dem Ergebnis, dass bei axialer Belastung eine Reduktion der Ermüdungstragfähigkeit infolge erhöhter Biegespannungen, verursacht durch die Schiefstellung, auftritt. In [26] ist eine Verschiebung des Versagensort, ausgelöst durch eine axiale Schiefstellung, festzustellen. Die dort untersuchten, teilweise durchgeschweißten

Kreuzstöße ohne Schiefstellung, versagen an der Schweißnahtwurzel. Mit zunehmender Schiefstellung verschiebt sich das Versagen Richtung Schweißnahtübergang. Folglich stellt [26] einen höheren negativen Einfluss der Schiefstellung auf die Ermüdungsfestigkeit des Schweißnahtübergangs als auf die Ermüdung der Schweißnahtwurzel fest. Des Weiteren ist der negative Effekt auf die Ermüdungsfestigkeit für Proben mit Kehlnähten geringer als für solche mit einer teilweisen Durchschweißung [28].



**Abbildung 2.14: Skizze zum Restspalt/Luftspalt und axialer Schiefstellung**

Außerdem kann es bei der Fertigung von Kreuzstößen zu Schweißnahtunregelmäßigkeiten in Form von unzureichender Durchschweißung, auch **Restspalt** (vgl. Abbildung 2.14 a) genannt, kommen. Kreuzstöße, die mit nur teilweiser Durchschweißung konstruiert worden sind, haben oftmals eine geringere Ermüdungsfestigkeit im Bereich der Schweißnahtwurzel als am Schweißnahtübergang. So versagen alle Proben, egal ob teildurchgeschweißte oder mit Kehlnähten, ausgeführt nach [24, 26, 29, 23, 30], durch Anreißen der Schweißnaht an der Wurzel. In allen Studien, außer [26], konnten allerdings höhere FAT als die in [1] und [14] empfohlene FAT 36\* festgestellt werden.

Es ist bei der Verbindung von Blechen zu Kreuz- und T-Stößen durchaus möglich, dass es nicht nur zu einer unzureichenden Durchschweißung kommt, sondern dass zwischen den Blechen keine Kontaktfläche vorhanden ist und ein größerer **Luftspalt** entsteht (vgl. Abbildung 2.14). Eine mögliche unzureichende Durchschweißung ohne oder mit Luftspalt ist in DIN EN ISO Anhang C [3] nicht berücksichtigt und auch sonst fehlt eine normative Regelung um eine ausreichende Ermüdungstragfähigkeit von Kreuzstößen trotz Rest- und oder Luftspalten nachzuweisen.

Ein wichtiger Punkt, um die Ermüdungsfestigkeit von Rest- bzw. Luftspalten bestimmen zu können, ist die zuverlässige Quantifizierung der Größe des Restspalts mit geeigneten Zerstörungsfreien Prüfverfahren (ZfP – Zerstörungsfreie Prüfverfahren). Durch den Fortschritt im Bereich von Elektronik, Computern und Datenverarbeitung sind modernste ZfP-Verfahren wie

Ultraschallverfahren heute in der Lage, Art, Form und Größe von Restspalten zu erkennen [31, 32].

Mit einer Fit for Purpose – Strategie könnten durch eine möglichst exakte Definition der Anforderungen an ein Verbindungsdetail in Kombination mit einer quantitativen Erfassung des Rest-/Luftspalts auch Verbindungen toleriert werden, die nach aktueller Normung nicht nachweisbar sind [33].

### **3 Datenbank zu Ermüdungsversuchen an Kreuzstößen mit Imperfektionen**

Im Rahmen der Arbeit wurden Daten aus unterschiedlichen Publikationen zum Thema Ermüdungsversuche an Kreuz- und T-Stößen mit Imperfektionen gesammelt. Die gesammelten Daten zu verschiedenen Versuchsserien sind als Erweiterung der im Rahmen der „Neubewertung und Erweiterung des Kerbfallkatalogs“ [2] erstellten Datenbank hinzugefügt worden. Die untersuchten und in die Datenbank aufgenommenen Publikationen werden aus Gründen der Übersichtlichkeit im Folgenden kurz vorgestellt. Anschließend werden die wichtigsten Erkenntnisse, die sich aus den neu gesammelten Daten ergeben, vorgestellt. Um später Vergleiche zwischen einer numerischen Analyse und experimentellen Versuchen anstellen zu können, werden zunächst die Kerbfälle der verschiedenen Versuchsserien statistisch ausgewertet (vgl. Abschnitt 2.4.3). Des Weiteren werden mit Hilfe der geometrischen Abmessungen der verschiedenen Probekörper FE-Simulationen, aufbauend auf dem Kerbspannungskonzept (vgl. Abschnitt 2.3.3), durchgeführt. Am Ende des Kapitels werden die Ergebnisse dieser beiden Auswertungen vorgestellt und miteinander verglichen.

#### **3.1 Überblick und Zusammenfassung der untersuchten Publikationen**

Die in die Datenbank aufgenommenen Publikationen werden im nachfolgenden Abschnitt zusammengefasst. Einen Überblick über Autoren, Titel, Publikationsjahr und das Kürzel liefert Tabelle 3-1. Vorweg ist anzumerken, dass neben Publikationen, die sich auf die Untersuchung der Zeitfestigkeit konzentrieren, auch Untersuchungen an Kreuzstößen mit Restspalten im Bereich der Kurzzeitfestigkeit und bruchmechanische Untersuchungen im ersten Schritt in die Datenbank mit aufgenommen wurden. Einen umfangreichen Einblick in die Datenbank gibt Anhang A.

**Tabelle 3-1: Überblick über die Publikationen**

Quellen-ID.	Autor	Titel	Kürzel	Jahr
001	P. Schaumann, K. Schwarzer	Beanspruchung und Schwingfestigkeit der Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht von Stirnplattenverbindungen	Schau_1 [34]	1999
002	M. Feldmann, B. Eichler, S. Höhler, H. Schmeink	Feststellung und Bewertung zulässiger Restspalte beim Schweißen	Feld_1 [33]	2007
003	M. Feldmann, B. Eichler, H. Schmeink	Ergänzende Untersuchungen zur Bewertung zulässiger Restspalte zur Überführung in technische Regeln	Feld_2 [12]	2011
004	T. Hanji, C. Miki, K. Saiprasertkit	Low-and High-Cycle Fatigue Behaviour of Load-Carrying Cruciform Joints Containing Incomplete Penetration and Strength Mismatch	Han_1 [35]	2012
005	T. Hanji, K. Tateishi, Y. Ohashi, M. Shimizu	Effect of weld penetration on low-cycle fatigue strength of load-carrying cruciform joints	Han_2 [36]	2019
006	S. Kainuma, T. Mori	A study on fatigue crack initiation point of load carrying fillet welded cruciform joints	Kain_1 [30]	2008
007	H. Jakubczak, G. Glinka	Fatigue analysis of manufacturing defects in weldments	Jak_1 [26]	1886
008	S. Kainuma, T. Mori	A fatigue strength evaluation method for load-carrying fillet welded cruciform joints	Kain_2 [24]	2006
009	K. Vempati K. Brahmaiah K. V. Subbaiah	Parametric Studies on Stress Intensity Factors in A Fillet Welded Cruciform	Vem_1 [37]	2020
010	J. D. Sorensen, J. Tychsen, J. U. Andersen, R. D. Brandstrup	Fatigue Analysis of Load-Carrying	Sor_1 [29]	2006
011	R. Schliebner, M. Vormwald	Anwendung von FE basierten Schwingfestigkeitskonzepten	SchVorm_1 [23]	2003

Bei **P. Schaumann und K. Schwarzer 1999** [34] wurden T-Stöße mit einem Restspalt von  $1/3$  der Dicke des Anschlussblechs auf ihre Ermüdungsfestigkeit hin untersucht. Es konnte festgestellt werden, dass Ermüdungsrisse ausschließlich am Schweißnahtübergang zum Stirnblech entstanden. Es konnte kein Einfluss des Restspalts auf die Ermüdungsfestigkeit festgestellt werden [34]. An der RWTH Aachen wurden von **M. Feldmann, B. Eichler, S. Höhler und H. Schmeink 2007** [33] Forschungen an Kreuzstößen mit Restspalten und Luftspalten durchgeführt. Es erfolgten Untersuchungen an Kreuzstößen mit doppelseitigen Nähten und Restspalt sowie an einseitig geschweißten Kreuzstößen mit Restspalt und mit und ohne Luftspalt. Es erfolgte jedoch keine konkrete Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit. Für die Tragfähigkeitsermittlung wurden die Proben zunächst unter zyklischer Beanspruchung zum Anreißen gebracht und dann durch eine extreme Abkühlung statisch belastet. Es konnte nachgewiesen werden,

dass Restspalte bei den untersuchten Details „für fast alle Bemessungsszenarien tolerierbar sind, ohne die Tragfähigkeit der Schweißnaht zu beeinträchtigen“. Neben der Tragfähigkeitsermittlung der Proben wurde auch die Quantifizierung des vorhandenen Restspalts durch ZfP-Verfahren (UT-Prüfung) untersucht [33]. Aufbauend auf [33] wurden von **M. Feldmann, B. Eichler und H. Schmeink 2011** [12] ergänzende Untersuchungen an Kreuz- und Stumpfstößen mit Restspalt durchgeführt. Die Versuchsdurchführung erfolgte nach dem gleichen Muster. Das Forschungsvorhaben konnte die vorher gewonnenen Ergebnisse bestätigen. Außerdem konnte die Anwendung des herkömmlichen UT-Verfahrens zur Ermittlung der Restspalte durch den Einsatz von Gruppenstrahltechnik (phase array) verbessert werden. Dies vereinfacht den Einsatz zerstörungsfreier Prüfverfahren [12]. Der Fokus der Untersuchungen von **S. Kainuma und T. Mori 2008** [30] an Kreuzstößen mit Restspalt lag auf dem Ort der Rissentstehung und in welchem Zusammenhang dieser mit dem Spannungsverhältnis  $R$  steht. Es wurden zwei Versuchsreihen mit identischen Geometrien unter unterschiedlichen Spannungsverhältnissen getestet. Es wurde zum einen eine Serie mit Spannungsamplitude mit einer oberen Spannung knapp unterhalb der Streckgrenze und zum anderen eine Serie mit einer unteren Spannung knapp über Null getestet. Alle Proben versagten an der Schweißnahtwurzel. Außerdem konnte festgestellt werden, dass bei kleineren Spannungsamplituden die Proben, die mit einer höheren Oberspannung belastet wurden, eine kürzere Lebensdauer aufwiesen als jene mit einer unteren Spannung knapp über Null. Dieser Effekt wurde mit kleiner werdenden Spannungsamplituden verstärkt [30].

**R. Schlieber und M. Vormwald 2006** [23] haben Versuche an komplett durchgeschweißten Kreuzstößen und Kreuzstößen mit Kehlnähten durchgeführt, bei denen Anschlussblech und Grundplatte unterschiedliche Stahlgüten besaßen. Auch wurde der Einfluss von Schweißnahtnachbehandlungen und der Schweißnahtposition (PA waagrecht; PB horizontal) auf die Ermüdungsfestigkeit untersucht. Außerdem wurden die experimentellen Ergebnisse mit verschiedenen lokalen Spannungskonzepten verglichen. Als Ergebnisse sind zu nennen, dass durch die Schweißnahtnachbehandlung (WIG-Behandlung) die Ermüdungsfestigkeit signifikant gesteigert wurde. Bei dem Vergleich zwischen experimentellen Versuchen und numerischer Analyse wurde die FAT-Klasse 225 nach IIW-Empfehlung [14] als zu konservativ eingeordnet und eine FAT-Klasse 250 für geeigneter erachtet [23]. **T. Hanji, C. Miki und K. Saipraserkit** [35] haben **2012** in ihren Untersuchungen Versuche zu Kreuzstößen mit Restspalten und unterschiedlichen Stahlgüten der verbundenen Bleche durchgeführt. Neben teilweise durchgeschweißten wurden auch Kreuzstoßverbindungen mit Kehlnähten in Kurz- und Zeitfestigkeitsversuchen untersucht. Bei der Ermittlung der Dauerfestigkeit wurden jedoch keine klassischen Schwingfestigkeitsversuche (vgl. Abschnitt 2.4) durchgeführt. Pro Versuchsserie wurde hier nur eine Spannungsschwingbreite getestet. Die Ergebnisse des Forschungsvorhabens im Bereich der Zeitfestigkeit sind, dass der Zusammenhang zwischen Blechen aus verschiedenen Stahlgüteklassen und der Ermüdungsfestigkeit im Zeitfestigkeitsbereich vernach-

lässigt werden kann. Außerdem versagten alle Proben durch Anrisse im Bereich der Schweißnahtwurzel [35]. Bei Untersuchungen von **T. Hanji, K. Tateishi, Y. Ohashi und M. Shimizu** [36] wurde **2020** der Einfluss der Restspaltgröße auf die Kurzzeitfestigkeit untersucht. Als Hauptergebnis ist hier zu nennen, dass mit Hilfe des Kerbspannungskonzepts der potentielle Versagensort (Nahtwurzel oder Nahtübergang) bei Kurzzeitfestigkeitsversuchen erfolgreich vorhergesagt werden kann [36].

In der Publikation von **S. Kainuma und T. Mori 2006** [24] wurden experimentelle Versuche an tragenden Kreuzstößen mit unterschiedlichen Kehlnahtformen durchgeführt. Es wurden fünf verschiedene Serien getestet. Neben klassischen Kehlnähten (gleiche Nahtschenkelängen) wurden Kehlnähte mit konvexer und konkaver Form sowie Kehlnähte mit unterschiedlich langen Schenkeln getestet. Lediglich bei einem verlängerten Schweißnahtschenkel an der Grundplatte konnte eine signifikant höhere Ermüdungsfestigkeit festgestellt werden als bei den übrigen Schweißnahtgeometrien [24]. Angelehnt an S. Kainuma und T. Mori 2006 [24] untersuchten auch **S. R. Vempati, K. Brahmaraju und K. V. Subbaiah 2014** [37] den Einfluss verschiedener Schweißnahtgeometrien auf die Ermüdungsfestigkeit. Auch sie kommen zu dem Ergebnis, dass eine Verlängerung des Schweißnahtschenkels an der Grundplatte einen signifikanten Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit hat [37].

**H. Jakubczak und G. Glinka** [26] untersuchten **1986** geschweißte Kreuzstoßverbindungen mit Restspalten und einer axialen Schiefstellung. Alle Proben hatten die gleiche Restspaltgröße. Des Weiteren wurden die Proben in zwei Versuchsreihen unterteilt. Die Proben einer Versuchsreihe wurden mit dem gleichen Spannungsverhältnis ( $R=0,5$  bzw.  $R=-1$ ), aber einer zunehmenden axialen Schiefstellung getestet. Die Biegespannungen infolge der axialen Schiefstellung reduzieren die Ermüdungsfestigkeit bei geschweißten Kreuzstößen mit Restspalt. Die Versuche haben gezeigt, dass der Versagensort unabhängig vom Spannungsverhältnis durch eine axiale Schiefstellung von der Schweißnahtwurzel zum Übergang wechselt. Der Einfluss der axialen Schiefstellung war bei der Versuchsreihe im Wechselbeanspruchungsbereich ( $R=-1$ ) größer [26].

Bei **J. D. Sørensen, J. Tyghsen, J. U. Andersen und R. D. Brandstrup** [29] stehen **2006** Verbindungen mit tragenden Kehlnähten im Zentrum der Untersuchungen. Neben Schwingfestigkeitsversuchen an Kreuzstößen mit Kehlnähten wrden auch Versuche an Kreuzstößen mit Doppelplattenverstärkung durchgeführt, um den Einfluss von Biegespannungen zu untersuchen. Alle Proben versagten durch Risse ausgehend von der Schweißnahtwurzel [29].

### 3.2 Auswertung der Datenbank

Nachfolgend werden die gesammelten Daten zu Ermüdungsversuchen aus den in Abschnitt 3.1 vorgestellten Publikationen ausgewertet. Schlussendlich erfolgt ein Vergleich der nach DIN EN 1993-1-9 [1] ermittelten Kerbfällen aus den experimentellen Ermüdungsversuchen mit jenen aus numerischen Analysen der Probekörper mit dem Kerbspannungskonzept. Das Ziel ist eine Überprüfung der FAT-Klasse 225 nach IIW-Empfehlung [14].

#### 3.2.1 Analyse der Versuchsdaten

Die in die Datenbank aufgenommenen Einträge umfassen neben den Geometrien der Probekörper einzelner Serien von Ermüdungsversuchen auch Einträge zu der Art und Weise der Versuchsdurchführung, den verwendeten Materialien für die Bauteile und Schweißzusatzwerkstoffen sowie Details zum Schweißprozess.

Betrachtet man die Blechdicken  $t$  der einzelnen Probekörper, wie in Abbildung 3.1 dargestellt, stellt man fest, dass für Ermüdungsversuche vorwiegend gleiche Blechdicken für Anschlussblech und Grundplatte gewählt werden. Die Ausreißer bilden hier einerseits die zwei Versuchsserien von P. Schaumann und K. Schwarzer 1999 [34], bei denen T-Stöße untersucht wurden, die eine wesentlich dickere Grundplatte als die Anschlussbleche ( $t_{\text{Grundplatte}} = 25\text{mm}; 30\text{mm}$ ,  $t_{\text{Anschlussblech}} = 12\text{mm}$ ) hatten und andererseits die Versuche von R. Schlieber und M. Vormwald 2006 [23], bei denen die Grundplatte eine höhere Stahlklasse hatte als die Anschlussbleche.

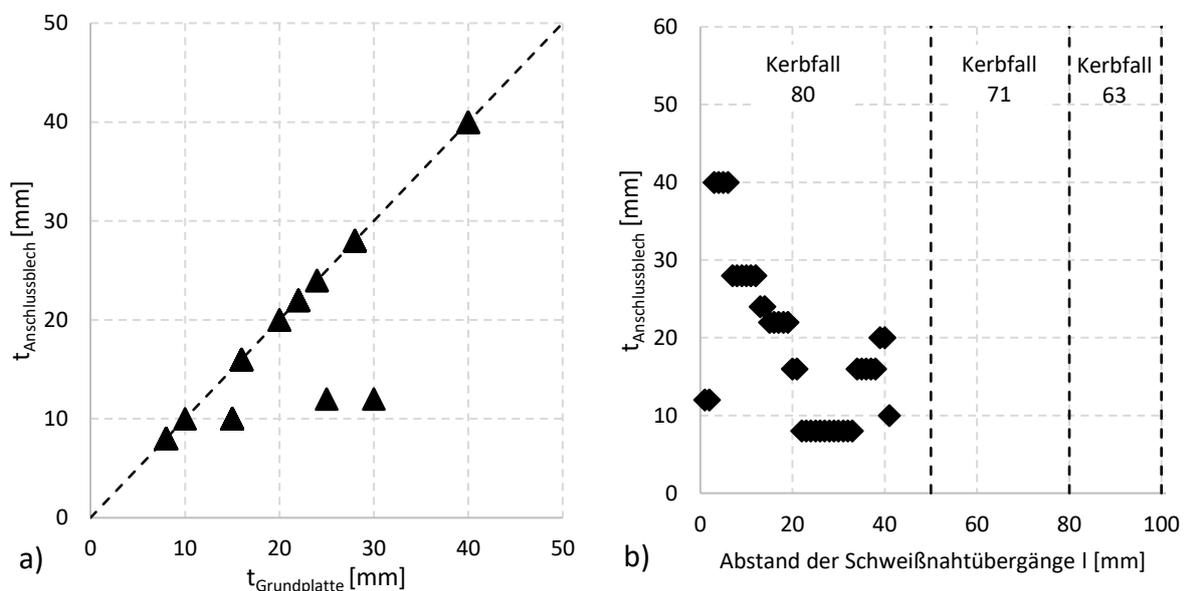


Abbildung 3.1 a) Größenverhältnis Grundplatte/Anschlussblech b) Einrodung des Schweißnahtübergangs in die Kerbfallkategorien nach DIN EN 1993-1-9 [1, 23, 24, 26, 29, 30]

Betrachtet man die relevanten geometrischen Größen für die Einordnung des Schweißnahtübergangs in die Kerbfälle nach DIN EN 1993-1-9 [1] (vgl. Abschnitt 2.5.2), dargestellt in Abbildung 3.1 b), erkennt man, dass die Probekörper überwiegend in hohen Kerbfallklassen angesiedelt sind und die Bauteilabmessungen somit als verhältnismäßig klein einzustufen sind. Die Ausnahme bilden hier die Versuche der Serien Feld\_1 [33] und Feld\_2 [12] die, wie bereits erwähnt, keine klassischen Ermüdungsversuche darstellen.

Die Auswertung der Versuche erfolgte nach DIN EN 1990 [20] und wird in Kapitel 2.4.3 beschrieben. Bei der Auswertung der Versuchsergebnisse wurden die Versuche entsprechend der DIN EN 1993-1-9 [1] und IIW-Empfehlung [14] in die Kategorien Schweißnahtübergangsversagen (Abbildung 3.2) und Schweißnahtwurzelsversagen (Abbildung 3.3) eingeteilt. In die Auswertung wurden nur Versuche ohne Schweißnahtnachbehandlung und ohne axiale Schiefstellung mit einbezogen. Alle Versuche wurden mit Spannungsverhältnissen im Zugschwellbereich durchgeführt. Des Weiteren wurde bei allen Schwingfestigkeitsversuchen mit einem Restspalt Schweißnahtwurzelsversagen festgestellt. Alle Versuchskörper mit voller Durchschweißung versagten durch Risse ausgehend vom Schweißnahtübergang.

Die Auswertung voll durchgeschweißter Versuche umfasst 108 Versuche in acht Versuchsreihen aus einer Quelle [23]. Bei der statistischen Auswertung mit einer festen Steigung von  $m = 3$  ergibt sich ein  $\Delta\sigma_c = 70,7 \text{ N/mm}^2$ , was sich besser mit dem Kerbfall 71 nach IIW-Empfehlung [14] als mit dem Kerbfall 80 nach DIN EN 1993-1-9 [1] deckt. Die Auswertung ist unter Anbetracht der wenigen Daten nur bedingt aussagekräftig und steht auch nicht im Zentrum der Arbeit.

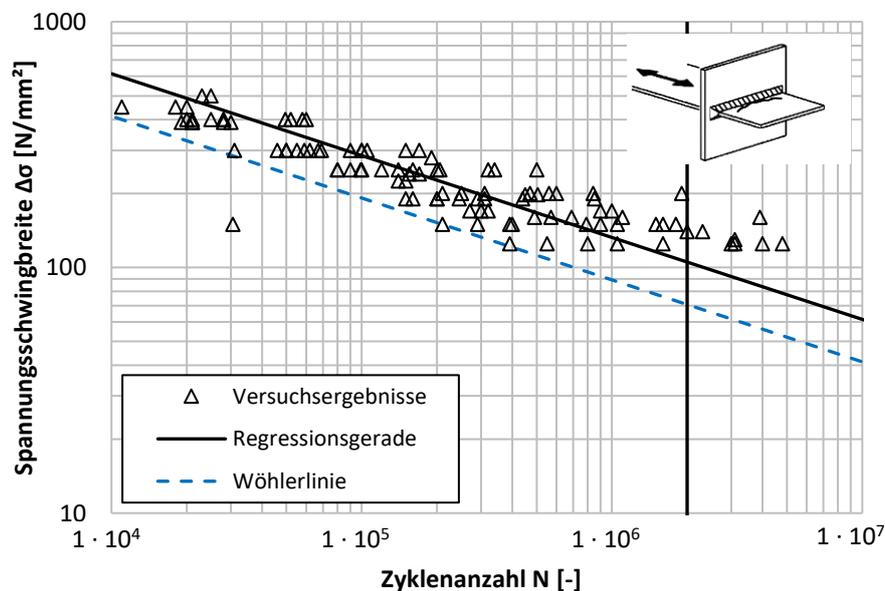
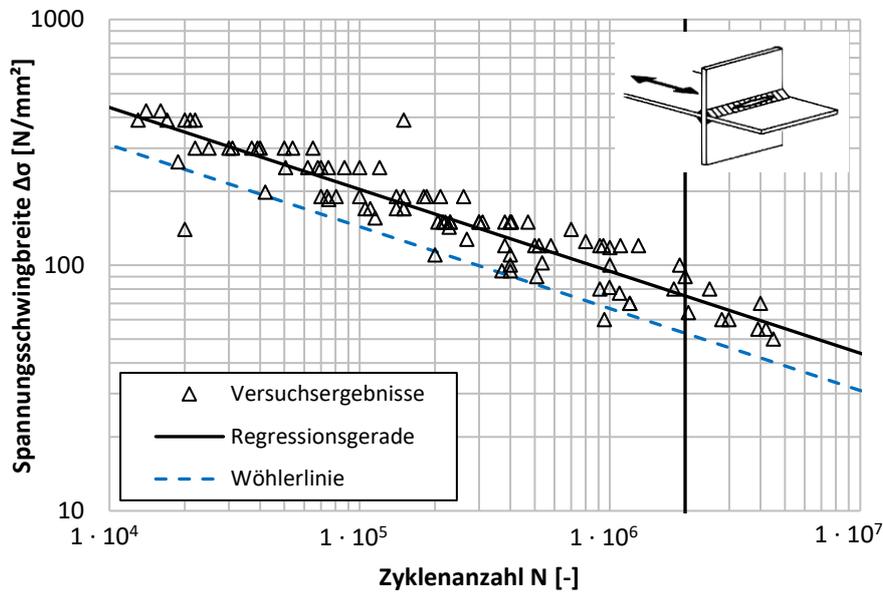


Abbildung 3.2: Versuchsauswertung von Versuchen mit Übergangsversagen (Detail 1) [23]

Für den Fall der Schweißnahtwurzelsversagen wurden 107 Schwingfestigkeitsversuche in 13 Serien aus fünf Quellen ([23, 24, 26, 29, 30]) ausgewertet. Auch hier wurden keine Versuche mit Schweißnahtnachbehandlung oder axialer Schiefstellung mit aufgenommen. Außerdem

wurden nur Versuche mit Spannungsverhältnissen im Zugschwellbereich berücksichtigt.

Die statistische Auswertung mit einer festen Steigung von  $m = 3$  ergibt ein  $\Delta\sigma_c = 52,9 \text{ N/mm}^2$ , was deutlich über dem Kerbfall 36\* nach DIN EN 1993-1-9 [1] und der IIW-Empfehlung [14] liegt. Die wahre Steigung ist flacher als  $m = 3$  und liegt bei  $m^* = 2,6$ .



**Abbildung 3.3: Versuchsauswertung von Versuchen mit Wurzelversagen (Detail 3)**  
 [23, 24, 26, 29, 30]

Wenn man nur jene Versuche, die einen Probekörper mit teilweiser Durchschweißung untersuchen, streicht, ergibt sich bei einer festen Steigung von  $m = 3$  ein  $\Delta\sigma_c = 44,9 \text{ N/mm}^2$ , was Kerbfall 36\* auch nicht bestätigt.

### 3.3 Numerische Analyse

Zum Abschluss von Kapitel 3 werden die Ergebnisse der numerischen Analyse der einzelnen in Abschnitt 3.2.1 vorgestellten Versuchsserien dargestellt. Die Auswertung erfolgte nach dem Kerbspannungskonzept. Als Finite-Elemente-Software wurde das Programm Abaqus verwendet. Bevor die Ergebnisse der FE-Simulationen vorgestellt und mit den Versuchsergebnissen verglichen werden, wird zunächst das numerische Modell und die Vorgehensweise bei der FE-Simulation vorgestellt. Anschließend folgt eine Erklärung, wie die Kerbwirkungszahl in dieser Arbeit definiert ist und wie sie ermittelt wird. Zum Abschluss der Analyse werden noch die gesammelten Ergebnisse mit den Ergebnissen einer größeren Datenmenge verglichen.

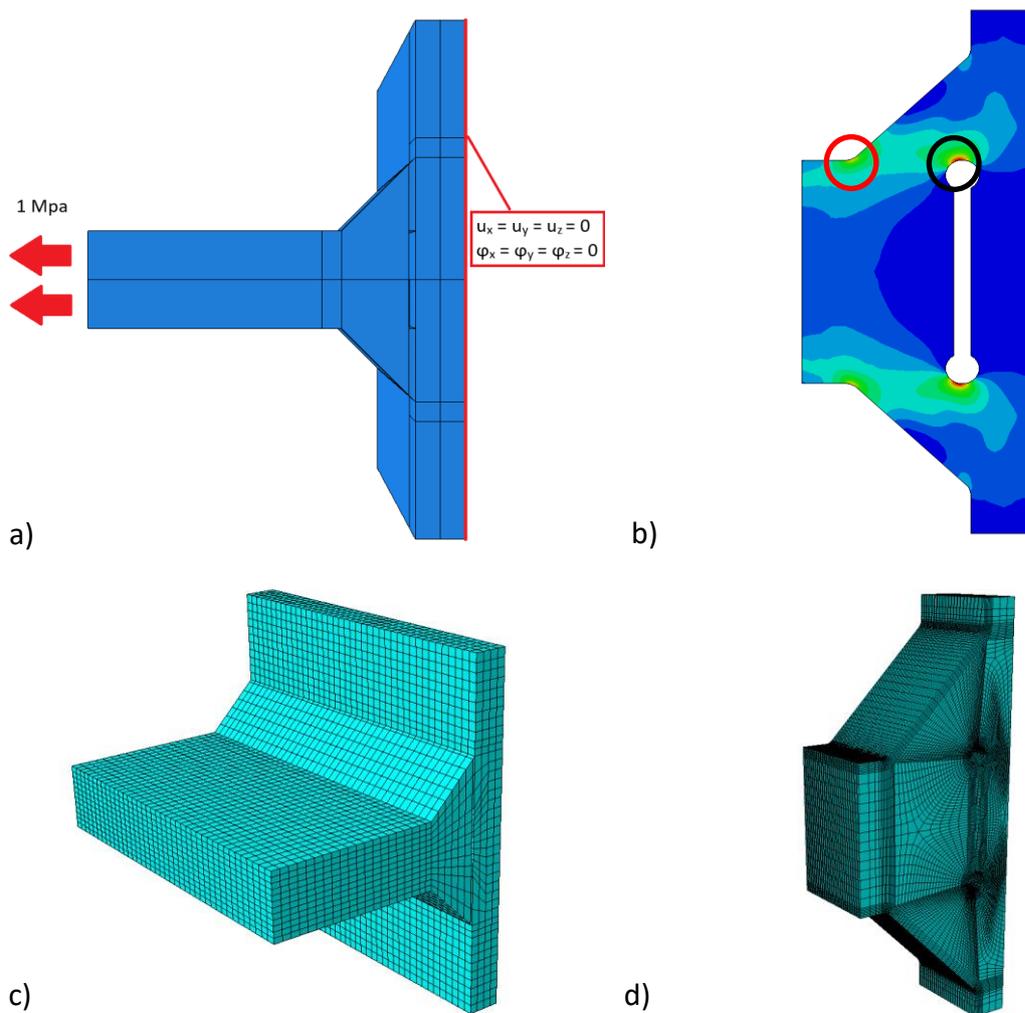
#### 3.3.1 Vorstellung des numerischen Modells

Das Vorgehen bei der numerischen Simulation wird im nachfolgenden vorgestellt. Die Auswertung erfolgt nach dem in Abschnitt 2.3.3 vorgestellten Kerbspannungskonzept. Für die numerischen Untersuchungen wird das Finite-Elemente-Programm ABAQUS 6.14. der Firma Simulia verwendet. Die Simulation erfolgt mit Hilfe eines parametrisiertes Python Skriptes. Die Nutzung des Skriptes ermöglicht die schnelle Anpassung verschiedene Parameter im Modell. Im Skript kann bei der Modellierung zwischen Modellen ohne Spalt (volle Durchschweißung), Modellen mit nur einer Wurzel (Bez.: „nur1wurzel“) und Modellen mit einer beliebigen Spaltbreite und Spaltdicke (Bez.: „spalt“) unterschieden werden. Eine Übersicht über die verschiedenen Modelltypen und die jeweilige Diskretisierung ist in Anhang B enthalten. Die verschiedenen Geometrien, die in das Skript eingelesen werden können, sind in Abbildung 3.5 dargestellt.

Die Modellierung erfolgt unter Ausnutzung der Symmetrie. Als Belastung wird eine Zugspannung von 1 MPa am Anschlussblech aufgebracht. Die Belastungssituation und die Ausnutzung der Symmetrie sind in Abbildung 3.4 a) dargestellt. Für die Auswertung wird die Submodellmethode angewendet, die ebenfalls in Abschnitt 2.3.3 vorgestellt wird. Die Diskretisierung für das Globalmodells und das Submodell sind beispielhaft in Abbildung 3.4 c) und d) dargestellt. Bei der Modellierung des Submodells gibt es keine explizite Empfehlung wie der Wurzelspalt geformt werden soll. Lediglich für die Schweißnahtwurzel wird ein Radius von 1 mm vorgegeben (vgl. Abschnitt 2.3.3). Die Form des Wurzelspalts wird wegen des festen Wurzelradius maßgeblich von der Spaltbreite  $t_{\text{Spalt}}$  vorgegeben. Unterschiedliche Spaltbreiten und ihre Auswirkungen auf die Ergebnisse der FE-Simulation werden in dieser Arbeit noch genauer untersucht und im jeweiligen Kapitel beschrieben (vgl. Abschnitt 4.3.4). Die übersicht über verschiedene Modellierungen des Spalts sind in Anhang B dargestellt.

Die Auswertung der Spannungen erfolgt am Submodell. Bei der Anwendung der Submodell-Methode kann es im Bereich der Randbedingungen des Submodells zu Singularitäten bei den Ergebnissen der Simulation kommen. Um eine Auswertung dieser Singularitäten in Form von überhöhten Spannungen zu vermeiden, wird bei der Auswertung mit Abaqus der Rand des Submodells weggeschnitten, sodass eine Plausible Spannungsverteilung vorliegt. Die größten

Spannungen am Submodell treten bei Kreuzstößen entsprechend der potentiellen Versagensorte an der Schweißnahtwurzel (Abkürzung Wu, Abbildung 3.4 b) schwarzer Kreis) und am Schweißnahtübergang (Abkürzung Ub, Abbildung 3.4 b) roter Kreis) auf. Ausgewertet werden die maximalen Hauptspannungen an der Schweißnahtwurzel ( $\sigma_{Max,wu}$ ), des Schweißnahtübergangs ( $\sigma_{Max,ub}$ ), sowie die Vergleichsspannungen nach von Mises für die Schweißnahtwurzel ( $\sigma_{Mises,wu}$ ) und den Schweißnahtübergang ( $\sigma_{Mises,ub}$ ).



**Abbildung 3.4: Abaqus Modell a) Globalmodell mit Randbedingungen b) FE-Netz Globalmodell c) FE-Netz Submodell**

Abbildung 3.5 zeigt eine zweidimensionale Zeichnung des Globalmodells in der auch die detaillierten Geometrien des Submodells für den Wurzelspalt und den Schweißnahtübergang eingearbeitet sind. In Abbildung 3.5 sind außerdem die unterschiedlichen Kürzel dargestellt, die im Rahmen dieser Arbeit und im Python Skript für unterschiedliche geometrische Abmessungen verwendet werden. Neben den dargestellten Bezeichnungen wird nachfolgend die Breite der Grundplatte als  $b_{Gp}$  bezeichnet.

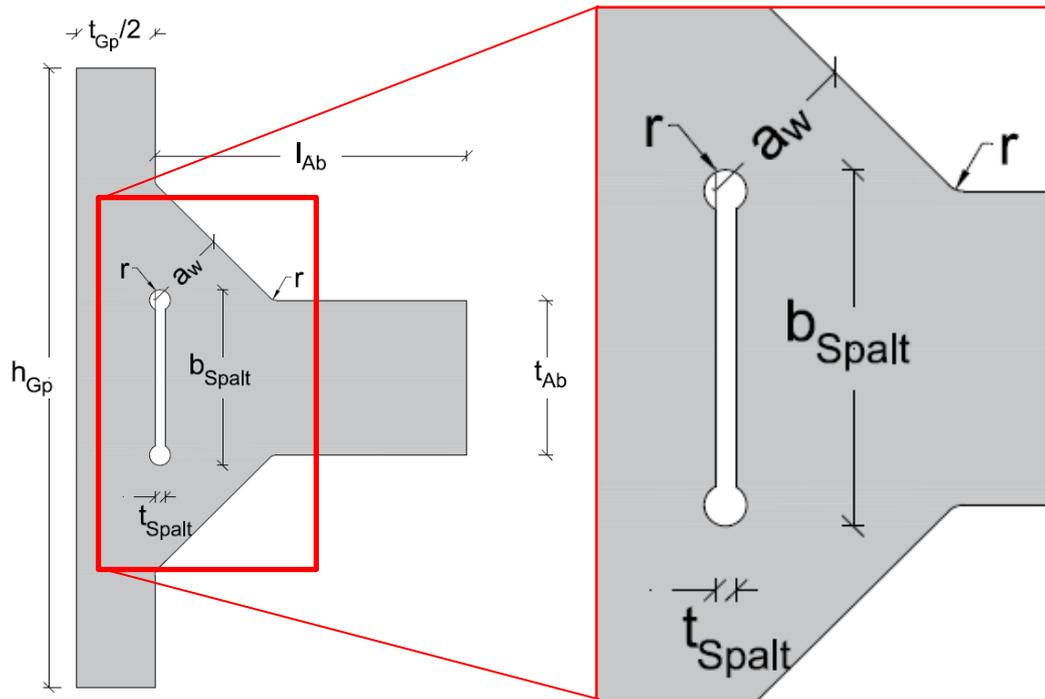


Abbildung 3.5: Skizze mit verwendeten Bezeichnungen für verschiedene Abmessungen

### 3.3.2 Definition der Kerbwirkungszahl $K_f$

Im nachfolgenden Abschnitt wird kurz die Definition der Kerbwirkungszahl im Rahmen dieser Arbeit vorgestellt. Außerdem wird erklärt, wie sie ermittelt wird. Grundsätzlich kann mit der Kerbwirkungszahl  $K_f$  das lineare Verhältnis zwischen Nennspannung  $\sigma_{nenn}$  und Kerbspannung  $\sigma_k$  beschrieben werden (vgl. Gleichung (2.22)). Stellt man Gleichung (2.22) nach  $K_f$  um, ergibt sich Gleichung (3.1).

$$K_f = \frac{\sigma_k}{\sigma_{nenn}} \quad (3.1)$$

Bei den numerischen Untersuchungen, die unter Anwendung des Kerbspannungskonzept durchgeführt wurden, wurde eine Zugspannung von 1 MPa am Anschlussblech aufgebracht. Die daraus resultierende Spannung ist die Kerbspannung  $\sigma_k$  für den betrachteten Ort. Das Kerbspannungskonzept setzt ein linear-elastisches Materialverhalten voraus, was eine einfache Skalierung der Spannungen ermöglicht. Der Versagensort des untersuchten Modells in Folge einer aufgetragenen Spannung am Anschlussblech, wie bei Ermüdungsversuchen unter Zugbelastung generell angewendet, wird folglich durch den Ort der maximalen Spannung gekennzeichnet. Will man jedoch den Kerbfall verschiedener potentieller Versagensorte bestimmen, muss die Nennspannung auf diesen Ort bezogen werden. Die beiden potentiellen Versagensorte bei einem Kreuzstoß mit tragenden Schweißnähten sind, wie oben erwähnt (vgl. Abschnitt 0), die Schweißnahtwurzel und der Schweißnahtübergang. Für die Schweißnahtwurzel entspricht die Nennspannung  $\sigma_{nenn}$  der Kerbspannung  $\sigma_k$ , weil keine Veränderung der Flächenverhältnisse vorliegt. Für die Nennspannung an der Schweißnahtwurzel muss jedoch eine

geometrische Veränderung zwischen Schweißnahtübergang und Schweißnahtwurzel berücksichtigt werden. Die Nennspannung an der Wurzel ergibt sich nach Gleichung (3.2). Daraus resultierend lässt sich die Kerbwirkungszahl an der Wurzel nach Gleichung (3.3) ermitteln. Die Bezeichnungen für die geometrischen Abmessungen können Abbildung 3.5 entnommen werden.

$$\sigma_{nenn,Wurzel} = \frac{t_{Ab}}{2 \cdot a_w + t_{Ab} - b_{Spalt}} \quad (3.2)$$

$$K_{f,Wurzel} = \frac{\sigma_k}{t_{Ab} / (2 \cdot a_w + t_{Ab} - b_{Spalt})} \quad (3.3)$$

### 3.3.3 Vergleich der FE-Simulation mit experimentellen Ergebnissen

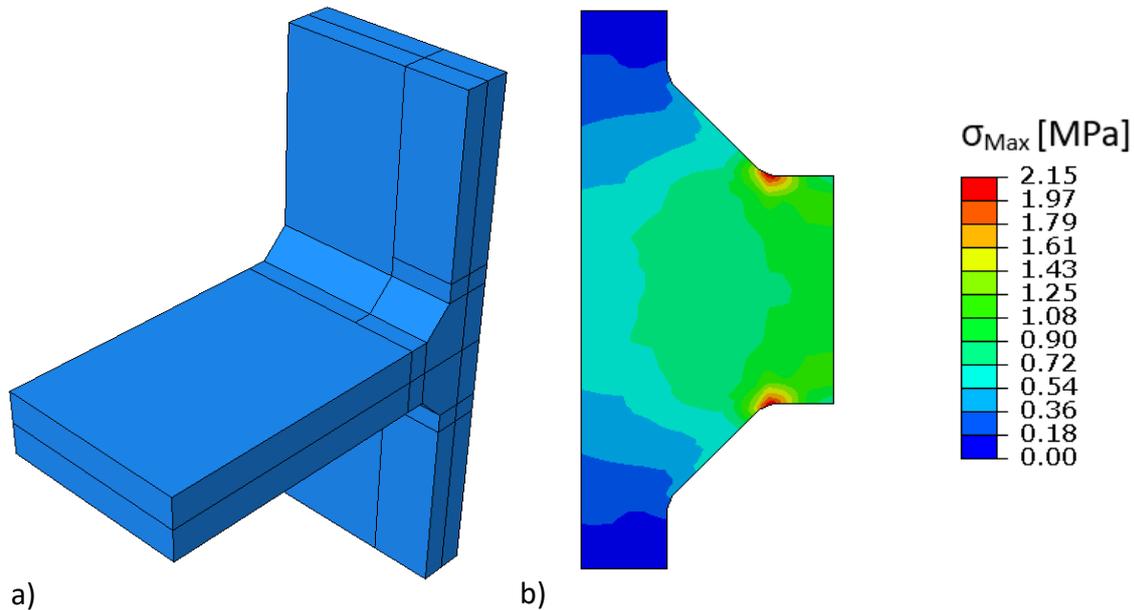
Falls Angaben zu den Geometrien der Versuchskörper nicht dokumentiert waren, wurden diese aus Bildern oder übrigen Angaben der Publikation entnommen (vgl. Tabelle 3-2 grau hinterlegte Felder).

Die numerische Auswertung der Datenbank umfasst 20 Serien. Nicht berücksichtigt wurden Versuche mit einer axialen Schiefstellung, einem Spannungsverhältnis von  $R < 0$  oder einer unsymmetrischen Naht. Auch Biegeversuche wurden nicht für die Auswertung berücksichtigt. In einigen Versuchsserien wurden Probekörper mit gleichen Abmessungen getestet. In den Versuchsserien wurden verschiedene Einflüsse wie die Kombination unterschiedlicher Stahlgüten oder Spannungsverhältnisse untersucht. Beides wird vom Kerbspannungskonzept nicht variiert, daher werden sieben unterschiedliche Modelle numerisch analysiert. Wie schon in Abschnitt 3.2.1 werden auch hier die Versuchsserien wieder nach ihrem Versagensort differenziert.

**Tabelle 3-2: Ausgewertete Versuchsreihen**

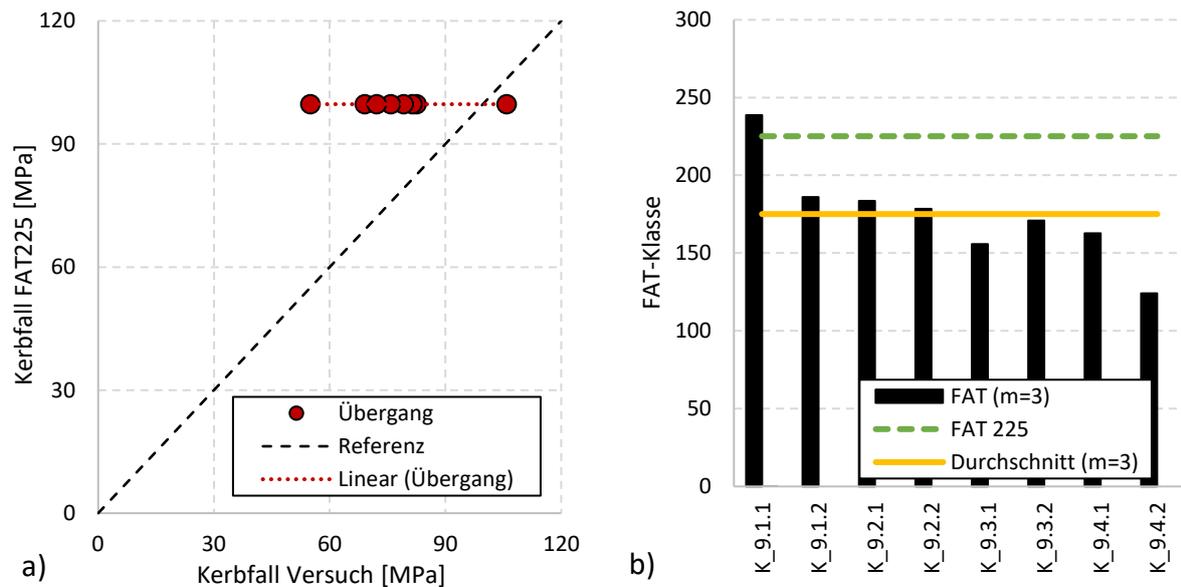
Kürzel Sim.	Kürzel Serie	t <sub>Ab</sub>	t <sub>Gp</sub>	l <sub>Ab</sub>	h <sub>Gp</sub>	b <sub>Gp</sub>	a <sub>w</sub>	b <sub>Spalt</sub>	t <sub>Spalt</sub>	r	Spaltvariante
-	-	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	-
Kain_1	FW_1.1, FW_1.2	16	16	160	100	25	7,78	16	0,1	1	spalt
Jak_1	JMis_1	8	8	130	80	40	11,17	7,9	0,1	1	spalt
Kain_2	I	16	16	160	100	35	9,9	15,5	0,1	1	spalt
Sor_1	Sor_1	10	10	250	100	100	5	10	0,1	1	spalt
SchVorm_1	K_9.1.1 bis K_9.4.2	10	15	50	80	30	3	0	0	1	keinspalt
SchVorm_1	K_WIG_1.1 bis K_WIG_1.3	10	15	50	80	30	3	0	0	3,3	keinspalt
SchVorm_1	Keh_7.1 bis Keh_7.4	10	15	50	80	30	3	4	0,1	1	spalt

Tabelle 3-2 stellt die für die Modellierung wichtigen Abmessungen der verschiedenen untersuchten Prüfkörper dar. Die abgeschätzte Breite der Grundplatte und Länge des Anschlussblechs basieren auf Parameterstudien, die in Kapitel 4 durchgeführt wurden und sind so gewählt, dass sie keinen Einfluss auf die Ergebnisse der FE-Simulation haben.



**Abbildung 3.6: Kreuzstoßmodell K\_WIG a) Globalmodell Symmetrie ausgenutzt B) Submodell Spannung infolge 1 N/mm<sup>2</sup> Belastung [23]**

Die Serien K\_WIG\_1.1 bis K\_WIG\_1.3 aus R. Schlieber und M. Vormwald 2006 [23] beinhalten Schwingfestigkeitsversuche an Prüfkörpern, deren Kerbe am Schweißnahtübergang durch Nachbehandlungen abgemildert wurde. Um dies mit dem Kerbspannungsmodell modellieren zu können, wurde der fiktive Kerbradius des Schweißnahtübergangs nicht wie üblich mit  $r = 1$  mm modelliert (vgl. Abschnitt 2.3.3), sondern wie in der Publikation empfohlen, mit dem Kerbradius  $r = 3,3$  mm. Das FE-Modell und die sich ergebenden Spannungen infolge einer Zugbelastung von  $1 \text{ N/mm}^2$  sind in Abbildung 3.6 dargestellt. Nach dem Kerbspannungskonzept ergibt sich ein Kerbfall 105, was zu den experimentellen Ergebnissen von  $\Delta\sigma_c = 108;111;114 \text{ N/mm}^2$  passt. Die drei Versuchsreihen werden in der weiteren Auswertung jedoch wegen der Schweißnahtnachbehandlung nicht berücksichtigt.



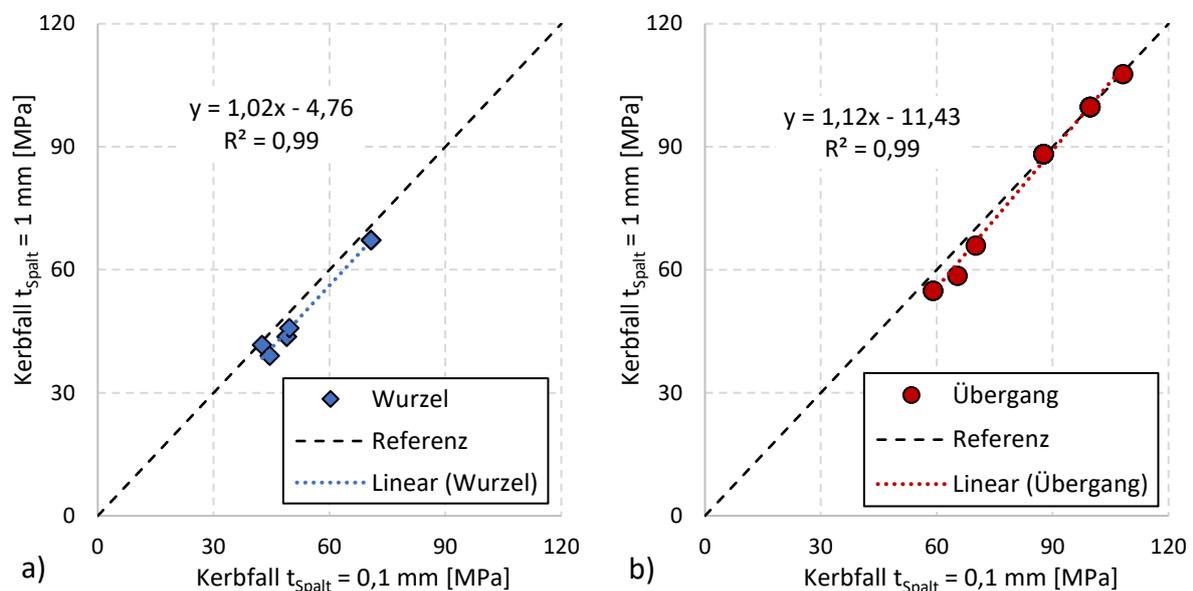
**Abbildung 3.7: Schweißnahtübergangsversagen (Detail 1) a) Vergleich Kerbfall FE mit Kerbfall Versuch b) Überprüfen der FAT-Klasse 225 [23]**

Abbildung 3.7 stellt den Kerbfall aus der FE-Analyse jenem gegenüber, der sich aus der jeweiligen Versuchsserie bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von 97,5% (Auswertung nach DIN EN 1993-1-9 [1]) ergibt. Die Betrachtung erfolgt für den Versagensort aus den experimentellen Untersuchungen, dem Schweißnahtübergang (Detail 1). Auch hier stammen alle untersuchten Versuchsreihen aus R. Schliebner und M. Vormwald 2006 [23]. Es ist zu erkennen, dass der Kerbfall aus der FE-Berechnung in sieben von acht Fällen höher ist als der experimentell ermittelte Kerbfall. Da es sich, wie in Abschnitt 3.2.1 erwähnt, um Versuche aus nur einer Quelle handelt, sind diese Ergebnisse wenig aussagekräftig. Hinzu kommt, dass in der Quelle Einflussparameter wie die Schweißposition (PA, PB) und die Kombination verschiedener Stahlklassen untersucht werden. Die Unterschiede zwischen den Versuchsserien könnten eine Ursache für schwankende experimentelle Ermüdungsfestigkeiten sein, zeigen jedoch keinen klaren Zusammenhang zwischen Einflussparameter und Ermüdungsfestigkeit. Des Weiteren können im Submodell bei der FE-Simulation nicht die tatsächlichen Geometrien der Schweißnähte modelliert werden. Die Informationen über die Versuchsserien werden Publikationen entnommen, die nicht ausreichend detailliert sind. Wertet man alle neun Versuche gemeinsam aus, ergibt sich  $\Delta\sigma_c = 70,7 \text{ N/mm}^2$ , was ebenfalls deutlich unter dem Kerbfall 100 aus der FE-Berechnung liegt.

Die Kerbfallwöhlerlinie nach dem Kerbspannungskonzept ergibt sich als Dividend der FAT-Klasse und der ermittelten Kerbwirkungszahl  $K_f$  aus der FE-Analyse nach Gleichung (3.1). Kennt man den Kerbfall aus experimentellen Untersuchungen kann man durch Umstellen der Gleichung (3.1) die FAT-Klasse 225 nach IIW-Empfehlung [14] einschätzen bzw. neu bestimmen. Diese „Rückrechnung“ der FAT-Klasse ist für den Versagensfall „Schweißnahtübergangsversagen“ in Abbildung 3.7 dargestellt. Hier wird deutlich, dass bei einer festen Steigung von  $m=3$

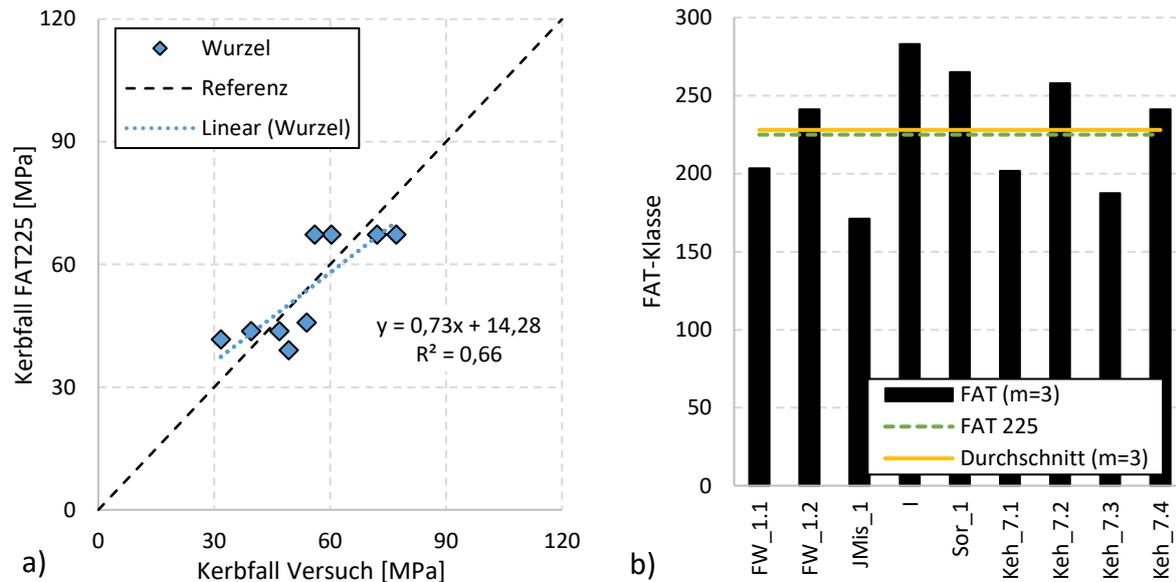
die FAT-Klasse 225 die experimentellen Ergebnisse deutlich überschätzt. Um die durchschnittliche experimentell ermittelte Kerbfallklasse zu erreichen, müsste eine FAT-Klasse 175 (orange Linie) gewählt werden. Um bei allen Versuchsserien eine konservative Ermüdungsfestigkeit aus der FE-Berechnung zu ermitteln, müsste man eine FAT-Klasse 124 wählen.

Für die Auswertung der Versuche mit Restspalten (Detail 3) wurde zunächst der Einfluss der modellierten Spaltdicke untersucht. Das Kerbspannungskonzept gibt keine konkrete Spaltgeometrie vor, jedoch muss immer ein Radius modelliert werden. Es können Schlüsselochkerben, U-Kerben oder verwandte Geometrien verwendet werden. Im vorliegenden Fall wurde die Modellierung mit einer Spaltdicke von  $t_{\text{Spalt}} = 0,1$  mm mit der gängigen Modellierung einer Spaltdicke von  $t_{\text{Spalt}} = 1$  mm gegenübergestellt.



**Abbildung 3.8: Kerbfälle für unterschiedlich modellierte Spaltbreiten für: a) Schweißnahtwurzel b) Schweißnahtübergang [23, 24, 26, 29, 30]**

Die Ergebnisse der Auswertung sind in Abbildung 3.8 dargestellt. Sowohl für die Wurzel als auch für den Übergang wird der Kerbfall mit einem Wurzelspalt von  $t_{\text{Spalt}} = 0,1$  mm leicht höher eingeschätzt. Die Auswirkungen der veränderten Spaltdicke sind jedoch sehr gering. Für die weitere Auswertung wurde eine Spaltbreite von 1 mm genommen, da diese sowohl eine realistische Größe darstellt als auch bei weiteren Auswertungen des Forschungsprojektes [2] verwendet wurde, die später in die Auswertung mit einfließen.



**Abbildung 3.9 Schweißnahtwurzelversagen (Detail 3) a) Vergleich Kerbfall FE mit Kerbfall Versuch  
b) Überprüfen der FAT-Klasse 225 [23, 24, 26, 29, 30]**

Betrachtet man das Schweißnahtwurzelversagen und damit in den vorliegenden Untersuchungen ausschließlich Versuchsserien an Probekörpern mit Kehlnähten oder Restspalten (nicht vollständiger Durchschweißung), wie in Abbildung 3.9 a) geschehen, ergibt sich eine gute Übereinkunft zwischen dem Kerbfall aus FE-Berechnung und jenem, der sich aus der statistischen Auswertung der experimentellen Untersuchungen ergibt. In Abbildung 3.9 b) wird für die Rückrechnung die durchschnittliche FAT-Klasse, orange Linie, der FAT-Klasse 225, grüne Linie, gegenübergestellt. Bei der „Rückrechnung“ der FAT-Klasse ergibt sich eine FAT-Klasse 228, was leicht über der empfohlenen FAT-Klasse 225 liegt. Nach IIW-Empfehlung Tabelle 3.10 [14] ist in der FAT-Klasse 225 für zweiseitige Kehlnähte ein Versatzfaktor  $k_m = 1,05$  einberechnet. Nimmt man an, dass bei der Erstellung von Versuchskörpern keine unbeabsichtigte axiale Schiefstellung entsteht, kann dieser Schiefstellungsfaktor wieder mit der FAT-Klasse 225 multipliziert werden. Es ergibt sich dann eine FAT-Klasse 236,3, die über der mittleren FAT-Klasse 228 der FE-Simulation liegt. Der Versatzfaktor  $k_m = 1,05$  gilt gleichermaßen auch für Kreuzstöße mit voll durchgeschweißten Nähten und ist unabhängig vom potentiellen Versagensort. Wählt man FAT-Klasse 171 für Schweißnahtübergang und -wurzel gleichermaßen, ergibt sich eine konservative Abschätzung, bei der alle FE-Berechnungen den Kerbfall geringer abschätzen als die entsprechenden experimentellen Untersuchungen.

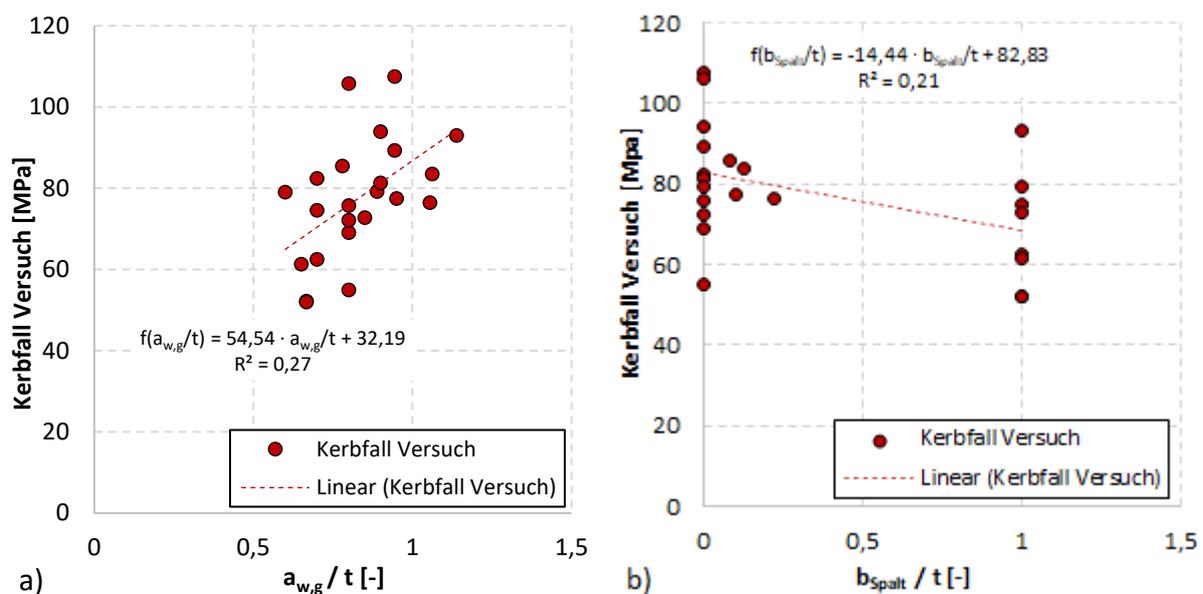
Die Auswertung der eigenen Datenbank ergibt für das Kerbdetail 1 der DIN EN 1993-1-9 Tabelle 8.5 [1] eine zu optimistische Abschätzung der FAT-Klasse 225 nach IIW-Empfehlung [14]. Auch bei der Auswertung der Versuchsergebnisse wird der Kerbfall 80 der Norm nicht bestätigt. Für das Kerbdetail 3 gibt es eine sehr gute Übereinkunft zwischen der FAT-Klasse 225 und der mittleren FAT-Klasse 208 bei der Rückrechnung der Versuchsergebnisse. Der Kerbfall 36\* der Norm schätzt die Ergebnisse aus den Versuchsserien sehr konservativ ein. Die Auswertung

umfasst nur eine kleine Menge an Daten und ist daher nur bedingt aussagekräftig. Im Nachfolgenden werden die Ergebnisse einer Analyse vorgestellt, die sich auf eine größere Menge von Daten stützen.

### 3.3.4 Vergleich mit einer größeren Datenmenge

Am Institut für Stahlbau der RWTH Aachen wurden bereits Teile der Versuchsergebnisse der in [2] angelegten Datenbank mit entsprechenden FE-Simulationen überprüft. Die Ergebnisse dieser Auswertung werden den Ergebnissen aus dieser Arbeit beigefügt, um die Plausibilität der FAT-Klasse 225 zu überprüfen.

Für das **Kerbdetail 1** der DIN EN 1993-1-9 Tabelle 8.5 [1], Versagen am Schweißnahtübergang, umfasst die erweiterte Datenbank 23 Versuche ([38–45, 23]). Bei einer festen Steigung von  $m = 3$  haben die Versuchsserien eine durchschnittliche Ermüdungsfestigkeit von  $\Delta\sigma_c = 77,48$  MPa. Abbildung 3.10 zeigt den Kerbfall der Versuchsserie bei einer festen Steigung von  $m = 3$  für das Kerbdetail 1 in Abhängigkeit von dem Verhältnis von a) der Schweißnahtdicke inklusive Durchschweißung oder teilweiser Durchschweißung und b) der Spaltbreite zur Anschlussblechdicke. In beiden Fällen ist ein Zusammenhang zwischen dem Kerbfall und dem geometrischen Parameter zu erkennen. Nimmt die Schweißnahtdicke im Verhältnis zu, steigt auch die Ermüdungsfestigkeit (vgl. Abbildung 3.10 b)). Bei der Spaltbreite ist es gegensätzlich: Nimmt das Verhältnis der Spaltbreite zur Anschlussblechdicke zu, nimmt die experimentell ermittelte Ermüdungsfestigkeit ab. Für die Spaltbreite bezogen auf die Anschlussblechdicke ist nur eine geringe Datenmenge, zwischen kein Spalt ( $b_{\text{Spalt}} = 0$ ) und Kehlnähten ohne zusätzliche Durchschweißung ( $b_{\text{Spalt}} = t_{\text{Ab}}$ ), vorhanden (vgl. Abbildung 3.10).



**Abbildung 3.10: Kerbdetail 1: Kerbfall Versuch in Abhängigkeit von Verhältnis von a) Schweißnaht zu Anschlussblechdicke b) Spaltbreite zu Anschlussblechdicke [38–45, 23]**

Vergleicht man den Kerbfall aus den Versuchsdaten mit jenem aus der FE-Simulation, berechnet mit einer FAT-Klasse 225, stellt man fest, dass der Kerbfall der FE-Simulation auch bei einer größeren Datenmenge den Kerbfall der Versuche überschätzt. Der Vergleich zwischen beiden Kerbfällen ist in Abbildung 3.11 a) dargestellt. Die rückgerechnete FAT-Klasse der Versuchsergebnisse liegt bei 197. Der Vergleich zwischen dem Kerbfall aus Versuchsdaten und aus der FE-Simulation, berechnet mit dieser mittleren FAT-Klasse, ist in Abbildung 3.11 b) dargestellt.

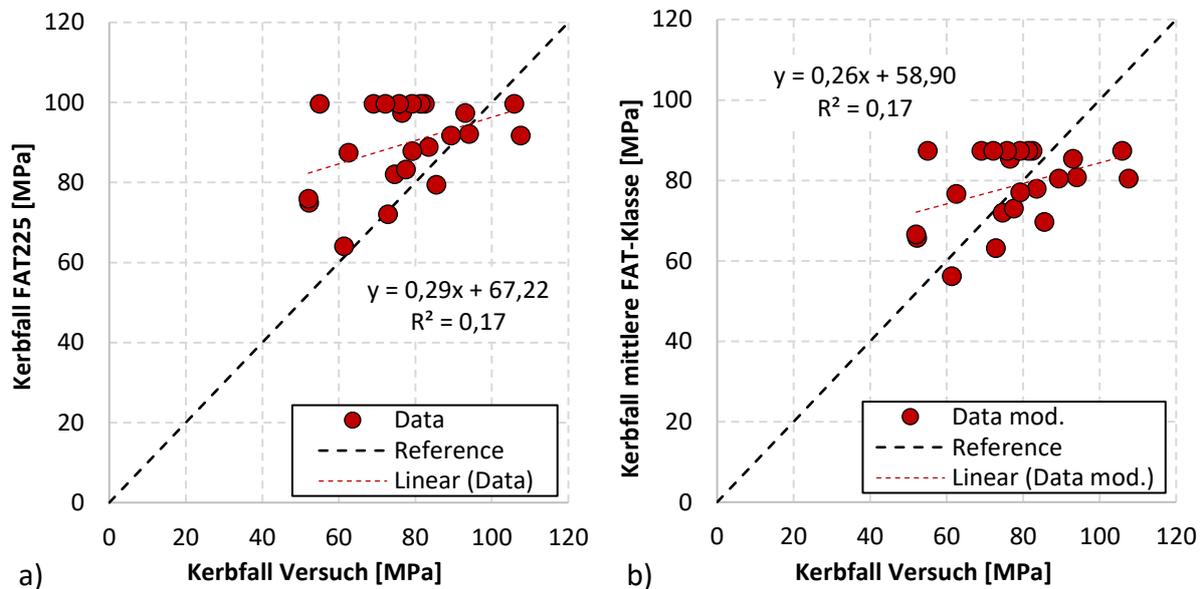
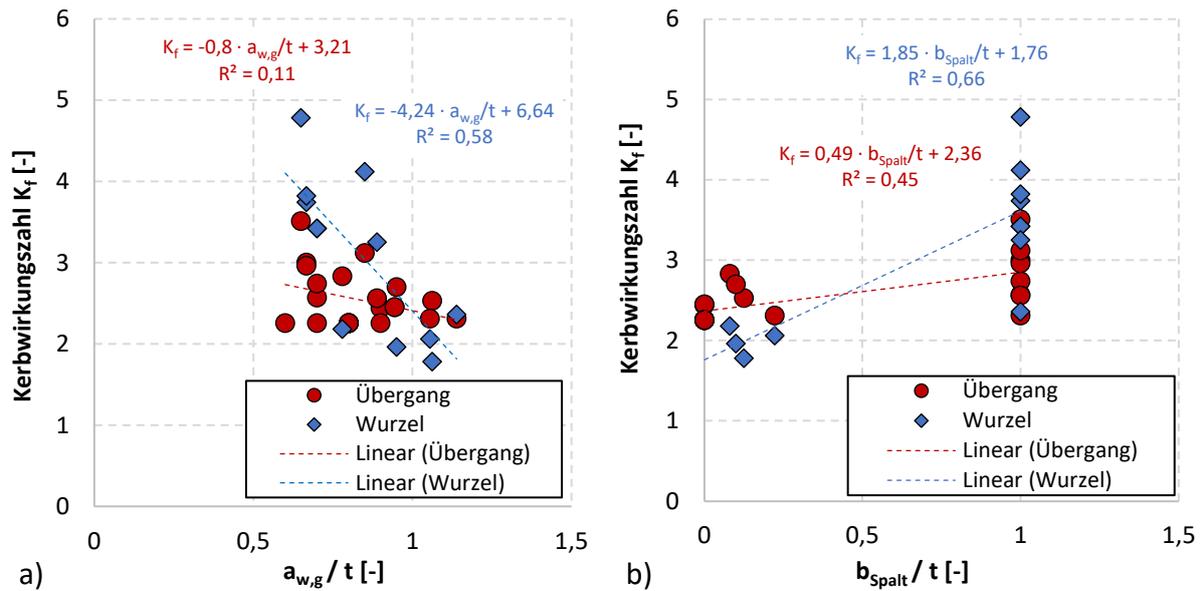


Abbildung 3.11: Kerbdetail 1: Vergleich der Kerbfälle für a) FAT 225 b) mit mittlerer FAT-Klasse [38–45, 23]

Betrachtet man die Kerbwirkungszahl jener Modelle mit einem Versagen der Versuchskörper am Schweißnahtübergang, die sich aus der FE-Simulation ermitteln lässt (vgl. Abschnitt 3.3.2), in Abhängigkeit vom Verhältnis der gesamten Schweißnahtdicke (Berücksichtigung der Durchschweißung) zur Anschlussblechdicke, ist für die Wurzel eine stärkere Abhängigkeit als für den Übergang festzustellen. Für beide betrachteten Orte nimmt die Kerbwirkungszahl mit zunehmendem Verhältnis (Verhältnismäßig größere Durchschweißung) ab (vgl. Abbildung 3.12 a)). Das Gegenteil ist bei Abbildung 3.12 b) zu erkennen. Es wird die Kerbwirkungszahl in Abhängigkeit der Spaltbreite, bezogen auf das Anschlussblech, dargestellt. Mit verhältnismäßig breiterem Spalt nimmt die Kerbwirkungszahl zu und die Ermüdungsfestigkeit entsprechend ab. Auch hier ist dieser Zusammenhang für die Schweißnahtwurzel stärker ausgeprägt als für den Schweißnahtübergang.

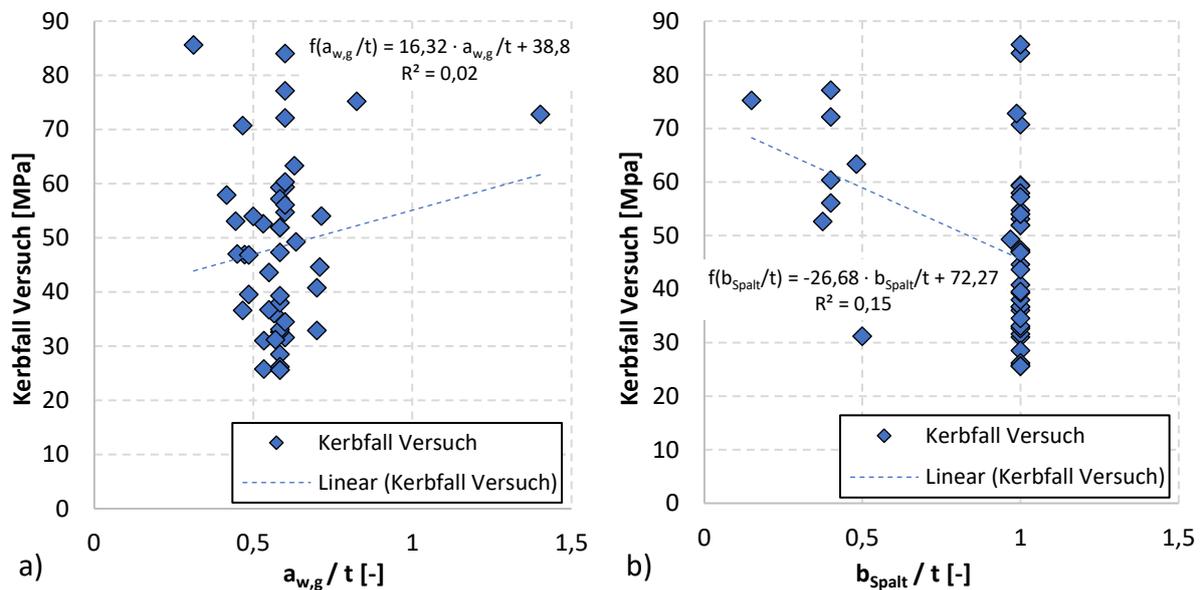


**Abbildung 3.12: Kerbdetail 1: Kerbwirkungszahl in Abhängigkeit vom Verhältnis a) Schweißnahtgesamt zu Anschlussblechdicke b) Spaltbreite zu Anschlussblechdicke [38–45, 23].**

Die erweiterte Datenbank für das **Kerbdetail 3** der DIN EN 1993-1-9 Tabelle 8.5 [1] umfasst 47 Versuche ([46–48, 43, 42, 49, 40, 50–56, 39, 41, 38, 24, 23, 34, 29, 26]). Für die Auswertung aller Versuche ergibt sich für eine feste Steigung von  $m = 3$  ein  $\Delta\sigma_c = 48,4$  MPa, was den Kerbfall 36\* der DIN EN 1993-1-9 [1] übersteigt. Die wahre Steigung von  $m = 3,31$  liegt leicht über der angenommenen Steigung. Der Kerbfall 36\* könnte deutlich konservativer sein, als die vorliegenden Versuchsergebnisse, da zum einen bei den Versuchsserien die dem Kerbfallkatalog der DIN EN 1993-1-9 zugrunde liegenden Ungängen und Rissansatzstellen vorgelegen haben können, die schwer zu quantifizieren sind bzw. waren und zum anderen der Kerbfall extra konservativ gewählt wurde, weil die Schweißnahtwurzel, als die Einteilung der Kerbfallklassen vorgenommen wurde, nicht ohne Weiteres zerstörungsfrei inspizierbar war. Wegen der Nicht-Inspizierbarkeit der Schweißnahtwurzel könnte für Kerbdetail 3 ein „Straf-Kerbfall“ gewählt worden sein, der unter der Berücksichtigung moderner zerstörungsfreier Prüfverfahren nicht mehr zeitgemäß ist.

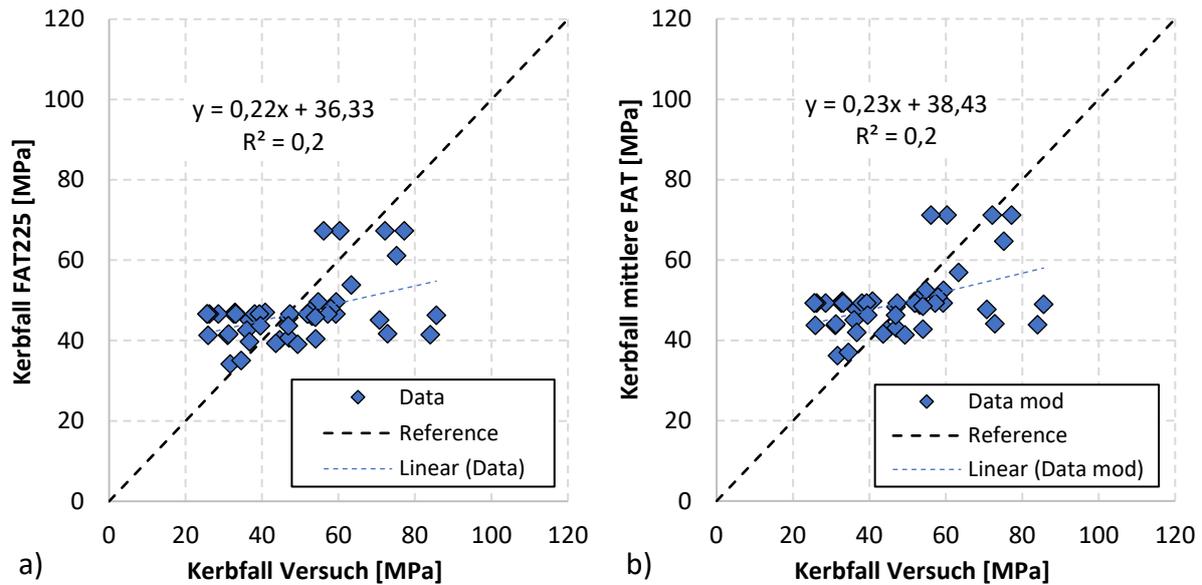
Auch für das Kerbdetail 3 wird im Nachfolgenden die Ermüdungsfestigkeit, die sich aus der Auswertung der Versuchsserien ergibt, in einen Zusammenhang mit der Schweißnahtdicke inklusive Durchschweißung und der Spaltbreite, beides im Verhältnis zur Blechdicke, gesetzt. In Abbildung 3.13 a) ist der Kerbfall in Abhängigkeit vom Verhältnis der Schweißnahtdicke zur Anschlussblechdicke dargestellt. Die lineare Trendlinie zeigt eine höhere Ermüdungsfestigkeit bei im Verhältnis zunehmender Schweißnahtdicke, jedoch wurde der Großteil der Versuchsserien an Probekörpern mit einem  $a_{w,g} / t_{Ab}$ -Verhältnis von 0,4 bis 0,75 durchgeführt und in diesem Bereich streuen die Versuchsergebnisse auffallend stark. In Abbildung 3.13 b) lässt sich jedoch ein Zusammenhang zwischen der Ermüdungsfestigkeit aus Versuchen und dem Verhältnis von Spaltbreite zur Anschlussblechdicke feststellen. Nimmt die Spaltbreite im Verhältnis zu, sinkt der Kerbfall und folglich auch die Ermüdungsfestigkeit. Wie schon in Abbildung

3.10 b) ist auch in Abbildung 3.13 b) nur eine geringe Datenmenge zwischen Versuchen ohne Spalt (hier nicht vorhanden, da Wurzelversagen betrachtet wird) und mit einem Spalt, der sich über die ganze Anschlussblechbreite erstreckt, vorhanden.



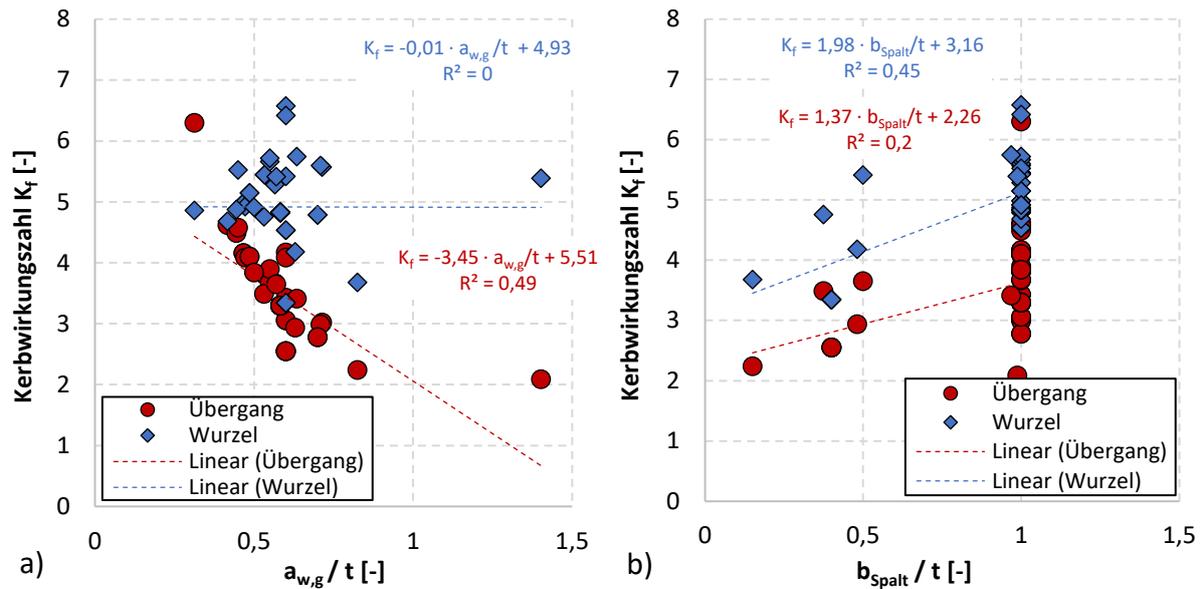
**Abbildung 3.13: Kerbdetail 3: Kerbfall Versuch in Abhängigkeit von Verhältnis von a) Schweißnaht zu Anschlussblechdicke b) Spaltbreite zu Anschlussblechdicke [46–48, 43, 42, 49, 40, 50–56, 39, 41, 38, 24, 23, 34, 29, 26]**

Vergleicht man den Kerbfall aus Versuchen mit jenem der FE-Simulation bei einer FAT-Klasse 225, wie in Abbildung 3.14 a) veranschaulicht, stellt sich die FAT-Klasse 225 als konservative Abschätzung dar. Bei der Rückrechnung der FAT-Klasse ergibt sich ein Durchschnittswert von 238. FAT-Klasse 238 entspricht der FAT-Klasse 236,3, die sich bei der Berücksichtigung des Schiefstellungskorrekturfaktor  $K_m = 1,05$  für die FAT-Klasse 225 ergibt. Der Vergleich zwischen dem Kerbfall aus den Versuchen und dem Kerbfall der FE-Simulation, berechnet mit der mittleren FAT-Klasse 238, ist in Abbildung 3.14 b) dargestellt. Betrachtet man die Streuung der ermittelten Kerbfälle aus Versuchen, werden große Abweichungen mehrerer Versuchsreihen in beide Richtungen deutlich, was auch die hohe Standardabweichung von 15,9 widerspiegelt.



**Abbildung 3.14: Kerbdetail 3: Vergleich der Kerbfälle a) FAT 225 b) mit mittlerer FAT-Klasse [46–48, 43, 42, 49, 40, 50–56, 39, 41, 38, 24, 23, 34, 29, 26]**

Auch für die Modelle, die Versuchskörper nachmodellieren, die bei Schwingfestigkeitsversuchen an der Schweißnahtwurzel versagt haben, also Kerbdetail 3 aus Tabelle 8.5 der DIN En 1993-1-9 [1] entsprechen, können Zusammenhänge zwischen der Kerbwirkungszahl (vgl. Abschnitt 3.3.2) und dem Verhältnis von Schweißnaht bzw. Spaltbreite zur Anschlussblechdicke festgestellt werden. Die Ergebnisse für die Schweißnahtdicke sind in Abbildung 3.15 a) und für die Spaltbreite in Abbildung 3.15 b) dargestellt. Für den Schweißnahtübergang lässt sich ein deutlicher Zusammenhang zwischen einer verhältnismäßig dicken Schweißnaht und einer niedrigeren Kerbwirkungszahl feststellen. Anders verhält es sich bei der Schweißnahtwurzel, hier ist kein Einfluss der Schweißnahtdicke auf die Kerbwirkungszahl festzustellen (vgl. Abbildung 3.15 a). Betrachtet man die Kerbwirkungszahl in Abhängigkeit vom Verhältnis Spaltbreite zur Anschlussblechdicke, abgebildet in Abbildung 3.15, wird für beide Betrachtungsorte ein ähnlicher Zusammenhang zwischen Kerbwirkungszahl und Geometrieverhältnis sichtbar. Die Kerbwirkungszahl nimmt mit einer verhältnismäßigen Zunahme der Spaltbreite zu. Die Kerbwirkungszahl ist außerdem für die Schweißnahtwurzel generell höher als für den Übergang.



**Abbildung 3.15: Kerbdetail 3: Kerbwirkungszahl in Abhängigkeit vom Verhältnis a) Schweißnahtgesamt zu Anschlussblechdicke b) Spaltbreite zu Anschlussblechdicke [46–48, 43, 42, 49, 40, 50–56, 39, 41, 38, 24, 23, 34, 29, 26]**

Abschließend lässt sich sagen, dass die große Datenmenge die Ergebnisse der kleinen Datenmenge bestätigt. Für das Kerbdetail 1 der DIN EN 1993-1-9 [1] wird bei FE-Simulationen der Kerbfall, berechnet mit einer FAT-Klasse 225, deutlich überschätzt. Für das Kerbdetail 3 gibt es für die kleinere Datenmenge eine gute Übereinkunft zwischen mittlerer, rückgerechneter FAT-Klasse und FAT-Klasse 225 nach IIW-Empfehlung [14]. Berücksichtigt man die Ergebnisse der größeren Datenmenge gibt die FAT-Klasse 225 eine zu konservative Abschätzung. Mittelt man die rückgerechneten FAT-Klassen für Kerbdetail 1 und Kerbdetail 3, ergibt sich mit einer FAT-Klasse 228 eine gute Übereinkunft zu der FAT-Klasse 225 nach IIW-Empfehlung [14]. Generell ist festzustellen, dass für beide Kerbdetails größere Differenzen zwischen dem Kerbfall aus Versuchen und FE-Simulation bei mehreren untersuchten Serien vorkommen. Allerdings wird bei größeren Differenzen der Kerbfall für Kerbdetail 1 aus Versuchen durch den Kerbfall nach dem Kerbspannungskonzept tendenziell überschätzt und für Kerbdetail 3 unterschätzt. Betrachtet man die Ermüdungsfestigkeit, die sich aus den experimentellen Untersuchungen ergibt, ist ein Zusammenhang zwischen dem Grad der Durchschweißung und der Ermüdungsfestigkeit zu erkennen. Es mangelt jedoch bei beiden Konstruktionsdetails an Versuchen für Probekörper mit einer teilweisen Durchschweißung (Restspalten), um die Zusammenhänge besser quantifizieren zu können. Außerdem sind bei den Ermüdungsfestigkeiten aus den experimentellen Untersuchungen große Schwankungen trotz ähnlicher Probekörperabmessungen zu erkennen. Diese Feststellung kann teilweise auf den unterschiedlichen Fokus einer jeden Versuchsreihe, wie beispielsweise die Verbindung unterschiedlicher Stahlgüten oder Testserien mit verschiedenen Spannungsverhältnissen, zurückgeführt werden, aber auch auf den besonderen Anspruch an die Schweißnahtqualität, besonders für das Kerbdetail 3.

## 4 Numerische Untersuchungen zur Ermüdung von Kreuzstößen mit Restspalten

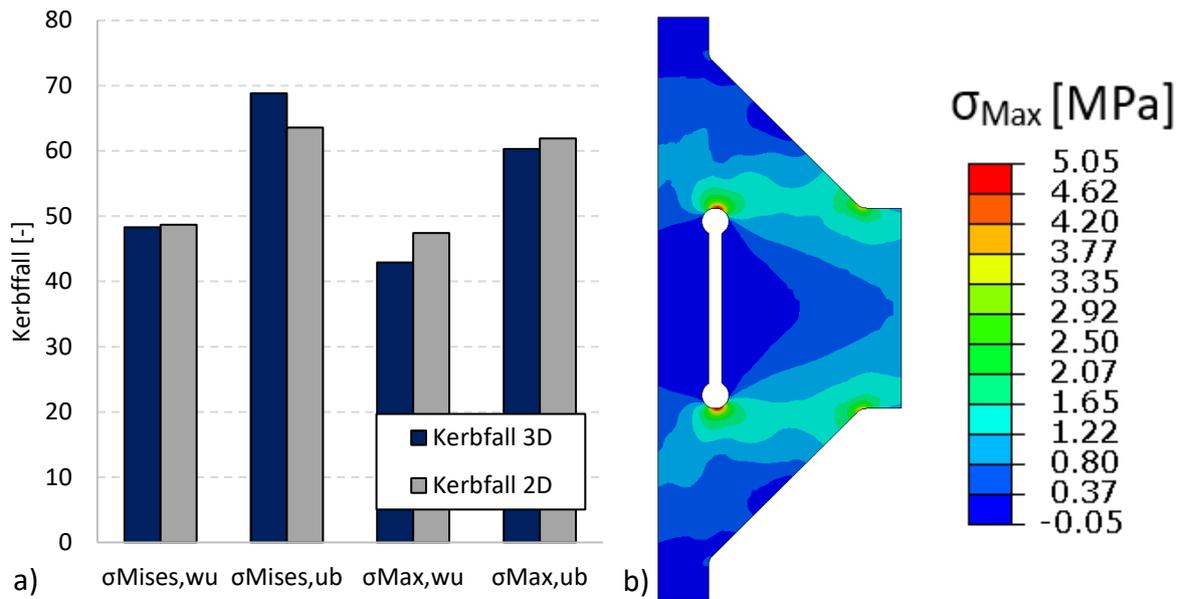
Das anschließende Kapitel umfasst die numerischen Untersuchungen von Kreuzstößen mit Restspalten. Es werden systematisch die verschiedenen Untersuchungen durchgeführt, deren Ziel die Empfehlung von geometrischen Abmessungen für verschiedene Probekörper ist. Zunächst wird die Validierung eines geeigneten Modells beschrieben. Anschließend erfolgen umfangreiche Parameterstudien und eine abschließende Empfehlung von vier verschiedenen Probekörpergeometrien für die Durchführung von Ermüdungsversuchen an Kreuzstößen mit Imperfektionen. Angaben zum numerischen Modell sind Abschnitt 3.3.1 zu entnehmen. Alle Abmessungen und Ergebnisse der untersuchten Modelle sind in Anhang C enthalten.

### 4.1 Validierung eines geeigneten Modells

Die FE-Software Abaqus ermöglicht die Nutzung unterschiedlichster Einstellungen, um durch numerische Untersuchungen die Eigenschaften von Bauteilen mit Hilfe von finiten Elementen möglichst realitätsgetreu abbilden zu können. Diese Grundeinstellungen können je nach Eigenschaften des Bauteils unterschiedlich geeignet sein. Neben der realitätsgenauen Modellierung ist es bei der Nutzung von Finiten-Elementen wichtig, die notwendige Rechenleistung nicht zu groß werden zu lassen. Ziel der Validierung war es folglich, Grundeinstellungen zu finden, die die Realität möglichst genau widerspiegeln und gleichzeitig nur geringe Rechenkapazitäten in Anspruch nehmen. Wegen der in Abschnitt 3.3.2 vorgestellten, linearen Abhängigkeit von Spannung, Kerbwirkungszahl und Kerbfall können alle drei gleichermaßen für die Validierung herangezogen werden.

#### 4.1.1 Referenzmodell

Als Ausgangsmodell wurde für die Grundplatte eine Dicke  $t_{gp} = 15$  mm gewählt. Für das Ausgangsblech wurde die gleiche Dicke, wie für die Grundplatte, gewählt ( $t_{ab} = 15$  mm). Die Schweißnahtdicke  $a_w$  wurde so gewählt, dass  $2 \cdot a_w \approx t_{ab}$  entspricht. Somit wurde eine Schweißnahtdicke von 8 mm gewählt. Die Breite des Modells und die Höhe der Grundplatte wurden zu  $b_{gp}$ ;  $h_{gp} = 60$  mm gesetzt. Bei einem 2D-Modell ist die Breite entsprechend  $b_{gp} = 0$ . Für das Referenzmodell wurde die Spaltbreite gleich der Dicke des Anschlussblechs gewählt, somit ergibt sich  $b_{spalt} = 15$  mm. Die Dicke des Spalts wird für die Validierung zu  $t_{spalt} = 1$  mm gesetzt. Die Radien für die Schweißnahtwurzel und die Schweißnahtübergänge ergeben sich nach Abschnitt 2.3.3 und betragen  $r = 1$  mm. Die Diskretisierung des Globalmodells beinhaltet eine Netzgröße von 2 mm. Die Größe des FE-Netzes beim Submodell beträgt global 1 mm und wird an lokalen Stellen entsprechend dem Kerbspannungskonzept, wie in Abschnitt 2.3.3 beschrieben, verfeinert. Für die Interpolation der Elementknoten wurde ein linearer Ansatz gewählt. Der Elementtyp wird in Abaqus als C3D8R bezeichnet.



**Abbildung 4.1: Referenzmodell a) Kerbfall in Abhängigkeit von der betrachteten Spannung für den Schweißnahtübergang (ub) und -wurzel (wu) b) Max. Hauptspannungen am Submodell 3D**

Um zu überprüfen, ob im weiteren Verlauf der Arbeit auch ein 2D Modell verwendet werden kann, wurde das Referenzmodell auch in einer zweidimensionalen Form simuliert. Die Ergebnisse aus der FE-Rechnung sind in Abbildung 4.1 dargestellt. Es wird jeweils der Kerbfall an der Wurzel und am Übergang für 2D und 3D gegenübergestellt. Hierbei wird sowohl der Kerbfall mit den Vergleichsspannungen nach von Mises als auch mit den maximalen Hauptspannungen untersucht. Weil die maximalen Hauptspannungen größer sind als die Spannungen nach von Mises und es keine konkrete Vorschrift gibt, welche von beiden für das Kerbspannungskonzept angewendet werden soll, werden im Verlauf der Arbeit in erster Linie die maximalen Hauptspannungen betrachtet. Die Kerbfälle, die sich aus der FE-Simulation für den Schweißnahtübergang und die Schweißnahtwurzel ergeben, sind wie in Abbildung 4.1 a) zu erkennen für das 3D-Modell kleiner als für das 2D-Modell, weswegen eine konservative Abschätzung mit dem 2D-Modell nicht möglich ist. Abbildung 4.1 b) zeigt die maximalen Hauptspannungen am 3D-Referenzmodell. Es ist eine deutliche Spannungskonzentration an der Schweißnahtwurzel und am Schweißnahtübergang zu erkennen.

#### 4.1.2 Einfluss der Diskretisierung

Im nächsten Schritt der Validierung war zu überprüfen, wie sich verschiedene Elementgrößen bei der FE-Analyse auf die Ergebnisse auswirken. Zuerst wurde der Feinheitsgrad für die Diskretisierung des Globalmodells überprüft. Neben dem Referenzmodell mit einer Elementgröße von 2 mm wurden noch die Elementgrößen 1 mm und 5 mm überprüft. Die Ergebnisse sind für die 2D- und 3D-Modelle in Abbildung 4.2 dargestellt. Die Tendenzen sind für 2D- und 3D-Modelle gleich. Vergleicht man die Spannungen fällt auf, dass bei einer Elementgröße von 5 mm das Modell zu ungenau und die Spannungen sehr groß werden. Zwischen 1 mm und 2

mm großen Elementen gibt es bei den ermittelten Spannungen kaum Unterschiede. Durch die Mehrzahl an Elementen bei feinerer Vernetzung steigt die Rechenkapazität jedoch extrem an, weswegen von einer feineren Vernetzung abgesehen wird, obwohl diese leicht konservativer wäre. Es wird eine Elementgröße für das FE-Netz des Globalmodells von 2 mm gewählt.

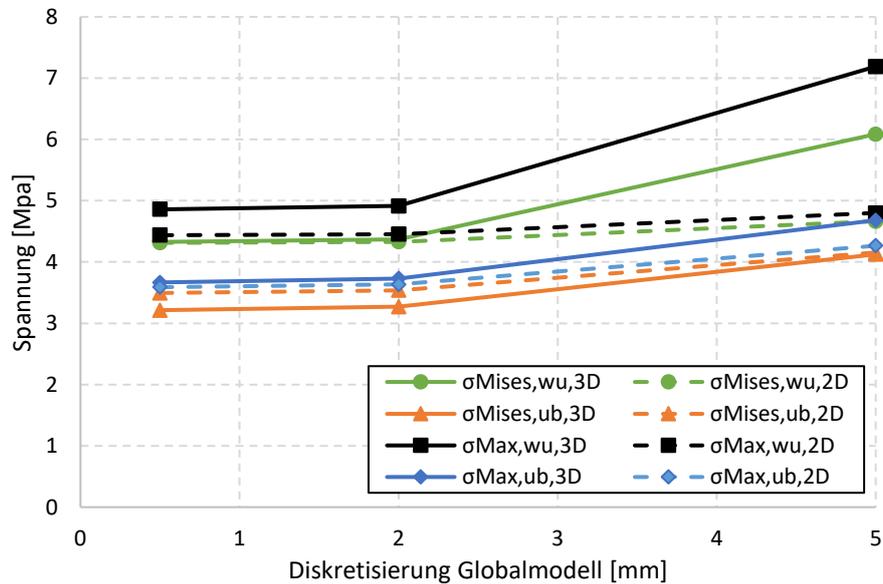


Abbildung 4.2: Vergleich verschiedener Diskretisierungen am Globalmodell

Anschließend wurde die Elementgröße am Submodell untersucht. Hier handelt es sich um die globale Vernetzung des Submodells, nicht um die im Kerbspannungskonzept fest vorgegebenen Elementabmessungen in und um die fiktiven Radien (vgl. Abschnitt 2.3.3). Ausgewertet wurde neben der Referenzgröße von 1 mm noch Elementgrößen von 0,25 mm bzw. 2 mm. Die sich aus der FE-Analyse ergebenden Spannungen sind in Abbildung 4.3 dargestellt. Hier sind weder bei den Ergebnissen noch bei der erforderlichen Rechenleistung große Unterschiede zu erkennen, weswegen für die weiteren Untersuchungen eine Elementgröße für das globale FE-Netz des Submodells von 1 mm gewählt wird. Die Diskretisierung des Submodells wird maßgeblich durch die Diskretisierung lokaler Bereiche nach den Vorgaben des Kerbspannungskonzepts bestimmt.

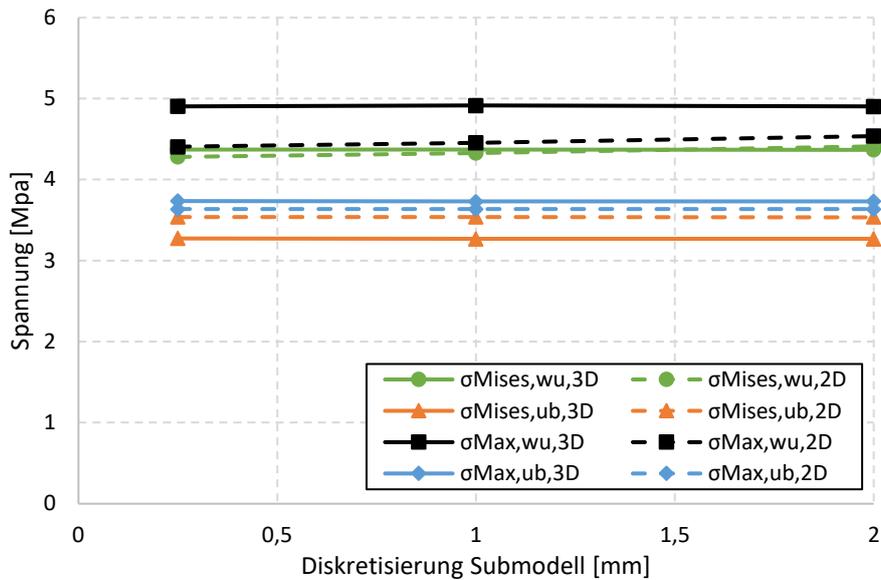
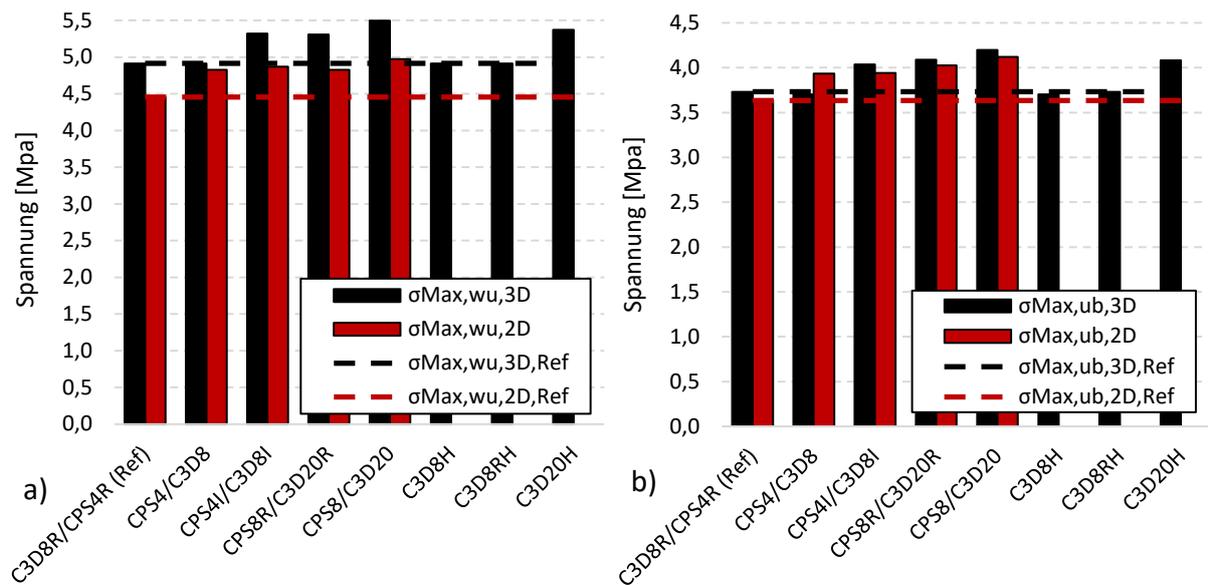


Abbildung 4.3: Vergleich verschiedener Diskretisierungen am Submodell

### 4.1.3 Einfluss unterschiedlicher Elementtypen

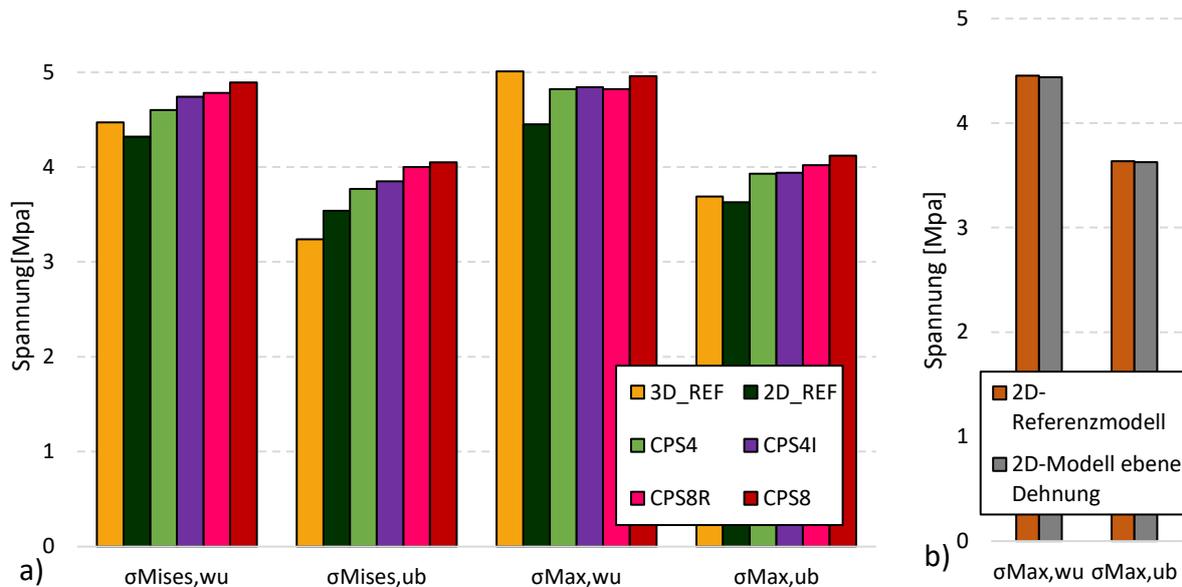
Die verwendete FE-Software Abaqus bietet die Möglichkeit der Nutzung verschiedenster Elementtypen für die FE-Analyse. Im Nachfolgenden wird die Abhängigkeit der Simulationsergebnisse von dem gewählten Elementtyp untersucht. Um einen Überblick zu erhalten, werden verschiedene untersuchte Alternativen kurz vorgestellt. Für die dreidimensionale Auswertung starten alle Elementtyp-Bezeichnungen in Abaqus mit „C3D“. Für zweidimensionale Modelle ist die entsprechende Bezeichnung „CPS“. Anschließend wurde für 2D- und 3D-Modelle zwischen einem linearen und einem quadratischen Ansatz unterschieden. Die Bezeichnungen in Abaqus lauten dann C3D8 (2D: CPS4) für linear und C3D20 (2D: CPS8) für quadratische Elemente. Anschließend können noch Eigenschaften wie hybride Formulierung (Kürzel H) reduzierte Integration (Kürzel R) und inkompatible Modi (Kürzel I) (bei 2D-Modellen nur reduzierte Integration und inkompatible Modi) gewählt werden. Die verschiedenen untersuchten Elementtypen können Abbildung 4.4 entnommen werden. Die doppelten Säulen zeigen den Elementtyp in 3D in schwarz und die äquivalenten Elementtypen in 2D in dunkelrot.



**Abbildung 4.4: Spannung infolge verschiedener Elementtypen a) Schweißnahtwurzel b) Schweißnahtübergang**

Bei der Validierung der verschiedenen Elementtypen muss besonders auf die unterschiedlichen Rechenzeiten geachtet werden. Diese sind immer auch abhängig vom verwendeten Rechner und können je nach verfügbarer Rechenkapazität des Computers variieren. Hier sind für 3D-Modelle mit einem quadratischen Ansatz trotz größerem lokalem FE-Netz im Submodell überproportional lange Rechenzeiten entstanden, mindestens doppelte Rechenlänge, weswegen trotz konservativerer Abschätzungen (vgl. Abbildung 4.4) von quadratischen Elementen abgesehen wurde. Betrachtet man die schwarz gestrichelte Linie in Abbildung 4.4 a) und b) ist bei linearen Elementen keine deutliche Abweichung zwischen dem im Referenzmodell verwendeten Elementtyp C3D8R und anderen Elementtypen zu erkennen. Vergleicht man die 2D-Modelle mit den 3D-Modellen erkennt man, dass die ermittelten Spannungen an 2D-Modellen kleiner sind als an 3D-Modellen.

In einer weiteren Studie wurde überprüft, ob ein 2D-Elementtyp, der besonders hohe Spannungen liefert, vergleichbare Spannungen zum 3D-Referenzmodell liefert. Die Ergebnisse dieser Studie sind Abbildung 4.5 zu entnehmen. Vergleicht man die maximalen Hauptspannungen an der Wurzel ( $\sigma_{\text{Max}, \text{wu}}$ ) und am Übergang ( $\sigma_{\text{Max}, \text{ub}}$ ) wird deutlich, dass keine klaren Tendenzen zu erkennen sind. Die Ergebnisse einer Simulation am 3D-Referenzmodell sind beispielsweise an der Wurzel größer als jene aus Simulationen an verschiedenen 2D-Elementtypen, am Schweißnahtübergang aber deutlich kleiner.



**Abbildung 4.5: Vergleich der Spannungen an unterschiedlichen 2D-Elementtypen mit dem 3D-Referenzmodell**

Um bei 2D-Modellen die räumliche Tiefe zu berücksichtigen, können zwei verschiedene Ansätze angewendet werden. Diese werden von Abaqus als Elemente mit ebener Spannung und Elemente mit ebener Dehnung bezeichnet [57]. Gängig ist die Nutzung von Elementen mit ebener Spannung. Bei Elementen mit ebener Spannung wird die Spannung in Tiefenrichtung gleich null gesetzt ( $\sigma_z = 0$ ), die Verformung ist ungleich null ( $\epsilon_z \neq 0$ ). Alternativ dazu ist Elementen mit ebener Dehnung die Verformung in Tiefenrichtung gleich null ( $\epsilon_z = 0$ ) und die Spannung frei ( $\sigma_z \neq 0$ ). Elemente mit ebener Spannung eignen sich in der Regel für im Verhältnis zu den übrigen Abmessungen „schmale“ Elemente, während Elemente mit ebener Dehnung bei der 2-dimensionalen Vereinfachung besonders dicker Elemente bevorzugt werden [57]. Die Ergebnisse der Untersuchung sind in Abbildung 4.5 b) dargestellt. Für die maximalen Hauptspannungen ergeben sich nach der Methode mit ebenen Spannungen (grüner Balken) minimal größere Spannungen als für die Methode mit ebenen Dehnungen (grauer Balken).

Als Ergebnis der umfangreichen Untersuchung an verschiedenen Feinheitsgraden des FE-Netzes und unterschiedlichen Elementtypen wird von der Verwendung eines 2D-Modells abgesehen, da die Spannungen meist kleiner sind als jene des 3D-Referenzmodells. Außerdem wird von quadratischen 3D-Elementen abgesehen. Diese zeigen ähnliche Ergebnisse, brauchen aber deutlich höhere Rechenkapazitäten. Im weiteren Verlauf der Arbeit wird mit 3D-Elementen des Typs C3D8R gearbeitet, die auch schon für das Referenzmodell verwendet wurden.

#### 4.1.4 Anordnung des Spalts

Die IIW-Empfehlung [14] gibt bei der Anwendung des Kerbspannungskonzepts an Kreuzstößen keine genau Anweisung, wie der Wurzelspalt anzuordnen ist. Auf Abbildungen, wie beispielsweise Abbildung 2.5, ist jedoch zu erkennen, dass der Spalt mittig zwischen Grundplatte und Anschlussblech angeordnet wird (vgl. b)). In der Arbeit sollen jedoch mögliche realistische Rest- und Luftspalte in der Verbindung untersucht werden. Es wird davon ausgegangen, dass diese Spalte beim Anschweißen des Anschlussblechs an die Grundplatte entstehen, weswegen es im vorliegenden Fall sinnvoller wäre, den Spalt bündig mit der Grundplatte anzuordnen (vgl. Abbildung 4.6 a)). Einen Überblick über die Problemstellung kann Abbildung 4.6 entnommen werden. Die Ergebnisse der FE-Simulation sind in Abbildung 4.6 c) dargestellt. Die Anordnung des Spalts hat bei der Referenzgeometrie marginale Auswirkung auf die Kerbfallklasse. Der bündig angeordnete Spalt sorgt in der FE-Simulation für eine leicht schlechtere Ermüdungsfestigkeit. Für die weitere Auswertung wird eine bündige Spaltanordnung gewählt.

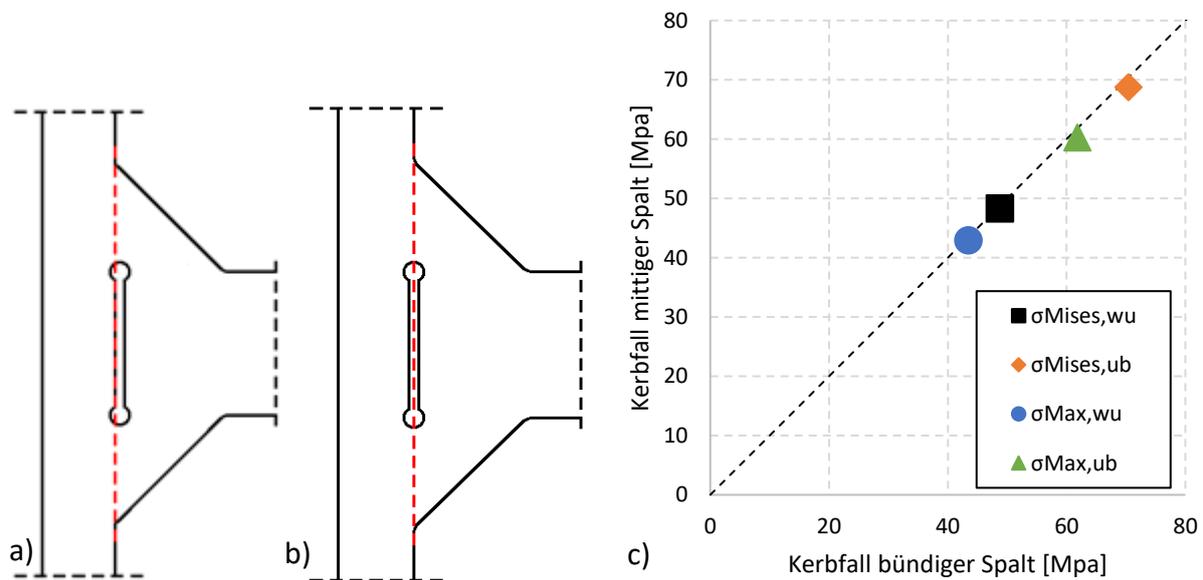


Abbildung 4.6: Spaltanordnung a) bündig b) mittig c) Ergebnisse der FE-Simulation

#### 4.1.5 Einfluss der Modellbreite

Als letzter Punkt der Verifizierung wurde der Einfluss der Breite des 3D-Modells untersucht. Die Ergebnisse der Untersuchung sind in Abbildung 4.7 dargestellt. Die schmalste Breite der Untersuchung betrug 15 mm. Die Breite wird nach unten durch die Breite des Submodells limitiert. Es ist wichtig, dass die Abmessungen des Submodells eine realistische Spannungsverteilung ermöglichen. Bei zu schmalen Submodellen kann es punktuell zu hohen Spannungen kommen. Nach oben wird die Breite des Globalmodells nur durch die verfügbare Rechenkapazität begrenzt. Untersucht wurden die Breiten  $b_{Gp} = 15; 30; 50; 60; 80; 100; 150; 300; 1000$  [mm]. Betrachtet man die durchgezogenen Linien in Abbildung 4.7 sind ab einer Breite von 80 mm nur noch geringe Einflüsse der Modellbreite auf den Kerbfall aus der FE-Berechnung zu erwarten.

nung zu erkennen. Für die anschließende Parameterstudie wurde eine Breite von 80 mm gewählt.

Abbildung 4.7 stellt die Ergebnisse der Simulationen an 2D-Modellen, gestrichelten Linien, den Ergebnissen der 3D-Modelle gegenüber. Hier wird nochmal deutlich, dass mit dem 2D-Modell keine konservative Abschätzung möglich ist.

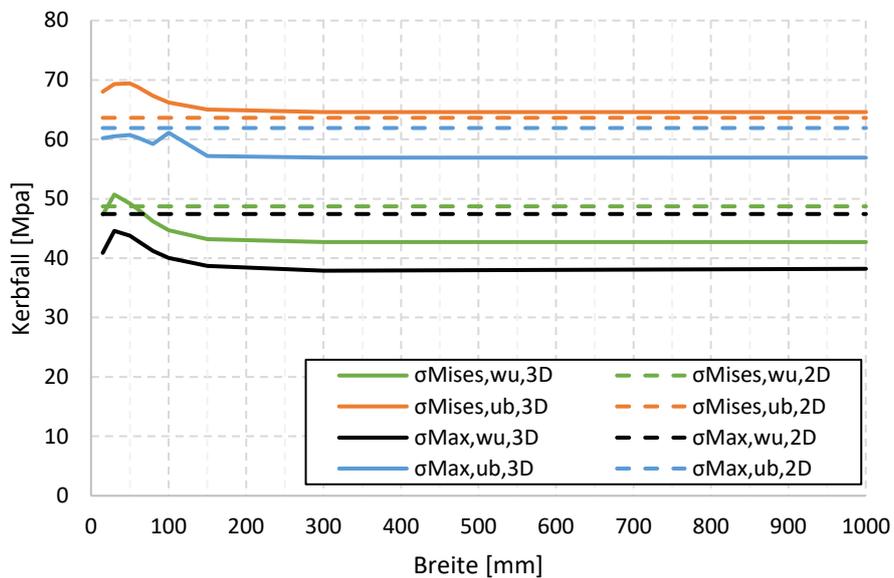


Abbildung 4.7: Kerbfall infolge unterschiedlicher Modellbreiten

#### 4.1.6 Festlegung auf ein Grundmodell

Zur Übersicht wird in Tabelle 4-1 das Grundmodell mit seinen Abmessungen vorgestellt.

Tabelle 4-1: Abmessungen Grundmodell

Bezeichnung	[mm]
$t_{Ab}$	15
$t_{Gp}$	15
$l_{Ab}$	30
$h_{Gp}$	60
$b_{Gp}$	80
$a_w$	8
$b_{Spalt}$	15
$t_{Spalt}$	1
Spaltart	buendig
Diskretisierung Gl.	2
Diskret. Sub.	1
Disk. Sub. Lokal	0,15

## 4.2 Einflüsse der Globalgeometrie des Kreuzstoßes

Nach dem Abschluss der in Abschnitt 4.1 vorgestellten Validierung und der Festlegung auf ein geeignetes Grundmodell, wurden anschließend die Einflüsse unterschiedlicher Parameter auf die Ermüdungsfestigkeit von Kreuzstößen untersucht. Die Ergebnisse dieser Parameterstudie bilden die Grundlage für die Wahl geeigneter Geometrien für die Versuche und werden in diesem Kapitel erläutert.

### 4.2.1 Einfluss der Grundplattenhöhe

Gestartet wurde die Parameterstudie mit einem Simulationsprogramm, um den Einfluss der Grundplattenhöhe  $h_{Gp}$  (vgl. Abbildung 4.8) bestimmen zu können. Die minimal mögliche Höhe der Grundplatte wird durch die Dicke des Anschlussbleches und der Dicke der Schweißnähte begrenzt. Untersucht wurden Grundplattenhöhen von 45 mm bis 125 mm. Es wurden 6 Modelle simuliert. Die untersuchten Grundplattenhöhen waren  $h_{Gp} = 45;50;75;85;100;125$  [mm].

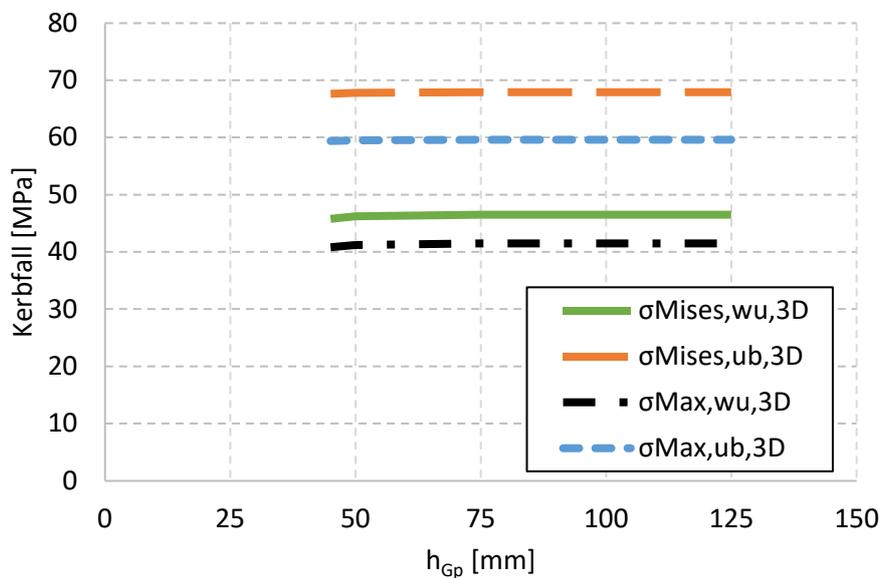


Abbildung 4.8: Einfluss der Grundplattenhöhe  $h_{Gp}$

In Abbildung 4.8 sind die Ergebnisse der Parameterstudie zum Einfluss der Grundplattenhöhe dargestellt. Diese Auswertung zeigt den Kerbfall ermittelt mit den Spannungen nach von Mises und den maximalen Hauptspannungen für die relevanten Orte Schweißnahtübergang und Schweißnahtwurzel. Ab einer Grundplattenhöhe von  $h_{Gp} = 50$  mm ist kein Einfluss der Plattenhöhe auf die Ermüdungsfestigkeit mehr vorhanden. Als Ergebnis der Untersuchung wird, angelehnt an die Bauteilbreite  $b_{Gp}$ , eine Grundplattenhöhe  $h_{Gp} = 80$  mm gewählt, um eine symmetrische Grundplattenabmessung zu erzielen.

## 4.2.2 Einfluss der Anschlussblechlänge

Neben dem Einfluss der Grundplattenhöhe und Grundplattenbreite ( $h_{GP}$ ,  $b_{GP}$ ) ist auch zu überprüfen, wie sich die Länge des Anschlussblechs auf die simulierte Ermüdungsfestigkeit auswirkt. Die exakte Abmessung der Anschlussblechlängen kann Abbildung 3.5 entnommen werden. Es wurden fünf verschiedene Modelle mit den Anschlussblechlängen  $l_{ab} = 25; 35; 50; 75; 100$  [mm] untersucht.

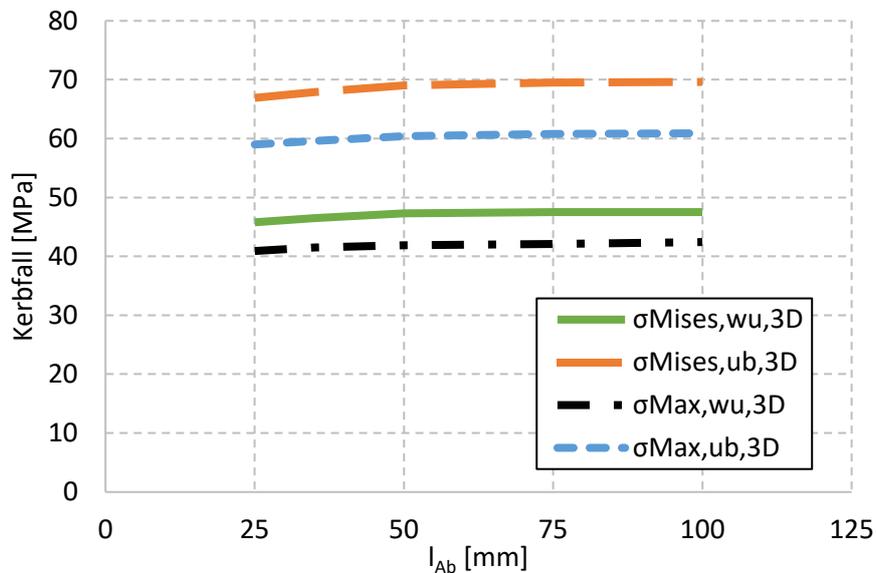


Abbildung 4.9: Einfluss der Anschlussblechlänge  $l_{ab}$

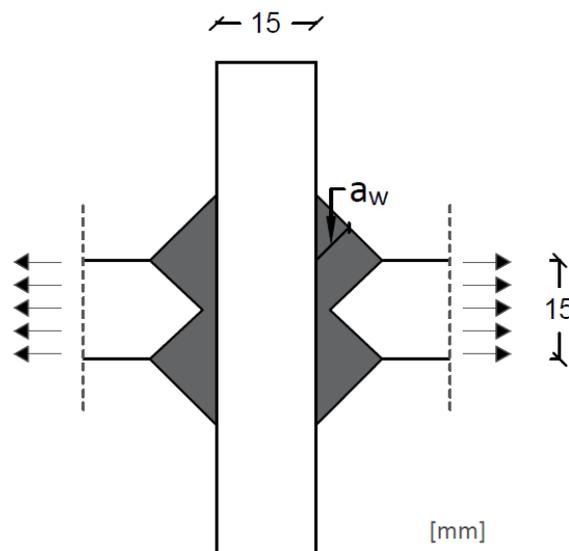
Die Ergebnisse der Parameterstudie zur Anschlussblechlänge sind in Abbildung 4.9 dargestellt. Es sind die simulierten Ermüdungsfestigkeiten, berechnet aus den Vergleichsspannungen nach von Mises und den maximalen Hauptspannungen für die verschiedenen Anschlussblechlängen dargestellt und linear verbunden. Für die Schweißnahtwurzel ist der Einfluss der Anschlussblechlänge auf den abgeleiteten Kerbfall marginal. Beim Schweißnahtübergang ist ab einer Länge von 50 mm kaum noch ein Einfluss der Anschlussblechlänge auf die Ergebnisse der FE-Simulation zu verzeichnen. Um den Einfluss der Anschlussblechlänge auf die Ergebnisse der Simulationen möglichst gering zu halten, wird für die anschließenden Untersuchungen eine Anschlussblechlänge von 50 mm gewählt.

### 4.3 Einfluss der lokalen Geometrie der verschiedenen Kreuzstoßtypen

Durch die verschiedenen gewonnenen Erkenntnisse zu den Einflüssen unterschiedlichster Parameter auf die Ergebnisse der FE-Simulation, die im ersten Teil dieses Kapitels beschrieben werden, und die abschließende Wahl eines Grundmodells, ist nun eine anschließende Untersuchung über die Einflüsse der Schweißnahtdicke, Spaltbreite und Spaltdicke möglich.

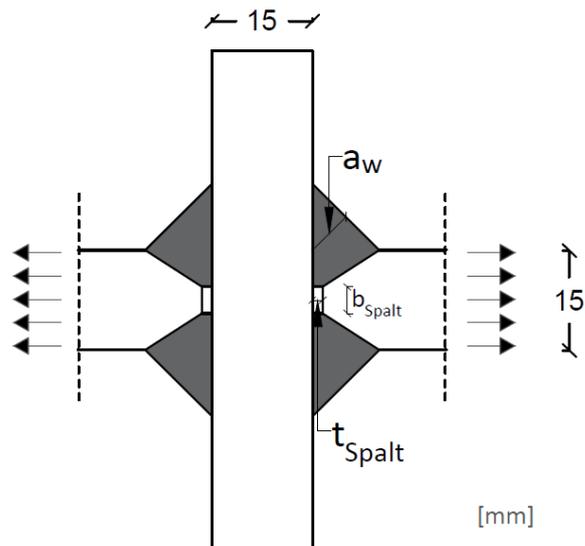
Für die anschließende Studie wird der klassische Kreuzstoß in drei unterschiedliche Typen unterteilt, die die Bezeichnungen Typ A, Typ B und Typ C bekommen. Entsprechend sind Stoß A, B und C sowie Serie A, B und C immer diesen Grundtypen von Kreuzstoß zuzuordnen.

Der Stoß A bildet dabei einen voll durchgeschweißten Stoß ab, bei dem die Spaltbreite und die Spaltdicke entsprechend null betragen. Für den Stoß A kommt bei einer FE-Simulation nur der Schweißnahtübergang als Versagensort in Frage, da keine, wie in Abbildung 4.10 zu erkennen, Schweißnahtwurzel vorhanden ist.



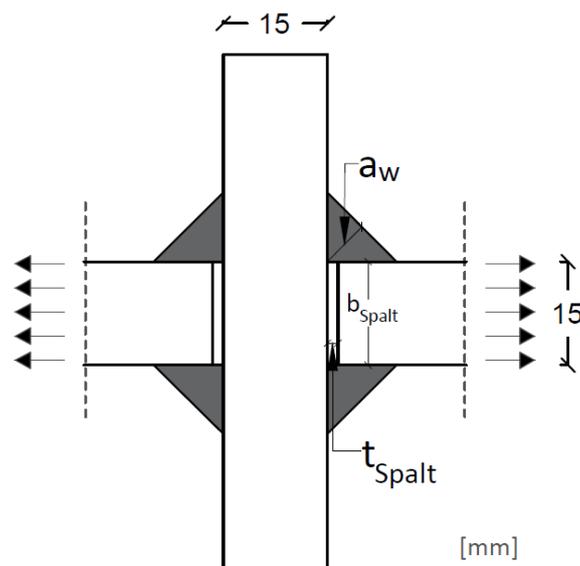
**Abbildung 4.10: Stoß A (voll durchgeschweißter Kreuzstoß)**

Unter der Bezeichnung Stoß B werden in dieser Arbeit alle Stöße kategorisiert, die mit einer teilweisen Durchschweißung modelliert werden. Die Kategorie Stoß B umfasst folglich alle Simulationsmodelle mit einer Spaltbreite  $b_{\text{Spalt}} < t_{\text{ab}}$ . Eine beispielhafte Übersicht über den Aufbau von Stoß B ist in Abbildung 4.11 dargestellt. Die Spaltdicke kann von Restspalten mit Kontakt ohne Haftung bis zu größeren Luftspalten variieren. Das Versagen kann zwischen Schweißnahtwurzelversagen und Schweißnahtübergangversagen variieren. Der potentielle Versagensort hängt dabei sehr stark von dem Verhältnis von Schweißnahtdicke  $a_w$  zu Spaltbreite  $b_{\text{Spalt}}$  ab. Der Einfluss des Verhältnisses  $\frac{a_w}{b_{\text{Spalt}}}$  auf den Versagensort ist eines der Kernthemen der Parameterstudie an Stoß B und wird im weiteren Verlauf dieses Kapitels genauer thematisiert.



**Abbildung 4.11: Stoß B (teilweise durchgeschweißter Kreuzstoß)**

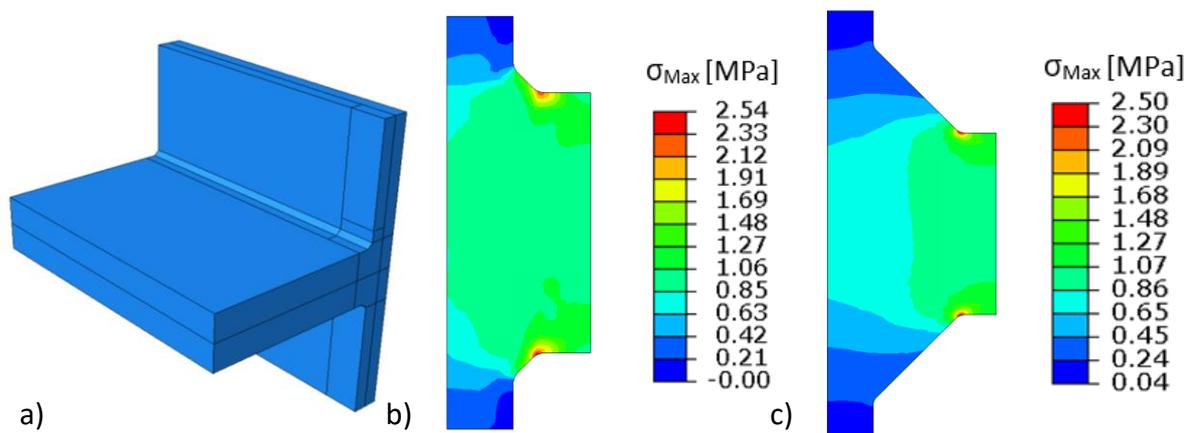
Mit Stoß C werden in der vorliegenden Arbeit Kreuzstoßmodelle mit einer Kehlnaht bezeichnet, also Modelle, bei denen die Spaltbreite genau so groß ist wie die Dicke des Anschlussblechs  $b_{\text{Spalt}} = t_{\text{ab}}$ . Bei Kreuzstößen mit Kehlnähten ist generell von einem Versagen infolge einer Rissentstehung an der Schweißnahtwurzel auszugehen. Wird die Konstruktion jedoch mit im Vergleich zur Blechdicke großen Kehlnähten ausgeführt, ist auch ein Versagen ausgehend vom Schweißnahtübergang denkbar. Der Einfluss der Schweißnahtdicke auf die Ermüdungsfestigkeit ist einer der Punkte, die in der anschließenden Parameterstudie quantifiziert werden. Eine Skizze zum Stoß C ist in Abbildung 4.12 dargestellt.



**Abbildung 4.12: Stoß C (Kreuzstoß mit Kehlnähten)**

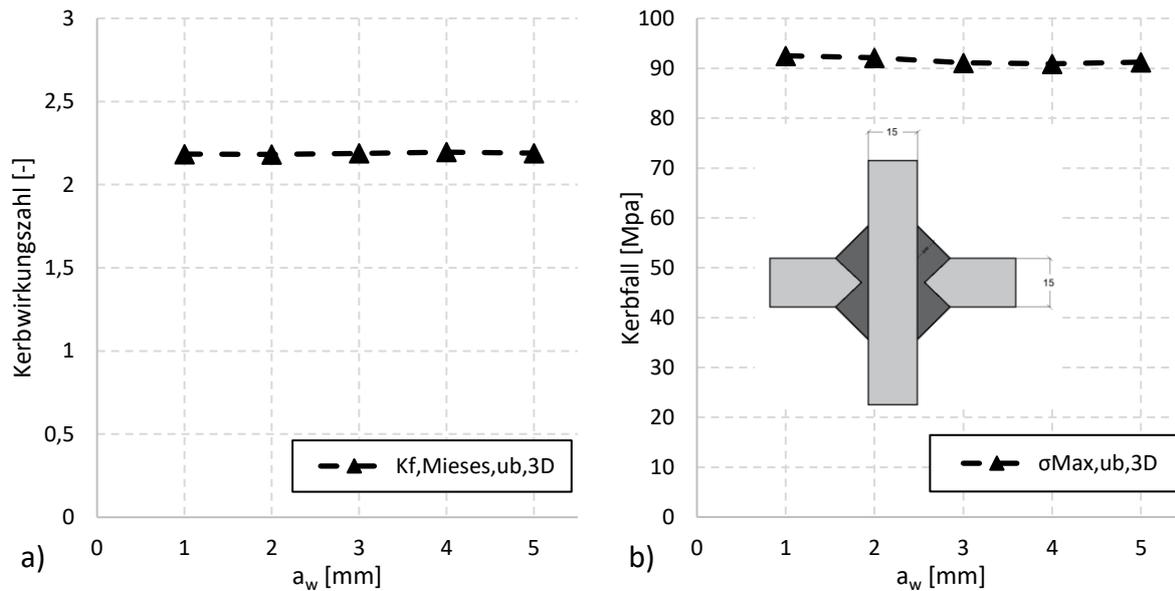
### 4.3.1 Stoß A

Beim Stoß A wurden fünf FE-Simulationen durchgeführt. Getestet wurden zusätzliche Nahtdicken zum ohnehin durchgeschweißten Bereich von  $a_w = 1; 2; 3; 4; 5$  mm. Für die Modellierung ist eine Mindestschweißnahtdicke von Nöten, um den fiktiven Kerbradius an den Schweißnahtübergängen zum Anschlussblech und zu Grundplatte modellieren zu können. Die Spannungsverteilungen für die Modellierung mit einer zusätzlichen Schweißnahtdicke von  $a_w = 1$  mm (Abbildung 4.13 b)) und  $a_w = 5$  mm (Abbildung 4.13 c)) sind in Abbildung 4.13 dargestellt. Es ist bei beiden Modellen eine deutliche Spannungskonzentration am Schweißnahtübergang zu erkennen.



**Abbildung 4.13: Durchgeschweißter Kreuzstoß a) Globalmodell b) Max. Hauptspannungen am Submodell mit  $a_w = 1$ mm c) Max. Hauptspannungen am Submodell mit  $a_w = 5$ mm**

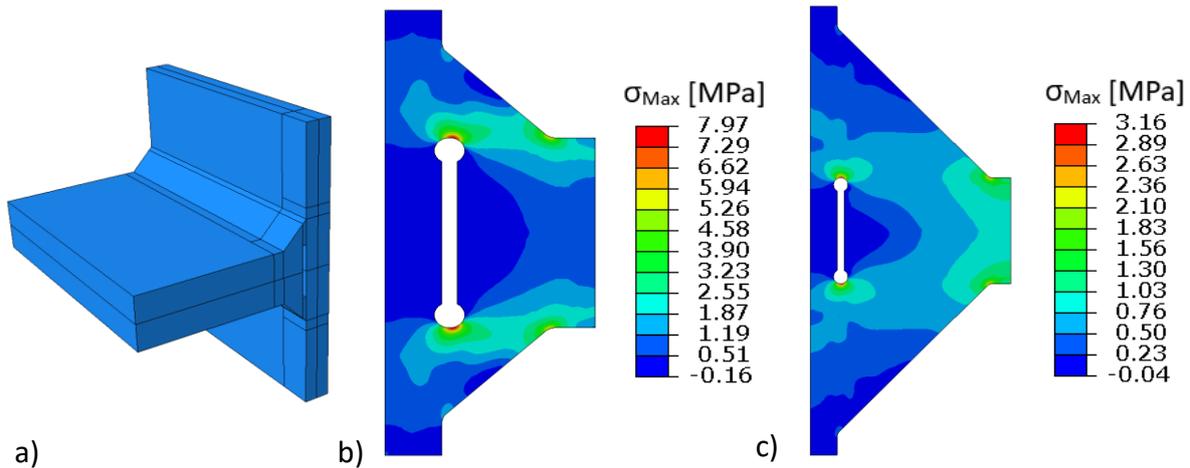
Bei der Auswertung der Ergebnisse der Versuchsserie ist kein Einfluss einer zusätzlichen Schweißnahtdicke auf die Ermüdungsfestigkeit zu erkennen. In Abbildung 4.14 ist in a) die Kerbwirkungszahl dargestellt. Abbildung 4.14 b) zeigt den mit einer FAT-Klasse 225 errechneten Kerbfall. Die Unterschiede in der Ermüdungsfestigkeit sind geringer als ein Prozent. Für die Stöße vom Typ A sind hiermit die numerischen Untersuchungen abgeschlossen, da kein Spalt vorhanden ist, dessen Abmessungen variiert werden könnten. Eine zusätzliche Kehlnaht hat einen marginalen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit, weswegen bei den Versuchskörpern (vgl. Abschnitt 4.3.5) keine zusätzliche Kehlnaht erforderlich ist. Aus konstruktiven Gründen sollte eine gewisse Schenkellänge von wenigen Millimetern an der Grundplatte berücksichtigt werden.



**Abbildung 4.14: Einfluss der Schweißnahtdicke auf die Ermüdungsfestigkeit bei Stoß A a) Kerbwirkungszahl b) Kerbfall**

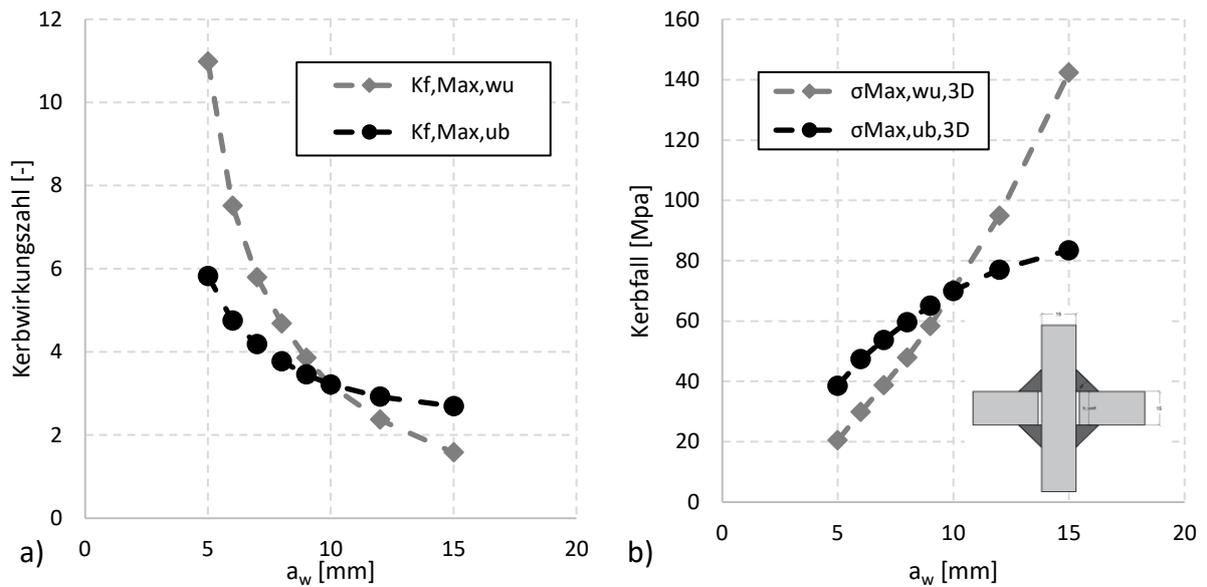
### 4.3.2 Stoß C

Anders als beim Stoß A, ist beim idealisierten Stoß C idealerweise gar keine Durchschweißung vorhanden. Für die vorliegenden geometrischen Rahmenbedingungen entspricht die Spaltbreite der Anschlussblechdicke, also  $b_{Spalt} = 15$  mm. Da im ersten Schritt die Auswirkungen der Schweißnahtdicke auf den Versagensort untersucht werden, wird eine konstante Spaltdicke von  $t_{Spalt} = 1$  mm angesetzt. Die Spannungsverteilung infolge einer Belastung von  $1 \text{ N/mm}^2$  ist in Abbildung 4.15 dargestellt. Abbildung 4.15 b) zeigt die maximalen Hauptspannungen bei einer Modellierung mit der kleinsten betrachteten Kehlnahtdicke von 5 mm. In Abbildung 4.15 c) wird den Spannungen bei  $a_w = 5$  mm die maximalen Hauptspannungen bei der maximalen untersuchten Kehlnahtdicke  $a_w = 15$  mm gegenübergestellt. Insgesamt wurden acht Modelle simuliert. Die simulierten Kehlnahtdicken waren  $a_w = 5; 6; 7; 8; 9; 10; 12; 15$  mm. Das entspricht einem Verhältnis von Schweißnahtdicke zu Anschlussblechdicke  $a_w / t_{Ab} = 0,33; 0,4; 0,47; 0,53; 0,6; 0,67; 0,8; 1,0$ .



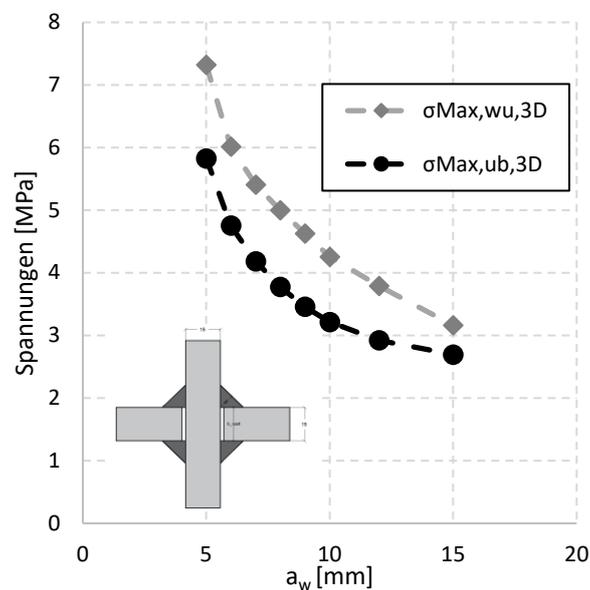
**Abbildung 4.15: Kreuzstoß mit Kehlnäht a) Globalmodell b) Max. Hauptspannungen am Submodell mit  $a_w = 5\text{ mm}$  c) Max. Hauptspannungen am Submodell mit  $a_w = 15\text{ mm}$**

Die Ergebnisse für die Auswertung der Versuchsserie von Stoß C werden in Abbildung 4.16 präsentiert. Diagramm a) stellt die Kerbwirkungszahl dar, Diagramm b) den entsprechenden Kerbfall, berechnet mit einer FAT-Klasse 225. Es ist ein deutlicher Zusammenhang zwischen der Kehlnahtdicke  $a_w$  und dem Kerbfall zu erkennen. Bei einer Schweißnahtdicke von 10 mm, was einem Verhältnis von  $a_w / t_{Ab} = 0,67$  entspricht, ist die Kerbwirkungszahl für den Schweißnahtübergang und die Schweißnahtwurzel nahezu identisch. Die Kehlnahtdicke  $a_w = 10\text{ mm}$  bildet somit einen Grenzwert. Mit einer abnehmenden Kehlnahtdicke steigt die Kerbwirkungszahl an der Schweißnahtwurzel (grüner Graph) deutlich stärker an als die Kerbwirkungszahl am Schweißnahtübergang (schwarzer Graph). Entsprechend ist bei  $a_w < 10\text{ mm}$  der Kerbfall an der Schweißnahtwurzel geringer als am Schweißnahtübergang. Dem entgegen steht die Entwicklung bei Kehlnähten mit  $a_w > 10\text{ mm}$ . Mit zunehmender Schweißnahtdicke nimmt die Kerbwirkungszahl am Schweißnahtübergang (schwarzer Graph in Abbildung 4.16 a)) nur noch leicht ab. Die Kerbwirkungszahl an der Schweißnahtwurzel (grüner Graph) hingegen sinkt mit zunehmender Kehlnahtdicke deutlich stärker. Als Folge ist bei einer Schweißnahtdicke  $a_w > 10\text{ mm}$  und einer Anschlussblechdicke von 15 mm der Kerbfall am Schweißnahtübergang geringer als an der Schweißnahtwurzel. Die Differenz zwischen der Ermüdungsfestigkeit am Schweißnahtübergang und an der Schweißnahtwurzel nimmt nach der Überschreitung des Grenzwerts deutlich zu. Hier wurden jedoch extreme, nicht sehr praxisorientierte Kehlnahtdicken untersucht.



**Abbildung 4.16: Stoß C: Abhängigkeit zwischen der Kehlnahtdicke und a) der Kerbwirkungszahl b) dem Kerbfall**

Die Spannungen sind bei allen betrachteten Schweißnahtdicken für die Schweißnahtwurzel höher als für den Schweißnahtübergang. Die Schweißnahtwurzel ist also unabhängig von der Kehlnahtdicke immer als der potentielle Versagensort anzusehen. Mit abnehmender Schweißnahtdicke ist eine exponentielle Zunahme der Spannung sowohl am Schweißnahtübergang als auch an der Schweißnahtwurzel zu beobachten (vgl. Abbildung 4.17).



**Abbildung 4.17: Max. Hauptspannung in Abhängigkeit von der Kehlnahtdicke  $a_w$  für die Schweißnahtwurzel und den Schweißnahtübergang**

### 4.3.3 Stoß B

Für den Stoß B ist eine wesentlich umfangreichere Parameterstudie durchzuführen, um die Einflüsse der Spaltbreite und Kehlnahtdicke auf die Ermüdungsfestigkeit ermitteln zu können. Im Fokus der Untersuchung steht der potentielle Versagensort des Kreuzstoßes in Abhängigkeit der Spaltbreite und der Kehlnahtdicke. Ziel ist es, zu zeigen, dass obwohl eine Schweißnahtwurzel vorhanden ist, der Schweißnahtübergang maßgebend sein kann. In einer ersten Versuchsserie wurden 49 Rechnungen durchgeführt. Die variablen Parameter waren die Schweißnahtdicke  $a_w$  und die Spaltbreite  $b_{spalt}$ . Es wurden mit  $a_w = 3; 4; 5; 6; 8; 10; 12; 15$  mm sieben unterschiedliche Schweißnahtdicken untersucht. Entsprechend wurden ebenfalls mit  $b_{spalt} = 3; 4; 5; 6; 8; 10; 12; 15$  mm sieben verschiedene Spaltbreiten untersucht. Die untersuchten Modelle weisen ein Verhältnis von Schweißnahtdicke zu Anschlussblechdicke, sowie Spaltbreite zu Anschlussblechdicke von  $a_w / t = b_{spalt} / t = 0,2; 0,27; 0,4; 0,53; 0,67; 0,8; 1,0$  auf. In Abbildung 4.18 sind beispielhaft die maximalen Hauptspannungen für eine Verbindung mit großer Spaltbreite und kleiner Schweißnahtbreite (vgl. Abbildung 4.18 a) mit  $b_{spalt} = 15$  mm und  $a_w = 3$  mm) und einer Verbindung mit mittlere Spaltbreite und mittlerer Kehlnahtdicke (Abbildung 4.18 b) mit  $b_{spalt} = 8$  mm und  $a_w = 8$  mm) dargestellt.

Anschließend an die erste Simulationsreihe wurden weiterhin FE-Simulationen an der kleinstmöglichen Spaltbreite von  $b_{spalt} = 2$  mm durchgeführt. Bei der FE-Modellierung ist das Minimum der Spaltbreite von  $b_{spalt} = 2$  mm bedingt durch den fiktiven Kerbradius von  $r = 1$  mm an der Schweißnahtwurzel (vgl. Abschnitt 2.3.3) begrenzt. Entsprechend ist nur eine Wurzel für die doppelsymmetrische Schweißnaht vorhanden. Dieser Fall ist in Abbildung 2.2 c) dargestellt. Für diese Versuchsserie wurden sieben Versuche mit einer Schweißnahtdicke von  $a_w = 2,15; 3; 4; 5; 6; 8; 10; 12; 15$  mm durchgeführt. Alle Modelle wurden mit einer Spaltdicke von  $t_{spalt} = 1$  mm untersucht.  $\sigma_{Max}$  [MPa]

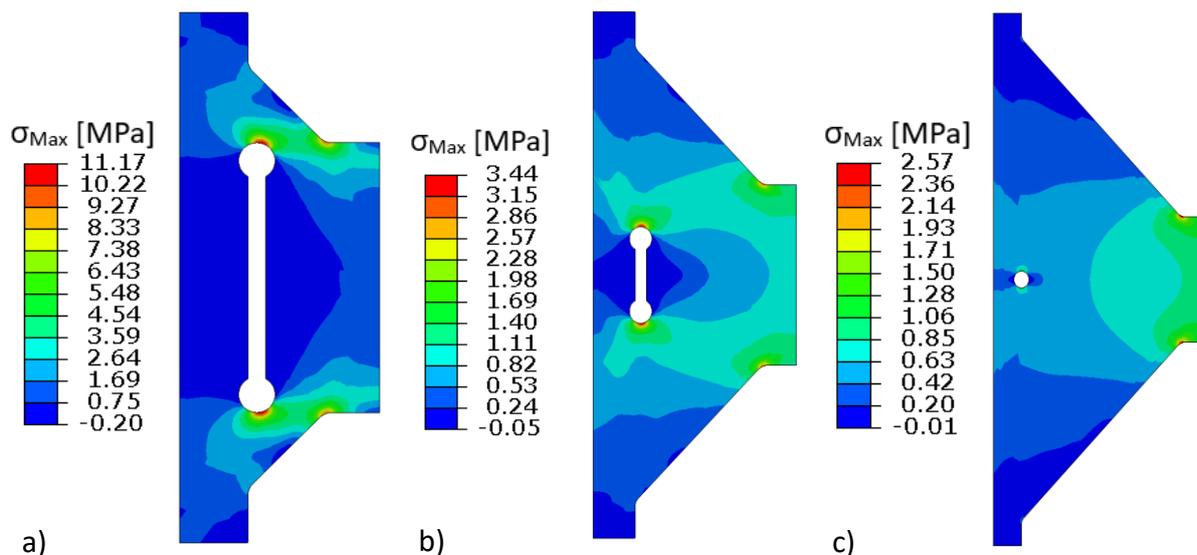
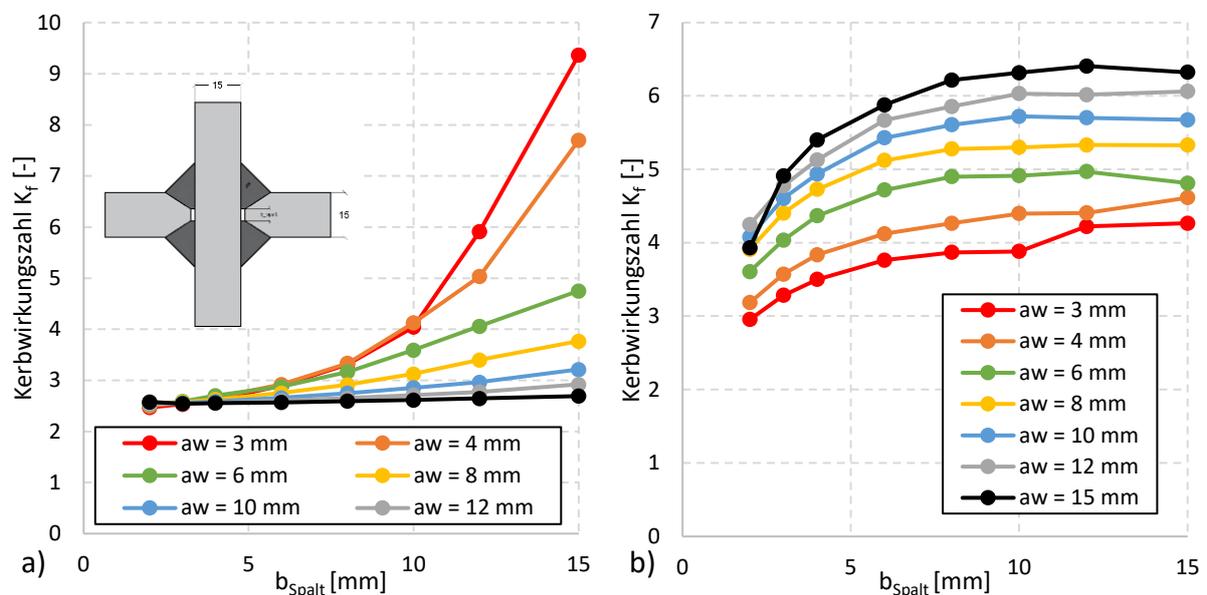


Abbildung 4.18: Hauptspannungen an Stoß-Typ B a)  $a_w/b_{spalt} = 0,2$  b)  $a_w/b_{spalt} = 1$  c)  $a_w/b_{spalt} = 7,5$

Die Kerbwirkungszahlen, die sich aus den Spannungen, unter anderem in Abbildung 4.18 dargestellt, berechnen, sind in Abbildung 4.19 dargestellt. Abbildung 4.19 a) stellt die Kerbwirkungszahl an der Schweißnahtwurzel in Abhängigkeit von der Spaltbreite  $b_{\text{Spalt}}$  für die verschiedenen getesteten Schweißnahtdicken  $a_w$  dar. Demgegenüber bildet Abbildung 4.19 b) die Kerbwirkungszahl am Schweißnahtübergang in Abhängigkeit der gleichen Einflussparameter ab.

Die Kerbwirkungszahl am Schweißnahtübergang zeigt für kleine Schweißnahtdicken  $a_w$  einen deutlichen Anstieg der Kerbwirkungszahl mit zunehmender Spaltbreite  $b_{\text{Spalt}}$  (vgl. orangene und rote Graphen Abbildung 4.19 a)). Sind sehr dicke Kehlnähte vorhanden (grauer und schwarzer Graph), ist nahezu keine Abhängigkeit zwischen der Kerbwirkungszahl am Schweißnahtübergang und der Spaltbreite  $b_{\text{Spalt}}$  zu erkennen. Der Anstieg der Kerbwirkungszahl mit zunehmender Spaltbreite  $b_{\text{Spalt}}$  nimmt zudem mit kleiner werdender Schweißnahtdicke deutlich zu.



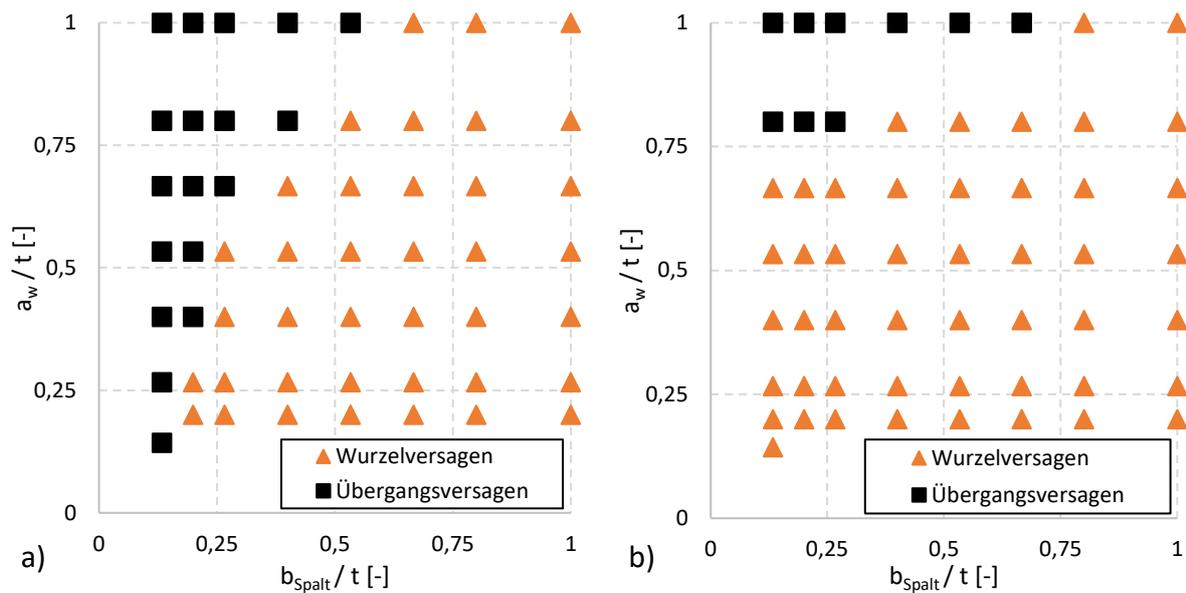
**Abbildung 4.19.: Kerbwirkungszahlen der FE-Simulationen zu Versuchsserie Stoß B infolge der maximalen Hauptspannung a) Schweißnahtübergang b) Schweißnahtwurzel**

Für die Schweißnahtwurzel, abgebildet in Abbildung 4.19 b), verhält sich die Kerbwirkungszahl unabhängig von der Schweißnahtdicke mit zunehmender Spaltbreite  $b_{\text{Spalt}}$  in etwa gleichförmig. Die Kerbwirkungszahl steigt zunächst mit zunehmender Spaltbreite  $b_{\text{Spalt}}$  stärker an, der Anstieg flacht aber immer weiter ab. Das Abflachen der Graphen ist auf die Definition der Kerbwirkungszahl zurückzuführen. Die Kerbwirkungszahl an der Schweißnahtwurzel ist abhängig vom Flächenverhältnis, welches wiederum maßgeblich von der Schweißnahtdicke und Spaltbreite beeinflusst wird. Durch die kleiner werdende Fläche bei größer werdenden Spaltbreiten steigt die Kerbwirkungszahl, wie in Abbildung 4.19 b) zu sehen, nur gering, trotz stark steigender Spannung. Die Spannungen an der Schweißnahtwurzel können Abbildung 4.21 a)

bis e) entnommen werden. Die Kerbwirkungszahl ist für größere Kehlnahtdicken  $a_w$  größer. Die Graphen reihen sich von  $a_w = 3\text{ mm}$  bis  $a_w = 15\text{ mm}$  übereinander auf.

Die Ergebnisse der numerischen Untersuchung zum Stoß B sind in Abbildung 4.20 a) dargestellt. Es wird der Versagensort in Abhängigkeit von der Spaltnahtbreite  $b_{\text{Spalt}}$  für verschiedene Schweißnahtdicken gezeigt. Um den Versagensort zu ermitteln, wurden die Spannungen am Schweißnahtübergang und an der Schweißnahtwurzel miteinander verglichen und die höhere Spannung als maßgebend angenommen. Betrachtet man die Ergebnisse in Abbildung 4.20 fallen klare Zusammenhänge zwischen Spaltbreite  $b_{\text{Spalt}}$ , Kehlnahtdicke  $a_w$  und dem Versagensort auf. Mit zunehmender Spaltdicke  $b_{\text{Spalt}}$  wird ein Versagen an der Schweißnahtwurzel (orange Dreiecke), unabhängig von der untersuchten Schweißnahtdicke  $a_w$ , maßgebend. Generell ist das Schweißnahtwurzelversagen unter den untersuchten Geometrien die dominierende Versagensform. Nur bei ganz kleinen Spaltbreiten  $b_{\text{Spalt}} = 2\text{ mm}$  ist unabhängig von der untersuchten Schweißnahtdicke die Spannung am Schweißnahtübergang (schwarzen Quadrate) maßgebend.

Abbildung 4.20 b) zeigt den Versagensort unter Anwendung der DIN EN 1993-1-9 [1]. Die Auswertung erfolgte über das Nennspannungskonzept. Es wurde eine fiktive Spannungsschwingbreite von  $\Delta\sigma = 100\text{ Mpa}$  am Ende des Anschlussblechs angesetzt. Für die Schweißnahtwurzel ergibt sich dann die Spannung entsprechend der unterschiedlichen Flächen. Für beide Stellen wurde anschließend der Kerbfall nach DIN EN 1993-1-9 Tabelle 8.5 [1] bestimmt und die maximale Zyklenzahl bis zum Versagen ermittelt. Als maßgebend wurde anschließend die Stelle mit der geringeren Lebensdauer gewertet. Betrachtet man die Ergebnisse in Abbildung 4.20 b) und vergleicht diese mit jenen von Abbildung 4.20 a), ist eine Verschiebung des Versagensort in Richtung der Schweißnahtwurzel zu erkennen. Lediglich für extreme Kehlnahtdicken  $a_w = 15\text{ mm}$  wird nach b) ein Übergangversagen maßgebend. Es lässt sich also feststellen, dass die DIN EN 1993-1-9 [1] im Vergleich mit dem Kerbspannungskonzept unabhängig von der Größe der Kerbspannungen allein durch die Betrachtung des Versagensorts konservativer ist. Bei der Berechnung nach der Norm wird für viele Modelle die Schweißnahtwurzel als potentieller Versagensort maßgebend, bei denen nach dem Kerbspannungskonzept von einem Versagen am Schweißnahtübergang auszugehen ist.



**Abbildung 4.20: Der Versagensort am Kreuzstoß Typ B in Abhängigkeit vom Verhältnis von Spaltbreite  $b_{\text{Spalt}}$  und Schweißnahtdicke  $a_w$  zur Blechdicke  $t$  a) Kerbspannungskonzept b) DIN EN 1993-1-9 [1]**

Abbildung 4.21 a-f) stellt für die untersuchten Schweißnahtdicken die maximale Hauptspannung in Abhängigkeit von der Spaltbreite dar. Diese Darstellung ermöglicht eine genauere Betrachtung des potentiellen Versagensortes der einzelnen Modelle sowie den Einfluss der Kehlnahtdicke und Spaltbreite auf die Spannungen. Interessant ist der Schnittpunkt der beiden Graphen im jeweiligen Diagramm, da ab diesem Punkt die Spannung an der Wurzel für alle untersuchten Modelle kleiner wird als am Schweißnahtübergang. Es kommt also zu einem Wechsel des Versagensortes. Betrachtet man die Abbildungen der Reihe nach, wird deutlich, dass, wie erwartbar, der Schnittpunkt der beiden Graphen mit zunehmender Kehlnahtdicke  $a_w$  in Bereichen mit größeren Spaltbreiten liegt. Im Bereich um den Schnittpunkt ist der potentielle Versagensort nicht genau zu definieren. Betrachtet man die Spannung am Schweißnahtübergang ist mit zunehmender Kehlnahtdicke eine zunehmende Unabhängigkeit von der Spaltbreite festzustellen. Für geringe Kehlnahtdicken (vgl. Abbildung 4.21 a)) steigt die Spannung am Übergang aber ähnlich steil an wie die Spannung an der Wurzel. Für die Spannung an der Schweißnahtwurzel hingegen ist für alle Kehlnahtdicken ein deutlicher Zusammenhang zwischen Wurzelspannung und Spaltbreite zu erkennen, der jedoch auch mit zunehmender Kehlnahtdicke schwächer wird (vgl. Abbildung 4.21 d) und f)).

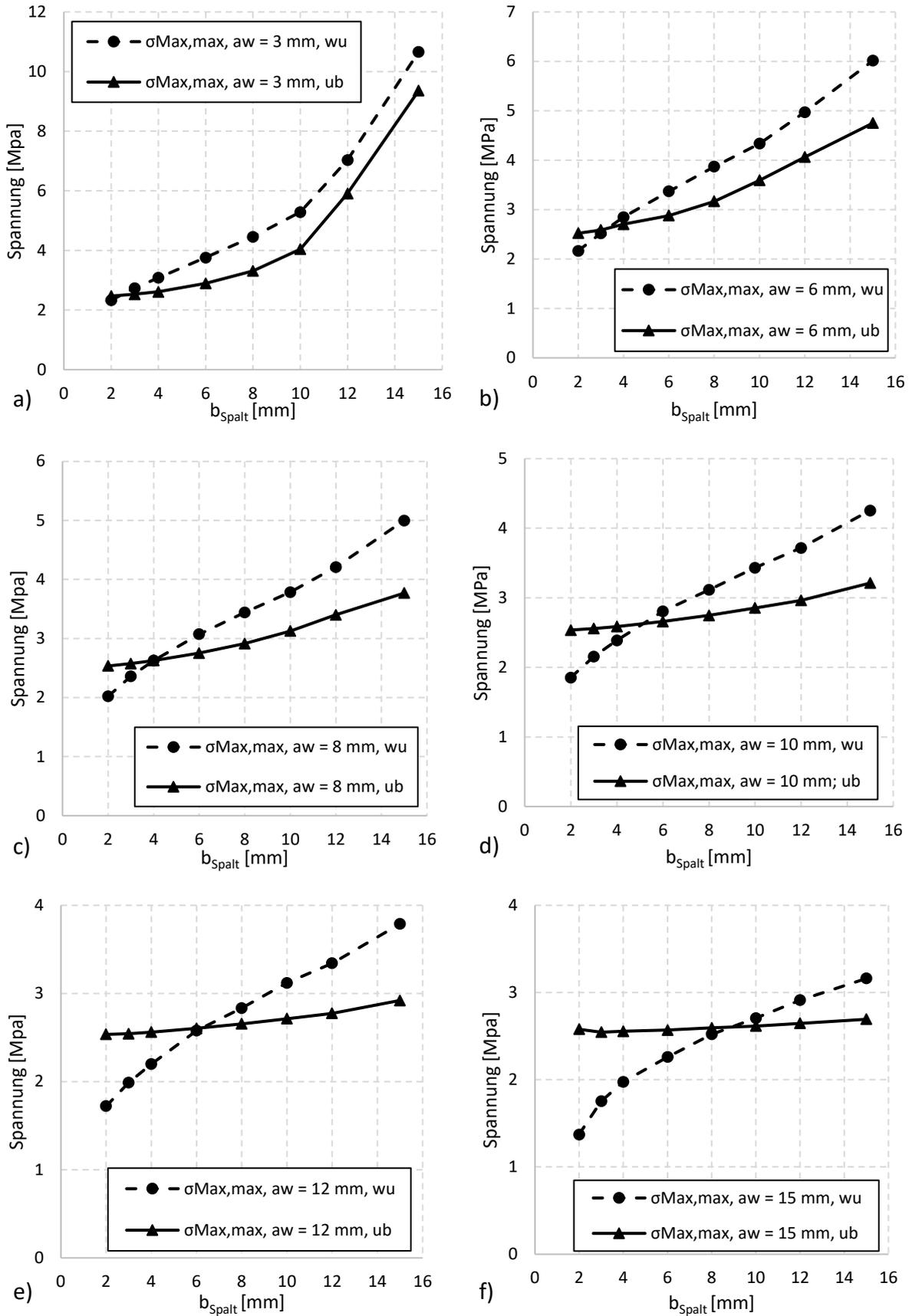
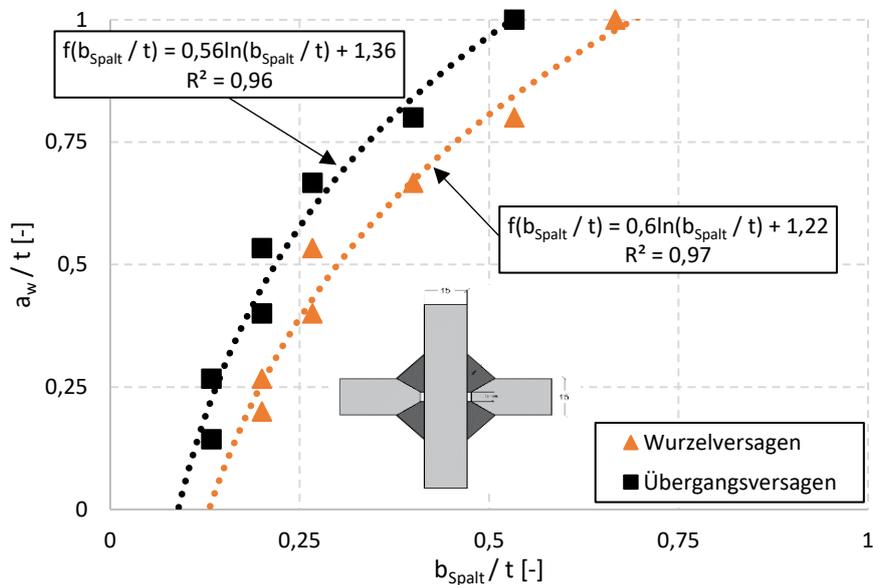


Abbildung 4.21: Max. Hauptspannungen an Wurzel und Übergang in Abhängigkeit von  $b_{\text{Spalt}}$  für: a)  $a_w = 3\text{mm}$  b)  $a_w = 6\text{mm}$  c)  $a_w = 8\text{mm}$  d)  $a_w = 10\text{mm}$  e)  $a_w = 12\text{mm}$  f)  $a_w = 15\text{mm}$

Betrachtet man die Grenze, an dem der Versagensort vom Schweißnahtübergang zur Schweißnahtwurzel wechselt, kann ein funktionaler Zusammenhang festgestellt werden. Dieser funktionelle Zusammenhang ist in Abbildung 4.22 dargestellt. Bei den in Abbildung 4.22 betrachteten Modellen wird die Differenz der Spannungen aus der FE-Simulation am Schweißnahtübergang und an der Schweißnahtwurzel so gesetzt, dass die Spannungen am Übergang und an der Wurzel weniger als 0,5 Mpa voneinander abweichen. Mit Hilfe dieser „Grenzwerte“ lassen sich getrennt betrachtet für Schweißnahtwurzel und Schweißnahtübergang Trendlinien abschätzen. Die Abschätzung des Zusammenhangs zwischen den einzelnen Punkten eines jeweiligen Versagensortes, getestet mit mehrerer Trendlinien, liefert bei einer logarithmischen Grenzfunktion sowohl für die Grenzwerte mit Wurzelversagen (oranges Dreieck) als auch für jene mit Übergangsversagen (schwarzes Quadrat) die beste Übereinkunft ( $R^2$ -Wert) von über 95%.



**Abbildung 4.22: Grenzfunktion des Versagensort am Kreuzstoß Typ B in Abhängigkeit vom Verhältnis von Spaltbreite  $b_{\text{Spalt}}$  und Schweißnahtdicke  $a_w$  zur Blechdicke**

Durch die Gleichungen (4.1) und (4.2) kann die erforderliche Schweißnahtdicke in Abhängigkeit von der Spaltbreite  $b_{\text{Spalt}}$  ermittelt werden, bei der gerade noch Schweißnahtwurzel- bzw. Schweißnahtübergangsversagen auftritt. Die weitere Auswertung basiert auf der Anwendung von Gleichung (4.1). Das Ziel ist es, Versuche mit Rest- und/oder Luftspalten zu ermitteln, bei denen der Übergang maßgebend ist und deswegen DIN EN 1993-1-9 Tabelle 8.5 Detail 1 [1] als ein größerer Kerbfall angewendet werden darf.

$$\text{Übergangsversagen} \quad \text{erf. } a_w = (0,57 \cdot \ln(b_{\text{Spalt}}/t) + 1,36) \cdot t \quad (4.1)$$

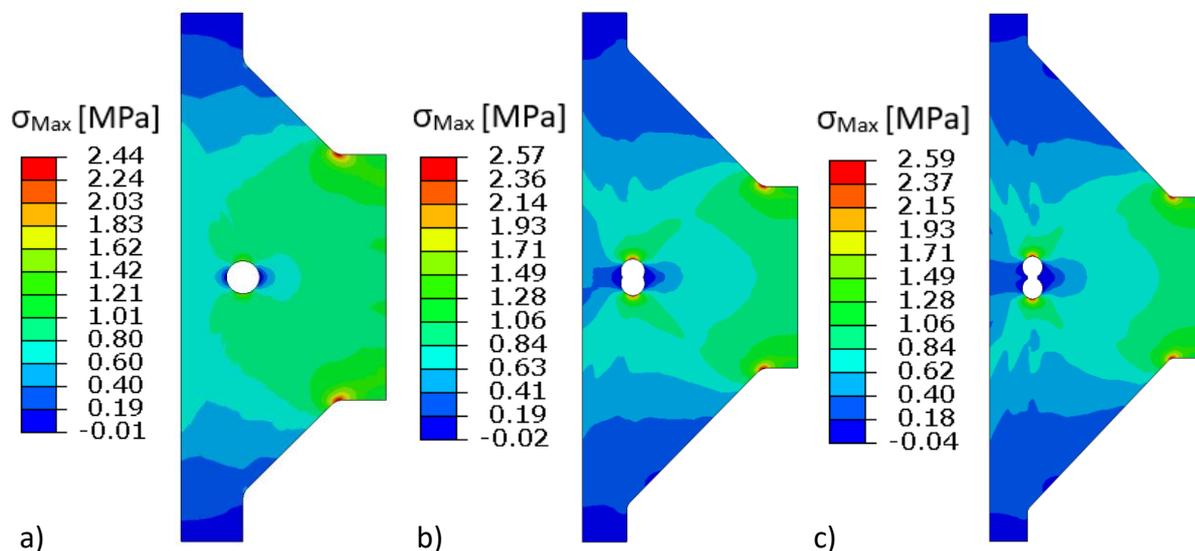
$$\text{Wurzelversagen} \quad \text{erf. } a_w = (0,60 \cdot \ln(b_{\text{Spalt}}/t) + 1,22) \cdot t \quad (4.2)$$

Bei einer Spaltbreite  $b_{\text{spalt}} = 2$  mm ergibt sich ein erf.  $a_w = 4$  mm. Dies wurde für unterschiedliche Spaltbreiten durchgeführt. Für die weiteren Untersuchungen wurden anschließend die in Tabelle 4-2 aufgelisteten Maße B2, B3, und B4 für die Spaltbreite und die Schweißnahtdicke gewählt. Es wurden bewusst Geometrien mit kleinen Schweißnahtdicken und entsprechend kleiner Spaltbreite gewählt, da diese für einen unbeabsichtigten Restspalt im Zuge des Schweißvorgangs realistischer erscheinen.

**Tabelle 4-2: Gewählte Kombination für die weitere Untersuchung an Kreuzstoß B**

Bezeichnung	B2	B3	B4
$b_{\text{spalt}}$ [mm]	2	3	4
erf. $a_w$ [mm]	4	7	10
gew. $a_w$ [mm]	4	8	10
$b_{\text{spalt}} / t$ [-]	0,13	0,20	0,27
$a_w / t$ [-]	0,27	0,53	0,67

Alle drei gewählten Grundabmessungen für die anschließende Auswertung zum Einfluss der Spaltdicke  $t_{\text{spalt}}$  wurden bereits für die Auswertung des Versagensorts mit einer Spaltdicke  $t_{\text{spalt}} = 1$  mm simuliert. Die Ergebnisse der FE-Simulation sind in Abbildung 4.23 dargestellt. Es werden die Hauptspannungen infolge einer Einheitsspannung von 1 MPa für B2 (a), B3 (b) und B4 (c) dargestellt.



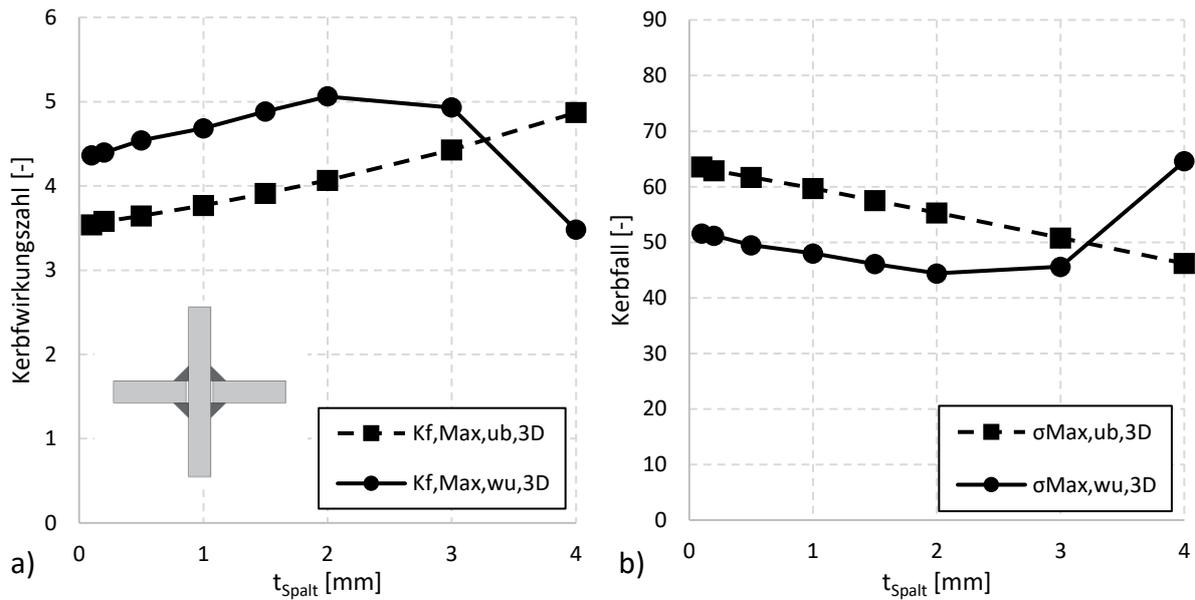
**Abbildung 4.23: Max. Hauptspannungen am Submodell für: a) B2 b) B3 c) B4**

#### 4.3.4 Einfluss der Spaltdicke $t_{\text{Spalt}}$

Abschließend wurde der Einfluss der Spaltdicke für die am Ende von Abschnitt 4.3.3 vorgestellten und in Tabelle 4-2 präsentierten Modelle und auf Kreuzstoßverbindungen mit reinen Kehlnähten, wie in Abschnitt 4.3.2 vorgestellt, untersucht. Für die Auswertung waren Spaltdicken von  $t_{\text{Spalt}} = 0,1$  mm bis zu  $t_{\text{Spalt}} = 4$  mm vorgesehen. Bedingt durch die Grundsätze des Kerbspannungskonzepts ( $r = 1$  mm) ist es jedoch für eine Spaltbreite von 2 mm nicht möglich, einen Spalt schmaler als 2 mm zu modellieren. Bei einer Spaltbreite von  $b_{\text{Spalt}} = 3$  mm werden Veränderungen der Spaltnahtdicke erst ab einer Dicke von  $t_{\text{Spalt}} = 1$  mm wirksam. Bei Spaltbreiten  $t_{\text{Spalt}} < 1$  mm überschneiden sich die beiden Schweißnahtwurzeln, so dass alle Modelle die gleichen Geometrien haben und damit absolut gleich sind.

Insgesamt wurden 27 Modelle simuliert. Die Abmessungen ergeben sich auch bei dieser Untersuchung aus dem Grundmodell (vgl. Tabelle 4-1). Die einzigen Parameter, die im Verlauf der Auswertung variiert werden, sind die Spaltbreite  $b_{\text{Spalt}}$ , die Schweißnahtdicke  $a_w$  und die Spaltdicke  $t_{\text{Spalt}}$ , die vorher konstant mit  $t_{\text{Spalt}} = 1$  mm angesetzt wurde. Die Auswertung erfolgt getrennt zunächst für die Untersuchungen am Kreuzstoß Typ C, hier anschließend bezeichnet mit Serie C und für die verschiedenen Modelle vom Typ B, mit den Bezeichnungen Serie B2, B3 und B4.

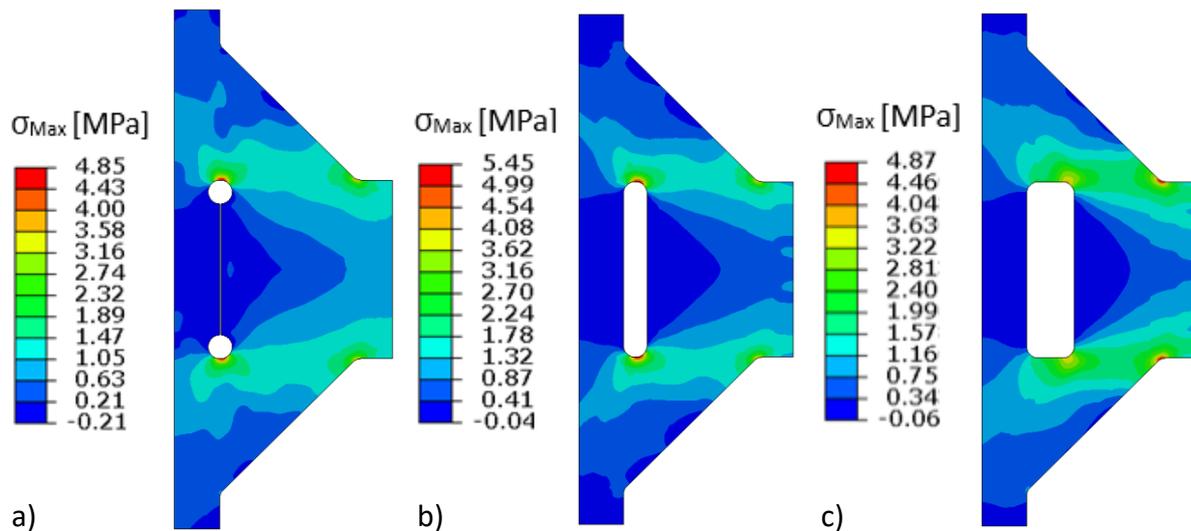
Für den Stoß C wurde eine Schweißnahtdicke von 8 mm gewählt. Damit entspricht  $2 \cdot a_w \approx t_{\text{Ab}}$  ( $a_w = 8$  mm,  $t_{\text{Ab}} = 16$  mm) und es ist, wenn man die in Abschnitt 4.3.2 vorgestellten Ergebnisse betrachtet, generell von einem Schweißnahtwurzelnversagen auszugehen. Die Kerbwirkungszahl und der daraus resultierende Kerbfall bei einer FAT-Klasse 225 sind in Abbildung 4.24 dargestellt. Die Kerbwirkungszahl am Schweißnahtübergang nimmt mit zunehmender Spaltdicke annähernd linear zu und der Kerbfall simultan ab. Betrachtet man den durchgezogenen Graphen für die Schweißnahtwurzeln ist ein annähernd linearer Anstieg der Kerbwirkungszahl bis zu einer Spaltdicke  $t_{\text{Spalt}} = 2$  mm erkennbar. Ab dieser Spaltdicke nimmt die Kerbwirkungszahl jedoch unerwartet wieder ab, was zur Folge hat, dass mit zunehmender Spaltdicke der Kerbfall und damit die Ermüdungsfestigkeit an der Schweißnahtwurzeln steigt. Hier ist anzumerken, dass eine Spaltdicke von  $t_{\text{Spalt}} = 4$  mm nicht mehr realistischen Maßen aus der Praxis entspricht.



**Abbildung 4.24: a) Kerbwirkungszahl in Abhängigkeit von der Spaltdicke  $t_{\text{Spalt}}$  b) Kerbfall in Abhängigkeit von der Spaltdicke  $t_{\text{Spalt}}$**

Da die Spannung für die Schweißnahtwurzel und den Schweißnahtübergang im Verlauf mit jenen der Kerbwirkungszahl übereinstimmen (Für alle Modelle gleiche Schweißnahtdicke und Spaltbreite, vgl. Abschnitt 3.3.2), kann der potentielle Versagensort auch bei der Betrachtung von Abbildung 4.24 a) bestimmt werden. Man stellt fest, dass im Bereich von einer Spaltdicke  $t_{\text{Spalt}} \approx 3,4$  mm nach den Ergebnissen der FE-Simulation nicht mehr von einem Schweißnahtwurzel-, sondern von einem Schweißnahtübergangsversagen auszugehen ist.

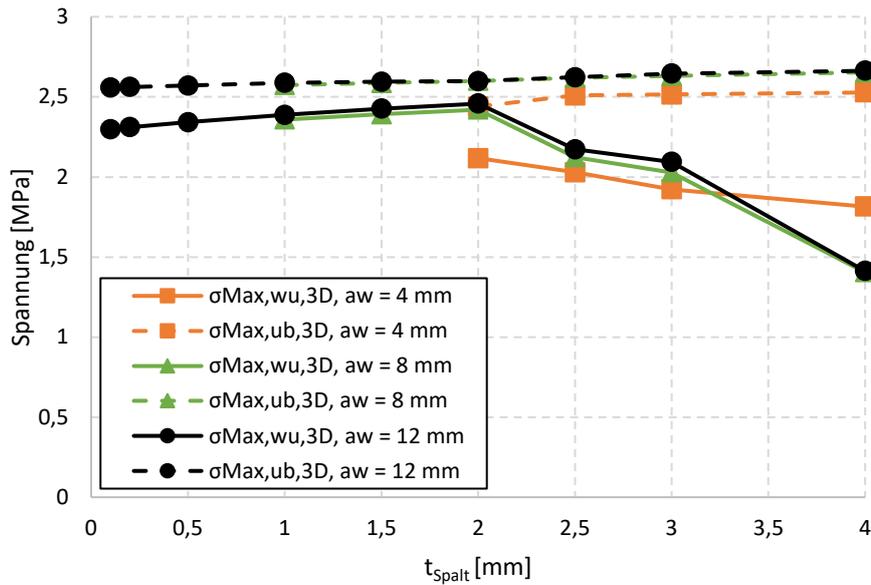
Die maximalen Hauptspannungen sind beispielhaft für die Modelle mit  $t_{\text{Spalt}} = 0,1; 2,0; 4,0$  mm in Abbildung 4.25 dargestellt. Man erkennt für die Modelle mit  $t_{\text{Spalt}} = 0,1$  mm und  $t_{\text{Spalt}} = 2,0$  mm eine deutlich höhere Spannungskonzentration an der Schweißnahtwurzel als am Schweißnahtübergang. Für das Modell mit einer Spaltdicke  $t_{\text{Spalt}} = 4$  mm ist die Spannung am Kerbradius der Wurzel nicht mehr so hoch wie am Schweißnahtübergang. Die Spannung verteilt sich in Folge der größeren Schweißnahtwurzel besser um den Spalt. Möglicherweise ist eine Anwendung des Kerbspannungskonzepts, wie in Abschnitt 2.3.3 vorgestellt, bei großen Spaltdicken nicht mehr realitätsgetreu.



**Abbildung 4.25: Max. Hauptspannungen für: a)  $b_{\text{Spalt}} = 15 \text{ mm}$ ;  $t_{\text{Spalt}} = 0,1 \text{ mm}$  b)  $b_{\text{Spalt}} = 15 \text{ mm}$ ;  $t_{\text{Spalt}} = 2,0 \text{ mm}$  c)  $b_{\text{Spalt}} = 15 \text{ mm}$ ;  $t_{\text{Spalt}} = 4,0 \text{ mm}$**

Für die drei untersuchten Modelle von Stoß B, deren Geometrien in Tabelle 4-2 dargestellt werden, sollte bei kleiner Spaltdicke zwischen  $t_{\text{Spalt}} = 0,1 \text{ mm}$  und  $t_{\text{Spalt}} = 2 \text{ mm}$  ein Versagen am Übergang maßgebend sein. Bei größeren Spaltdicken  $t_{\text{Spalt}} > 2 \text{ mm}$  wird eine Schwächung der Schweißnahtwurzel erwartet und es kann zu einem Wechsel des potentiellen Versagensorts kommen. Die getesteten Spaltgrößen waren, wie oben beschrieben, abhängig von der Spaltbreite  $b_{\text{Spalt}}$ .

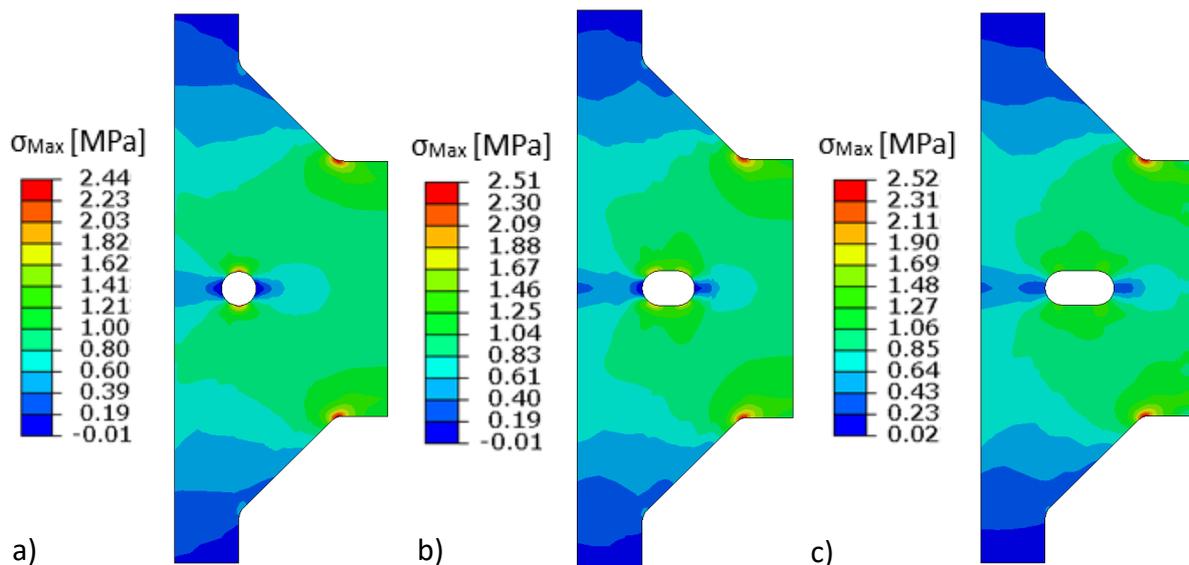
Eine Übersicht über die Ergebnisse ist in Abbildung 4.26 dargestellt und zeigt die maximalen Hauptspannungen für die Serien B2, B3, und B4. Es ist generell zu erkennen, dass B3 und B4 an der Schweißnahtwurzel und am Schweißnahtübergang ähnliche Spannungen aufweisen, entsprechend verlaufen die Graphen bei zunehmender Spaltdicke auch deckungsgleich. Betrachtet man die Spannungen getrennt für die Serien B2, B3 und B4, kann eine Aussage über den potentiellen Versagensort für die unterschiedlichen Spaltdicken getroffen werden. Alle untersuchten Modelle weisen am Schweißnahtübergang eine höhere Spannung als an der Schweißnahtwurzel auf, weswegen ein Schweißnahtübergangsversagen als maßgebend angenommen wird. Mit zunehmender Spaltdicke nimmt zunächst die Spannung an der Spaltnahtwurzel stärker zu als am Übergang (vgl. Abbildung 4.26). Ab einer Spaltdicke  $t_{\text{Spalt}} = 2 \text{ mm}$  nimmt die Spannung an der Wurzel, wie schon bei Serie C, wieder ab und nur die Spannung am Schweißnahtübergang wächst noch leicht an. Für Serie B2 konsolidiert die Spannung am Übergang bei ungefähr 2,5 MPa trotz zunehmender Spaltdicke. Die Spannung an der Schweißnahtwurzel nimmt hingegen mit zunehmender Spaltdicke ab (vgl. Abbildung 4.26).



**Abbildung 4.26: Max. Hauptspannung in Abhängigkeit von der Spaltdicke für Serie B2, B3 und B4**

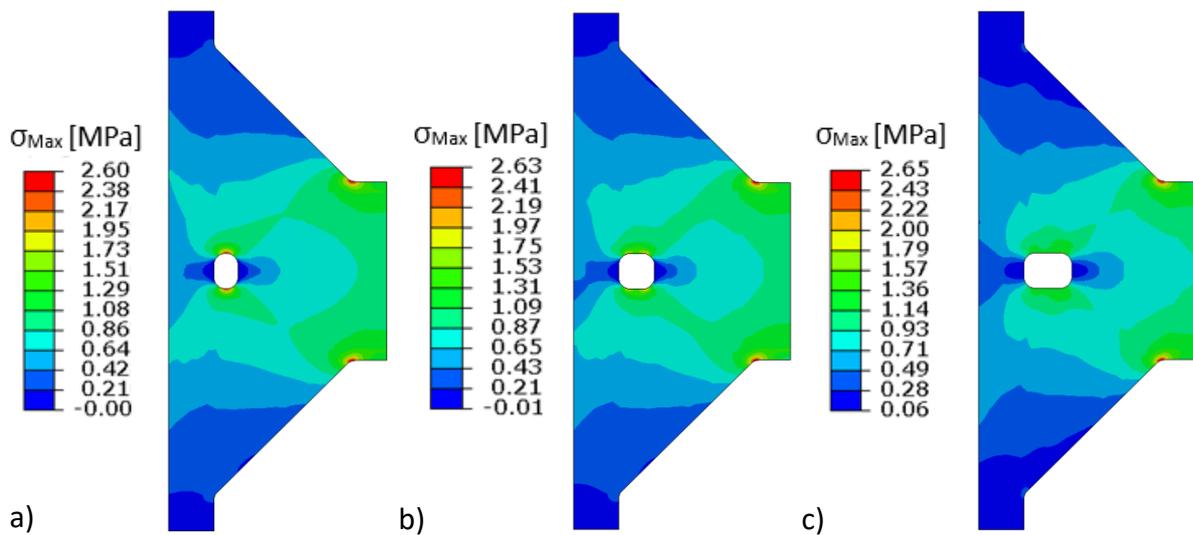
Um einen besseren Überblick über die Spannungsverteilung in den einzelnen Modellen zu bekommen, werden nachfolgend für alle Versuchsreihen (B2, B3, und B4) die Ergebnisse der FE-Simulation an jeweils drei Submodellen dargestellt. Es wurden die maximalen Hauptspannungen ausgewertet. Bei den hier präsentierten Modellen wurden die Modelle mit der kleinsten und größten untersuchten Spaltdicke einer Serie sowie ein Modell mit mittlerer Spaltdicke ausgewählt, um die unterschiedlichen Spannungsverteilungen erläutern zu können.

Abbildung 4.27 zeigt die Modelle der Serie B2, also mit einer Spaltbreite  $b_{\text{Spalt}} = 4 \text{ mm}$ . Bei einer Spaltdicke  $t_{\text{Spalt}} = 2 \text{ mm}$ , dargestellt in Abbildung 4.27 a), ist eine deutliche Spannungs-konzentration an der Ober- und Unterseite des „Schweißnahtwurzels“ zu erkennen. Diese Schweißnahtkonzentration verschiebt sich bei einer Spaltdicke  $t_{\text{Spalt}} = 3 \text{ mm}$ , wie in Abbildung 4.27 c) dargestellt, zu den Übergängen des Kerbradius. Die Spannungsspitzen nehmen hierbei ab. Durch eine Erweiterung der Spaltdicke auf  $t_{\text{Spalt}} = 4 \text{ mm}$  vergrößert sich die Differenz der Spannungsspitzen noch weiter. Die Spannung verteilt sich gleichmäßig auf der Ober- und Unterseite des fiktiven Luftspalts. Bei allen drei Modellen ist die größte Spannungs-konzentration im Modell am Schweißnahtübergang deutlich zu erkennen.



**Abbildung 4.27: Max. Hauptspannungen am Submodell für B2 mit: a)  $t_{\text{Spalt}} = 2 \text{ mm}$  b)  $t_{\text{Spalt}} = 3 \text{ mm}$  c)  $t_{\text{Spalt}} = 4 \text{ mm}$**

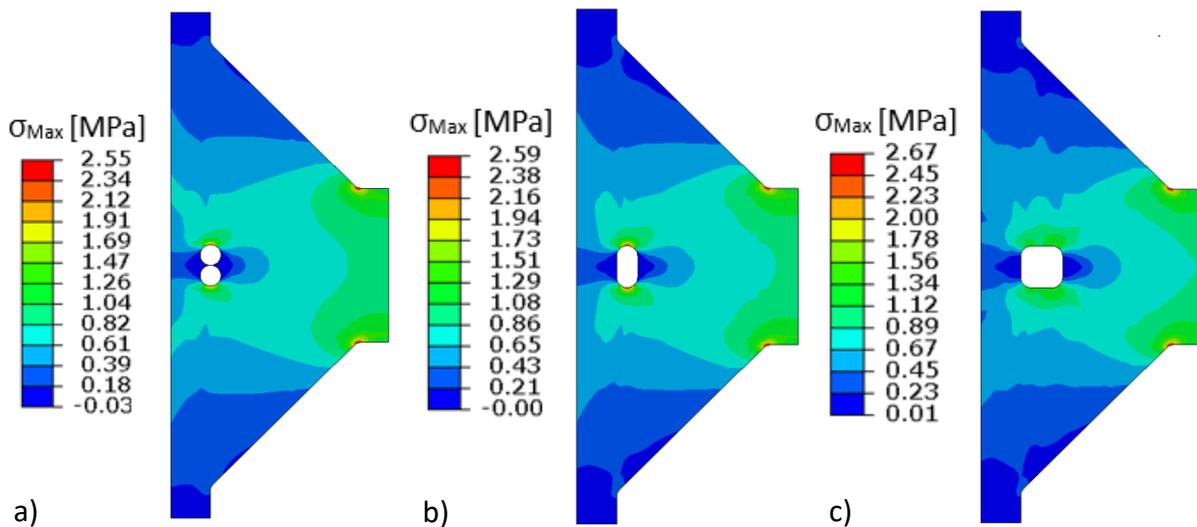
Die maximalen Hauptspannungen am Submodell für ausgewählte Modelle der Serie B3 sind in Abbildung 4.28 dargestellt. Die Modelle der Serie B3 haben eine Spaltbreite  $b_{\text{Spalt}} = 3 \text{ mm}$ . Anstatt der kleinsten untersuchten Spaltdicke  $t_{\text{Spalt}} = 1 \text{ mm}$  wurde hier als kleinste dargestellte Spaltdicke  $t_{\text{Spalt}} = 2 \text{ mm}$  gewählt. Die Geometrie von  $t_{\text{Spalt}} = 1 \text{ mm}$  und  $t_{\text{Spalt}} = 2 \text{ mm}$  ähneln sich aufgrund des vorgegebenen fiktiven Kerbradius von  $1 \text{ mm}$  bei einer Spaltbreite  $b_{\text{Spalt}} = 3 \text{ mm}$  sehr stark. Auch die Spannungsverteilung zeigt keine nennenswerten Unterschiede. Die Spannungsverteilung für B3 mit  $t_{\text{Spalt}} = 1 \text{ mm}$  kann Abbildung 4.23 entnommen werden. Auch bei Serie B3 ist für alle in Abbildung 4.28 vorgestellten Spannungsverteilungen am Submodell die größte Spannungskonzentration am Schweißnahtübergang. Abbildung 4.28 a) zeigt die Spannungsverteilung bei einer Spaltdicke  $t_{\text{Spalt}} = 2 \text{ mm}$ . Auch hier entstehen Spannungsspitzen an der Ober- und Unterseite des Spalts. Die Spannungen sind durch die größere Spaltbreite generell höher als bei den Modellen aus Serie B2, ansonsten ist die Spannungsverteilung aber ähnlich. Auch bei Serie B3 verschieben sich die Spannungsspitzen an der Schweißnahtwurzel mit zunehmender Spaltdicke an die Übergänge des Kerbradius, wobei die Spannungsspitzen weniger ausgeprägt sind (vgl. Abbildung 4.28b)). Für eine Spaltdicke  $t_{\text{Spalt}} = 4 \text{ mm}$ , Abbildung 4.28 b), verteilt sich die Spannung auf der Ober- und Unterseite des Luftspalts ohne erkennbare Spannungsspitzen. Interessanterweise ist die maximale Spannung an der Wurzel zudem kleiner als bei B2 mit  $t_{\text{Spalt}} = 4 \text{ mm}$ . Diese Tatsache kann auch Abbildung 4.26 a) entnommen werden.



**Abbildung 4.28: Max. Hauptspannungen am Submodell für B3 mit: a)  $t_{\text{Spalt}} = 2 \text{ mm}$  b)  $t_{\text{Spalt}} = 3 \text{ mm}$  c)  $t_{\text{Spalt}} = 4 \text{ mm}$**

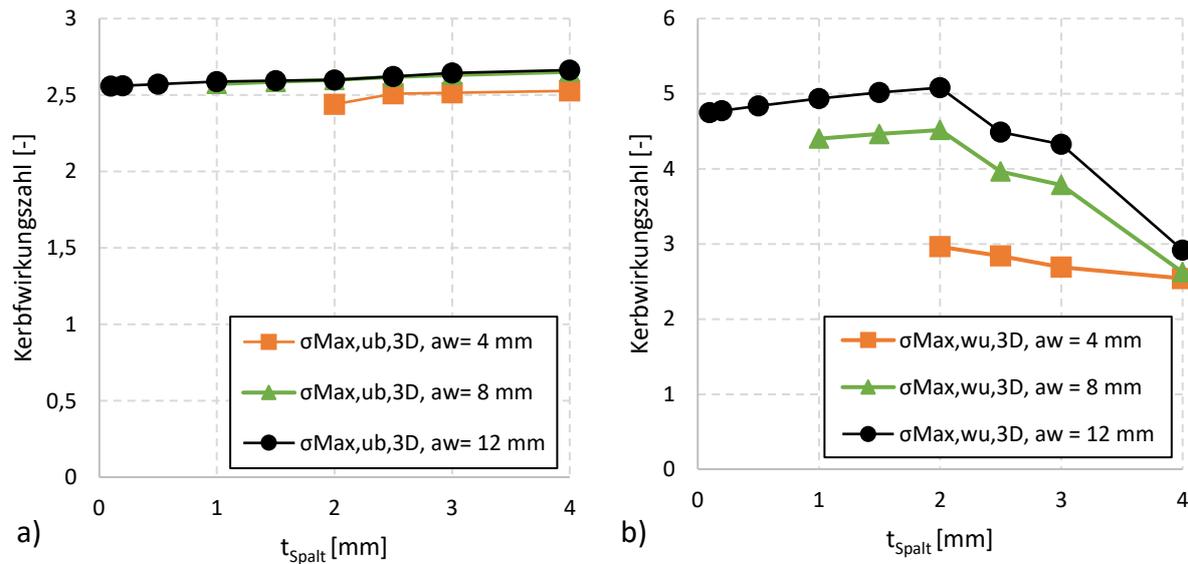
Die ausgewählten Modelle für Serie B4 sind in Abbildung 4.29 dargestellt. Für eine Spaltbreite von  $b_{\text{Spalt}} = 4 \text{ mm}$  überschneiden sich die Kreise für die fiktiven Kerbradien nicht, weswegen hier auch sehr kleine Spaltdicken untersucht werden konnten. Abbildung 4.29 a) zeigt die maximalen Hauptspannungen für eine Spaltdicke  $t_{\text{Spalt}} = 0,1 \text{ mm}$ . Im Bereich zwischen den beiden „Wurzelkreisen“ sind nur marginale Spannungen vorhanden. Die Spannungen konzentrieren sich auch hier ober- und unterhalb des Spalts. Erweitert man die Spaltdicke auf  $t_{\text{Spalt}} = 2 \text{ mm}$ , wie dargestellt in Abbildung 4.29 b), verändert sich der Ort der Spannungsspitzen an der Schweißnahtwurzel nicht. Der absolute Wert der maximalen Spannung ist im Vergleich leicht höher, was auch Abbildung 4.26 d) zu entnehmen ist. Es macht also wenig Unterschied, ob man bei Zugbelastungen den Spalt als Schlüssellochkerbe oder als U-Spalt modelliert. Bei einer Spaltdicke  $t_{\text{Spalt}} = 4 \text{ mm}$ , in Abbildung 4.29 c) dargestellt, ergibt sich ein ähnliches Bild, wie für die gleiche Spaltdicke bei den Serien B2 und B3. Auch hier verteilt sich die Spannung auf der Ober- und Unterseite des Spalts ohne erkennbare Spannungsspitzen. Die maximale Spannung ist außerdem kleiner als bei dem Vergleichsmodell aus Serie B2 und entspricht ungefähr jener von B3 mit  $t_{\text{Spalt}} = 4 \text{ mm}$  (vgl. Abbildung 4.26).

Wie schon in den beiden zuvor beschriebenen Serien ist auch bei Serie B4 für alle Modelle die höchste Spannungskonzentration am Schweißnahtübergang vorhanden.



**Abbildung 4.29: Max. Hauptspannungen am Submodell für B4 mit: a)  $t_{\text{Spalt}} = 0,1 \text{ mm}$  b)  $t_{\text{Spalt}} = 2 \text{ mm}$  c)  $t_{\text{Spalt}} = 4 \text{ mm}$**

Die Kerbwirkungszahlen für den Schweißnahtübergang und die Schweißnahtwurzel sind in Abbildung 4.30 dargestellt. Mit Hilfe der Kerbwirkungszahl kann der Kerbfall getrennt für den Schweißnahtübergang und die Schweißnahtwurzel in Abhängigkeit von der Modellgeometrie ermittelt werden. Für den Schweißnahtübergang ist die Kerbwirkungszahl identisch mit der Spannung. Da alle untersuchten Modelle eine Anschlussblechdicke  $t_{\text{Ab}} = 15 \text{ mm}$  hatten, sind hier keine Unterschiede zu erkennen, weswegen die Kerbwirkungszahl für die Modelle der Serien B2 und B3 am Übergang nahezu identisch ist. Die Kerbwirkungszahl für die Schweißnahtwurzel weicht jedoch wegen der unterschiedlichen Spaltbreiten und Schweißnahtdicken linear von der Spannung ab. Die Kerbwirkungszahl an der Schweißnahtwurzel wird in Abbildung 4.30 dargestellt. Wegen der deutlich dickeren Schweißnaht ist die Kerbwirkungszahl, bei etwa gleichen Spannungen, für die Serie B4 generell größer als für B3. Wegen der kleinen Schweißnahtdicke ergibt sich für Serie B2 bei allen Spaltdicken die geringste Kerbwirkungszahl.



**Abbildung 4.30: Kerbwirkungszahl in Abhängigkeit von der Spaltdicke a) Schweißnahtübergang b) Schweißnahtwurzel**

Für alle Modelle wurde bei einer Spaltdicke von  $t_{\text{Spalt}} > 2$  mm eine Abnahme der Spannung und Kerbwirkungszahl unabhängig von der Spaltbreite und Schweißnahtdicke festgestellt. Dieses widerspricht der grundsätzlichen Erwartung, dass mit zunehmender Breite und Dicke des Luftspalts die Ermüdungsfestigkeit der Wurzel abnimmt und ein Wurzelversagen wahrscheinlicher wird. Die im Vergleich niedrigen Spannungen an der Schweißnahtwurzel bei Spaltdicken  $t_{\text{Spalt}} > 2$  mm könnten durch die vergleichsweise schwache Kerbwirkung bei der Anwendung des Kerbspannungskonzepts und die daraus folgende gute Spannungsverteilung um die Kerbe im FE-Modell begünstigt werden. Hier ist auch noch anzumerken, dass in der FE-Simulation als Lastfall eine Zugspannung von 1 MPa am Anschlussblech aufgebracht wird und die Fläche an der Wurzel für die Ermittlung der Kerbwirkungszahl unabhängig von der Spaltdicke ist, weswegen keine Änderungen zwischen der Tendenz von Spannungen und Kerbwirkungszahlen in Abhängigkeit von der Spaltdicke auftreten. Für Spaltdicken  $t_{\text{Spalt}} < 2$  mm ist der Einfluss der Spaltdicke auf die Spannung und Kerbwirkungszahl gering, nimmt aber mit zunehmender Spaltbreite zu. Der geringe Spannungsanstieg bei kleinen Spaltbreiten mit zunehmender Spaltdicke für  $t_{\text{Spalt}} < 2$  mm kann auf die geringen Spannungen seitlich des Spalts zurückgeführt werden, weswegen Geometrieänderungen in diesem Bereich kaum Auswirkungen haben.

Für den Schweißnahtübergang ist bei allen FE-Simulationen nur ein marginaler Zusammenhang zwischen Ermüdungsfestigkeit und Spaltdicke zu erkennen.

Für die Durchführung von Ermüdungsversuchen empfiehlt sich eine Spaltdicke von 2 mm, da hier aus den numerischen Untersuchungen der größte Einfluss des Spalts auf die Ermüdungsfestigkeit der Prüfkörper zu erwarten ist, aber bei geringen Spaltbreiten von einem Übergangversagen auszugehen ist. Auch für den klassischen Kreuzstoß mit Kehlnähten, in der Arbeit unter der Bezeichnung Stoß C untersucht, sollte eine Spaltdicke von 2 mm gewählt werden.

Die letztendliche Wahl für die Dicke des Spalts der Probekörper sollte jedoch in Übereinkunft mit den Produzenten der Versuchskörper erfolgen, um realistische Größen aus der Praxis abzubilden. Auch für Stoß C sind die Ermüdungsfestigkeiten, welche sich aus den numerischen Untersuchungen ergeben für diesen Fall am geringsten. Anders als bei den Serien von B ist jedoch von einem Wurzelversagen auszugehen. Des Weiteren wird bei allen Versuchsserien durch eine Spaltdicke von 2 mm sehr gut ein unplanmäßiger Luftspalt infolge der Schweißausführung abgebildet. Für die Serien des Typs B sollten kleine Spaltbreiten gewählt werden, um auch hier eine unzureichende Durchschweißung infolge des Schweißvorgangs abzubilden. Um möglichst praxisnahe Spaltdicken für die experimentellen Untersuchungen zu wählen, sollten diese mit den Produzenten der Probekörper abgestimmt werden.

Die Plausibilität der Ergebnisse der numerischen Untersuchungen kann endgültig nur durch einen Abgleich mit experimentellen Untersuchungen erfolgen. Mögliche Erklärungen unerwarteter Ergebnisse der zugrundeliegenden numerischen Untersuchungen können zwar durch die Modellierungsvoraussetzungen des Kerbspannungskonzepts erklärt werden, es kann aber nicht belegt werden, dass die Ergebnisse nicht doch wirklichkeitsgetreu sind und große Spaltdicken die Ermüdungsfestigkeit der Wurzel begünstigen.

### 4.3.5 Vorstellung der Versuchskörper

Die vorliegende Arbeit ist Teil des Forschungsprojekts „Evolution des Kerbfallkatalogs für wirtschaftlich optimierte Stahlbauten“. Die Arbeit bietet die numerische Grundlage, um Prüfungskörper für spätere Ermüdungsversuche auslegen zu können. Im Rahmen des Teils des Forschungsprojekts, auf den sich diese Arbeit bezieht, sind vier Versuchsreihen mit jeweils fünf Probekörpern vorgesehen. Bei den Versuchen soll eine Serie mit voll durchgeschweißten Kreuzstößen untersucht werden. Zwei weitere Serien untersuchen unterschiedlich große Restspalte an Kreuzstoßverbindungen und eine vierte Versuchsreihe untersucht Kreuzstöße mit klassischen Kehlnähten.

Alle Probekörper haben eine Anschlussblechdicke und Grundplattendicke  $t_{Ab} = t_{Gp} = 15 \text{ mm}$ , für die Höhe und Breite der Grundplatte wird  $h_{Gp} = b_{Gp} = 80 \text{ mm}$  gewählt.

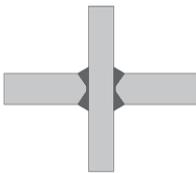
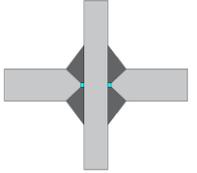
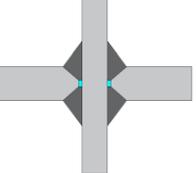
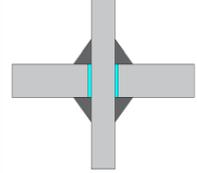
Für die Serie A ist aus technischer Sicht keine zusätzliche Kehlnaht nötig, konstruktiv kann aber ein kleiner Schenkel an der Grundplatte vorgesehen werden. Als zusätzliche Schweißnahtdicke wird 3 mm gewählt.

Die zwei Serien vom Typ B werden als B.2 und B.3 bezeichnet. Für beide Serien wird, nach Rücksprache mit den Produzenten der Prüfkörper, ein Luftspalt von 1 mm vorgesehen und es werden Probekörper gewählt, die voraussichtlich am Übergang versagen. Die Probekörper für beide Serien werden mit einer Schweißnahtdicke  $a_w = 8 \text{ mm}$  ausgeführt. Für die Probekörper der Serie B.2 wird, verglichen mit den Auswertungen aus Abschnitt 4.3.3 mit einer Spaltbreite  $b_{Spalt} = 2 \text{ mm}$ , bezogen auf den Versagensort, eine konservativere Abschätzung getroffen als für die Serie B.3 mit einer Spaltbreite  $b_{Spalt} = 3 \text{ mm}$ .

Für den Stoßtyp C wird, wie bei Serie B, eine Kehlnahtdicke von 8 mm gewählt. Der Luftspalt wird auch hier zu 1 mm gesetzt. Die Spaltbreite ergibt sich aus der Anschlussblechdicke zu 15 mm. Es ist für alle Probekörper dieses Typs von einem Wurzelversagen auszugehen.

Tabelle 2-1 gibt eine Übersicht über die einzelnen Serien und die wichtigsten Eigenschaften. Außerdem ist die Kerbwirkungszahl  $K_f$ , der Versagensort und der Kerbfall bestimmt mit einer FAT-Klasse 225 angegeben.

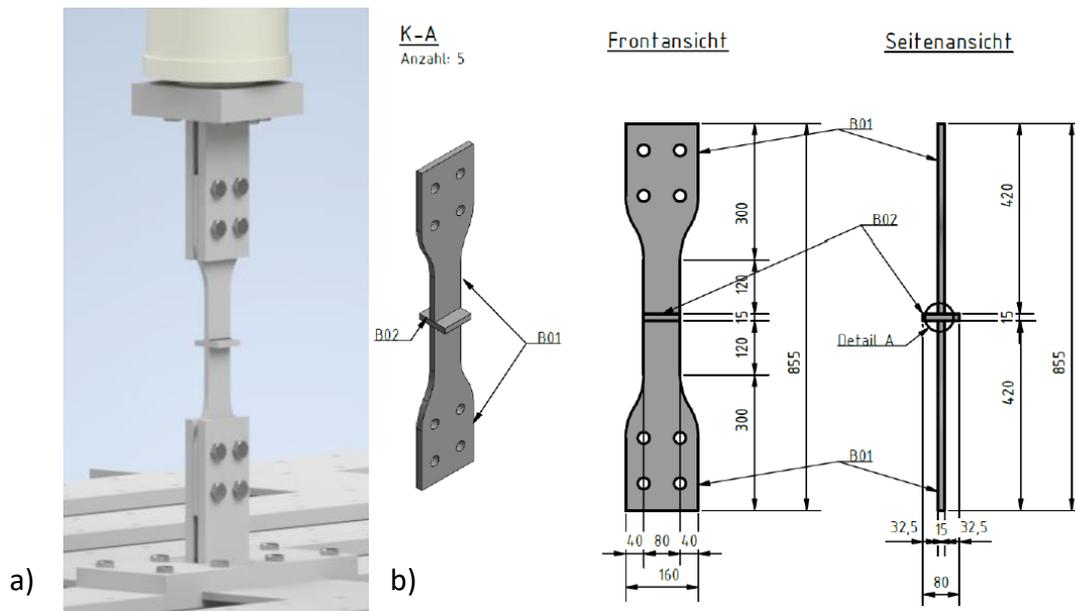
**Tabelle 4-3: Übersicht über Probekörpereigenschaften**

Serie	A	B.2	B.3	C
Skizze				
Anzahl der Prüfkörper	5	5	5	5
Eigenschaften	Kein Spalt	kleiner Luftspalt	kleiner Luftspalt	großer Luftspalt
Naht	DHV-Naht	DHY-Naht mit Kehlnaht	DHY-Naht mit Kehlnaht	Kehlnaht
zus. Schweißnahtdicke $a_w$ [mm]	3	8	8	8
Spaltbreite $b_{\text{Spalt}}$ [mm]	-	2	3	15
Spaltdicke $t_{\text{Spalt}}$ [mm]	-	1	1	1
$K_{f,\text{Wurzel}}$ [-]	-	0,97	1,30	5,06
$K_{f,\text{Übergang}}$ [-]	2,47	2,50	2,60	4,07
Versagensort	Übergang	Übergang	Übergang	Wurzel
Kerbfall auf Basis von FAT225 [MPa]	91,09	89,86	86,54	44,44

#### 4.3.6 Empfehlungen zur Versuchsdurchführung

Für die Versuchsdurchführung sind Ermüdungsversuche unter Zuge vorgesehen. Es werden Versuche nach dem Perlenschnurverfahren (vgl. Abschnitt 2.4.2) durchgeführt. Das heißt für jeden der fünf Versuche einer Serie wird eine andere Spannungsschwingbreite aufgebracht. Die Versuche werden im ZMB 1000 kN Zylinder auf dem Spannungsfeld unter Zug durchgeführt. Die Lasteinleitung erfolgt über Grundplatten, die mit acht Schrauben am Grund und

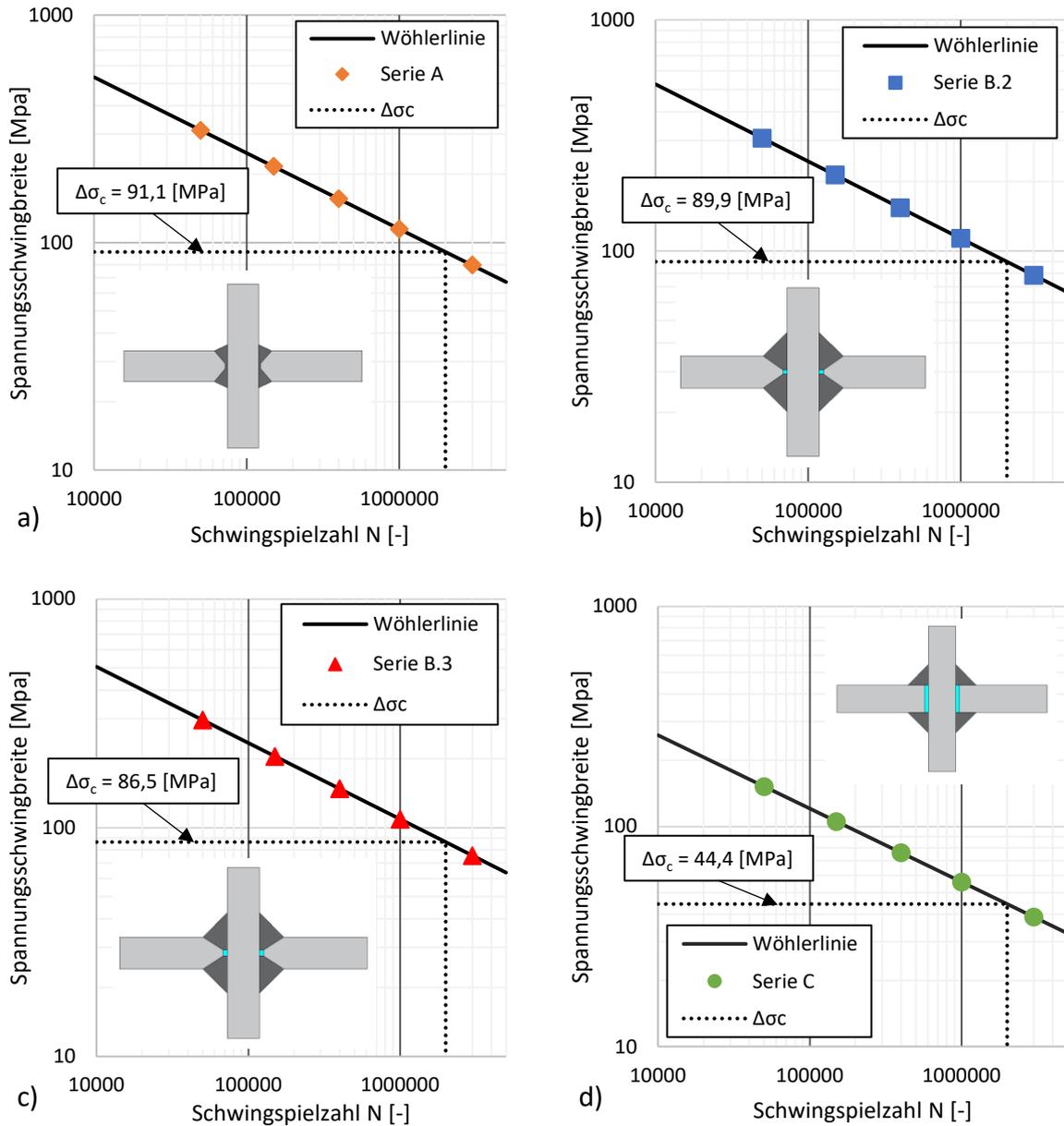
sechs Schrauben am Zylinder befestigt werden (vgl. Abbildung 4.31 a)). Der Prüfkörper wird dann über eine Laschenverbindung mit vier Schrauben, wie Abbildung 4.31 b) zu entnehmen, eingespannt. Hierbei erfolgt nach DIN 50100 [18] (vgl. Abschnitt 2.4.1) eine Verbreiterung der Probe im Einspannbereich und ein ausreichender Abstand zwischen Anschluss und zu untersuchendem Detail (Kreuzstoßverbindung), um eine Auswirkung der Festhalteverbindung auf die Ergebnisse zu vermeiden. Außerdem werden alle Schrauben vorgespannt und nach jedem Versuch ausgetauscht.



**Abbildung 4.31: Ermüdungsversuche an Kreuzstößen: a) Versuchsstand b) Prüfkörper [58]**

Mit Hilfe des in Tabelle 4-3 aufgelisteten Kerbfalls für den maßgebenden Versagensort kann die erforderliche Spannungsschwingbreite ermittelt werden, die bei konstanten Spannungsamplituden nötig ist, um eine gewisse Anzahl von Schwingspielen  $N$  zu erreichen. Die aufzubringende Spannung entspricht der Nennspannung  $\sigma_{\text{Nenn}}$  am betrachteten Ort. Für die Serien A, B.2 und B.3 entspricht das dem Schweißnahtübergang, womit die benötigte Spannungsschwingbreite der aufzubringende Spannungsschwingbreite entspricht. Für die Serie C ist der betrachtete Ort die Schweißnahtwurzel, weswegen die aufzubringende Spannung noch entsprechend dem Flächenverhältnis umgerechnet werden muss.

Als erste zu untersuchende Schwingspielzahl wird für alle Serien  $N_1 = 5 \cdot 10^4$  gewählt, um ein Abrutschen in den Kurzzeitfestigkeitsbereich ( $N < 1 \cdot 10^4$ ) zu vermeiden, aber auch keinen Durchläufer zu provozieren ( $N > 5 \cdot 10^6$ ). Als größte Schwingspielzahl wird für alle Serien  $N_5 = 3 \cdot 10^6$  gewählt, was wiederum leicht unterhalb des Übergangs zum Dauerfestigkeitsbereichs liegt. Die übrigen Schwingspielzahlen werden zwischen diesen beiden Werten verteilt. Es ergeben sich  $N_2 = 1,5 \cdot 10^5$ ,  $N_3 = 4 \cdot 10^5$  und  $N_4 = 1 \cdot 10^6$ . Die erforderlichen Spannungsschwingbreiten, um die jeweilige Lebensdauer zu erreichen, können dann in Abhängigkeit von der Kerbfallklasse Abbildung 4.32 bzw. Tabelle 4-4 entnommen werden.



**Abbildung 4.32: S-N- Diagramm zur Ermittlung der erforderlichen Spannungsschwingbreite a) Serie A b) Serie B.2 c) Serie B.3 d) Serie C**

Anschließend wurden runde Spannungsschwingbreiten für die Versuchsdurchführung gewählt. Die gewählten Spannungsschwingbreiten, die nötige Kraft, die vom Zylinder aufgebracht werden muss, um diese zu erzeugen, und die Lebensdauer der jeweiligen Probe sind in Tabelle 4-4 aufgelistet. Für die Serie C ist die aufzubringende Spannung am Schweißnahtübergang aufgelistet. Diese entspricht nicht, wie bei den übrigen Versuchsserien, der Nennspannung  $\sigma_{Nenn}$  am Versagensort. Für das Spannungsverhältnis wird das für die Durchführung von Ermüdungsversuchen im Zusammenhang mit dem Kerbfallkatalog nach [1] üblichen Spannungsverhältnis  $R = 0,1$  angesetzt. Abhängig vom Spannungsverhältnis lässt sich die minimal und maximal aufzubringende Spannung ( $\sigma_{min}$ ,  $\sigma_{max}$ ) bestimmen. Aus der maximal aufzubringenden Kraft am Schweißnahtübergang lässt sich dann die erforderliche Kraft der Prüfma-

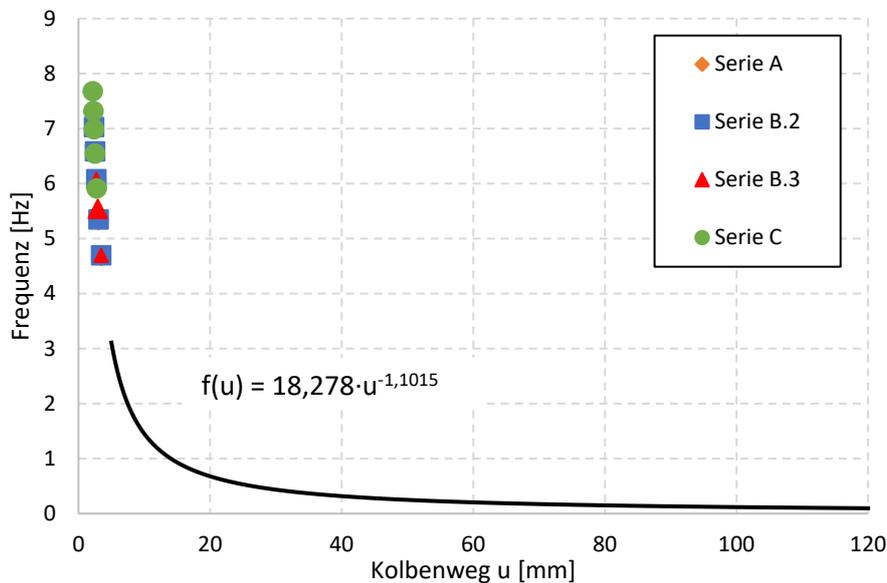
schine berechnen. Kennt man die Kraft, die maximal aufgebracht wird, lässt sich auch die maximale Verformung der Probe und des Prüfstands bestimmen. Hierbei wird noch ein Schlupf von 2 mm eingerechnet. Alle Ergebnisse sind in Tabelle 4-4 aufgelistet. Die maximale Verformung ist maßgebend für die Frequenz, mit der die Versuche durchgeführt werden. Durch die hohe Anzahl an Schwingspielen bei niedrigen Spannungsschwingbreiten können durch höhere Frequenzen erheblich kürzere Versuchsdauern erreicht werden. Die Frequenz ist abhängig von der Prüfmaschine.

**Tabelle 4-4: Versuchsdurchführung**

Seriennummer	gew. $\Delta\sigma$ [Mpa]	$\sigma_{\min}$ [Mpa]	$\sigma_{\max}$ [Mpa]	$F_{\max}$ [kN]	Zyklusanzahl N [-]	$U_{\max}$ [mm]	$U_{\text{Prüfstand}}$ [mm]	$U_{\text{ges.}}$ [mm]
<b>Serie A</b>								
A.1	300	33,3	333,3	400	56.004	0,17	1,27	3,44
A.2	220	24,4	244,4	293	142.009	0,13	0,93	3,06
A.3	150	16,7	166,7	200	448.034	0,09	0,63	2,72
A.4	110	12,2	122,2	147	1.136.075	0,06	0,47	2,53
A.5	80	8,9	88,9	107	2.953.352	0,05	0,34	2,38
<b>Serie B.2</b>								
B.2.1	300	33,3	333,3	400	53.820	0,16	1,27	3,43
B.2.2	220	24,4	244,4	293	136.471	0,12	0,93	3,05
B.2.3	150	16,7	166,7	200	430.562	0,08	0,63	2,72
B.2.4	110	12,2	122,2	147	1.091.770	0,06	0,47	2,53
B.2.5	80	8,9	88,9	107	2.838.175	0,04	0,34	2,38
<b>Serie B.3</b>								
B.3.1	300	33,3	333,3	400	47.942	0,17	1,27	3,43
B.3.2	200	22,2	222,2	267	161.804	0,11	0,85	2,96
B.3.3	150	16,7	166,7	200	383.535	0,08	0,63	2,72
B.3.4	110	12,2	122,2	147	972.524	0,06	0,47	2,53
B.3.5	80	8,9	88,9	107	2.528.182	0,04	0,34	2,38
<b>Serie C</b>								
C.1	160	17,8	177,8	213	51.869	0,11	0,68	2,79
C.2	110	12,2	122,2	147	159.620	0,08	0,47	2,54
C.3	80	8,9	88,9	107	414.949	0,05	0,34	2,39
C.4	60	6,7	66,7	80	983.584	0,04	0,25	2,29
C.5	40	4,4	44,4	53	3.319.595	0,03	0,17	2,20

Abbildung 4.33 zeigt die mögliche Frequenz der Prüfmaschine in Abhängigkeit vom Kolbenweg. Die maximale Gesamtverformung entspricht dem notwendigen Kolbenweg, deswegen

kann nach Abbildung 4.33 die maximal mögliche Frequenz für jeden Versuch ermittelt werden. Der Graph, der die maximal mögliche Frequenz der Prüfmaschine angibt, macht keine Angaben für einen Kolbenweg  $u$  kleiner als 5 mm beziehungsweise der dazugehörigen Frequenz von 5 Hz. Alle Proben verformen sich weniger als 5 mm, weshalb alle Versuche mit der maximal möglichen Frequenz durchgeführt werden können.



**Abbildung 4.33: Mögliche Frequenz [Hz] des Prüfzylinders in Abhängigkeit vom Kolbenweg [mm]**  
[59]

In Abbildung 4.33 ist die jeweilige Versuchsreihe mit ihrer maximalen, gesamten Verformung und der damit zusammenhängenden Prüffrequenz dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Verformung bei allen Serien außerhalb des Graphen zu den Daten der Prüfmaschine liegt. Tabelle 4-5 zeigt die dazugehörigen Prüfzeiten, die sich aus der Frequenz berechnen lassen. Es wird einmal die Prüfzeit angegeben, wenn die maximale Frequenz genommen wird, die sich bei einer Weiterführung des Graphen ergibt und der Prüfzeit gegenübergestellt, wenn die Versuche mit einer Frequenz von 3 Hz durchgeführt werden. Beim Vergleich wird deutlich, warum eine möglichst hohe Frequenz einen erheblichen Unterschied für die Prüfzeit macht. Alle Versuche zusammen dauern bei maximaler Frequenz 737 Stunden, also knapp 31 Tage. Werden die Versuche mit der minimalen Frequenz von 3 Hz durchgeführt, würde die reine Versuchsdurchführung (ohne Einbau, Ausbau etc.) 1695 Stunden, also fast 71 Tage dauern. Bei einem Testbetrieb von 12 Stunden am Tag entsprechend 62 Tage bzw. 142 Tage. Ob die Versuche mit einer Frequenz von über drei durchgeführt werden können, muss durch Tests bestätigt werden.

**Tabelle 4-5: Prüffrequenz und Prüfzeiten in Abhängigkeit von der maximalen Verformung**

Seriennummer	$U_{ges.}$ [mm]	max. Frequenz [Hz]	min. Frequenz [Hz]	Prüfzeit max. Frequenz [h]	Prüfzeit min. Frequenz [h]
<b>Serie A</b>					
A.1	3,44	4,68	3,00	3:19	5:11
A.2	3,06	5,34	3,00	7:23	13:09
A.3	2,72	6,07	3,00	20:30	41:29
A.4	2,53	6,58	3,00	47:58	105:11
A.5	2,38	7,02	3,00	116:54	273:27
<b>Serie B.2</b>					
B.2.1	3,43	4,70	3,00	3:11	4:59
B.2.2	3,05	5,35	3,00	7:05	12:38
B.2.3	2,72	6,08	3,00	19:40	39:52
B.2.4	2,53	6,59	3,00	46:02	101:05
B.2.5	2,38	7,03	3,00	112:12	262:47
<b>Serie B.3</b>					
B.3.1	3,43	4,70	3,00	2:50	4:26
B.3.2	2,96	5,54	3,00	8:07	14:59
B.3.3	2,72	6,08	3,00	17:32	35:30
B.3.4	2,53	6,59	3,00	41:01	90:03
B.3.5	2,38	7,02	3,00	99:58	234:05
<b>Serie C</b>					
C.1	2,79	5,91	3,00	2:26	4:48
C.2	2,54	6,54	3,00	6:46	14:47
C.3	2,39	6,99	3,00	16:29	38:25
C.4	2,29	7,32	3,00	37:19	91:04
C.5	2,20	7,68	3,00	120:02	307:22

## 5 Zusammenfassung und Schlussfolgerung

In der vorliegenden Arbeit wurden numerische Studien an Kreuzstößen mit Imperfektionen zur Ermittlung geeigneter Versuchsgeometrien durchgeführt. Die durchgeführten Untersuchungen sollen die Grundlage für spätere experimentelle Untersuchungen an Kreuzstößen mit Imperfektionen schaffen. Die Versuchsserien sind Teil des Forschungsprojekts EVOKERB (Evolution Kerbfallkatalog für wirtschaftlich optimierte Stahlbauten („Systematische Neubewertung wesentlicher Einflussgrößen der Ermüdungsfestigkeit nach Eurocode“)) am Stahlbauinstitut der RWTH Aachen.

Zunächst wurde in der Arbeit der Stand der Technik zur Ermüdungsfestigkeit von Stahlbauten vorgestellt. Anschließend folgte ein Überblick über den Stand der Forschung an tragenden Kreuzstößen mit Imperfektionen. Mit Hilfe der in Kapitel 3 vorgestellten Datenbank, die im Rahmen dieser Arbeit eigens erstellt wurde, konnten zusätzliche Informationen zum Stand der Forschung gewonnen werden. Die Datenbank liefert die Grundlage für die anschließenden numerischen Simulationsstudien. Bei der Auswertung der gesammelten Versuchsserien konnte ein Zusammenhang zwischen der Ermüdungsfestigkeit und der vorhandenen Spaltbreite sowie der Schweißnahtdicke festgestellt werden. Die statistische Auswertung erfolgte nach DIN EN 1990 [20] und die Kerbfälle wurden mit einer festen Steigung nach DIN EN 1993-1-9 [1] ermittelt. Es wurde deutlich, dass trotz Restspalt der Kerbfall 36\* der DIN EN 1993-1-9 Tabelle 8.5 [1] eingehalten wurde und für die hier ausgewertete Datenmenge sogar zu konservativ ist. Es ist jedoch gerade bei Versuchsserien mit Schweißnahtwurzelsversagen eine große Streuung der Versuchsergebnisse zu erkennen. Bei der Auswertung der Datenbank fällt auf, dass es keine Studien gibt, die sich explizit mit der Ermüdungsfestigkeit in Abhängigkeit der Spaltbreite beschäftigen. Zu Versuchen an tragenden Kreuzstößen mit Luftspalten und Doppelkehlnähten konnten überhaupt keine Versuchsserien gefunden werden.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden außerdem numerische Untersuchungen durchgeführt, um die Ergebnisse der einzelnen Versuchsserien mit den Ergebnissen der FE-Simulation unter Verwendung des Kerbspannungskonzeptes abgleichen zu können. Die Auswertungen zeigen, dass bei Modellen ohne Spalt (volle Durchschweißung der Versuchskörper) die Ermüdungsfestigkeit durch die FE-Simulation überschätzt wird. Bei Modellen, die Versuchskörper mit Restspalten nachgebildet, zeigt sich, dass das Kerbspannungskonzept die Ermüdungsfestigkeit unterschätzt.

Aufbauend auf den Erkenntnissen aus der Auswertung der Datenbank wurden anschließend mehrere Validierungen durchgeführt. Bei den Validierungen zu unterschiedlichen FE-Elementtypen, die bei der FE-Software Abaqus angeboten werden, konnten keine aussagekräftigen Unterschiede gewonnen werden weshalb auf Erfahrungswerte zurückgegriffen wurde. Für geometrische Parameter wie die Grundplattendicke und -breite sowie die Anschlussblechlänge

wurden wichtige Erkenntnisse gesammelt, um zu gewährleisten, dass diese Parameter die Ergebnisse der FE-Simulation nicht beeinflussen. Am Ende der Validierung wurde ein Grundmodell festgelegt, an dem anschließend die Parameterstudien zum Einfluss der Spaltbreite, Spaltdicke und Schweißnahtdicke durchgeführt wurden.

Für die Parameterstudie wurde die geschweißte Kreuzstoßverbindung in drei unterschiedliche Typen aufgeteilt. Betrachtet wurden der Typ A, bei dem es sich um einen klassischen voll durchgeschweißten Kreuzstoß handelt, der Typ C, bei dem die Spaltbreite des Anschlussblechdicke entsprach und eine Kraftübertragung nur über die zusätzlichen Kehlnähte erfolgt sowie der Typ B, bei dem eine teilweise Durchschweißung vorhanden ist. Die Typen A und C bilden eine Referenz zum Typ B. Beim Typ A konnte kein positiver Einfluss der zusätzlichen Kehlnaht auf die Ermüdungsfestigkeit festgestellt werden. Die numerischen Untersuchungen bei Typ C zeigen, dass selbst wenn die Kehlnaht so dick wie das Anschlussblech gewählt wird, von Wurzelversagen auszugehen ist. Für Stoß B wurde durch umfangreiche Untersuchungen an Modellen mit unterschiedlichen Schweißnahtdicken und Spaltbreiten eine Grenzfunktion ermittelt, die es ermöglicht eine Spaltbreite und Schweißnahtdicke so zu wählen, dass bei experimentellen Untersuchungen ein Schweißnahtübergangsversagen auftritt.

Mit Hilfe der Grenzfunktion wurden Modelle ausgewählt, an denen anschließend numerisch der Einfluss der Spaltdicke untersucht wurde. Für Spaltdicken bis 2 mm konnte nur ein marginaler Einfluss der Spaltdicke, auch die Spannungen am FE-Modell, festgestellt werden. Ab einer Spaltdicke von 2 mm nahm die maximale Spannung am FE-Modell entgegen der Erwartung ab. Dieser Zusammenhang konnte ebenfalls bei Untersuchungen zur Spaltdicke am Stoß C festgestellt werden. Als Ergebnis der numerischen Parameterstudien wurden vier mögliche Versuchskörpergeometrien ausgewählt. Neben einer Versuchsserie an einem voll durchgeschweißten Stoß (Serie A) und einer an einem Stoß ohne Durchschweißung (Serie C), werden zwei Geometrien vom Typ B (Serie B.2 und B.3) gewählt. Für die Serien B.2, B.3 und C wurde eine Spaltdicke von 2 mm gewählt. Die Spaltbreite der jeweiligen Versuchskörper ist 2, 3 bzw. 15 mm und alle Versuchskörper haben eine zusätzliche Kehlnahtdicke von 8 mm. Bei der Serie A wird keine zusätzliche Kehlnaht vorgesehen und es ist kein Spalt vorhanden.

Für die gewählten Probekörper wurden zum Abschluss Vorschläge für die Versuchsdurchführung gemacht. Anhand der Ergebnisse aus FE-Simulationen wurden Spannungsschwingbreiten für die Versuchsdurchführung empfohlen. Außerdem wurde eine Vorhersage über die Lebensdauer des jeweiligen Versuchskörpers getroffen. Abschließend wurde mit Hilfe der Verformung von Prüfstand und Probekörper die maximal mögliche Frequenz berechnet, mit der die Versuche durchgeführt werden können. Damit kann auch vorhergesagt werden, wie lange die Versuche dauern.

## 6 Fazit

Die Auswertung der Datenbank zeigt, dass für Kreuzstöße mit tragenden Schweißnähten trotz vorhandenem Restspalt durchaus wirtschaftliche Ermüdungsfestigkeiten vorkommen können. Die Auswertung der Datenmenge zeigt deutlich, dass der Kerbfall 36\* der DIN EN 1993-1-9 [1] für viele Abmessungen zu konservativ ist. Hier fehlen jedoch umfangreiche Versuchsdaten, die die Einwirkungen unterschiedlicher Spaltgrößen auf die Ermüdungsfestigkeit quantifizieren. Obwohl es in der Vergangenheit zweckmäßig war, den Einfluss der Spaltbreite im Kerbfall nicht direkt zu berücksichtigen, da dieser nicht ohne Weiteres quantifiziert werden konnte, ist es dank der Weiterentwicklung zerstörungsfreier Prüfverfahren heutzutage möglich, die Spaltbreite und Spaltdicke in der Klassifizierung Ermüdungsfestigkeit zu berücksichtigen.

Die Simulationsstudien zeigen, dass in Abhängigkeit von der Spaltbreite und der zusätzlichen Schweißnahtdicke in mehreren Fällen sogar der Schweißnahtübergang die maßgebende Stelle für die Dimensionierung eines Bauteils sein kann, obwohl ein größerer Restspalt vorhanden ist. Selbst wenn in den Modellen ein größerer Luftspalt zwischen den Blechen besteht, deuten die Ergebnisse der FE-Simulationen darauf hin, dass der Schweißnahtübergang bei tragenden Kreuzstößen mit Restspalt für den Ermüdungsnachweis maßgebend ist. Die numerischen Untersuchungen zeigen aber auch, dass das Kerbspannungskonzept für die Anwendung bei Luftspalten an tragenden Kreuzstößen eventuell in seiner jetzigen Form nicht ohne Weiteres anzuwenden ist. Hier ist besonders die geringere Spannungskonzentration an der Schweißnahtwurzel infolge größerer Luftspalte zu nennen.

Unter Anwendung des Kerbspannungskonzepts kann eine detaillierte Empfehlung für die Versuchsdurchführung gegeben werden. Es ist jedoch festzuhalten, dass es sich um theoretische Untersuchungen handelt, die auf der Grundlage der FAT-Klasse 225 beruhen. Die FAT-Klasse 225 konnte bei der Auswertung der Datenbank nicht zweifelsfrei bestätigt werden. Außerdem ist die Ermüdungstragfähigkeit von Kreuzstößen auch immer stark abhängig von der Schweißnahtqualität und Ausführungsqualität. Wieweit die theoretischen Erkenntnisse zutreffen, muss durch die zukünftigen experimentellen Untersuchungen bestätigt werden.

Zusammenfassend lässt sich als Erkenntnisse aus der vorliegenden Arbeit festhalten, dass:

- a) Die Datenmenge zu Versuchsserien mit unterschiedlichen Spaltbreiten nicht ausreicht, um eine qualitative Aussage über den Einfluss der Spaltbreite auf die Ermüdungsfestigkeit treffen zu können.
- b) Die FAT-Klasse 225 nach IIW-Empfehlung [14] sich für das Kerbdetail 1 DIN EN 1993-1-9 Tabelle 8.5 [1] als zu optimistisch und für das Kerbdetail 3 DIN EN 1993-1-9 Tabelle 8.5 [1] als zu konservativ herausstellt.
- c) Aufbauend auf theoretischen Untersuchungen ein Zusammenhang zwischen der Spaltbreite, dem potentiellen Versagensort und der Ermüdungsfestigkeit quantifiziert werden kann.

- d) Ein Luftspalt die Ermüdungstragfähigkeit weniger beeinflusst als die Spaltbreite und Schweißnahtdicke.
- e) Der Einfluss von Luftspalten auf die Ermüdungsfestigkeit möglicherweise mit dem Kerbspannungskonzept nicht genau quantifiziert werden kann.

## 7 Ausblick

Die vorliegende Arbeit behandelt Untersuchungen zu Kreuzstößen mit Imperfektionen auf numerischer Basis. Im Fokus der Untersuchungen waren Kreuzstöße mit tragenden Schweißnähten, bei denen Schweißnahtunregelmäßigkeiten in Form von Rest- und Luftspalten auftreten. Denn zerstörungsfreie Prüfverfahren ermöglichen eine genaue Quantifizierung von Rest- und Luftspalten, sodass diese bei der Einstufung von Ermüdungsdetails berücksichtigt werden können. Die hier erfolgte Auswertung der Datenbank zeigt jedoch, dass die Datenmenge für unterschiedliche Spaltgrößen sehr gering ist. Darauf aufbauen kann diese Arbeit als Grundlage für die Dimensionierung von Probekörpern für Schwingfestigkeitsversuche dienen, die sich mit dem Einfluss unterschiedlicher Spaltgrößen beschäftigen.

Die numerische Parameterstudie zeigt, dass trotz eines vorhandenen Restspalts Kreuzstöße mit einer gewissen Spaltnahtdicke bis zu einer bestimmten Spaltbreite, potentiell dennoch am Schweißnahtübergang versagen. Diese Erkenntnisse müssen jetzt durch experimentelle Untersuchungen bestätigt werden.

Bei der Untersuchung von Luftspalten zeigen die theoretischen Untersuchungen, dass für Spalten, die kleiner als 2 mm sind, die Spaltdicke nur einen marginalen Einfluss auf die Spannungen hat. Für größere Spaltdicken erscheint es, als würde der fiktive Kerbradius des Kerbspannungskonzepts die Spannungsverteilung begünstigen und hohe Spannungskonzentrationen an der Schweißnahtwurzel verhindern. Dies führt dazu, dass sich für die Wurzel bei Spaltdicken, die größer als 2 mm sind aus der FE-Simulation vergleichsweise hohe Kerbfälle ergeben. Hier könnten experimentelle Untersuchungen einen Einblick darüber geben, ob die Anwendung des Kerbspannungskonzepts für diese Fälle sinnvoll ist. Anhand von Versuchsergebnissen könnten durch numerische Nachrechnungen hier auch mögliche Adaptionen am Kerbspannungskonzept vorgenommen werden.

Aufbauend auf den Erkenntnissen dieser Arbeit erscheint es sinnvoll bei der Evolution des Kerbfallkatalogs für das Kerbdetail 3 der DIN EN 1993-1-9 Tabelle 8.5 [1], nicht pauschal für alle nicht voll durchgeschweißten Kreuz- und T-Stoßverbindungen den Kerbfall 36\* zu fordern. Die numerischen Untersuchungen haben gezeigt, dass auch bei vorhandenen Restspalten der Schweißnahtübergang für die Nachweisführung und Dimensionierung maßgebend sein kann. Diese Erkenntnisse müssen jedoch durch experimentelle Untersuchungen noch bestätigt werden. Für vorhandene Luftspalte wurden kaum Auswirkungen auf die Ermüdungstragfähigkeit festgestellt. Im vorliegenden Fall wurden allerdings nur Zugspannungen untersucht. Auch hier müssen die Ergebnisse erst durch Versuchsserien bestätigt werden, um ein aussagekräftiges Fazit ziehen zu können.

Abschließend bleibt abzuwarten, wie zutreffend die Vorhersage der Lebensdauer der einzelnen Versuchskörper ist.

Auf lange Sicht sollte durch die Durchführung von experimentellen Untersuchungen und mögliche Anpassungen an die FE-Simulationen eine Ableitung von Kerbfällen für Kreuzstöße mit Imperfektionen, wie einem kleine Rest- oder Luftspalt, möglich sein. Hierbei sollten die Anforderungen an die Bemessung nach DIN EN 1993-1-9 [1] und den Anforderungen an die Ausführungsqualität nach DIN EN 1090-2 [4] und DIN EN ISO 5817 [3] durch mögliche neue Erkenntnisse in Einklang gebracht werden.

## 8 Literatur

- [1] DIN EN 1993-1-9: Eurocode 3: "Stahlbauten – Teil 1-9: Ermüdung". DIN, Ausgabe Dezember, 2010.
- [2] *Feldmann, M.; Bartsch, H.; Ummenhofer, T. et al.*: Neubewertung und Erweiterung des Kerbfallkatalogs nach Eurocode 3 für eine zukunftsfähige Auslegung hochbeanspruchter Stahlkonstruktionen. Deutscher Ausschuss für Stahlbau - DASt; Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V. FOSTA, 2019.
- [3] DIN EN ISO 5817: "Schweißen - Schweißverbindungen an Stahl, Nickel, Titan und deren Legierungen (ohne Strahlschweißen)". DIN, Ausgabe Juni 2014.
- [4] DIN EN 1090-2: "Technische Regeln für die Ausführung von Stahltragwerken". DIN, Ausgabe September 2018.
- [5] *Feldmann, M.; Eichler, B.; Schaffrath, S.*: Umdruck zur Vorlesung Stahlbau II. Aachen, RWTH Aachen, Vorlesungsskript, 2018.
- [6] DIN EN 1993-1-10: Eurocode 3: "Bemessung und Konstruktion von Stahlbauteilen -Teil 1-10 - Stahlauswahl im Hinblick auf Bruchzähigkeit und Eigenschaften in Dickenrichtung". DIN, Ausgabe 2005.
- [7] DIN EN 1991: Eurocode 1: "Einwirkung auf Tragwerke". DIN, Ausgabe 2010.
- [8] DIN EN 1993: Eurocode 3: "Bemessung und Konstruktion von Stahlbauteilen". DIN, Ausgabe 2019.
- [9] *Palmgren, A.*: Die Lebensdauer von Kugellagern (Life Length of Roller Bearings or Durability of Ball Bearings). *In: Zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure (ZVDI) (1924), Heft 14, S. 339-341.*
- [10] *Miner, M.*: Cumulative damage in fatigue. *In: Jurnal of Applied Mechanics (1945), Heft 12, A159-A164.*
- [11] *Nussbaumer, A.; Günther H.-P.*: Grundlagen und Erläuterung der neuen Ermüdungsnachweise nach Eurocode 3, Stahlbau Kalender Jahrgang 8, Ernest & Sohn, Berlin, op. 2006.
- [12] *Feldmann, M.; Eichel, B.; Schmeink, H.*: Ergänzende Untersuchungen zur Bewertung zulässiger Restspalte zur Überführung in technische Regeln. Abschlussbericht zum AiF-Forschungsvorhaben 16175 N Ausgabe November 2011.
- [13] *Fricke, W.*: Guideline for the fatigue assessment by notch stress analysis for welded structures. IIW - International Institute of Welding, 2008.
- [14] *Hobbacher, A.F.*: Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components. IIW - International Institute of Welding, 2016.

- [15] DVS - Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V.: DVS-Merkblatt 0905: "Industrielle Anwendung des Kerbspannungskonzept für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis von Schweißverbindungen". DVS - Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V., Heft 0905, 2017.
- [16] *Radaj, D.*: Design and analysis of fatigue resistant welded structures, Woodhead Publishing Series in Welding and Other Joining Technologies, Abington, Cambridge, England, 1990.
- [17] *Neuber, H.*: Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen. *In*: Konstruktion im Maschinen-, Apparate- und Gerätebau (1968), Heft 20, S. 245-251.
- [18] DIN 50100: "Schwingfestigkeitsversuche - Durchführung und Auswertung von zyklischen Versuchen mit konstanter Lastamplitude für metallische Werkstoffproben und Bauteile". DIN, Ausgabe Dezember 2016.
- [19] DVS - Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V.: DVS-Merkblatt 2403: "Empfehlung für die Durchführung, Auswertung und Dokumentation von Schwingfestigkeitsversuchen an Schweißverbindungen metallischer Werkstoffe". DVS - Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V., Heft 2403, 2020.
- [20] DIN EN 1990: Eurocode 0: "Grundlagen der Tragwerksplanung". DIN, Ausgabe Dezember 2010.
- [21] *Basquin, O.H. (Hrsg.)*: The exponential law of endurance tests. American Society for Testing Materials, 1910.
- [22] *Meeker, Q.W.; Hahn, G.J.; Escobar, L.A.*: Statistical intervals – A guide for practitioners and researchers, Wiley series in probability and statistics, John Wiley & Sons Inc, Hoboken, New Jersey, 2017.
- [23] *Schliebner, R.; Vormwald, M.*: Lebensdauerbewertung hochfester Hybridschweißverbindungen unter Schwingbeanspruchung\*. *In*: Materials Testing 48 (2006), 7-8, S. 352-357.
- [24] *Kainuma, S.; Mori, T.*: A fatigue strength evaluation method for load-carrying fillet welded cruciform joints. *In*: International Journal of Fatigue 28 (2006), Heft 8, S. 864-872.
- [25] *Maddox, S.J.*: Status Review on Fatigue Performance of Fillet Welds. *In*: Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering 130 (2008), Heft 3.
- [26] *Jakubczak, H.; Glinka, G.*: Fatigue analysis of manufacturing defects in weldments. *In*: International Journal of Fatigue 8 (1986), Heft 2, S. 51-57.
- [27] *Jonsson, B.; Dobmann, G.; Hobbacher, A.F. et al.*: IIW Guidelines on Weld Quality in Relationship to Fatigue Strength. Springer International Publishing, Cham, 2016.

- [28] *Andrews, R.M.*: The effect of misalignment on the fatigue strength of welded cruciform joints. *In: Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures* 19 (1996), Heft 6, S. 755-768.
- [29] *Sørensen, J.D.; Tychsen, Andersen, J.U.; Brandstrup, R.D.*: Fatigue Analysis of Load-Carrying Fillet Welds. *In: Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering* 128 (2006), Heft 1, S. 65-74.
- [30] *Kainuma, S.; Mori, T.*: A study on fatigue crack initiation point of load-carrying fillet welded cruciform joints. *In: International Journal of Fatigue* 30 (2008), Heft 9, S. 1669-1677.
- [31] *Feldmann, M.; Eichler, B.; Höhler, S.*: Eine Methode zur Bewertung von Restspalten in Schweißnähten an T- und Kreuzstoßverbindungen. *In: 78* (2009), Heft 4, S. 243-252.
- [32] *Ashok Reddy, K.*: Non-Destructive Testing, Evaluation Of Stainless Steel Materials. *In: Materials Today: Proceedings* 4 (2017), Heft 8, S. 7302-7312.
- [33] *Feldmann, M.; Eichler, B.; Höhler, S. et al.*: Feststellung und Bewertung zulässiger Restspalte beim Schweißen, Aachen Ausgabe Mai 2007.
- [34] *Schaumann, P.; Schwarzer, K.*: Beanspruchung und Schwingfestigkeit der Doppel-HY-Naht mit Doppelkehlnaht von Stirnplattenverbindungen. Universität Hannover - Institution für Stahlbau, Hannover Ausgabe Februar 1999.
- [35] *Hanji, T.; Miki, C.; Saiprasertkit, K.*: Low-and High-Cycle Fatigue Behaviour of Load-Carrying Cruciform Joints Containing Incomplete Penetration and Strength Mismatch. *In: Welding in the World* 56 (2012), 5-6, S. 133-146.
- [36] *Hanji, T.; Tateishi, K.; Ohashi, Y. et al.*: Effect of weld penetration on low-cycle fatigue strength of load-carrying cruciform joints. *In: Welding in the World* 64 (2020), Heft 2, S. 327-334.
- [37] *Vempati S.R.; Brahmaraju, K.; Subbaiah, K.V.*: Parametric Studies on Stress Intensity Factors in a Fillet Welded Cruciform Joint. *In: International Journal of Scientific Engineering and Technology Research* 3 (2014), Heft 46, S. 9347-9352.
- [38] *Peckover, R.S.*: Final report. United Kingdom Offshore Steels Research Project, London Ausgabe 1988.
- [39] *Ouchida, H.; Nishioka A.*: A study of fatigue strength of fillet welded joints. *In: Schweiss-technik* 16 1964, **1964**, 150-157.
- [40] *Donato L.F., Guerrera U., Sanpaolesi L., Bertero M.*: Sugli acciai tipo T1 e relativi gianti saldati. DELL'UNIVERSITA DI PISA Ausgabe 1972.
- [41] *Takahashi, K.; Ito, A.; Ishida, M. et al.*: fatigue strength of obliquely crossed fillet welded joints Ausgabe 1970.

- [42] *Yamaguchi, I.; Terada, Y.; Nitta, A.*: On the Fatigue Strength of Structural Steels for Ships. *In: Journal of Zosen Kiokai* 1964 (1964), Heft 115, S. 89-99.
- [43] *Macfarlane, D.S.; Harrison J.D.*: Some fatigue tests of load-carrying transverse fillet welds. *In: British Welding Journal* 1965, **1965**, 613-623.
- [44] *Neumann, A.*: Versuche im KBS, IV/1957. Kommunale Berufsschule; Zentrales Institut für Schweißtechnik der DDR, Magdeburg.
- [45] N.N.: 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 Tokyo Japan NRIM Fatigue Data Sheet. National Research Institute for Metals Ausgabe 1980.
- [46] *Klöppel, K.; Weihermüller, H.*: Neue Dauerfestigkeit mit Schweißverbindungen aus St 52. *In: Der Stahlbau* 1957, **1957**, 149-155.
- [47] *Robakowski, T.*: III/1957. Institut für Schweißtechnik Gliwice; Zentralinstitut für Schweißtechnik der DDR, Gliwice Ausgabe 1960.
- [48] *Neumann A., M.G.*: Versuche in Zusammenarbeit mit Institut für Fördertechnik IV/1957. Zentralinstitut für Schweißtechnik der DDR; Institut für Fördertechnik Ausgabe 1960.
- [49] *Bierett, G.*: Über die Betriebsfestigkeit von geschweißten und genieteten Stahlverbindungen – Ein Vorschlag für eine systematische Behandlung in Zeit- und Dauerfestigkeitsnachweise. *In: Stahl und Eisen* 87, 1967, **87**, 429-434.
- [50] Frank K.H.: Fatigue strength of fillet welded cruciform joints. *In: Journal of the Structural Division* 105, 1979, **105**, 1727-1740.
- [51] *Haibach, E.; Olivier, R.*: Fatigue Investigation of Higher Strength Structural steels in notched and in welded condition – Synthesis of results and tentative conclusions. TU Dresden Ausgabe 1974.
- [52] Lieurade H.-P.: Programmed fatigue behaviour of cross shaped fillet welded joints in steels of types E 24 and E 36. Institut de Recherches de la Sidérurgie Ausgabe 1975.
- [53] *Lukić, M.; al-Emrani, M.; Aygül, M. et al.*: Bridge fatigue guidance - meeting sustainable design and assessment (BRiFaG) – Final report. Bridge fatigue guidance - meeting sustainable design and assessment (BRiFaG); Europäische Kommission, EUR no. 25866, Publications Office of the European Union, Luxembourg, 2013.
- [54] *Nagai, K.; Iwata, M.; Kang, S.-W. et al.*: Fatigue Strength of Fillet Welded Cruciform Joints of Mild Steel under Pulsating Tension Loading. *In: Journal of the Society of Naval Architects of Japan*, Vol. 1980 (1980), Iss. 148, pp. 261-267.
- [55] *Seeger, T.; Olivier, R.*: Neigung und Abknickpunkt der Wöhlerlinie von Schubbeanspruchten. *In: Der Stahlbau* 61, 1992, **61**, 137-142.

- [56] *Haibach, E.:* Schwingfestigkeits-Untersuchungen an Kreuzstößen mit K-Naht aus dem Grundwerkstoff Stahl St 37. Laboratorium für Betriebsfestigkeit, Darmstadt Ausgabe 1970.
- [57] Choosing the element's dimensionality, 2016.000Z, <https://abaqus-docs.mit.edu/2017/English/SIMACAEELMRefMap/simaelm-c-dimension.htm> [Zugriff am: 24.03.2021.517Z].
- [58] *Bartsch, H.:* Versuchsplanung Ermüdungsversuche EVOKERB, 2021.
- [59] Institut für Stahlbau, RWTH Aachen: Frequenz der Prüfmaschine in Abhängigkeit vom Kolbenweg. Internes Dokument. Institut für Stahlbau, RWTH Aachen.

## Tabellenverzeichnis

Tabelle 2-1: Empfehlung für $\gamma_{Mf}$ – Faktoren für die Ermüdungsfestigkeit [1] .....	9
Tabelle 2-2: Empfehlungen für Elementgröße (längs und quer zur Kerboberfläche) [14] .....	17
Tabelle 3-1: Überblick über die Publikationen .....	33
Tabelle 3-2: Ausgewertete Versuchsreihen .....	42
Tabelle 4-1: Abmessungen Grundmodell .....	60
Tabelle 4-2: Gewählte Kombination für die weitere Untersuchung an Kreuzstoß B .....	75
Tabelle 4-3: Übersicht über Probekörpereigenschaften .....	85
Tabelle 4-4: Versuchsdurchführung .....	88
Tabelle 4-5: Prüffrequenz und Prüfzeiten in Abhängigkeit von der maximalen Verformung .	90

## Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2.1: periodische Beanspruchung .....	<b>Fehler! Textmarke nicht definiert.</b>
Abbildung 2.2 Ermüdungsfestigkeitskurven für Längs- und Schubspannungsschwingbreiten [1] .....	10
Abbildung 2.3: Grafische Darstellung unterschiedlicher Spannungskonzepte [2] .....	13
Abbildung 2.4: Fiktive Ausrundungen von Schweißnahtübergang und -wurzel [2] .....	16
Abbildung 2.5: Empfehlungen für Referenzradien zur fiktiven Ausrundung von Nahtübergangs- und Nahtwurzelkerben bei der Kerbspannungsberechnung [15] .....	16
Abbildung 2.6: Typische Diskretisierung für das Kerbspannungskonzept mit quadratischen Elementen [13] .....	17
Abbildung 2.7: R-Wert und Beanspruchungsbereiche [2] .....	19
Abbildung 2.8: Schematisches Wöhlerdiagramm [18].....	21
Abbildung 2.9: Schematisches Wöhlerdiagramm für das Horizontalverfahren [18].....	22
Abbildung 2.10: Schematische Wöhlerlinie für das Perlschnurverfahren [18].....	22
Abbildung 2.11: a) Tragender Kreuzstoß b) Tragender T-Stoß .....	25
Abbildung 2.12: Kerbfalleinstufung nach DIN EN 1993 [2] .....	26
Abbildung 2.13: Konstruktionsdetails nach IIW-Empfehlung [14].....	27
Abbildung 2.14: Skizze zum Restspalt/Luftspalt und axialer Schiefstellung .....	30
Abbildung 3.1 a) Größenverhältnis Grundplatte/Anschlussblech b) Einrodung des Schweißnahtübergangs in die Kerbfallkategorien nach DIN EN 1993-1-9 [1, 23, 24, 26, 29, 30],.....	36
Abbildung 3.2: Versuchsauswertung von Versuchen mit Übergangsversagen (Detail 1) [23]	37
Abbildung 3.3: Versuchsauswertung von Versuchen mit Wurzelversagen (Detail 3) [23, 24, 26, 29, 30].....	38
Abbildung 3.4: Abaqus Modell a) Globalmodell mit Randbedingungen b) FE-Netz Globalmodell c) FE-Netz Submodell.....	40
Abbildung 3.5: Skizze mit verwendeten Bezeichnungen für verschiedene Abmessungen .....	41
Abbildung 3.6: Kreuzstoßmodell K_WIG a) Globalmodell Symmetrie ausgenutzt B) Submodell Spannung infolge 1 N/mm <sup>2</sup> Belastung [23] .....	43
Abbildung 3.7: Schweißnahtübergangsversagen (Detail 1) a) Vergleich Kerbfall FE mit Kerbfall Versuch b) Überprüfen der FAT-Klasse 225 [23].....	44
Abbildung 3.8: Kerbfälle für unterschiedlich modellierte Spaltbreiten für: a) Schweißnahtwurzel b) Schweißnahtübergang [23, 24, 26, 29, 30] .....	45
Abbildung 3.9 Schweißnahtwurzelversagen (Detail 3) a) Vergleich Kerbfall FE mit Kerbfall Versuch b) Überprüfen der FAT-Klasse 225 [23, 24, 26, 29, 30] .....	46
Abbildung 3.10: Kerbdetail 1: Kerbfall Versuch in Abhängigkeit von Verhältnis von a) Schweißnaht zu Anschlussblechdicke b) Spaltbreite zu Anschlussblechdicke [38–45, 23] .....	47
Abbildung 3.11: Kerbdetail 1: Vergleich der Kerbfälle für a) FAT 225 b) mit mittlerer FAT- Klasse [38–45, 23] .....	48

Abbildung 3.12: Kerbdetail 1: Kerbwirkungszahl in Abhängigkeit vom Verhältnis a) Schweißnahtgesamt zu Anschlussblechdicke b) Spaltbreite zu Anschlussblechdicke [38–45, 23].	49
Abbildung 3.13: Kerbdetail 3: Kerbfall Versuch in Abhängigkeit von Verhältnis von a) Schweißnaht zu Anschlussblechdicke b) Spaltbreite zu Anschlussblechdicke [46–48, 43, 42, 49, 40, 50–56, 39, 41, 38, 24, 23, 34, 29, 26]	50
Abbildung 3.14: Kerbdetail 3: Vergleich der Kerbfälle a) FAT 225 b) mit mittlerer FAT-Klasse [46–48, 43, 42, 49, 40, 50–56, 39, 41, 38, 24, 23, 34, 29, 26]	51
Abbildung 3.15: Kerbdetail 3: Kerbwirkungszahl in Abhängigkeit vom Verhältnis a) Schweißnahtgesamt zu Anschlussblechdicke b) Spaltbreite zu Anschlussblechdicke [46–48, 43, 42, 49, 40, 50–56, 39, 41, 38, 24, 23, 34, 29, 26]	52
Abbildung 4.1: Referenzmodell a) Kerbfall in Abhängigkeit von der betrachteten Spannung für den Schweißnahtübergang (ub) und -wurzel (wu) b) Max. Hauptspannungen am Submodell 3D	54
Abbildung 4.2: Vergleich verschiedener Diskretisierungen am Globalmodell	55
Abbildung 4.3: Vergleich verschiedener Diskretisierungen am Submodell	56
Abbildung 4.4: Spannung infolge verschiedener Elementtypen a) Schweißnahtwurzel (wu) b) Schweißnahtübergang (ub)	57
Abbildung 4.5: Vergleich der Spannungen an unterschiedlichen 2D-Elementtypen mit dem 3D-Referenzmodell	58
Abbildung 4.6: Spaltanordnung a) bündig b) mittig c) Ergebnisse der FE-Simulation	59
Abbildung 4.7: Kerbfall infolge unterschiedlicher Modellbreiten	60
Abbildung 4.8: Einfluss der Grundplattenhöhe $h_{Gp}$	61
Abbildung 4.9: Einfluss der Anschlussblechlänge $l_{Ab}$	62
Abbildung 4.10: Stoß A (voll durchgeschweißter Kreuzstoß)	63
Abbildung 4.11: Stoß B (teilweise durchgeschweißter Kreuzstoß)	64
Abbildung 4.12: Stoß C (Kreuzstoß mit Kehlnähten)	64
Abbildung 4.13: Durchgeschweißter Kreuzstoß a) Globalmodell b) Maximalen Hauptspannungen am Submodell mit $a_w = 1\text{mm}$ c) Maximalen Hauptspannungen am Submodell mit $a_w = 5\text{mm}$	65
Abbildung 4.14: Einfluss der Schweißnahtdicke auf die Ermüdungsfestigkeit bei Stoß A a) Kerbwirkungszahl b) Kerbfall	66
Abbildung 4.15: Kreuzstoß mit Kehlnäht a) Globalmodell b) Maximalen Hauptspannungen am Submodell mit $a_w = 5\text{mm}$ c) Maximalen Hauptspannungen am Submodell mit $a_w = 15\text{mm}$	67
Abbildung 4.16: Ergebnisse Stoß C a) Kerbwirkungszahl b) Kerbfall	68
Abbildung 4.17: maximale Hauptspannung in Abhängigkeit von der Kehlnahtdicke $a_w$ für die Schweißnahtwurzel und den Schweißnahtübergang	68
Abbildung 4.18: Hauptspannungen an Stoß-Typ B a) $a_w/b_{spalt} = 0,2$ b) $a_w/b_{spalt} = 1$ c) $a_w/b_{spalt} = 7,5$ ....	69
Abbildung 4.19.: Kerbwirkungszahlen der	

FE-Simulationen zu Versuchsserie Stoß B infolge der maximalen Hauptspannung a) Schweißnahtübergang b) Schweißnahtwurzel.....	70
Abbildung 4.20: Der Versagensort am Kreuzstoß Typ B in Abhängigkeit vom Verhältnis von Spaltbreite $b_{\text{Spalt}}$ und Schweißnahtdicke $a_w$ zur Blechdicke $t$ a) Kerbspannungskonzept b) DIN EN 1993-1-9 [1] .....	72
Abbildung 4.21: Hauptspannungen an Wurzel und Übergang in Abhängigkeit von $b_{\text{Spalt}}$ für: a) $a_w = 3\text{ mm}$ b) $a_w = 6\text{ mm}$ c) $a_w = 8\text{ mm}$ d) $a_w = 10\text{ mm}$ e) $a_w = 12\text{ mm}$ f) $a_w = 15\text{ mm}$ .....	73
Abbildung 4.22: Grenzfunktion des Versagensort am Kreuzstoß Typ B in Abhängigkeit vom Verhältnis von Spaltbreite $b_{\text{Spalt}}$ und Schweißnahtdicke $a_w$ zur Blechdicke .....	74
Abbildung 4.23: Max. Hauptspannungen am Submodell für: a) B2 b) B3 c) B4 .....	75
Abbildung 4.24: a) Kerbwirkungszahl in Abhängigkeit von der Spaltdicke $t_{\text{Spalt}}$ b) Kerbfall in Abhängigkeit von der Spaltdicke $t_{\text{Spalt}}$ .....	77
Abbildung 4.25: Max. Hauptspannungen für: a) $b_{\text{Spalt}} = 15\text{ mm}$ ; $t_{\text{Spalt}} = 0,1\text{ mm}$ b) $b_{\text{Spalt}} = 15\text{ mm}$ ; $t_{\text{Spalt}} = 2,0\text{ mm}$ c) $b_{\text{Spalt}} = 15\text{ mm}$ ; $t_{\text{Spalt}} = 4,0\text{ mm}$ .....	78
Abbildung 4.26: maximale Hauptspannung in Abhängigkeit von der Spaltdicke für Serie B2, B3 und B4 .....	79
Abbildung 4.27: Max. Hauptspannungen am Submodell für B2 mit: a) $t_{\text{Spalt}} = 2\text{ mm}$ b) $t_{\text{Spalt}} = 3$ mm c) $t_{\text{Spalt}} = 4\text{ mm}$ .....	80
Abbildung 4.28: Max. Hauptspannungen am Submodell für B3 mit: a) $t_{\text{Spalt}} = 2\text{ mm}$ b) $t_{\text{Spalt}} = 3$ mm c) $t_{\text{Spalt}} = 4\text{ mm}$ .....	81
Abbildung 4.29: Max. Hauptspannungen am Submodell für B4 mit: a) $t_{\text{Spalt}} = 0,1\text{ mm}$ b) $t_{\text{Spalt}} =$ 2 mm c) $t_{\text{Spalt}} = 4\text{ mm}$ .....	82
Abbildung 4.30: Kerbwirkungszahl a) Schweißnahtübergang b) Schweißnahtwurzel .....	83
Abbildung 4.31: Ermüdungsversuche an Kreuzstößen: a) Versuchsstand b) Prüfkörper [58]	86
Abbildung 4.32: S-N- Diagramm zur Ermittlung der erforderlichen Spannungsschwingbreite a) Serie A b) Serie B.2 c) Serie B.3 d) Serie C.....	87
Abbildung 4.33: Mögliche Frequenz [Hz] des Prüfzylinders in Abhängigkeit vom Kolbenweg [mm] [59].....	89

## Formelzeichen

Im Rahmen dieser Arbeit werden die folgenden Formelzeichen verwendet:

### Lateinische Buchstaben

A	Querschnittsfläche
$A_{\text{net}}$	Netto Fläche
$a_w$	Schweißnahtdicke
$b_{\text{Gp}}$	Grundplattenbreite
$b_{\text{Spalt}}$	Spaltbreite
D	Summe der Gesamtbeschädigung
E	Elastizitätsmodul des Werkstoffs
FAT	Schwingfestigkeit nach IIW-Empfehlung
$f_y$	Streckgrenze des Stahls
$h_{\text{Gp}}$	Grundplattenhöhe
$k_f$	Kerbwirkungszahl
$L_i$	Lastamplitude
$l_{\text{Ab}}$	Anschlussblechlänge
m	Neigung der Wöhlerlinie
N	Lastspielanzahl
P	Kraft
R	Spannungsverhältnis
r	Kerbradius
$r_{\text{ref}}$	Referenzradius
t	Bauteildicke
$t_{\text{Ab}}$	Anschlussblechdicke
$t_{\text{Gp}}$	Grundplattendicke
$t_{\text{Spalt}}$	Spaltdicke

---

**Griechische Buchstaben**

$\gamma_{M0}$	Teilsicherheitsbeiwert für die Ermüdungseinwirkung
$\gamma_{Ff}$	Teilsicherheitsbeiwert für die Ermüdungsfestigkeit
$\sigma_k$	Kerbspannung
$\sigma_{max}$	Spannungsspitze
$\sigma_m$	Mittelspannung
$\sigma_{Max,wu}$	Maximale Hauptspannung an der Schweißnahtwurzel
$\sigma_{Max,ub}$	Maximale Hauptspannung am Schweißnahtübergang
$\sigma_{Mises,wu}$	Vergleichsspannung nach von Mises an der Schweißnahtwurzel
$\sigma_{Mises,ub}$	Vergleichsspannung nach von Mises am Schweißnahtübergang
$\sigma_n$	Spannung
$\sigma_{nenn}$	Nennspannung
$\sigma_o$	Oberspannung
$\sigma_s$	Strukturspannung
$\sigma_u$	Unterspannung
$\Delta\sigma$	Spannungsschwingbreite; Spannungsdoppelamplitude
$\Delta\sigma_A$	Spannungsamplitude
$\Delta\sigma_c$	Längsspannungsschwingbreite $2 \cdot 10^6$ Lastspielen
$\Delta\sigma_D$	Dauerfestigkeit bei $5 \cdot 10^6$ Lastspielen
$\Delta\sigma_L$	Schwellwert der Ermüdungsfestigkeit bei $10^8$ Lastspielen
$\Delta\tau$	Schubspannungsschwingbreite

## A Datenbank

**Tabelle A-1: Datenbank: Übersicht – Teil 1**

Name series	name subseries	Description /component	Source ID 1	Remarks
Schau_1	DHY_1.1	Welded T-Joint with Face plate joint	001	
Schau_1	DHY_1.2	Welded T-Joint with Face plate joint	001	
Feld_1	HY_1.1	Cruciform joint with load-carrying one sided fillet welds; contact joint	002	fatigue loading until crack appears ( $a \approx 20\text{-}22\text{mm}$ ) afterwards static load (freeze)
Feld_1	HY_1.2	Cruciform joint with load-carrying one sided fillet welds; residual Gap 2mm	002	fatigue loading until crack appears ( $a \approx 20\text{-}22\text{mm}$ ) afterwards static load (freeze)
Feld_1	DHY_1	Cruciform joint with load-carrying fillet welds; lag of penetration	002	fatigue loading until crack appears ( $a \approx 20\text{-}22\text{mm}$ ) afterwards static load (freeze)
Feld_2	DHY_2	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	003	fatigue loading until crack appears ( $a \approx 20\text{-}22\text{mm}$ ) afterwards static load (freeze) until failure
Han_1	FL_O25_1	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	004	incomplete penetration and strength mismatch; low fatigue, high fatigue and monotonic tensile test; $R=0.05$
Han_1	FL_O25_2	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	004	incomplete penetration and strength mismatch; low fatigue, high fatigue and monotonic tensile test $R=0.05$
Han_1	FL_O45	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	004	incomplete penetration and strength mismatch; low fatigue, high fatigue and monotonic tensile test; $R=0.05$
Han_1	PJP_O25_1	Cruciform joints with lag of penetration	004	incomplete penetration and strength mismatch; low fatigue, high fatigue and monotonic tensile test; $R=0.05$
Han_1	PJP_O25_2	Cruciform joints with lag of penetration	004	incomplete penetration and strength mismatch; low fatigue, high fatigue and monotonic tensile test; $R=0.05$
Han_1	PJP_O45	Cruciform joints with lag of penetration	004	incomplete penetration and strength mismatch; low fatigue, high fatigue and monotonic tensile test; $R=0.05$
Han_1	FL_U20	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	004	incomplete penetration and strength mismatch; low fatigue, high fatigue and monotonic tensile test; $R=0.05$
Han_1	FL_U10	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	004	incomplete penetration and strength mismatch; low fatigue, high fatigue and monotonic tensile test; $R=0.05$
Han_2	FP	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	005	low cycle fatigue tests on full penetrated specimens
Han_2	PJP40	Cruciform joints with lag of penetration	005	low cycle fatigue tests on 0,4xt penetrated specimens
Han_2	PJP70	Cruciform joints with lag of penetration	005	low cycle fatigue tests on 0.7 x t penetrated specimens
Han_2	FL	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	005	low cycle fatigue tests on not penetrated specimens
Han_2	FLH	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	005	low cycle fatigue tests on not penetrated specimens with bigger leg size
Kain_1	FW_1.1	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	006	upper stress constant test
Kain_1	FW_1.2	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	006	lower stress constant test

Tabelle A-2: Datenbank: Übersicht – Teil 2

Name series	name subseries	Description /component	Source ID 1	Remarks
Jak_1	JMis_1	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	007	fatigue test on cruciform joints with lag of penetration and R=0.5
Jak_1	JMis_2	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	007	fatigue test on cruciform joints with lag of penetration and misalignment 2e = 2.5; R=0.5
Jak_1	JMis_3	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	007	fatigue test on cruciform joints with lag of penetration and misalignment 2e = 3.0; R=0.5
Jak_1	JMis_4	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	007	fatigue test on cruciform joints with lag of penetration and misalignment 2e = 4.5; R=0.5
Jak_1	JMis_5	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	007	fatigue test on cruciform joints with lag of penetration and misalignment 2e = 6; R=0.5
Jak_1	JMis_6	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	007	fatigue test on cruciform joints with lag of penetration and misalignment 2e = 8; R=0.5
Jak_1	JMis_7	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	007	fatigue test on cruciform joints with lag of penetration and R=-1
Jak_1	JMis_8	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	007	fatigue test on cruciform joints with lag of penetration and misalignment 2e = 2.5; R=-1
Jak_1	JMis_9	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	007	fatigue test on cruciform joints with lag of penetration and misalignment 2e = 3.0; R=-1
Jak_1	JMis_10	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	007	fatigue test on cruciform joints with lag of penetration and misalignment 2e = 4.5; R=-1
Jak_1	JMis_11	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	007	fatigue test on cruciform joints with lag of penetration and misalignment 2e = 6; R=-1
Jak_1	JMis_12	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	007	fatigue test on cruciform joints with lag of penetration and misalignment 2e = 8; R=-1
Kain_2	I	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	008	isosceles-triangle-shaped welds
Kain_2	S1	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	008	scalene-triangle-shaped welds with a longer leg length on the main plate side
Kain_2	S2	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	008	scalene-triangle-shaped welds with a longer leg length on the cross-plate side
Kain_2	CC	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	008	welds with concave shapes
Kain_2	CV	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	008	welds with convex shapes
Vem_1	V_I	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	009	isosceles-triangle-shaped welds
Vem_1	V_S1	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	009	scalene-triangle-shaped welds with a longer leg length on the main plate side
Sor_1	Sor_1	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	010	

Tabelle A-3: Datenbank: Übersicht – Teil 3

Name series	name subseries	Description /component	Source ID 1	Remarks
SchVorm_1	K_9.1.1	Cruciform joints	011	double j welds; Full penetration
SchVorm_1	K_9.1.2	Cruciform joints	011	double j welds; Full penetration
SchVorm_1	K_9.2.1	Cruciform joints	011	double j welds; Full penetration
SchVorm_1	K_9.2.2	Cruciform joints	011	double j welds; Full penetration
SchVorm_1	K_9.3.1	Cruciform joints	011	double j welds; Full penetration
SchVorm_1	K_9.3.2	Cruciform joints	011	double j welds; Full penetration
SchVorm_1	K_9.4.1	Cruciform joints	011	double j welds; Full penetration
SchVorm_1	K_9.4.2	Cruciform joints	011	double j welds; Full penetration
SchVorm_1	K_WIG_1.1	Cruciform joints	011	double j welds; full penetration; WIG posttreatment
SchVorm_1	K_WIG_1.2	Cruciform joints	011	double j welds; full penetration; WIG posttreatment
SchVorm_1	K_WIG_1.3	Cruciform joints	011	double j welds; full penetration; WIG posttreatment
SchVorm_1	Keh_7.1	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	011	lag of penetration $\approx$ 4mm
SchVorm_1	Keh_7.2	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	011	lag of penetration $\approx$ 4mm
SchVorm_1	Keh_7.3	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	011	lag of penetration $\approx$ 4mm
SchVorm_1	Keh_7.4	Cruciform joints with load-carrying fillet welds	011	lag of penetration $\approx$ 4mm

Tabelle A-2-1: Datenbank: Belastung – Teil 1

name subseries	Kind of loading	Constant amplitude?	Frequency low [Hz]	Frequency high [Hz]	Location of calculated stress amplitude
DHY_1.1	axial	Y	2,5	5	
DHY_1.2	axial	Y	5	9	
HY_1.1	axial/bending				
HY_1.2	axial/bending				
DHY_1	axial/bending				
DHY_2	axial/bending				
FL_O25_1	axial	Y		10	throat section
FL_O25_2	axial	Y		10	throat section
FL_O45	axial	Y		10	throat section
PJP_O25_1	axial	Y		10	throat section
PJP_O25_2	axial	Y		10	throat section
PJP_O45	axial	Y		10	throat section
FL_U20	axial	Y		10	throat section
FL_U10	axial	Y		10	throat section
FP	axial				throat section
PJP40	axial				throat section
PJP70	axial				throat section
FL	axial				throat section
FLH	axial				throat section
FW_1.1		Y	4	20	throat section
FW_1.2		Y	4	20	throat section
JMis_1	axial	Y			
JMis_2	axial	Y			
JMis_3	axial	Y			
JMis_4	axial	Y			
JMis_5	axial	Y			
JMis_6	axial	Y			
JMis_7	axial	Y			
JMis_8	axial	Y			
JMis_9	axial	Y			
JMis_10	axial	Y			
JMis_11	axial	Y			
JMis_12	axial	Y			
I	axial	Y	4	20	throat section
S1	axial	Y	4	20	throat section

**Tabelle A-2-2: Datenbank: Belastung – Teil 2**

name subseries	Kind of loading	Constant amplitude?	Frequency low [Hz]	Frequency high [Hz]	Location of calculated stress amplitude
S2	axial	Y	4	20	throat section
CC	axial	Y	4	20	throat section
CV	axial	Y	4	20	throat section
V_I	axial	Y	5	15	
V_S1	axial	Y	5	15	
Sor_1	bending	Y	10	10	throat section
K_9.1.1	axial	Y			
K_9.1.2	axial	Y			
K_9.2.1	axial	Y			
K_9.2.2	axial	Y			
K_9.3.1	axial	Y			
K_9.3.2	axial	Y			
K_9.4.1	axial	Y			
K_9.4.2	axial	Y			
K_WIG_1.1	axial	Y			
K_WIG_1.2	axial	Y			
K_WIG_1.3	axial	Y			
Keh_7.1	axial	Y			
Keh_7.2	axial	Y			
Keh_7.3	axial	Y			
Keh_7.4	axial	Y			

Tabelle A-3-1: Datenbank: Material – Teil 1

name subseries	Steel grade 1	yield strength 1 [Mpa]	tensile strength 1 [Mpa]	Steel grade 2	yield strength 2 [Mpa]	tensile strength 2 [Mpa]	Steel grade 3	yield strength 3 [Mpa]	tensile strength 3 [Mpa]
DHY_1.1	St 52-3	426	567	n/a	n/a	n/a	St 52-3/S355 J2G3	377	567
DHY_1.2	St52-3/S355 J2G	413	559	n/a	n/a	n/a	St 52-3/S355 J2G3	476	608
HY_1.1	S355J2G3	n/a	n/a	S355J2G3	n/a	n/a	S355J2G3	n/a	n/a
HY_1.2	S355J2G3	n/a	n/a	S355J2G3	n/a	n/a	S355J2G3	n/a	n/a
DHY_1	S355J2G3	n/a	n/a	S355J2G3	n/a	n/a	S355J2G3	n/a	n/a
DHY_2	S355J2	352	531	S355J2	352	531	S355J2	352	531
FL_O25_1	SM490	392	n/a	SM490	392	n/a	SM490	392	n/a
FL_O25_2	SM490	392	n/a	SM490	392	n/a	SM490	392	n/a
FL_O45	SM490	392	n/a	SM490	392	n/a	SM490	392	n/a
PJP_O25_1	SM490	392	n/a	SM490	392	n/a	SM490	392	n/a
PJP_O25_2	SM490	392	n/a	SM490	392	n/a	SM490	392	n/a
PJP_O45	SM490	392	n/a	SM490	392	n/a	SM490	392	n/a
FL_U20	SBHS500	554	n/a	SBHS500	554	n/a	SBHS500	554	n/a
FL_U10	SBHS500	554	n/a	SBHS500	554	n/a	SBHS500	554	n/a
FP	JIS SM 400	299	451	JIS SM 400	299	451	JIS SM 400	299	451
PJP40	JIS SM 400	299	451	JIS SM 400	299	451	JIS SM 400	299	451
PJP70	JIS SM 400	299	451	JIS SM 400	299	451	JIS SM 400	299	451
FL	JIS SM 400	299	451	JIS SM 400	299	451	JIS SM 400	299	451
FLH	JIS SM 400	299	451	JIS SM 400	299	451	JIS SM 400	299	451
FW_1.1	SS400	315	451	SS400	315	451	SS400	315	451
FW_1.2	SS400	315	451	SS400	315	451	SS400	315	451
JMis_1	15G2ANb	370	570	15G2ANb	370	570	15G2ANb	370	570
JMis_2	15G2ANb	370	570	15G2ANb	370	570	15G2ANb	370	570
JMis_3	15G2ANb	370	570	15G2ANb	370	570	15G2ANb	370	570
JMis_4	15G2ANb	370	570	15G2ANb	370	570	15G2ANb	370	570
JMis_5	15G2ANb	370	570	15G2ANb	370	570	15G2ANb	370	570
JMis_6	15G2ANb	370	570	15G2ANb	370	570	15G2ANb	370	570
JMis_7	15G2ANb	370	570	15G2ANb	370	570	15G2ANb	370	570
JMis_8	15G2ANb	370	570	15G2ANb	370	570	15G2ANb	370	570
JMis_9	15G2ANb	370	570	15G2ANb	370	570	15G2ANb	370	570
JMis_10	15G2ANb	370	570	15G2ANb	370	570	15G2ANb	370	570
JMis_11	15G2ANb	370	570	15G2ANb	370	570	15G2ANb	370	570
JMis_12	15G2ANb	370	570	15G2ANb	370	570	15G2ANb	370	570

Tabelle A-3-2: Datenbank: Material – Teil 2

name subseries	Steel grade 1	yield strength 1 [Mpa]	tensile strength 1 [Mpa]	Steel grade 2	yield strength 2 [Mpa]	tensile strength 2 [Mpa]	Steel grade 3	yield strength 3 [Mpa]	tensile strength 3 [Mpa]
I	SS400	315	451	SS400	315	451	SS400	315	451
S1	SS400	315	451	SS400	315	451	SS400	315	451
S2	SS400	315	451	SS400	315	451	SS400	315	451
CC	SS400	315	451	SS400	315	451	SS400	315	451
CV	SS400	315	451	SS400	315	451	SS400	315	451
V_I	SS400	320	440	SS400	320	440	SS400	320	440
V_S1	SS400	320	440	SS400	320	440	SS400	320	440
Sor_1	FE510	355	510	FE510	355	510	FE510	355	510
K_9.1.1	S690	n/a	n/a	S690	n/a	n/a	S355	n/a	n/a
K_9.1.2	S690	n/a	n/a	S690	n/a	n/a	S355	n/a	n/a
K_9.2.1	S690	n/a	n/a	S690	n/a	n/a	S355	n/a	n/a
K_9.2.2	S690	n/a	n/a	S690	n/a	n/a	S355	n/a	n/a
K_9.3.1	S960	n/a	n/a	S960	n/a	n/a	S460	n/a	n/a
K_9.3.2	S960	n/a	n/a	S960	n/a	n/a	S460	n/a	n/a
K_9.4.1	S960	n/a	n/a	S960	n/a	n/a	S460	n/a	n/a
K_9.4.2	S960	n/a	n/a	S960	n/a	n/a	S460	n/a	n/a
K_WIG_1.1	S690	n/a	n/a	S690	n/a	n/a	S355	n/a	n/a
K_WIG_1.2	S690	n/a	n/a	S690	n/a	n/a	S355	n/a	n/a
K_WIG_1.3	S690	n/a	n/a	S690	n/a	n/a	S355	n/a	n/a
Keh_7.1	S690	n/a	n/a	S690	n/a	n/a	S355	n/a	n/a
Keh_7.2	S960	n/a	n/a	S960	n/a	n/a	S460	n/a	n/a
Keh_7.3	S960	n/a	n/a	S960	n/a	n/a	S690	n/a	n/a
Keh_7.4	S960	n/a	n/a	S960	n/a	n/a	S355	n/a	n/a

Tabelle A-4-1: Datenbank: Schweißnaht – Teil 1

name sub-series	Elementary weld symbol EN ISO 2553	welding process DIN EN ISO 4063	weld pretreatment	weld posttreatment	filler material	yield strength filler material [Mpa]	welding position	Remarks
DHY_1.1	1.10	135	preheating: room temperature (> 20°C)		Wire DIN 8559-SG2	n/a	PB	automatic welding machine; wire diameter 1.2mm; 280A; 33-34V; 40-75 cm
DHY_1.2	1.10	135	preheating: room temperature (> 20°C)		Wire DIN 8559-SG3	n/a	PB	automatic welding machine; wire diameter 1.2mm; 240-260A; 30-32V; 45,80 c
HY_1.1	1.10	135			WEKO 4 G4 Si1	n/a	PB	Layer 1; 260A; 26V; 27cm/min; 15 kJ/cm; Layer 2; 290A; 28V; 32cm/min; 15 kJ/cm; Layer 3;
HY_1.2	1.10	135			WEKO 4 G4 Si1	n/a	PB	Layer 1; 260A; 26V; 27cm/min; 15 kJ/cm; Layer 2; 290A; 28V; 32cm/min; 15 kJ/cm; Layer 3;
DHY_1	1.10	135	120°C		Thyssen K56 G4 Si1	n/a	PA	group 1; 240A; 30V; 30cm/min; group 2; 300A; 32V; 40cm/min; group 3; 300A
DHY_2	1.10	135			En 440G 46 4 M G4 si1	n/a	PA	group 1; 110-130A; 16-18V; 300-500cm/min; group 2 first layer ;240-260A; 26-28V; 900-1100cm/min; group 2; 280-320A; 30-32V
FL_O25_1	1.10	n/a			YM-24S	n/a	n/a	YM-24S+Ar+40%CO <sub>2</sub> ; wire diameter 1.2mm; 280-300A; 30-32V; 250-300mm/m
FL_O25_2	1.10	n/a			YM-24S	n/a	n/a	YM-24S+Ar+10%CO <sub>2</sub> ; wire diameter 1.2mm; 280-300A; 31-33V; 240-300mm/m
FL_O45	1.10	n/a			YM-28	n/a	n/a	YM-28+Ar+CO <sub>2</sub> ; wire diameter 1.2mm; 250-270A; 26-28V; 330-380mm/min
PJP_O25_1	1.10	n/a			YM-24S	n/a	n/a	YM-24S+Ar+40%CO <sub>2</sub> ; wire diameter 1.2mm; 280-300A; 30-32V; 250-300mm/m
PJP_O25_2	1.10	n/a			YM-24S	n/a	n/a	YM-24S+Ar+10%CO <sub>2</sub> ; wire diameter 1.2mm; 280-300A; 31-33V; 240-300mm/m
PJP_O45	1.10	n/a			YM-28	n/a	n/a	YM-28+Ar+CO <sub>2</sub> ; wire diameter 1.2mm; 250-270A; 26-28V; 330-380mm/min
FL_U20	1.10	n/a			YM-24S	n/a	n/a	YM-24S+Ar+40%CO <sub>2</sub> ; wire diameter 1.2mm; 280-300A; 30-32V; 250-300mm/m
FL_U10	1.10	n/a			YM-28S	n/a	n/a	YM-28+Ar+20%CO <sub>2</sub> ; wire diameter 1.2mm; 280-290A; 33V; 270mm/min

Tabelle A-4-2: Datenbank: Schweißnaht – Teil 2

name sub-series	Elementary weld symbol EN ISO 2553	welding process DIN EN ISO 4063	weld pre-treatment	weld post-treatment	filler material	yield strength filler material [Mpa]	welding position	Remarks
FP	1.10	13			JIS Z 3312 YGW11	n/a	PB	wire's diameter 1.2mm; 240-270A; 33-35V; 212-514mm/min; 1.04-2.
PJP40	1.10	13			JIS Z 3312 YGW12	n/a	PB	wire's diameter 1.2mm; 240-270A; 33-35V; 212-514mm/min; 1.04-2.
PJP70	1.10	13			JIS Z 3312 YGW13	n/a	PB	wire's diameter 1.2mm; 240-270A; 33-35V; 212-514mm/min; 1.04-2.
FL	1.10	13			JIS Z 3312 YGW14	n/a	PB	wire's diameter 1.2mm; 240-270A; 33-35V; 212-514mm/min; 1.04-2.
FLH	1.10	13			JIS Z 3312 YGW15	n/a	PB	wire's diameter 1.2mm; 240-270A; 33-35V; 212-514mm/min; 1.04-2.
FW_1.1	1.10	13			n/a	n/a	PA	wire's diameter 1.2mm; 280A; 1st pass: 33V; 700 mm/min; 2nd pass: 33.5V
FW_1.2	1.10	13			n/a	n/a	PA	wire's diameter 1.2mm; 280A; 1st pass: 33V; 700 mm/min; 2nd pass: 33.5V
JMis_1	1.10	n/a			n/a	n/a	n/a	
JMis_2	1.10	n/a			n/a	n/a	n/a	
JMis_3	1.10	n/a			n/a	n/a	n/a	
JMis_4	1.10	n/a			n/a	n/a	n/a	
JMis_5	1.10	n/a			n/a	n/a	n/a	
JMis_6	1.10	n/a			n/a	n/a	n/a	
JMis_7	1.10	n/a			n/a	n/a	n/a	
JMis_8	1.10	n/a			n/a	n/a	n/a	
JMis_9	1.10	n/a			n/a	n/a	n/a	
JMis_10	1.10	n/a			n/a	n/a	n/a	
JMis_11	1.10	n/a			n/a	n/a	n/a	
JMis_12	1.10	n/a			n/a	n/a	n/a	

Tabelle A-4-3: Datenbank: Schweißnaht – Teil 3

name sub-series	Elementary weld symbol EN ISO 2553	welding process DIN EN ISO 4063	weld pre-treatment	weld post-treatment	filler material	yield strength filler material [Mpa]	welding position	Remarks
I	1.10	13			flux core wire	n/a	PA	wire's diameter 1.2mm; 280A; 33-35.5V; 420mm/min
S1	1.10	13			flux core wire	n/a	PA	wire's diameter 1.2mm; 280A; 33-35.5V; 420mm/min
S2	1.10	13			flux core wire	n/a	PA	wire's diameter 1.2mm; 280A; 33-35.5V; 420mm/min
CC	1.10	13			flux core wire	n/a	PA	wire's diameter 1.2mm; 280A; 33-35.5V; 420mm/min
CV	1.10	13			flux core wire	n/a	PA	wire's diameter 1.2mm; 280A; 33-35.5V; 420mm/min
V_I	1.10	13			flux core wire	n/a	PA	wire's diameter 1.3mm; 280A; 34V; 480mm/min
V_S1	1.10	13			flux core wire	n/a	PA	wire's diameter 1.3mm; 280A; 34V; 480mm/min
Sor_1	1.10	111			n/a	n/a	n/a	
K_9.1.1	2.1	n/a			n/a	n/a	PA	
K_9.1.2	2.1	n/a			n/a	n/a	PB	
K_9.2.1	2.1	n/a			n/a	n/a	PA	
K_9.2.2	2.1	n/a			n/a	n/a	PB	
K_9.3.1	2.1	n/a			n/a	n/a	PA	
K_9.3.2	2.1	n/a			n/a	n/a	PB	
K_9.4.1	2.1	n/a			n/a	n/a	PA	
K_9.4.2	2.1	n/a			n/a	n/a	PB	
K_WIG_1.1	2.1	n/a		WIG	n/a	n/a	PA	
K_WIG_1.2	2.1	n/a		WIG	n/a	n/a	PA	
K_WIG_1.3	2.1	n/a		WIG	n/a	n/a	PA	
Keh_7.1	1.10	n/a			n/a	n/a	n/a	
Keh_7.2	1.10	n/a			n/a	n/a	n/a	
Keh_7.3	1.10	n/a			n/a	n/a	n/a	
Keh_7.4	1.10	n/a			n/a	n/a	n/a	

Tabelle A-5-1: Datenbank: Probekörperabmessungen – Teil 1

name subseries	imperfections	specimen width [mm]	thickness part 1 [mm]	thickness part 2 [mm]	thickness part 3 [mm]	throat thickness [mm]	leg size 1 [mm]	leg size 2 [mm]	throat thickness with deep penetration [mm]	failure region
DHY_1.1	lag of penetration	182	12	0	30	4	5,5		7	weld root
DHY_1.2	lag of penetration	182	12	0	25	4	5,5		7	weld root
HY_1.1	only one filled weld on the upper side of specimen; contact joint	180	40	40	40	9	25,2	25,2	40	weld root
HY_1.2	only one filled weld on the upper side of specimen; residual Gap 2mm	180	40	40	40	9	25,2	25,2	40	weld root
DHY_1	lag of penetration 6mm	180	40	40	40	18,0	17,0	17,0	42,07	weld root
DHY_2		180	40	40	40	n/a	20,3	20,3	n/a	weld root
FL_O25_1		45	28	28	28	12,6	8,8	8,8	7,74	weld root
FL_O25_2		45	28	28	28	13,2	9,1	9,1	7,96	weld root
FL_O45		45	28	28	28	12,6	8,9	8,9	8,09	weld root
PJP_O25_1		40	28	28	28	12,9	11,3	11,3	9,39	weld root
PJP_O25_2		40	28	28	28	12,0	10,9	10,9	9,59	weld root
PJP_O45		40	28	28	28	12,8	11,3	11,3	9,37	weld root
FL_U20		40	24	24	24	13,1	9,3	9,3	8,24	weld root
FL_U10		40	24	24	24	13,1	9,2	9,2	8,56	weld root
FP		30	22	22	22	18	15,0	15,0	n/a	weld root
PJP40		30	22	22	22	n/a	13,27	13,27	n/a	weld root
PJP70		30	22	22	22	n/a	11,15	11,15	n/a	weld root
FL		30	22	22	22	n/a	12,27	12,27	n/a	weld root
FLH		30	22	22	22	n/a	18,1	18,1	n/a	weld root

Tabelle A-5-2: Datenbank: Probekörperabmessungen – Teil 2

name sub-series	imperfections	specimen width [mm]	thickness part 1 [mm]	thickness part 2 [mm]	thickness part 3 [mm]	throat thickness [mm]	leg size 1 [mm]	leg size 2 [mm]	throat thickness with deep penetration [mm]	failure region
FW_1.1		25	16	16	16	7,8	10,4	10,4	8,026	weld root
FW_1.2		25	16	16	16	7,8	10,4	10,4	8,026	weld root
JMis_1	misalignment $2e/t = 0$ ; lag of penetration $\approx 7.9\text{mm}$	40	8	8	8	11,2	8,3	8,3	n/a	weld root
JMis_2	misalignment $2e/t = 0.1875$ ; lag of penetration $\approx 7.9\text{mm}$	40	8	8	8	11,2	8,3	8,3	n/a	Weld root and weld toe
JMis_3	misalignment $2e/t = 0.375$ ; lag of penetration $\approx 7.9\text{mm}$	40	8	8	8	11,2	8,3	8,3	n/a	Weld root and weld toe
JMis_4	misalignment $2e/t = 0.5625$ ; lag of penetration $\approx 7.9\text{mm}$	40	8	8	8	11,2	8,3	8,3	n/a	Weld root and weld toe
JMis_5	misalignment $2e/t = 0.75$ ; lag of penetration $\approx 7.9\text{mm}$	40	8	8	8	11,2	8,3	8,3	n/a	Weld root and weld toe
JMis_6	misalignment $2e/t = 1.0$ ; lag of penetration $\approx 7.9\text{mm}$	40	8	8	8	11,2	8,3	8,3	n/a	Weld toe
JMis_7	misalignment $2e/t = 0$ ; lag of penetration $\approx 7.9\text{mm}$	40	8	8	8	11,2	8,3	8,3	n/a	weld root
JMis_8	misalignment $2e/t = 0.1875$ ; lag of penetration $\approx 7.9\text{mm}$	40	8	8	8	11,4	8,3	8,3	n/a	Weld root and weld toe
JMis_9	misalignment $2e/t = 0.375$ ; lag of penetration $\approx 7.9\text{mm}$	40	8	8	8	11,4	8,3	8,3	n/a	Weld root and weld toe
JMis_10	misalignment $2e/t = 0.5625$ ; lag of penetration $\approx 7.9\text{mm}$	40	8	8	8	11,4	8,3	8,3	n/a	Weld root and weld toe
JMis_11	misalignment $2e/t = 0.75$ ; lag of penetration $\approx 7.9\text{mm}$	40	8	8	8	11,4	8,3	8,3	n/a	Weld root and weld toe
JMis_12	misalignment $2e/t = 1.0$ ; lag of penetration $\approx 7.9\text{mm}$	40	8	8	8	11,4	8,3	8,3	n/a	Weld toe
I		35	16	16	16	9,9	7,0	7,0	n/a	weld root
S1		35	16	16	16	15,6	14,0	14,0	n/a	weld root
S2		35	16	16	16	15,6	7,0	7,0	n/a	weld root
CC		35	16	16	16	9,9	11,0	11,0	n/a	weld root

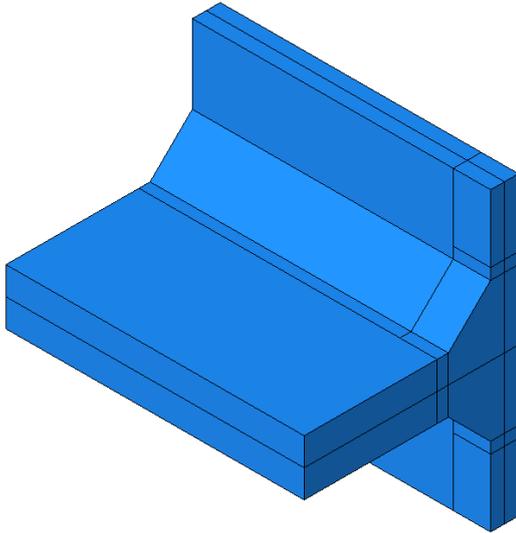
Tabelle A-5-3: Datenbank: Probekörperabmessungen – Teil 3

name subseries	imperfections	specimen width [mm]	thickness part 1 [mm]	thickness part 2 [mm]	thickness part 3 [mm]	throat thickness [mm]	leg size 1 [mm]	leg size 2 [mm]	throat thickness with deep penetration [mm]	failure region
CV		35	16	16	16	9,8	7,0	7,0	n/a	weld root
V_I		40	20	20	20	22,4	10,0	10,0	n/a	
V_S1		40	20	20	20	14,1	20,0	20,0	n/a	
Sor_1		100	10	10	10	5	3,5	3,5	n/a	weld root
K_9.1.1		30	10	10	15	n/a	n/a	n/a	n/a	weld toe
K_9.1.2		30	10	10	15	n/a	n/a	n/a	n/a	weld toe
K_9.2.1		30	10	10	15	n/a	n/a	n/a	n/a	weld toe
K_9.2.2		30	10	10	15	n/a	n/a	n/a	n/a	weld toe
K_9.3.1		30	10	10	15	n/a	n/a	n/a	n/a	weld toe
K_9.3.2		30	10	10	15	n/a	n/a	n/a	n/a	weld toe
K_9.4.1		30	10	10	15	n/a	n/a	n/a	n/a	weld toe
K_9.4.2		30	10	10	15	n/a	n/a	n/a	n/a	weld toe
K_WIG_1.1		30	10	10	15	n/a	n/a	n/a	n/a	weld toe
K_WIG_1.2		30	10	10	15	n/a	n/a	n/a	n/a	weld toe
K_WIG_1.3		30	10	10	15	n/a	n/a	n/a	n/a	weld toe
Keh_7.1	lag of penetration $\approx$ 4mm	30	10	10	15	n/a	n/a	n/a	n/a	weld root and weld toe
Keh_7.2	lag of penetration $\approx$ 4mm	30	10	10	15	n/a	n/a	n/a	n/a	weld root and weld toe
Keh_7.3	lag of penetration $\approx$ 4mm	30	10	10	15	n/a	n/a	n/a	n/a	weld root and weld toe
Keh_7.4	lag of penetration $\approx$ 4mm	30	10	10	15	n/a	n/a	n/a	n/a	weld root and weld toe

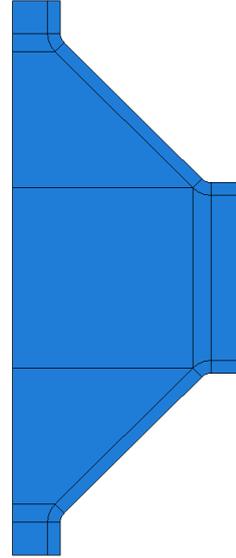
## B FE-Modell

### Probekörper ohne Spalt ("keinspalt")

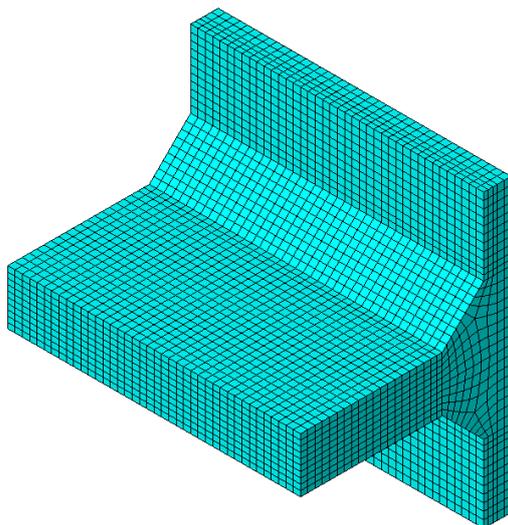
3D-Ansicht Globalmodell:



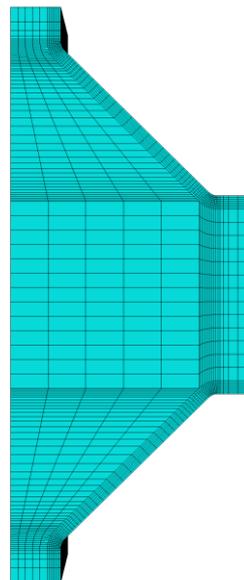
Seitenansicht Submodell:



Diskretisierung Globalmodell:

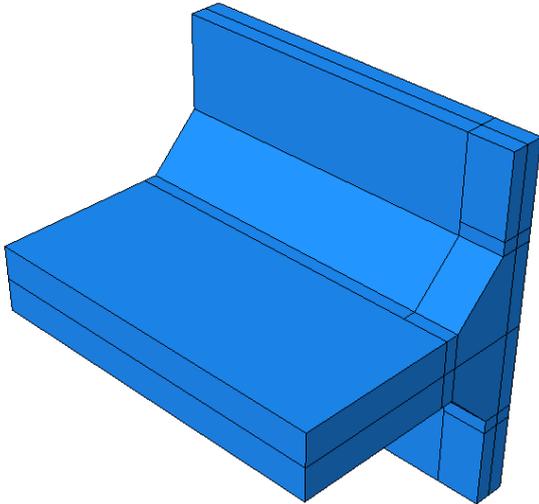


Diskretisierung Submodell:

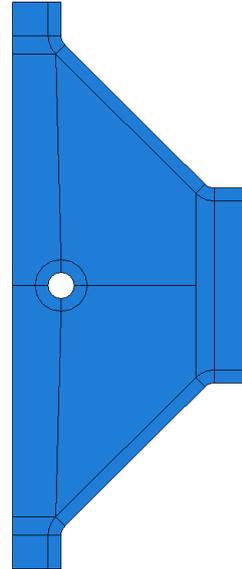


**Probekörper mit nur einer Wurzel („nur1wurzel“)**

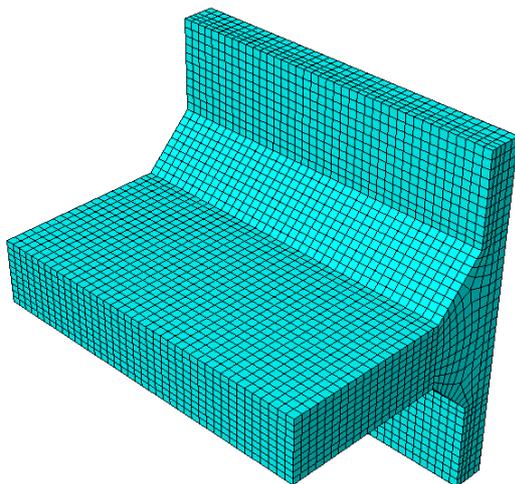
3D-Ansicht Globalmodell:



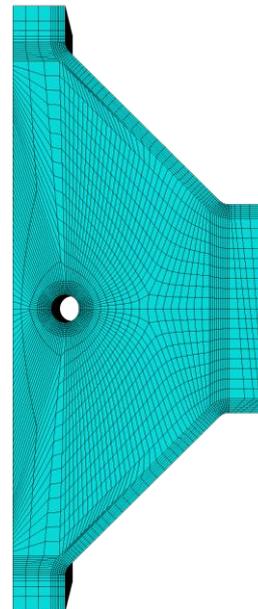
Seitenansicht Submodell:



Diskretisierung Globalmodell:

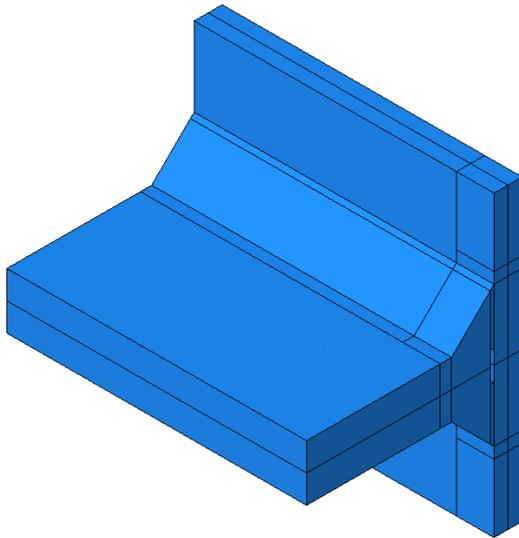


Diskretisierung Submodell:

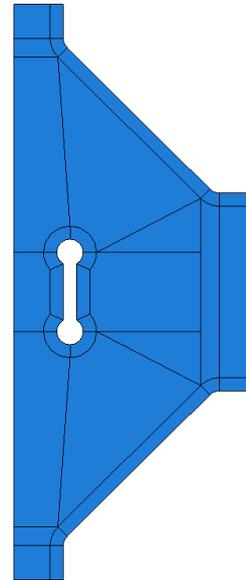


**Probekörper mit Spalt als Schlüssellochkerbe  
(„spalt“)**

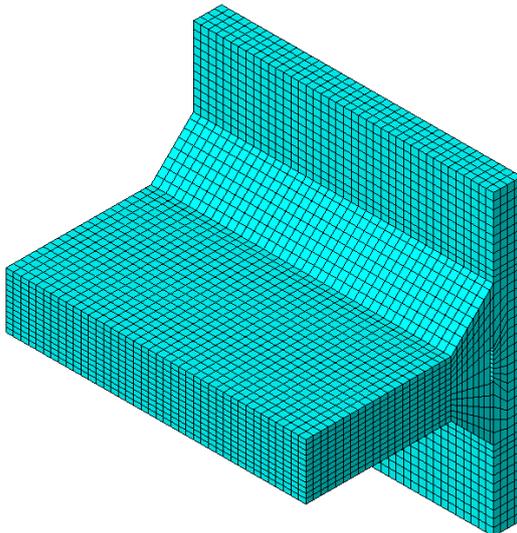
3D-Ansicht Globalmodell:



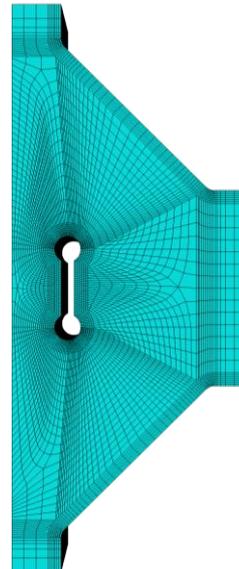
Seitenansicht Submodell:



Diskretisierung Globalmodell:

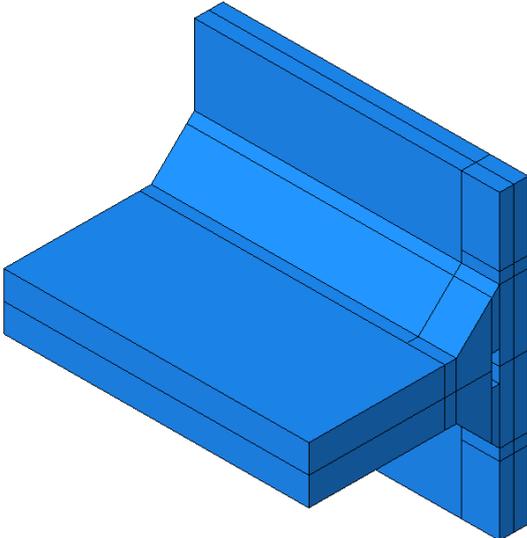


Diskretisierung Submodell:

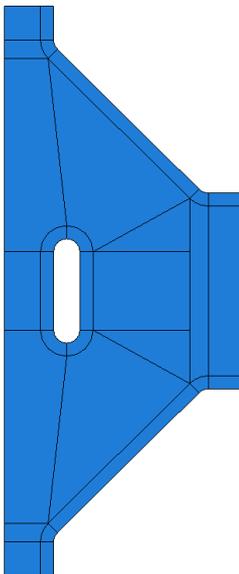


**Probekörper mit Spalt als U-Kerbe („spalt“)**

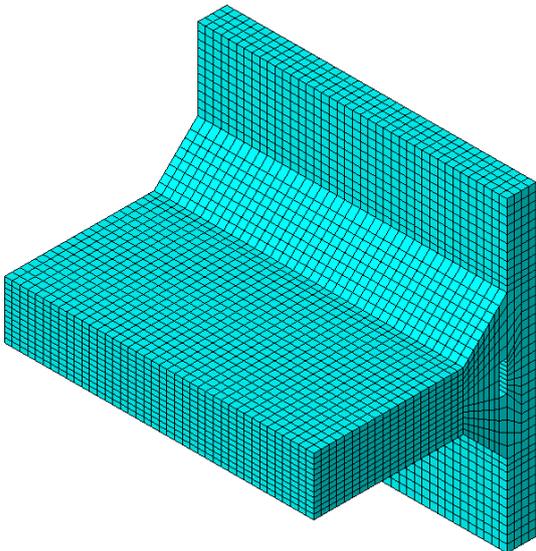
3D-Ansicht Globalmodell:



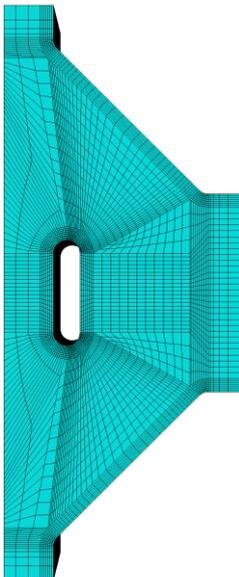
Seitenansicht Submodell:



Diskretisierung Globalmodell:



Diskretisierung Submodell:



## C Numerische Untersuchungen

### C.1 Validierung

Tabelle C.1-1: Referenzmodell für die Validierung

		Abmessungen								Spannungen			
Name	Eig.	t <sub>Ab</sub>	t <sub>Gp</sub>	l <sub>Ab</sub>	h <sub>Gp</sub>	b <sub>Gp</sub>	a <sub>w</sub>	b <sub>Spalt</sub>	t <sub>Spalt</sub>	σ <sub>Mises,wu</sub>	σ <sub>Mises,ub</sub>	σ <sub>Max,wu</sub>	σ <sub>Max,ub</sub>
		mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	MPa	MPa	MPa	MPa
15_8_15_1_REF_2D	REF	15	15	30	60		8	15	1	4,371	3,269	4,914	3,731
15_8_15_1_REF_3D	REF	15	15	30	60	60	8	15	1	4,329	3,539	4,454	3,635

Tabelle C.1-2: 2D-Elementtyp

		Abmessungen								Spannungen			
Name	Eig.	t <sub>Ab</sub>	t <sub>Gp</sub>	l <sub>Ab</sub>	h <sub>Gp</sub>	a <sub>w</sub>	b <sub>Spalt</sub>	t <sub>Spalt</sub>	σ <sub>Mises,wu</sub>	σ <sub>Mises,ub</sub>	σ <sub>Max,wu</sub>	σ <sub>Max,ub</sub>	
		mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	MPa	MPa	MPa	MPa	
15_8_15_1_REF	REF	15	15	30	60	8	15	1	4,329	3,539	4,454	3,635	
15_8_15_1_CPS4	Lin	15	15	30	60	8	15	1	4,61	3,775	4,826	3,934	
15_8_15_1_CPS4I	Lin	15	15	30	60	8	15	1	4,745	3,846	4,87	3,94	
15_8_15_1_CPS8	Qua	15	15	30	60	8	15	1	4,902	4,051	4,972	4,119	
15_8_15_1_CPS8R	Qua	15	15	30	60	8	15	1	4,784	4,004	4,826	4,026	
15_8_15_1_CPS4R_plane_strain	Strain	15	15	30	60	8	15	1	3,738	3,064	4,439	3,628	

Tabelle C.1-3: 3D-Elementtyp

		Abmessungen								Spannungen			
Name	Eig.	t <sub>Ab</sub>	t <sub>Gp</sub>	l <sub>Ab</sub>	h <sub>Gp</sub>	b <sub>Gp</sub>	a <sub>w</sub>	b <sub>Spalt</sub>	t <sub>Spalt</sub>	σ <sub>Mises,wu</sub>	σ <sub>Mises,ub</sub>	σ <sub>Max,wu</sub>	σ <sub>Max,ub</sub>
		mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	MPa	MPa	MPa	MPa
15_8_15_1_C3D8	Lin	15	15	30	60	60	8	15	1	4,596	3,404	4,912	3,702
15_8_15_1_C3D8H	Lin	15	15	30	60	60	8	15	1	4,594	3,404	4,912	3,702
15_8_15_1_C3D8I	Lin	15	15	30	60	60	8	15	1	4,728	3,535	5,323	4,036
15_8_15_1_C3D8RH	Lin	15	15	30	60	60	8	15	1	4,379	3,269	4,914	3,731
15_8_15_1_C3D20	Qua	15	15	30	60	60	8	15	1	4,922	3,693	5,496	4,199
15_8_15_1_C3D20H	Qua	15	15	30	60	60	8	15	1	4,963	3,713	5,371	4,082
15_8_15_1_C3D20R	Qua	15	15	30	60	60	8	15	1	4,858	3,701	5,307	4,089

Tabelle C.1-4: Diskretisierung

Name	Eig.	Abmessungen								Diskretisierung			Spannungen			
		t <sub>Ab</sub>	t <sub>Gp</sub>	l <sub>Ab</sub>	h <sub>Gp</sub>	b <sub>Gp</sub>	a <sub>w</sub>	b <sub>Spalt</sub>	t <sub>Spalt</sub>	Glob-allm.	Subm.	Subm.-Lokal	σ <sub>Mises,wu</sub>	σ <sub>Mises,ub</sub>	σ <sub>Max,wu</sub>	σ <sub>Max,ub</sub>
		mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	MPa	MPa	MPa	MPa
15_8_15_1_Mesh-Glob_05_3D	Glob	15	15	30	60	60	8	15	1	0,5	1	0,15	4,313	3,494	4,437	3,589
15_8_15_1_Mesh-Glob_5_3D	Glob	15	15	30	60	60	8	15	1	5	1	0,15	4,665	4,154	4,799	4,266
15_8_15_1_MeshSub_02_5_3D	Sub	15	15	30	60	60	8	15	1	2	0,25	0,15	4,281	3,539	4,406	3,635
15_8_15_1_MeshSub_2_3D	Sub	15	15	30	60	60	8	15	1	2	2	0,15	4,412	3,538	4,538	3,635
15_8_15_1_Mesh-Glob_05_2D	Glob	15	15	30	60		8	15	1	0,5	1	0,15	4,33	3,212	4,859	3,666
15_8_15_1_Mesh-Glob_5_2D	Glob	15	15	30	60		8	15	1	5	1	0,15	6,086	4,125	7,189	4,68
15_8_15_1_MeshSub_02_5_2D	Sub	15	15	30	60		8	15	1	2	0,25	0,15	4,371	3,274	4,905	3,736
15_8_15_1_MeshSub_2_D	Sub	15	15	30	60		8	15	1	2	2	0,15	4,369	3,269	4,903	3,732

Tabelle C.1-5: Spaltposition mittig

Name	Eig.	Abmessungen								Spannungen			
		t <sub>Ab</sub>	t <sub>Gp</sub>	l <sub>Ab</sub>	h <sub>Gp</sub>	b <sub>Gp</sub>	a <sub>w</sub>	b <sub>Spalt</sub>	t <sub>Spalt</sub>	σ <sub>Mises,wu</sub>	σ <sub>Mises,ub</sub>	σ <sub>Max,wu</sub>	σ <sub>Max,ub</sub>
		mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	MPa	MPa	MPa	MPa
15_8_15_1_Mittig	Mittig	15	15	30	60	60	8	15	1	4,319	3,196	4,851	3,643
15_8_15_1_Mittig_2D	Mittig	15	15	30	60		8	15	1	4,195	3,446	4,317	3,541

Tabelle C.1-6: Modellbreite  $b_{Gp}$ 

Name	Eig.	$t_{Ab}$	$t_{Gp}$	$l_{Ab}$	$h_{Gp}$	$b_{Gp}$	$a_w$	$b_{Spalt}$	$t_{Spalt}$	$\sigma_{Mises,wu}$	$\sigma_{Mises,ub}$	$\sigma_{Max,wu}$	$\sigma_{Max,ub}$
		mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	MPa	MPa	MPa	MPa
15_8_15_1_15	BREI	15	15	30	60	15	8	15	1	4,46	3,31	5,163	3,74
15_8_15_1_30	BREI	15	15	30	60	30	8	15	1	4,162	3,245	4,734	3,721
15_8_15_1_50	BREI	15	15	30	60	50	8	15	1	4,288	3,24	4,818	3,705
15_8_15_1_80	BREI	15	15	30	60	80	8	15	1	4,564	3,341	5,124	3,799
15_8_15_1_100	BREI	15	15	30	60	100	8	15	1	4,718	3,398	5,279	3,681
15_8_15_1_150	BREI	15	15	30	60	150	8	15	1	4,881	3,462	5,457	3,932
15_8_15_1_300	BREI	15	15	30	60	300	8	15	1	4,94	3,484	5,559	3,956
15_8_15_1_1000	BREI	15	15	30	60	1000	8	15	1	4,941	3,484	5,521	3,957

## C.2 Parameterstudie

Tabelle C.2-1: Parameterstudie Plattenhöhe  $h_{Gp}$ 

Name	Eig.	Abmessungen								Spaltvariante	Spannungen			
		$t_{Ab}$	$t_{Gp}$	$l_{Ab}$	$h_{Gp}$	$b_{Gp}$	$a_w$	$b_{Spalt}$	$t_{Spalt}$		$\sigma_{Mises,wu}$	$\sigma_{Mises,ub}$	$\sigma_{Max,wu}$	$\sigma_{Max,ub}$
		mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm		MPa	MPa	MPa	MPa
15_8_15_45_hgp	hgp	15	15	35	45	80	8	15	1	spalt	4,610	3,327	5,166	3,790
15_8_15_50_hgp	hgp	15	15	35	50	80	8	15	1	spalt	4,570	3,320	5,121	3,781
15_8_15_75_hgp	hgp	15	15	35	75	80	8	15	1	spalt	4,536	3,313	5,082	3,773
15_8_15_REF	REF	15	15	35	85	80	8	15	1	spalt	4,534	3,312	5,080	3,776
15_8_15_100_hgp	hgp	15	15	35	100	80	8	15	1	spalt	4,534	3,312	5,080	3,774
15_8_15_125_hgp	hgp	15	15	35	125	80	8	15	1	spalt	4,534	3,312	5,080	3,773

Tabelle C.2-2: Parameterstudie Anschlussblechlänge  $l_{Ab}$ 

Name	Eig.	Abmessungen								Spaltvariante	Spannungen			
		$t_{Ab}$	$t_{Gp}$	$l_{Ab}$	$h_{Gp}$	$b_{Gp}$	$a_w$	$b_{Spalt}$	$t_{Spalt}$		$\sigma_{Mises,wu}$	$\sigma_{Mises,ub}$	$\sigma_{Max,wu}$	$\sigma_{Max,ub}$
		mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm		MPa	MPa	MPa	MPa
15_8_15_25_lab	lab	15	15	25	85	80	8	15	1	spalt	4,608	3,365	5,159	3,815
15_8_15_35_REF	REF	15	15	35	85	80	8	15	1	spalt	4,534	3,312	5,080	3,776
15_8_15_50_lab	lab	15	15	50	85	80	8	15	1	spalt	4,464	3,259	5,036	3,725
15_8_15_75_lab	lab	15	15	75	85	80	8	15	1	spalt	4,440	3,237	5,015	3,701
15_8_15_100_lab	lab	15	15	100	85	80	8	15	1	spalt	4,439	3,235	4,978	3,693

Tabelle C.2-3: Referenzmodell für die Parameterstudie

Name	Eig.	Abmessungen								Spaltvariante	Spannungen			
		$t_{Ab}$	$t_{Gp}$	$l_{Ab}$	$h_{Gp}$	$b_{Gp}$	$a_w$	$b_{Spalt}$	$t_{Spalt}$		$\sigma_{Mises,wu}$	$\sigma_{Mises,ub}$	$\sigma_{Max,wu}$	$\sigma_{Max,ub}$
		mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm		MPa	MPa	MPa	MPa
15_8_15_REF	REF	15	15	50	80	80	8	15	1	spalt	4,456	3,3291	4,996	3,768

Tabelle C.2-4: Serie A

Name	Eig.	Abmessungen								Spaltvariante	Spannungen			
		t <sub>Ab</sub>	t <sub>Gp</sub>	l <sub>Ab</sub>	h <sub>Gp</sub>	b <sub>Gp</sub>	a <sub>w</sub>	b <sub>Spalt</sub>	t <sub>Spalt</sub>		σ <sub>Mises,wu</sub>	σ <sub>Mises,ub</sub>	σ <sub>Max,wu</sub>	σ <sub>Max,ub</sub>
		mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm		MPa	MPa	MPa	MPa
15_1_15_0	KSP	15	15	50	80	80	1	0	1	keinspalt	-	2,184	-	2,433
15_2_15_0	KSP	15	15	50	80	80	2	0	1	keinspalt	-	2,182	-	2,442
15_3_15_0	KSP	15	15	50	80	80	3	0	1	keinspalt	-	2,188	-	2,47
15_4_15_0	KSP	15	15	50	80	80	4	0	1	keinspalt	-	2,196	-	2,474
15_5_15_0	KSP	15	15	50	80	80	5	0	1	keinspalt	-	2,189	-	2,467

Tabelle C.2-5-1: Serie B – Teil 1

Name	Eig.	Abmessungen								Spaltvariante	Spannungen			
		t <sub>Ab</sub>	t <sub>Gp</sub>	l <sub>Ab</sub>	h <sub>Gp</sub>	b <sub>Gp</sub>	a <sub>w</sub>	b <sub>Spalt</sub>	t <sub>Spalt</sub>		σ <sub>Mises,wu</sub>	σ <sub>Mises,ub</sub>	σ <sub>Max,wu</sub>	σ <sub>Max,ub</sub>
		mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm		MPa	MPa	MPa	MPa
15_3_15_2	TYP2	15	15	50	80	80	3	2	1	nur1wurzel	2,117	2,203	2,331	2,470
15_3_15_3	BSP	15	15	50	80	80	3	3	1	spalt	2,465	2,258	2,735	2,533
15_3_15_4	BSP	15	15	50	80	80	3	4	1	spalt	2,776	2,331	3,087	2,615
15_3_15_6	BSP	15	15	50	80	80	3	6	1	spalt	3,373	2,577	3,761	2,896
15_3_15_8	BSP	15	15	50	80	80	3	8	1	spalt	3,991	2,938	4,462	3,313
15_3_15_10	BSP	15	15	50	80	80	3	10	1	spalt	4,733	3,564	5,291	4,044
15_3_15_12	BSP	15	15	50	80	80	3	12	1	spalt	6,277	5,133	7,036	5,911
15_3_15_15	BSP	15	15	50	80	80	3	15	1	spalt	9,212	7,994	10,660	9,366
K_40_2	TYP2	15	15	50	80	80	4	2	1	nur1wurzel	2,065	2,222	2,274	2,498
15_4_15_3	BSP	15	15	50	80	80	4	3	1	spalt	2,419	2,281	2,678	2,566
15_4_15_4	BSP	15	15	50	80	80	4	4	1	spalt	2,725	2,363	3,027	2,661
15_4_15_6	BSP	15	15	50	80	80	4	6	1	spalt	3,262	2,588	3,637	2,921
15_4_15_8	BSP	15	15	50	80	80	4	8	1	spalt	3,820	2,943	4,264	3,335
15_4_15_10	BSP	15	15	50	80	80	4	10	1	spalt	4,535	3,577	5,072	4,126
15_4_15_12	BSP	15	15	50	80	80	4	12	1	spalt	5,370	4,343	6,008	5,034
15_4_15_15	BSP	15	15	50	80	80	4	15	1	spalt	7,618	6,621	8,648	7,698
K_60_2	TYP2	15	15	50	80	80	6	2	1	nur1wurzel	1,969	2,235	2,163	2,523
15_6_15_3	BSP	15	15	50	80	80	6	3	1	spalt	2,279	2,290	2,521	2,587
15_6_15_4	BSP	15	15	50	80	80	6	4	1	spalt	2,565	2,368	2,847	2,703
15_6_15_6	BSP	15	15	50	80	80	6	6	1	spalt	3,024	2,532	3,369	2,878
15_6_15_8	BSP	15	15	50	80	80	6	8	1	spalt	3,465	2,767	3,868	3,167
15_6_15_10	BSP	15	15	50	80	80	6	10	1	spalt	3,915	3,122	4,334	3,592
15_6_15_12	BSP	15	15	50	80	80	6	12	1	spalt	4,440	3,516	4,969	4,061
15_6_15_15	BSP	15	15	50	80	80	6	15	1	spalt	5,370	4,138	6,012	4,751

Tabelle C.2-5-2: Serie B – Teil 2

Name	Eig.	Abmessungen								Spaltvariante	Spannungen			
		t <sub>Ab</sub>	t <sub>Gp</sub>	l <sub>Ab</sub>	h <sub>Gp</sub>	b <sub>Gp</sub>	a <sub>w</sub>	b <sub>Spalt</sub>	t <sub>Spalt</sub>		σ <sub>Mises,wu</sub>	σ <sub>Mises,ub</sub>	σ <sub>Max,wu</sub>	σ <sub>Max,ub</sub>
		mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm		MPa	MPa	MPa	MPa
K_80_2	TYP2	15	15	50	80	80	8	2	1	nur1wurzel	1,838	2,242	2,022	2,535
15_8_15_3	BSP	15	15	50	80	80	8	3	1	spalt	2,130	2,276	2,359	2,574
15_8_15_4	BSP	15	15	50	80	80	8	4	1	spalt	2,329	2,317	2,626	2,625
15_8_15_6	BSP	15	15	50	80	80	8	6	1	spalt	2,757	2,423	3,072	2,751
15_8_15_8	BSP	15	15	50	80	80	8	8	1	spalt	3,083	2,560	3,441	2,913
15_8_15_10	BSP	15	15	50	80	80	8	10	1	spalt	3,214	2,732	3,784	3,126
15_8_15_12	BSP	15	15	50	80	80	8	12	1	spalt	3,757	2,923	4,208	3,400
15_8_15_15	BSP	15	15	50	80	80	8	15	1	spalt	4,456	3,291	4,996	3,768
K_100_2	TYP2	15	15	50	80	80	10	2	1	nur1wurzel	1,685	2,241	1,854	2,537
15_10_15_3	BSP	15	15	50	80	80	10	3	1	spalt	1,946	2,261	2,157	2,560
15_10_15_4	BSP	15	15	50	80	80	10	4	1	spalt	2,147	2,285	2,388	2,588
15_10_15_6	BSP	15	15	50	80	80	10	6	1	spalt	2,519	2,346	2,808	2,659
15_10_15_8	BSP	15	15	50	80	80	10	8	1	spalt	2,778	2,421	3,114	2,748
15_10_15_10	BSP	15	15	50	80	80	10	10	1	spalt	3,069	2,511	3,433	2,854
15_10_15_12	BSP	15	15	50	80	80	10	12	1	spalt	3,207	2,606	3,718	2,963
15_10_15_15	BSP	15	15	50	80	80	10	15	1	spalt	3,787	2,818	4,255	3,214
K_120_2	TYP2	15	15	50	80	80	12	2	1	nur1wurzel	1,558	2,241	1,721	2,535
15_12_15_3	BSP	15	15	50	80	80	12	3	1	spalt	1,792	2,249	1,989	2,543
15_12_15_4	BSP	15	15	50	80	80	12	4	1	spalt	1,956	2,263	2,197	2,560
15_12_15_6	BSP	15	15	50	80	80	12	6	1	spalt	2,311	2,300	2,577	2,604
15_12_15_8	BSP	15	15	50	80	80	12	8	1	spalt	2,536	2,342	2,833	2,654
15_12_15_10	BSP	15	15	50	80	80	12	10	1	spalt	2,785	2,393	3,119	2,713
15_12_15_12	BSP	15	15	50	80	80	12	12	1	spalt	2,984	2,445	3,342	2,774
15_12_15_15	BSP	15	15	50	80	80	12	15	1	spalt	3,374	2,570	3,788	2,919
K_215_20	TYP2	15	15	50	80	80	15	2	1	nur1wurzel	1,248	2,262	1,371	2,579
15_15_15_3	BSP	15	15	50	80	80	15	3	1	spalt	1,580	2,249	1,754	2,545
15_15_15_4	BSP	15	15	50	80	80	15	4	1	spalt	1,774	2,258	1,976	2,555
15_15_15_6	BSP	15	15	50	80	80	15	6	1	spalt	2,023	2,271	2,260	2,570
15_15_15_8	BSP	15	15	50	80	80	15	8	1	spalt	2,252	2,291	2,520	2,594
15_15_15_10	BSP	15	15	50	80	80	15	10	1	spalt	2,415	2,309	2,706	2,615
15_15_15_12	BSP	15	15	50	80	80	15	12	1	spalt	2,596	2,337	2,912	2,647
15_15_15_15	BSP	15	15	50	80	80	15	15	1	spalt	2,813	2,377	3,161	2,694
K_215_20	TYP2	15	15	50	80	80	2,15	2	1	nur1wurzel	2,111	2,169	2,33	2,425

Tabelle C.2-6: Serie C

Name	Eig.	Abmessungen								Spaltvariante	Spannungen			
		t <sub>Ab</sub>	t <sub>Gp</sub>	l <sub>Ab</sub>	h <sub>Gp</sub>	b <sub>Gp</sub>	a <sub>w</sub>	b <sub>Spalt</sub>	t <sub>Spalt</sub>		σ <sub>Mises,wu</sub>	σ <sub>Mises,ub</sub>	σ <sub>Max,wu</sub>	σ <sub>Max,ub</sub>
		mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm		MPa	MPa	MPa	MPa
15_5_15_15	ST_C	15	15	50	80	80	5	15	1	spalt	6,408	5,067	7,319	5,826
15_6_15_15	ST_C	15	15	50	80	80	6	15	1	spalt	5,37	4,138	6,012	4,751
15_7_15_15	ST_C	15	15	50	80	80	7	15	1	spalt	4,824	3,639	5,406	4,184
15_8_15_15	ST_C	15	15	50	80	80	8	15	1	spalt	4,452	3,291	4,996	3,772
15_9_15_15	ST_C	15	15	50	80	80	9	15	1	spalt	4,124	3,023	4,626	3,457
15_10_15_15	ST_C	15	15	50	80	80	10	15	1	spalt	3,793	2,818	4,255	3,214
15_12_15_15	ST_C	15	15	50	80	80	12	15	1	spalt	3,374	2,57	3,788	2,919
15_15_15_15	ST_C	15	15	50	80	80	15	15	1	spalt	2,813	2,377	3,161	2,694

Tabelle C.2-7: Serie B Spaltdicke

Name	Eig.	Abmessungen								Spaltvariante	Spannungen			
		t <sub>Ab</sub>	t <sub>Gp</sub>	l <sub>Ab</sub>	h <sub>Gp</sub>	b <sub>Gp</sub>	a <sub>w</sub>	b <sub>Spalt</sub>	t <sub>Spalt</sub>		σ <sub>Mises,wu</sub>	σ <sub>Mises,ub</sub>	σ <sub>Max,wu</sub>	σ <sub>Max,ub</sub>
		mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm		MPa	MPa	MPa	MPa
15_4_15_2_20	TSP	15	15	50	80	80	4	2	2,0	spalt	1,93	2,17	2,117	2,44
15_4_15_2_25	TSP	15	15	50	80	80	4	2	2,5	spalt	1,846	2,231	2,029	2,509
15_4_15_2_30	TSP	15	15	50	80	80	4	2	3,0	spalt	1,758	2,236	1,923	2,515
15_4_15_2_40	TSP	15	15	50	80	80	4	2	4,0	spalt	1,65	2,248	1,815	2,528
15_8_15_3_10	TSP	15	15	50	80	80	8	3	1,0	spalt	2,130	2,276	2,359	2,574
15_8_15_3_15	TSP	15	15	50	80	80	8	3	1,5	spalt	2,159	2,286	2,392	2,587
15_8_15_3_20	TSP	15	15	50	80	80	8	3	2,0	spalt	2,184	2,295	2,421	2,6
15_8_15_3_25	TSP	15	15	50	80	80	8	3	2,5	spalt	1,929	2,312	2,124	2,62
15_8_15_3_30	TSP	15	15	50	80	80	8	3	3,0	spalt	1,843	2,323	2,028	2,632
15_8_15_3_40	TSP	15	15	50	80	80	8	3	4,0	spalt	1,27	2,341	1,405	2,653
15_10_15_4_01	TSP	15	15	50	80	80	10	4	0,1	spalt	2,073	2,261	2,298	2,559
15_10_15_4_02	TSP	15	15	50	80	80	10	4	0,2	spalt	2,075	2,264	2,311	2,562
15_10_15_4_05	TSP	15	15	50	80	80	10	4	0,5	spalt	2,107	2,271	2,342	2,571
15_10_15_4_10	TSP	15	15	50	80	80	10	4	1,0	spalt	2,149	2,285	2,388	2,588
15_10_15_4_15	TSP	15	15	50	80	80	10	4	1,5	spalt	2,181	2,293	2,427	2,595
15_10_15_4_20	TSP	15	15	50	80	80	10	4	2,0	spalt	2,206	2,296	2,458	2,599
15_10_15_4_25	TSP	15	15	50	80	80	10	4	2,5	spalt	1,965	2,314	2,173	2,623
15_10_15_4_30	TSP	15	15	50	80	80	10	4	3,0	spalt	1,894	2,329	2,094	2,646
15_10_15_4_40	TSP	15	15	50	80	80	10	4	4,0	spalt	1,264	2,348	1,413	2,664

Tabelle C.2-8: Serie C Spaltdicke

Name	Eig.	Abmessungen								Spaltvariante	Spannungen			
		$t_{Ab}$	$t_{Gp}$	$l_{Ab}$	$h_{Gp}$	$b_{Gp}$	$a_w$	$b_{Spalt}$	$t_{Spalt}$		$\sigma_{Mises,wu}$	$\sigma_{Mises,ub}$	$\sigma_{Max,wu}$	$\sigma_{Max,ub}$
		mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm		MPa	MPa	MPa	MPa
15_8_15_15_01	KEH	15	15	50	80	80	8	15	0,1	spalt	4,163	3,085	4,654	3,538
15_8_15_15_02	KEH	15	15	50	80	80	8	15	0,2	spalt	4,191	3,118	4,688	3,578
15_8_15_15_05	KEH	15	15	50	80	80	8	15	0,5	spalt	4,327	3,192	4,844	3,644
15_8_15_15_10	KEH	15	15	50	80	80	8	15	1	spalt	4,456	3,291	4,996	3,768
15_8_15_15_15	KEH	15	15	50	80	80	8	15	1,5	spalt	4,565	3,412	5,209	3,911
15_8_15_15_20	KEH	15	15	50	80	80	8	15	2	spalt	4,753	3,547	5,401	4,066
15_8_15_15_30	KEH	15	15	50	80	80	8	15	3	spalt	4,556	3,853	5,259	4,428
15_8_15_15_40	KEH	15	15	50	80	80	8	15	4	spalt	2,930	4,221	3,713	4,870

Tabelle C.2-8: Versuchsdurchführung

Name	Eig.	Abmessungen								Spaltvariante	Spannungen			
		$t_{Ab}$	$t_{Gp}$	$l_{Ab}$	$h_{Gp}$	$b_{Gp}$	$a_w$	$b_{Spalt}$	$t_{Spalt}$		$\sigma_{Mises,wu}$	$\sigma_{Mises,ub}$	$\sigma_{Max,wu}$	$\sigma_{Max,ub}$
		mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm		MPa	MPa	MPa	MPa
A	KSP	15	15	50	80	80	3	0	0	keinspalt	-	2,188	-	2,47
B.2	TSP	15	15	50	80	80	8	2	2	nur1wurzel	1,714	2,206	1,88	2,504
B.3	TSP	15	15	50	80	80	8	3	2	spalt	2,184	2,295	2,421	2,6
C	KEH	15	15	50	80	80	8	15	2	spalt	4,753	3,547	5,401	4,066



## Eidesstattliche Versicherung

---

Name, Vorname

---

Matrikelnummer

Ich versichere hiermit an Eides Statt, dass ich die vorliegende Arbeit/Bachelorarbeit/ Masterarbeit\* mit dem Titel

---

---

---

selbständig und ohne unzulässige fremde Hilfe erbracht habe. Ich habe keine anderen als die angegebenen Quellen und Hilfsmittel benutzt. Für den Fall, dass die Arbeit zusätzlich auf einem Datenträger eingereicht wird, erkläre ich, dass die schriftliche und die elektronische Form vollständig übereinstimmen. Die Arbeit hat in gleicher oder ähnlicher Form noch keiner Prüfungsbehörde vorgelegen.

---

Ort, Datum

---

Unterschrift

*\*Nichtzutreffendes bitte streichen*

Belehrung:

**§ 156 StGB: Falsche Versicherung an Eides Statt**

Wer vor einer zur Abnahme einer Versicherung an Eides Statt zuständigen Behörde eine solche Versicherung falsch abgibt oder unter Berufung auf eine solche Versicherung falsch aussagt, wird mit Freiheitsstrafe bis zu drei Jahren oder mit Geldstrafe bestraft.

**§ 161 StGB: Fahrlässiger Falscheid; fahrlässige falsche Versicherung an Eides Statt**

(1) Wenn eine der in den §§ 154 bis 156 bezeichneten Handlungen aus Fahrlässigkeit begangen worden ist, so tritt Freiheitsstrafe bis zu einem Jahr oder Geldstrafe ein.

(2) Straflosigkeit tritt ein, wenn der Täter die falsche Angabe rechtzeitig berichtigt. Die Vorschriften des § 158 Abs. 2 und 3 gelten entsprechend.

Die vorstehende Belehrung habe ich zur Kenntnis genommen:

---

Ort, Datum

---

Unterschrift

---

