

Zur rechnerischen Schwingfestigkeit von  
Schweißverbindungen basierend auf Kerbdehnungen und zum  
Einfluss der Schweißnahtmodellierung

Vom Fachbereich 13 – Bau- und Umweltingenieurwissenschaften  
der Technischen Universität Darmstadt

zur  
Erlangung des akademischen Grades eines  
Doktor-Ingenieurs

genehmigte  
DISSERTATION

vorgelegt von  
**Josef Neuhäusler, M.Sc.**  
aus München

Referent:	Prof. Dr.-Ing. Michael Vormwald
Korreferent:	Prof. Dr.-Ing. Klemens Rother
Tag der Einreichung:	19.04.2023
Tag der mündlichen Prüfung:	11.07.2023

**Josef Neuhäusler**

Zur rechnerischen Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen basierend auf Kerbdehnungen  
und zum Einfluss der Schweißnahtmodellierung

Technische Universität Darmstadt

Jahr der Veröffentlichung der Dissertation auf TUPrints: 2023

Tag der mündlichen Prüfung: 11.07.2023

Veröffentlicht unter der Lizenz CC BY-SA 4.0 International

*<https://creativecommons.org/licenses/>*

**URN: urn:nbn:de:tuda-tuprints-264331**

**URI: <https://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/id/eprint/26433>**

**ISBN: 978-3-939195-75-7**

Diese Arbeit erscheint gleichzeitig als vom Fachbereich 13 – Bau- und Umweltingenieurwissenschaften – der Technischen Universität Darmstadt zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktor-Ingenieurs eingereichte Dissertation (D 17).

# Danksagung

Diese Arbeit entstand während meiner Beschäftigung an der Fakultät für Maschinenbau, Fahrzeugtechnik, Flugzeugtechnik der Hochschule München. Sehr herzlich möchte ich mich bei Prof. Dr.-Ing. Klemens Rother bedanken, der mich während meiner Anstellung an der Hochschule München betreut hat. Ganz besonders hilfreich war das von Prof. Rother mir entgegengebrachte Vertrauen, die volle Unterstützung mit Fachwissen und der regelmäßige Austausch zu meiner Forschungsarbeit, welche zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben. Dafür und auch für die einen oder anderen aufmunternden Worte möchte ich mich bedanken.

Bei Prof. Dr.-Ing. Michael Vormwald möchte ich mich für die Betreuung seitens der TU Darmstadt bedanken, ohne die diese Arbeit nicht zustande gekommen wäre. Besonders im fachlichen Austausch bei Projektbesprechungen, auf Seminaren oder im persönlichen Gespräch führte Prof. Vormwald mich an viele interessante Themen heran, gab an den richtigen Stellen den nötigen Denkanstoß und bereicherte damit meine Forschung.

Außerdem bedanke ich mich bei der Hochschule München, die mir durch die Finanzierung meiner Anstellung erst die Möglichkeit für diese Arbeit geschaffen hat.

An dieser Stelle nicht unerwähnt bleiben dürfen auch meine Bürokollegen, welche mir immer mit Rat und Tat zur Seite standen und so auch zur Lösung des einen oder anderen Problems beigetragen haben. Dies trifft auch auf die Mitarbeiter der Labore LWT und EVT zu, die immer hilfsbereit bei der Bearbeitung von Härte- und Gefügeanalysen waren oder die ausreichende Kaffeeversorgung sichergestellt haben. Ganz speziell betrifft das meine Kollegen Thomas, Arvid, Simon und Markus, welche meinen Aufenthalt an der Hochschule bereichert haben.

Nicht zuletzt bedanke ich mich besonders bei meinen Eltern, meinen Geschwistern und natürlich meiner besseren Hälfte Katarina, ohne deren Unterstützung und Rückhalt mein bisheriger Weg nicht möglich gewesen wäre. Vielen Dank dafür.

München, April 2023

Josef Neuhäusler



# Abstract

The focus of the present work is the estimation of the fatigue life of welded joints under consideration of elastic-plastic notch strains. Based on the strain based concept, an analytical concept is further developed and different modelling variants are investigated and discussed.

It includes a proposal for the fatigue limit for the evaluation with damage parameters based on  $P_{\text{SWT}}$  and  $P_{\text{J}}$ , which allows an evaluation in the range of low cycle, high cycle and very high cycle fatigue. The influence of the level of detail in FE modelling on the predicted lifetime of the welded joint up to a technical crack length is investigated.

In addition to the evaluation of discrete weld geometry parameters, a Monte-Carlo-simulation with variable weld geometry is performed. With the simulation partial safety factors  $\gamma_{\text{W}}$  can finally be derived, which represent a supplement to an existing safety concept. In order to cope with the computational effort of tens of thousands of simulations, neural networks are generated for an estimation of the local notch stresses in the shortest possible time. A sensitivity analysis with the neural networks provides insights into the influence of individual geometry parameters on the notch stresses.

To verify the concept variants with the different modifications an extensive experimental database of welded joints is used. The specimens made of the material X6CrNiTi18-10 are tested with 84 individual specimens at constant amplitudes. Seven different specimen geometries including welded joints with reworked or non-reworked weld seam transitions are investigated. Finally, another 144 tests on welded joints made of the materials S960M and X6CrNiTi18-10 are used for a validation with a second material.

Basically, it is shown that an idealized weld modelling, as per IIW recommendations, is possible in combination with an extension of the effective notch stress approach. An improved agreement between model calculation and experimental results can be achieved when using an averaged weld geometry. With the derived partial safety factors  $\gamma_{\text{W}}$ , a safe design of welded joints based on notch strains is now possible.



# Kurzfassung

Im Mittelpunkt der vorliegenden Arbeit steht die Abschätzung der Lebensdauer geschweißter Verbindungen unter Berücksichtigung elastisch-plastischer Kerbdehnungen. Auf Basis des dehnungsbasierten Konzepts wird ein Berechnungskonzept weiterentwickelt. Dazu werden unterschiedliche Modellierungsvarianten untersucht und diskutiert. Das Berechnungskonzept liefert einen Vorschlag für das Dauerfestigkeitsniveau zum Nachweis mit Schädigungsparametern basierend auf  $P_{\text{SWT}}$  und  $P_J$ . Damit wird grundsätzlich ein Nachweis im Bereich der Kurzzeit-, Zeit- und Dauerfestigkeit ermöglicht.

Die unterschiedlichen Modellierungsvarianten untersuchen den Einfluss des Detaillierungsgrads der Finite-Elemente-Modellierung auf die prognostizierte Lebensdauer der Schweißverbindung bis zum Anriss.

Zusätzlich zur Untersuchung diskreter Nahtgeometrieparameter wird eine Monte-Carlo-Simulation mit variabler Schweißnahtgeometrie durchgeführt. Daraus werden schließlich Teilsicherheitsbeiwerte  $\gamma_W$  abgeleitet, welche eine Ergänzung zu einem bestehenden Sicherheitskonzept darstellen.

Um den Berechnungsaufwand zehntausender Simulationen bewältigen zu können, werden neuronale Netze generiert. Damit kann eine Schätzung der lokalen Kerbbeanspruchungen in kürzester Zeit erfolgen. Eine Sensitivitätsstudie mit den neuronalen Netzen liefert Erkenntnisse zum Einfluss einzelner Geometrieparameter auf die Kerbbeanspruchung.

Zur Validierung der Konzeptvarianten mit den verschiedenen Modifikationen wird eine umfangreiche experimentelle Datenbasis von Schweißverbindungen angesetzt. Die Probekörper aus dem Werkstoff X6CrNiTi18-10 wurden mit 84 Einzelversuchen bei konstanten Amplituden geprüft. Neben sieben unterschiedlichen Probengeometrien wurden Schweißverbindungen mit nachbearbeiteten oder nicht nachbearbeiteten Schweißnahtübergängen getestet. Weitere 144 Versuchsergebnisse mit den Werkstoffen S960M und X6CrNiTi18-10 bilden eine Grundlage zur Validierung mit einem zweiten Werkstoff.

Grundsätzlich zeigt sich, dass der Nachweis mit idealisierter Kerbgeometrie nach den IIW-Empfehlungen in Kombination mit einer umgerechneten und für  $N < 10^4$  erweiterten Kerbspannungswöhlerlinie möglich ist. Eine tendenziell bessere Übereinstimmung zwischen Modellberechnung und Experiment ergibt die Verwendung der realen Schweißnahtgeometrie. Die abgeleiteten Teilsicherheitsbeiwerte  $\gamma_W$  erlauben eine sichere Auslegung von Schweißverbindungen, insbesondere im Bereich der Kurzzeitfestigkeit.



# Inhaltsverzeichnis

<b>Danksagung</b>	<b>III</b>
<b>Abstract</b>	<b>V</b>
<b>Kurzfassung</b>	<b>VII</b>
<b>Nomenklatur</b>	<b>XI</b>
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
1.1 Motivation . . . . .	1
1.2 Zielsetzung . . . . .	2
<b>2 Stand der Technik</b>	<b>3</b>
2.1 Kurzzeitfestigkeit von Schweißverbindungen . . . . .	3
2.2 Bewertungsmethoden für den rechnerischen Nachweis von Schweißverbindungen	4
2.3 Statistische Auswertung von Wöhlerlinien . . . . .	15
2.4 Zusammenfassung des Stands der Technik . . . . .	19
2.5 Einordnung dieser Studie in den Stand der Technik . . . . .	20
<b>3 Werkstoffcharakterisierung und Versuchsdurchführung</b>	<b>21</b>
3.1 Ermittlung der Werkstoffeigenschaften . . . . .	21
3.2 Untersuchte Schweißverbindungen . . . . .	26
3.3 Versuchsdurchführung für Schweißverbindungen . . . . .	28
3.4 Auswertemethodik und Versagenskriterium . . . . .	29
<b>4 Versuchsergebnisse und Rissfortschrittsverhalten</b>	<b>32</b>
4.1 Versuchsergebnisse . . . . .	32
4.2 Ermittlung des Rissfortschrittverhaltens . . . . .	34
4.3 Zusammenfassung der experimentellen Ergebnisse . . . . .	48
<b>5 Identifikation von Einflussgrößen auf die Beanspruchung</b>	<b>51</b>
5.1 Hintergrund zu probabilistischen Lebensdauernachweisen . . . . .	51
5.2 Finite-Elemente-Modellierung . . . . .	57
5.3 Regressionsanalyse . . . . .	67
5.4 Bewertung der Einflussgrößen . . . . .	72
5.5 Zusammenfassung der Modelluntersuchungen . . . . .	82

---

<b>6 Schwingfestigkeitsbewertung</b>	<b>83</b>
6.1 Hintergrund zum kerbdehnungsbasierten Lebensdauernachweis . . . . .	83
6.2 Beanspruchbarkeit . . . . .	84
6.3 Beanspruchung . . . . .	91
6.4 Anpassung an das Kerbspannungskonzept . . . . .	95
6.5 Berechnungskonzept . . . . .	98
6.6 Anwendung des Sicherheitskonzepts . . . . .	111
6.7 Beurteilung weiterer Einflussgrößen . . . . .	114
6.8 Übertragbarkeit des Berechnungskonzepts . . . . .	116
6.9 Diskussion . . . . .	118
<b>7 Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>122</b>
7.1 Zusammenfassung . . . . .	122
7.2 Ausblick . . . . .	124
<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>126</b>
<b>Abbildungsverzeichnis</b>	<b>139</b>
<b>Tabellenverzeichnis</b>	<b>145</b>
<b>A Anhang zum experimentellen Teil</b>	<b>147</b>
<b>B Anhang zum numerischen Teil</b>	<b>167</b>
<b>C Zahlenwerte zu den Ermüdungsversuchen</b>	<b>171</b>

# Nomenklatur

## Lateinische Symbole

Symbol	Beschreibung
$a$	Risstiefe
$a, a_{\text{top}}$	a-Maß Decklage
$a_{\text{anriss}}$	Anrisstiefe
$a_{\text{gemessen}}$	Gemessene Risstiefe
$a_{0,\text{fikt}}$	Fiktive Anfangsrisstiefe
$a_G, a_{\text{root}}$	a-Maß Wurzel- beziehungsweise Gegenlage
$a/c$	Verhältnis von Risstiefe zur Risslänge
$a_0, a_1$	Regressionskoeffizienten
$b$	Schwingfestigkeitsexponent
$C$	Koeffizient der Paris-Geraden
$c$	Zyklischer Duktilitätsexponent
$D$	Operator für Differenz
$d_1, d_2$	Exponenten der $P_{\text{RAM}}$ -Wöhlerlinie
$d$	Operator für Differenzial
$E$	Elastizitätsmodul
$E'$	Ausdruck für E-Modul, abhängig von EVS oder ESZ
$e$	Fiktiv-elastische Kerbdehnung
$eg$	Elementgröße
$e_1, e_2$	Vorfaktoren Williams-Gleichung
$err$	Relativer Fehler
$F$	Kraft
$F$	Gesamtmenge von Merkmalen, in Bezug auf SHAP-Werte
$F_f$	Elastische Grenzlaster
$F_p$	Plastische Grenzlaster
$f$	Frequenz oder Funktion
$f_{2,5\%}$	Faktor zur Umbewertung der Ausfallwahrscheinlichkeit
$f_{\text{RAM}}$	Bauteilfaktor für den Nachweis mit $P_{\text{RAM}}$
$G$	Bezogener Spannungsgradient
$h$	Horizontaler Offset
$K$	Spannungsintensitätsfaktor
$K_I, K_{II}$	Spannungsintensitätsfaktor, Modus I und Modus II
$K_I^N, K_{II}^N$	Kerb-Spannungsintensitätsfaktor, Modus I und Modus II
$K'$	Zyklischer Verfestigungskoeffizient

$K_P$	Traglastformzahl
$K_{R,P}$	Rauheitsfaktor
$K_t$	Spannungskonzentrationsfaktor
$K_f$	Kerbwirkungszahl
$k$	Stichprobenumfang
$L$	Gemessene Betriebslastfolge
$L^*$	Lastfolge im Nachweispunkt in Form von Kerbspannungen
$L_{\text{Spann}}$	Einspannlänge
$l$	Länge
$l_a$	Freie Schenkellänge
$l_{\sigma, \text{st}}$	Hochbeanspruchte Schweißnahtlänge
$M$	Mismatch-Parameter
$M_\sigma$	Mittelspannungsempfindlichkeit für Normalspannungen
$m$	Exponent der Paris-Geraden
$N$	Schwingspielzahl
$N_i$	Schwingspielzahl bis Rissinitiierung
$N_d$	Schwingspielzahl bis Risswachstum über Bauteilbreite
$N_b$	Schwingspielzahl bis Bruch
$n$	Schwingspielzahl
$n'$	Zyklischer Verfestigungsexponent
$n_{\text{el}}$	Kerbstützzahl
$n_{\text{bm}}$	Bruchmechanische Stützzahl
$n_{\text{st}}$	Statistische Stützzahl
$n_P$	Werkstoffmechanische Stützzahl
$P_A$	Ausfallwahrscheinlichkeit
$P_L$	Auftretenswahrscheinlichkeit
$P_{\text{RAJ}}$	Schädigungsparameter für das Örtliche Konzept
$P_{\text{RAM}}$	Schädigungsparameter für das Örtliche Konzept
$R$	Spannungsverhältnis oder Kerbradius
$R_C$	Kontrollvolumen
$R_\varepsilon$	Dehnungsverhältnis
$R_u$	Verschiebungsverhältnis
$R_{p0,2}$	Spannung bei 0,2% plastischer Dehnung
$R_m$	Zugfestigkeit
$s, s_x$	Standardabweichung der Stichprobe $x$
$\Delta s$	Abstand
$S$	Teilmenge von Merkmalen, in Bezug auf SHAP-Werte
$t$	(Blech-) Dicke
$t_{\text{base}}$	Restdicke des Grundblechs
$t_{\text{brace}}$	Restdicke der Steife
$U$	Risschließterm
$u$	Verschiebung

$\dot{u}$	Verschiebungsgeschwindigkeit
$V$	Volumen
$v$	Vertikaler Offset
$w_{\text{gap}}$	Spaltbreite
$w_{\text{slim}}$	Breite der schmalen Nahtseite
$w_{\text{wide}}$	Breite der breiten Nahtseite
$\bar{X}$	Stichprobenmittelwert
$x, y, z$	x,y,z-Koordinate

## Griechische Symbole

Symbol	Beschreibung
$\alpha$	Nahtanstiegswinkel
$\gamma$	Winkel des Schweißstoßes
$\gamma_{\text{L}}$	Teilsicherheitsfaktor zur Absicherung der Lastfolge
$\gamma_{\text{M}}$	Teilsicherheitsfaktor zur Absicherung des Berechnungskonzepts
$\gamma_{\text{W}}$	Teilsicherheitsfaktor zur Absicherung der variablen Kerbgeometrie
$\Delta$	Schwingweite, Differenz
$\varepsilon$	Dehnung
$\bar{\varepsilon}$	Mittlere Dehnrate
$\varepsilon'_{\text{f}}$	Zyklischer Duktilitätskoeffizient
$\lambda_1, \lambda_2$	Eigenwerte der Williams-Gleichung
$\nu$	Querkontraktionszahl (Poissonzahl)
$\rho$	Kerbradius
$\Sigma$	Summe
$\sigma$	Spannung
$\sigma_{1,2,3}$	Hauptnormalspannungen
$\sigma_{\text{f}}$	Fließspannung
$\sigma'_{\text{f}}$	Schwingfestigkeitskoeffizient
$\sigma_{\text{n}}$	Nennspannung
$\sigma_{\text{ns}}$	Notch Stress (Kerbspannung)
$\sigma_{\text{lin}}$	Linearisierte Spannung
$\sigma_{\text{eff}}$	Effektive Spannung
$\sigma_{\text{u}}, \sigma_{\text{o}}$	Unter- und Oberspannung
$\tau$	Schubspannung
$\varphi$	Neigung der Materialgrenze
$\Phi$	SHAP-Werte

## Indizes

<b>Symbol</b>	<b>Beschreibung</b>
a	Amplitude
calc	Kalkulatorisch
D	Dauerfestigkeit
eff	Effektiv
el.	Elastisch
el.pl.	Elastisch-plastisch
eqv	Equivalent, assoziiert mit der von- <i>Mises</i> -Spannung
f	Fiktiv
f.el.	Fiktiv-elastisch
FEM	Finite-Elemente-Methode
glob	Global
<i>i</i>	Zählvariable
J	J-Integral
lokal	Lokal
m	Mittel- (Spannung, Dehnung etc.)
max	Maximum
min	Minimum
n	Nenn- (Spannung, Dehnung etc.)
ns	Notch Stress (Kerbspannung)
p	Plastisch
PRED	Predicted (Vorhergesagt)
rel	Relativ
th	Theoretisch
WS	Werkstoff
Z	Zeitfestigkeit

## Abkürzungen

<b>Kürzel</b>	<b>Beschreibung</b>
AW	As-Welded (wie geschweißt)
BMT	Base Material (Grundwerkstoff)
BWT	Butt Weld Through-Welded (durchgeschweißter Stumpfstoß)
CTOD	Crack Tip Opening Displacement
DC	Displacement-Controlled (verschiebungsgeregelt)
DIC	Digital Image Correlation (Digitale Bildkorrelation)
DNN	Deep Neural Network
FAT	Fatigue
FE	Finite-Elemente
FEA	Finite-Elemente-Analyse
FEM	Finite-Elemente-Methode
FKM	Forschungskuratorium Maschinenbau

---

FMT	Filler Material (Schweißgut)
FWR	Fillet Weld with Root (nicht durchgeschweißter T-Stoß)
FWT	Fillet Weld Through-Welded (durchgeschweißter T-Stoß)
GR	Ground (Nahtübergangskerben bearbeitet)
HAZ	Heat Affected Zone (Wärmeeinflusszone)
HCF	High-Cycle-Fatigue (Höherzyklische Ermüdung)
IIW	International Institute of Welding
LCF	Low-Cycle-Fatigue (Niederzyklische Ermüdung)
MAG	Metall-Aktivgasschweißen
MSG	Metall-Schutzgasschweißen
PL	Polished (poliert)
SC	Strain-Controlled (dehnungsgeregelt)



# 1 Einleitung

Schweißen ist eine der wichtigsten Fügeverfahren für metallische Werkstoffe. Im Maschinenbau, Stahl- und Kranbau, dem Fahrzeugbau, Druckgerätebau, Bau von Komponenten in Leichtwasserreaktoren, der Windenergie-technik usw. wird diese Füge-technik in erheblichem Maße genutzt.

Schweißnähte weisen jedoch potenzielle Schwachstellen mit teils sehr hoher Kerbwirkung auf, welche bei zyklischer Beanspruchung die Lebensdauer geschweißter Strukturen dramatisch beeinflussen können. Die Ermüdung ist dadurch ein häufig auftretender Schadensfall, den es bei der Auslegung von Schweißkonstruktionen zu bewerten gilt. Meist werden solche Konstruktionen im Maschinenbau, Stahlbau, Fahrzeugbau, Kranbau oder der Bahntechnik so ausgelegt, dass diese eine hohe Anzahl an Beanspruchungszyklen ertragen und die Betriebsdauer der Gesamtkonstruktion überleben.

Im Bereich des Druckgerätebaus als auch bei Komponenten für kerntechnische Anlagen können jedoch Belastungszyklen mit örtlich hohen Beanspruchungen auftreten, welche die Ermüdungsfestigkeit geschweißter Strukturen dramatisch reduzieren. Hier gilt es, den Einfluss von hohen Beanspruchungen auf das Ermüdungsverhalten von Schweißverbindungen genau zu quantifizieren. Dies betrifft jedoch nicht nur den Druckgerätebau und kerntechnische Komponenten, sondern auch die anderen genannten Bereiche. In diesen Branchen wird die Strukturintegrität geschweißter Konstruktionen bei hohen Lasten teils nur über einen statischen Festigkeitsnachweis abgesichert. Mögliche Missbrauchslasten, Beanspruchungen aus thermischen Lasten oder seltene Auf- und Abfahrzyklen in verfahrenstechnischen Anlagen müssen trotzdem im zyklischen Nachweis berücksichtigt werden können, um eine sichere Bauteilauslegung zu gewährleisten.

## 1.1 Motivation

Die Motivation der vorliegenden Untersuchung besteht darin, maßgebliche Einflussgrößen auf die Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen im Kurz- und Zeitfestigkeitsbereich zu identifizieren. Zusätzlich ist die Erarbeitung eines ingenieurtechnisch anwendbaren Verfahrens zur Ermittlung von Beanspruchungsgrößen wünschenswert. Dieses Verfahren soll auf die Verwendung linear-elastischer Finite-Elemente-Rechnungen und die Anwendung analytischer Näherungsgleichungen beschränkt sein. Damit kann eine zeit- und kostengünstige Auslegung von Schweißverbindungen im Kurz- und Zeitfestigkeitsbereich gewährleistet werden. Weiterhin ist es notwendig ein geeignetes Sicherheitskonzept vorzulegen, mit welchem eine Auslegung von geschweißten Strukturen für die genannten Lebensdauerbereiche ermöglicht wird. Dieses Konzept soll bei der Auslegung der Schweißkonstruktionen mit dem genannten Verfahren sicherstellen, dass ein vorzeitiger Ausfall aufgrund unberücksichtigter,

streuender Einflüsse mit hoher Wahrscheinlichkeit ausgeschlossen ist.

## 1.2 Zielsetzung

Daher ist die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen im Kurzzeit- und Zeitfestigkeitsbereich näher zu untersuchen. Basierend auf der beschriebenen Problemstellung lassen sich folgende Ziele ableiten:

1. Ermittlung des niederzyklischen Versagensverhaltens des geschweißter Schweißverbindungen.
2. Numerische Beanspruchungsanalyse der Schweißverbindungen und Identifikation maßgeblicher Einflussgrößen auf die Ermüdungsfestigkeit.
3. Erarbeitung eines Sicherheitskonzepts für die Auslegung von geschweißten Strukturen im niederzyklischen Bereich.
4. Überprüfung und Erweiterung existierender Verfahren zur Ermüdungsbewertung von Schweißverbindungen im niederzyklischen Bereich.

Gesamtziel ist es daher, ein Verfahren zu beschreiben, welches einen durchgängigen Nachweis gängiger Schweißnahtdetails unterschiedlicher Stahlwerkstoffe ermöglicht. Der Fokus der vorliegenden Arbeit ist die Ermittlung einfacher Schätzgleichungen für die maßgeblichen Beanspruchungsparameter, sowie die Ableitung eines verlässlichen Sicherheitskonzepts.

## 2 Stand der Technik

### 2.1 Kurzzeitfestigkeit von Schweißverbindungen

Um den Wissensstand zur Kurzzeitfestigkeit von Schweißverbindungen erläutern zu können, muss diese definiert werden. Abb. 2.1 stellt schematisch die Einordnung des Bereichs der Kurzzeitfestigkeit (engl.: Low Cycle Fatigue, LCF) dar. Die Wöhlerkurve lässt sich in drei Bereiche unterteilen: Kurzzeit-, Zeit-, und Dauerfestigkeit. Die Grenze zwischen Kurzzeit- und Zeitfestigkeit bildet entweder die Fließ- oder Formdehngrenze. Die obere Grenze der ertragbaren Schwingspielzahlen im Kurzzeitfestigkeitsbereich wird in [100] mit etwa  $10^4$  Zyklen angegeben. Die Untergrenze des Bereichs stellt ein viertel Schwingspiel dar. Hier stellen also die quasistatischen Festigkeitskennwerte, wie Zug- oder Formfestigkeit, die maximale ertragbare Beanspruchung dar.

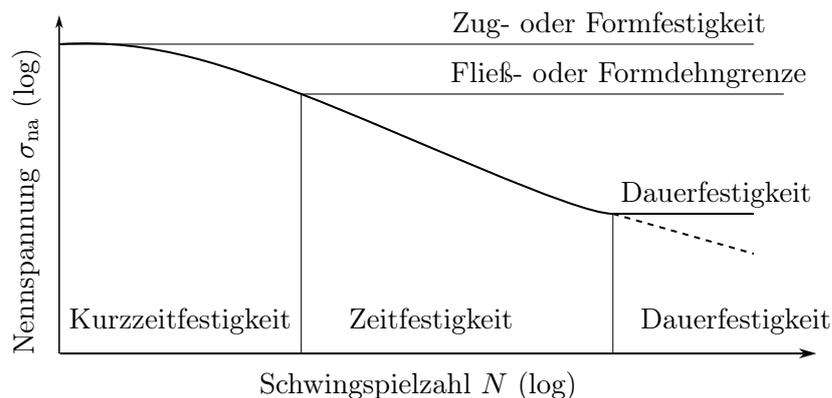


Abb. 2.1: Definitionen unterschiedlicher Festigkeitsbereiche nach *Haibach* [44].

Diese Einordnung des LCF-Bereichs wird von *Dowling* [33] bestätigt, der die Kurzzeitfestigkeit als Folge weniger zehn, hundert oder tausend Zyklen eingrenzt. Bei Beanspruchungen deutlich über der Fließ- oder Formdehngrenze treten irreversible, plastische Dehnungen auf. Anders als im Zeit- oder Dauerfestigkeitsbereich kann nicht mehr angenommen werden, dass sich die belastete Struktur größtenteils elastisch verhält.

Es finden sich auch andere Einordnungen des Kurzzeitfestigkeitsbereichs in der Literatur. In [47] wird die Kurzzeitfestigkeit im Bereich zwischen 10000 und 40000 Versagensschwingspielzahlen angesiedelt. In dieser Arbeit beschreibt der Begriff Kurzzeitfestigkeit oder Low Cycle Fatigue den in Abb. 2.1 gekennzeichneten Bereich mit lediglich einer oberen Abgrenzung zum Zeitfestigkeitsbereich von etwa  $10^4$  Versagensschwingspielzahlen.

Ein historischer Rückblick über die niederzyklische Ermüdung in den Jahren vor 1961 wurde von *Yao* und *Munse* [149] gegeben. Die Autoren erarbeiteten darin eine Übersicht über LCF-Versuche an unterschiedlichen gekerbten sowie ungekerbten Proben. Die

Lasten im LCF-Bereich sind so hoch, dass diese plastische Deformationen im Material hervorrufen und sich Spannungs-Dehnungs-Hysteresen ausbilden, welche sich von Schwingspiel zu Schwingspiel verändern können. Deshalb ist es unablässlich, LCF-Versuche in spannungs- oder deformationskontrollierte Tests zu unterteilen. Spannungskontrollierte Versuche werden meist in Form einer nominellen Spannung gegenüber der zugehörigen Versagensschwingspielzahl dargestellt. Deformationskontrollierte Tests hingegen werden mit Hilfe von aufgebracht nominellen Dehnungen oder Verschiebungen der Versagensschwingspielzahl gegenübergestellt. Auch in dieser Arbeit wird diese Art der Darstellung bei den deformationskontrollierten Tests gewählt.

Weitere frühere Untersuchungen befassten sich unter anderem mit dem Rissfortschritt im niederzyklischen Bereich von gekerbten und ungekerbten Stählen [107] oder an großen Strukturbauteilen [85] im Schiffbau.

## 2.2 Bewertungsmethoden für den rechnerischen Nachweis von Schweißverbindungen

Zur Ermüdungsbewertung von Schweißverbindungen existieren unterschiedliche Ansätze. Eine grafische Übersicht etablierter Konzepte ist in Abb. 2.2 dargestellt. Einerseits existieren globale Konzepte, in denen ein globale Nennspannung oder -dehnung herangezogen und einer Nennspannungs- oder Nenndeformationswöhlerkurve gegenübergestellt wird.

Andererseits existieren lokale Konzepte, in denen ein Beanspruchungswert in unmittelbarer Nähe zum Versagensort ermittelt wird. Als mögliche Versagensorte sind an Schweißnähten beispielsweise Schweißnahtwurzeln oder, wie in Abb. 2.2 dargestellt, Schweißnahtübergänge zu nennen. Durch den diskontinuierlichen Steifigkeitssprung am Schweißnahtübergang werden die lokalen Beanspruchungsparameter meist numerisch ermittelt und sind daher gegenüber den globalen Konzepten mit höherem rechnerischem Aufwand verbunden.

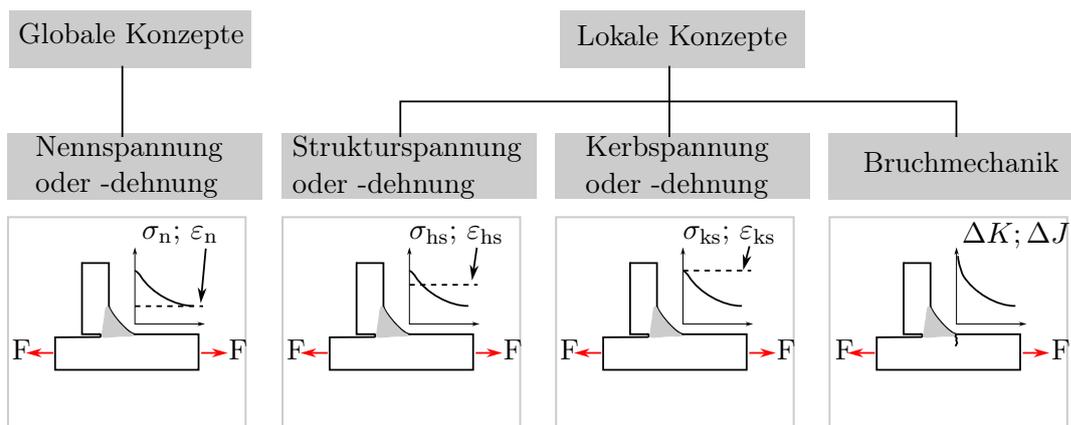


Abb. 2.2: Konzepte zur Auslegung zyklisch beanspruchter Schweißverbindungen.

Speziell für den LCF-Nachweis von Schweißverbindungen existieren unterschiedliche globale und lokale Konzepte, welche im Nachfolgenden kurz erläutert werden. Der Fokus liegt dabei auf der Erörterung lokaler Konzepte.

Zum Vergleich der Konzepte werden diese anhand des Versagenskriteriums und der

anwendbaren Risslänge oder Risstiefe gegenübergestellt. Die Konzepte werden dabei bestimmten rechnerischen Lebensdauern der Gesamtlebensdauer eines geschweißten Bauteils zugeordnet. Es wird vorausgesetzt, dass sich die Gesamtlebensdauer aus drei Abschnitten zusammensetzt: Der Risseinleitungsphase  $N_i$ , der Rissausbreitung über die Plattendicke  $N_d$  und dem Rissfortschritt über die Plattenbreite  $N_b$ , vgl. *Radaj* [100]:

$$N = N_i + N_d + N_b \quad (2.1)$$

Versagen tritt nicht zwingend erst nach dem vollständigen Trennbruch oder nach der Gesamtschwingspielzahl  $N$  eines Bauteils ein. Als Versagensschwingspielzahl kann bereits eine Schwingspielzahl bis zum Erreichen eines Anfangsrisses, welcher technisch detektierbar ist, definiert sein. Die Darstellung der Konzepte erfolgt immer bezogen auf die zugrunde gelegte Versagensschwingspielzahl.

### Strukturspannungs-/dehnungskonzepte

Für die Ermüdungsbewertung von Schweißverbindungen wurden die sogenannten Strukturspannungs- oder dehnungskonzepte erforscht. Dabei werden die Beanspruchungen in der unmittelbaren Umgebung der versagenskritischen Stellen an Schweißnähten ermittelt. Die Strukturspannungsmethoden lassen sich in die folgenden grundsätzlichen Methoden einteilen, vgl. *Braun* [13]:

- Strukturspannungsextrapolation mit Stützstellen vor der versagenskritischen Stelle. Mit Hilfe von Stützstellen erfolgt dann eine Extrapolation des Strukturspannungsverlaufs zum theoretischen Nahtübergang oder der -wurzel. Diese Methode ist in den IIW-Recommendations von *Hobbacher* [46] und den Normen *DIN EN 13455-3* [25] und *ISO 14347* [49] zu finden.
- Strukturspannunglinearisierung: Hier findet eine Innenlinearisierung über den antizipierten Verlauf der Bruchfläche statt. Ausgewertet werden meist Primärspannungen, also die Summe aus Membran- und Biegespannungen, welche mit den äußeren Kräften und Momenten im Gleichgewicht sind. Eine prominente Variante der Strukturspannunglinearisierung wurde von *Dong* [28] veröffentlicht. Auch im Bereich der Kraftwerkstechnik und insbesondere dem Druckbehälterbau ist die Strukturspannunglinearisierung für die Ermüdungsbewertung von Schweißverbindungen eine weit verbreitete Methode [25, 59, 141].
- *Haibach* schlägt in [43] vor, für die Bewertung von Schweißnahtübergängen eine Strukturdehnung im Abstand von 2 mm zum Nahtübergang auszuwerten, ähnlich zur Strukturspannungsextrapolation in den IIW-Recommendations [46], allerdings ohne die Extrapolation der Strukturspannungen zum theoretischen Nahtübergang.
- Bei der Methode von *Xiao* und *Yamada* [148] wird, ähnlich zur Methode von *Haibach* [43], ein Spannungswert in einem festen Abstand von 1 mm zum Nahtübergang oder zur Nahtwurzel ausgewertet, allerdings nicht auf der Oberfläche des Bauteils, sondern im Bauteilinneren auf dem antizipierten Risspfad.

Mit den Strukturspannungsmethoden ist es möglich Strukturen zu bewerten, bei denen nur schwer oder gar keine sinnvolle Nennspannung definiert werden kann, vgl. *Baumgartner* [6]. Da Strukturspannungen im Gegensatz zu Nennspannungen eine lokale Beanspruchungsgröße darstellen, lassen sich artgleiche Schweißnahtdetails mit dieser Methode gegebenenfalls mit einer gemeinsamen Strukturspannungsklasse bewerten. Lokale Kerbeffekte an der Bauteiloberfläche an Nahtübergängen oder Nahtwurzeln können jedoch nicht seitens der Beanspruchung berücksichtigt werden und müssen demnach in den Strukturspannungsklassen enthalten sein. Es ist zu beachten, dass allen genannten Strukturspannungsverfahren eine eigene Strukturspannungsklasse oder FAT-Klasse (engl.: Fatigue) zugehört. Die Lebensdauerbewertung hängt damit von der Art der Strukturspannung oder -dehnung und der dafür kalibrierten FAT-Klasse ab. Als charakteristische FAT-Klasse wird meist der Spannungsschwingbreitenwert bei  $2 \cdot 10^6$  und einer Ausfallwahrscheinlichkeit von  $P_A = 2,3\%$  bezeichnet.

Speziell bei der Strukturspannungsextrapolation oder bei der Methode nach *Haibach* [43] können die Strukturspannungen an den Stützstellen mit experimentell gemessenen Strukturdehnungen verglichen werden. Diese werden mit Dehnmessstreifen gemessen und mit dem E-Modul in eine Strukturspannung überführt. Dies ist mit kerbdehnungsbasierten Konzepten nicht möglich, da sich die Dehnmessstreifen kaum in die kleinen Kerbradien kleben lassen. Weiterhin vorteilhaft ist gegenüber dem Kerbspannungs- oder Kerbdehnungskonzept der geringere Vernetzungsaufwand zu nennen, vgl. *Dong* [28].

Die Strukturspannungsmethoden finden häufig Anwendung im Zeitfestigkeitsbereich. Bei Verwendung von Strukturdehnungen anstelle von Strukturspannungen ist auch eine Erweiterung der Methoden in den Kurzzeitfestigkeitsbereich möglich [99].

Die Strukturdehnungsmethode nach *Dong* [26, 27] basiert auf der Strukturspannungsmethode mit Innenlinearisierung [28] und wird von *Pei* und Kollegen zu einem gängigen LCF-Nachweis von Schweißverbindungen erweitert [93–95, 97]. Bei dieser Methode wird mit einem linear-elastischen Finite-Elemente-Modell eine Strukturspannung ermittelt. Anschließend erfolgt die Ableitung eines Strukturdehnungsparameters unter Berücksichtigung eines Ramberg-Osgood Materials mit isotroper Verfestigung. Der Bewertung liegt eine einheitliche Wöhlerlinie zu Grunde, mit welcher unterschiedliche Schweißnahtdetails berücksichtigt werden können. In einer aktuelleren Untersuchung [96] wurde bei der Methode der Einfluss der Spannungstriaxialität berücksichtigt. Auch hier zeigt sich, dass mit der Strukturdehnungsmethode eine einheitliche Bewertung von Schweißverbindungen im LCF und HCF (engl.: High Cycle Fatigue) Bereich möglich ist. Diese Methode wurde bislang lediglich für die Bewertung von Schweißnahtübergängen verifiziert, grundsätzlich scheint die Anwendung für den Lebensdauernachweis von Nahtwurzeln möglich.

Eine weitere Strukturdehnungsmethode wurde von *Moser* [75] vorgestellt. Die Strukturdehnung wird dabei mit Hilfe von mindestens sieben Stützstellen zum Nahtübergang extrapoliert. Durch die Außenextrapolation ist lediglich eine Bewertung von Schweißnahtübergängen und nicht von -wurzeln möglich.

## Kerbdehnungskonzepte

Eine besondere Bedeutung im Lebensdauernachweis von zyklisch höchstbeanspruchten Bauteilen hat das Kerbdehnungskonzept. Im Gegensatz zum rein elastischen Kerbspannungskonzept [34, 46] wird die Beanspruchung an einem gekerbten Bauteil nicht linear-elastisch berechnet, sondern der elastisch-plastische Kerbspannungs- und Dehnungszustand.

Das Kerbdehnungskonzept, auch genannt Örtliches Konzept nach *Seeger* [121], ist beschränkt auf die Ermittlung von Bauteillebensdauern bis zu einem technischen Anriss. Es kann jedoch eine Berechnung des Makrorissfortschritts angeschlossen werden, um die Bruchschwingspielzahlen zu ermitteln, vgl. *Radaj* [100]. Die Grundidee des Kerbdehnungskonzepts basiert auf der Approximation des lokalen Materialverhaltens in einer Bauteilkerbe durch eine kleine ungekerbte Standardprobe unter axialer Zugbelastung. An solchen Standardproben wird für den Ermüdungsverweis zunächst das zyklische Werkstoffverhalten ermittelt, meist mit Hilfe dehnungsgeregelter Versuche. Genormte dehnungsgeregelte Versuche sind in *ASTM E606* [4] und *ISO 12106* [50] beschrieben. Dem Verformungs- und Anrissverhalten im Kerbbereich wird unterstellt, dass dieses dem Verhalten der Standardprobe gleicht.

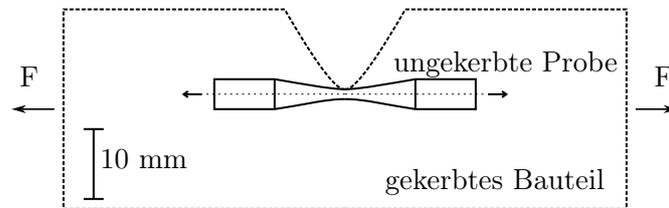


Abb. 2.3: Konzeptidee des Kerbdehnungskonzepts nach *Radaj* [100].

Durch die Berücksichtigung des elastisch-plastischen Materialverhaltens besteht außerdem die Möglichkeit, einen einheitlichen Nachweis im Bereich der Kurzzeit-, Zeit- und Dauerfestigkeit zu führen. Dies bedeutet aber auch einen erhöhten Berechnungsaufwand, da der elastisch-plastische Spannungs- und Dehnungszustand im Kerbgrund entweder durch eine inkrementelle elastisch-plastische Finite-Elemente-Analyse (FEA) oder alternativ durch Kerbnäherungsverfahren ermittelt werden muss.

In der FKM-Richtlinie Nichtlinear [37] wird eine Variante des Örtlichen Konzepts beschrieben, mit der ein elastisch-plastischer, statischer und zyklischer Nachweis gekerbter aber ungeschweißter Bauteile, möglich wird. In zwei Forschungsprojekten [82, 108] wurde zuletzt untersucht, welche Anpassungen der FKM-Richtlinie Nichtlinear notwendig sind, um den Nachweis auch für geschweißte Komponenten durchzuführen. Die Projekte zeigten, dass bei einem Nachweis mit vereinfacht modellierter Schweißnahtgeometrie zu niedrige Lebensdauern berechnet werden und der Nachweis damit konservativ ist.

Wie aus Abb. 2.4 ersichtlich, sind für den Kerbdehnungsnachweis einige Eingabedaten notwendig. Zunächst wird das zyklisch stabilisierte Spannungs- und Dehnungsverhalten benötigt. Dieses lässt sich experimentell mit dehnungsgeregelten Versuchen an polierten Standardproben ermitteln. Die Proben sind poliert, um den Einfluss der Oberflächenrauheit vernachlässigen zu können. Der Rauheitseinfluss des Bauteils wird gesondert berücksichtigt. Alternativ kann das Werkstoffverhalten auch auf Basis der Zugfestigkeit  $R_m$  abgeschätzt werden, siehe *Fiedler et al.* [37]. In einem Projekt wurde von *Rudorffer et al.* [108] eine

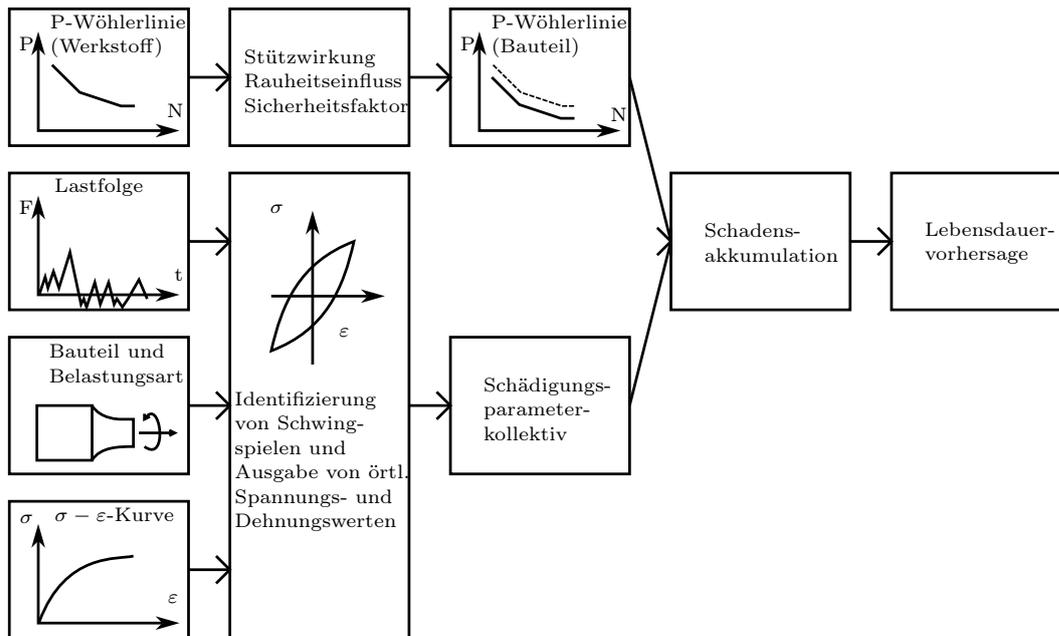


Abb. 2.4: Schematischer Ablauf der Berechnung nach FKM-Richtlinie Nichtlinear [37].

Abschätzung des zyklischen Spannungs- und Dehnungsverhaltens auf Basis von Härtewerten vorgeschlagen, da mittels Härtemessungen das örtlich variable Verfestigungsverhalten der Gefügebereiche charakterisiert werden kann [42]. Weiterhin ist die Kenntnis der Betriebslastfolge notwendig. Mit linear-elastischen Finite-Elemente-Analysen wird anschließend ein Übertragungsfaktor zwischen äußerer Last und Kerbeanspruchung ermittelt. Aus diesen Daten werden anschließend die für die Schädigung maßgebenden Beanspruchungen ermittelt. Abhängig vom verwendeten Schädigungsparameter können dann neben dem Werkstoffgedächtnis [68] auch Reihenfolgeeffekte bei der Beanspruchungsrechnung berücksichtigt werden.

Seitens der Beanspruchbarkeit liegt aus den Eingabedaten eine Schädigungsparameterwöhlerlinie vor. Diese gilt zunächst nur für den Werkstoff, da sie an polierten Standardproben abgeleitet wurde. Unter Berücksichtigung nichtlokaler Einflussgrößen auf die Bauteilschwingfestigkeit, Größeneinflüssen, dem Rauheitseinfluss und einem zusätzlichem Sicherheitsfaktor für niedrige Ausfallwahrscheinlichkeiten wird die Werkstoffwöhlerlinie zu einer für das gesamte Bauteil geltende Wöhlerlinie. Schließlich wird unter Verwendung einer Schadensakkumulationshypothese, wie beispielsweise der *Miner*-Regel [72], die Gesamtschädigung und die Lebensdauer des Bauteils beurteilt.

Um eine Beanspruchung mit einem Finite-Elemente-Modell für den Kerbdehnungsnachweis überhaupt berechnen zu können, muss ein eindeutiger Kerbradius an der nachzuweisenden Versagensstelle (Nahtübergang- oder Nahtwurzel) vorhanden sein. Dabei unterscheiden sich Varianten des kerbdehnungsbasierten Nachweises dabei, ob ein fiktiver oder der reale Kerbradius modelliert wird.

### Varianten mit realem und fiktivem Kerbradius

Da reale Kerbradien an Schweißnähten selten bekannt sind, existieren Varianten des Kerbdehnungskonzepts mit fiktivem Kerbradius. Diese unterscheiden sich darin, ob die Mikrostüt-

zwirkung auf der Seite der fiktiven Kerbdehnung oder auf der Seite der Dehnungswöhlerlinie berücksichtigt wird. Die Mikrostützwirkung beschreibt den Effekt, dass Kerben nicht so stark dauerfestigkeitsmindernd wirken, wie die Kerbformzahl  $K_t$  vermuten lässt. Die Kerbstützzahl beschreibt die Mikrostützwirkung und wird häufig als Verhältnis von Kerbformzahl  $K_t$  und Kerbwirkungszahl  $K_f$  angegeben [100]:

$$n_{\text{el}} = \frac{K_t}{K_f} \quad (2.2)$$

Beim Lebensdauernachweis mit realem Kerbradius  $\rho$  wird der reale Spannungs- und Dehnungszustand  $(\sigma, \varepsilon)$  berechnet. Zur Berücksichtigung der Mikrostützwirkung wird die Dehnungswöhlerlinie der ungekerbten Probe um die Kerbstützzahl  $n_{\text{el}}$  angehoben [125].

Mit einem fiktivem Kerbradius  $\rho_f$  kann ein Spannungs- und Dehnungszustand  $(\bar{\sigma}, \bar{\varepsilon})$  ermittelt werden, welcher bereits die Mikrostützwirkung berücksichtigt. Die Berechnung der Lebensdauer kann dann direkt mit der Dehnungswöhlerlinie der ungekerbten Probe erfolgen.

Ein Vorschlag für einen fiktiven Kerbradius zur Berücksichtigung der Mikrostützwirkung stammt von *Neuber* [79]. Folgende Gleichung entspricht *Neubers* Idee, eine Spannungsmittelung in einer hochbeanspruchten Bauteilkerbe durchzuführen:

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\rho^*} \cdot \int_0^{\rho^*} \sigma(x) dx \quad (2.3)$$

Im Finite-Elemente-Modell wird ein fiktiver Kerbradius  $\rho_f$  implementiert, welcher sich mit dem tatsächlichen Kerbradius  $\rho$ , dem Multiaxialitätsparameter  $s$  und der Materialkonstante  $\rho^*$  berechnet zu:

$$\rho_f = \rho + s \cdot \rho^* \quad (2.4)$$

Das Modell von *Neuber* [79] wurde ursprünglich für beliebige Kerbradien definiert. Meist wird jedoch eine Worst-Case- Betrachtung für Schweißverbindungen durchgeführt, da der reale Kerbradius häufig unbekannt ist oder großen Streuungen unterliegt. Die Materialkonstante  $\rho^* = 0,4 \text{ mm}$  und der Multiaxialitätsparameter  $s = 2,5$  für den ebenen Dehnungszustand ergeben mit dem realen Kerbradius  $\rho = 0 \text{ mm}$  einen fiktiven Kerbradius von:

$$\rho_f = 1 \text{ mm} \quad (2.5)$$

Dieser fiktive Kerbradius ist nicht zu verwechseln mit dem Kerbradius welcher im Kerbspannungskonzept nach *Olivier et al.* [57, 58, 122] vorgeschlagen wird. Dabei wird von einem Kerbradius  $\rho = 1 \text{ mm}$  ausgegangen, welcher im Mittel Messungen entspricht, welche allerdings starken Streuungen unterliegen. Für diesen Kerbradius wurde eine modellgebundene Wöhlerlinie anhand einer umfangreichen experimentellen Datenbasis ermittelt [57]:

$$\sigma_{\text{ns}} = \sigma_{\text{n,exp}} \cdot K_t(\rho = 1 \text{ mm}) \quad (2.6)$$

Die Kerbspannungs-Dauerfestigkeit  $\sigma_{\text{ns}}$  berechnet sich aus dem Produkt der experimentellen Nennspannungs-Dauerfestigkeit  $\sigma_{\text{n,exp}}$  und der Kerbformzahl  $K_t(\rho = 1 \text{ mm})$  für den Kerbradius 1 mm. Anhand der Datenbasis von Schwingversuchen an unterschiedlichen Schweißverbindungen wurde  $\sigma_{\text{ns}}$  für niedrige Ausfallwahrscheinlichkeiten ermittelt. Dadurch entspricht die Kerbformzahl  $K_t(\rho = 1 \text{ mm})$  der Kerbwirkungszahl  $K_f$ . Zusätzlich wurden Korrekturfunktionen zur Berücksichtigung unterschiedlicher Spannungsverhältnisse bereitgestellt [122].

Das Kerbspannungskonzept nach *Olivier* et al. [57, 58, 122] ist im DVS Merkblatt 0905 [34] oder den IIW-Recommendations [46] zu finden. Zum Kerbradius im Finite-Elemente-Modell gibt es eine entsprechende, modellgebundene FAT-Klasse, mit der die Bemessung geschweißter Strukturen auf Basis von Kerbspannungen erfolgen kann. Bei Schweißverbindungen bezeichnet die FAT-Klasse meist den Spannungswert bei  $2 \cdot 10^6$  Schwingspielen der Wöhlerlinie für eine niedrige Ausfallwahrscheinlichkeit. Die bekannte FAT-Klasse FAT225 in den IIW-Recommendations [46] gibt die Schwingbreite der ersten Hauptspannung bei einer Schwingspielzahl von  $2 \cdot 10^6$  für eine Ausfallwahrscheinlichkeit  $P_A = 2,3\%$  und einem Spannungsverhältnis  $R = 0,5$  an:

$$\Delta\sigma_{\text{ns},P_A=2,3\%,R=0,5} = 225 \text{ MPa} \quad (2.7)$$

In [108] wurden unterschiedliche Modellierungsstrategien der Versagensorte untersucht. Zum einen verwendeten *Rudorffer* et al. [108] mit 3D-Scans vermessene Nahtgeometrien. Im Sinne eines ingenieurtechnisch anwendbaren Verfahrens wurde auch die Modellierung mit einem einheitlichen Kerbradius von 1 mm untersucht. Dieses Vorgehen ist durch das Kerbspannungskonzept [34] inspiriert, welches allerdings nur für den Zeitfestigkeitsbereich gültig ist. Die Untersuchungen zeigten, dass eine Anpassung der FKM-Richtlinie Nichtlinear mit vereinfachter Modellierung mit 1 mm Kerbradius und der Abschätzung der Materialkennwerte aus Härtewerten möglich ist, aber zu konservativen Ergebnissen führt. Diese Beobachtung wurde im Forschungsprojekt *LCF-Weld* [82] bestätigt, in welchem dieses Verfahren mit neuen Versuchen nachgerechnet wurden.

Abgesehen von dem gerade vorgestellten Berechnungsalgorithmus der FKM-Richtlinie Nichtlinear existieren weitere Konzeptvarianten, basierend auf dem Kerbdehnungskonzept, in der Literatur. Die Autoren *Saiprasertkit* et al. [110] schlugen eine Berechnungskonzept vor, bei dem ebenfalls die Nahtübergangs- und Nahtwurzelradien mit einem 1 mm Radius vernetzt wurden. Die Autoren untersuchten außerdem die Auswirkungen von Festigkeitsmismatch, dem unterschiedlichen Fließbeginn von Grundmaterial/Wärmeeinflusszone/Schweißgut, auf die Kerbbeanspruchung. Ergebnis der Untersuchungen ist eine Regressionsgleichung für die elastisch-plastische Kerbdehnungsschwingbreite am 1 mm Radius, welche an zahlreichen Finite-Elemente-Analysen mit unterschiedlichen Geometrie- und Werkstoffparametern ermittelt wurde. Auch *Möller* et al. [73, 74] wendeten unter anderem die Modellierungsstrategie mit einem 1 mm Radius an, sowie mit gemessenen Radien, und untersuchten neben der Anwendbarkeit des Nennspannungskonzeptes auch fünf lokale Konzeptvarianten basierend auf dem Spannungs- und Dehnungsverhalten in unmittelbarer Umgebung der Schweißnahtkerben. Die Anwendbarkeit lokaler Kerbdehnungskonzepte wurde hier positiv

bewertet, allerdings bleibt die Spezifizierung des Bauteilversagens für  $N < 10^4$  offen.

## Energiekonzepte

Eine weitere Gruppe von Bewertungsmethoden für die Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen bilden energiebasierte Konzepte. Die *Strain-Energy-Density*-Methode ist ein von der Bruchmechanik abgeleitetes Konzept. Hierbei wird in einem benachbarten Kontrollvolumen oder einer Kontrollfläche mit dem Kontrollradius  $R_C$  um die hochbeanspruchte Bauteilkerbe ein Energieausdruck folgendermaßen ermittelt [61]:

$$\Delta\bar{W} = \frac{e_1}{E} \left[ \frac{\Delta K_I^N}{R_C^{1-\lambda_1}} \right]^2 + \frac{e_2}{E} \left[ \frac{\Delta K_{II}^N}{R_C^{1-\lambda_2}} \right]^2 \quad (2.8)$$

Darin tauchen die Schwingbreiten der Kerb-Spannungsintensitätsfaktoren  $\Delta K_I^N$  für Mode I und  $\Delta K_{II}^N$  für Mode II mit den zugehörigen Eigenmoden der *William's* [147] Spannungsfeldlösung  $\lambda_1$  und  $\lambda_2$  auf. Die Vorfaktoren  $e_1$  und  $e_2$  hängen vom Vorliegen eines ebenen Spannungszustands oder eines ebenen Dehnungszustands sowie vom Kerböffnungswinkel und der Querkontraktionszahl ab. Zusätzlich wird der Radius der Kontrollfläche als werkstoffabhängiger Parameter  $R_C$  berücksichtigt. *Liveri* und *Lazzarin* [65] geben für diesen Parameter Schätzgleichungen ab und weisen darauf hin, dass der Modellparameter  $R_C$  durch die Werkstoffabhängigkeit statistisch berücksichtigt werden sollte und lediglich für lichtbogengeschweißte Verbindungen gilt.

*Braun* [13, 14] untersuchte die Bedeutung der Größe des Kontrollradius  $R_c$  für die Ermüdungsbewertung von Schweißverbindungen aus Stahl bei Temperaturen unter dem Gefrierpunkt. Auch hier zeigte sich, dass der Kontrollradius die zentrale Einflussgröße bei der *Averaged-Strain-Energy-Density*-Methode darstellt.

Die *Peak-Stress-Method* nach *Meneghetti* und *Campagnolo* [71] beruht auf der vorherigen *Strain-Energy-Density*-Methode. Diese Methode ist für industrielle Anwender attraktiv, da die Beanspruchungsgröße  $\Delta\bar{W}$  auf Basis relativ grob vernetzter linear-elastischer FE-Rechnungen ermittelt werden kann. Es werden wiederum Schätzwerte für  $R_c$  angegeben, welche auf den Untersuchungen von *Lazzarin* [65] fundieren.

Die genannten Verfahren basieren auf linear-elastischen Spannungsintensitätsfaktoren, welche lediglich im Bereich der linear-elastischen Bruchmechanik gültig sind. Deshalb wurden auch für LCF gültige Methoden, basierend auf Energieausdrücken, vorgeschlagen. *Shi et al.* [127] schlagen vor, den Flächeninhalt einer Spannungs- und Dehnungshysterese als maßgebenden Beanspruchungsparameter für die Kurzzeitfestigkeit zu verwenden, beschränkt auf den Lebensdauernachweis ungeschweißter Standardproben.

Die Autoren *Song et al.* [130, 132] schlagen eine Kombination der *Averaged-Strain-Energy-Density*-Methode und dem Kerbdehnungskonzept von *Saiprasertkit* [110] vor, wodurch ein Lebensdauernachweis von Schweißverbindungen im LCF und HCF ermöglicht wird. Zudem wird der Festigkeitsmismatch und das Versagen ausgehend von Schweißnahtwurzeln und -übergängen berücksichtigt.

## Bruchmechanische Ansätze

Mit Hilfe der Bruchmechanik besteht die Möglichkeit Strukturen zu bewerten, welche bereits einen anfänglichen Defekt oder Anriss aufweisen [60, 106]. Ziel eines bruchmechanischen Nachweises ist meist die Restlebensdauer eines angerissenen Bauteils bis zu einer zulässigen Risslänge bis zu instabilem Risswachstum oder einem gesamten Durchriss eines Bauteils, zu bewerten. Abhängig von Lasthöhe und Risslänge kommen dabei entweder die linear-elastische Bruchmechanik oder die elastisch-plastische Bruchmechanik zum Einsatz [41, 101].

Der Prozess der Rissentstehung und des -wachstums wird in unterschiedliche Phasen eingeteilt. Als Risseinleitungsphase wird jene Phase bezeichnet, in der sich Mikrorisse vereinigen, welche in der Größenordnung mikrostruktureller Merkmale wie der Korngröße liegen [150]. Als Folge dessen ist die Dauer der Risseinleitungsphase stark abhängig von der Mikrostruktur des untersuchten Werkstoffs.

Ein Mikroriss, welcher nicht durch interkristalline Grenzen gestoppt wird, entwickelt sich zum sogenannten Makroriss. Ist der Makroriss in etwa von gleicher Größe, wie die plastische Zone vor dessen Risspitze, wird üblicherweise die elastisch-plastische Schwingbruchmechanik zur Bewertung des Rissfortschritts angewendet.

Erst wenn der Riss eine bestimmte Länge oder Tiefe erreicht, kann mit der bekannten linear-elastischen Schwingbruchmechanik gearbeitet werden. Die Risse werden dann als Langriss bezeichnet, bei dem der Risschließeffekt unabhängig von der Rissgröße wird. Die linear-elastische Schwingbruchmechanik ist *nicht* im Bereich niederzyklischer Ermüdung anwendbar, da hier Beanspruchungen deutlich über der Fließgrenze auftreten.

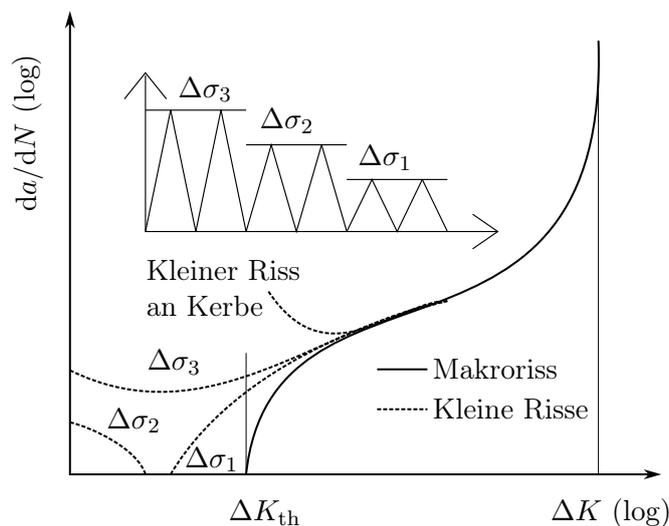


Abb. 2.5: Entstehung von Makrorissen und Rissfortschritt nach Berger [9].

Abb. 2.5 zeigt Rissfortschrittsraten von mikrostrukturell und makrostrukturell kleinen Rissen bei unterschiedlichen Belastungshöhen. Die durchgezogene Linie beschreibt das Rissfortschrittsverhalten von Makrorissen. Sie beginnt bei einem Schwellenwert  $\Delta K_{th}$ . Dieser Schwellenwert beschreibt die mindestens notwendige Beanspruchung, um den Rissfortschritt

einer Struktur zu initiieren. Der bei doppellogarithmischer Darstellung linear verlaufende Bereich wird von der Gleichung nach *Paris-Erdogan* [92] beschrieben:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K)^m \quad (2.9)$$

Die Oberlast führt in diesem Bereich nicht unmittelbar zum Bruch, sondern zu einem Rissfortschritt je Schwingspiel. Die Regressionskonstante  $C$  und der Regressionsexponent  $m$  hängen dabei vom Werkstoff und Spannungsverhältnis  $R = \frac{\sigma_u}{\sigma_o}$  ab. Auf Basis der Maximal- und Minimallast wird eine Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors  $\Delta K$  ermittelt. Risswachstum findet dabei nur statt, wenn der Riss geöffnet ist. Bei geöffnetem Riss wird davon ausgehend eine effektive Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors  $\Delta K_{\text{eff}}$  definiert, welche zum Risswachstum beiträgt.

Abb. 2.5 zeigt zudem, dass bei der Bewertung kurzer Risse an Bauteilkerben mit dem für Makrorisse geltenden Rissfortschrittsverhalten die Lebensdauer der Struktur überschätzt werden kann. Im Bereich des Mikrorisswachstums kann das Mikrorisswachstum besser mit der elastisch-plastischen Bruchmechanik abgebildet werden [9]:

$$\frac{da}{dN} = C_J \cdot (\Delta J_{\text{eff}})^{m_J} \quad (2.10)$$

Darin stellt  $\Delta J_{\text{eff}}$  das zu  $\Delta K_{\text{eff}}$  elastisch-plastische bruchmechanische Äquivalent dar [100].  $\Delta J_{\text{eff}}$  ist die effektive Schwingbreite des J-Integrals, welche zum Rissfortschritt beiträgt. Der Rissfortschritt in der Kurzrissschwingbruchmechanik wird wie folgt berechnet:

1. Zuerst werden die örtlichen, elastisch-plastischen Spannungs- und Dehnungspfade im Bauteil ohne Riss ermittelt. Unter Berücksichtigung von Risschließeffekten wird eine effektive Spannungsschwingbreite  $\Delta \sigma_{\text{eff}}$  ermittelt. Die effektive Schwingbreite folgt aus den Punkten auf einer geschlossenen Dehnungshysterese, zu deren Zeitpunkte die Rissflanken geöffnet sind.
2. Anschließend wird das zyklische, effektive J-Integral  $\Delta J_{\text{eff}}$  berechnet.

*Newman* [83] lieferte eine bekannte analytische Gleichung zur Abschätzung der Spannungsniveaus, ab dem ein langer Riss geöffnet ist. *Savaidis* et al. [111] modifizierten den Ansatz von *Newman* [83] zur Bewertung des Risschließens in Bauteilkerben.

Bei der Bewertung von Bauteilen mit kurzen Rissen ist die Ermittlung der Anfangsrisslänge von entscheidender Bedeutung. Rissursachen können mikroskopische Fehlstellen im Gefüge, Einschlüsse oder Ähnliches sein. Die genaue Größe solcher Fehlstellen ist messtechnisch nicht zu erfassen. Stattdessen wird eine fiktive Anfangsrissgröße ermittelt. Die Ermittlung dieser Anfangsrissgröße erfolgt wiederum auf Basis einer Anrisswöhlerlinie. Für jedes Lastniveau wird dafür von der zugehörigen Anrisschwingspielzahl  $N_i$  mit der Anrisslänge  $a_{\text{anriss}}$  bruchmechanisch zur Schwingspielzahl  $N_i = 0$  mit der fiktiven Anfangsrisslänge  $a_{0,\text{fikt}}$  folgendermaßen zurückgerechnet [9]:

$$\int_0^{N_i} dn = \int_{a_{0,\text{fikt}}}^{a_{\text{anriss}}} \frac{1}{C_J \cdot (\Delta J_{\text{eff}})^{m_J}} da \quad (2.11)$$

Ist die so ermittelte fiktive Anfangsrisslänge größer als die kleinste gemessene Risslänge, so entspricht  $a_{0,\text{fikt}}$  gleich der Anfangsrisslänge. Ansonsten wird die kleinste gemessene Risslänge verwendet [9]:

$$a_0 = \max\{a_{0,\text{fikt}}, a_{0,\text{gemessen}}\} \quad (2.12)$$

Zur Berechnung der fiktiven Anfangsrisslänge existiert eine Näherung, bei der für sehr kurze Anfangsrisse ein halbkreisförmiger Oberflächenriss in einer halbusendlichen Scheibe angenommen wird. Dadurch lässt sich Gl. 2.11 geschlossen lösen und enthält neben den Rissfortschrittskonstanten  $C_J$  und  $m_J$  auch den Schädigungsparameter nach *Vormwald* [144]:

$$P_J = \left[ 1, 24 \frac{\Delta\sigma_{\text{eff}}^2}{E} + \frac{1, 02}{\sqrt{n'}} \Delta\sigma_{\text{eff}} \left( \Delta\varepsilon_{\text{eff}} - \frac{\Delta\sigma_{\text{eff}}}{E} \right) \right] \quad (2.13)$$

Gl. 2.13 enthält die erwähnten effektiven Spannungs- und Dehnungsschwingbreiten, sowie den zyklischen Verfestigungsexponenten und den E-Modul. Eine Anwendung dieses Schädigungsparameters für Schweißverbindungen unter thermomechanischer Belastung mit variablen Amplituden ist in [12, 112] zu finden.

Die Schwingbruchmechanik findet häufig Anwendung beim Ermüdungsnachweis von Schweißverbindungen, siehe [150]. *Rolfe* und *Munse* [107] führten Rissfortschrittsversuche im LCF-Bereich durch und untersuchten den Einfluss der Versuchsregelung und der Belastungsart auf den Rissfortschritt. Die Untersuchungen zeigen, dass bei Versuchen unter konstanter Kraft die Spannung im Versagensquerschnitt zunimmt, wodurch auch der Rissfortschritt beschleunigt wird. Bei Versuchen mit kontinuierlicher Reduzierung der Oberlast verringert sich auch die Risswachstumsrate. Wird die Spannung während eines Versuchs konstant gehalten, so bleibt die Risswachstumsrate nach einer initialen Phase nahezu konstant. Die Versuchsregelung nimmt also Einfluss auf das Rissfortschrittsverhalten.

*Mattos* und *Lawrence* [69] leiteten ein analytisches Verfahren zur Beschreibung der Lebensdauer geschweißter Strukturen bis zur Rissinitiierung ab. Die Methode ist an das Kerbdehnungskonzept angelehnt. Bei der Untersuchung maßgebender Einflüsse auf die Lebensdauer zeigte sich:

- Die Anrisslebensdauer der Schweißnähte wird durch die lokale Schweißnahtgeometrie, wie Kerbradien und Nahtflankenwinkel beeinflusst.
- Die Verringerung der Kerbschärfe durch das Vergrößern der Kerbradien und der Nahtflankenwinkel verlängert die Anrisslebensdauer bei höherfesten Stählen mehr, als bei Stählen mit niedrigeren Festigkeiten.
- Der Anteil der Lebensdauer bis zum Anriss hängt vornehmlich von den Materialeigenschaften sowie von der Lasthöhe ab.
- Bei Stählen mit niedrigeren Festigkeiten ist der Anteil der Anrisslebensdauer an der Gesamtlebensdauer geringer als bei höherfesten Stählen.

Bei den Untersuchungen zeigte sich außerdem, dass bei dem untersuchten Stahl mit niedrigerer Fließgrenze der Eigenspannungseinfluss im Bereich  $N < 10^6$  Zyklen vernachlässigbar ist.

*Schweizer* et al. [118] untersuchten das Mikrorisswachstum an ungeschweißten Standardproben eines Stahlwerkstoffs mit einem 10 %-igen Chromgehalt. Als maßgebender Beanspruchungsparameter wurde hier das *Crack Tip Opening Displacement* (CTOD) verwendet. Es zeigte sich eine lineare Korrelation zwischen der Rissfortschrittsrate  $\frac{da}{dN}$  und der Schwingbreite  $\Delta CTOD$ , sofern die Rissinitiierungsphase nicht die Lebensdauer dominiert.

*Kim* und *Hwang* [55] führten LCF-Versuche an geschweißten Stumpfnähten aus einem Stahl mit einem Kohlenstoffgehalt von 0,12 % durch. Die Untersuchung umfasst zyklische Versuche mit Dehnungsamplituden zwischen 0,5-3 %. Im LCF-Bereich wurde überwiegend zyklische Verfestigung ohne zyklische Stabilisierung festgestellt. Die Untersuchungen geben einen umfassenden Einblick in das Versagensverhalten im Falle sehr kurzer Lebensdauern.

*Song* et al. [131, 133] schlagen ein Berechnungskonzept für die Ermüdungsfestigkeit von geschweißten Chrom-Nickel Verbindungen mit Festigkeitsmismatch vor. Das Berechnungsmodell wurde zunächst lediglich für Versuche mit Anrisslebensdauern im Bereich zwischen  $10^4 - 10^6$  validiert. Da das Modell auf der linear-elastischen Schwingbruchmechanik basiert, ist eine Übertragbarkeit für kürzere Lebensdauern nicht unmittelbar möglich.

Nicht zuletzt ist der bruchmechanische Nachweis *IBESS* [150] zu nennen. Als Beanspruchungsparameter dient hier der Parameter  $\Delta K_{p,eff}$  [140]. Dieser Wert wird auf Basis linear-elastisch Spannungsintensitätsfaktoren ermittelt und anschließend plastisch korrigiert. Das Riss schließen wird zusätzlich durch einen Korrekturterm  $U(a)$  berücksichtigt und liefert somit eine Schwingbreite des effektiven, plastisch korrigierten Spannungsintensitätsfaktors.

Eine Besonderheit von *IBESS* [150] ist, dass die Geometrieparameter nicht deterministisch sondern kontinuierlich verteilt berücksichtigt werden. Die aus der Analyse resultierende Wöhlerlinie wird dann mit einer Monte-Carlo-Simulation für niedrige Ausfallwahrscheinlichkeiten berechnet, vgl. [66]. Damit ist eine Ermittlung einer statistisch abgesicherten Wöhlerlinie für geschweißte Strukturen möglich.

## 2.3 Statistische Auswertung von Wöhlerlinien

### Mittelwertskurven

Mittelwertskurven bezeichnen aus einer Regressionsanalyse einer Datenwolke entstehende und im Mittel die Lage der Regressions- oder Mittelkurve im Parameterraum wiedergebende Kurven. Liegen mehrere Versuche identischer Schweißproben auf unterschiedlichen Lasthorizonten vor, so spricht man vom Perlschnurverfahren. Als Schätzmethode für die Regressionskurve wird dann meist die Methode der kleinsten Quadrate verwendet [1, 23]. Folgender Gleichungsapparat Gl. 2.14 bis Gl. 2.24 ist dabei an den Vorschlag der *DIN 50100* [23] angelehnt:

$$\log N = \log C - m \cdot \log \Delta \sigma \quad (2.14)$$

Aus Lesbarkeitsgründen wird die Gleichung etwas vereinfacht zu.

$$y = a_0 + a_1 \cdot x \quad (2.15)$$

Mit:

$$y = \log N \quad (2.16)$$

$$a_0 = \log C$$

$$a_1 = -m$$

$$x = \log \Delta \sigma$$

Die Koeffizienten  $a_0$  und  $a_1$  können folgendermaßen berechnet werden, dabei stellt  $k$  den Stichprobenumfang dar:

$$a_1 = \frac{k \cdot \Sigma(x \cdot y) - \Sigma x \cdot \Sigma y}{k \cdot \Sigma(x^2) - (\Sigma x)^2} \quad (2.17)$$

$$a_0 = \frac{1}{k} (\Sigma y - a_1 \cdot \Sigma x) \quad (2.18)$$

Somit ergibt sich die freie Wöhlerlinien Neigung  $m$  zu:

$$m = -a_1 \quad (2.19)$$

Sowie die Regressionskonstante  $C$  zu:

$$C = 10^{a_0} \quad (2.20)$$

Die grundlegende Annahme beim Perlschnurverfahren ist, dass die Standardabweichung  $s$  auf jedem Lasthorizont gleich ist. Dies hat zur Folge, dass die soeben durch Regression ermittelte Ausgleichsgerade parallel wie folgt auf einen beliebigen Lasthorizont verschoben werden kann:

$$N_{i,\text{fiktiv}} = N_i \cdot \left( \frac{L_{a,\text{fiktiv}}}{L_{a,i}} \right)^{-m} \quad (2.21)$$

In diesem Fall wird beispielsweise als fiktives Lastniveau das Lastniveau bei  $2 \cdot 10^6$  Zyklen festgelegt und anschließend auf diesem Lastniveau die logarithmische Standardabweichung berechnet. Diese Formulierung der FAT-Klasse ist sehr ähnlich zur Definition in den IIW-Recommendations [46]. Nachdem sämtliche Versuche auf einen Lasthorizont verschoben wurden ist die Berechnung des Mittelwerts möglich mit:

$$\begin{aligned} \log N_{50\%,\text{fiktiv}} &= \frac{1}{k} \Sigma \log N_{i,\text{fiktiv}} \\ N_{50\%,\text{fiktiv}} &= 10^{\log N_{50\%,\text{fiktiv}}} \end{aligned} \quad (2.22)$$

Mit Hilfe der Abstandskvadrat der logarithmierten Schwingspielzahlen kann folgender-

maßen eine Standardabweichung berechnet werden.

$$s_{\log N} = \sqrt{\frac{1}{k-2} \cdot \Sigma (\log N_{i,\text{fiktiv}} - \log N_{50\%,\text{fiktiv}})^2} \quad (2.23)$$

Speziell bei kleinen Stichprobenumfängen ( $k < 10$ ) neigt die logarithmische Standardabweichung zur Unterschätzung und muss deshalb wie folgt korrigiert werden:

$$s_{\log N, \text{korr}} = s_{\log N} \cdot \frac{k-1,74}{k-2} \quad (2.24)$$

Mit Hilfe der Standardabweichung können somit Schwingspielzahlen für bestimmte Ausfallwahrscheinlichkeiten ermittelt werden und als Nebenprodukt die Streuspannen in den so ermittelten Konfidenzintervallen.

Zur Bestimmung des Regressionskoeffizienten und -exponenten hat sich alternativ zur Methode der kleinsten Quadrate die *Maximum-Likelihood*-Methode bewährt. *Spindel* und *Haibach* [137, 138] wendeten diese Methode auf Wöhlerdaten an, seither ist sie auch in der FKM-Richtlinie Nichtlinear [37] und dem DVS Merkblatt 2403 [1] verankert. Die statistische Methode beeinflusst das Ergebnis der Regressionsanalyse und damit die aus den Versuchsdaten abgeleitete Wöhlerlinie. *Spindel* und *Haibach* [137, 138] stellen deshalb einige Anforderungen an die statistische Methode, welche zur Auswertung der Versuchsergebnisse verwendet wird:

- Die Methode muss in der Lage sein mit Ausreißern umzugehen und diese adäquat in der Regressionsanalyse zu berücksichtigen.
- Die Modellparameter (Neigung, Stützstellen der Wöhlerlinie, Wöhlerlinienexponenten- und koeffizienten) sollten statistisch und nicht deterministisch berücksichtigt werden.

Beide dargestellten Methoden zur Ermittlung von Wöhlerlinien, die einfache lineare Regression und die *Maximum-Likelihood*-Methode werden in der FKM-Richtlinie Nichtlinear [37] zur Regression der Versuchsdaten verwendet und sind deshalb hier gesondert aufgeführt.

### Auslegungskurven

Unabhängig von der Methode liefert die Regressionsanalyse nur Mittelwertskurven, weshalb zur Auslegung von Komponenten die Definition von sogenannten Auslegungskurven auf Basis der Mittelwertskurven notwendig ist.

Sämtliche die Ermüdungsfestigkeit betreffenden Einflüsse in einem Berechnungsmodell zu berücksichtigen ist wirtschaftlich und rechenzeittechnisch kaum umsetzbar. Zudem ergeben sich inhärente Streuungen in Ermüdungsversuchen [139], welche die Verwendung von Mittelwertskurven für die Auslegung von Strukturbauteilen unmöglich machen. Als Auslegungskurven werden Mittelwertskurven bezeichnet, welche zu niedrigeren Ausfallwahrscheinlichkeiten modifiziert wurden. Damit kann bei der Bauteilauslegung die inhärente Streuung abgefangen werden.

Die Wahl der Prüfhorizonte entscheidet bereits, welche Informationen über die mittlere Lage und die Streuung der Wöhlerlinie erhalten werden. Ist anfangs relativ wenig über

das Ermüdungsverhalten einer Schweißverbindung bekannt, so ist es sinnvoll, zunächst mehrere Lasthorizonte zu prüfen, um die Lage und Neigung einer Wöhlerlinie abzuschätzen (Perlschnurverfahren). Ist allerdings die logarithmische Standardabweichung als Maß der Streuung von Interesse, um eine Wöhlerlinie für niedrige Ausfallwahrscheinlichkeiten zu generieren, so ist es bei einem geringeren Stichprobenumfang von Vorteil lediglich mehrere Versuchskörper auf wenigen Lasthorizonten zu prüfen (Horizontverfahren). Erst ab einem Stichprobenumfang  $k$  von  $k = 20$  liefern das Perlschnur- und das Horizontverfahren ähnliche Ergebnisse zur Standardabweichung [76].

In Bezug auf geringe Stichprobenumfänge liefert das sogenannte Bootstrap-Verfahren eine Möglichkeit, nach dem Prinzip Ziehen-mit-Zurücklegen, Streuungen und Mittelwerte abzuschätzen [11].

Ein übliches Vorgehen ist, die Eingangsparameter eines Berechnungsmodells nicht als diskrete Punkte, sondern als kontinuierliche Verteilungsfunktionen zu berücksichtigen. So werden in unterschiedlichsten Veröffentlichungen [8, 88, 114, 150] Geometriegrößen als kontinuierliche Variablen im Berechnungsmodell berücksichtigt, deren Variation sich unmittelbar auf die Beanspruchung auswirken. Liegen kontinuierliche Verteilungsfunktionen der Eingangsparameter eines Berechnungsmodells vor, so werden anschließend Stichproben mit diskreten Parameterkombinationen erstellt. Für die Erzeugung solcher Parameterkombinationen kommen Strategien der statistischen Versuchsplanung zum Einsatz. Im Kontext des Strukturintegritätsnachweises kommen Methoden wie Monte-Carlo-Simulation oder Latin-Hypercube-Sampling zum Einsatz, siehe [54].

Eine grundlegende Schwierigkeit bei probabilistischen Berechnungsmodellen mit verteilten Eingangsparametern ist die experimentelle Ermittlung oder Abschätzung geeigneter Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen. In [143] wurde ein Kerbspannungskonzept für ungeschweißte Bauteile ermittelt, wobei die äußere Gestalt, Oberflächenzustand und Grundwerkstoffzustand als streuende Einflussgrößen identifiziert und im probabilistischen Modell berücksichtigt sind. Trotz experimenteller Kalibrierung auf Basis zahlreicher Versuche bestehen insbesondere bei der Schätzung der Standardabweichung der Schwingfestigkeit Abweichungen bis 21 % zwischen den experimentellen Untersuchungen und der probabilistischen Methode. Dies wird auf nicht berücksichtigte Einflüsse, wie unterschiedliche Einspannung der Proben, Regelungsabweichungen der Maschine und zu geringe Anzahl experimenteller Daten zurückgeführt. Der Schwierigkeit der Ableitung geeigneter Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen, wird häufig mit der Wahl von Funktionen entgegnet, welche zu einer konservativen Auslegung von Bauteilen führt. Eine häufig verwendete Funktion ist die logarithmische Normalverteilung, welche für streuende mechanisch-technologische Kennwerte [19] und auch für geometrische Kennwerte [51] zugrunde gelegt wird.

In Bezug auf die logarithmische Streuung von Wöhlerlinien halten *Rennert et al.* [105] fest, dass die Streuung der statischen Festigkeit geringer ausfällt als der zyklischen Zeitfestigkeit. Dies führt zur Frage, ob für im Übergangsbereich von Zeitfestigkeit zu statischer Festigkeit, also den Kurzzeitfestigkeitsbereich, die Annahme einer auf allen Lasthorizonten konstanten Streuung zulässig ist. Da in dieser Arbeit dieser Übergang von HCF zu LCF untersucht wird, muss dies berücksichtigt werden.

Die aufgezeigten probabilistischen Ansätze bieten die Möglichkeit, Streuungen von Bauteilgeometrien, Festigkeitskennwerten und Belastungen im Berechnungsmodell zu berücksichtigen. Insbesondere bei den Standardabweichungen der Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen ist mit den größten Unsicherheiten zu rechnen, was die Untersuchungen von *Vetter et al.* [143] zeigen.

## 2.4 Zusammenfassung des Stands der Technik

Nach der Erläuterung des Stands der Technik können einige Kernthemen identifiziert werden, deren genauere Untersuchung sich im Hinblick auf niederzyklische Ermüdung von Schweißverbindungen lohnt:

- Die Datenlage zur Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen im LCF-Bereich ist begrenzt. Häufig ist der zyklische Nachweis von geschweißten Komponenten auf Beanspruchungen unterhalb der Fließ- oder Formdehngrenze beschränkt. Dennoch ist die genaue Betrachtung des Ermüdungsverhaltens von Schweißverbindungen im LCF-Bereich unbedingt notwendig, um auch auftretende Lasten oberhalb von Fließ- oder Formdehngrenze nachweisen zu können.
- Wünschenswert wäre ein ingenieurtechnisch anwendbares Verfahren, mit dem der LCF-Nachweis von Schweißverbindungen ermöglicht wird. Idealerweise wäre ein solches Verfahren auch auf den Zeit- und Dauerfestigkeitsbereich übertragbar. Ein besonderes Augenmerk müsste auf die Definition des Versagenskriteriums gelegt werden. Da die Anwendung eines Kerbdehnungskonzepts auf den technischen Anriss als Versagenskriterium beschränkt ist, wäre eine bruchmechanische Rückrechnung von Wöhlerversuchen zu einem technischen Anriss notwendig. Dies gilt sofern keine experimentellen Anrisschwingenspielzahlen vorliegen.
- Zur Generierung experimenteller Daten sollten die geprüften Schweißnahtdetails möglichst unterschiedliche Nachbearbeitungszustände, Wanddicken und Materialeigenschaften aufweisen, um das Ermüdungsberechnungskonzept für eine möglichst große Variation von Geometrie- und Materialeigenschaften zu untersuchen.
- Forschungsbedarf besteht auch bei der Bereitstellung von Auslegungskurven, also Wöhlerlinien für niedrige Ausfallwahrscheinlichkeiten. Hier sollte genau untersucht werden, wie die Variation der Geometrie- und Materialeigenschaften eine Lebensdauer vorhersage beeinflussen.

Speziell mit Blick auf die letzten beiden Punkte ist es sinnvoll, den Ermüdungsnachweis in ein probabilistisches Gerüst zu integrieren, mit dem zahlreiche Varianten untersucht werden können. Ausgehend davon ist es möglich Teilsicherheitsfaktoren abzuleiten, welche die Streuung der lokalen Schweißnahtgeometrie berücksichtigen. Jener Teilsicherheitsfaktor kann dann berücksichtigen, dass die geometrische Variation auch zu sehr ungünstigen Beanspruchungen bei einer bestimmten Auftretenswahrscheinlichkeit führen kann.

## 2.5 Einordnung dieser Studie in den Stand der Technik

Aufgrund aktueller Bemühungen, den Kerbdehnungsnachweis für Schweißverbindungen anzuwenden in Forschungsprojekten [82, 108], wird auch ein Nachweis auf Basis elastisch-plastischer Kerbdehnungen und -spannungen angestrebt. Als Grundlage dient dabei der Kerbdehnungsnachweis entsprechend der FKM-Richtlinie Nichtlinear [37].

Es wird angenommen, dass die für ungeschweißte Bauteile gültige Richtlinie so angepasst werden kann, dass die Variation der Schweißnahtgeometrie durch geeignete Sicherheitsfaktoren bei der Auslegung geschweißter Strukturen berücksichtigt werden kann.

# 3 Werkstoffcharakterisierung und Versuchsdurchführung

## 3.1 Ermittlung der Werkstoffeigenschaften

Die experimentellen Ergebnisse dieser Arbeit entstanden im Rahmen des Forschungsprojekts LCF-Weld: „Schaffung konsolidierter und ingenieurtechnisch anwendbarer Verfahren zur Ermüdungsbewertung nicht nachbearbeiteter und nachbearbeiteter Schweißverbindungen im LCF Bereich“ [82]. Sämtliche Ergebnisse wurden bereits in Konferenzbeiträgen veröffentlicht [80, 109]. In dieser Arbeit werden lediglich für die zu ermittelnde Berechnungsmethode für Schweißverbindungen im LCF-Bereich notwendigen Versuchsergebnisse berücksichtigt. Weitere begleitende experimentelle und numerische Untersuchungen sind im Abschlussbericht des Projekts [82] dargestellt.

Der verwendete Grundwerkstoff ist der austenitische Chrom-Nickel Stahl X6CrNiTi18-10 (1.4541) oder AISI 321. Der Titanzusatz stabilisiert den Werkstoff und sorgt für eine Kohlenstoffabbindung. Dadurch weist der Werkstoff unabhängig von der Dicke eine gute Schweißbarkeit ohne Gefahr der interkristallinen Korrosion auf. Die chemische Zusammensetzung des Werkstoffs ist in Tab. 3.1 aufgeführt.

Tab. 3.1: Chemische Zusammensetzung des Werkstoffs X6CrNiTi18-10 (1.4541) in Massenprozent [108].

Mat.	C	Si	Mn	P	S	Al	Cr	Ni	Mo	Cu
1.4541	0,053	0,60	1,40	0,0259	0,0011	0,013	17,5	9,03	0,399	0,304
Mat.	V	Nb	Ti	B	N	W	Zr	Co	Ta	Fe
1.4541	0,068	0,002	0,444	0,0001	-	0,033	-	0,144	-	Rest

Es wurden polierte Standardproben aus den unterschiedlichen Bereichen stumpfgeschweißter Bleche entnommen. Drei Probentypen, entnommen aus dem Grundmaterial (BMT: base material), dem Schweißgut (FMT: filler material) und senkrecht zur Schweißnaht, dienen der Untersuchung des quasistatischen und zyklischen Spannungs- und Dehnungsverhaltens der unterschiedlichen Schweißnahtbereiche. Ziel dieser Untersuchungen ist die Quantifizierung des Festigkeitsmismatch, also des unterschiedlichen Verfestigungsverhaltens der Schweißnahtbereiche. Für den Mismatch zwischen Schweißgut und Grundmaterial ergab sich für den Werkstoff 1.4541 ein Festigkeitsmismatch von:

$$M = \frac{\sigma_{f,FMT}}{\sigma_{f,BMT}} = \frac{389 \text{ MPa}}{314 \text{ MPa}} \approx 1,24 \quad (3.1)$$

Das Schweißgut hat eine etwa um Faktor 1,24 höhere 0,2%-Dehngrenze als das Grundmaterial. Die Schweißverbindung weist damit ein leichtes Overmatching auf. In [82] wurden davon ausgehend numerische Untersuchungen angestellt, bei denen der Einfluss des Festigkeitsmismatch in einer geometrischen Schweißnahtkerbe auf den Anrissort untersucht wurde. Dabei stellte sich heraus, dass erst ab einem Mismatchverhältnis von  $M \geq 1,5$  die Dehnungskonzentration an der Materialgrenze versagenskritisch wird. Davor dominiert die Dehnungskonzentration an der geometrischen Kerbe des Schweißnahtübergangs. Deshalb ist davon auszugehen, dass der vorliegende Mismatch von  $M \approx 1,24$  nicht zu einem Versagen ausgehend von der Materialgrenze führt, sondern dass die geometrische Kerbe dominiert. Damit lassen sich die Schweißnähte bei der Beanspruchungsanalyse zu einem homogenen Verbund mit Grundwerkstoffeigenschaften vereinfachen. Es werden lediglich die mechanisch-technologischen Eigenschaften des Grundwerkstoffs abgebildet.

Die technische Zeichnung, sowie die eingespannte Standardprobe zur Ermittlung der mechanisch-technologischen Eigenschaften mit appliziertem Dehnungsaufnehmer sind in Abb. 3.1 dargestellt. In Tab. 3.2 sind die quasistatischen Eigenschaften des Grundwerkstoffs aufgelistet. Die Zugfestigkeit  $R_m$  wurde mit einem quasistatischem Versuch an einer polierten Standardprobe mit konstanter Verschiebungsgeschwindigkeit  $\dot{u} = 0,002 \text{ mm/s}$  ermittelt.

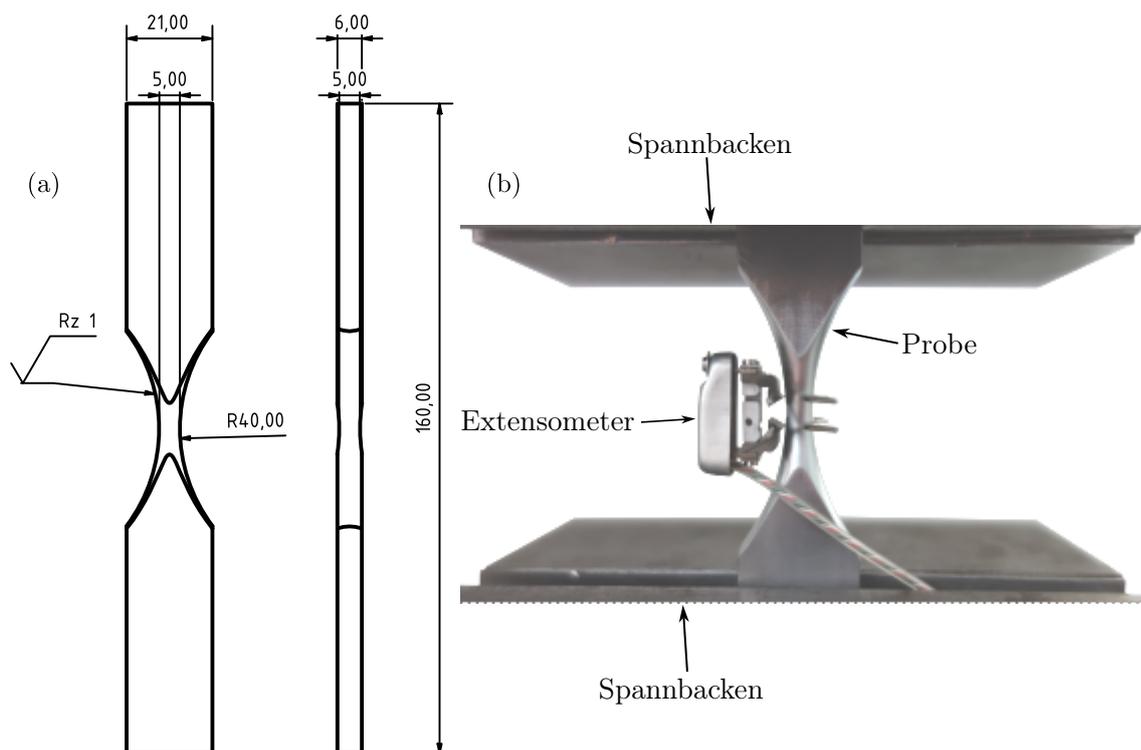


Abb. 3.1: (a) Technische Zeichnung der Werkstoffproben. (b) Eingespannte Werkstoffprobe mit angebrachtem Extensometer.

Der E-Modul wurde mit den Schwingversuchen an polierten Standardproben ermittelt. Dazu wurde vor jedem Versuch eine geringe Zuglast deutlich unterhalb der Fließgrenze des Materials aufgebracht und der E-Modul ausgewertet. Die Ermittlung der 0,2%-Dehngrenze  $R_{p0.2}$  erfolgte an den Erstbelastungskurven der zyklischen Versuche. Der in Tab. 3.2 genannte Wert für  $R_{p0.2}$  ist der Median aller Messungen. Der in Tab. 3.2 genannte E-Modul

entspricht dem Median der zwölf Ermüdungsversuche an den Grundwerkstoffproben mit der Bezeichnung BMT.

Tab. 3.2: Fließgrenze, Zugfestigkeit und E-Modul für den Grundwerkstoffs.

Bezeichnung	Material	$R_{p0.2}$ in MPa	$R_m$ in MPa	$E$ in MPa
BMT	1.4541	314	644	196000

Die zyklischen Schwingversuche erfolgten mit der gleichen Versuchseinrichtung und Probenform aus Abb. 3.1. Die Versuche wurden mit Dehnungsregelung bei einem Dehnungsverhältnis von  $R_\epsilon = -1$  und einer mittleren Dehnrate von  $\bar{\epsilon} \approx 2\%/s$  und einem sinusförmigen Signal durchgeführt. Die Prüffrequenz wurde abhängig von der mittleren Dehnrate und der aufgetragenen Dehnungsamplitude anhand folgender Festlegung berechnet:

$$f = 1/4 \cdot \bar{\epsilon} / \epsilon_a \quad (3.2)$$

Durch die lastabhängige Wahl können die Prüfzeiten bei längeren Lebensdauern verkürzt werden. Bei allen geprüften Lasthorizonten konnte eine fühlbare Erwärmung der Proben durch die geringe Dehnrate ausgeschlossen werden.

Alle Versuche endeten nach dem Trennbruch oder nach Erreichen von  $2 \cdot 10^6$  Schwingspielen. Als Versagenskriterium wurde nicht der Bruch der Proben, sondern ein Abfall der Kraftamplitude von 5 % gewählt. Das Verfahren ist in ähnlicher Weise in *ISO 12106:2017* [50] beschrieben.

Während der Versuche wies der Werkstoff 1.4541 kontinuierliche, zyklische Verfestigung auf. Als Referenzniveau für das Kraftabfallkriterium wurde der zeitliche Verlauf der Kraftamplitude linear angenähert. Die resultierende Gerade wurde um 5 % herabgesetzt, wobei sich das Referenzniveau auf den Schnittpunkt zwischen Gerade und Ordinate bezieht. Der resultierende Schnittpunkt der Gerade mit dem zeitlichen Verlauf der Kraftamplitude führt zur Lebensdauer der Probe bis zum 5 % Kraftabfallkriterium. Das Vorgehen wurde gleichermaßen für die Versuche an den Proben der Schweißverbindungen angewendet (Abb. 3.7) und ist grafisch in Abb. A.2 abgebildet. Darin ist auch die zyklische Verfestigung des Werkstoffs ersichtlich.

Anschließend an die Versuchsdurchführung erfolgte die Auswertung des zyklisch-stabilisierten Spannungs- und Dehnungsverhaltens. Dazu werden zunächst die Spannungs- und Dehnungsamplituden bei halber Versagensschwingspielzahl ermittelt, siehe *Radaž* [100]. Anschließend wird die folgende Gleichung nach *Ramberg* und *Osgood* [102] an die Versuchsdaten angepasst:

$$\epsilon_a = \epsilon_{a,el} + \epsilon_{a,pl} = \frac{\sigma_a}{E} + \left( \frac{\sigma_a}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (3.3)$$

Der E-Modul folgt aus dem quasistatischen Zugversuch. Das Fitting der Funktion an die Versuchsdaten erfolgt durch Darstellung der logarithmierten plastischen Dehnungsamplituden gegenüber der logarithmierten Spannungsamplitude und linearer Regression. Dies liefert den zyklischen Verfestigungskoeffizienten  $K'$  und den zyklischen Verfestigungsexponenten  $n'$ .

Die drei ermittelten Parameter der Ramberg-Osgood-Gleichung des Grundwerkstoffs sind in Tab. 3.3 aufgeführt. Die resultierende Kurve, sowie die Einzelversuche sind in Abb. 3.2 dargestellt.

Tab. 3.3: Parameter der Ramberg-Osgood-Gleichung für den Grundwerkstoff.

Bezeichnung	Material	$E$ in MPa	$K'$ in MPa	$n'$
BMT	1.4541	196000	2308	0,270

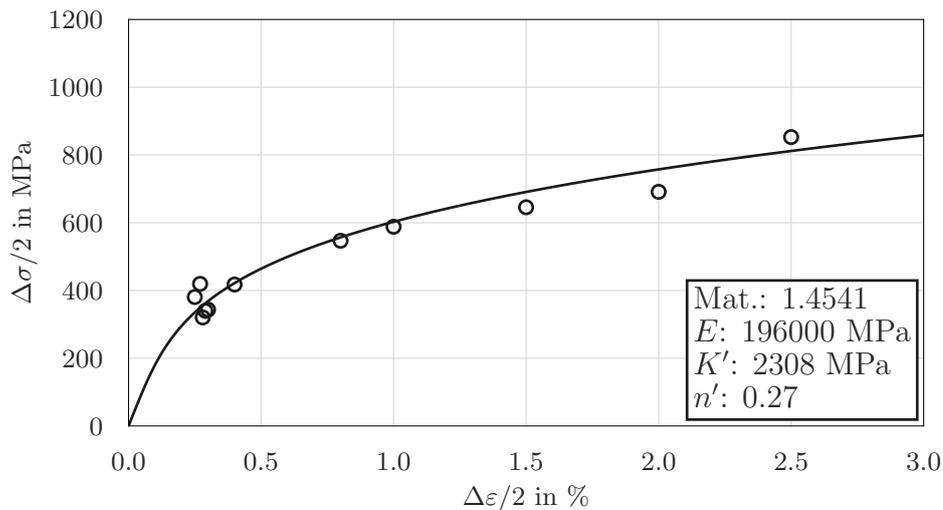


Abb. 3.2: Einzelversuche und angepasste Ramberg-Osgood-Kurve für den Grundwerkstoff 1.4541.

Abb. 3.3 stellt die Dehungsamplitude der Versagensschwingspielzahl gegenüber. Die Abbildung verdeutlicht, dass die Lasthorizonte so gewählt wurden, damit die Versuche logarithmisch gleichmäßig verteilte Versagensschwingspielzahlen zwischen  $N = 10$  und  $N = 2 \cdot 10^6$  aufweisen.

Ähnlich zur Ramberg-Osgood-Gleichung, kann auch an die Wertepaare aus Dehungsamplitude und Versagensschwingspielzahl eine Gleichung gefittet werden. Als Modellgleichung wird dabei der vierparametrische Ansatz nach *Manson*, *Coffin* und *Morrow* gewählt, vgl. [100]:

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{a,el} + \varepsilon_{a,pl} = \frac{\sigma'_f}{E}(2N)^b + \varepsilon'_f(2N)^c \quad (3.4)$$

Ergebnisse zu den vier Regressionsparametern  $\sigma'_f$ ,  $\varepsilon'_f$ ,  $b$  und  $c$  sind in Tab. 3.4 aufgeführt. Diese vier Parameter und Gleichung Gl. 3.4 liefern die Dehnungswöhlerlinie in Abb. 3.3. Sie bildet die Grundlage für das Kerbdehnungskonzept. Die beiden Versuche bei  $2 \cdot 10^6$  Schwingspielen, welche nicht das Versagenskriterium erreicht haben, wurden als Durchläufer bewertet und nicht für die Ableitung der Mittelwertskurve berücksichtigt.

Da die dehnungsgeregelten Versuche nach dem Perlschnurverfahren durchgeführt wurden und auch nur elf wertbare Versuchsergebnisse vorliegen, lässt sich keine statistisch

Tab. 3.4: Parameter der Dehnungswöhlerlinie für den Grundwerkstoff.

Bezeichnung	Material	$E$ in MPa	$\sigma'_f$ in MPa	$\varepsilon'_f$	$b$	$c$
BMT	1.4541	196000	1438	0,123	-0,115	-0,388

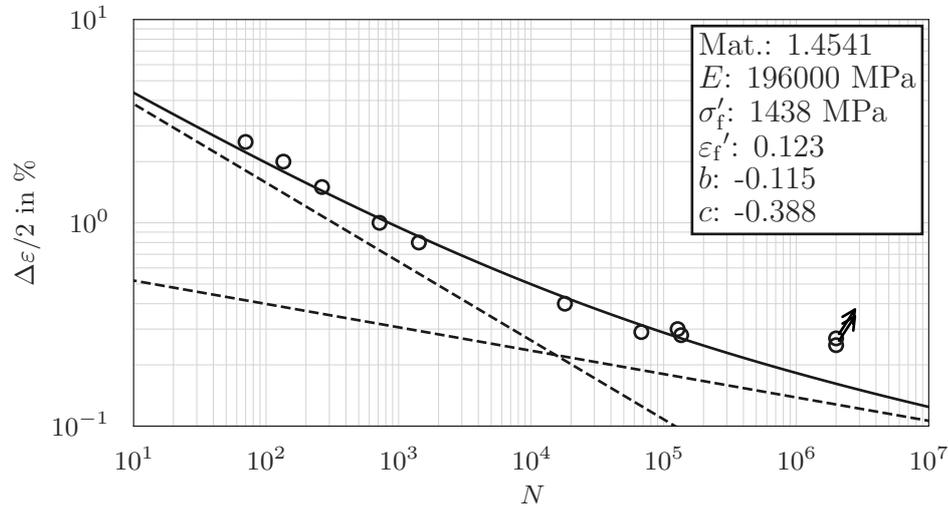


Abb. 3.3: Dehnungswöhlerlinie und Einzelversuche für den Grundwerkstoff 1.4541.

relevante Aussage über die Streuung der Versuche treffen. Es kann jedoch angenommen werden, dass die Dehnungswöhlerlinie mit den Parametern in Tab. 3.4 das Werkstoff- und Versagensverhalten des austenitischen Werkstoffs im Mittel widerspiegelt.

Um die eigenen Versuche zu überprüfen wird deshalb ein Vergleich zur Dehnungswöhlerlinie des KTA 3201.2 [59] Regelwerks bei Raumtemperatur angestellt. Die Datenbasis der Dehnungswöhlerlinie des KTA-Regelwerks wird von *Schuler et al.* [117] erörtert. Bei Raumtemperatur wird die Dehnungswöhlerlinie mit der Dehnungsamplitude  $\varepsilon_a = \frac{\Delta\varepsilon}{2}$  in % durch folgende Gleichung beschrieben:

$$\ln(N) = 6,706 - 2,172 \cdot \ln(\varepsilon_a - 0,136) \quad (3.5)$$

Gl. 3.5 ist eine Mittelwertskurve und wurde an einer Versuchsdatenbasis mit folgenden Randbedingungen abgeleitet [117]:

- Abgeleitet an polierten zylindrischen Standardproben
- Probendurchmesser von 5,1 - 9,5 mm
- Dehnungsgeregelte Versuche mit einem Dehnungsverhältnis von  $R_\varepsilon = -1$
- 158 Ermüdungsversuche mit Lebensdauern zwischen  $10^0$  und  $10^7$  Zyklen der Werkstoffe X6CrNiTi18-10S (1.4541) und X6CrNiNb18-10S (1.4550)
- Versagenskriterium: 25 % Kraftabfall

In Abb. 3.4 sind die Versuchsergebnisse dieser Untersuchung der Mittelwertskurve mit Gl. 3.5 gegenübergestellt.

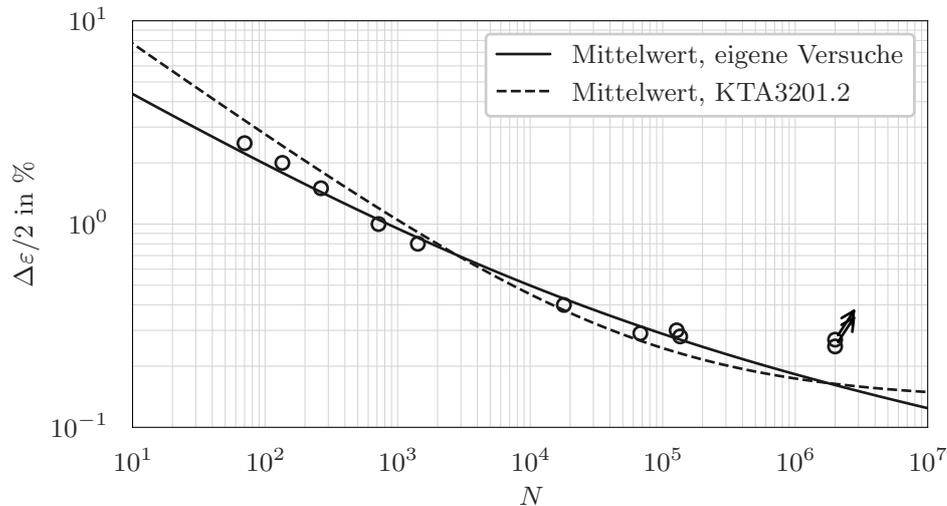


Abb. 3.4: Dehnungswöhlerlinie und Einzelversuche für den Grundwerkstoff 1.4541 und Mittelwertskurve aus [117].

Die Abweichungen der beiden Mittelwertskurven in Abb. 3.4 sind hauptsächlich auf das angewendete Versagenskriterium zurückzuführen. Bei den Versuchen dieser Studie wurde ein Kraftabfall von 5 % der Kraftamplitude als Versagen definiert, wohingegen der KTA-Mittelwertskurve ein Versagenskriterium von 25 % Kraftabfall zugrunde liegt. Letzteres führt insbesondere bei Lebensdauern im LCF-Bereich dazu, dass die KTA-Mittelwertskurve zu höheren Lebensdauern als die Versuche dieser Untersuchung neigt. Dafür ist der höhere Anteil des Risswachstums bei der KTA-Mittelwertskurve verantwortlich. Beide Dehnungswöhlerlinien weisen im Übergang von LCF zu HCF keinen nennenswerten Knickpunkt auf.

## 3.2 Untersuchte Schweißverbindungen

Um die Anwendbarkeit einer Berechnungsmethodik für eine Vielzahl an Schweißverbindungen überprüfen zu können, sollten die Schweißverbindungen möglichst viele unterschiedliche Merkmale aufweisen. In der Versuchsdatenbasis sollten verschiedene Varianten enthalten sein hinsichtlich:

- Wanddicke
- Schweißnahttyp
- Nahtnachbearbeitung

Zusätzlich sollen Schweißstöße mit Schweißnahtwurzeln enthalten sein, um den Ermüdungsnachweis für Schweißnahtwurzelsversagen beurteilen zu können.

Die Makroschliffe der untersuchten Schweißverbindungen sind in Abb. 3.5 dargestellt. Die Stumpfnah Abb. 3.5 (a) mit 8 mm Wanddicke wurde von beiden Seiten mit jeweils einer

Schweißraupe voll durchgeschweißt. Abb. 3.5 (b) zeigt die Kehlnaht mit 8 mm Wanddicke. In Abb. 3.5 (c) und (d) sind die voll durchgeschweißten T-Stöße dargestellt, wobei Abb. 3.5 (c) die Variante ohne Nahtnachbearbeitung und Abb. 3.5 (d) die Variante mit nachbearbeitetem Nahtübergang zeigt. Die Nachbearbeitung erfolgte mit einem tropfenförmigen Fräswerkzeug, welches manuell entlang der Schweißnahtübergänge geführt wurde. Dadurch erhalten die Schweißnahtübergänge eine dem Fräswerkzeug entsprechende Kontur.

In Abb. 3.5 (e) sind die dickwandigen Kehlnähte mit 40 mm Wandstärke dargestellt. Abb. 3.5 (f) und (g) zeigen die einseitig durchgeschweißten Schweißnähte im unbehandelten und nachbearbeiteten Zustand.

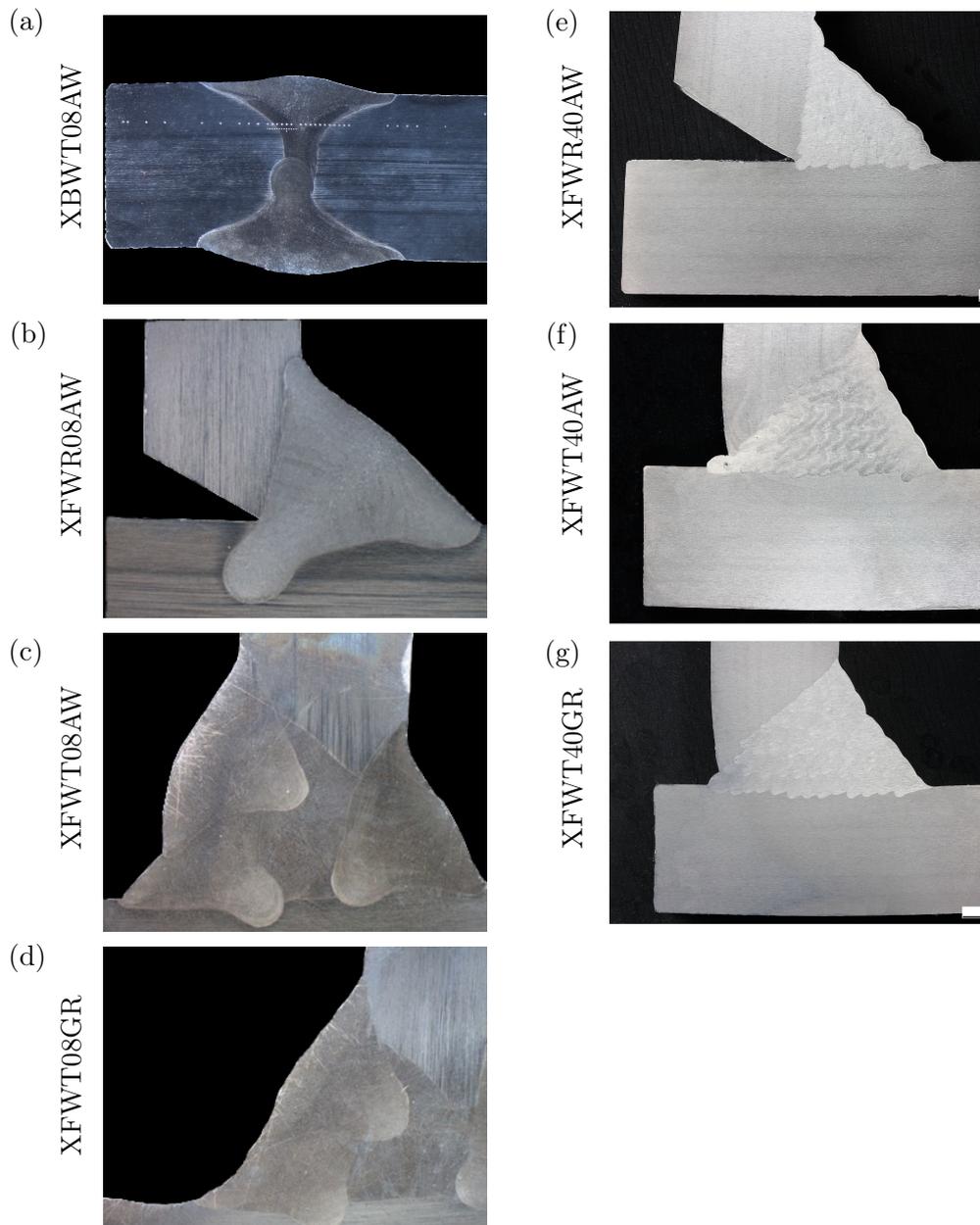


Abb. 3.5: Makroschliffbilder der Schweißproben aus dem Grundwerkstoff 1.4541 und Probenbezeichnungen. (a)-(d) Dünnwandige Stoßvarianten mit 8 mm Wanddicke. (e)-(g) Dickwandige Stoßvarianten mit 40 mm Wanddicke.

Die Verbindungen wurden mittels MSG-Puls geschweißt. Als Schweißzusatzwerkstoff

wurde ein artgleicher Werkstoff A G 19 9 1 Si (1.4316) nach DIN EN ISO 14343 [24] verwendet. Die zu verschweißenden Platten wurden zunächst manuell geheftet und anschließend durch einen Roboter teilautomatisiert geschweißt. Die Platten wurden nicht mechanisch gespannt, wodurch bei einigen Schweißstößen ein teils erheblicher Winkelverzug auftrat. Mechanisches oder thermisches Richten der Schweißnähte fand nicht statt. Bei den Vollanschlüssen mit Nahtnachbearbeitung erfolgte die Nachbearbeitung manuell mit dem Fingerfräser solange, bis die Nahtübergangskerbe entfernt war, wobei dies rein visuell überprüft wurde.

An den Schweißverbindungen wurden Härtemessungen durchgeführt, um die örtliche Verteilung der Festigkeitseigenschaften zu ermitteln. Die Härtemessung erfolgte an drei definierten Bereichen einer Schweißnaht.

Um aussagekräftige Härtemessungen der Wärmeeinflusszone zu erhalten, wurde eine Grundmaterialprobe wärmebehandelt. Die Wärmebehandlung erfolgte an einem Stück eines 8 mm Blechs aus dem Werkstoff 1.4541 bei einer Temperatur von 1100 °C, einer Haltedauer von einer Stunde und anschließendem Abschrecken der Probe in Wasser. Das wärmenachbehandelte Grundmaterial 1.4541+AT zeigt einen geringfügigen Härteverlust im Vergleich zum unbehandelten Material 1.4541, siehe Tab. 3.5. Das artgleiche Schweißgut 1.4316 weist eine ähnliche mittlere Härte, wie die wärmenachbehandelte Grundmaterialprobe 1.4541+AT auf. Weitere Untersuchungen in Form von Härteverlaufsmessungen und Gefügeanalysen sind dem Forschungsbericht LCF-Weld [82] zu entnehmen.

Tab. 3.5: Vickershärte HV1 für unterschiedliche Schweißnahtbereiche der Schweißverbindungen, gemessen an jeweils 10 Punkten.

	1.4541	1.4541+AT	1.4316
median	245	216	210

### 3.3 Versuchsdurchführung für Schweißverbindungen

Der Versuchsaufbau für die Prüfung der T- und Stumpfstöße ist in Abb. 3.6 dargestellt. Es wurden zwei unterschiedliche Spannvorrichtungen konzipiert. Die Spannvorrichtung für die T-Stöße in Abb. 3.6 (a) verfügt über zwei drehbare Lager. Damit wird sichergestellt, dass die T-Stöße mit schweißbedingtem Winkelverzug kraftfrei eingespannt werden können. Die Vorspannung erfolgt mit einer Schraubenverbindung. Mit dieser Prüfvorrichtung können sowohl die T-Stöße mit 8 mm Wanddicke als auch die T-Stöße mit 40 mm geprüft werden.

Am oberen Flansch befindet sich die Kraftmessdose mit einem Messbereich von  $\pm 400$  kN. Am unteren Flansch ist die Vorrichtung mit dem Prüfzylinder verbunden. Die Belastung folgt aus einer axialen Verschiebung des Prüfzylinders. Durch die gelenkige Lagerung erfahren die T-Stöße nicht nur eine Stauchung und Längung, sondern auch eine Biegebelastung. Die Einspannlänge der T-Stöße wurde so gewählt, dass die resultierenden Kräfte innerhalb des Messbereichs der Prüfmaschine lagen.

Zusätzlich kam ein Digital-Image-Correlation-Messsystem (DIC) zur optischen Messung der Verschiebungen der Probenoberfläche zum Einsatz. Für einige Versuche wurden mit

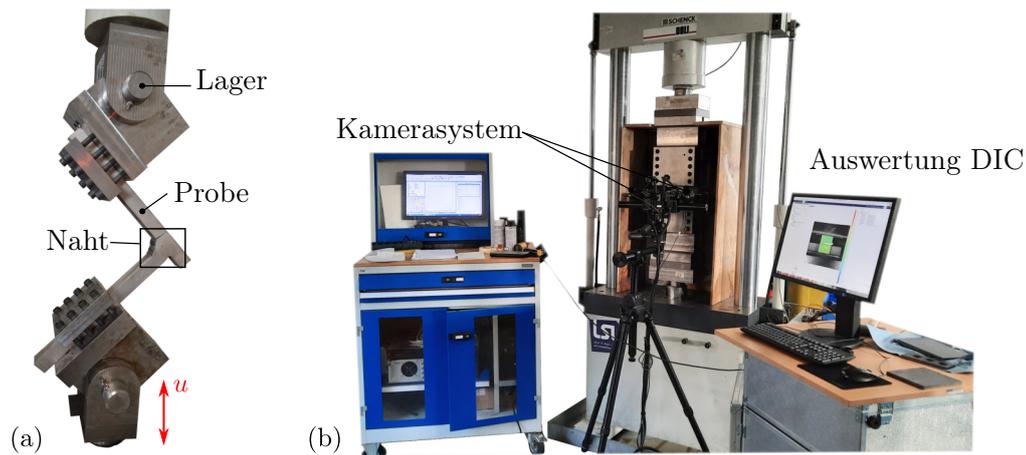


Abb. 3.6: Versuchsaufbau zur Prüfung der T- und Stumpfstöße. (a) Eingespannter T-Stoß mit 40 mm Wanddicke. (b) Eingespannter Stumpfstoß und Messaufbau.

diesem Messsystem stichprobenartig die lokalen Beanspruchungen in den Versagensbereichen untersucht.

Dabei werden die versagenskritischen Bereiche der Proben mit einem stochastischen Farbmuster versehen. Die vor der Probe positionierten Kameras nehmen während der zyklischen Versuche dieses Farbmuster auf und erfassen Verschiebungen des stochastischen Musters in allen drei Raumrichtungen.

Durch die Stochastizität des Farbmusters kann jeder Bereich des Musters eindeutig von der Bildverarbeitungssoftware identifiziert und ein eindeutiges Verschiebungsfeld berechnet werden. Aus diesem Verschiebungsfeld können die Dehnungen abgeleitet werden. Genauere Informationen zur DIC-Methode liefern *Schreier et al.* [115].

Mit diesen Messungen kann das Wachstum der Ermüdungsrisse beobachtet werden indem die Versuche zu mehreren Zeitpunkten der Gesamtlebensdauer bis zum Bruch bildtechnisch erfasst werden.

Die Belastung der Schweißstöße erfolgt durch eine sinusförmige Verschiebung mit einem konstanten Verschiebungsverhältnis von  $R_u = -1$ . Die Prüffrequenzen wurden, wie bei den Werkstoffversuchen, in Abhängigkeit von der Lasthöhe gewählt, sodass bei höheren Lebensdauern auch höhere Prüffrequenzen verwendet werden konnten. Bei allen Versuchen wurde darauf geachtet, dass sich die Proben im Versagensbereich nicht spürbar erwärmen.

### 3.4 Auswertemethodik und Versagenskriterium

Die Versuche an den Schweißverbindungen wurden bis zum trennenden Bruch durchgeführt, das heißt für alle Versuche liegen Bruchschwingenspielzahlen vor. Während der Versuchsdurchführung wurden die Kraft-Zeitverläufe kontinuierlich aufgezeichnet und ausgewertet.

In Abb. 3.7 ist beispielhaft der Kraft-Schwingenspiel-Verlauf einer Stumpfstoßprobe dargestellt. Positive Kräfte bedeuten eine Zugbelastung der Probe, negative Kräfte hingegen eine Druckbelastung. Durch die Kinematik der Prüfmaschine und plastisches Materialverhalten entsteht eine Kraft ungleich null im Nullpunkt der Belastung, bei dem die Zylinderverschiebung  $u = 0$  ist. Mit zunehmender Risslänge nehmen sowohl die maximale Zugkraft als auch

die positive Mittelkraft kontinuierlich ab.

Analog zu den Stumpfstoßproben erfolgte die Auswertung der T-Stöße. Abb. 3.8 zeigt beispielhaft die Auswertung an einer dickwandigen T-Stoßprobe mit Rissausgang an der Nahtwurzel.

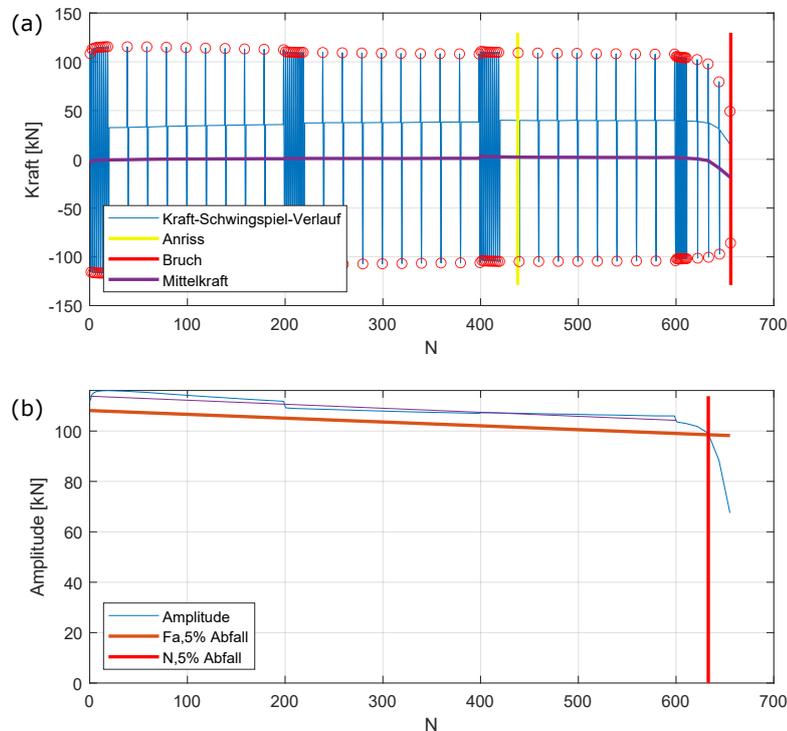


Abb. 3.7: Auswertung der Versagenschwingenzahl der Stumpfstoße. (a) Kraft-Schwingspiel-Verlauf. (b) Auswertung der Versagenschwingenzahl bei 5% Kraftabfall.

Äquivalent zu den Versuchen an den Werkstoffproben wird anhand der Kraft-Zeitmessschriebe ein Kraftabfall von 5% ausgewertet. Die Auswertung erfolgt nicht bezogen auf die maximale Kraft, sondern auf die Kraftamplitude. Die Kraftamplitude wurde herangezogen, da zusätzlich einige Versuche mit optischer Dehnungsmessung untersucht wurden. Um eine ausreichende Bildanzahl pro Schwingspiel zu erzielen, wurden die Versuche für die Dauer der Bildaufnahmen des DIC-Messsystems mit einer niedrigeren Prüffrequenz durchgeführt.

Beim erneuten Starten der Versuche nach der Bildaufnahme führte durch die Maschinenregelung zu kurzzeitigem, geringfügigem Überschwingen der Maximalkraft. Diese Diskontinuität im Maximalkraftsignal ist in der Amplitude weniger zu erkennen, wodurch die Festlegung eines kontinuierlichen Kraftniveaus einfacher ist, siehe Abb. 3.8 (b).

Die Auswertung erfolgte teilautomatisiert, da bei jedem Versuch, abhängig vom Zeit-Kraftmessschrieb die Filtereigenschaften für die Identifikation der Kraft-Umkehrpunkte oder des Hüllsignals, angepasst werden mussten. Anhand des Signals der Kraftamplitude wird anschließend ein linearer Verlauf approximiert. Der Schnittpunkt dieses angenäherten linearen Verlaufs mit der Ordinate definiert das Kraftniveau, auf welches das Kraftabfallkriterium von 5% angewendet wird. Der angenäherte lineare Verlauf wird um diesen Betrag parallel verschoben. Der resultierende Schnittpunkt mit dem Kraft-Zeitverlauf liefert die

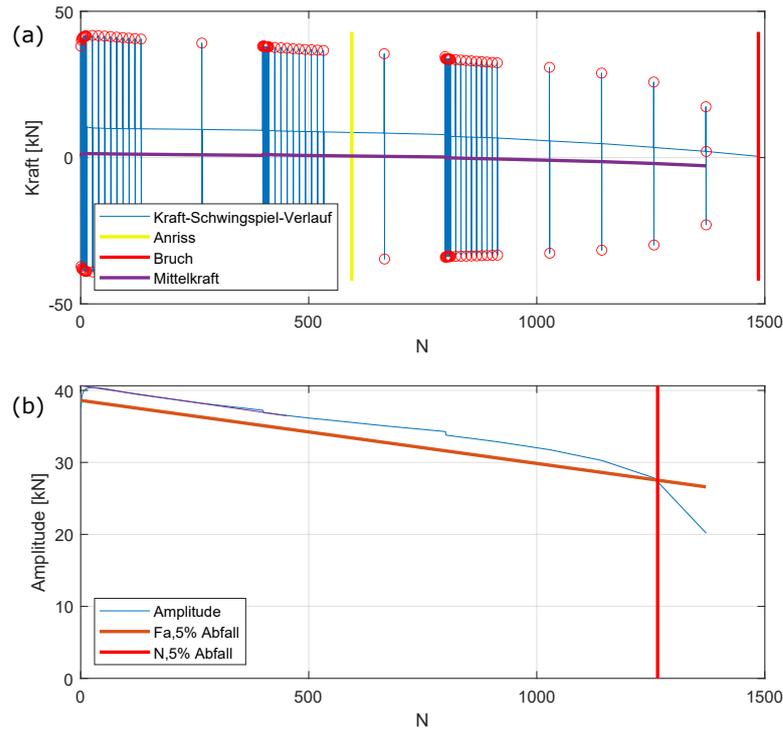


Abb. 3.8: Auswertung der Versagenschwingspielzahl der T-Stöße. (a) Kraft-Schwingspiel-Verlauf. (b) Auswertung der Versagenschwingspielzahl bei 5 % Kraftabfall.

Schwingspielzahl für das genannte Versagenskriterium.

Nach Definition des Versagenskriteriums eines 5 %-igen Kraftabfalls, ergibt sich zu jedem Versuch eine zugehörige Versagensschwingspielzahl. Im weiteren Verlauf dieser Arbeit bezieht sich der Begriff Versagensschwingspielzahl auf das genannte Kraftabfallkriterium. Als Bruchschwingspielzahl wird die Schwingspielzahl bis zum trennenden Bruch der Schweißstöße bezeichnet. Der Begriff Anrisschwingspielzahl bezeichnet die Lebensdauer bis zu einer definierten, technisch detektierbaren Risslänge oder -tiefe.

# 4 Versuchsergebnisse und Rissfortschrittsverhalten

## 4.1 Versuchsergebnisse

### Verschiebungs-Wöhlerdiagramm

Wie in Unterkapitel 3.3 beschrieben, erfolgt die Belastung der Schweißstöße durch eine sinusförmige Verschiebung des Prüfzylinders mit einem Verschiebungsverhältnis von  $R_u = -1$ . In Abb. 4.1 sind die vorgegebenen, konstanten Verschiebungsamplituden der Versuche über die Versagensschwingspielzahl aufgetragen. Die Nomenklatur der Proben und das typische Versagensbild ist in Tab. 4.1 dargestellt.

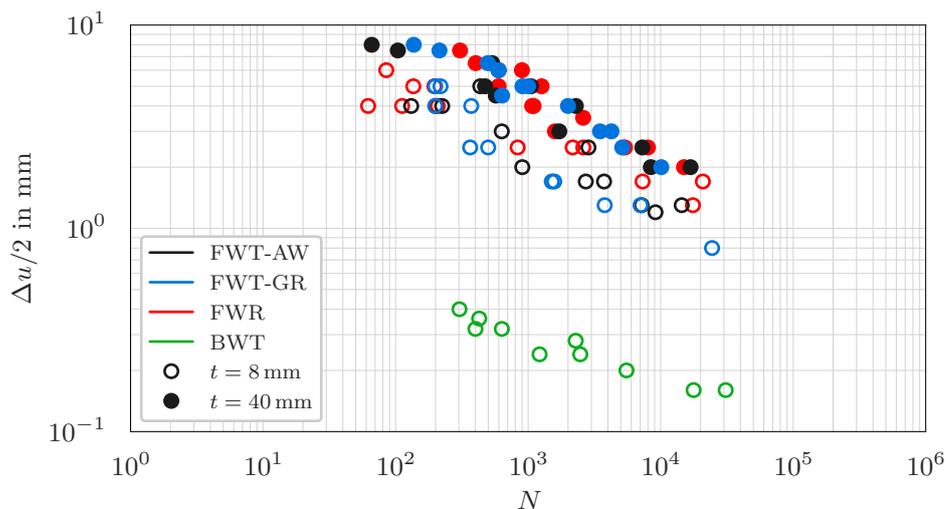


Abb. 4.1: Verschiebungsamplitude des Prüfzylinders gegenüber der Versagensschwingspielzahl bei 5% Kraftabfall.

Bei den voll durchgeschweißten T-Stößen im nicht nachbearbeiteten Zustand (FWT-AW) zeigt sich ausschließlich Nahtübergangsversagen. Die Risse initiieren dabei meist am Nahtübergang des Gurtblechs, teilweise auch am Nahtübergang des Stegblechs. Eine Zuordnung der beiden Versagensorte zu einer Lasthöhe ist nicht möglich. Somit werden diese als konkurrierende Versagensorte interpretiert. Aufgrund der Symmetrie der T-Stöße ist anzunehmen, dass die Nennspannung in den Querschnitten beider Nahtübergänge an Gurt- und Stegblech ähnlich ist. Das bevorzugte Versagen wird durch die lokalen Steifigkeitsunterschiede in Form von unterschiedlichen Nahtübergangswinkeln und Nahtübergangsradien bestimmt. Möglicherweise wirken sich auch geringfügige Variationen der Einspannlängen der Schenkel auf die lokale Beanspruchung an den Nahtübergängen aus.

Tab. 4.1: Benennung der Proben und typisches Versagensbild.

Probentyp	Beschreibung	Typisches Versagensbild
FWT-AW	Durchgeschweißter T-Stoß, wie geschweißt	Anriss an Nahtübergang, Durchriss senkrecht zu Blechdicke
FWT-GR	Durchgeschweißter T-Stoß, nachbearbeitet	Anriss an Nahtübergang, Durchriss senkrecht zu Blechdicke
FWR	T-Stoß mit Kehlnaht, wie geschweißt	Anriss an Nahtwurzel, Durchriss durch Schweißgut
BWT	Durchgeschweißter Stumpfstoß, wie geschweißt	Anriss an Nahtübergang, Durchriss senkrecht zu Blechdicke

Nach der Rissinitiierung an einem der beiden Nahtübergänge wachsen die Risse in Dickenrichtung weiter bis zum Bruch der Proben. Das Versagensbild ist für die voll durchgeschweißten T-Stöße im nicht nachbearbeiteten Zustand für beide Wandstärken gleich. Nach Anriss eines Nahtübergangs traten keine weiteren Ermüdungsrisse an den Schweißstößen auf.

Die durchgeschweißten T-Stöße im nachbearbeiteten Zustand (FWT-GR) weisen ein sehr ähnliches Versagensverhalten auf. Bei den dünnwandigen T-Stößen sind die Nahtübergänge an Gurt- und Stegblech wieder konkurrierend. Lediglich bei den dickwandigen Varianten der nachbearbeiteten T-Stöße trat ausschließlich Versagen am Nahtübergang des Gurtblechs auf. Grund dafür ist, dass die Einfrästiefe am Nahtübergang des Gurtblechs deutlich größer als die Einfrästiefe am Nahtübergang des Stegblechs ist.

Bei den T-Stößen mit Kehlnaht im Zustand wie geschweißt (FWR) trat ausschließlich Nahtwurzelversagen auf. Nach Rissinitiierung an der Schweißnahtwurzel schritten die Risse in fast allen Fällen durch das Schweißgut fort. In Einzelfällen wuchsen die Risse ausgehend von der Schweißnahtwurzel in Dickenrichtung des ungeschweißten Gurtblechs. Bei den dickwandigen Kehlnahtproben traten nach Rissfortschritt ausgehend von der Nahtwurzel weitere Anrisse ausgehend von der Decklage zwischen benachbarten Schweißnahttraupen auf, jedoch erst nach Erreichen des definierten Versagenskriteriums von 5 % Kraftabfall.

Die Stumpfstöße wurden ebenfalls nicht nachbearbeitet (BWT) und wiesen ausschließlich Nahtübergangsversagen auf. Auch hier wuchsen die Risse senkrecht zur maximalen Hauptspannungsrichtung, also in Dickenrichtung und führten zum finalen Bruch der Proben.

Die Versuchspunkte in Abb. 4.1 weisen Versagen im niederzyklischen Bereich auf. Zunächst lässt sich feststellen, dass sich die dünnwandigen T-Stöße relativ ähnlich verhalten. Da die Proben mit Kehlnaht (FWR) eine geringere Steifigkeit aufweisen, ergeben sich im Mittel etwas längere Lebensdauern, als bei den voll durchgeschweißten T-Stößen. Auch die dickwandigen Proben verhalten sich relativ ähnlich.

Die dünnwandigen und dickwandigen T-Stöße sind in der Darstellung nicht zu vergleichen, da gänzlich andere Hebelverhältnisse und Einspannlängen bei den Versuchen vorlagen.

Ein Vergleich zwischen den nicht nachbearbeiteten T-Stößen (FWT-AW) und den nachbearbeiteten T-Stößen (FWT-GR) zeigt keinen eindeutigen lebensdauererlängernden Effekt.

Bei den Stumpfstößen (BWT) wurden aufgrund der deutlich höheren Steifigkeit geringere Verschiebungsamplituden aufgebracht. Kürzere Lebensdauern konnten bei den Stumpfstößen

nicht erzielt werden, da höhere Lasten zum Ausknicken der Proben führten. Durch schweißbedingten Winkelverzug der Stumpfstoße wurde der Stabilitätsverlust der Stumpfstoße unter Druckbelastung zudem begünstigt.

### Kraft-Wöhlerdiagramm

In Abb. 4.2 werden die Kraftamplituden der Versagensschwingspielzahl gegenübergestellt. Die Kraftamplituden sind diejenigen, auf welche das Kraftabfallkriterium von 5 % angewendet wurde. In dieser Darstellung weisen die Stumpfstoße (BWT) die höchsten Kraftamplituden auf. Bei den T-Stößen fällt auf, dass die T-Stöße mit Kehlnaht (FWR) und Wurzelversagen im Mittel kürzere Lebensdauern, als die vollandgeschweißten T-Stoßvarianten (FWT-AW/GR) aufweisen.

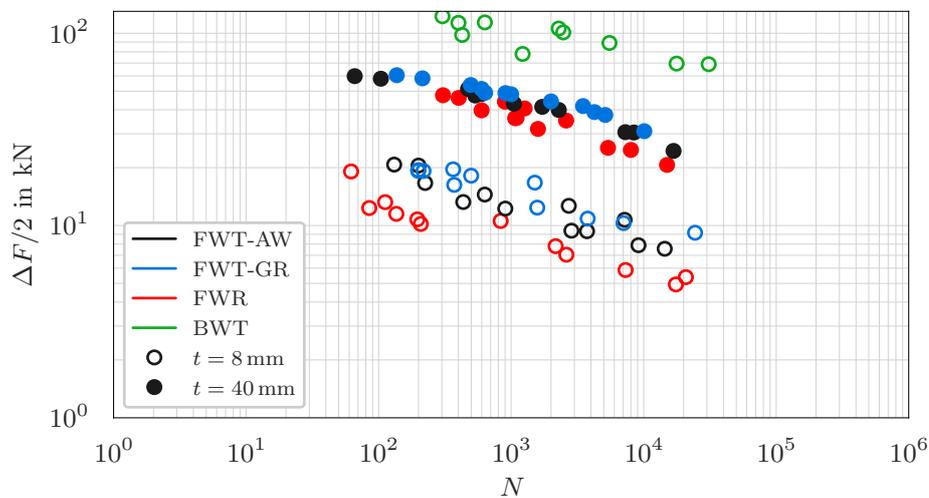


Abb. 4.2: Gemessene Kraftamplitude gegenüber der Versagensschwingspielzahl bei 5 % Kraftabfall.

Die Auswertung der Versuche liefert einerseits Bruchschwingspielzahlen und andererseits Versagensschwingspielzahlen bis zu genanntem Kraftabfallkriterium. Zusätzlich liegen bei einigen Schweißstößen Informationen über optisch detektierte Anrisse an den Nahtübergängen beziehungsweise Nahtwurzeln vor. Als Konsequenz daraus wird deshalb untersucht, inwieweit sich die jeweiligen Zyklen bis Anriss, Kraftabfall und Bruch unterscheiden.

## 4.2 Ermittlung des Rissfortschrittsverhaltens

Beim verwendeten Versagenskriterium von 5 % Kraftabfall, bezogen auf die Kraftamplitude eines zyklisch stabilisierten Zustands, weisen die Schweißstöße Risstiefen von mehreren Millimetern auf. Je nach Industriebranche und Anwendungsfall sind dies Defekte, die nicht mehr zulässig sind. Im Rahmen der bruchmechanischen Untersuchungen bezeichnet der Begriff Risslänge die Ausprägung eines Risses an der Bauteiloberfläche. Die Risstiefe bezeichnet hingegen die Ausprägung eines Risses senkrecht zur Bauteiloberfläche beziehungsweise in Dickenrichtung.

Für die Ermittlung des Rissfortschrittverhaltens werden experimentelle Daten und numerische Untersuchungen verwendet. Auf experimenteller Seite liegen bei einigen Versuchen optisch gemessene Risstiefen vor. Die messtechnische Erfassung der Anrisslängen erfolgte jedoch nur stichprobenartig.

Als technischer Anriss wurden für die stichprobenartige Messungen Risse mit Längen von 1-3 mm erfasst. Bei den Proben mit Kehlnaht (FWR) war keine Messung der oberflächlichen Risslängen möglich, da die Wurzel nicht eingesehen werden konnte. Folglich wurden bei den Kehlnahtproben Anrisschwingspielzahlen notiert, sobald eine optisch erkennbare Risstiefe in der Profilansicht der T-Stöße aufgetreten ist.

Die stichprobenartig ermittelten Anrisschwingspielzahlen sind in Abb. 4.3 als Einzelwerte gegenüber den Kraftamplituden dargestellt. Die durchgezogenen Linien stellen Mittelwertskurven der Datenpunkte aus Abb. 4.2 dar. Die Linien spiegeln also im Mittel das Ermüdungsverhalten bezogen auf das Versagenskriterium von 5 % Kraftabfall wider. Es wäre zu erwarten, dass die Quadrate in Abb. 4.3 kürzere Lebensdauern aufweisen, als die Mittelwertlinien. Durch den Mittelwertscharakter der Linien und die Streuung der gemessenen Anrisschwingspielzahlen ist dies aber nicht immer der Fall.

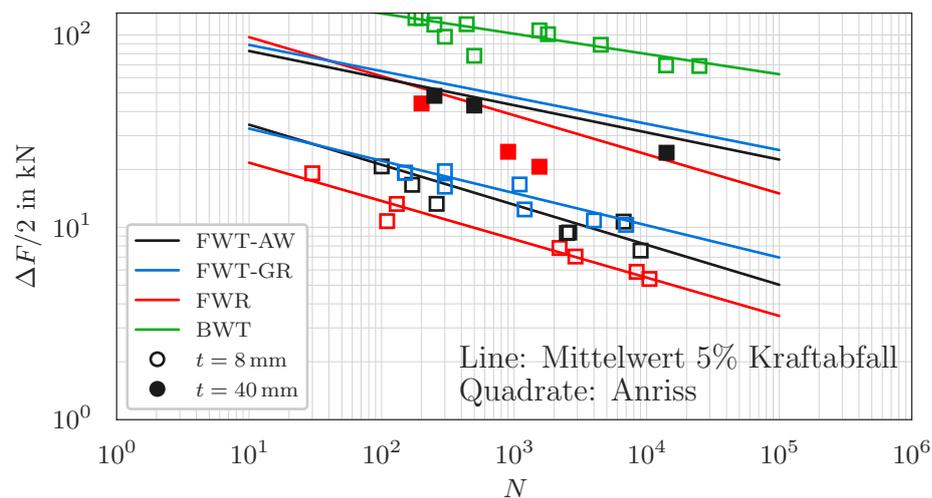


Abb. 4.3: Vergleich von Anriss und Versagensschwingspielzahl für 8 mm dicke Stumpf- und T-Stöße.

In den meisten Fällen ist festzustellen, dass zwischen den stichprobenartig erfassten Anrisschwingspielzahlen und den mittleren Versagensschwingspielzahlen für das 5 % Kraftabfallkriterium keine große Diskrepanz besteht. Bei den dickwandigen Kehlnahtproben (FWR) fällt jedoch auf, dass die Anrissbildung wesentlich vor der Versagensschwingspielzahl auftritt. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Proben mit zunehmender Risslänge nachgiebiger werden, was bei verschiebungsgesteuerter Belastung zu einer Verzögerung des Risswachstums führt.

### Experimentelle Risstiefenmessung an T-Stößen

Neben stichprobenartigen Messungen der Anrisschwingspielzahlen wurden bei einigen Versuchen ganze Schwingspiele mit Hilfe der digitalen Bildkorrelation erfasst. Die Risstiefen-

messung und die numerische Simulation werden im Folgenden am Beispiel der Probentypen XFWR40AW, Kehlnähte mit Nahtwurzelversagen, und XFWT40AW, Vollanschlüsse mit Nahtübergangsversagen, gezeigt. Die restlichen Probentypen werden analog untersucht. Aus den Messungen können folgende experimentelle Daten ermittelt werden:

- Verschiebungen von Referenzpunkten zum Abgleich mit deckungsgleichen Referenzpunkten in der Finite-Elemente-Software
- Dehnungsfelder im Versagensbereich zum Abgleich mit Dehnungsfeldern aus der Finite-Elemente-Analyse
- Risstiefen in der Seitenansicht, welche in Finite-Elemente-Analysen nachmodelliert werden, um eine Beanspruchungsanalyse für die vorhandenen Risstiefen durchzuführen

Im Schlussbericht des Forschungsprojekts LCF-Weld [82] wurden die ersten beiden Punkte behandelt, jedoch nicht der letzte Punkt, die Analyse des Rissfortschrittsverhaltens. Hier stehen die Risstiefen aus den DIC-Messungen im Fokus. In Abb. 4.4 ist beispielhaft die Messung der Risstiefe an den T-Stößen mit Nahtübergangsversagen dargestellt.

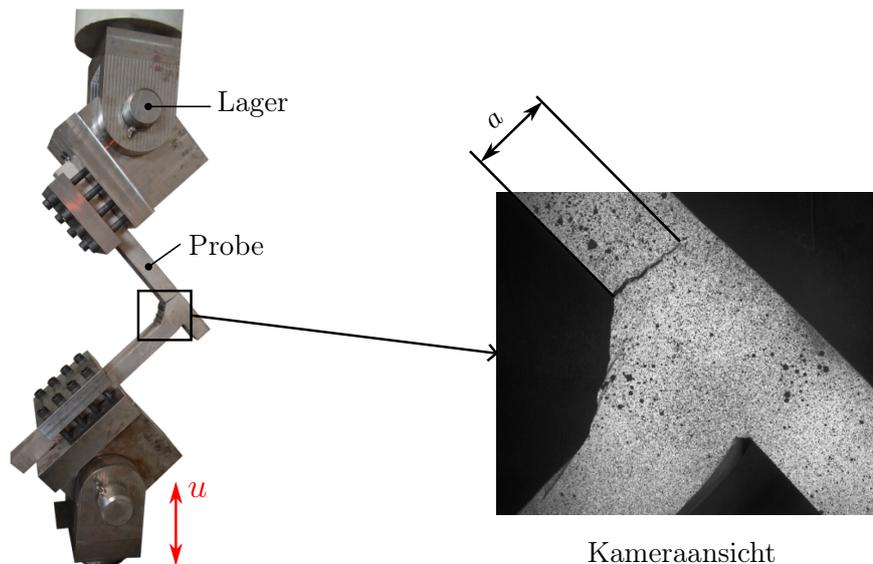


Abb. 4.4: Definition der gemessenen Risstiefen an T-Stößen mit Nahtübergangsversagen.

Dabei wird unterschieden zwischen den Probentypen mit Nahtübergangsversagen, bei denen die Risse in Richtung der Wanddicke wachsen und Probentypen mit Nahtwurzelversagen, bei denen die Risse durch das Schweißgut wachsen. Die Auswertung der Risstiefen ist für beide Fälle in Abb. 4.5 dargestellt.

Die Risse wachsen im Falle des Nahtübergangsversagens normal zur Oberfläche in Dickenrichtung. Da mehrere Bilder je Schwingenspiel aufgenommen wurden, wird das Bild eines Schwingspiels zur Auswertung verwendet, bei welchem der Riss am weitesten geöffnet ist. Die maximale Rissöffnung findet am Lastumkehrpunkt statt, also wenn die gemessene Prüfkraft maximal und positiv ist. Die maximale Risstiefe wird dann normal zur Außenkante des Gurt- oder Stegblechs gemessen.

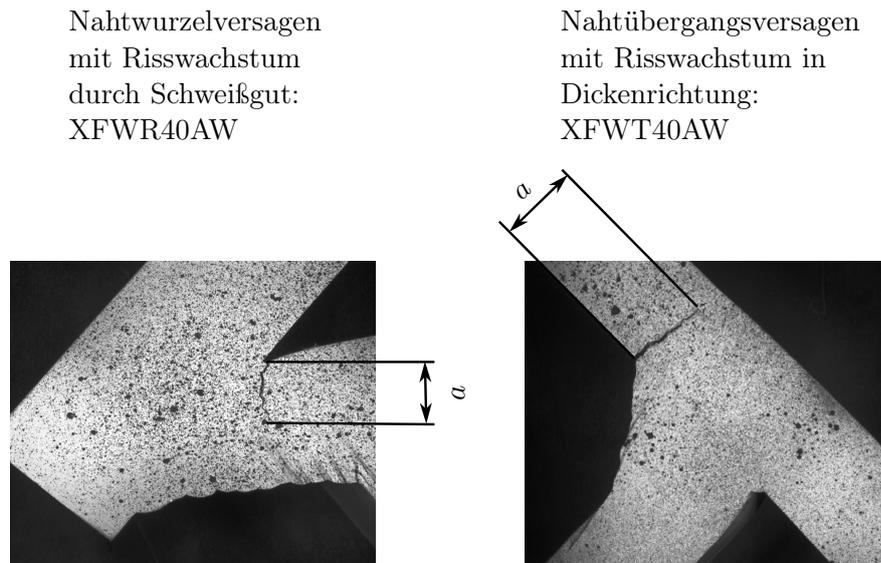


Abb. 4.5: Messung der Risstiefe bei Wurzelversagen und Nahtübergangsversagen.

An den dickwandigen T-Stößen mit Nahtübergangsversagen und Nahtwurzelversagen, wie in Abb. 4.5, wird nun der Rissfortschritt untersucht. Dafür werden jeweils Risstiefenmessungen an vier typgleichen T-Stößen bei unterschiedlichen Lastniveaus verwendet.

In Abb. 4.6 sind die Risstiefen den entsprechenden Schwingspielzahlen beispielhaft für einen T-Stoß mit Nahtwurzelversagen gegenübergestellt. Die einzelnen Datenpunkte stellen jeweils ein diskretes Wertepaar aus Risstiefe bei zugehöriger Schwingspielzahl dar. Punkte einer Farbe gehören zu einer Probe bei zugehöriger Lasthöhe und Lebensdauer.

Bei den Wertepaaren mit einer Risstiefe von  $a = 0$  mm konnte bei deren zugehöriger Schwingspielzahl noch keine Risstiefe festgestellt werden. Sämtliche Messdaten aller Proben, wie in Abb. 4.6 abgebildet, sind in Tab. A.3 aufgeführt.

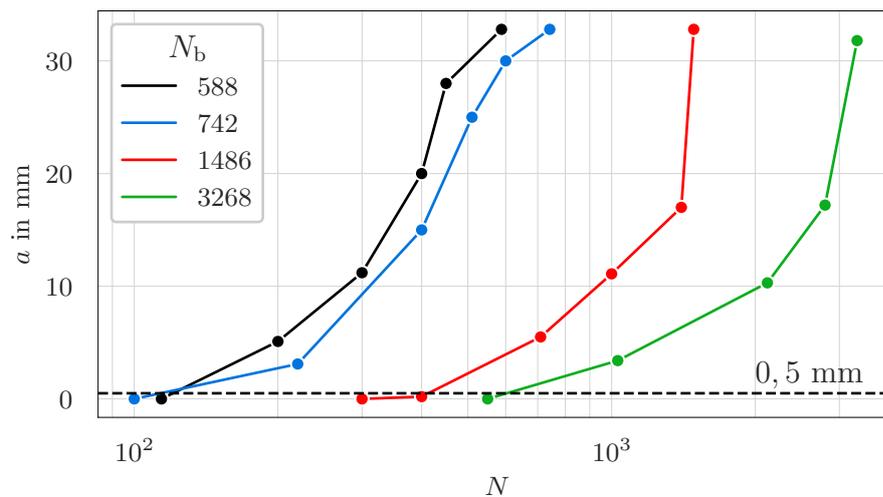


Abb. 4.6: Rissfortschritt an dickwandigem T-Stoß mit Nahtwurzelversagen.

Um den Rissfortschritt beurteilen zu können, werden an den Wertepaaren in Abb. 4.6 Sekantensteigungen berechnet. Dies geschieht mit der linksseitigen Differenzenformel nach

Munz et al. [77]:

$$D^- f(x_0) = \frac{f(x_0) - f(x_0 - h)}{h} \quad (4.1)$$

Wobei  $f(x_0)$  den Funktionswert an der Stelle  $x_0$  beschreibt und  $h$  die Schrittweite zum Punkt  $f(x_0 - h)$ .

Formuliert mit Risstiefen und Schwingenspielzahlen erhält man eine Gleichung für die Berechnung der mittleren Risswachstumsrate für die Risslängen zwischen dem Messwert  $a_i$  und  $a_{i-1}$ .

$$\left(\frac{\Delta a}{\Delta n}\right)_i = \frac{a_i - a_{i-1}}{n_i - n_{i-1}} \quad (4.2)$$

Die resultierenden Rissfortschrittswerte  $\left(\frac{\Delta a}{\Delta n}\right)_i$  können den Risstiefen  $a_i$  gegenübergestellt werden, siehe Abb. 4.7 beispielhaft für den dickwandigen T-Stoß mit Nahtwurzelversagen. Es zeigt sich ein lasthöhenabhängiges Verhalten der Rissfortschrittsraten. Aus höheren Lastniveaus folgen höhere Rissfortschrittsraten. Außerdem zeigt sich, deutlicher erkennbar als in Abb. 4.6, dass bei einer Risstiefe von etwa der halben Wandstärke beziehungsweise bei etwa 20 mm eine Verlangsamung des Risswachstums auftritt. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Proben mit zunehmender Risttiefe an Steifigkeit verlieren. Bei verschiebungsgeregelter Belastung führt dies zu einer geringeren Beanspruchung im Restquerschnitt als bei Kraftregelung und damit zu einer Verlangsamung des Rissfortschritts.

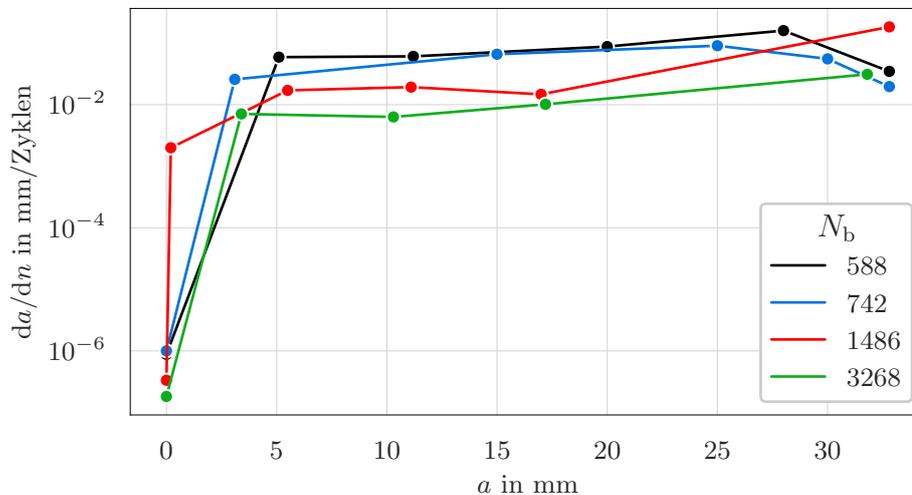


Abb. 4.7: Rissfortschrittsgeschwindigkeit an dickwandigem T-Stoß mit Nahtwurzelversagen, abgeleitet aus den Messdaten in Abb. 4.6.

Üblicherweise werden Rissfortschrittsraten jedoch nicht wie in Abb. 4.7 über die Risslänge dargestellt, sondern über die Rissspitzenbeanspruchung. Daraus kann ein Zusammenhang zwischen einem Beanspruchungswert bei gegebener Risttiefe und der Rissfortschrittsgeschwindigkeit ermittelt werden. Mit Hilfe einer Regressionsanalyse lässt sich dann beispielsweise das *Paris-Erdogan* Gesetz aus Gl. 2.9 ableiten. Die Rissspitzenbeanspruchung hängt einerseits von der Geometrie der Struktur und des Risses ab, sowie von der Höhe der äußeren Last.

Das Vorgehen zur Risstiefenmessung wird für die restlichen Probenotypen übernommen und die Ergebnisse gesammelt dargestellt.

### Numerische Simulation der Rissspitzenbeanspruchung

Für die Abschätzung der Rissspitzenbeanspruchung an rissbehafteten Schweißstößen existieren Näherungsgleichungen, wie von *Hobbacher* [45], welche auch in gegenwärtigen Empfehlungen für den bruchmechanischen Nachweis von Schweißverbindungen wie den IIW-Recommendations [46] enthalten sind. Diese Lösungen für Spannungsintensitätsfaktoren sind nicht unmittelbar auf die geometrische Form der in diesem Bericht behandelten T-Stöße übertragbar. Mit Hilfe von numerischen Simulationen werden deshalb eigene Näherungsgleichungen für die Rissspitzenbeanspruchung abgeleitet. Im folgenden wird der Berechnungslauf für die dickwandigen T-Stöße mit Nahtübergangsversagen dargestellt. Der Ablauf wird dann wieder für sämtliche Stoßarten gleichermaßen angewendet.

Die numerische Simulation der Rissspitzenbeanspruchung erfolgt mit Hilfe von Finite-Elemente-Simulationen in *ANSYS APDL*. Folgende Annahmen wurden getroffen:

- Verwendung ebener Elemente PLANE183 mit quadratischen Ansatzfunktionen
- Ebener Dehnungszustand
- Linear-elastisches Materialverhalten mit  $E = 196000$  MPa und  $\nu = 0,3$
- Rechteckiger Riss mit konstanter Tiefe über die gesamte Bauteilbreite

Als Beanspruchungsparameter wird der linear-elastische Spannungsintensitätsfaktor  $K$  für Rissmodus I oder den Rissöffnungsmodus verwendet, welcher im Postprocessing von *ANSYS APDL* zur Verfügung steht.

Zur numerischen Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors wird ein parametrisiertes Finite-Elemente-Modell erstellt, siehe Abb. 4.8 (a). Als variable Geometrieparameter wurden die Risstiefe  $a$  und der Winkel  $\gamma$  zwischen Gurt- und Stegblech gewählt, da diese maßgeblich die Steifigkeit des T-Stoßes beeinflussen.

Der Riss wird am Nahtübergang in Wanddickenrichtung modelliert. Er entspricht damit dem tatsächlichen Anrissort und der Rissausbreitungsrichtung im Versuch. Für die Nahtdicke und die Nahtgeometrie wurden Mittelwerte aller T-Stöße des jeweiligen Probenotyps gewählt, da hier die Streuung im Vergleich zum Winkel zwischen Gurt- und Stegblech gering ist. Die dritte variable Größe ist die Belastungshöhe in Form der vorgegebenen Verschiebungsamplitude  $u_a$  des Prüfzylinders.

Die Lager in Abb. 4.8 (a) entsprechen den Mittelpunkten der Gleitlager des Prüfaufbaus. Ein Vergleich von gemessenen und numerisch berechneten Kraftamplituden wurde für alle T-Stöße in [82] durchgeführt und zeigte im Mittel eine gute Übereinstimmung der Kraftamplituden, siehe Abb. B.1.

In Abb. 4.9 (a) ist beispielhaft das Ergebnis für die linear-elastisch berechnete von-Mises-Vergleichsspannung dargestellt. Abb. 4.9 (b) zeigt das  $J$ -Integral, welches auf zehn unterschiedlichen Pfaden um die Rissspitze ausgewertet wird.

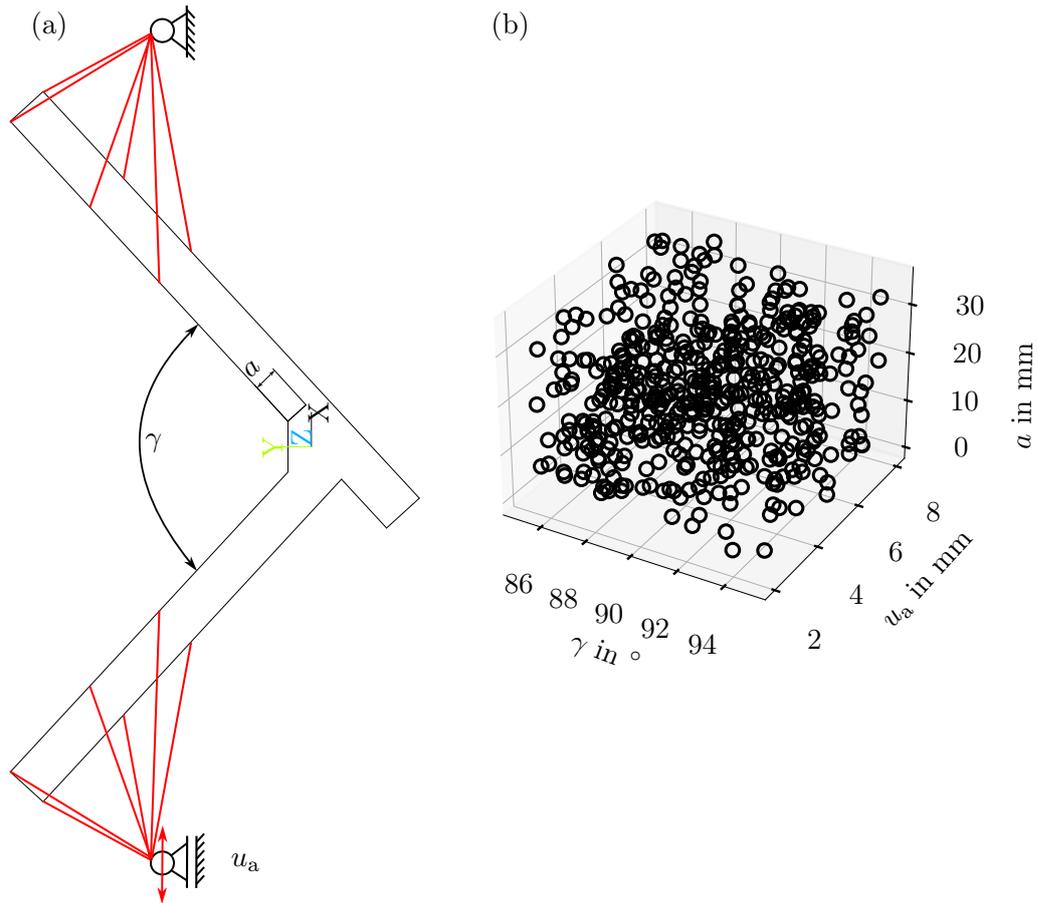


Abb. 4.8: Erstellung von Geometriekombinationen. (a) Festlegung der Modellparameter. (b) Latin-Hypercube-Sampling für den 3-dimensionalen Parameterraum.

Das Konvergenzverhalten, sowie die geringe Streuung der Werte für  $J$  weist auf die Pfadunabhängigkeit des Ergebnisses für das  $J$ -Integral und eine ausreichende Netzfeinheit hin.

Da bei linear-elastischem Material ein direkter Zusammenhang zwischen dem monotonen  $J$ -Integral und dem Spannungsintensitätsfaktor  $K$  besteht, gilt die ausreichende Netzfeinheit auch für den Spannungsintensitätsfaktor, da [84]:

$$J = \frac{K^2}{E'} \quad (4.3)$$

Darin ist  $E' = E$  für den ebenen Spannungszustand und  $E' = E/(1 - \nu^2)$  für den ebenen Verzerrungszustand.

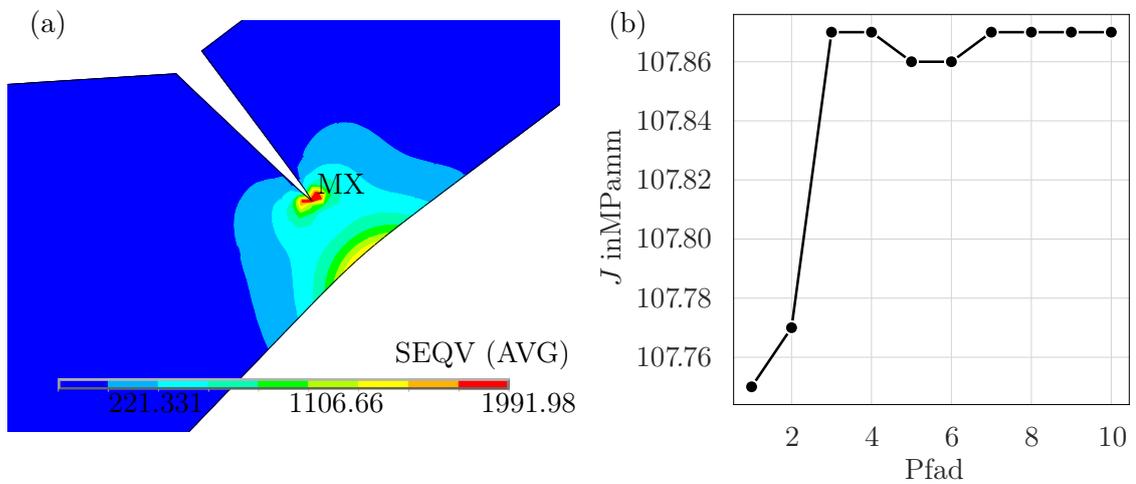


Abb. 4.9: Ergebnis einer beispielhaften Finite-Elemente-Simulation. (a) Von-Mises-Vergleichsspannung. (b)  $J$ -Integral unterschiedlicher Pfade.

Anhand der berechneten Parameterkombinationen wird ein mathematisches Ersatzmodell für den gesamten Parameterraum definiert. Der Parameterraum wird durch die in den Versuchen maximal und minimal auftretenden Werte für die Risstiefe  $a$ , den Winkel  $\gamma$  und die Verschiebungsamplitude  $u_a$  definiert.

Nach Definition des Parameterraums erfolgt eine Diskretisierung des Raums durch ein Latin-Hypercube-Sampling [70]. Insgesamt werden 500 Parameterkombinationen erstellt, für welche anschließend numerisch der Spannungsintensitätsfaktor bestimmt wird. Das Sampling oder die Parameterkombinationen sind in Abb. 4.8 (b) für den dickwandigen T-Stoß abgebildet.

Nach der Berechnung der Parameterkombinationen wird eine Regressionsanalyse durchgeführt. Bei Analyse der Simulationsergebnisse zeigt sich, dass die Antwortgröße  $K$  einen nichtlinearen Zusammenhang zu den Eingangsgrößen  $a$ ,  $\gamma$  und  $u_a$  aufweist. Deshalb wird eine polynomiale Regression durchgeführt, wodurch im Vergleich zur multiplen linearen Regression eine bessere Anpassung des Modells an die berechneten Daten möglich wird [113]. Das polynomiale Regressionsmodell hat folgende Gestalt:

$$Y_i = \beta_0 + \beta_1 x_i + \dots + \beta_k x_i^k + \epsilon_i \quad (4.4)$$

Darin entspricht  $Y_i$  der Antwortgröße  $K$  und  $x_i$  mit  $i = 3$  den drei Eingangsgrößen  $a$ ,  $\gamma$  und  $u_a$ . Als Ordnung wurde für das Modell  $k = 3$  gewählt. Als Gütemaß für die Regression wird das Bestimmtheitsmaß  $R^2$  verwendet. Im Vergleich zur multiplen linearen Regression mit einem Bestimmtheitsmaß von beispielsweise  $R^2 = 0,735$  lässt sich mit der polynomialen Regression ein Bestimmtheitsmaß von  $R^2 = 0,995$  erzielen. Die Bestimmtheitsmaße und die Regressionskoeffizienten  $\beta_i$  aller Schweißstoßgeometrien sind in Tab. B.1 aufgelistet. Zusätzlich zu den hohen Bestimmtheitsmaßen von über 99% zeigt Abb. B.2 beispielhaft die Übereinstimmung zwischen Finite-Elemente-Simulationen und den Regressionsgleichungen für den Schweißstoß mit Nahtwurzelsversagen.

Es muss beachtet werden, dass im Falle der polynomialen Regression die Anwendbarkeit auf den zuvor festgelegten Parameterbereich beschränkt ist. In Tab. B.2 sind die für die jeweilige Schweißstoßgeometrie gültigen Anwendungsgrenzen angegeben. Eine Extrapolation außerhalb dieser Wertebereiche ist nicht zulässig [113].

Das mathematische Ersatzmodell ist eine polynomiale Funktion der Form nach Gl. 4.4. Dadurch lassen sich kontinuierliche Funktionen für den Spannungsintensitätsfaktor in Abhängigkeit von der Geometrie- und Lastparameter darstellen. Weiterhin wird anstelle des monotonen Spannungsintensitätsfaktors  $K$  dessen Schwingbreite verwendet. Die Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors berechnet sich zu:

$$\Delta K = K_{\max} - K_{\min} \quad (4.5)$$

Da die Belastung  $u_a$  zyklisch mit einem Lastverhältnis von  $R_u = -1$  aufgebracht wird, und die Finite-Elemente-Analysen linear-elastisch durchgeführt wurden, entspricht der minimale Spannungsintensitätsfaktor  $K_{\min}$  dem maximalen Spannungsintensitätsfaktor  $K_{\max}$  mit negativem Vorzeichen. Die Schwingbreite ergibt sich dann aus dem zweifachen des maximalen Spannungsintensitätsfaktors:

$$\Delta K = 2 \cdot K_{\max} \quad (4.6)$$

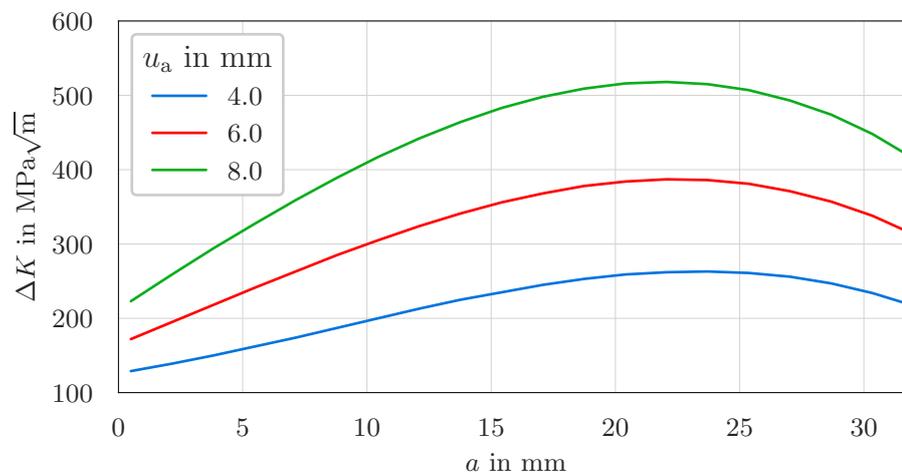


Abb. 4.10:  $\Delta K$  bei unterschiedlichen Risttiefen und Lasthöhen für den dickwandigen T-Stoß mit Nahtübergangsversagen.

In Abb. 4.10 sind drei ausgewählte Verschiebungsamplituden  $u_a$  in Abhängigkeit der Risstiefe  $a$  dargestellt. Betrachtet man die Kurven mit unterschiedlicher Lasthöhe bei gleicher Risslänge zeigen sich bei höheren Lasten auch höhere Werte für  $\Delta K$ . Die Kurven verlaufen nichtlinear. Bis zu einer Risstiefe von etwa 20 mm steigt die Rissspitzenbeanspruchung  $\Delta K$  kontinuierlich an. Ab einer Risstiefe von etwa 20 bis 25 mm zeigt sich hingegen eine Umkehr der Kurvenkrümmung und ein Abnehmen des Spannungsintensitätsfaktors bei noch tieferen Rissen. Vergleicht man den Verlauf der numerisch berechneten Rissspitzenbeanspruchung in Abb. 4.10 mit den experimentell ermittelten Rissfortschrittsgeschwindigkeiten aus Abb. 4.7, so lässt sich die Abnahme der Rissfortschrittsgeschwindigkeiten  $da/dn$  ab Risstiefen von etwa 20 mm oder halber Wandstärke erklären.

In gleicher Weise wurden auch parametrische Untersuchungen an den restlichen Typen der T-Stöße durchgeführt. Dazu wurden je Stoßtyp 500 Finite-Elemente-Simulationen mit unterschiedlichen Geometrie- und Lastkombinationen berechnet. Je Stoßtyp ließ sich so eine Regressionsgleichung auf Basis des Finite-Elemente-Datensatzes ableiten, um eine Vorhersage von  $\Delta K$  bei unterschiedlichen Geometrie- und Lastverhältnissen zu ermöglichen. Die Ergebnisse der insgesamt vier untersuchten Varianten sind in Abb. 4.11 und Abb. 4.12 dargestellt.

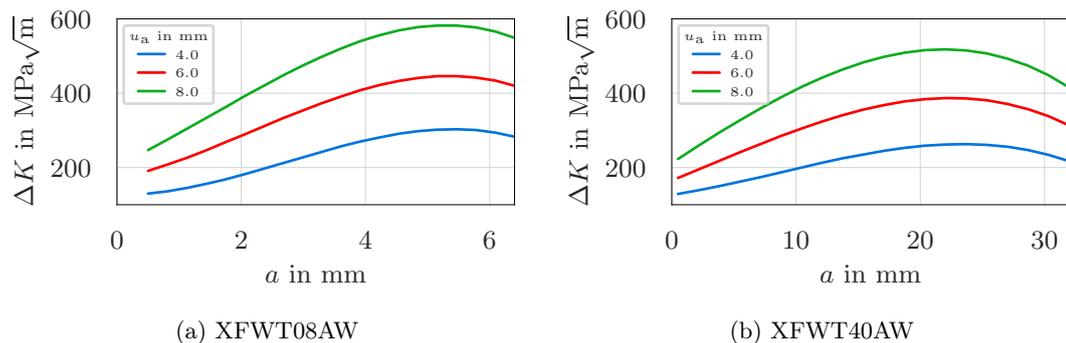


Abb. 4.11:  $\Delta K$  bei unterschiedlichen Risstiefen und Lasthöhen für T-Stöße mit Nahtübergangsversagen. Rissausgang am Nahtübergang und Risswachstum in Dickenrichtung.

Abb. 4.11 zeigt die Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors  $\Delta K$  über der Risstiefe. Die Kurvenverläufe entsprechen wieder drei unterschiedlichen Lastniveaus. Die Kurvenverläufe von  $\Delta K$  des dünnwandigen T-Stoßes mit Nahtübergangsversagen (a) ähneln denen des dickwandigen T-Stoßes (b). Die Höhe der Spannungsintensitätsfaktoren sind in den Darstellungen nicht vergleichbar, da trotz gleicher Belastungshöhe aufgrund unterschiedlicher Hebelverhältnisse und Querschnitte die Beanspruchungen im Versagensquerschnitt unterschiedlich sind.

In Abb. 4.12 sind die Kurvenverläufe von  $\Delta K$  für die Proben mit Rissausgang von der Nahtwurzel und Risswachstum durch das Schweißgut dargestellt. Die Kurven für die dünnwandigen Varianten (a) ähneln wieder denen für die dickwandigen Varianten (b). Ähnlich, wie bei den Proben mit Nahtübergangsversagen zeigt sich ein Plateau der Rissspitzenbeanspruchung. Mit zunehmender Risstiefe tritt nach Erreichen dieses Plateaus eine

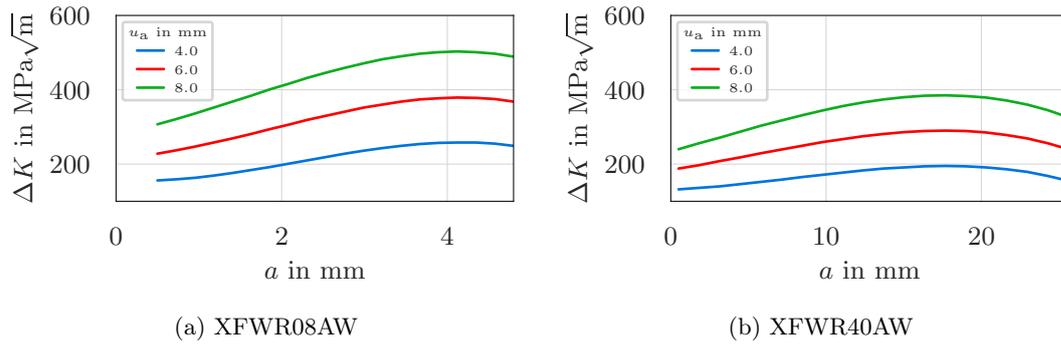


Abb. 4.12:  $\Delta K$  bei unterschiedlichen Risstiefen und Lasthöhen für T-Stöße mit Nahtwurzelversagen. Rissausgang an Nahtwurzel und Risswachstum durch Schweißgut.

Abnahme von  $\Delta K$  auf. Wie bei Abb. 4.7 äußert sich die abnehmende Risspitzenbeanspruchung nach Erreichen einer maximalen Beanspruchungshöhe in einer Verlangsamung des Rissfortschritts.

### Plastizitätskorrektur und Risschließeffekte

Die Regressionsgleichungen für die linear-elastischen Spannungsintensitätsfaktoren zur bruchmechanischen Rückrechnung sind vorhanden. Bevor die Rückrechnung erfolgen kann, werden die Effekte der Plastizitätskorrektur und des Risschließens diskutiert. Insbesondere im Bereich des Kurzrissswachstums sind die Berücksichtigung elastisch-plastischer Deformation im Versagensquerschnitt und von Risschließeffekten wichtig.

Die *IBESS*-Prozedur nach *Zerbst et al.* [150] bietet eine Gleichung an, mit welcher die beiden Effekte für den bruchmechanischen Nachweis von Schweißverbindungen berücksichtigt werden können:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot [U \cdot \Delta K_p]^n \cdot \left[ 1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K_p} \right]^p \quad (4.7)$$

Darin sind  $C$ ,  $n$  und  $p$  materialabhängige Parameter.  $U$  ist eine Funktion in Abhängigkeit der Risstiefe im Kurzrissswachstum und näherungsweise unabhängig von der Risstiefe im Bereich des Langrissswachstums.

Die Plastizitätskorrektur erfolgt durch Verwendung eines plastisch-korrigierten Spannungsintensitätsfaktors  $\Delta K_p$ . Dieser folgt aus:

$$\Delta K_p = \sqrt{\Delta J \cdot E'} \quad (4.8)$$

$\Delta J$  ist das elastisch-plastische zyklische J-Integral und folgt aus der Multiplikation des elastischen zyklischen J-Integrals mit einer plastischen Korrekturfunktion  $f(\Delta L_r)$ :

$$\Delta J = \frac{(\Delta K)^2}{E'} \cdot [f(\Delta L_r)]^{-2} \quad (4.9)$$

In *IBESS* [150] sind analytische Gleichungen angegeben, welche die Abschätzung der plastischen Korrekturfunktion  $f(\Delta L_r)$  ermöglichen. Da diese Gleichungen für halb elliptische

Risskonfigurationen gelten, ist jedoch eine Anwendung für die in den Finite-Elemente-Modellen implementierten geraden Risse nicht direkt gegeben.

Es wird also weiterhin mit den fiktiv-elastischen  $\Delta K$  aus den Regressionsgleichungen gearbeitet, welche anhand linear-elastischer FEA's ermittelt wurden.

Diese linear-elastischen  $\Delta K$  werden anschließend den experimentell gemessenen  $da/dN$  - Werten gegenübergestellt.

Zusätzlich zur Vernachlässigung der Plastizitätskorrektur seitens der Beanspruchung, wird der Term  $U$  in Gl. 4.7 für Risssschließeffekte nicht berücksichtigt. Da alle Schweißstöße bei gleichem Lastverhältnis geprüft wurden und angenommen wird, dass im Bereich der Langrissbruchmechanik das Risssschließen unabhängig von der Risstiefe ist, wird weiterhin unterstellt, dass der Term  $U$  für alle Probekörper konstant und gleich ist.

Sollte nun eine *Paris*-Gerade anhand der vorliegenden Rissfortschrittswerte  $da/dN$  und den numerisch ermittelten  $\Delta K$  - Werten abgeleitet werden, so gilt der Zusammenhang ausschließlich für das Lastverhältnis von  $R_u = -1$ .

Unter den genannten Annahmen und Vereinfachungen ist zusammenfassend festzuhalten, dass das Vorgehen zur bruchmechanischen Rückrechnung nicht dem Ablauf des bruchmechanischen Nachweises entspricht. Auf Seite der Beanspruchung bleibt die Plastizitätskorrektur unberücksichtigt, sowie das Risssschließen. Wie bereits erwähnt ist die bruchmechanische Rückrechnung in dieser Studie jedoch auf den Bereich der Langrissbruchmechanik beschränkt, in der davon ausgegangen wird, dass der linear-elastische Spannungsintensitätsfaktor eine zulässige Beanspruchungsgröße darstellt und der Risssschließterm  $U$  im Bereich der Langrissbruchmechanik konstant ist.

## Bruchmechanische Rückrechnung

Aus den experimentell ermittelten Wertepaaren  $(\frac{\Delta a}{\Delta n})_i$  und den numerisch berechneten  $\Delta K(a_m)$  wird nun eine Beziehung für den Rissfortschritt abgeleitet. Für die mittlere Risswachstumsrate  $(\frac{\Delta a}{\Delta n})_i$  zwischen dem Messwert  $a_i$  und  $a_{i-1}$  werden Spannungsintensitätsfaktorwerte für mittlere Risslängen  $a_m$  berechnet. Die mittlere Risslänge ergibt sich dabei aus  $a_m = (a_i + a_{i-1})/2$ .

Die so berechneten Wertepaare aus  $(\frac{\Delta a}{\Delta n})_i$  und  $\Delta K(a_m)$  sind in Abb. 4.13 für vier unterschiedliche Probenotypen dargestellt. Der Rissfortschritt wurde dabei jeweils an den dickwandigen und dünnwandigen Varianten der T-Stöße mit Nahtübergangsversagen, sowie der T-Stöße mit Nahtwurzelversagen ermittelt. Bei Ersteren wachsen die Risse durch das Grundmaterial, bei Letzteren durch das Schweißgut. Dadurch sind in der Datenwolke Rissfortschrittsdaten zweier unterschiedlicher Materialien enthalten. Dies ist ein Grund für die Streuung der Datenwolke. Aufgrund der Artgleichheit von Schweißgut und Grundmaterial verhalten sich die Probenotypen XFWR08AW, XFWR40AW mit Rissverlauf durch das Schweißgut ähnlich zu den Probenotypen XFWT08AW, XFWT40AW mit Rissverlauf durch das Grundmaterial.

Für die Streuung der Datenwolke in Abb. 4.13 ist jedoch nicht allein der Werkstoffunterschied verantwortlich. Folgende mögliche Einflüsse können Ursachen für die Streuung darstellen:

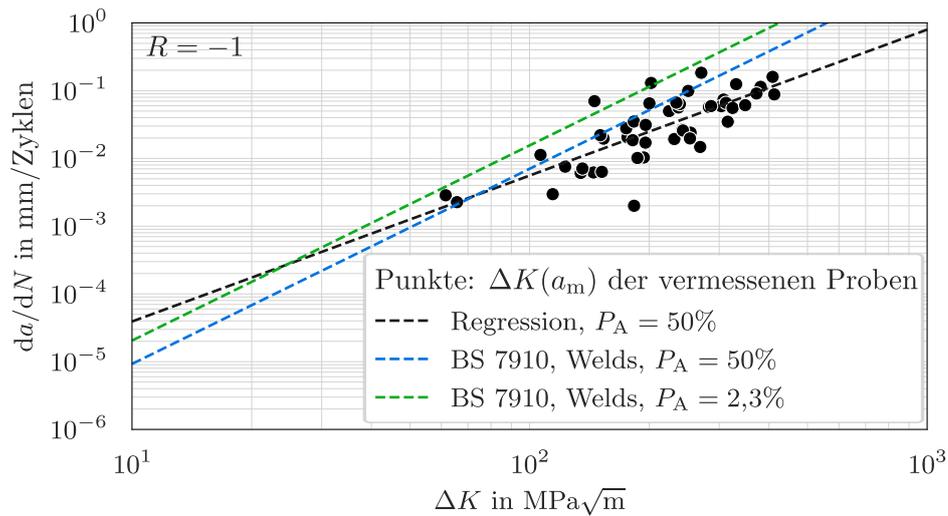


Abb. 4.13: Experimentell ermittelte Rissfortschrittsgeschwindigkeit und numerisch berechnete Risspitzenbeanspruchung bei mittleren Risslängen, vgl. Tab. A.3.

- In der Datenwolke sind Rissfortschrittsdaten von Grundmaterial und artgleichem Schweißgut enthalten.
- Eine unzureichende Kameraauflösung des DIC-Messsystems kann für eine geringfügige Unterschätzung der tatsächlichen Risstiefe verantwortlich sein.
- Durch die begrenzte Anzahl der Kameraaufnahmen pro Schwingspiel kann es möglich sein, dass die Lastumkehrpunkte nicht exakt erfasst wurden. Dies würde ebenfalls zu einer Unterschätzung der Risstiefe führen.
- Die geringe Anzahl der  $a$ - $N$  Wertepaare führt zu einer Unsicherheit bezüglich der mittleren Rissfortschrittsraten  $\left(\frac{\Delta a}{\Delta n}\right)_i$ .
- In den Finite-Elemente-Modellen zur Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren wurden Mittelwerte für einige Geometriegrößen, wie Nahtdicke, Wandstärke und Einspannlänge verwendet. Diese Vereinfachung kann, speziell bei starken geometrischen Abweichungen von der realen Probe, zu einer Unsicherheit bei der Schätzung der Beanspruchung mit den Regressionsgleichungen führen.
- Die Risse wurden in den Finite-Elemente-Modellen durch eine gerade Rissgeometrie idealisiert. Die tatsächlichen Risspfade weichen von dieser idealisierten Geraden geringfügig ab.

Unter Berücksichtigung der genannten Gründe für die Streuungen in der Punktwolke, lässt sich ein linearer Trend im doppellogarithmischen Plot erkennen. Durch eine Regression kann nun ein analytischer Zusammenhang in Form eines Potenzgesetzes abgeleitet werden. Dieses ähnelt der *Paris*-Gleichung und liefert einen Zusammenhang zwischen  $\frac{da}{dN}$  und  $\Delta K$ :

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^m = 1,82 \cdot 10^{-7} \Delta K^{2,23} \text{ mm/Zyklen} \quad (4.10)$$

Diese Mittelwertskurve Gl. 4.10 ist als Strichpunktlinie in Abb. 4.13 dargestellt. Die Extrapolation der Kurve zu niedrigeren Beanspruchungen beziehungsweise langsameren Rissfortschrittsgeschwindigkeiten dient der Vergleichbarkeit mit Normwerten. Ausgewählte Normwerte aus dem British Standard 7910:2019 [17] sind in Tab. 4.2 aufgeführt. Die angegebenen Werte des BS 7910 [17] gelten im Bereich  $\Delta K_0 \leq \Delta K < (1 - R_K)K_C$  für ein Verhältnis des Spannungsintensitätsfaktors  $R_K = \frac{K_{\min}}{K_{\max}} = -1$ .

Ein Vergleich der ermittelten Werte aus der linearen Regression mit den Werten aus BS 7910 [17] für ungeschweißte Stähle bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von  $P_{\dot{U}} = 50\%$  zeigt, dass der Exponent  $m$  nach Norm etwas höher ist. Ein höherer Exponent bedeutet eine steilere Neigung bei doppellogarithmischer Darstellung und somit eine höhere Beschleunigung des Risswachstums mit zunehmender Risslänge. Der niedrigere Koeffizient  $C$  im Regelwerk führt hingegen dazu, dass die Rissfortschrittskurve unterhalb der hier ermittelten Mittelwertskurve liegt.

Tab. 4.2: Ermittelter Koeffizient und Exponent der *Paris*-Gleichung im Vergleich mit Normwerten aus BS 7910 [17].

	Anwendung	Werkstoff	C	m	$\Delta K_{\text{th}}$ in MPa $\sqrt{\text{m}}$	$P_{\dot{U}}$
Eigene Werte	Geschweißt	1.4541	$1,82 \cdot 10^{-7}$	2,23	-	50 %
BS 7910 [17]	Geschweißt	Aust. Stähle	-	-	2,0	97,7 %
BS 7910 [17]	Ungeschweißt	Stähle	$8,32 \cdot 10^{-9}$	2,88	5,38	50,0 %
BS 7910 [17]	Ungeschweißt	Stähle	$1,41 \cdot 10^{-8}$	2,88	5,38	97,7 %

Neben den Normwerten im BS 7910 [17] ist in der FKM-Richtlinie für den bruchmechanischen Nachweis [9] eine obere Grenzwertkurve der Streubänder für Stähle angegeben, welche ursprünglich von *Clark* [20] vorgestellt wurde und folgendermaßen angegeben wird:

$$\frac{da}{dN} = 1,37 \cdot 10^{-7} \cdot \Delta K^{2,25} \text{ mm/Zyklen} \quad (4.11)$$

Diese obere Grenzkurve gilt nicht explizit für Schweißverbindungen. Ein Vergleich von Gl. 4.10 mit Gl. 4.11 zeigt, dass der Koeffizient  $C$  und der Exponent  $m$  der Rissfortschrittsbeziehungen recht ähnlich sind, obgleich berücksichtigt werden muss, dass die Überlebenswahrscheinlichkeiten beider Kurven nicht übereinstimmen.

Die bruchmechanische Rückrechnung erfolgt ausgehend von einer Risstiefe  $a_{\text{end}}$  zu einer Anfangsrisstiefe  $a_0$ . Als Anfangsrisstiefe wird  $a_0 = 0,5 \text{ mm}$  definiert, da dieser Wert einer technisch erfassbaren Risstiefe entspricht [9]. Da die Spannungsintensitätsfaktoren mit zweidimensionalen Finite-Elemente-Modellen ermittelt wurden, kann eine Rückrechnung auch nur für die über die gesamte Bauteilbreite durchgehende, gerade Risskonfiguration erfolgen. Diese Risskonfiguration unterscheidet sich von einem für die Schwingbruchmechanik üblichen, angenommenen halbelliptischen Riss.

Der durchgehende, gerade Riss liefert im Vergleich zum halbelliptischen höhere Anriss-schwingspielzahlen. Die Untersuchungen von Rudorffer et al. [108] bestätigen das.

Als Endrissgröße werden jene Risstiefen verwendet, welche ab dem definierten Versa-

genskriterium für Kraftabfall von 5 % auftreten. Die beim Kraftabfallkriterium erreichten Risstiefen wurden in [82] dokumentiert.

Die Integration des Rissfortschrittgesetzes nach Gl. 4.10 erfolgt numerisch mit Hilfe der *Python*-Integrationsroutine *quad* [98]. Als untere Integrationsgrenze wird die Anrisschwingspielzahl  $N_A$  beim technischen Anriss  $a_0 = 0,5$  mm verwendet. Die obere Integrationsgrenze ist die Schwingenspielzahl beim Erreichen des Kraftabfallkriteriums von 5 %  $N_{5\% \text{ Kraftabfall}}$ , welche ab einer Risstiefe von  $a_{5\% \text{ Kraftabfall}}$  auftritt. Die zu lösende Gleichung lautet:

$$\int_{N_A}^{N_{5\% \text{ Kraftabfall}}} dN = \int_{a_0}^{a_{5\% \text{ Kraftabfall}}} \frac{1}{C \cdot \Delta K^m} da \quad (4.12)$$

Eine numerische Integration von Gl. 4.12 ist notwendig, da  $\Delta K$  abhängig von der Risstiefe ist und die abgeleiteten Regressionsgleichungen nach Gl. 4.4 Polynome höherer Ordnung sind.

Die Ergebnisse der bruchmechanischen Rückrechnung sind in Abb. 4.14 dargestellt. Gezeigt sind die Versagensschwingspielzahlen bei 5 % Kraftabfall  $N_{5\% \text{ Kraftabfall}}$  als Kreise, sowie die berechneten Anrisschwingspielzahlen  $N_A$  für eine Risstiefe von  $a_0 = 0,5$  mm als Kreuze. Zunächst sichtbar ist die Tendenz, dass bei höheren Lasten der horizontale Abstand zwischen  $N_A$  und  $N_{5\% \text{ Kraftabfall}}$  größer ist, als bei niedrigeren Lasten. In anderen Worten ist die Phase der Anrissbildung im HCF-Bereich wesentlich ausgeprägter als im LCF-Bereich. Im LCF-Bereich dominiert die Phase des Rissfortschritts. Dies führt einerseits dazu, dass die Anrisswöhlerlinien flachere Neigungen aufweisen, als die Wöhlerlinien für  $N_{5\% \text{ Kraftabfall}}$ . Andererseits lässt sich ein Abknicken der Wöhlerlinien zur jeweiligen statischen Tragfähigkeit der Strukturen erahnen.

Für den weiteren Verlauf dieser Arbeit sind Anrisschwingspielzahlen immer bezogen auf einen geraden, durchgehenden Riss mit einer Risstiefe von  $a_0 = 0,5$  mm angegeben. Sollten die Anrisschwingspielzahlen eine andere Risskonfiguration darstellen, wird im Speziellen darauf hingewiesen.

### 4.3 Zusammenfassung der experimentellen Ergebnisse

Zusammenfassend ließen sich für die Versuche Schwingenspielzahlen bei vorgegebener Belastung für ein definiertes Versagen von 5 % Kraftabfall, bezogen auf die Kraftamplitude, auswerten. Bei Erreichen dieses Kriteriums sind allerdings bereits Risstiefen mehrerer Millimeter aufgetreten, welche einen erheblichen Verlust des tragenden Querschnitts bedeuten.

Zur Beurteilung des Risswachstums wurden deshalb mit Hilfe der DIC-Messungen stichprobenartig Risstiefenmessungen zu unterschiedlichen Zeitpunkten der Gesamtlebensdauer bis zum Bruch durchgeführt. Die experimentellen Messungen lieferten einen Zusammenhang zwischen den mittleren Rissfortschrittsraten bei den entsprechenden mittleren Risstiefen zwischen  $a - N$  Messwertpaaren.

Für die gegebenen Geometrie- und Lastfälle wurden anschließend Näherungsgleichungen für Spannungsintensitätsfaktoren abgeleitet. Mit Hilfe der numerisch berechneten Risspitzenbeanspruchungsparameter und den experimentell ermittelten Rissfortschrittsraten ließ sich ein Zusammenhang zur Beschreibung des Rissfortschritts ableiten. Dieser Zusammen-

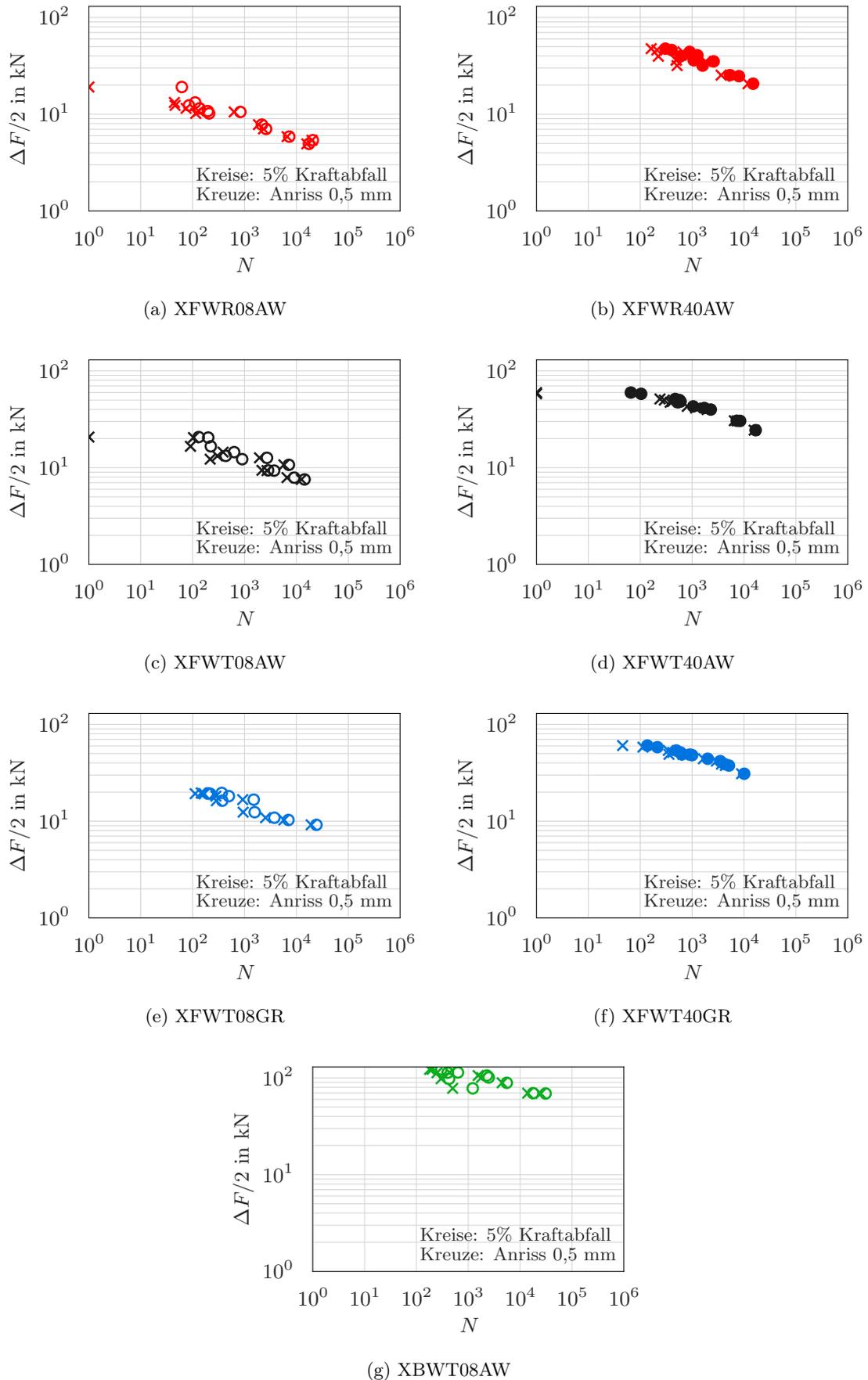


Abb. 4.14: Nach Gl. 4.12 berechnete Anrisschwingspielzahlen  $N_A$  für  $a_0 = 0,5$  mm im Vergleich zu den Versagensschwingspielzahlen bei  $N_{5\% \text{ Kraftabfall}}$ . Ausnahme: XBWT08AW, hier lagen experimentell gemessene Anrisschwingspielzahlen vor.

hang ermöglichte wiederum die bruchmechanische Rückrechnung von den Risstiefen bei 5% Kraftabfall auf eine einheitliche Anrisstiefe von 0,5 mm. Die Rückrechnung erfolgte dabei ausschließlich für die T-Stöße, da bei den Stumpfstoßversuchen experimentell erfasste Anrisschwingspielzahlen vorlagen.

Die berechneten Anrisschwingspielzahlen bilden für die folgenden Kapitel den Ausgangspunkt für die Untersuchungen zur Anwendbarkeit des örtlichen Konzepts für Schweißverbindungen.

# 5 Identifikation von Einflussgrößen auf die Beanspruchung

## 5.1 Hintergrund zu probabilistischen Lebensdauernachweisen

In diesem Kapitel liegt der Fokus auf der Identifikation von Geometrieparametern, welche maßgeblichen Einfluss auf die Beanspruchungen oder Beanspruchbarkeiten im Berechnungsmodell für die Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen haben. Untersuchungen zeigen, dass die Schweißnahtgeometrie einen deutlichen Einfluss auf die Höhe der örtlichen Beanspruchungen an Schweißnahtkerben hat [16, 89].

Durch zunehmende Verfügbarkeit und Effizienz von optischen Messsystemen zur Erfassung der Schweißstoßgeometrie fällt auch die Quantifizierung von Geometrieparametern leichter. Eine Schwierigkeit besteht jedoch in der Auswertung von 3D-Scans von Schweißnähten, da die Ergebnisse für Geometrieparameter stark von der Auflösung des Messsystems und der Methode zur Identifikation von Nahtradien und Flankenwinkeln abhängen [116]. Durch die (teil-)automatisierte Auswertung von 3D-Scans können dennoch zahlreiche Messdaten ausgewertet werden, welche zur Abschätzung von Verteilungsfunktionen verwendet werden können.

Eine Übersicht über Verteilungsfunktionen für den Nahtradius und den Flankenwinkel finden sich bei *Schorck et al.* [114] und *Braun et al.* [16]. In [114] wurde anhand einer Literaturrecherche festgestellt, dass der Typ der Verteilungsfunktion vom Schweißprozess selbst abhängt. In [16] wurden unterpulver-, fülldrahtgeschweißte, laser- sowie laserhybridgeschweißte Stumpfstöße mit 3D-Scans vermessen. Entlang der Schweißnähte wurden anschließend in 0,15 mm Schritten Nahtübergangsradius, Nahtflankenwinkel, Undercut, Schweißnahthöhe und -breite vermessen.

Für die jeweiligen Geometrikombinationen wurden anschließend Spannungskonzentrationsfaktoren berechnet. Für den Spannungskonzentrationsfaktor, das Verhältnis aus Kerbspannung zu einer festgelegten Nennspannung, konnte keine Verteilungsfunktion abgeleitet werden. Grund dafür sind vermutlich Messungenauigkeiten, welche sich direkt auf den berechneten Spannungskonzentrationsfaktor auswirken. Dies zeigt, dass sich eine Aussage über Verteilungen von örtlichen Beanspruchungswerten schwierig gestaltet.

Die Kenntnis oder das Annehmen von Verteilungen der Schweißnahtparameter motivierte probabilistische Berechnungsmodelle zum Nachweis der Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen [48, 62, 87, 142, 150]. Im bruchmechanisch basierten Schwingfestigkeitsnachweis für Schweißverbindungen *IBESS* [150] werden entlang der Schweißnaht abschnittsweise unterschiedliche Geometrieparameter der Schweißnaht statistisch verteilt. Das Vorgehen ist durch frühe Arbeiten [62, 142] motiviert, um Auslegungskurven für

niedrige Ausfallwahrscheinlichkeiten zu generieren.

Basierend auf Daten der Schweißnahtgeometrie aus 3D-Scans sind auch probabilistische Ermüdungsfestigkeitsnachweise in jüngerer Zeit entstanden, in denen für die Geometrieparameter einer Schweißnaht Verteilungsfunktionen abgeleitet werden [48, 87].

*Hultgren* et al. [48] formulieren folgende Erkenntnisse aus dem probabilistischen Ermüdungsmodell, welches den weiteren Untersuchungen dieser Arbeit zugrunde liegt:

- Die Berücksichtigung der variablen Schweißnahtgeometrie im Berechnungsmodell führt zu einer Reduzierung der Variation der Regressionskoeffizienten im Wöhlerdiagramm und zwar insbesondere dann, wenn starke Variationen der Geometrie entlang einer Schweißnaht vorliegen.
- Die experimentelle Datengrundlage zur statistischen Beschreibung der Schweißnahtgeometrie ist wichtig für die Feststellung einer aussagekräftigen Korrelation zwischen der Variation in der Schweißnahtgeometrie und der Variation in den Ermüdungseigenschaften einer Schweißnaht.

Diese Erkenntnisse bestätigen die Untersuchungen in [16] insofern, dass die Ableitung eines Zusammenhangs zwischen der Geometrievariation entlang einer Schweißnaht und der Variation der ermüdungswirksamen Beanspruchungsparameter schwierig ist, da entweder zu wenig Messdaten vorhanden sind oder Messunsicherheiten sich in unbekanntem Maße auf die örtliche Beanspruchung auswirken. Die zentrale Fragestellung ist deshalb, wie sich die variable Schweißnahtgeometrie auf die Beanspruchungen auswirkt.

Um dies beantworten zu können, wird die numerische Simulation verwendet, um zahlreiche Berechnungsmodelle mit unterschiedlichen Kombinationen von Geometrieparametern zu berechnen. Zunächst werden anhand von vorhandenen Messdaten obere und untere Wertegrenzen für die maßgebenden Geometrieparameter definiert. Innerhalb dieser Wertegrenzen für die Geometrieparameter werden dann durch statistische Versuchsplanung Parameterkombinationen festgelegt, welche anschließend berechnet werden. Zu jeder Geometrievariante ergeben sich mehrere Ergebnisgrößen, wie beispielsweise die von-*Mises*-Vergleichsspannung in der Schweißnahtkerbe oder der Spannungsgradient.

Im Anschluss wird ein mathematisches Ersatzmodell erstellt, welches das Modellverhalten im gesamten Parameterbereich approximiert. Durch dieses mathematische Ersatzmodell ist die effiziente Vorhersage von Ergebnisgrößen für beliebige Parameterkombinationen innerhalb des Parameterraums möglich.

Eine Herausforderung bei der Regressionsanalyse ist die Verwendung einer geeigneten Methode zur Ableitung des Ersatzmodells. Zum einen ist die Problemstellung mehrdimensional, was die Zahl der anwendbaren Regressionsmethoden reduziert [35, 91]. Zum anderen besteht die Möglichkeit, dass der Zusammenhang zwischen Eingangs- und Ausgangsparametern nichtlinear ist, daher ist die multiple lineare Regression ausgeschlossen [113]. Beispiele für die Regressionsanalyse an ähnlich komplexen Problemstellungen finden sich in [16, 21, 81, 89]. In diesen Veröffentlichungen werden Ersatzmodelle zur Vorhersage von Spannungskonzentrationsfaktoren an Schweißnähten in Abhängigkeit von der Geometrieparameter abgeleitet. Die Regressionsanalyse wurde in den Veröffentlichungen mit

neuronalen Netzwerken durchgeführt und führte in allen Fällen zu einer drastisch besseren Vorhersagequalität als die polynomiale Regression.

Aus diesem Grund wird in dieser Studie die Regression mit Deep Neural Networks (DNN) durchgeführt. Für das resultierende DNN wird schließlich eine Sensitivitätsanalyse durchgeführt, um den Einfluss der Variation einzelner Geometrieparameter auf die ermüdungswirksamen Beanspruchungsgrößen beziehungsweise die Ausgangsgrößen des DNN zu bewerten. Damit lässt sich auch der Einfluss jedes Parameters auf die Ausgangsgrößen bewerten. Zunächst werden die Wertebereiche der Geometrieparameter auf Basis von Messungen ermittelt.

## Globale Schweißstoßgeometrie

Unter der globalen Schweißstoßgeometrie werden Parameter wie die Blechdicke, Winkelverzug, Kantenversatz oder die Schweißnahtdicke verstanden. Also alle Parameter welche nicht die lokale Schweißnahtgeometrie der Nahtübergänge und -wurzeln betreffen.

Vor der Durchführung der Schwingfestigkeitsversuche an den Schweißverbindungen wurden einige Geometriedaten messtechnisch erfasst. Als wichtigste Einflussgrößen auf die Gesamtseifigkeit der Struktur lassen sich die Abweichung von der Nenndicke und dem Winkelversatz identifizieren. Im Folgenden werden Boxplots zu den Messwerten der Geometriegrößen abgebildet. Die dargestellten Boxen beinhalten die mittleren 50 % der Messdaten, wobei die Länge der Box den Interquartilabstand beschreibt. Der Strich innerhalb der Box entspricht dem Median. Die Länge der Whisker außerhalb der Boxen entspricht maximal dem 1,5-fachen des Interquartilabstands oder dem letzten Datenpunkt innerhalb dieses Abstands. Zusätzlich sind in Farbe die einzelnen Messwerte dargestellt.

Die Abweichungen zur Nenndicke von 8 mm oder 40 mm sind für alle Probentypen in Abb. 5.1 dargestellt. Es zeigen sich zahlreiche Messpunkte mit Abweichungen von mehr als 0,5 mm der Nenndicke. Bei den dünnwandigen T-Stößen mit einer Nenndicke von 8 mm sind die Abweichungen relativ zur Wanddicke höher als bei den dickwandigen T-Stößen. Die Dickenabweichungen wirken sich dementsprechend bei den dünnen T-Stößen stärker auf die Biegesteifigkeit aus als bei den dicken Varianten. Eine Beanspruchungsanalyse mit den Nenndicken würde bei tatsächlich höheren Wandstärken zu einer Fehleinschätzung der Steifigkeit und damit der Beanspruchung führen. Die Vernachlässigung der tatsächlichen Wanddicken wirkt sich auf die Streuung im Wöhlerdiagramm aus, was wiederum die Unsicherheiten bei der Ermüdungsanalyse erhöht.

Neben den Dickenabweichungen wurden auch Winkelabweichungen gemessen, siehe Abb. 5.2. Die Winkelabweichung bezieht sich auf den Winkel zwischen den beiden verschweißten Platten. Bei den Stumpfstößen entspricht der Winkel idealerweise  $180^\circ$ . Bei den T-Stößen liegt der ideale Winkel bei  $90^\circ$ .

Die Winkelabweichungen werden durch den Schweißprozess verursacht, da die zu verschweißenden Platten nicht mechanisch fixiert oder mechanisch gerichtet wurden. Die Winkelabweichung führt bei den Stumpfstößen dazu, dass beim Eispannen der Proben eine Mittelkraft aufgebaut wird. Bei den T-Stößen war hingegen ein kraftfreies Einspannen durch die Gleitlagerung in der Klemmvorrichtung möglich. Hier führt die Winkelabweichung

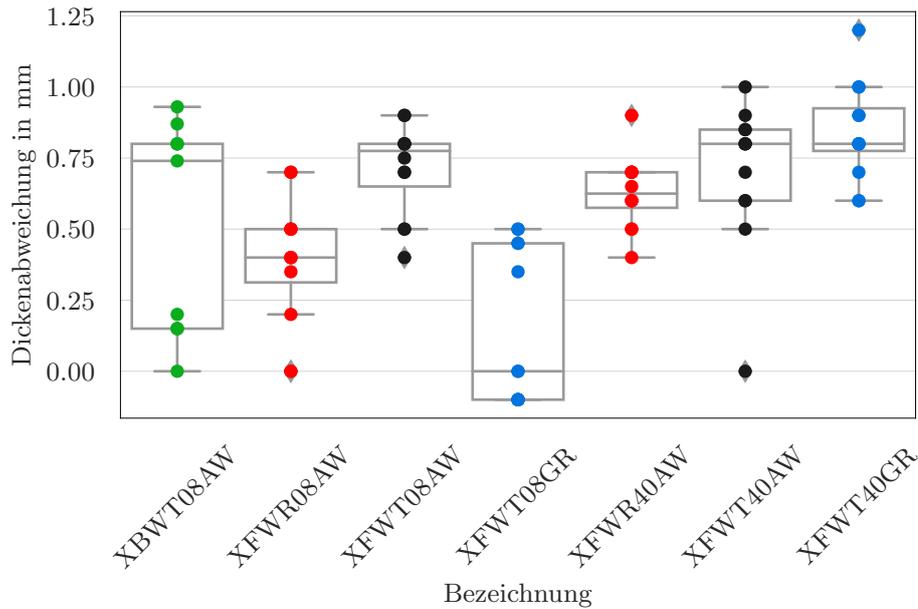


Abb. 5.1: Abweichungen zur Nenndicke der Schweißstöße. Einzelwerte und Boxplots.

jedoch zu einer geänderten Kinematik bei Belastung der T-Stöße.

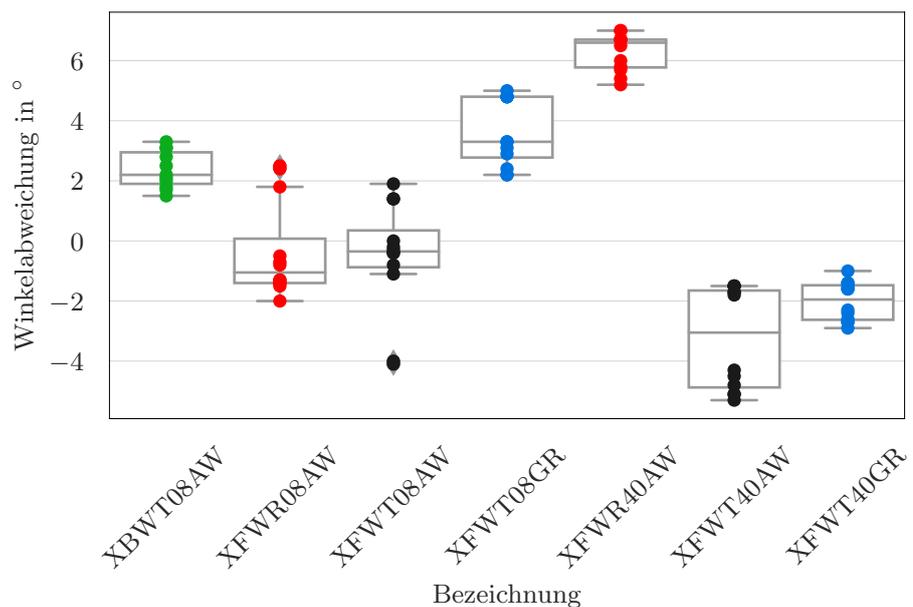


Abb. 5.2: Winkelverzüge der Schweißstöße. Einzelwerte und Boxplots.

Die Vernachlässigung der Winkelabweichung bei der Beanspruchungsanalyse würde, ebenso wie die Vernachlässigung der Dickenabweichung, zu einer Unter- oder Überschätzung der Beanspruchungen mit Auswirkungen auf die Streuung im Wöhlerdiagramm führen.

### Lokale Nahtgeometrie

Als lokale Nahtgeometrieparameter werden der Kerbradius, sowie die Nahtanstiegswinkel verstanden.

Je Stoßart wurden 12 Versuche bei konstanter Amplitude auf unterschiedlichen Lastniveaus nach dem Perlschnurverfahren durchgeführt. Aus den 12 Proben wurden 3 Proben je Stoßart zufällig ausgewählt und 3D gescannt. Nach dem Scannen wurden Nahtübergangsradien und Nahtanstiegswinkel an drei repräsentativen Querschnitte jeder Probe gemessen, sodass ein möglichst hoher Stichprobenumfang erreicht werden konnte.

Die Auswertung dieser Geometriekenngrößen erfolgte mit dem Verfahren nach *Kaffenberger* [52]. Es sei nochmals darauf hingewiesen, dass die Ergebnisse einer Auswertung von Nahtübergangsradien und -anstiegswinkeln von der Auflösung des 3D-Scans, sowie der verwendeten Auswertemethode abhängen [116]. Die Auflösung des verwendeten Scanners betrug 0,05 mm. Weitere Details zu den 3D-Scans und dem Auswertevorgang sind in Abb. A.19 und Abb. A.20 dargestellt.

Die gemessenen Kerbradien in Abb. 5.3 und Nahtanstiegswinkel in Abb. 5.4 der T-Stöße mit Kehlnaht, XFWR08AW und XFWR40AW, wurden an den Nahtübergängen und nicht an den Nahtwurzeln ausgewertet.

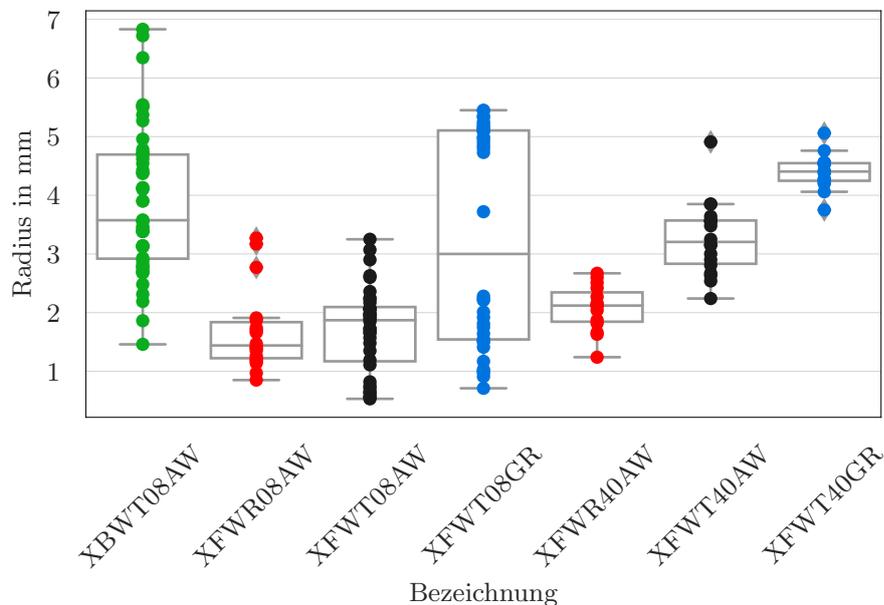


Abb. 5.3: Gemessene Kerbradien aus 3D-Scans. Einzelwerte und Boxplots.

In Abb. 5.3 sind die Nahtübergangsradien dargestellt. Die größten Kerbradien treten bei den Stumpfstößen auf, gefolgt von den Radien der nachbearbeiteten T-Stöße. Die kleinsten Radien treten an den Nahtübergängen der nicht nachbearbeiteten Schweißstöße auf. Im Median zeigt sich die Tendenz, dass bei den dickwandigen T-Stößen höhere Kerbradien auftreten, als bei den dünnwandigen T-Stößen. Die Gruppierungen von Datenpunkten lassen sich auf die Auswertung beider Schweißnahtübergänge je Schweißnaht zurückführen.

Insgesamt lässt sich feststellen, dass eine Korrelation zwischen den Nahtanstiegswinkeln und den Kerbradien herrscht. Bei kleineren Nahtanstiegswinkeln zeigen sich höhere Kerbradien. Umgekehrt treten bei größeren Nahtanstiegswinkeln kleinere Kerbradien auf. Eine Verallgemeinerung dieses Sachverhalts ist jedoch nicht möglich, da bei den Stumpfstößen alle Nahtübergänge kleine Nahtanstiegswinkel mit geringer Streuung aufweisen, aber bei

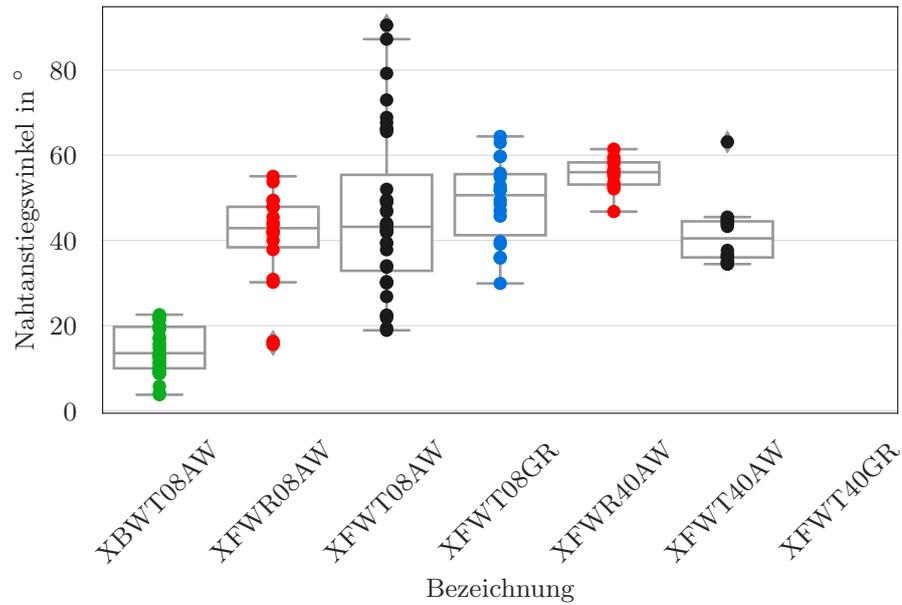


Abb. 5.4: Gemessene Nahtanstiegswinkel aus 3D-Scans. Einzelwerte und Boxplots.

den Kerbradien eine enorme Bandbreite von ca. 1,5 mm bis 6,8 mm Kerbradius aufweisen, siehe Abb. 5.5.

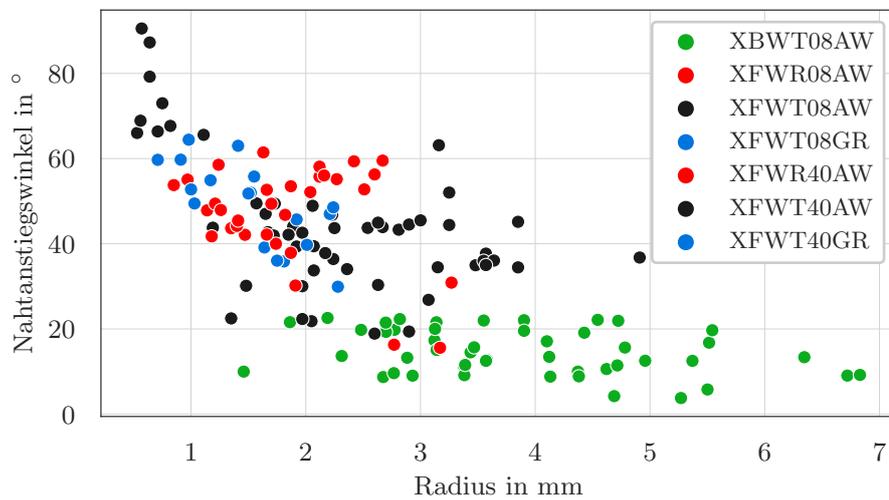


Abb. 5.5: Zusammenhang von Kerbradien und Nahtanstiegswinkeln.

Die messtechnische Erfassung von Schweißnahtwurzeln mit oberflächlichen 3D-Scans ist nicht möglich. Aus diesem Grund werden die Schweißnahtwurzeln in den Finite Elemente Modellen mit Kehlnaht mit den gleichen Parametergrenzen, wie die Kerbradien an Schweißnahtübergängen beaufschlagt.

## 5.2 Finite-Elemente-Modellierung

### Modellerstellung

Die FE Modelle werden so aufgebaut, dass diese innerhalb der Wertegrenzen der gemessenen Geometrieparameter erzeugt werden können. Innerhalb der Parametergrenzen wird angenommen, dass der jeweilige Parameter für das Sampling gleichverteilt ist. Auf Basis dieser Wertegrenzen wird anschließend ein Sampling durchgeführt. Als Sampling wird dabei die Generierung von Kombinationen diskreter Geometrieparameter bezeichnet.

Aus den gemessenen Geometrieparameter in Abb. 5.1, Abb. 5.2, Abb. 5.4 und Abb. 5.3 wurden obere und untere Wertegrenzen festgelegt, um alle möglichen Parameterkombinationen abzudecken, siehe Tab. 5.1. Die variablen Geometriegrößen sind die Blechdicke  $t$ , der Winkel zwischen Gurt- und Stegblech  $\gamma$ , der Nahtdicke  $a$ , dem Nahtübergangsradius  $R$ , sowie dem Nahtanstiegswinkel  $\alpha$ .

Tab. 5.1: Festgelegte Minima und Maxima der Parameter aller T- und Stumpfstoße, sowie konstante Geometrieparameter für die Finite-Elemente-Modelle.

Typ	$t$ in mm	$\gamma$ in °	$a$ in mm	$R$ in mm	$\alpha$ in °	$L$ in mm	$L_{\text{Spann}}$ in mm
XFWR08AW	7,5/10,0	83,0/97,0	2,0/8,0	0,1/7,0	15,0/70,0	200	140
XFWT08AW	7,5/10,0	83,0/97,0	2,0/8,0	0,1/7,0	15,0/70,0	200	140
XFWT08GR	7,5/10,0	83,0/97,0	2,0/8,0	4,0/6,0	15,0/70,0	200	140
XFWR40AW	39,5/42,0	83,0/97,0	27,0/34,0	0,1/7,0	15,0/70,0	400	190
XFWT40AW	39,5/42,0	83,0/97,0	15,0/26,0	0,1/7,0	15,0/70,0	400	190
XFWT40GR	39,5/42,0	83,0/97,0	15,0/26,0	4,0/6,0	15,0/70,0	400	190
XBWT08AW	7,5/10,0	0/4,0	9,0/11,0	0,1/7,0	5,0/30,0	128	–

In Abb. 5.6 sind alle Geometrien der unterschiedlichen Varianten von T-Stößen abgebildet. Abb. 5.6 (a) zeigt die Stoßvarianten XFWR08AW und XFWR40AW, welche eine Kehlnaht und damit auch einen unverschweißten Wurzelspalt aufweisen. Der Wurzelspalt weist eine festgelegte Breite von 0,2 mm auf. Der Mittelpunkt des kreisförmigen Ausschnitts mit Radius  $R$  ist koinzident mit dem theoretischen Wurzelpunkt.

Im Gegensatz zu den Modellen mit Wurzelspalt weisen die voll durchgeschweißten Probenvarianten XFWT08AW, XFWT40AW, XFWT08GR und XFWT40GR keinen Wurzelspalt auf. Für diese Proben werden die Nahtübergänge mit dem Radius  $R$  modelliert.

Ein Unterschied der Modelle für T-Stöße ohne Nahtnachbearbeitung XFWT08AW und XFWT40AW im Vergleich der Modelle für T-Stöße mit Nahtnachbearbeitung XFWT08GR und XFWT40GR besteht darin, dass bei den Modellen mit bearbeiteten Nahtübergängen Hinterschnitte erzeugt wurden. Dafür wurden teilkreisförmige Ausschnitte an den Nahtübergängen modelliert. Die Tiefe der Hinterschnitte betrug für die dünnwandige Variante XFWT08GR 0,3 mm und für die dickwandige Variante XFWT40GR 0,4 mm und entspricht dem senkrechten Abstand zwischen der Oberkante des Gurt- beziehungsweise Stegblechs bis zum tiefsten Punkt des Hinterschnitts mit Radius  $R$ . Da die Tiefen der Hinterschnitte für die T-Stöße recht ähnlich sind, wurden Medianwerte verwendet. Die Radien der nachbearbeiteten T-Stößen unterlagen geringeren Streuungen, da sie weitestgehend der Kontur

des Fräswerkzeugs zur Nachbearbeitung entsprechen.

In Tab. 5.1 sind außerdem die Längen der Steg- und Gurtbleche  $L$ , sowie die eingespannte Länge  $L_{\text{Spann}}$  aufgelistet. Die Lastaufbringung auf die T-Stöße erfolgt über Pilotknoten, welche in Abb. 5.6 als drehbare Lager eingezeichnet sind. Die Pilotknoten sind im Bereich von  $L_{\text{Spann}}$  mittels Node-To-Surface Kontakten mit den Schenkeln der T-Stöße gekoppelt. Durch Belastung der Pilotknoten mit einer Einheitslast von  $F = 1 \text{ N}$  in globaler X-Richtung werden die Lasten auf die Netzknoten der gekoppelten Linien verteilt. Die Translation in Y-Richtung der Pilotknoten ist unterbunden. Die Einheitslast von  $F = 1 \text{ N}$  wurde für alle Finite-Elemente-Modelle gleich gewählt.

Der horizontale und vertikale Offset  $h$  und  $v$  in Abb. 5.6 ergeben sich aus der Konstruktion und sind ebenfalls für alle Modelle gleich.

Eine weitere feste Eingangsgröße für die Finite-Elemente-Modelle der T-Stöße mit Vollanschluss, Abb. 5.6 (b), ist die Nahtdicke der Wurzel- oder der Gegenlage. Für die dünnwandigen Varianten XFWT08AW und XFWT08GR entspricht  $a_G = 3,15 \text{ mm}$  und  $a_G = 4,0 \text{ mm}$ . Dabei sind  $a_G$  in beiden Fällen Medianwerte. Für die dickwandigen Varianten XFWT40AW und XFWT40GR wurden hingegen keine Gegenlagen erzeugt. Die Wurzellagen wurden deshalb durch eine Festlegung von  $a_G = 2,0 \text{ mm}$  vereinfacht. Da bei diesen Proben ausschließlich Nahtübergangsversagen auftrat, ist die genaue Kontur der wurzelseitigen Gegenlage nicht relevant.

In Abb. 5.7 sind die Modelle der Stumpfstöße dargestellt. Die Länge  $L$  entspricht der freien Länge, welche nicht eingespannt ist. Diese Länge entsprach über allen Versuchen im Mittel  $L = 128 \text{ mm}$ . Der Winkelversatz  $\gamma$  variiert zwischen  $0^\circ$  und  $4^\circ$ , sodass Stumpfstöße gänzlich ohne Winkelversatz und mit maximalem Winkelversatz abgebildet werden können.

Im Gegensatz zu den T-Stößen entspricht der Parameter  $a$  nicht der Nahtdicke, sondern der Nahtbreite. Beide verschweißten Bleche weisen die gleiche Wandstärke  $t$  auf. Die Ober- und Untergrenzen des Wandstärkenparameters sind gleich zu den Maxima und Minima der T-Stöße. Als Randbedingungen werden sämtliche Freiheitsgrade am linken Ende des Stumpfstoßes fixiert. Die Belastung erfolgt durch Aufbringung von Knotenkräften am rechten Ende in globaler X-Richtung, welche in Summe eine Einheitslast von  $F = 1 \text{ N}$  ergeben.

Für alle Stoßtypen wurde die in Abb. 5.8 abgebildete Modellierungsstrategie für die Nahtübergänge verwendet. Zuerst werden zwei Linien erstellt, welche im Punkt des theoretischen Nahtübergangs zusammentreffen: Die Oberkante des Blechs, sowie eine weitere Hilfslinie, welche zur Erzeugung des Kerbradius dient. Diese Hilfslinie hat eine definierte Länge:

$$l_R = (\tan(\alpha/2/180 \cdot \pi) + 0,1) \cdot R \quad (5.1)$$

Anschließend wird der Radius zwischen der Oberkante des Blechs und der Hilfslinie erzeugt, was zu der in Abb. 5.8 dargestellten, blauen Linie führt. Für den gegenüberliegenden Nahtübergang wird genauso verfahren. Die Endpunkte der Hilfslinien der gegenüberliegenden Nahtübergänge werden mit einer Spline-Interpolation verbunden, welche letztlich die gesamte Schweißnahtkontur definiert.

Dazu wird der *ANSYS*-Befehl *BSPLIN* verwendet. Konkret werden an den beiden End-

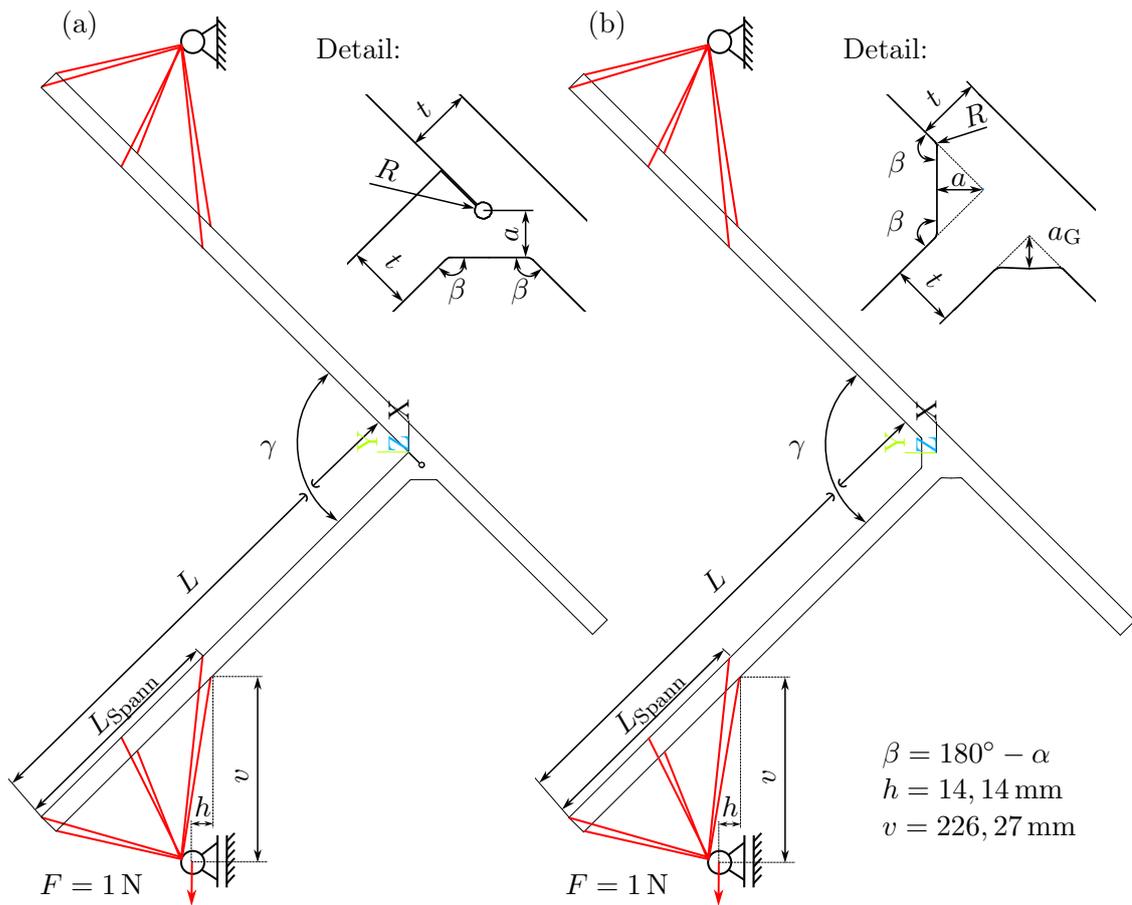


Abb. 5.6: Grundsätzlicher Aufbau der Finite-Elemente-Modelle und Definition der Modellparameter nach Tab. 5.1 für T-Stöße. (a) Probestyp XFWR08AW und XFWR40AW mit Nahtwurzelsversagen. (b) Probestyp XFWT08AW und XFWT40AW mit Nahtübergangsversagen.

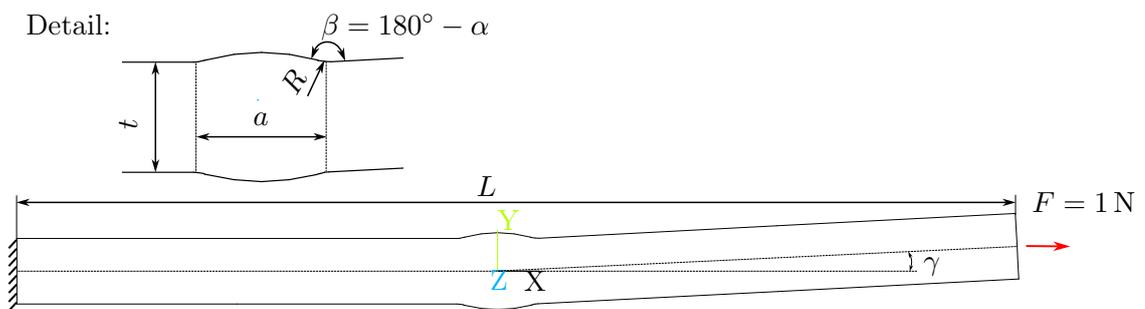


Abb. 5.7: Grundsätzlicher Aufbau der Finite-Elemente-Modelle und Definition der Modellparameter nach Tab. 5.1 für Stumpfstoße, Probestyp XBWT08AW. Alle Nahtübergänge sind gleich bemessen.

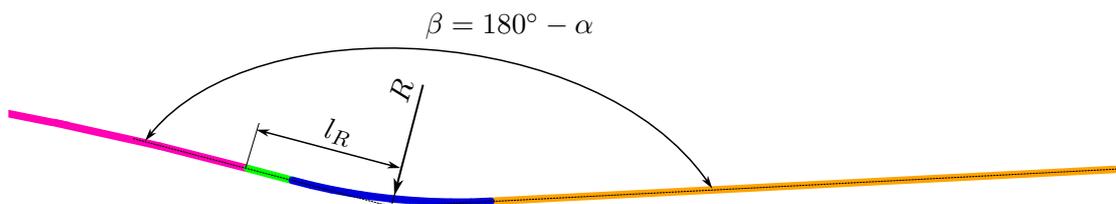


Abb. 5.8: Erzeugung der Nahtübergangsradien am Beispiel des Stumpfstoßes. Ausschnitt des rechten oberen Nahtübergangs aus Abb. 5.7.

punkten der Hilfslinien Vektoren definiert, welche die Tangente der Spline-Interpolationskurve in den Endpunkten bestimmen. Die tangentialen Vektoren sind parallel zu den Linien ausgerichtet und dementsprechend ebenfalls durch den Nahtanstiegswinkel  $\alpha$  gedreht.

## Vernetzung

Bei der Reduktion auf ein zweidimensionales Modell werden Finite-Elemente verwendet, welche spezielle Formulierungen eines ebenen Spannungs- oder Verzerrungszustand zulassen. Beim ebenen Spannungszustand wird angenommen, dass die Spannung in z-Richtung gleich Null ist. Beim ebenen Dehnungszustand wird die Dehnung in z-Richtung unterbunden, wobei die z-Richtung senkrecht zum Schweißnahtquerschnitt liegt. Im ebenen Verzerrungszustand entsteht durch die Dehnungsbehinderung in Z-Richtung eine gleichgerichtete Spannungskomponente und somit ein dreidimensionaler Spannungszustand. Dieser Zustand wird bei einem unendlich ausgedehnten Bauteil mit konstantem Querschnitt erreicht oder näherungsweise in einem langen ausgedehnten Bauteil. In dieser Arbeit entsprechen die untersuchten Proben Ausschnitten aus dem Druckbehälter- oder Rohrleitungsbau, für welche näherungsweise ebenfalls ein ebener Verzerrungszustand angenommen werden kann.

Einige Veröffentlichungen basieren auf zweidimensionalen Rechnungen unter Annahme eines ebenen Spannungszustands [3, 64]. Im *DVS-Merkblatt 0905* [34] wird hingegen der ebene Verzerrungszustand verwendet. *Baumgartner* [7] schlägt ebenfalls den ebenen Dehnungszustand im Rahmen des Kerbspannungskonzepts vor.

*Niederwanger* et al. [86] zeigten, dass die Dimension des Finite-Elemente-Modells im Rahmen des dehnungsbasierten Nachweises mit der von-*Mises*-Vergleichsspannung vernachlässigbar ist.

*Fiedler* et al. [36] untersuchten den Unterschied zwischen 3D und 2D Simulationen mit ebenem Verzerrungszustand bei elastisch-plastischem Materialverhalten. Dabei zeigten die 2D-Modelle ein steiferes Verhalten als die 3D-Modelle. Der Spannungsmehrrachsigkeitsgrad an der Bauteiloberfläche in kleinen Kerben ist unabhängig von der Dimension des FE-Modells.

*Dong* et al. [29, 30, 32] halten fest, dass der ebene Verzerrungszustand eine allgemein akzeptierte Annahme für Schweißverbindungen darstellt.

Unter den genannten Gesichtspunkten werden zweidimensionale Finite-Elemente-Modelle mit den Elementen PLANE183 unter Annahme eines ebenen Verzerrungszustands erstellt. PLANE183 sind 8- oder 6-Knotige Elemente mit quadratischem Verschiebungsansatz. An jedem Netzknoten besitzt dieses Element die zwei Freiheitsgrade: Translation in X- und Translation in Y-Richtung.

Eine weitere Maßnahme zur Reduktion der Rechenzeit ist die Verwendung einer möglichst geringen Anzahl an Finiten Elementen und Netzknoten. Wichtige Einstellmöglichkeiten zur Steuerung der Netzgüte, sind dabei die Elementkantenlänge, sowie der Übergang von kleinen zu großen Elementgrößen.

Abb. 5.9 zeigt beispielhaft das Finite-Elemente-Netz an (a) Nahtwurzeln und (b) Nahtübergängen. Zur Vernetzung wird die modellierte Geometrie in zwei Flächen unterteilt. Die Fläche um die Nahtwurzel oder den Nahtübergang dient der Verwendung ausreichend

kleiner Elementkantenlängen im hochbeanspruchten Bereich.

Die Elementkantenlänge im hochbeanspruchten Bereich  $e_{\text{lokal}}$  oder dem kernnahen Bereich wird dabei in Abhängigkeit des Kerbradius gesteuert und beträgt:

$$e_{\text{lokal}} = 0,1 \cdot R \quad (5.2)$$

Zusätzlich zu den kleinen Elementkantenlängen im kernnahen Bereich werden viereckige Elemente verwendet.

Für den kerbferneren Bereich wird die globale Elementkantenlänge  $e_{\text{global}}$  in Abhängigkeit der Wandstärke definiert mit:

$$e_{\text{global}} = 0,2 \cdot t \quad (5.3)$$

Außerdem werden im Gegensatz zum Kerbbereich keine viereckigen, sondern degenerierte dreieckige Elemente des Typs PLANE183 verwendet. Durch Steuerung der Wachstumsrate zwischen den Elementkantenlängen des hochaufgelösten, kernnahen Bereichs und dem kerbferneren Bereich wird zudem sichergestellt, dass keine zu großen Unterschiede der Elementgröße im Übergangsbereich auftreten.

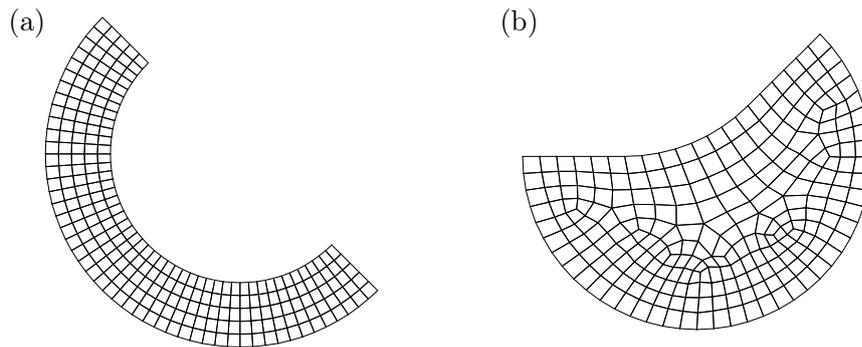


Abb. 5.9: Diskretisierung der Geometrie mit Finiten Elementen. (a) Nahtwurzeln. (b) Nahtübergänge.

## Generieren der Samples

Der Parameterraum wird durch die variablen Geometrieparameter aufgespannt. Um eine globale Sensitivitätsanalyse der Finite-Elemente-Analysen für die jeweilige Schweißstoßgeometrie durchzuführen, muss dieser Parameterraum zunächst diskretisiert werden [35]. Das heißt es müssen diskrete Kombinationen von Geometrieparametern erzeugt werden, um für die jeweilige Parameterkombination eine Modellantwort zu berechnen.

Ein bekannter Algorithmus zur Diskretisierung des Parameterraums ist der vollfaktorielle Versuchsplan, bei dem die diskreten Kombinationen innerhalb des Parameterraums gleichmäßig verteilt angeordnet werden. Durch diese Bedingung verlangt der vollfaktorielle Versuchsplan  $n^k$  Kombinationen, wobei  $n$  der Anzahl an Stufen eines Parameters und  $k$  der Anzahl an unabhängigen Eingangsparametern entspricht. Um ein nichtlineares System aufzulösen werden also ausreichend viele Stufen benötigt, wobei die Anzahl an Versuchspunkten mit zunehmender Zahl an Eingangsparametern exponentiell steigt.

Eine weitere Möglichkeit bietet die Monte-Carlo-Simulation, bei der alle Parameter gleichverteilt angenommen werden und anschließend zufällige Kombinationen erzeugt werden. Die Kombinationen werden unabhängig von einander generiert, wodurch sich insbesondere bei einer kleinen Stichprobenanzahl Anhäufungen von Versuchspunkten ergeben können [78]. Dadurch können vermeintliche Korrelationen der unabhängigen Eingangsgrößen entstehen, welche das Ergebnis der globalen Sensitivitätsanalyse verzerren können.

Diese ungewollten Korrelationen der Eingangsgrößen können durch Verwendung des Latin-Hypercube-Sampling [70] selbst bei einer geringeren Anzahl an Versuchspunkten vermieden werden. Ein Latin-Hypercube-Sampling erzeugt dabei die Anzahl  $z$  an Parameterkombinationen im normalisierten Parameterraum  $[0, 1)^k$  mit der Anzahl  $k$  an Eingangsparametern. Für jeden Eingangsparameter werden die univariaten, marginalen Verteilungen durch die Vorschrift  $[j/n, (j + 1)/n)$  für  $j = 0, 1, \dots, n - 1$  diskretisiert. Anschließend werden die Komponenten der diskretisierten Eingangsparameter zufällig kombiniert.

Im Gegensatz zum vollfaktoriellen Versuchsplan ist die Anzahl der notwendigen Kombinationen  $z$  nicht an die Anzahl an Stufen  $n$  und die Dimension des Parameterraums  $k$  gebunden, sondern ist für eine beliebige Anzahl  $z$  gültig. Dies gilt auch, wenn  $n \ll k$ . Damit bietet das Latin-Hypercube-Sampling gegenüber der Monte-Carlo-Simulation und dem vollfaktoriellen Versuchsplan Vorteile und wird deshalb gewählt.

Offen bleibt also die Anzahl an notwendigen Parameterkombinationen  $z$ , um den Parameterraum ausreichend aufzulösen. Die Anzahl der Kombinationen muss groß genug sein, um den Parameterraum ausreichend zu diskretisieren. Gleichzeitig muss die notwendige Rechenzeit beachtet werden, welche mit mehr Versuchspunkten steigt.

Je Schweißstoßvariante werden insgesamt 1000 Parameterkombinationen erzeugt. Dieser Wert hat sich im Rahmen der Diskretisierung eines Parameterraums von fünf variablen Geometrieparametern in vorherigen Studien als sinnvoll und ausreichend erwiesen [16, 81].

Im weiteren Verlauf werden beispielhaft die Ergebnisgrößen den Eingangsparametern einer Schweißstoßvariante gegenübergestellt. In den Abbildungen ist die Diskretisierung des Parameterraums ersichtlich.

## Ergebnisgrößen

Für jedes Modell wird ein Lastschritt mit den definierten Einheitslasten aus Abb. 5.6 und Abb. 5.7 berechnet. Nach Durchführen der linear-elastischen Analyse werden drei Ergebnisgrößen je Modell extrahiert. Die Ergebnisgrößen entsprechen der Notwendigkeit für das Berechnungskonzept der FKM-Richtlinie Nichtlinear [37]. Diese sind:

1. Maximale von-*Mises*-Vergleichsspannung an der Oberfläche der Nahtübergangs- oder Nahtwurzelkerbe
2. Spannungsgradient am Punkt der maximalen Beanspruchung in der Nahtübergangs- oder Nahtwurzelkerbe
3. Strukturspannung aus der Innenlinearisierung über den Querschnitt des Risspfades

Die von-*Mises*-Vergleichsspannung ist zentraler Bestandteil für die Beanspruchungsrechnung in der FKM-Richtlinie Nichtlinear und wird unbedingt benötigt. Im Folgenden wird dieser Maximalwert als  $\sigma_{ns}$  (ns=engl. notch stress) bezeichnet.

Ebenfalls benötigt wird der bezogene Spannungsgradient  $G$  am Punkt der maximalen Beanspruchung in der Bauteilkerbe als Kenngröße zur Berechnung der bruchmechanischen Stützzahl. Für den bezogenen Spannungsgradient  $G$  wird ausgehend vom Punkt der maximalen von-*Mises*-Vergleichsspannung im Kerbgrund in das Innere des Bauteils ein Pfad definiert, welcher senkrecht zur Bauteiloberfläche ist. Die Differenz der ersten beiden Pfadpunkte wird durch die Distanz der Punkte und den Maximalwert der Vergleichsspannung dividiert. Der Startpunkt wird durch den Finite-Elemente-Netzknoten definiert, für den die maximale von-*Mises*-Vergleichsspannung im Kerbgrund ausgelesen wird.

Das Verfahren zur Ermittlung des bezogenen Spannungsgradienten entspricht dem Vorgehen nach *Fiedler et al.* [36]. Die Berechnung des Spannungsgradienten wird folgendermaßen mit Hilfe von Pfadergebnissen durchgeführt:

$$G = \left( \frac{1}{\sigma_{\text{eqv},1}} \cdot \frac{\sigma_{\text{eqv},1} - \sigma_{\text{eqv},2}}{\Delta s} \right) \quad (5.4)$$

Darin bezeichnet  $\sigma_{\text{eqv},1}$  die Spannung am Pfadpunkt an der Bauteiloberfläche, welcher gleichzeitig der maximalen von-*Mises*-Vergleichsspannung  $\sigma_{ns}$  entspricht. Die Vergleichsspannung  $\sigma_{\text{eqv},2}$  ist die Spannung am benachbarten Pfadpunkt. Beide Pfadpunkte liegen in der Entfernung  $\Delta s$ .

Die dritte Ergebnisgröße ist die Strukturspannung  $\sigma_{\text{lin}}$ , welche aus einer Innenlinearisierung über den gesamten Bauteilquerschnitt des antizipierten Risspfades ermittelt wird. Mit Hilfe des *ANSYS*-Befehls PLSECT,S,EQV werden die linearisierten Membran- und Biegespannungsanteile zum Vergleichsspannungswert  $\sigma_{\text{lin}}$  verrechnet. Die Formeln zur Berechnung dieser Spannung sind der *ANSYS*-Dokumentation oder dem Schlussbericht [82] zu finden. Diese Größe wird verwendet, um die plastische Traglastformzahl  $K_p$  abzuschätzen.  $K_p$  wiederum ist für das Kerbnäherungsverfahren notwendig. Details zur Ermittlung der Formzahl  $K_p$  und zur Kerbnäherung werden im Unterkapitel 6.3 erläutert.

Die Güte aller Ergebnisgrößen hängt von der Netzqualität ab. Durch eine vorangestellte Konvergenzanalyse ergaben sich die in Gl. 5.2 und Gl. 5.3 genannten Elementkantenlängen, welche auch bei allen drei Ergebnissen zu einer Konvergenz führten.

In Abb. 5.10 sind ausgewählte Konturplots der von-*Mises*-Vergleichsspannung für alle Stoßvarianten abgebildet. Beispielhaft wurden die Nahtübergänge und Nahtwurzeln mit einem Kerbradius von 1 mm für die Schweißstöße im Zustand wie geschweißt verwendet, und 5 mm Kerbradien für die nachbearbeiteten T-Stöße. Die Nahtanstiegswinkel wurden auf 45° festgelegt. Für alle dünnwandigen Proben wurden die Wandstärken einheitlich auf 8 mm und bei den dickwandigen Proben auf 40 mm festgelegt. Alle Finite-Elemente-Modelle wurden mit der gleichen Einheitslast belastet. Dadurch entsprechen die abgebildeten Spannungswerte nicht den in den Versuchen wirksamen Beanspruchungen. Für eine Ermüdungsbewertung müssen später die abgebildeten Spannungen mit den experimentell gemessenen Kräften und den Probenbreiten der Schweißstöße linear skaliert werden. Die lineare Skalierung ist zulässig, da die Modelle ausschließlich linear-elastisch berechnet

wurden.

Vergleicht man die maximalen Kerbspannungen an den Modellen XFWR08AW, XFWT08AW und XFWT08GR bei gleicher Einheitsbelastung, so fällt auf, dass an den Modellen mit Nahtwurzel die höchste Beanspruchung auftritt. Dies ist auf die geringere Steifigkeit der Kehlnaht zurückzuführen. Außerdem zeigt sich beim Vergleich der Proben ohne Schweißnaht-nachbehandlung XFWT08AW eine höhere maximale Vergleichsspannung am Nahtübergang als bei der nachbearbeiteten Variante XFWT08GR. Begründet ist dies in einem um den Faktor fünf größeren Kerbradius, welcher trotz der Schwächung des Querschnitts zu einer geringeren Maximalspannung führt.

In den Konturplots in Abb. 5.10 sind zusätzlich die Pfade zur Spannungslinearisierung eingezeichnet. Die Festlegung der Pfade zur Spannungslinearisierung erfolgt, wie bei den Pfaden zur Ermittlung des Spannungsgradienten, automatisiert. Als erster Pfadpunkt wird wieder der Maximalwert der Vergleichsspannung in der Kerbe gewählt. Für den zweiten Pfadpunkt wird der Netzknoten mit der maximalen Vergleichsspannung der gegenüberliegenden Modellkante identifiziert. Qualitativ entsprechen die Pfadverläufe zur Spannungslinearisierung in etwa den experimentell ermittelten Rissverläufen.

Die Pfade der Spannungslinearisierung sind nicht kollinear mit den Pfaden zur Bestimmung der bezogenen Spannungsgradienten. Abb. 5.11 zeigt beispielhaft die Bestimmung des bezogenen Spannungsgradienten. Im linken Teilbild ist der automatisch erzeugte Spannungsgradient abgebildet, welcher senkrecht zur Bauteiloberfläche am Punkt der maximalen Kerbspannung  $\sigma_{ns}$  ermittelt wurde. Das mittlere Teilbild zeigt den Verlauf der von-Mises-Vergleichsspannung entlang des Pfades mit dem Pfadweg  $s$  und das rechte Teilbild dessen Ableitung mit dem Vorfaktor  $1/\sigma_{ns}$ . Der bezogene Spannungsgradient im Punkt der maximalen Beanspruchung an der Bauteiloberfläche beträgt also  $G = 2,62 \text{ 1/mm}$ .

Die Ergebnisse aller aus dem Latin-Hypercube-Sampling erzeugten Parameterkombinationen sind in Tab. 5.2 dargestellt. Bei Betrachtung der Minima und Maxima fällt auf, dass Wertebereiche abgedeckt werden, welche sich insbesondere durch Extremkombinationen von Geometrieparametern ergeben. So kommt es beispielsweise beim dünnwandigen T-Stoß mit Kehlnaht und Nahtwurzelversagen XFWR08AW zu maximalen Beanspruchungen, wenn die Nahtdicke, der Kerbradius, die Wandstärke und der Winkel zwischen Gurt- und Stegblech sehr klein werden. Durch die Vernachlässigung der Spitzenspannungen sind die linearisierten Spannungen, wie erwartet, stets kleiner als die Kerbspannungen. Vergleicht man XFWR08AW mit XFWR40AW, XFWT08AW mit XFWT40AW und XFWT08GR mit XFWT40GR wird deutlich, dass die bezogenen Spannungsgradienten in einem ähnlichen Wertebereich liegen. Dies lässt sich durch die gleiche Parametrisierung der lokalen Nahtgeometrie der dick- und dünnwandigen Varianten erklären, da der Spannungsgradient größtenteils von der lokalen Nahtgeometrie und weniger von den globalen Geometrieparametern abhängig ist.

## Diskussion der Finite-Elemente-Modelle

Bei der Beschreibung der Finite-Elemente-Modelle wurden die vorgenommenen Schritte zur Abbildung der tatsächlichen Schweißstoßgeometrien bereits detailliert erläutert. Die

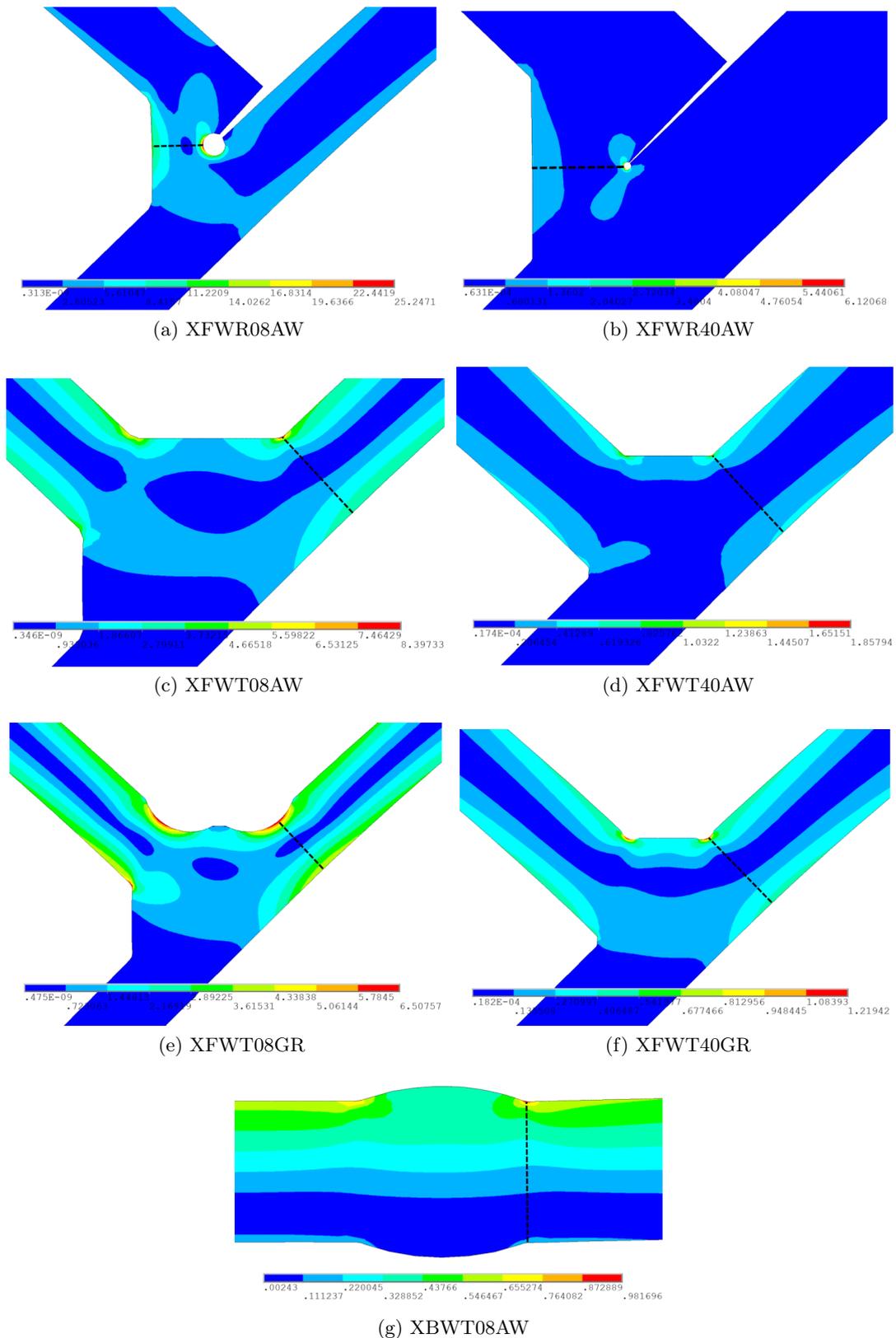


Abb. 5.10: Von-Mises-Vergleichsspannung. Legende in MPa. Die schwarzen Strichlinien kennzeichnen die Pfade zur Auswertung der linearisierten Spannung  $\sigma_{lin}$  und entsprechen den Risspfaden.

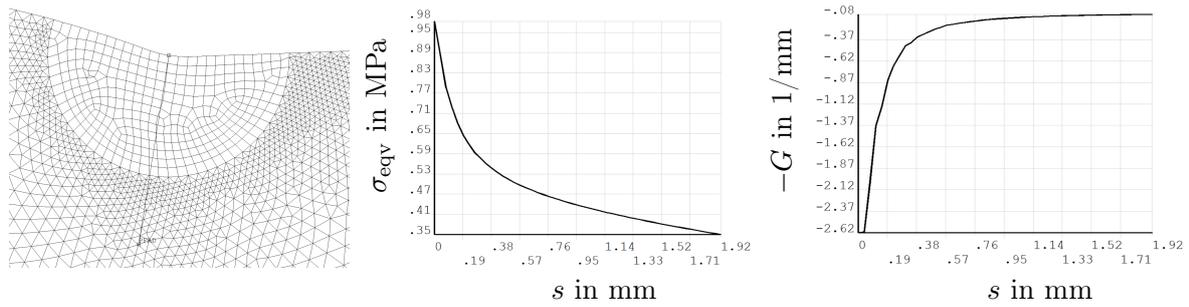


Abb. 5.11: Pfad und Auswertung des bezogenen Spannungsgradienten.

Tab. 5.2: Statistiken der Ergebnisgrößen für alle Geometrien.

		Einheit	mean	std	min	max
XFWR08AW	$\sigma_{\text{ns}}$	[MPa]	42,78	35,12	8,62	183,18
	$G$	[1/mm]	1,84	0,21	1,50	2,59
	$\sigma_{\text{lin}}$	[MPa]	20,76	22,30	2,33	121,36
XFWR40AW	$\sigma_{\text{ns}}$	[MPa]	4,98	1,28	3,03	9,52
	$G$	[1/mm]	1,41	0,05	1,32	1,51
	$\sigma_{\text{lin}}$	[MPa]	0,70	0,25	0,36	1,59
XFWT08AW	$\sigma_{\text{ns}}$	[MPa]	5,54	1,95	2,44	13,44
	$G$	[1/mm]	9,52	11,90	2,41	97,54
	$\sigma_{\text{lin}}$	[MPa]	3,20	0,84	1,58	5,69
XFWT40AW	$\sigma_{\text{ns}}$	[MPa]	1,30	0,48	0,69	4,18
	$G$	[1/mm]	10,18	13,23	2,41	97,42
	$\sigma_{\text{lin}}$	[MPa]	0,44	0,04	0,34	0,59
XFWT08GR	$\sigma_{\text{ns}}$	[MPa]	5,66	1,52	2,88	10,80
	$G$	[1/mm]	0,55	0,02	0,50	0,61
	$\sigma_{\text{lin}}$	[MPa]	3,52	0,96	1,74	6,63
XFWT40GR	$\sigma_{\text{ns}}$	[MPa]	1,13	0,12	0,82	1,41
	$G$	[1/mm]	0,42	0,02	0,38	0,47
	$\sigma_{\text{lin}}$	[MPa]	0,44	0,04	0,34	0,56
XBWT08AW	$\sigma_{\text{ns}}$	[MPa]	0,70	0,29	0,24	1,88
	$G$	[1/mm]	0,87	0,77	0,22	4,94
	$\sigma_{\text{lin}}$	[MPa]	0,46	0,17	0,18	0,93

wichtigsten Annahmen lauten:

- Linear-elastisches Materialverhalten
- Kleine Verformungen
- Bei Kehlnahtproben keine Kontaktbedingung im Wurzelspalt
- 2D-Modellierung

Die Verwendung linear-elastischen Materialverhaltens und kleiner Verformungen entspricht dem Vorschlag in der FKM-Richtlinie Nichtlinear [36]. Das nichtlineare Materialverhalten wird im Rahmen der Kerbnäherung auf Seite der Beanspruchung berücksichtigt. Bei den Kehlnahtproben ist keine Kontaktbedingung im Wurzelspalt definiert, die beeinflusst das Steifigkeitsverhalten der Proben im aufgebrachtten Zuglastfall jedoch nicht. Die 2D-Modellierung ist notwendig, um viele Kombinationen mit rechentechnisch realistischem Aufwand analysieren zu können.

Ziel dieser Studie ist nicht, die tatsächliche Schweißstoßgeometrie exakt abzubilden, sondern eine Datenbasis für einen weitreichenden Parameterraum abzuleiten, um ein Ersatzmodell zur effizienten Beanspruchungsschätzung erzeugen zu können. Mit diesem Ersatzmodell soll dann bewertet werden, welchen Einfluss die Geometrieparameter auf die Ergebnisgrößen haben.

## 5.3 Regressionsanalyse

### Wahl der Regressionsmethode

Datengesteuerte Methoden werden zunehmend zur Vorhersage der Ermüdung von Komponenten und Bauteilen angewendet [18]. Maschinelles Lernen mit der Verwendung von neuronalen Netzen ist der häufigste Ansatz [53] und eignet sich für komplexe Datensätze ohne genaue physikalische Beschreibung der komplexen Zusammenhänge zwischen Ein- und Ausgangsgrößen [63].

In Bezug auf die Berechnungseffizienz sind neuronale Netze, sobald sie trainiert sind, anderen computergestützten Methoden wie Finite-Elemente-Simulationen [53] bei der Vorhersage von Ergebnisgrößen überlegen. Eine Einschränkung ist, dass neuronale Netze nur sehr begrenzt in der Lage sind, Vorhersagen außerhalb des Trainingsdatenraums zu treffen [2]. Darüber hinaus kann sich die Überanpassung des Ersatzmodells an Daten als problematisch erweisen und zu großen Abweichungen bei der Vorhersage neuer Datenpunkte führen. Die Herausforderung der Regression ist also, eine Balance aus Vorhersagegenauigkeit und der Überanpassung zu finden.

In dieser Studie werden DNN verwendet. Ein DNN ist eine Architektur von neuronalen Netzwerken, bei denen sogenannte versteckte Schichten vorhanden sind. Die Regression der FEM-Daten wird mit *Keras 2.4.0* durchgeführt, einem leistungsstarken Deep Learning Framework mit *Python*-Schnittstelle. Das resultierende DNN ist in der Lage, Ergebnisgrößen für Datenpunkte vorherzusagen, welche nicht für das Training des neuronalen Netzes verwendet wurden.

Der grundlegende Ablauf des Trainings eines DNN ist in Abb. 5.12 dargestellt. Unabhängig von der gewählten Regressionsmethode müssen zunächst die Daten aufgeteilt werden, um einen Trainings- und Testdatensatz zu erhalten. Mit dem Testdatensatz kann nach dem Training die Vorhersagegüte des Ersatzmodells mit einem unabhängigen Datensatz geprüft werden.

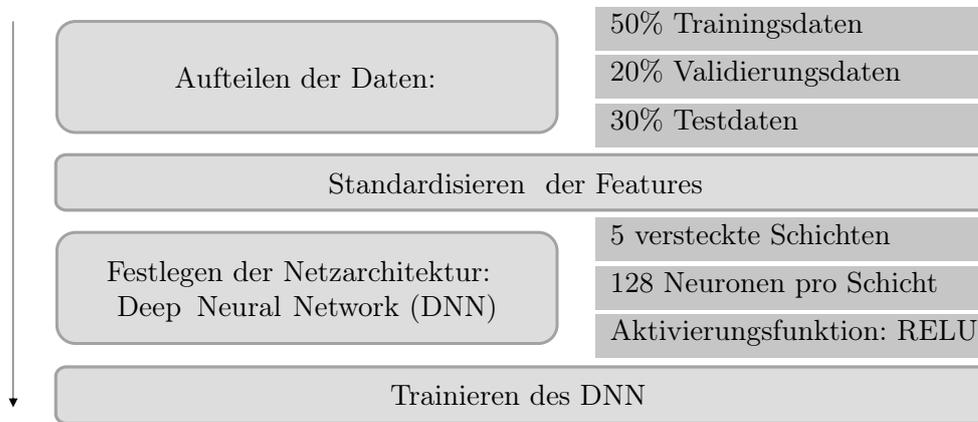


Abb. 5.12: Ablauf des Trainings für die Erzeugung eines DNN.

Nach dem Auteilen der Daten erfolgt üblicherweise eine Standardisierung der Daten, um das Konvergenzverhalten des Trainings zu verbessern.

Nach Festlegung der Architektur des DNN wird dieses trainiert. Die letzten beiden Schritte können solange iteriert werden, bis die gewünschte Vorhersagegüte erreicht ist. Grundsätzlich nimmt mit zunehmender Anzahl an versteckten Schichten und Neuronen die Komplexität und somit die Anpassungsfähigkeit an komplexe Datensätze zu. Gleichzeitig erhöhte sich die Gefahr der Überanpassung und der Berechnungsaufwand steigt.

## Preprocessing der Daten

Vor dem Training des DNN wurden die FEM-Daten in 50 % Trainingsdaten, 20 % Validierungsdaten und 30 % Testdaten aufgeteilt. Die Testdaten wurden nach dem Zufallsprinzip ausgewählt und ausschließlich zum Testen des DNN verwendet. Zusätzlich wurden 20 % der verbleibenden Daten vom Training ausgeschlossen, die als Validierungsdaten bezeichnet werden. Während des Trainings werden Verlust- und Modellmetriken für die Validierungs- und Trainingsdaten ausgewertet, um eine Überanpassung des DNN zu vermeiden. Insgesamt werden also nur 50 % der Daten zum Training des DNN verwendet.

In Abb. 5.13 ist beispielhaft ein Trainingsdatensatz dargestellt. Visualisiert sind zwei ausgewählte Geometrieparameter  $R$  und  $\alpha$  sowie die Ergebnisgrößen  $\sigma_{ns}$ ,  $G$  und  $\sigma_{lin}$ . Die Nebendiagonalen zeigen jeweils eine Kombination aus zwei Größen. Auf der Diagonale sind Histogramme abgebildet. Aus diesen lässt sich schlussfolgern, dass die Geometrieparameter  $R$  und  $\alpha$  entsprechend der Festlegung nahezu gleichverteilt sind. Gleiches gilt für die restlichen drei Geometrieparameter, welche aus Gründen der Übersichtlichkeit hier nicht abgebildet sind. Die Verteilungen entsprechen nicht exakt einer Gleichverteilung, da einige Parameterkombinationen zu fehlerhaften Finite-Elemente-Rechnungen führten. Diese fehlerhaften Finite-Elemente-Rechnungen resultieren aus extremen Parameterkombinationen

und wurden aus den Datensätzen entfernt.

Vergleicht man den Verlauf des Spannungsgradienten über dem Kerbradius in Abb. 5.13, so zeigt sich ein hyperbelförmiger Verlauf:

$$G \propto \frac{1}{R} \quad (5.5)$$

Diese Proportionalität tritt bei allen Modellvarianten auf. Bei allen Modellvarianten zeigt sich in etwa ein linearer Zusammenhang zwischen der maximalen Kerbspannung  $\sigma_{\text{ns}}$  und der über den Querschnitt linearisierten Spannung  $\sigma_{\text{lin}}$ . Aufgrund der geometrischen Variation im mehrdimensionalen Parameterraum weicht der reale vom idealen, linearen Verlauf ab.

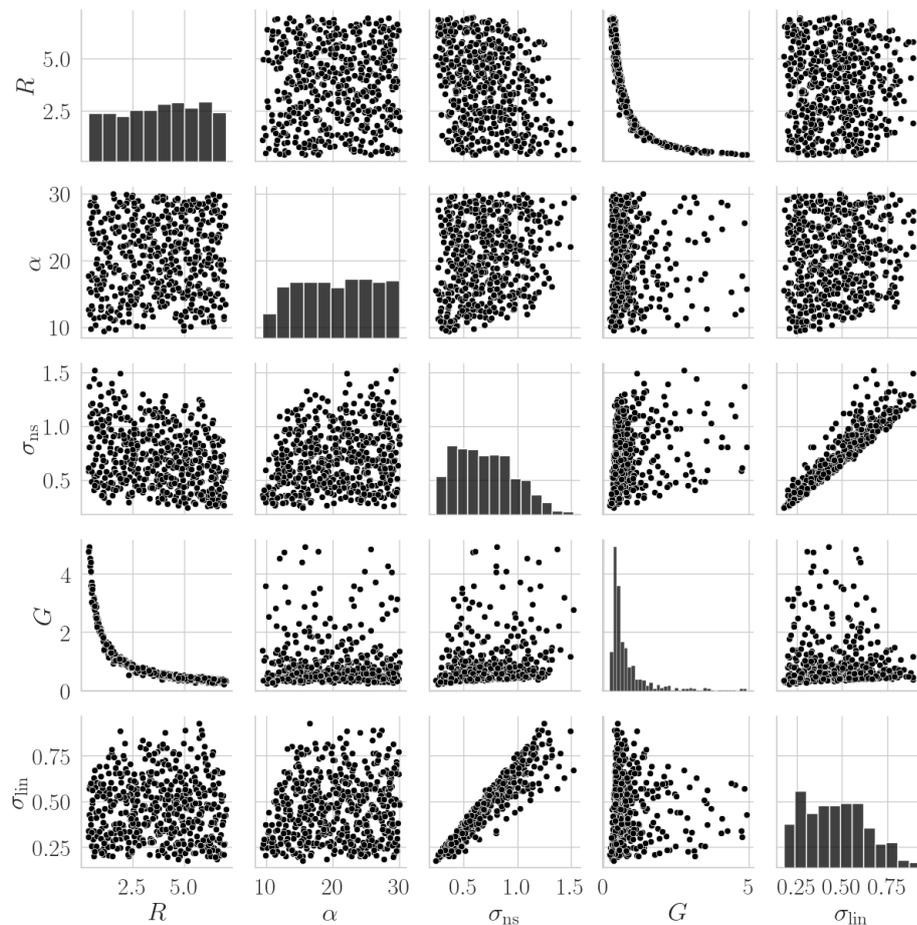


Abb. 5.13: Gegenüberstellung der Nahtgeometrieparameter und der Ergebnisgrößen für den Stumpfstoß XBWT08AW für den Trainingsdatensatz.

Die separaten Testdaten entsprechen den in Abb. 5.13 abgebildeten Parameterbereichen. Damit wird sichergestellt, dass das trainierte DNN im gesamten Parameterraum überprüft werden kann.

Die Standardisierung der Merkmale ermöglicht die Sicherstellung einer angemessenen Konvergenz der Optimierungsmetrik. Daher werden Mittelwert  $\bar{X}$  und Standardabweichung  $s_x$  der Eingangsparameter  $x$  berechnet und die Werte folgendermaßen standardisiert:

$$z_i = \frac{x_i - \bar{X}}{s_x} \quad (5.6)$$

## Netzwerkarchitektur und Trainieren der neuronalen Netze

Abb. 5.14 veranschaulicht das DNN. Es besteht aus einer Standardisierungsschicht, fünf nicht-linearen versteckten Schichten mit jeweils 128 Neuronen und der Aktivierungsfunktion RELU (engl. rectified linear unit). Die letzte Ausgangsschicht liefert die drei Ergebnisgrößen  $\sigma_{ns}$ ,  $G$  und  $\sigma_{lin}$ .

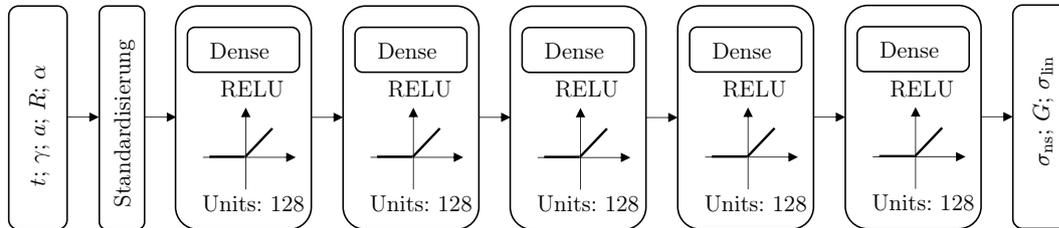


Abb. 5.14: Architektur der DNN. Zeigt die Anzahl der Schichten, der Neuronen und die Art der Aktivierungsfunktionen.

Die in Abb. 5.14 gezeigte Architektur folgte aus einem iterativen Prozess und wurde bis zur ausreichenden Vorhersagegüte optimiert. Im Optimierungsprozess wurde sowohl die Anzahl der versteckten Schichten als auch die Anzahl der Neuronen je Schicht variiert. *Braun et al.* [16] erzielten für eine sehr ähnliche Netzwerkarchitektur mit gleicher Anzahl an Eingangsparametern eine vielversprechende Vorhersagegüte der Spannungskonzentration an Schweißnahtkerben.

Für das Training der Netze wurde der Optimierer namens *Adam* [56] eingesetzt. Als Verlustmetrik dient der mittlere quadratische Fehler. Der mittlere quadratische Fehler *MSE* (engl. Mean Squared Error) ist für die Ergebnisgröße  $z$  definiert als:

$$MSE = \text{mean} \left\{ (z_{\text{PRED}} - z_{\text{FEM}})^2 \right\} \quad (5.7)$$

Abb. 5.15 zeigt die Trainingsverläufe der sieben unabhängigen DNN. Die durchgezogenen Kurven zeigen den Verlauf des mittleren quadratischen Fehlers der Trainingsdatensätze, die Strichpunktlinien stellen den Verlauf des mittleren quadratischen Fehlers der Validierungsdatensätze dar. Durch das Abnehmen des mittleren quadratischen Fehlers mit zunehmender Trainingsepoche werden die Kurven auch als Verlustkurven bezeichnet. Da beide Kurvenverläufe zu einem Schwellenwert konvergieren und nicht ab einer bestimmten Optimierungsepoche divergieren, kann die Überanpassung der neuronalen Netze ausgeschlossen werden. Weiterhin kann beobachtet werden, dass ab der Optimierungsepoche 50 keine signifikante Verringerung des mittleren quadratischen Fehlers mehr auftritt, weshalb das Training hier abgebrochen wurde.

## Bewertung der Vorhersagegüte

Die Vorhersagegüte wird ausschließlich anhand des Testdatensatzes überprüft, welcher nicht für das Training des jeweiligen DNN verwendet wurde.

In Abb. 5.16, Abb. 5.18 und Abb. 5.17 sind die vorhergesagten Werte den Werten aus FEM gegenübergestellt. Die diagonale Linie stellt die Übereinstimmung beider Werte dar.

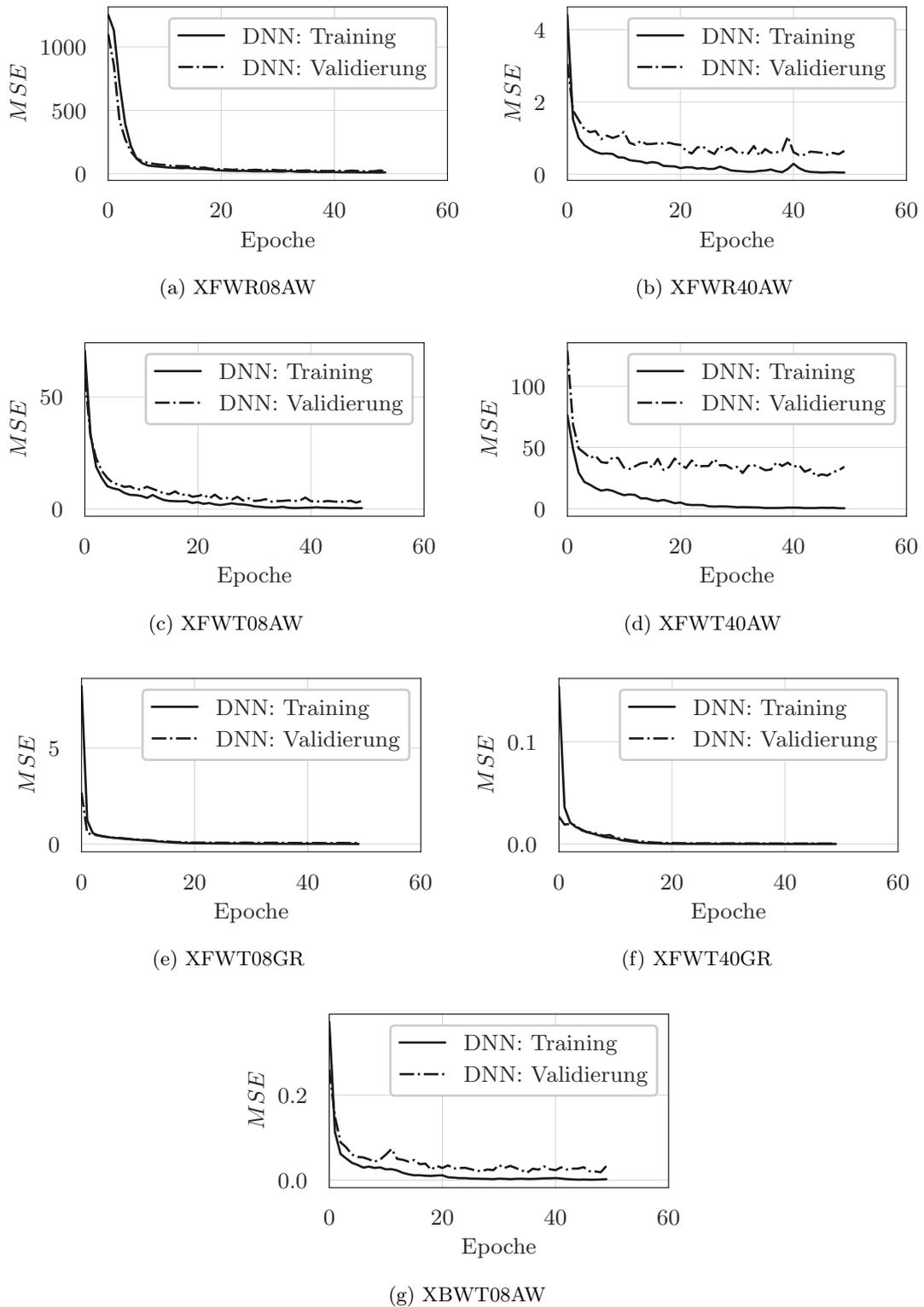


Abb. 5.15: Trainingsverlauf der neuronalen Netze. Dargestellt sind die mittleren quadratischen Fehler für jede Trainingsepoche. Linien: Verlust der Trainingsdaten. Strichpunktlinien: Verlust der Validierungsdaten.

Aus Abb. 5.16 ist ersichtlich, dass im Mittel eine gute Übereinstimmung zwischen Vorhersage und Berechnungsergebnis der Kerbspannungen herrscht. Es zeigt sich auch eindeutig, dass nur einige wenige Werte von der Ideallinie abweichen.

Bei den linearisierten Spannungen in Abb. 5.17 ist ebenfalls eine im Mittel gute Übereinstimmung zwischen den vom DNN vorhergesagten linearisierten Spannungen und den mit der FEM berechneten Werten erkennbar. Auffällig ist die linearisierte Spannung beim dickwandigen T-Stoß mit Nahtübergangsversagen XFWT40AW, bei dem eine größere Streuung auftritt.

Für den bezogenen Spannungsgradienten sind die Vergleiche zwischen vorhergesagten und berechneten Werten in Abb. 5.18 dargestellt. Im Mittel ist auch hier eine gute Übereinstimmung zwischen beiden Werten erkennbar. Allerdings ist insbesondere beim Probenotyp XFWR08AW tendenziell eine Unterschätzung des Spannungsgradienten ersichtlich.

Mit Hilfe von Boxplots lassen sich verteilungsunabhängig die Tendenzen der relativen Fehler bewerten. Die relativen Fehler  $err_{\text{rel}}$  in Prozent sind in Abb. 5.19 dargestellt und berechnen sich für die jeweilige Ergebnisgröße  $z$  zu:

$$err_{\text{rel}} = \frac{z_{i,\text{PRED}} - z_{i,\text{FEM}}}{z_{i,\text{FEM}}} \cdot 100 [\%] \quad (5.8)$$

Wieder enthalten die Boxplots ausschließlich die Testdaten. Die zentrale Tendenz der relativen Fehler in Abb. 5.19 ist ein Fehler von etwa null. 50 % der Daten befinden sich im Bereich weniger Fehlerprozent. Die Streuung und die Anzahl an Ausreißern außerhalb des 1,5-fachen Interquartilabstands ist sehr unterschiedlich. Beim Vergleich der Boxen fällt für alle Schweißstöße auf, dass die größte Unsicherheit bei den bezogenen Spannungsgradienten auftritt. Tendenziell ist die Vorhersagegenauigkeit des Kerbspannungswerts höher, als bei den anderen Ergebnisgrößen. Die Vorhersagegüte von Kerbspannung und linearisierter Spannung sind vergleichbar.

Nach Betrachtung der relativen Fehler, welche die neuronalen Netze liefern, stellt sich die Frage, inwieweit diese Ungenauigkeiten Auswirkung auf die vorhergesagten rechnerischen Lebensdauern haben. Dies lässt sich nur im Kontext eines Ermüdungsfestigkeitsnachweises beantworten, welcher im nachfolgenden Kapitel 6 durchgeführt wird. Erst damit lässt sich der Einfluss der Unschärfe der numerisch ermittelten Beanspruchungsparameter auf die vorhergesagte Lebensdauer ermitteln.

## 5.4 Bewertung der Einflussgrößen

Häufig sind in Verbindung mit maschinellem Lernen die Einflüsse der einzelnen Eingangsparameter auf die Ergebnisgröße nur schwer zu quantifizieren. Im einfachsten Fall lassen sich für eine multiple lineare Regression die Regressionskoeffizienten betrachten. Da die Eingangsparameter nur linear in der Regressionsgleichung auftauchen, kann unmittelbar die globale Sensitivität des Ersatzmodells beurteilt werden.

Schwieriger ist dies für nichtlineare Systeme wie DNN. Die Gewichtungsmatrizen und Biasvektoren des DNN lassen keinen Schluss auf die Sensitivität des Ersatzmodells auf bestimmte Parameter zu. Das neuronale Netz ist damit eine Black-Box. Um solche Black-

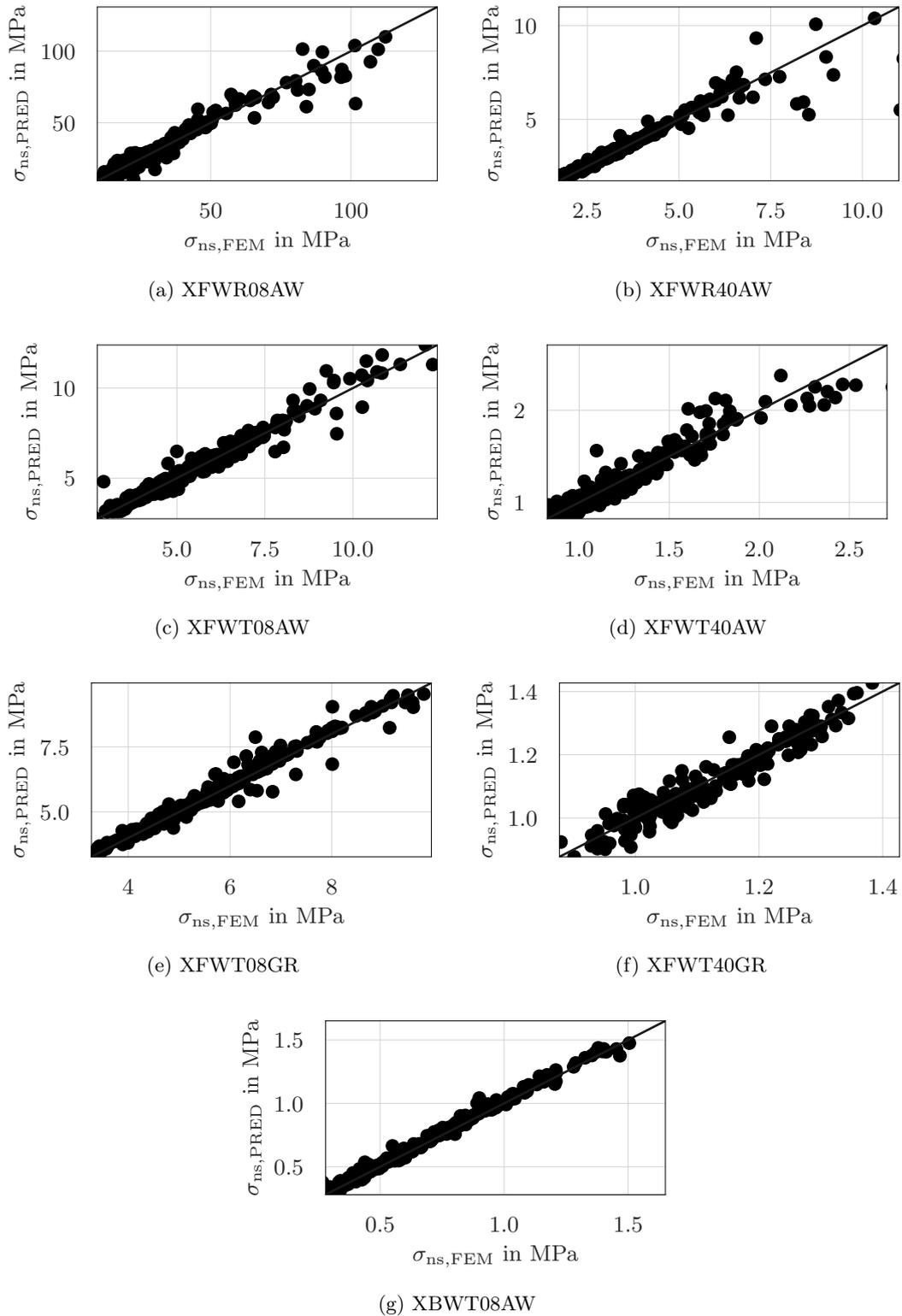


Abb. 5.16: Vergleich von vorhergesagten und mit FEM berechneten Kerbspannungen. Es sind ausschließlich Testdaten dargestellt, welche nicht für das Training der neuronalen Netze verwendet wurden.

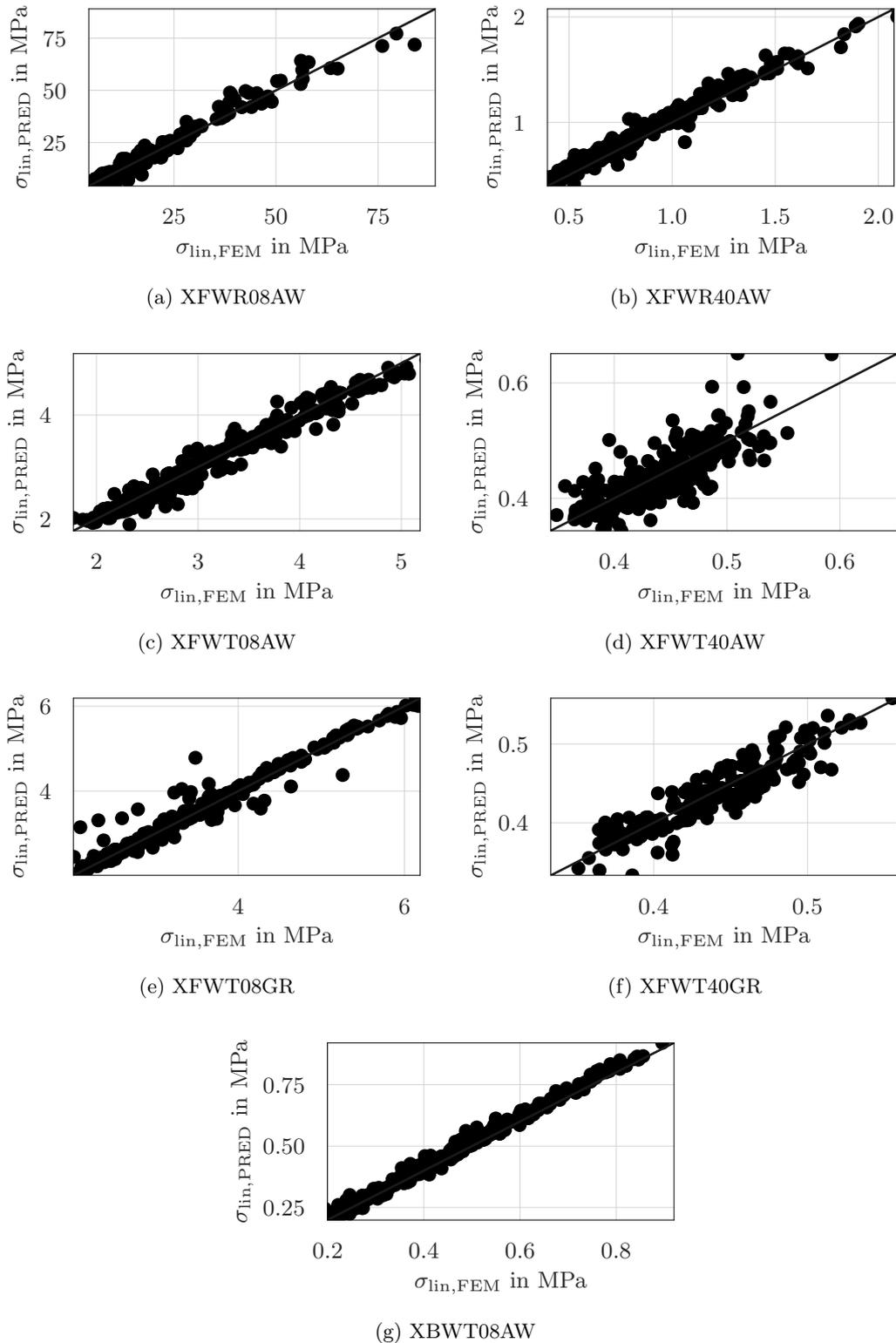


Abb. 5.17: Vergleich von vorhergesagten und mit FEM berechneten linearisierten Spannungen. Es sind ausschließlich Testdaten dargestellt, welche nicht für das Training der neuronalen Netze verwendet wurden.

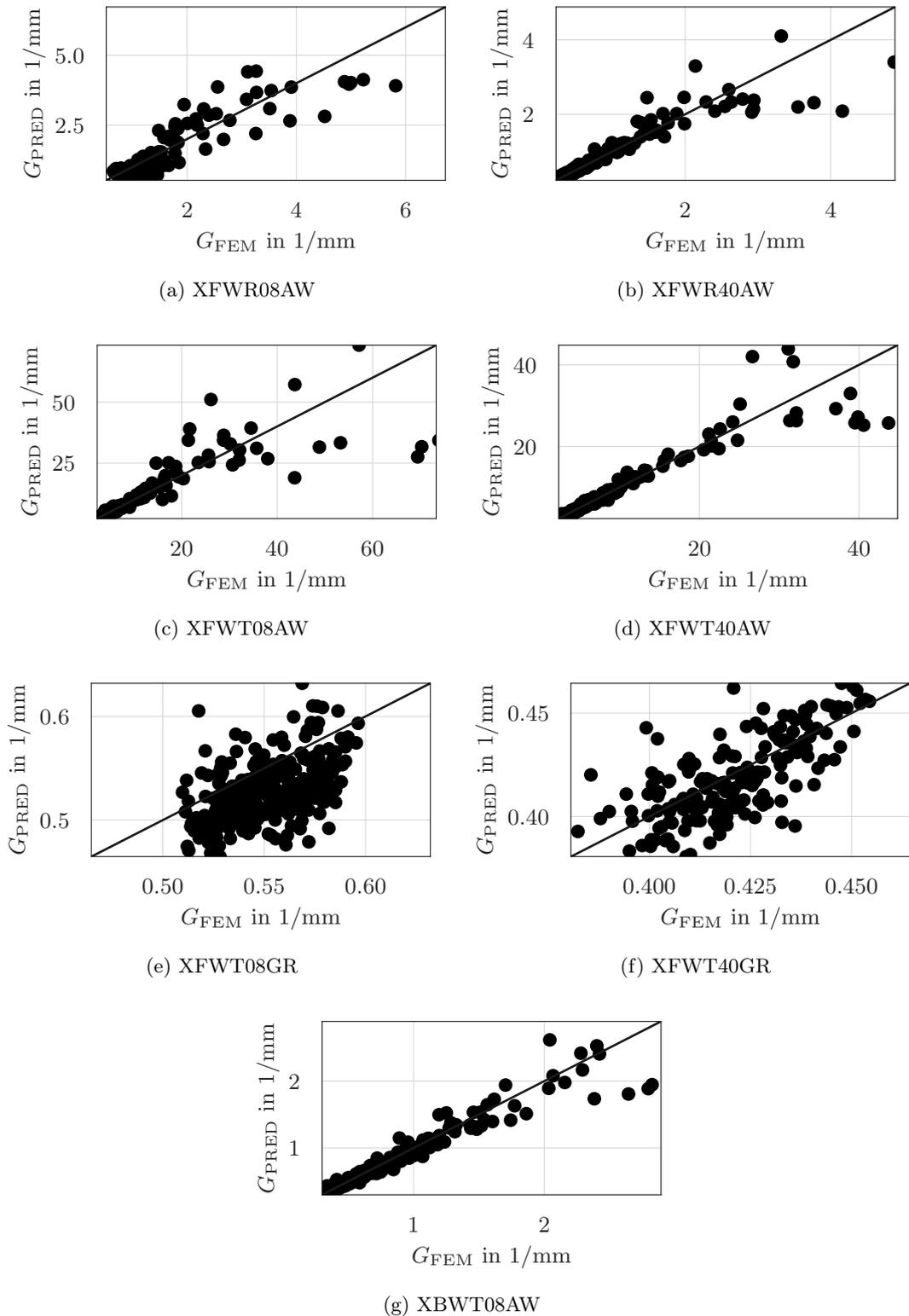


Abb. 5.18: Vergleich von vorhergesagten und mit FEM berechneten Spannungsgradienten. Es sind ausschließlich Testdaten dargestellt, welche nicht für das Training der neuronalen Netze verwendet wurden.

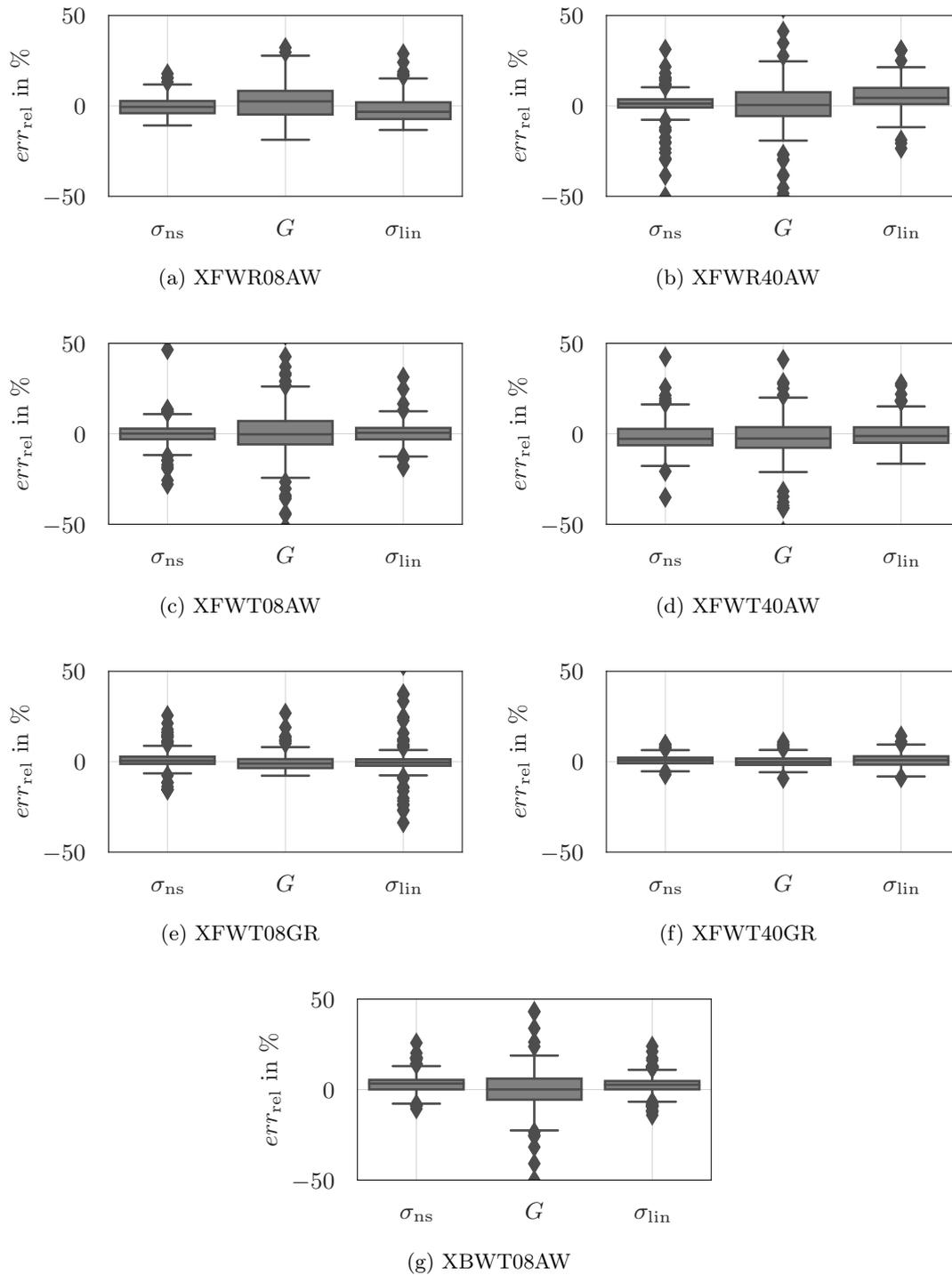


Abb. 5.19: Boxplots der relativen Fehler für alle drei Ergebnisgrößen. Es sind ausschließlich Testdaten dargestellt, welche nicht für das Training der neuronalen Netze verwendet wurden.

Box Modelle bezüglich ihrer Sensitivität zu bewerten, wurden unterschiedliche Methoden wie Sobol-Indizes [129] oder Shapely-Werte [126], eingeführt. Eine Gegenüberstellung der Eigenschaften beider Werte ist in [90] zu finden. Die Shapely-Werte wurden bereits im Rahmen eines Ermüdungsfestigkeitsnachweises von Schweißverbindungen angewendet [15]. Darin wurde eine *Python*-Funktionsbibliothek namens *SHapely Additive exPlanations* (SHAP) [67] verwendet.

Die SHAP-Werte entstammen aus spieltheoretischen Ansätzen und Shapely-Werten und basieren damit auf theoretischen Grundlagen. Nach *Lundberg* et al. [67] stellen die SHAP-Regressionen die Bedeutung eines Merkmals oder Geometrieparameters für das Ersatzmodell dar. Zuerst wird eine Untergruppe  $S$  von Merkmalen  $S \subseteq F$  mit  $F$  als Menge aller Merkmale gewählt und das Modell, in diesem Fall das jeweilige DNN, auf dieser Untergruppe neu trainiert. Dementsprechend hängt die Berechnungsdauer stark von der Größe der Untergruppe, sowie von der Komplexität des Ersatzmodells ab.

Jedem Merkmal wird nun ein Wichtigkeitswert zugewiesen, der die Auswirkung dieses Merkmals auf die Modellvorhersage darstellt. Diese Auswirkung wird für jedes Merkmal berechnet, indem das DNN einmal mit dem jeweiligen Merkmal trainiert wird und einmal ohne. Das DNN mit dem Merkmal wird als  $f_{S \cup i}$  bezeichnet, das Modell ohne dieses Merkmal hingegen  $f_S$ . Schließlich lassen sich beide Modellvarianten vergleichen, indem die Vorhersagen beider Modelle für den aktuellen Eingangsparametervektor verglichen werden:  $f_{S \cup i}(x_{S \cup i}) - f_S(x_S)$ .  $x_S$  entspricht dabei den Eingangsparametern in der Teilmenge  $S$ .

Die Wirkung des Zurückhaltens eines Merkmals hängt nicht nur von einem, sondern von allen Merkmalen ab. Deshalb werden für alle möglichen Teilmengen  $S \subseteq F$  die Differenzen  $f_{S \cup i}(x_{S \cup i}) - f_S(x_S)$  berechnet. Der gewichtete Durchschnitt aller möglichen Unterschiede ergibt schließlich den Shapely-Wert:

$$\Phi_i = \sum_{S \subseteq F} \frac{|S|! (|F| - |S| - 1)!}{|F|!} [f_{S \cup i}(x_{S \cup i}) - f_S(x_S)] \quad (5.9)$$

Die SHAP-Werte sind additiver Natur. Dies lässt sich an einem einfachen Beispiel erklären. Wird davon ausgegangen, dass die Merkmale unabhängig sind, so erklären die SHAP-Werte den Unterschied zwischen dem Erwartungswert  $E$  des DNN für einen Datensatz und tatsächlichen Modellvorhersage. Bei Annahme von  $E = 0,5$  und einer Modellvorhersage von 0,9 für eine Parameterkombination, so ist die Addition aller einzelnen SHAP-Werte  $\Phi_i$  gleich der Differenz 0,4 [15].

Liegt ein nichtlineares Modell oder abhängige Merkmale vor, so spielt die Reihenfolge, wie die Merkmale zum Erwartungswert hinzugefügt werden, eine Rolle. Die SHAP-Werte  $\Phi_i$  folgen dann aus dem Mittelwert der SHAP-Werte aller möglichen Reihenfolgen.

### **Einfluss der Parameter auf die Kerbspannung**

Abb. 5.20, Abb. 5.21 und Abb. 5.22 zeigen jeweils einen sogenannten *beeswarm*-Plot. Auf der Ordinate sind die Merkmale oder Eingangsparameter dargestellt, auf der Abszisse die SHAP-Werte jedes Merkmals.

Die SHAP-Werte sind eine Matrix mit  $r \cdot i$  Werten, wobei  $i$  die Anzahl der Eingangspara-

meter und  $r$  die vorgegebene Anzahl an Samples der Teilmenge  $S \subseteq F$  darstellt. Für die Anzahl an Samples  $r$  wurde 100 gewählt. Bei fünf Eingangsparametern ergeben sich 500 Datenpunkte für jeden Probenotyp.

Rot steht zudem für einen hohen Merkmalswert und blau für einen niedrigen Merkmalswert. Zum anderen stellt die Dispersion in vertikaler Richtung dar, wie viele Punkte über einem SHAP-Wert angeordnet sind. Mit diesem Wert lässt sich also abbilden, ob sich in den Daten zentrale Tendenzen zeigen. Das Vorzeichen vor dem jeweiligen SHAP-Wert gibt an, ob dieser vom Erwartungswert subtrahiert oder zum Erwartungswert addiert wird. Die Einheit der SHAP-Werte entspricht der Einheit der jeweiligen Ergebnisgröße.

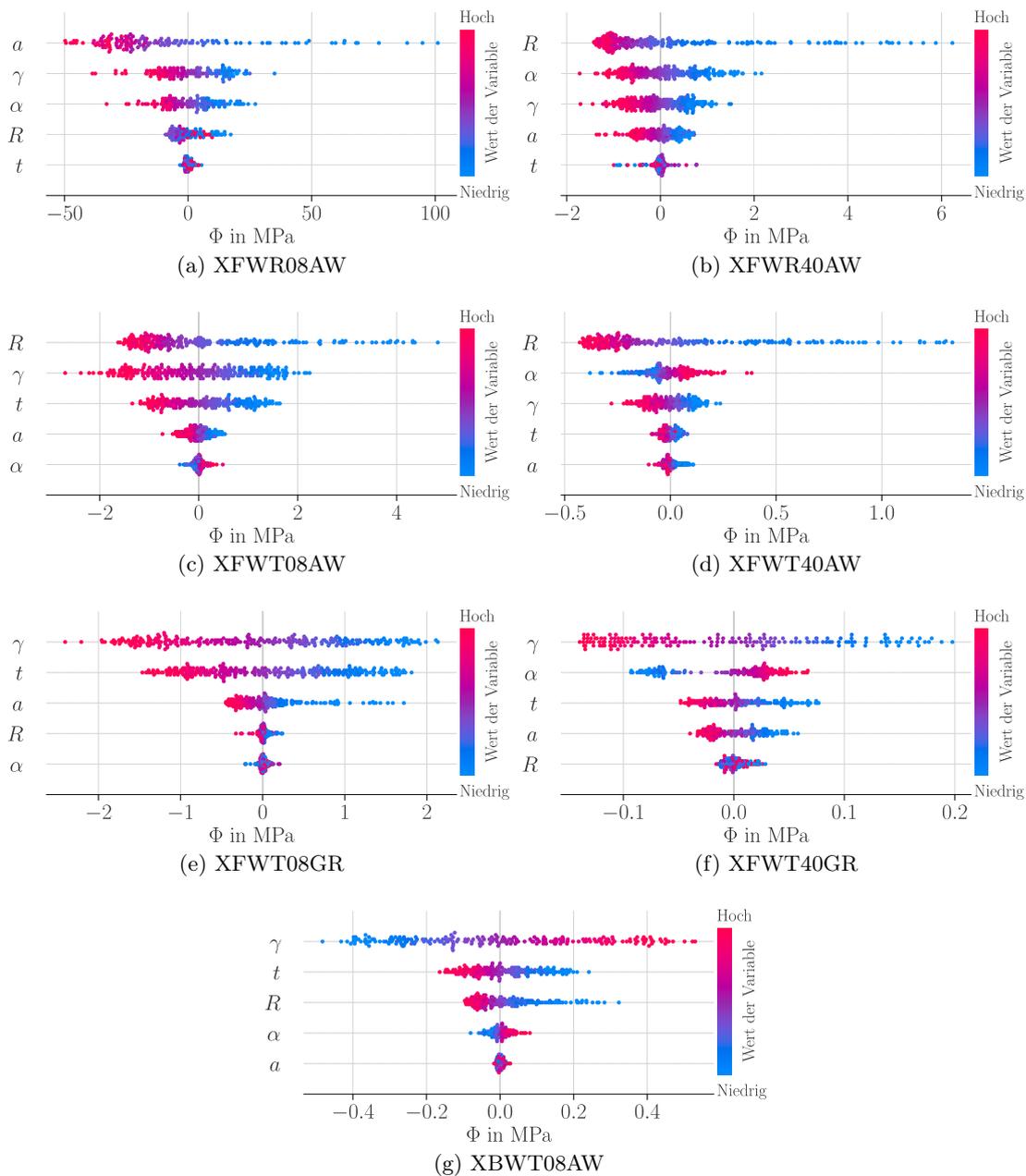


Abb. 5.20: SHAP-Werte für die maximale Kerbspannung  $\sigma_{ns}$  in MPa.

Zuerst werden nun die SHAP-Werte für die maximale Kerbspannung  $\sigma_{ns}$  bewertet.

Betrachtet werden zunächst die Werte für die Modelle XFWR08AW und XFWR40AW, also die Schweißstöße mit Kehlnaht und Nahtwurzelsversagen. Für beide Modellvarianten lassen sich die drei zentralen Parameter Kehlnahtdicke  $a$ , Nahtanstiegswinkel  $\alpha$  und der Winkel zwischen Gurt- und Stegblech  $\gamma$  identifizieren. Weniger Einfluss auf die Höhe der Kerbspannung in der Nahtwurzel nehmen die streuende Wanddicke  $T$  und der Kerbradius  $R$ . Hohe Werte für die Nahtdicke, sowie den Winkel zwischen Gurt- und Stegblech führen zu einer geringeren Kerbspannung. Gleichermaßen führen größere Nahtanstiegswinkel zu einer Verringerung des tragenden Querschnitts durch die Spline-Definition der Nahtgeometrie. Dies führt unmittelbar zu einer Verringerung der Kerbspannung.

Bei den Modellen mit Nahtübergangsversagen im Zustand wie geschweißt, XFWT08AW und XFWT40AW, tritt der Kerbradius als maßgeblicher Geometrieparameter in den Vordergrund. Dies ist zu erwarten, da Kerbradien in einem sehr breiten Spektrum abgebildet wurden, vgl. Tab. 5.1. Weiterhin ist der Winkel zwischen Gurt- und Stegblech eine maßgebliche Einflussgröße. Die Nahtdicke  $a$  tritt bei beiden Modellvarianten in den Hintergrund. Beide Grafiken zeigen deutlich den Einfluss des Nahtanstiegswinkels  $\alpha$ . Kleine Nahtanstiegswinkel führen zu einer Verringerung der Kerbspannung. Hohe Nahtanstiegswinkel erzeugen einen lokalen Steifigkeitsanstieg und somit eine höhere Kerbspannung.

Bei den nachbearbeiteten Schweißstoßmodellen, XFWT08GR und XFWT40GR, treten die Kerbradien wieder in den Hintergrund und sind die Merkmale mit den geringsten Auswirkungen auf die Kerbspannung, da die Kerbradien im Vergleich zu den unbearbeiteten T-Stößen weniger streuen. Einflussreiche Parameter sind der Winkel zwischen Gurt- und Stegblech. Bei allen dickwandigen T-Stoßmodellen hat der lokale Nahtparameter  $\alpha$  einen großen Einfluss.

Beim Stumpfstoß XBWT08AW, wie bei einigen T-Stoßmodellen, ist der Winkelversatz  $\gamma$  das wichtigste Merkmal für das Ergebnis der Kerbspannung.

### **Einfluss der Parameter auf den bezogenen Spannungsgradienten**

In Abb. 5.21 sind die SHAP-Werte für den bezogenen Spannungsgradienten dargestellt.

Bei allen nicht nachbearbeiteten Schweißstoßvarianten ist der Kerbradius  $R$  das Merkmal mit den größten Auswirkungen auf die Modellantwort  $G$ . Dies spricht für einen starken Zusammenhang zwischen dem Kerbradius  $R$  und dem bezogenen Spannungsgradienten  $G$ , welcher in Abb. 5.13 sichtbar ist.

Dieser Zusammenhang ist bei den T-Stößen mit nachbearbeiteter Naht XFWT08GR und XFWT40GR weniger ausgeprägt, weshalb der Kerbradius hier nicht als wichtigster Geometrieparameter identifiziert wird. Grund hierfür ist wieder, dass die nachbearbeiteten Schweißstöße kerbärmer sind und ein engeres Streuband hinsichtlich des Kerbradius aufweisen.

### **Einfluss der Parameter auf die linearisierte Spannung**

Abb. 5.22 zeigt die SHAP-Werte für die linearisierte Spannung. Im Vergleich zu den SHAP-Werten der Kerbspannungen in Abb. 5.20 ist die Reihenfolge der Merkmale für die linearisierte Spannung in Abb. 5.22 ähnlich.

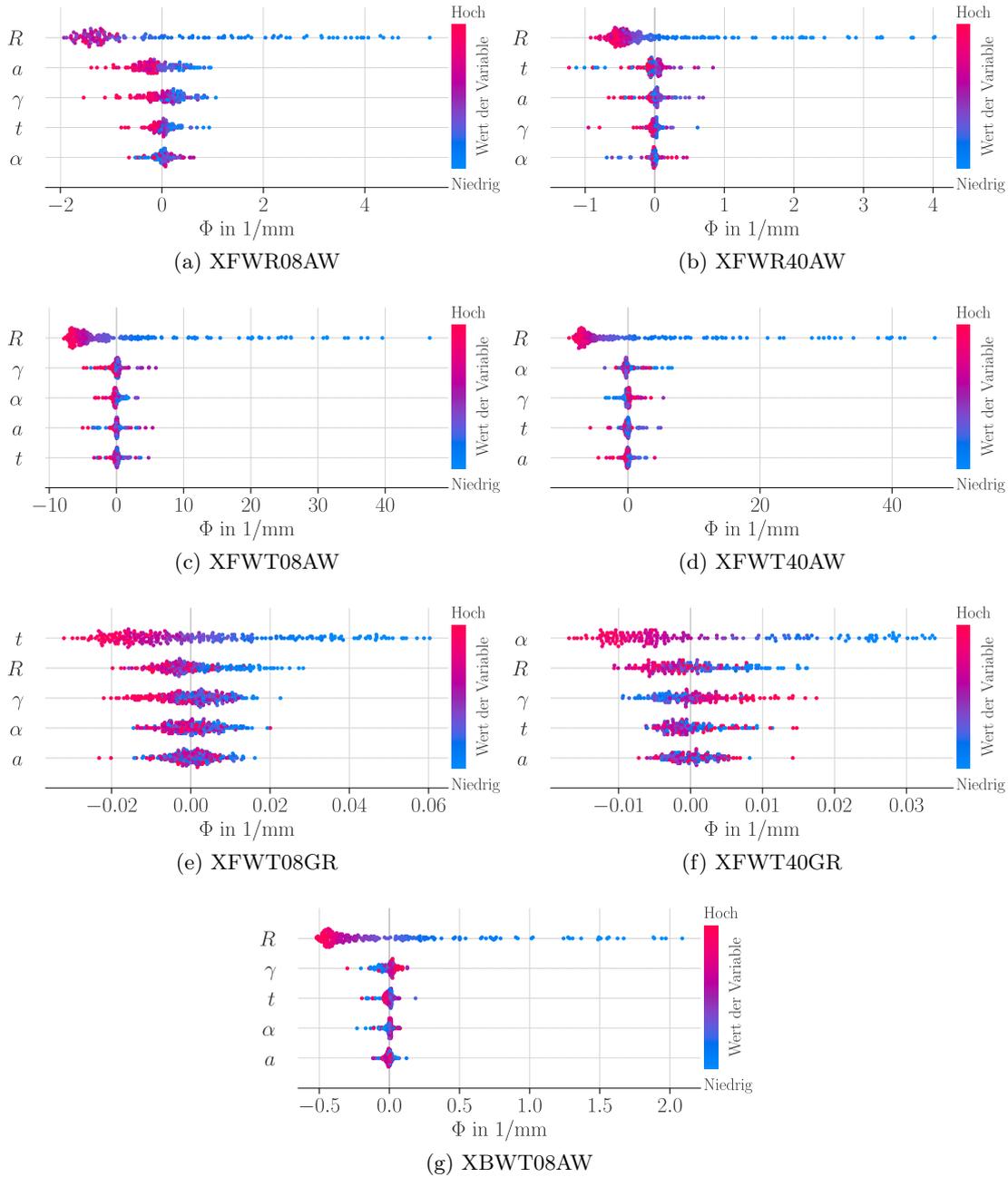


Abb. 5.21: SHAP-Werte für den bezogenen Spannungsgradienten  $G$  in 1/mm.

Jedoch nehmen der Kerbradius  $R$  und der Nahtanstiegswinkel  $\alpha$  eine untergeordnete Rolle ein. Dies ist zu erwarten, da die Spitzenspannung am Nahtübergang oder der Nahtwurzel bei der linearisierten Spannung vernachlässigt wird.

Im Vordergrund stehen wieder Geometrieparameter, welche den tragenden Querschnitt und die Gesamtsteifigkeit der Struktur beeinflussen.

Bei den Modellen XFWR08AW und XFWR40AW sind dies die Nahtdicke  $a$ , der Nahtanstiegswinkel  $\alpha$  und der Winkel  $\gamma$  zwischen Gurt- und Stegblech. Bei allen anderen Modellen sind die maßgebenden Merkmale der Winkel  $\gamma$ , die Wandstärke  $t$  und die Nahtdicke  $a$ .

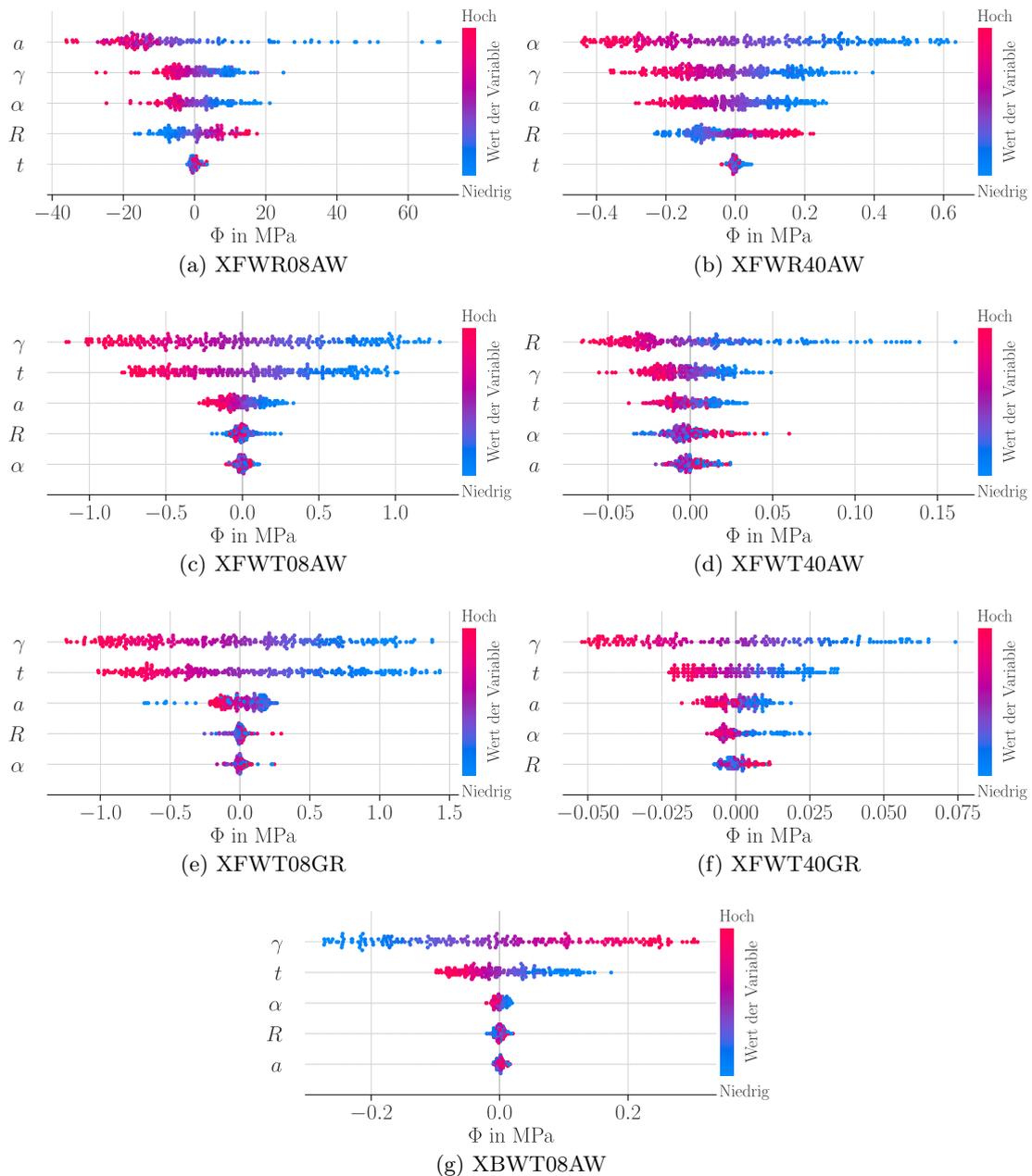


Abb. 5.22: SHAP-Werte für die linearisierte Spannung  $\sigma_{lin}$  in MPa.

## 5.5 Zusammenfassung der Modelluntersuchungen

Es konnte gezeigt werden, wie Ersatzmodelle zur Vorhersage von Beanspruchungen für eine ganze Bandbreite an Geometrieparametern abgeleitet werden. In Bezug auf die Rechenzeit ist die Vorhersage von Ergebnisgrößen mit den hier erstellten DNN's etwa um den Faktor 200 schneller als bei der Berechnung mit FEM. Dadurch können in kürzester Zeit zahlreiche Schweißstöße mit variabler Geometrie untersucht werden.

Die Ersatzmodelle bilden die Grundlage für einen Ermüdungsnachweis, in welchem Geometrieparameter nicht als diskrete Werte, sondern als variable Größen berücksichtigt werden.

Im Falle einer bekannten Verteilungsfunktion eines Geometrieparameters können diese für den Ermüdungsnachweis implementiert werden. Falls die Verteilungsfunktionen unbekannt sind kann zumindest eine Worst-Case-Betrachtung erfolgen, indem angenommen wird, dass die Geometrieparameter in einem messtechnisch ermittelten Bereich gleichverteilt sind.

Die detaillierten Untersuchungen mit SHAP-Werten helfen zu verstehen, welche Modellparameter der Finite-Elemente-Modellierung maßgeblich für die Höhe der Beanspruchung sind. Diese sind meist im Einklang mit dem ingenieurtechnischen Verständnis.

Offen bleibt, wie sich die Diskrepanzen zwischen Modellvorhersage der neuronalen Netze und direkter Finite-Elemente-Lösung auf die Lebensdauervorhersage im kerbdehnungs-basierten Nachweis auswirken. Diese ist Gegenstand der Untersuchungen in nachfolgendem Kapitel 6.

# 6 Schwingfestigkeitsbewertung

## 6.1 Hintergrund zum kerbdehnungsbasierten Lebensdauernachweis

Grundlage des zu entwickelnden Kerbdehnungsnachweises für Schweißverbindungen ist die FKM-Richtlinie Nichtlinear [37]. Diese Richtlinie ist beschränkt auf den Nachweis ungeschweißter Bauteile und bedarf deshalb einiger Modifikationen. Durch die explizite Berücksichtigung des elastisch-plastischen Materialverhaltens wird ein Nachweis der Ermüdungsfestigkeit im LCF-Bereich möglich. Der grundlegende Ablauf des zyklischen Nachweises ist:

1. Berechnung einer fiktiv-elastischen Vergleichsspannung in der Bauteilkerbe durch eine linear-elastische Finite-Elemente-Analyse
2. Durchführen einer Kerbnäherung zum Abschätzen des tatsächlichen örtlichen, elastisch-plastischen Spannungs-Dehnungszustands in der Bauteilkerbe
3. Identifikation geschlossener Spannungs-Dehnungshysteresen bei Betriebslastfolgen und Zählen dieser Hysteresen mit einem Zählverfahren
4. Ermittlung eines Schädigungsparameters für jedes gezählte Schwingspiel
5. Berechnen der Teilschädigung eines jeden Schwingspiels durch Gegenüberstellung mit einer Schädigungsparameterwöhlerlinie für das Bauteil
6. Beurteilung der Gesamtschädigung des Bauteils durch Akkumulation der Teilschädigungen für die gesamte Lastfolge

Im Forschungsprojekt von *Rudorffer* et al. [108] wurde eine Modifikation der FKM-Richtlinie Nichtlinear vorgestellt, welche grundsätzlich den Nachweis für Schweißverbindungen unter expliziter Berücksichtigung des elastisch-plastischen Materialverhaltens ermöglicht. Die grundlegenden Modifikationen umfassen:

- Abschätzung der zyklisch stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Kurve auf Basis der Vickers Härte HV1 anstelle der Abschätzung durch die Zugfestigkeit
- Ermittlung der örtlichen Beanspruchung in der Schweißnahtkerbe an einem idealisierten Kerbradius nach dem Vorbild des Kerbspannungskonzepts [34]
- Anpassung der Dauerfestigkeit an das Kerbspannungskonzept [34]
- Berücksichtigung der Stützwirkung mit der hochbeanspruchten Schweißnahtlänge nach *Deinböck* et al. [22] anstelle der hochbeanspruchten Fläche

## 6.2 Beanspruchbarkeit

Für einen dehnungsbasierten Lebensdauernachweis kann im einfachsten Fall als Schädigungsparameter die örtliche Dehnungsamplitude in der Bauteilkerbe  $\varepsilon_a$  mit der Dehnungswöhlerlinie nach Gl. 3.4 als Festigkeitsfunktion definiert werden [145]. Die Berücksichtigung auftretender, den Schwingspielen überlagerten Mittelspannungen, ist damit nicht möglich. Die Wahl des ersten Schädigungsparameters  $P_{\text{SWT}}$  nach *Smith, Watson, Topper* [128] berücksichtigt auch die Mittelspannung in der Schädigungsrechnung.

Der zweite untersuchte Schädigungsparameter  $P_J$  wurde von *Vormwald* [144] entwickelt. Mit  $P_J$  ist ein zyklischer Nachweis bis zu einem definierten (technisch detektierbaren) Anriss in Bauteilkerben möglich. Zusätzlich wird Rissschließen berücksichtigt, sodass der berechnete Teilschaden eines zu zählenden Schwingspiels von der Vorgeschichte des Schwingspiels abhängt. Demgegenüber können Reihenfolgeeffekte mit dem Schädigungsparameter  $P_{\text{SWT}}$  nicht berücksichtigt werden. Die Theorien beider Schädigungsparameter  $P_{\text{SWT}}$  und  $P_J$  sind nicht vergleichbar, weshalb sie nacheinander behandelt werden.

### Schädigungsparameter $P_{\text{RAM}}$

Zur Berücksichtigung von Mittelspannungen wurde der Schädigungsparameter nach *Smith, Watson* und *Topper* entwickelt [128] und berechnet sich zu:

$$P_{\text{SWT}} = \sqrt{(\sigma_a + \sigma_m) \cdot \varepsilon_a \cdot E} \quad (6.1)$$

Die Schädigungsparameterwöhlerlinie für den Schädigungsparameter  $P_{\text{SWT}}$  lässt sich aus der Dehnungswöhlerlinie aus Gl. 3.4 ableiten, indem in Gl. 6.1 der Mittelspannungsanteil  $\sigma_m = 0$  gesetzt wird. Dann ergibt sich folgende Gleichung:

$$P_{\text{SWT}} = \sqrt{\sigma_f'^2 \cdot (2N)^{2b} + \sigma_f' \cdot \varepsilon_f' \cdot E \cdot (2N)^{b+c}} \quad (6.2)$$

Der Schädigungsparameter  $P_{\text{SWT}}$  berücksichtigt die Mittelspannungsempfindlichkeit. Mit der Modifikation von *Bergmann* [10] wird zusätzlich die werkstoffabhängige Mittelspannungsempfindlichkeit erfasst. Der Schädigungsparameter  $P_{\text{SWT}}$  wird dabei zu  $P_{\text{RAM}}$  umbenannt und lautet:

$$P_{\text{RAM}} = \sqrt{(\sigma_a + k \cdot \sigma_m) \cdot \varepsilon_a \cdot E} \quad (6.3)$$

mit der Variablen  $k$ :

$$k = \begin{cases} M_\sigma \cdot (M_\sigma + 2) & \text{für } \sigma_m \geq 0, \\ \frac{M_\sigma}{3} \cdot \left(\frac{M_\sigma}{3} + 2\right) & \text{für } \sigma_m < 0. \end{cases} \quad (6.4)$$

Sollte  $k$  kleiner 1 sein, führt dies zu einer Verringerung des Schädigungsparameters und somit einer geringeren Schädigung durch die geschlossene Hysterese [36]. Für den Fall, dass  $k$  größer 1 ist, folgt eine Vergrößerung des Schädigungsparameters. Sollte unter der Wurzel in Gl. 6.3 ein negativer Ausdruck erscheinen, so wird angenommen, dass der Schädigungsparameter gleich null wird und keinen Schädigungsbeitrag leistet.

Aus den dehnungsgeregelten Versuchen an Standardproben lässt sich nun für jeden Einzelversuch ein Schädigungsparameter berechnen und anschließend eine Schädigungsparameterwöhlerlinie ableiten. Diese bildet das Ermüdungsverhalten des Werkstoffs im Mittel ab. Die Schädigungsparameterwöhlerlinie ließe sich grundsätzlich direkt mit Gl. 6.2 zeichnen. Jedoch wird anstelle einer kontinuierlichen Funktion ein bilinearer Ansatz für die Wöhlerlinie gewählt. Mit dem bilinearen Ansatz ist eine deutliche Abgrenzung der Neigung im Kurz- und Zeitfestigkeitsbereich möglich. Für jeden Einzelversuch wird jeweils ein Schädigungsparameter mit Gl. 6.3,  $\sigma_m = 0$  und  $\varepsilon_a = \varepsilon_{a,ges}$  berechnet. Die Anpassung des bilinearen Ansatzes erfolgt durch die Maximum-Likelihood-Methode, welche die idealen Neigungen der beiden Linien, sowie den Schädigungsparameter  $P_{RAM,Stuetz}$  bei der festgelegten Stützstelle  $N = 1000$  liefert [37].

Der Dauerfestigkeitswert der Werkstoffwöhlerlinie  $P_{RAM,D,WS}$  wird in Abhängigkeit von der Zugfestigkeit und der Werkstoffgruppe nach [37] ermittelt.

Abb. 6.1 zeigt die so ermittelte bilineare Schädigungsparameterwöhlerlinie für den Schädigungsparameter  $P_{RAM}$  mit den Einzelwerten aus den dehnungsgeregelten Versuchen an Standardproben. Die Wöhlerlinie repräsentiert die Versuche im Mittel und gilt somit für eine Ausfallwahrscheinlichkeit von  $P_A = 50\%$ .

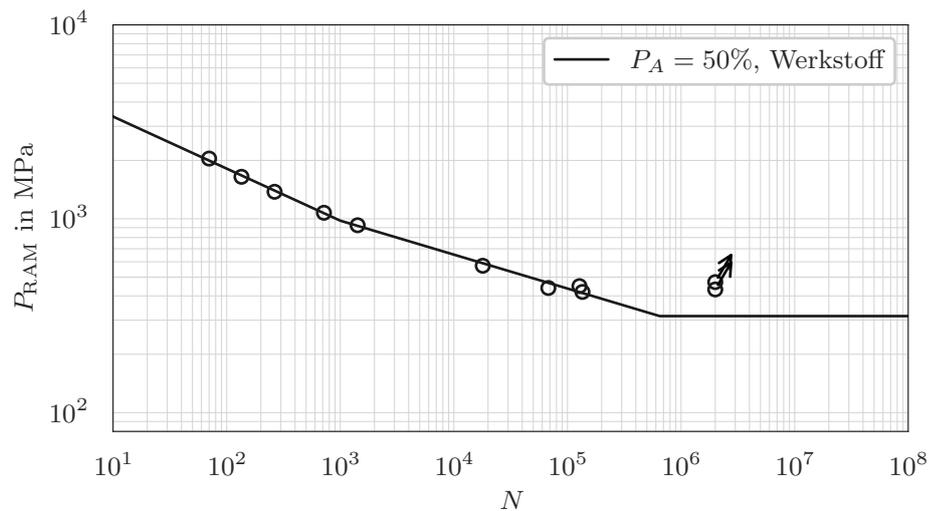


Abb. 6.1: Schädigungsparameterwöhlerlinie  $P_{RAM}$  des Werkstoffs 1.4541.

### Schädigungsparameter $P_{RAJ}$

Der Schädigungsparameter  $P_J$  nach *Vormwald* [144] ist definiert mit:

$$P_J = 1,24 \cdot \frac{\Delta\sigma_{eff}^2}{E} + \frac{1,02}{\sqrt{n'}} \cdot \Delta\sigma_{eff} \cdot \varepsilon_{p,eff} \quad (6.5)$$

Als rechnerische Fließspannung  $\sigma_F$  wird das arithmetische Mittel zwischen der zyklischen Dehngrenze  $R'_{p0,2}$  und der Zugfestigkeit  $R_m$  gewählt:

$$\sigma_F = 0,5 \cdot (R'_{p0,2} + R_m) \quad (6.6)$$

Für ein Spannungsverhältnis  $R = \frac{\sigma_u}{\sigma_o} = -1$  berechnet sich die Rissöffnungsspannung  $\sigma_{op}$  zu:

$$\sigma_{op} = \sigma_o \left( 0,535 \cos \left( \frac{\pi \sigma_o}{2 \sigma_F} \right) - 0,344 \frac{\sigma_o}{\sigma_F} \right) \quad (6.7)$$

Anschließend werden die Rissöffnungsdehnung  $\varepsilon_{op}$  und die Rissschließdehnung  $\varepsilon_{cl}$  berechnet, wobei angenommen wird, dass  $\varepsilon_{op} = \varepsilon_{cl}$ , sodass:

$$\varepsilon_{op} = \varepsilon_{cl} = \varepsilon_u + \frac{\sigma_{op} - \sigma_u}{E} + 2 \left( \frac{\sigma_{op} - \sigma_u}{2K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (6.8)$$

Schließlich lässt sich die Rissschließspannung  $\sigma_{cl}$  berechnen mit:

$$\varepsilon_o - \varepsilon_{cl} = \frac{\sigma_{op} - \sigma_{cl}}{E} + 2 \left( \frac{\sigma_{op} - \sigma_{cl}}{2K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (6.9)$$

Die Lösung von Gl. 6.9 muss iterativ erfolgen, beispielsweise mit dem Newton-Verfahren. Nach Lösen des Gleichungssystems von Gl. 6.6 bis Gl. 6.9 können anschließend die Effektivwerte für Spannung und Dehnung berechnet werden zu:

$$\Delta \sigma_{\text{eff}} = \sigma_o - \sigma_{cl} \quad (6.10)$$

$$\Delta \varepsilon_{\text{eff}} = \varepsilon_o - \varepsilon_{cl} \quad (6.11)$$

$$\Delta \varepsilon_{p,\text{eff}} = \Delta \varepsilon_{\text{eff}} - \frac{\Delta \sigma_{\text{eff}}}{E} \quad (6.12)$$

Im Rahmen der Weiterentwicklungen der FKM-Richtlinie Nichtlinear wird der Schädigungsparameter  $P_J$  zu  $P_{RAJ}$  umbenannt. Für jeden Einzelversuch aus den dehnungsgeregelten Versuchen an Standardproben kann nun wieder ein Schädigungsparameter  $P_{RAJ}$  berechnet werden. Anschließend wird mit linearer Regression die Neigung der Wöhlerlinie ermittelt. Die resultierende Wöhlerlinie basiert auf bruchmechanischen Prinzipien. Es wird davon ausgegangen, dass in der nachzuweisenden Bauteilkerbe ein kurzer Riss vorhanden ist, welcher bis zu einem technischen Anriss mit einer Endrisstiefe von 0,5 mm wächst.

Der Dauerfestigkeitswert der Werkstoffwöhlerlinie  $P_{RAJ,D,WS}$  wird in Abhängigkeit von der Zugfestigkeit und der Werkstoffgruppe nach [37] ermittelt.

Abb. 6.2 zeigt die Wöhlerlinie des Schädigungsparameters  $P_{RAJ}$ . Da die Schädigungsparameter über Effektivwerte von Spannung und Dehnung berechnet werden, also ausschließlich Werte, bei denen der Riss geöffnet ist, gilt die Schädigungsparameterwöhlerlinie in Abb. 6.2 für beliebige R-Verhältnisse. Dadurch muss jedoch die Lastfolge Schwingspiel für Schwingspiel berechnet werden.

## Bauteileinfluss

Größeneinflüsse und der Einfluss der Oberflächenrauheit werden im Rahmen der FKM-Richtlinie Nichtlinear [37] bei den beiden Schädigungsparametern mit  $f_{RAM}$  und  $f_{RAJ}$

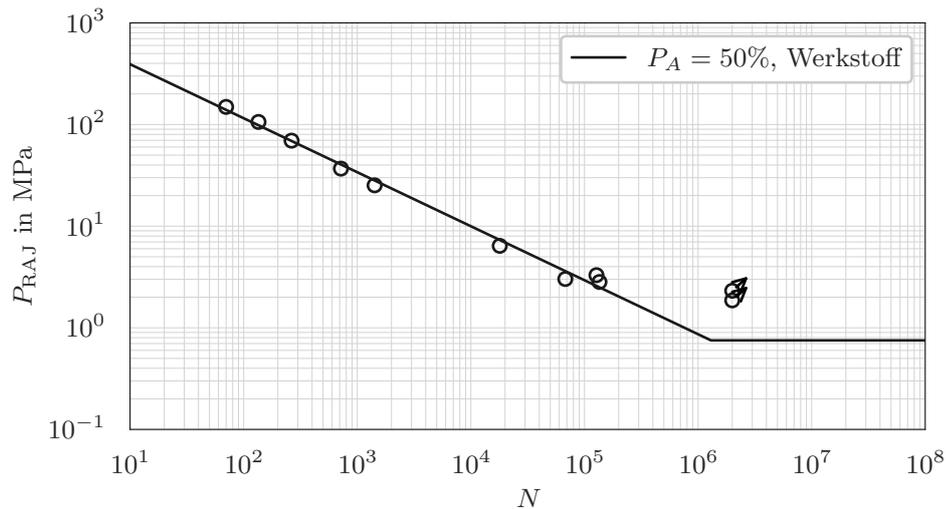


Abb. 6.2: Schädigungsparameterwöhlerlinie  $P_{\text{RAJ}}$  des Werkstoffs 1.4541.

erfasst.

Der Faktor  $f_{\text{RAM}}$  berechnet sich aus:

$$f_{\text{RAM}} = \frac{\gamma_{\text{M}}}{n_{\text{P}} \cdot K_{\text{R,P}}} \quad (6.13)$$

Der Faktor  $f_{\text{RAJ}}$  hingegen mit:

$$f_{\text{RAJ}} = \frac{\gamma_{\text{M}}}{(n_{\text{P}} \cdot K_{\text{R,P}})^2} \quad (6.14)$$

Die Stützstellen der Werkstoffwöhlerlinien  $P_{\text{RAM,Z,WS}}$  und  $P_{\text{RAJ,Z,WS}}$  werden mit den Inversen beider Faktoren multipliziert, sodass die Werkstoffwöhlerlinien zu Bauteilwöhlerlinien umgewandelt werden:

$$P_{\text{RAM,Z}} = \frac{1}{f_{\text{RAM}}} \cdot P_{\text{RAM,Z,WS}} \quad (6.15)$$

$$P_{\text{RAJ,Z}} = \frac{1}{f_{\text{RAJ}}} \cdot P_{\text{RAJ,Z,WS}} \quad (6.16)$$

Mit dem Teilfaktor  $K_{\text{R,P}}$  wird die Oberflächenrauheit eines Bauteils berücksichtigt, wobei diese von der gemittelten Rauhtiefe und dem Werkstoff des Bauteils abhängt.

Der Teilfaktor  $\gamma_{\text{M}}$  ist ein zusätzlicher Sicherheitsfaktor, welcher insbesondere Unsicherheiten der Werkstoffdaten und damit die generelle Unsicherheit der Lebensdauerprognose absichert.

Zuletzt wird mit dem Teilfaktor  $n_{\text{P}}$  die werkstoffmechanische Stützzahl bezeichnet, welche wiederum in einen statistischen Größeneffekt  $n_{\text{st}}$  und einen bruchmechanischen Größeneffekt  $n_{\text{bm}}$  unterteilt werden kann. Die werkstoffmechanische Stützzahl folgt mit:

$$n_{\text{P}} = n_{\text{st}} \cdot n_{\text{bm}} \quad (6.17)$$

Mit dem statistischen Größeneffekt wird in der aktuellen Version der FKM-Richtlinie

Nichtlinear [37] die hochbeanspruchte Bauteiloberfläche berücksichtigt. Diese berechnet sich wie folgt:

$$n_{\text{st}} = \left( \frac{A_{\text{ref}}}{A_{\sigma}} \right)^{\frac{1}{k_{\text{st}}}} = \left( \frac{A_{\text{ref}}}{A_{\sigma}} \right)^{\frac{1}{k_{\text{st}}}} \quad (6.18)$$

Mit der Referenzfläche  $A_{\text{ref}} = 500 \text{ mm}^2$  und dem Weibullexponenten  $k_{\text{st}} = 30$  für Stahlwerkstoffe. Die hochbeanspruchte Fläche  $A_{\sigma}$  hängt von der Bauteiloberfläche ab. Mit zunehmender Kerbschärfe sinkt der Wert der hochbeanspruchten Bauteiloberfläche und führt zu einer höheren statistischen Stützzahl  $n_{\text{st}}$ . Umgekehrt treten bei sehr großen hochbeanspruchten Flächen  $A_{\sigma}$  kleinere Werte für die Stützzahl auf. Die Idee der statistischen Stützzahl geht auf *Weibull* [146] zurück und beschreibt die Abhängigkeit der Bauteilfestigkeit von der Größe der maximal beanspruchten Bauteiloberfläche. *Deinböck* et al. [22] erweitern diese Gedanken auf Schweißverbindungen, indem nicht mehr die hochbeanspruchte Bauteiloberfläche, sondern die hochbeanspruchte Schweißnahtlänge verwendet wird. Die Autoren leiteten folgende Gleichung ab, die anstelle der Flächen in Gl. 6.18 nun die Schweißnahtlängen enthält:

$$n_{\text{st}} = \left( \frac{L_{\text{ref}}}{L_{\sigma}} \right)^{\frac{1}{k_{\text{st}}}} \quad (6.19)$$

Dabei ist die Referenzlänge  $L_{\text{ref}} = 100 \text{ mm}$  und der Weibullexponent  $k_{\text{st}} = 10$  nach dem 90 %-Verfahren nach Sonsino [134]. Bei Verwendung von Gl. 6.19 konnten die Autoren im Vergleich zu Gl. 6.18 eine Verringerung der Streuung bei der Lebensdauervorhersage zahlreicher Schweißverbindungen mit dem Kerbspannungskonzept erzielen. Der Wert der hochbeanspruchten Schweißnahtlänge lässt sich mit Hilfe von Finite-Elemente-Analysen bestimmen. In [22] wird vorgeschlagen, die Länge  $L_{\sigma}$  als Schweißnahtlänge auszuwerten, bei der an der Kerboberfläche mehr als 90 % der Maximalspannung herrschen.

Die bruchmechanische Stützzahl  $n_{\text{bm}}$  beschreibt die Stützwirkung durch Rissarrest in sehr scharfen Kerben. Ein höherer Spannungsgradient führt dabei zu einer örtlich höheren Dauerfestigkeit. Um den Wert für  $n_{\text{bm}}$  berechnen zu können, ist die Kenntnis des bezogenen Spannungsgradienten  $G$ , der Zugfestigkeit  $R_{\text{m}}$  und der statistischen Stützzahl  $n_{\text{st}}$  notwendig. Die Berechnung der bruchmechanischen Stützzahl erfolgt mit:

$$\bar{n}_{\text{bm}} = \frac{5 + \sqrt{G}}{\bar{k}} \quad (6.20)$$

Der Nenner berechnet sich zu:

$$\bar{k} = 5 \cdot n_{\text{st}} + \frac{R_{\text{m}}}{R_{\text{m,bm}}} \cdot \sqrt{\frac{7,5 + \sqrt{G}}{1 + 0,2\sqrt{G}}} \quad (6.21)$$

mit der Referenzfestigkeit  $R_{\text{m,bm}} = 680 \text{ MPa}$  für Stahl. Das Phänomen der bruchmechanischen Stützwirkung bei  $n_{\text{bm}} > 1$  tritt erst bei sehr hohen Spannungsgradienten auf. Ansonsten ist die bruchmechanische Stützzahl eins:

$$n_{\text{bm}} = \max\{\bar{n}_{\text{bm}}, 1\} \quad (6.22)$$

Die FKM-Richtlinie Nichtlinear [37] liefert Schätzgleichungen für den bezogenen Spannungsgradienten in Abhängigkeit von Nettoquerschnitt, Kerbradius und Belastungsart, welche jedoch nur als vorläufige Näherungsbeziehungen bezeichnet werden. Genauer lassen sich die bezogenen Spannungsgradienten aber mit Hilfe von FEAs bestimmen, siehe Abb. 5.11. Die Definition für die bruchmechanische Stützzahl wird für den Kerbdehnungsnachweis von Schweißverbindungen übernommen, da auch bei Schweißverbindungen die vom Spannungsgradienten abhängige Stützwirkung auftritt.

Schließlich ist mit dem Teilfaktor  $K_{R,P}$  noch der Einfluss der Oberflächenrauheit zu bewerten. Für polierte Bauteile wird der Teilfaktor gleich eins, ansonsten ist dieser in Abhängigkeit der mittleren Rauheit  $R_z$  und werkstoffabhängigen Kennwerten folgendermaßen zu berechnen:

$$K_{R,P} = \left( 1 - a_{R,P} \cdot \log \left( \frac{R_z}{\mu\text{m}} \right) \cdot \log \left( \frac{2 \cdot R_m}{R_{m,N,\min}} \right) \right)^{b_{R,P}} \quad (6.23)$$

Für Walz-, Schmiede- und Gusshaut gilt eine mittlere Rauheit von  $R_z = 200 \mu\text{m}$ . Messungen der Oberflächenrauheit an den Schweißnahtkerben wurden nicht durchgeführt, da die messtechnische Erfassung mittlerer Rautiefen an Schweißnahtübergängen technisch schwer umsetzbar und an Schweißnahtwurzeln gar nicht möglich ist. Deshalb wird für die Rauheit in den Schweißnahtkerben ebenfalls eine allgemein gültige Rauheit von  $R_z = 200 \mu\text{m}$  angesetzt. Sollten genauere Angaben oder Messdaten z.B. bei spanabhebenden, nachbearbeiteten Schweißnahtübergängen vorliegen, so können diese verwendet werden.

## Sicherheitskonzept

Im Sinne einer Auslegung von Strukturen für niedrige Ausfallwahrscheinlichkeiten wird die Wöhlerkurve des Werkstoffs durch Multiplikation mit einem Faktor auf eine Wöhlerkurve für eine Ausfallwahrscheinlichkeit von  $P_A = 2,5\%$  umgerechnet.

Dieser Umrechnungsfaktor wurde in [145] anhand einer umfangreichen Datenbasis für unterschiedliche Werkstoffgruppen bestimmt. Für die Werkstoffgruppe Stahl wird die Wöhlerlinie für den Schädigungsparameter  $P_{RAM}$  in vertikaler Richtung um den Faktor  $f_{2,5\%} = 0,86$  verschoben und ergibt schließlich die Strichlinie in Abb. 6.3.

Die Schädigungsparameterwöhlerlinie für den Schädigungsparameter  $P_{RAJ}$  in Abb. 6.2 gilt für eine Ausfallwahrscheinlichkeit von  $P_A = 50\%$  und wird für die Auslegung von Komponenten auf eine Wöhlerlinie für die niedrige Ausfallwahrscheinlichkeit von  $P_A = 2,5\%$  umgerechnet. Dafür wird die Schädigungsparameterwöhlerlinie wieder mit einem werkstoffgruppenabhängigen Faktor  $f_{2,5\%} = 0,69$  für die Werkstoffgruppe Stahl multipliziert. Dies führt zu einer Verringerung der ertragbaren Schädigungsparameter oder einer Verschiebung in vertikaler Richtung, siehe Abb. 6.4.

Ein weiterer Teilsicherheitsbeiwert ist  $\gamma_M$  in Gl. 6.13 und Gl. 6.14. Diese Faktoren hängen von den Folgen eines möglichen Versagens einer Komponente ab und können aus Tabellen für verschiedene Ausfallwahrscheinlichkeiten entnommen werden. Für den Schädigungsparameter  $P_{RAM}$  reicht  $\gamma_M$  von 1,1 bis 1,3. Beim Schädigungsparameter  $P_{RAJ}$  reicht der Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_M$  von 1,2 bis 1,7. Der Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_M$  führt

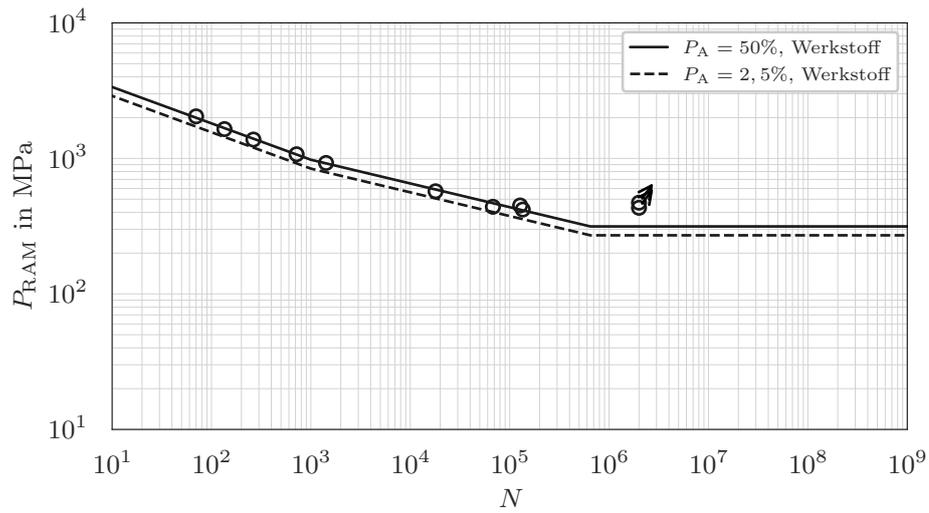


Abb. 6.3: Schädigungsparameterwöhlerlinie  $P_{RAM}$  des Werkstoffs 1.4541 für unterschiedliche Ausfallwahrscheinlichkeiten.

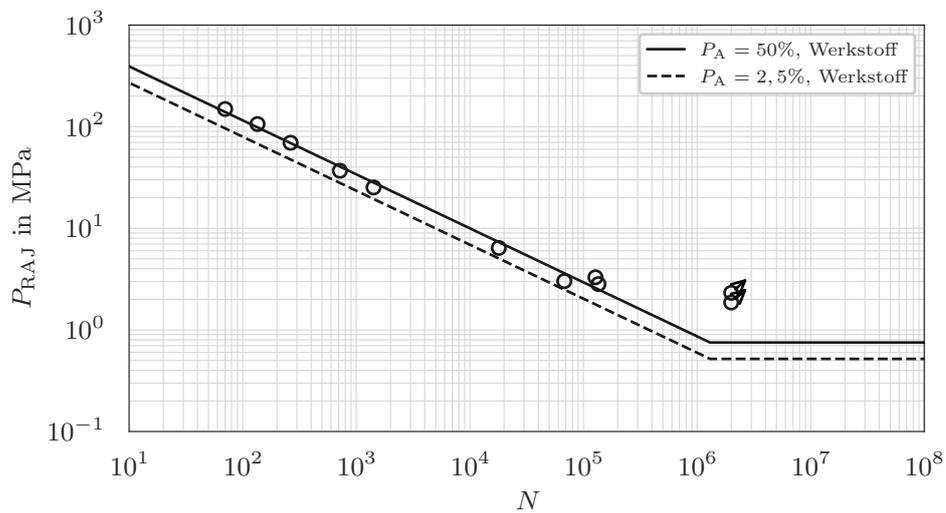


Abb. 6.4: Schädigungsparameterwöhlerlinie  $P_{RAJ}$  des Werkstoffs 1.4541 für unterschiedliche Ausfallwahrscheinlichkeiten.

zu einem Absenken der charakteristischen Werkstoffwöhlerlinie mit  $P_A = 2,5\%$  auf eine Bauteilwöhlerlinie für niedrige Ausfallwahrscheinlichkeit mit  $P_A < 2,5\%$ .

Mit dem Herabsenken der Bauteilwöhlerlinie für Ausfallwahrscheinlichkeiten von  $P_A < 2,5\%$  soll  $\gamma_M$  zusätzlich folgende Einflüsse abfangen [37]:

- Die Streuung der zyklischen und statischen Werkstoffkennwerte setzt sich bei der Berechnung des Schädigungsparameters fort
- Generelle Treffsicherheit des rechnerischen Verfahrens

Neben der Streuung der mechanisch-technologischen Kennwerte, abgesichert durch  $f_{2,5\%}$ , und der Unsicherheit bei der Lebensdauervorhersage durch das Berechnungskonzept, abgesichert durch  $\gamma_M$ , muss also ein weiterer Faktor für die Unsicherheit seitens der Beanspruchung hinzukommen.

In der FKM-Richtlinie Nichtlinear [37] erfolgt die Absicherung der Beanspruchungen durch den Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_L$ . Dieser Faktor berücksichtigt, dass die im Betrieb auftretenden Belastungen mit Messunsicherheiten behaftet sind.

Dafür wird die Betriebslastfolge  $L^*$ , welche den elastizitätstheoretischen Spannungen im Nachweispunkt entsprechen, mit dem Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_L$  umbewertet und ergibt die abgesicherte Lastfolge  $L$  für eine bestimmte Auftretenswahrscheinlichkeit  $P_L$  der Beanspruchung im Nachweispunkt zu:

$$L = L^* \cdot \gamma_L \quad (6.24)$$

Unter der Annahme, dass die Betriebslasten exakt bekannt sind und keiner Streuung unterliegen wird der Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_L = 1$ . Bei unbekannter Streuung wird ein Beiwert  $\gamma_L = 1,1$  für eine Auftretenswahrscheinlichkeit  $P_L = 2,5\%$  empfohlen. Ansonsten kann bei bekannter Streuung eine Absicherung mit der Standardabweichung einer angenommen logarithmischen Normalverteilung erfolgen. Mit dem Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_L$  werden die elastizitätstheoretischen Spannungen im Nachweispunkt erhöht.

Die drei Faktoren  $f_{2,5\%}$ ,  $\gamma_M$  und  $\gamma_L$  bilden das Sicherheitskonzept der FKM-Richtlinie Nichtlinear [37]

## 6.3 Beanspruchung

### Kerbnäherungsverfahren

Im Bereich der Kurzzeitfestigkeit finden plastische Verformungen in der Kerbe statt. Dadurch sind nicht die fiktiv-elastischen Kerbspannungen für die Schädigungsrechnung zu verwenden, sondern die wechselnden elastisch-plastischen Kerbdehnungen. Um auf Basis des fiktiv-elastischen Spannungs- und Dehnungszustands in den Kerben, den tatsächlichen elastisch-plastischen Spannungs- und Dehnungszustand abzuschätzen, gibt es unterschiedliche Möglichkeiten. Nachfolgend sind zwei gängige Verfahren aus der FKM-Richtlinie Nichtlinear [37] näher betrachtet.

Eine Möglichkeit besteht darin, eine elastisch-plastische Finite-Elemente-Analysen durchzuführen. Dazu muss ein entsprechendes Werkstoffgesetz in der Software implementiert werden, welches möglichst gut das reale Werkstoffverhalten abbildet. Berücksichtigt werden kann das Fließ- und Verfestigungsverhalten des Werkstoffs. Einige Werkstoffmodelle sind in der Lage auch Masing-Verhalten und Kriechvorgänge zu simulieren. Mit zunehmender Komplexität des Werkstoffmodells steigt auch der Rechenaufwand. Lange Belastungszeitreihen sind dann kaum mit elastisch-plastischen Finite-Elemente-Berechnungen in wirtschaftlicher Zeit zu bewältigen. Insbesondere wenn Effekte wie Temperaturbelastungen hinzukommen.

Eine weitere Möglichkeit ist die Verwendung einer Näherungsbeziehung, mit der eine schnelle Abschätzung des tatsächlichen Spannungs- und Dehnungszustands in Bauteilkerben möglich wird. Existierende Näherungsbeziehungen werden häufig als Kerbnäherungsverfahren bezeichnet. Sie stellen einen Zusammenhang zwischen der elastizitätstheoretischen Spannung  $L$  und der elastisch-plastischen Kerbdehnung  $\varepsilon = f(L)$  her. Die wohl bekannteste Kerbnäherung wurde von *Neuber* [79] vorgeschlagen und lautet:

$$\sigma \cdot \varepsilon = L \cdot e \quad (6.25)$$

Die linke Seite der Gleichung enthält die örtliche Spannung und Dehnung  $\sigma \cdot \varepsilon$  im Kerbgrund, die rechte Seite hingegen die fiktiv-elastisch berechneten Spannungen und Dehnungen  $L \cdot e$  im Kerbgrund, z.B. aus einer linear-elastischen FEA.

Die Verwendung der Kerbnäherung nach *Neuber* [79] kann zu einer Fehleinschätzung der Kerbdehnung gegenüber einer elastisch-plastischen FEA führen [40]. Die Abweichungen zwischen *Neuber*-Kerbnäherung [79] und elastisch-plastischer FEA nehmen dabei mit zunehmender Plastifizierung des Nennquerschnitts zu.

Eine Weiterentwicklung von *Seeger* und *Heuler* [124] berücksichtigt das globale plastische Bauteilverhalten und führt auch bei Plastifizierung des Querschnitts zu einer zufriedenstellenden Abschätzung der Spannungen und Dehnungen in Bauteilkerben [82]. Für das verbesserte Kerbnäherungsverfahren wird die Traglastformzahl  $K_p$  benötigt, die das Verhältnis von äußerer Last bei vollständig plastifiziertem Bauteilquerschnitt  $F_p$  und äußerer Last bei erstmaligem Erreichen der Fließspannung  $F_f$  angibt zu:

$$K_p = \frac{F_p}{F_f} \quad (6.26)$$

In der vorliegenden Studie wird die Traglastformzahl  $K_p$  nach Näherungsgleichungen aus der FKM-Richtlinie [104] abgeschätzt. Die Abschätzung ist möglich, da bei den Proben ein einfacher, rechteckiger Bezugsquerschnitt vorliegt. Für die vornehmlich auf Biegung belasteten T-Stöße kann dann die Traglastformzahl als Produkt aus Kerbformzahl  $K_t$  und Traglastformzahl des ungekerbten Querschnitts  $K_{p,u}$  abgeschätzt werden:

$$K_p = K_{p,u} \cdot K_t \quad (6.27)$$

Die Kerbformzahl ergibt sich als Verhältnis aus der Kerbspannung  $\sigma_{ns}$  und der linearisierten Spannung im Nennquerschnitt  $\sigma_{lin}$ , welche von den Neuronalen Netzen berechnet werden können:

$$K_t = \frac{\sigma_{\text{ns}}}{\sigma_{\text{lin}}} \quad (6.28)$$

*Schwenkschuster* [119] zeigte, dass die Abschätzung der Traglastformzahl mit Gl. 6.27 zu relativen Abweichungen von maximal 1 bis 2% im Vergleich zur inkrementellen Finite-Elemente-Analyse führt, sofern größtenteils Normalbeanspruchungen vorherrschen.

Die modifizierte Kerbnäherung [124] berücksichtigt die Grenzlastformzahl  $K_p$  und lautet:

$$\sigma \cdot \varepsilon = L \cdot K_p \cdot e^* \quad (6.29)$$

In Gl. 6.25 wird die fiktiv-elastische Dehnung  $e$  durch den Term  $K_p \cdot e^*$  ersetzt. In der Kerbnäherung wird das elastisch-plastische Materialverhalten durch die Ramberg-Osgood Gleichung [102] berücksichtigt mit:

$$e^* = \frac{L/K_p}{E} + \left( \frac{L/K_p}{K'} \right)^{1/n'} \quad (6.30)$$

Die Kerbnäherung wird in der FKM-Richtlinie Nichtlinear [37] für die Verwendung in Verbindung mit dem Schädigungsparameter  $P_{\text{RAM}}$  empfohlen.

Für den Schädigungsparameter  $P_{\text{RAJ}}$  findet hingegen das Verfahren nach *Seeger* und *Beste* [123] Anwendung. Dieses lautet:

$$\varepsilon = \left[ \frac{2}{u^2} \cdot \ln \left( \frac{1}{\cos(u)} \right) + \left( \frac{\sigma}{L} \right)^2 - \left( \frac{\sigma}{L} \right) \right] \cdot \left( \frac{L}{\sigma} \cdot K_p \cdot e^* \right) \quad (6.31)$$

mit

$$u = \frac{\pi}{2} \cdot \left( \frac{L/\sigma - 1}{K_p - 1} \right) \quad (6.32)$$

Die Variable  $e^*$  kann mit Gl. 6.30 berechnet werden.

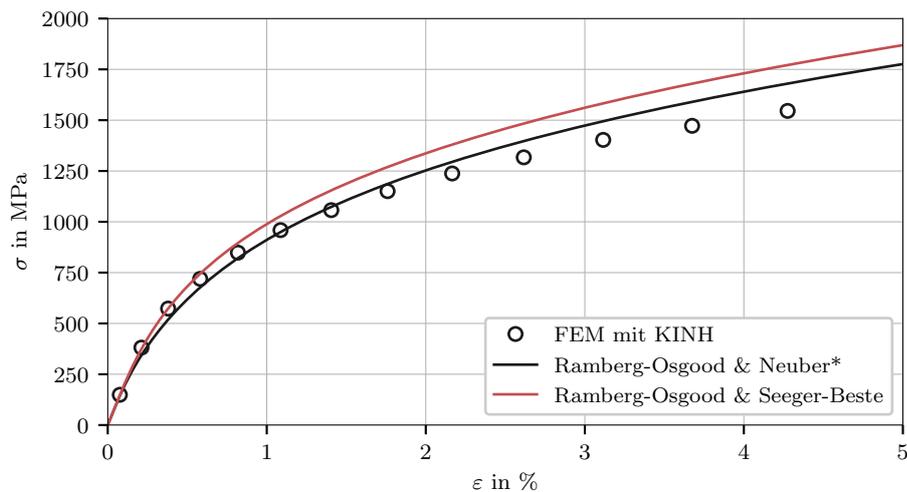


Abb. 6.5: Berechnung der Erstbelastungskurven mit inkrementeller FEA im Vergleich mit Kerbnäherungsverfahren für den dünnwandigen T-Stoß XFWT08AW.

Die Gleichungen der Kerbnäherungsverfahren gelten für Erstbelastungen. Für die Be-

rechnung von Hystereseeisten enthalten die Gleichungen Schwingbreiten, anstelle der Lastumkehrpunkte [37].

In Abb. 6.5 sind Kerbspannungen und Kerbdehnungen aus elastisch-plastischer 2D Finite-Elemente-Analyse und der beiden Kerbnäherungsverfahren dargestellt. Die elastisch-plastische Finite-Elemente-Analyse erfolgte mit einem Werkstoffmodell mit multilinear kinematischer Verfestigung und unter Berücksichtigung großer Verformungen. Als Simulationsmodell wurde das des dünnwandigen T-Stoßes XFWT08AW mit einem Kerbradius von 1 mm verwendet. Die fiktiv-elastische Vergleichsspannung in der Kerbe wurde am selben zweidimensionalen Modell mit elastischem Material und unter Verwendung kleiner Verformungen ermittelt. Für die Kerbnäherungsverfahren wurde die Traglastformzahl nach Gl. 6.27 abgeschätzt.

Beide Kerbnäherungsverfahren sind von ähnlicher Qualität, wobei die etwas aufwendigere Kerbnäherung nach *Seeger* und *Beste* [123] insbesondere im Bereich kleiner Dehnungen eine bessere Übereinstimmung mit den Ergebnissen der elastisch-plastischen Finite-Elemente-Analysen aufweist. Trotz der Verwendung kleiner Verformungen und der Abschätzung der Traglastformzahl nach Gl. 6.27 sind die Kerbnäherungsverfahren in guter Übereinstimmung mit der inkrementellen Finite-Elemente-Analyse.

## Beanspruchungsgröße

Die elastizitätstheoretische Spannung  $L$  verlangt noch nach einer genauen Definition. Jene Spannung wird am Nachweispunkt des Bauteils ermittelt, welcher die betragsmäßig höchste elastizitätstheoretische Spannung  $\sigma_V$  aufweist. Diese Spannung wird dabei an rein elastischen Finite-Elemente-Modellen mit isotropem Material ermittelt und entspricht einer vorzeichenbehafteten von-*Mises*-Vergleichsspannung und wird berechnet mit:

$$\sigma_V = \frac{\text{sign}(\sigma_H)}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + (\sigma_{xx} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{yy})^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{xz}^2)} \quad (6.33)$$

Das Vorzeichen wird aus der mittleren Normalspannung ermittelt, welche den hydrostatischen Spannungszustand definiert zu:

$$\sigma_H = \frac{1}{3} (\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}) \quad (6.34)$$

Bei positiver hydrostatischer Spannung ergibt  $\text{sign}(\sigma_H) = +1$ , bei negativer Mittelspannung folgt  $\text{sign}(\sigma_H) = -1$ . Sollten nur deviatorische Spannungen auftreten, also bei  $\sigma_H = 0$ , so ist der Ermüdungsnachweis sowohl mit positivem als auch negativem Vorzeichen vor den Vergleichsspannungen durchzuführen. Das Ergebnis mit der geringeren rechnerischen Lebensdauer ist zu wählen.

Um für jeden durchgeführten Versuch die fiktiv-elastische von-*Mises*-Vergleichsspannung mit Hilfe der Neuronale Netze berechnen zu können, müssen die Ergebnisse für  $\sigma_{ns}$  aus Kapitel 5 skaliert werden. Die maximale fiktive-elastische Vergleichsspannung berechnet sich mit:

$$\sigma_{V,\max} = \frac{\sigma_{\text{ns}} \cdot F_{\max}}{b} \quad (6.35)$$

Dabei ist  $F_{\max}$  die gemessene Maximalkraft aus dem Versuch,  $b$  die Probenbreite in mm und  $\sigma_{\text{ns}}$  die von-*Mises*-Vergleichsspannung für die Einheitslast 1 N und die Einheitsbreite der PLANE183 Elemente von 1 mm. Die minimale Vergleichsspannung berechnet sich folgendermaßen:

$$\sigma_{V,\min} = \frac{\sigma_{\text{ns}} \cdot F_{\min}}{b} \quad (6.36)$$

mit den minimalen Kräfte  $F_{\min}$  aus dem Versuch. Die Vergleichsspannungen  $\sigma_{V,\max}$  und  $\sigma_{V,\min}$  beschreiben die Umkehrpunkte der Betriebslastfolge  $L^*$ .

## 6.4 Anpassung an das Kerbspannungskonzept

Mit dem Kerbspannungskonzept für Schweißverbindungen besteht ein bewährtes Nachweis-konzept für Schweißverbindungen im Bereich  $N > 10^4$ . Hier soll deshalb ermittelt werden, wie das Kerbspannungskonzept für den Nachweis im Bereich der Kurzzeitfestigkeit erweitert werden kann.

Einen detaillierten Einblick in die Ableitung einer dem Ersatz-Kerbradius  $\rho = 1$  mm entsprechenden FAT-Klasse gibt [34]. In den IIW-Recommendations [46], sowie im DVS-Merkblatt 0905 [34] wird die FAT-Klasse FAT225 empfohlen [39]. Die Kerbspannungsklasse FAT225 entspricht einer Kerbspannungsschwingbreite  $\Delta\sigma_{\text{ns}} = 225$  MPa bei einem Spannungsverhältnis von  $R = 0,5$  für eine Ausfallwahrscheinlichkeit von  $P_A = 2,3\%$ .

Die FAT-Klasse ist jedoch nicht für beliebige Kerbradien konstant, sondern eine Funktion in Abhängigkeit des verwendeten Kerbradius [34]. *Bartsch* et al. [5] ermittelten diesen Zusammenhang numerisch und schlagen folgende Gleichung vor:

$$\Delta\sigma_{\text{ns},P_A=2,3\%,R=0,5} = 225 \cdot \left(\frac{\rho}{\text{mm}}\right)^{-0,334} \text{ MPa} \quad (6.37)$$

Bei einem Ersatzradius  $\rho = 1$  mm ergibt sich dabei eine FAT-Klasse FAT225 für die maximale Hauptspannung bei einer Schwingspielzahl von  $2 \cdot 10^6$  Schwingspielen.

Da im Rahmen des örtlichen Konzepts [37] nicht mit der maximalen oder der ersten Hauptspannung gearbeitet wird, sondern mit der Vergleichsspannung nach Gestaltänderungsenergiehypothese, muss eine der FAT225 entsprechenden FAT-Klasse für die Vergleichsspannung verwendet werden. *Sonsino* [136] schlägt unter Annahme eines ebenen Dehnungszustands und einer konstanten Querkontraktionszahl  $\nu = 0,3$  folgenden Zusammenhang zwischen der Vergleichsspannung und der ersten Hauptspannung vor:

$$\sigma_{\text{ns},\text{Mises}} = 0,89 \cdot \sigma_{\text{ns},1} \quad (6.38)$$

Damit kann die FAT225 für die erste Hauptspannung in eine FAT200 für die von-*Mises*-Vergleichsspannung überführt werden.

Mit Gl. 6.38 lässt sich der Zusammenhang für beliebige, fiktive Kerbradien aus Gl. 6.37 für Vergleichsspannungen umformulieren zu:

$$\Delta\sigma_{\text{ns},P_A=2,3\%,R=0,5} = 200 \cdot \left(\frac{\rho}{\text{mm}}\right)^{-0,334} \text{ MPa} \quad (6.39)$$

Gl. 6.39 liefert damit einen Zusammenhang für die FAT-Klasse beliebiger Kerbradien für die von-Mises-Vergleichsspannung bei  $2 \cdot 10^6$  Schwingspielen und gilt weiterhin für eine Ausfallwahrscheinlichkeit von  $P_A = 2,3\%$  und ein Spannungsverhältnis von  $R = 0,5$ .

Es müssen nun einige Anpassungen erfolgen, um den Dauerfestigkeitswert der Schädigungsparameterwöhlerlinien mit der FAT-Klasse aus Gl. 6.39 in Einklang zu bringen. Erstens muss eine Umrechnung der FAT-Klasse für eine Ausfallwahrscheinlichkeit von 50 % erfolgen. Zweitens muss eine Umbewertung für ein Spannungsverhältnis von  $R = -1$  erfolgen. Drittens muss der Kerbspannungswert der FAT-Klasse in den jeweiligen Schädigungsparameter überführt werden.

Für die FAT-Klassen des Kerbspannungskonzepts wurden logarithmische Normalverteilungen zu Grunde gelegt [135, 136]. Weiterhin wurde eine Streuspanne in Spannungsrichtung von  $T_\sigma = 1 : 1,50$  angenommen. Damit ergibt sich ein daraus abgeleiteter Sicherheitsfaktor von  $j = 1,37$ , welcher den FAT-Klassenmittelwert auf eine Ausfallwahrscheinlichkeit von  $P_A = 2,3\%$  senkt. Der Mittelwert der FAT-Klasse berechnet sich mit  $j = 1,37$  also aus:

$$\Delta\sigma_{\text{ns},P_A=50\%,R=0,5} = 200 \cdot \left(\frac{\rho}{\text{mm}}\right)^{-0,334} \cdot j \text{ MPa} \quad (6.40)$$

Die nächste Anpassung ist die Umbewertung auf ein Spannungsverhältnis von  $R = -1$ . Dafür wird die Kerbspannungsklasse nach den Empfehlungen in DVS Merkblatt 0905 [34] mittelspannungskorrigiert. Es liegen keine komplexen, ausgeprägt mehrachsrig beanspruchten, dickwandigen Bauteile oder konstruktionsbedingte, globale Eigenspannungen vor, wodurch eine Mittelspannungsunabhängigkeit auszuschließen ist. Eine hohe Mittelspannungsabhängigkeit liegt nach DVS Merkblatt ebenfalls nicht vor, da Zugeinspannungen nachweislich nicht ausgeschlossen werden können. Deshalb wird eine mäßige Mittelspannungsabhängigkeit angenommen. Der Erhöhungsfaktor  $f(R)$  zur Umbewertung für ein Spannungsverhältnis von  $R = -1$  berechnet sich wie folgt:

$$f(R) = -0,17 \cdot R + 1,09 = 1,26 \quad (6.41)$$

Damit kann Gl. 6.40 für ein Spannungsverhältnis von  $R=-1$  mit mäßiger Mittelspannungsempfindlichkeit  $f(R) = 1,26$  berechnet werden zu:

$$\Delta\sigma_{\text{ns},P_A=50\%,R=-1} = 200 \cdot \left(\frac{\rho}{\text{mm}}\right)^{-0,334} \cdot j \cdot f(R) \text{ MPa} \quad (6.42)$$

Schließlich kann die FAT-Klasse aus Gl. 6.42 in einen Schädigungsparameter überführt werden. Es wird dafür angenommen, dass in der Schweißnahtkerbe die *Neuber-Regel* [79] gilt und somit das Produkt aus fiktiv-elastischer Spannung und Dehnung dem Produkt aus tatsächlicher Spannung und Dehnung bei elastisch-plastischem Materialverhalten entspricht. Als Werkstoffgesetz für die Kerbnäherung wird die Ramberg-Osgood-Kurve des Grundwerkstoffs verwendet. Mit der Kerbnäherung werden die Knickpunkte der Kerbspannungswöhlerlinie bei  $N = 10^4$  und  $N = 10^7$  in die entsprechenden Schädigungsparameter überführt.

Für den Schädigungsparameter  $P_{\text{RAJ}}$  wird ähnlich verfahren, da die vom Radius abhängigen FAT-Klassen in Gl. 6.42 in eine Schädigungsparameter überführt werden. Aufgrund der Gleichungsform des Schädigungsparameters nach *Vormwald* [144] ist keine analytisch geschlossene Lösung möglich. Zuerst muss also die Kerbnäherung durchgeführt werden, um den elastisch-plastischen Spannungs- und Dehnungszustand im Kerbradius abzuschätzen. Auch hier wird wieder das Kerbnäherungsverfahren nach *Neuber* in Gl. 6.25 [79] verwendet, um die Kerbnäherung nicht von einer spezifischen Traglastformzahl  $K_p$  abhängig zu machen. Dabei wird angenommen, dass im HCF-Bereich keine signifikante Plastifizierung des Bauteilquerschnitts auftritt und die einfache Kerbnäherung nach *Neuber* [79] zutreffend ist. Anschließend lässt sich für die Knickpunkte der Kerbspannungswöhlerlinie bei  $N = 10^4$  und  $N = 10^7$  mit den aufgeführten Gleichungen Gl. 6.6 bis Gl. 6.9 der Schädigungsparameter  $P_{\text{RAJ}}$  berechnen.

Nachdem die FAT-Klasse des Kerbspannungskonzepts in die beiden Schädigungsparameter überführt wurde, können die Kerbspannungswöhlerlinien in Form von Schädigungsparameterwöhlerlinien dargestellt werden. Die folgenden Darstellungen beziehen sich dabei auf die FAT-Klasse für den Ersatz-Radius von  $\rho = 1$  mm.

Abb. 6.6 zeigt die Schädigungsparameterwöhlerlinie für den Schädigungsparameter  $P_{\text{RAM}}$  für den Grundwerkstoff im Vergleich zu der umgerechneten Kerbspannungswöhlerlinie. Zur Erweiterung der Kerbspannungswöhlerlinie wurde der Wert der Schädigungsparameterwöhlerlinie des Grundwerkstoffs bei  $N = 1$  verwendet. Die umgerechnete Kerbspannungswöhlerlinie weist damit drei Stützstellen bei  $N = 1$ ,  $N = 10^4$  und  $N = 10^7$ .

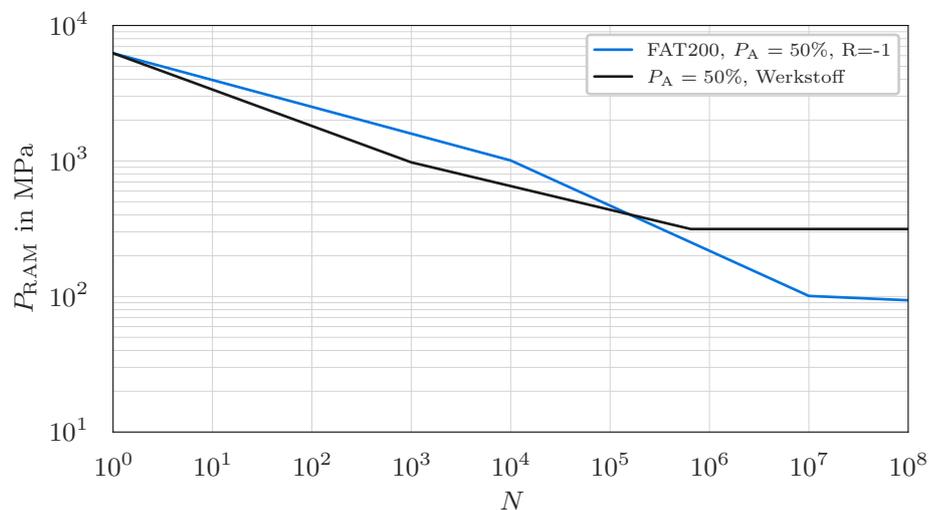


Abb. 6.6: Vorschlag zur Überführung und Erweiterung der Kerbspannungswöhlerlinie für den Schädigungsparameter  $P_{\text{RAM}}$  im Vergleich zur Werkstoffwöhlerlinie.

In gleicher Weise wie für den Schädigungsparameter  $P_{\text{RAM}}$  wurde die Kerbspannungswöhlerlinie für  $P_{\text{RAJ}}$  umgerechnet. Ebenso wird als Stützstelle bei  $N = 1$  der Schädigungsparameter der Wöhlerlinie der polierten Standardproben bei  $N = 1$  verwendet. Die umgerechnete und erweiterte Kerbspannungswöhlerlinie für  $P_{\text{RAJ}}$  ist in Abb. 6.7 dargestellt.

Beide umgerechneten Wöhlerkurven sind im Bereich zwischen  $10^4 < N < 10^7$  steiler als die Werkstoffwöhlerlinie. Dies ist damit zu begründen, dass die Kerbspannungswöhlerlinie

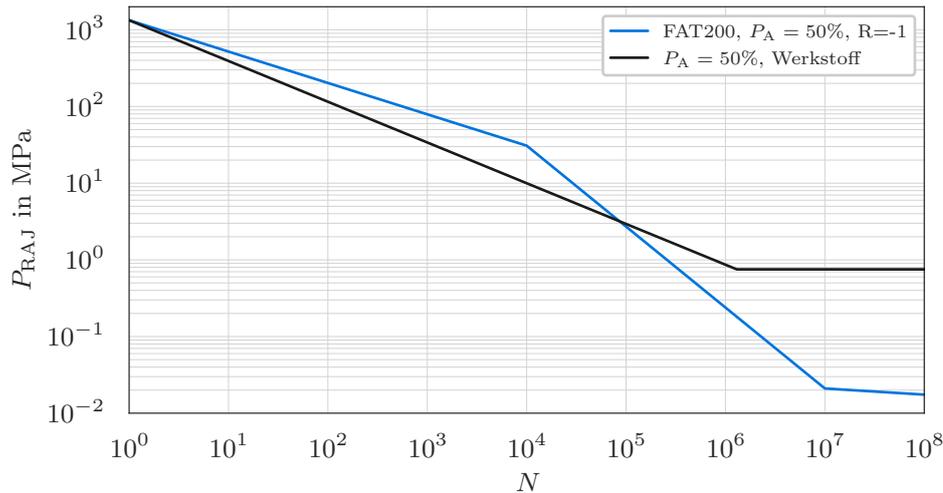


Abb. 6.7: Vorschlag zur Überführung und Erweiterung der Kerbspannungswöhlerlinie für den Schädigungsparameter  $P_{RAJ}$  im Vergleich zur Werkstoffwöhlerlinie.

für Probenbruch gilt und nicht wie die Werkstoffwöhlerlinie für Anriss. Zudem liegen die Knickpunkte der umgerechneten Kerbspannungswöhlerlinie zur Langzeitfestigkeit bei  $N = 10^7$  deutlich unterhalb der Dauerfestigkeiten der Werkstoffwöhlerlinien. Im Bereich der Kurzzeitfestigkeit schmiegen sich die Kurven den Werkstoffwöhlerlinien an. Dieses Vorgehen orientiert sich an der Annahme, dass die Kerbempfindlichkeit im Bereich der Kurzzeitfestigkeit abnimmt und das Ermüdungsverhalten in diesem Bereich mehr vom Werkstoff und weniger von der Bauteilkerbe bestimmt wird.

Die umgerechnete FAT200 gilt für den Ersatz-Radius von 1 mm. Für den Nachweis mit der umgerechneten Kerbspannungswöhlerlinie wird die Kerbspannung mit dem Ersatz-Radius 1 mm am Schweißnahtübergang oder der Nahtwurzel ermittelt. Anschließend erfolgt die Kerbnäherung zur Berücksichtigung der Makrostützwirkung. Die Mikrostützwirkung ist bereits in FAT200 enthalten, wodurch durch der Bauteileinfluss mit Gl. 6.13 und Gl. 6.14 nicht weiter berücksichtigt werden muss.

## 6.5 Berechnungskonzept

Nachdem die Berechnungsmethode dargestellt wurde, ist das Ziel in Unterkapitel 6.5 ein geeignetes Vorgehen für die Finite-Elemente-Modellierung vorzuschlagen.

Im Folgenden werden unterschiedliche Konzeptvarianten vorgestellt, wobei die Modellkomplexität und die Anzahl notwendiger Kenngrößen steigt. Je Konzeptvariante werden die bruchmechanisch zurückgerechneten Anrisschwingspielzahlen den berechneten Anrisschwingspielzahlen gegenübergestellt. Der Vergleich von experimentell festgestellten und kalkulatorischen Schwingspielzahlen erfolgt in sogenannten N-N-Diagrammen. In den N-N-Diagrammen sind in Form der Strichlinien und Strichpunktlinien beidseitig die Abstände mit Faktor 3 und 10 eingetragen.

Zusätzlich zu den N-N-Diagrammen erfolgt eine Auswertung von Streuwerten der Quotienten aus experimenteller und kalkulatorischer Schwingspielzahl. Das Vorgehen und

die Definition der Streumaße ist dabei an [145] orientiert. Die Quotienten ergeben die Stichprobe eines Schweißstoßtyps:

$$X = x_1, x_2, \dots, x_i, \dots, x_n \quad (6.43)$$

Wobei die experimentellen Schwingspielzahlen im Zähler und die kalkulatorischen Schwingspielzahlen im Nenner stehen:

$$x_i = \frac{N_{\text{exp},i}}{N_{\text{calc},i}} \quad (6.44)$$

Anschließend berechnet sich der Erwartungswert bei logarithmischer Skalierung folgendermaßen als geometrisches Mittel [31]:

$$x_m = \sqrt[n]{\prod_{i=1}^n x_i} \quad (6.45)$$

Die logarithmische Standardabweichung berechnet sich zu:

$$s_{\log} = \sqrt{\frac{\sum (\log x_i - \log x_m)^2}{n-1}} \quad (6.46)$$

Anschließend lassen sich zwei bekannte Verteilungsparameter ableiten, welche häufig anzutreffen sind. Das ist erstens der Mittelwert  $m$  nach:

$$m = 10^{\log x_m} \quad (6.47)$$

Zweitens wird häufig die Streubreite  $T = x_{90\%}/x_{10\%}$  angegeben mit:

$$T = 10^{2 \cdot 1,2816 \cdot s_{\log}} \quad (6.48)$$

Dabei entspricht der konstante Wert von etwa 1,2816 dem zu 90 %-Quantil gehörenden Wert der standardisierten Normalverteilung. Zur Berechnung des Mittelwerts und der Streubreite für die einzelnen Versuchsreihen mit  $n$  Versuchen werden Ausreißer eliminiert, welche wie nach der Definition der Boxplots außerhalb der Whisker mit einer Länge des 1,5-fachen Interquartilabstands liegen. Die reduzierte Anzahl der zensierten Daten lautet  $n_{\text{zensiert}}$ .

Sämtliche Eingangsparameter, welche für den dehnungsbasierten Nachweis notwendig sind, werden folgendermaßen ermittelt:

- Die Beanspruchungsgrößen von-*Mises*-Vergleichsspannung  $\sigma_{\text{eqv}}$  im Nahtübergangs- oder Nahtwurzelradius und der bezogene Spannungsgradient  $G$  werden mit den in Unterkapitel 5.3 beschriebenen neuronalen Netzen abgeschätzt.
- Zusätzlich liefern die neuronalen Netze die plastische Traglastformzahl  $K_p$  mit Gl. 6.27 und  $K_t$  als Verhältnis der Kerbspannung  $\sigma_{\text{eqv}}$  und der linearisierten Spannung  $\sigma_{\text{lin}}$ , welche für die Anwendung der Kerbnäherungsverfahren notwendig ist. Die Abschät-

zung der Traglastformzahl erfolgt vereinfacht nach der FKM-Richtlinie Linear von *Rennert et al.* [104].

- Zur Berechnung der statistischen Stützwirkung werden die hochbeanspruchten Schweißnahtlängen aus dem Forschungsprojekt LCF-Weld [82] übernommen und sind im Anhang dieses Dokuments aufgelistet.
- Es wird angenommen, dass der Festigkeitsmismatch keinen signifikanten Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit hat. Dementsprechend werden die Schweißstöße homogen mit den Eigenschaften des Grundwerkstoffs modelliert.
- Die zyklisch-stabilisierten und quasistatischen Werkstoffparameter werden nicht anhand von Schätzgleichungen über die Werkstoffgruppe und die Härtemessung bestimmt, sondern direkt aus den Werkstoffversuchen.

Insgesamt werden drei Konzept- beziehungsweise Modellierungsvarianten untersucht. Bei den ersten beiden Varianten werden die Schweißnahtübergänge und -wurzeln durch Ersatzgeometrien oder auf Mittelwerten basierenden Geometrien vereinfacht dargestellt.

Die Verfügbarkeit der neuronalen Netze führt zur dritten Konzeptvariante. In dieser Variante werden die lokalen Geometrieparameter Kerbradius und Nahtanstiegswinkel als kontinuierliche Verteilungsfunktionen angenommen. Die Information über die Art der Verteilungsfunktion wird der Literatur entnommen. Anschließend wird eine Monte-Carlo-Simulation durchgeführt, bei der aus den Verteilungsfunktionen der lokalen Nahtgeometrieparameter zufällig diskrete Geometrieparameter gezogen werden.

Letztlich äußert sich die Streuung der Geometrieparameter in einer Streuung von  $P_{\text{RAM}}$  und  $P_{\text{RAJ}}$ . Davon lassen sich anschließend partielle Sicherheitsfaktoren ableiten, welche die Schädigungsparameter für bestimmte Auftretenswahrscheinlichkeiten absichern. Zusammenfassend werden folgende Varianten untersucht:

- **Variante 1:** Bei dieser Variante werden zur Ermüdungsbewertung die Nahtübergangs- und Nahtwurzelnradien entsprechend dem Kerbspannungskonzept mit einem Ersatz-Kerbradius von  $R = 1 \text{ mm}$  modelliert. Zudem werden für die Nahtanstiegswinkel der T-Stöße  $45^\circ$  und für die der Stumpfstöße  $15^\circ$  verwendet. Als Wöhlerlinie wird die nach Unterkapitel 6.4 umgerechnete Kerbspannungswöhlerlinie verwendet, welche Bauteileinflüsse implizit enthält.
- **Variante 2:** Hier werden für die lokalen Geometrieparameter, also Kerbradius und Nahtanstiegswinkel, Medianwerte der gemessenen Geometriegrößen aus 3D-Scans verwendet. Da bei den Nahtwurzelnradien keine solche Daten vorliegen, wird für diese ein Kerbradius  $R = 1 \text{ mm}$  gewählt. Da keine messtechnische Erfassung des Kerbradius einer Nahtwurzel möglich ist, muss eine solche Festlegung getroffen werden. Durch die Verwendung realer Kerbradien wird der Bauteileinfluss mit Gl. 6.13 und Gl. 6.14 erfasst.
- **Variante 3:** Bei dieser Variante werden für die lokalen Geometrieparameter kontinuierliche Verteilungsfunktionen verwendet. Die Verteilungstypen werden anhand

von Literaturdaten abgeschätzt. Die Parameter der Verteilungsfunktionen werden anhand der Messdaten aus 3D-Scans ermitteln. Anschließend wird eine Monte-Carlo-Simulation durchgeführt und untersucht, wie sich die Streuung der lokalen Geometrieparameter auf die berechneten Schädigungsparameter auswirkt. Daraus sollen wiederum Sicherheitsfaktoren abgeleitet werden, welche zur Ableitung eines einfachen Sicherheitskonzepts für den Kerbdehnungsnachweis von Schweißverbindungen dienen.

Da die Messwerte der globalen Geometrieparameter, wie Blechdicke, Nahtdicke und Winkelversatz bekannt sind, werden diese bei der Berechnung eines jeden Versuchs bei allen nachfolgenden Varianten berücksichtigt. Damit ergeben sich auch bei jedem Exemplar eines Probenotyps unterschiedliche Übertragungsfaktoren zwischen äußerer Last und der Kerbspannung am Schweißnahtübergang oder an der Nahtwurzel.

Um die Vorhersagegüte der Berechnungsmodelle in den unterschiedlichen Konzeptvarianten zu überprüfen, bleiben zunächst sämtliche Sicherheitsfaktoren unberücksichtigt. Das heißt, dass die Absenkung der Werkstoffwöhlerlinie mit  $f_{2,5\%}$  auf eine Ausfallwahrscheinlichkeit von  $P_A = 2,5\%$  nicht vorgenommen wird. Außerdem wird der Teilsicherheitsfaktor  $\gamma_M = 1,0$  gesetzt. Dadurch sind in den Faktoren  $f_{RAM}$  und  $f_{RAJ}$  ausschließlich Größen- und Rauheitseinflüsse berücksichtigt. Damit gelten die Wöhlerlinien für den Nachweis der jeweiligen Struktur mit Größen- und Rauheitseinfluss mit einer Ausfallwahrscheinlichkeit von  $P_{A=50\%}$ . Im Idealfall entsprechen in den folgenden N-N-Diagrammen dann die experimentellen Anrisschwingspielzahlen  $N_{exp}$  den kalkulatorischen Anrisschwingspielzahlen  $N_{calc}$ .

### Variante 1: Berechnung mit idealisierter Nahtgeometrie

Im einfachsten Fall werden für die globalen Geometrieparameter, wie Blechdicke und Winkelversatz, Mittelwerte verwendet. Für die lokalen Geometrieparameter werden hingegen ein Nahtanstiegswinkel von  $\alpha = 45^\circ$  bei den T-Stößen,  $\alpha = 15^\circ$  bei den Stumpfstößen und ein Kerbradius von  $R = 1,0$  mm angenommen.

Zur Berechnung der Schwingenspielzahlen werden die nach Unterkapitel 6.4 umgerechneten Kerbspannungswöhlerlinien verwendet. Damit entfallen die Bauteilfaktoren Gl. 6.13 und Gl. 6.14, da diese Einflüsse bereits implizit in der Kerbspannungswöhlerlinie enthalten sind. Die Berechnung der Schwingenspielzahlen erfolgt mit den Wöhlerlinien für eine Ausfallwahrscheinlichkeit von  $P_A = 50\%$ .

In Abb. 6.8 sind die N-N-Diagramme für die Variante 1 des Berechnungskonzepts für beide Schädigungsparameter  $P_{RAM}$  in (a) und  $P_{RAJ}$  in (b) abgebildet.

Es zeigt sich, dass die Punktwolke beim Schädigungsparameter  $P_{RAM}$  im Mittel von der Diagonalen abweicht, und zwar hin zu einer konservativen Bewertung. Damit sind die kalkulatorischen Schwingenspielzahlen geringer, als die Anrisschwingspielzahlen aus den Versuchen. Beim Schädigungsparameter  $P_{RAJ}$  zeigt die gesamte Punktwolke eine im Mittel gute Übereinstimmung der rechnerischen und experimentellen Lebensdauern.

In Tab. 6.1 sind die Lage- und Streuwerte der einzelnen Versuchsreihen für die logarithmische Normalverteilung aufgeführt. Die logarithmischen Mittelwerte  $m$  nach Gl. 6.47 und Streubreiten  $T$  nach Gl. 6.48 wurden für jede Versuchsreihe mit  $n_{Zensiert}$  berechnet.

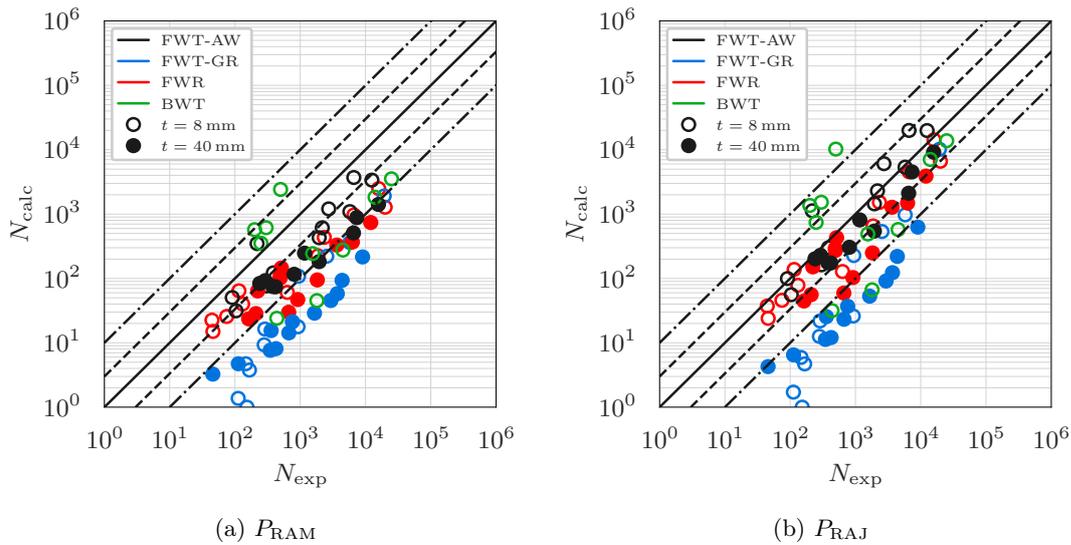


Abb. 6.8: Vergleich zwischen experimenteller und rechnerischer Anrisslebensdauer für beide Schädigungsparameter, Variante 1 des Berechnungskonzepts.

Die Mittelwerte bestätigen, dass der Schädigungsparameter  $P_{RAM}$  zu einer konservativeren Bewertung führt als der Schädigungsparameter  $P_{RAJ}$ .

Tab. 6.1: Lage- und Streuwerte der einzelnen Versuchsreihen für logarithmische Normalverteilungen, Variante 1.

Typ	$n$	$n_{Zensiert}$	$P_{RAM}$		$P_{RAJ}$	
			$m$	$T$	$m$	$T$
XFWR08AW	11	10	4,3	4,8	1,6	2,8
XFWT08AW	11	11	2,7	4,7	0,8	6,4
XFWT08GR	11	10	23,4	7,0	12,9	19,2
XFWR40AW	12	12	9,2	6,1	3,0	5,2
XFWT40AW	10	10	6,4	3,8	2,0	2,6
XFWT40GR	12	12	39,4	3,3	22,2	2,8
XBWT08AW	10	9	2,4	92,8	0,9	141,6

Bei den T-Stößen mit nachbearbeiteten Schweißnähten führt die Bewertung mit einem 1 mm Ersatz-Radius zu einer sehr konservativen Bewertung. Hier sollte eine Bewertung mit realen Kerbradien entsprechend Modellierungs-Variante 2 zu einer besseren Übereinstimmung zwischen rechnerischen und experimentellen Schwingspielzahlen führen.

Die Streuung der einzelnen Versuchsreihen der T-Stöße ist im Gegensatz zur Versuchsreihe der Stumpfstoße, dargestellt durch die grünen Kreise, verhältnismäßig gering. Bereits in den vorherigen Kapiteln wurde darauf hingewiesen, dass die starke Streuung der Geometrieparameter bei den Stumpfstoßen diese Streuung verursacht, welche auch durch die Verwendung von Medianwerten bei einigen Geometrieparametern nicht verringert werden kann.

## Variante 2: Berechnung mit gemittelter Nahtgeometrie

Im Gegensatz zu Variante 1 mit vereinfachten Nahtanstiegswinkeln und Kerbradien, werden nun die Medianwerte der lokalen Nahtgeometrie aus 3D-Scans verwendet. Bei allen Stoßarten steigen dabei die Nahtanstiegswinkel um etwa 20 % an. Die Kerbradien sind in allen Fällen größer als 1,0 mm, vgl. Abb. 5.3. Die größeren Nahtanstiegswinkel haben zur Folge, dass die Beanspruchung im Schweißnahtquerschnitt im Vergleich zu Variante 1 abnimmt. Zusätzlich wird die Kerbschärfe durch größere Kerbradien an den Nahtübergängen verringert.

Eine Ausnahme bilden die Schweißstöße XFWR08AW und XFWR40AW mit Nahtwurzelsversagen. Hier wird weiterhin ein Nahtwurzelsradius von 1,0 mm verwendet, da keine Kenntnis über den Kerbradius an der Nahtwurzel vorliegt.

Im Vergleich zur Variante 1 mit Ersatz-Radius wird die Bewertung nicht mit der umgerechneten Kerbspannungswöhlerlinie nach Unterkapitel 6.4 durchgeführt. Stattdessen wird die Wöhlerlinie des Grundmaterials verwendet. Der Bauteileinfluss wird mit den beiden Faktoren Gl. 6.13 und Gl. 6.14 erfasst.

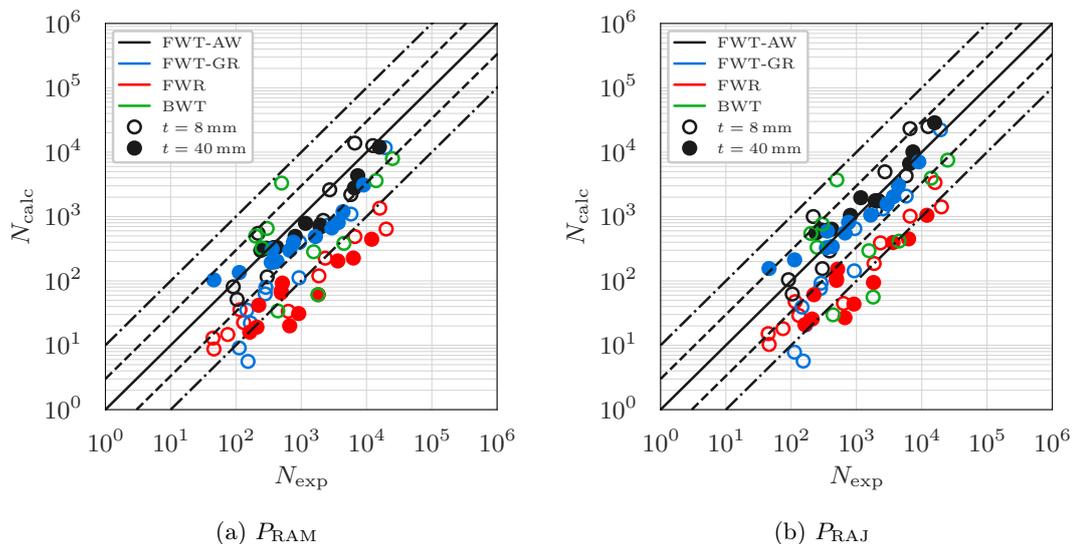


Abb. 6.9: Vergleich zwischen experimenteller und rechnerischer Anrisslebensdauer für beide Schädigungsparameter, Variante 2 des Berechnungskonzepts.

Tab. 6.2: Lage- und Streuwerte der einzelnen Versuchsreihen für logarithmische Normalverteilungen, Variante 2.

Typ	$n$	$n_{Zensiert}$	$P_{RAM}$		$P_{RAJ}$	
			$m$	$T$	$m$	$T$
XFWR08AW	11	11	7,8	5,2	5,7	4,5
XFWT08AW	11	11	1,4	6,0	0,9	6,7
XFWT08GR	11	10	4,5	4,6	3,4	8,4
XFWR40AW	12	12	14,2	6,2	8,9	5,9
XFWT40AW	10	9	1,3	2,3	0,6	1,9
XFWT40GR	12	12	2,0	6,1	1,0	4,2
XBWT08AW	10	9	1,8	60,4	1,7	69,8

Bei Betrachtung beider N-N-Diagramme in Abb. 6.9 wird deutlich, dass die blauen Punkte, im Vergleich zur Lage der Punkte bei Variante 1, wesentlich näher an der Diagonalen liegen. Dies gilt unabhängig davon, ob es sich um die dickwandigen oder die dünnwandigen Schweißstößvarianten handelt. Die blauen Punkte repräsentieren die T-Stöße mit voll angeschlossenem Stegblech und nachbearbeiteten Schweißnahtübergängen. Die Berücksichtigung der Medianwerte für die lokalen Nahtgeometrieparameter wirkt sich hier also mit einer deutlich besseren Übereinstimmung experimenteller und vorhergesagter Anrisschwingenspielzahlen aus.

Der gleiche Effekt zeigt sich bei den T-Stößen ohne Schweißnahtnachbehandlung, welche in Abb. 6.9 durch die schwarzen Punkte repräsentiert werden.

Die Schweißstöße mit Kehlnaht und Nahtwurzelversagen weisen im Mittel die größten Abweichungen zwischen den rechnerischen und experimentellen Anrisschwingenspielzahlen auf.

In Tab. 6.2 sind die Lage- und Streuwerte der einzelnen Versuchsreihen für die logarithmische Normalverteilung aufgeführt. Wie in Tab. 6.1 weisen die T-Stöße mit Nahtwurzelversagen die größten Mittelwerte auf. Die Streubreiten sind meist vergleichbar, für manche Versuchsreihen auch geringer als bei Berechnungs-Variante 1.

### Variante 3: Berechnung mit variabler Nahtgeometrie

Die letzte Variante ist wohl die aufwändigste, da am meisten Informationen über die Eingangsparameter zur Ermüdungsanalyse notwendig sind. Grundsätzlich entspricht Variante 3 der vorherigen Variante 2, wobei die lokalen Nahtgeometrieparameter nicht mehr als diskrete Einzelwerte, sondern als kontinuierliche Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen modelliert werden.

Die Herausforderung besteht nun darin, geeignete Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen abzuleiten. Eine Möglichkeit wäre, diese Funktionen auf Basis der eigenen Messwerte aus den 3D-Scans abzuleiten. Wie bereits im vorherigen Kapitel erwähnt, gestaltet sich dies aufgrund der zu geringen Messpunktzahl schwierig. Als zweite Möglichkeit kommt die Verwendung von Literaturdaten in Frage. Die Form und die Lageparameter der Verteilungsfunktion hängen dabei von unterschiedlichen Einflüssen wie Werkstoff, Umgebung und Schweißprozessparameter ab, siehe *Schorck et al.* [114].

*Renken et al.* [103] stellten fest, dass bei MAG-geschweißten Quersteifen die logarithmische Normalverteilung für die Nahtanstiegswinkel, sowie die Nahtradien bei den meisten Messreihen zutreffend ist.

Für die hier vorliegenden Nahtanstiegswinkel und -radien lässt sich nun also annehmen, dass diese logarithmisch normalverteilt sind und überprüfen, ob die vorhandene Stichprobe diese Annahme erfüllt. Es wurde versucht, die Hypothese, dass die lokalen Geometrieparameter lognormalverteilt sind, mit Hilfe des Kolmogorov-Smirnov Tests zu überprüfen. Aufgrund einer zu geringen Anzahl von Messdaten war dies jedoch nicht möglich. Daher ist die Annahme der Lognormalverteilung lediglich auf Literaturdaten gestützt.

Als Lageparameter für die Lognormalverteilung werden die Mittelwerte und Standardabweichungen aus den 3D-Scans verwendet, siehe Tab. 6.3. In der Tabelle sind einige

statistische Maße aller T-Stöße und Stumpfstöße im nicht nachbearbeiteten Zustand zusammengefasst. Für die nachbearbeiteten Schweißstöße werden die Nahtanstiegswinkel der Schweißstöße im Zustand wie geschweißt verwendet, da sich aufgrund der Nachbearbeitung nicht bei allen dieser T-Stöße Nahtanstiegswinkel messen ließen.

Tab. 6.3: Statistikdaten der Nahtgeometrie für alle Geometrien.

		Einheit	mean	std	min	max
T-Stöße	$R$	[mm]	2,69	1,42	0,53	5,45
	$\alpha$	[°]	46,28	13,83	15,57	90,55
Stumpfstöße	$R$	[mm]	3,88	1,23	1,46	6,83
	$\alpha$	[°]	14,61	5,36	3,77	22,57

Da nun Verteilungsfunktionen in Form und Lage für Nahtanstiegswinkel und -radien definiert sind, kann die Simulation der Ermüdungsanalyse erfolgen. Mit der Monte-Carlo-Simulation wird der Berechnungslauf, der für Schweißverbindungen modifizierten FKM-Richtlinie Nichtlinear [37], mehrere Male wiederholt. Bei jeder Wiederholung wird für den Nahtanstiegswinkel und den Kerbradius zufällig ein Wert aus der Lognormalverteilung gezogen. Durch die Variation der Geometrie ändert sich bei jeder Wiederholung die Beanspruchung. Alle Wiederholungen des Ermüdungsnachweises führen letztlich zu einer Verteilung der Beanspruchung je Versuchspunkt und somit auch zu einer Verteilung der vorhergesagten Lebensdauer. Mit den DNN steht die Möglichkeit zur Verfügung, in kürzester Zeit die Beanspruchungsgrößen für eine Geometriekombination abzuschätzen, weshalb auf diese zurückgegriffen wird.

Dennoch wird die Untersuchung bezüglich der Streuung der Beanspruchung zunächst auf eine Stoßvariante reduziert. Dafür eignet sich diejenige Stoßvariante, bei der die Beanspruchungsgrößen am stärksten durch die geometrische Variation der lokalen Nahtgeometrie abhängt. Die Untersuchung der Einflussgrößen mittels SHAP-Werten in Kapitel 5 lieferte hier die nötige Erkenntnis, dass sich insbesondere bei den Probenotypen XFWT08AW und XFWT40AW die Variation der lokalen Schweißnahtgeometrie am meisten auf die Beanspruchungen auswirken.

Eine zusätzliche Vereinfachung wäre, die Monte-Carlo-Simulation lediglich für einen Belastungshorizont durchzuführen. Durch die fiktiv-elastischen Finite-Elemente-Simulationen kann angenommen werden, dass eine Änderung der lokalen Schweißnahtgeometrie sich mit einem auf allen Belastungshöhen konstanten Faktor auf eine höhere oder niedrigere fiktiv-elastische Beanspruchung auswirkt. Dies gilt jedoch ausschließlich für die fiktiv-elastischen Beanspruchungen und lässt sich somit nicht einfach auf die Schädigungsparameter übertragen. Durch die Kerbnäherung herrscht ein nichtlinearer Zusammenhang zwischen äußerer Last und lokalem Spannungs- und Dehnungszustand in der Bauteilkerbe. Es ist also davon auszugehen, dass die Streuung der Schädigungsparameter von der Lasthöhe abhängt.

Die Monte-Carlo-Simulation kann unterschiedliche Ergebnisse und Vorschläge für den deterministischen Ermüdungsnachweis liefern. Ideen zur Anpassung des der FKM-Richtlinie Nichtlinear [37] für Schweißverbindungen unter Berücksichtigung geometrischer Variabilität

können sein:

- Eine Empfehlung für einen Kerbradius, welcher im Finite-Elemente-Modell modelliert wird und bereits eine vorgegebene niedrige Auftretenswahrscheinlichkeit berücksichtigt.
- Ein Teilsicherheitsfaktor welcher die Unsicherheit der Beanspruchungsparameter  $P_{RAM}$  und  $P_{RAJ}$  berücksichtigt.

Die Sensitivitätsstudie zeigte, dass jeder Schweißstoßtyp anders von der Variation der lokalen Schweißnahtgeometrie in der Lebensdauerberechnung beeinflusst wird. Außerdem hängen die tatsächlichen Kerbradien und Nahtanstiegswinkel von Schweißprozessparametern ab. Die Empfehlung eines einzigen Kerbradius für den Ermüdungsnachweis mit dem örtlichen Konzept bei Schweißnähten mit deutlich geringerer Kerbwirkung muss sehr konservativ sein. Deshalb ist die Idee eines einheitlich empfohlenen Kerbradius weniger zielführend, wenn bisherige Konservativitäten verringert werden sollen.

Mit der Monte-Carlo-Simulation können vielmehr Teilsicherheitsfaktoren abgeleitet werden, welche unmittelbar im Berechnungskonzept der FKM-Richtlinie Nichtlinear [37] implementiert werden können. Eine sinnvolle Definition entspräche  $\gamma_M$  in Gl. 6.13 und Gl. 6.14. Darin berücksichtigt der Sicherheitsbeiwert  $\gamma_M$  auf der Seite des Berechnungskonzeptes die Streuung der Lebensdauer und ist für eine Mittelwertsbetrachtung gleich eins.

Die genannten Sicherheitsfaktoren  $f_{2,5\%}$ ,  $\gamma_M$  und  $\gamma_L$  bilden ein Sicherheitskonzept unter Berücksichtigung der Streuung von Beanspruchung und Beanspruchbarkeit. Mit den Faktoren  $f_{2,5\%}$ ,  $\gamma_M$  und  $\gamma_L$  ist es jedoch nicht möglich, die Unsicherheit seitens der Beanspruchung durch die Variation der lokalen Nahtgeometrie entlang einer Schweißnaht zu berücksichtigen. Um diesen Umstand zu beschreiben, wird eine Modifikation der Bauteilfaktoren  $f_{RAM}$  und  $f_{RAJ}$  vorgeschlagen zu:

$$f_{RAM,W} = \frac{\gamma_M \cdot \gamma_W}{n_P \cdot K_{R,P}} \quad (6.49)$$

$$f_{RAJ,W} = \frac{\gamma_M \cdot \gamma_W}{(n_P \cdot K_{R,P})^2} \quad (6.50)$$

Der in Gl. 6.49 und Gl. 6.50 neu eingeführte Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_W$  ist mit dem Index W für *weld* gekennzeichnet. Mit  $\gamma_W$  ist man in der Lage, die geometrische Variation entlang der Schweißnaht abzusichern. Er ermöglicht grundsätzlich, dass ein Finite-Elemente-Modell mit einheitlichem Ersatzradius und Nahtanstiegswinkel modelliert werden kann. Die tatsächliche Streuung der Beanspruchung eines Bauteils mit einer langen Schweißnaht kann durch  $\gamma_W$  erfasst werden. Der Ablauf der Definition des Faktors  $\gamma_W$  geschieht folgendermaßen:

1. Definition der logarithmischen Normalverteilungen für Kerbradius und Nahtanstiegswinkel für den jeweiligen Schweißstoß
2. Ziehen einer zufälligen Wertekombination aus den beiden logarithmischen Normalverteilungen

3. Abschätzen der fiktiv-elastischen Beanspruchungen mit dem DNN
4. Berechnung des Schädigungsparameters
5. Ermittlung des Teilsicherheitsfaktors  $\gamma_W$  für eine Auftretenswahrscheinlichkeit  $P_L = 2,5\%$  in Anlehnung an  $\gamma_L$

Der erste Schritt ist die Initialisierung der Lognormalverteilungen. Die Parameter der Verteilungsfunktion werden mit Hilfe des Mittelwerts  $\bar{X}$  und der empirischen Varianz  $v\hat{a}r$ , vgl. Tab. 6.3, abgeschätzt. Für die Mittelwerte der Nahtradien und Nahtanstiegswinkel werden die Mittelwerte aus den 3D-Scans für den jeweiligen Schweißstoß gewählt. Die Standardabweichungen sind für alle T-Stöße oder Stumpfstöße gleich, vgl. Tab. 6.3.

Berechnet werden die Parameter der logarithmischen Normalverteilung mit:

$$\hat{\sigma}^2 = \ln \left( \frac{v\hat{a}r}{\bar{X}^2} + 1 \right) \quad (6.51)$$

$$\hat{\mu} = \ln(\bar{X}) - \frac{\hat{\sigma}^2}{2} \quad (6.52)$$

Im zweiten Schritt erfolgt die zufällige Ziehung aus den angenommenen Lognormalverteilungen und man erhält ein diskretes Wertepaar aus Nahtradius und Nahtanstiegswinkel. Zur zufälligen Ziehung wird die Python-Bibliothek *numpy.random* verwendet, welche Pseudo-Zufallszahlen generiert. Für dieses Wertepaar werden die fiktiv-elastischen Beanspruchungen mit dem neuronalen Netz abgeschätzt und anschließend der jeweilige Schädigungsparameter berechnet.

Die Schritte 2.-4. werden ständig wiederholt bis je Schweißstoß insgesamt  $10^5$  Wiederholungen erreicht sind. Daraus resultieren  $10^5$  berechnete Schädigungsparameter.

Im fünften Schritt kann ein Teilsicherheitsfaktor berechnet werden, welcher den Faktor zwischen dem mittleren Schädigungsparameter bei  $P_L = 50\%$  zu dem oberen Schädigungsparameter bei  $P_L = 2,5\%$  beschreibt [120]. Der Beiwert  $\gamma_W$  wird für diese Auftretenswahrscheinlichkeit und  $P_{RAM}$  wie folgt ermittelt:

$$\gamma_W = \frac{P_{RAM}(P_L = 2,5\%)}{P_{RAM}(P_L = 50,0\%)} \quad (6.53)$$

Da  $P_{RAM}(P_L = 2,5\%)$  am rechten Ende der Verteilung immer größer ist als  $P_{RAM}(P_L = 50,0\%)$  ergeben sich Faktoren größer eins. Für  $P_{RAJ}$  wird der Sicherheitsbeiwert analog berechnet zu:

$$\gamma_W = \frac{P_{RAJ}(P_L = 2,5\%)}{P_{RAJ}(P_L = 50,0\%)} \quad (6.54)$$

In Abb. 6.10 sind beispielhaft Histogramme und Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen für (a) den Kerbradius und (b) den Nahtanstiegswinkel mit den Mittelwerten  $\bar{R} = 1,8\text{ mm}$  und  $\bar{\alpha} = 45^\circ$ , sowie den Standardabweichungen aus Tab. 6.3 abgebildet. Die Wahrscheinlichkeitsdichteverteilungen unterscheiden sich zwischen (a) und (b) deutlich, insbesondere wegen der sehr unterschiedlichen Standardabweichungen. Das zufällige Ziehen aus den Lognormalverteilungen führt unter anderem durch die großen Standardabweichungen teils

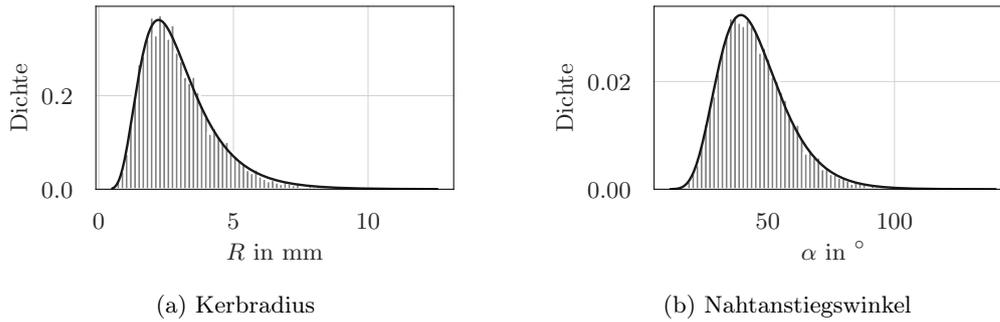


Abb. 6.10: Histogramme für  $10^5$  zufällig gezogene Geometrieparameter und theoretische Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen.

zu Ausreißern außerhalb des Definitionsbereichs der DNN. Deshalb wurden die zufälligen Daten außerhalb der Anwendungsgrenzen der DNN, vgl. Kapitel 5, durch die Anwendungsgrenzen beschränkt. Diese zusätzliche Limitierung zeigte keinen signifikanten Einfluss auf die später abgeleiteten Sicherheitsfaktoren, da nur eine geringe Anzahl an Daten außerhalb der Anwendungsgrenzen der DNN liegt.

Für die folgenden Histogramme der berechneten Schädigungsparameter wird die Anzahl der Bins mit Hilfe des *Freedman-Diaconis*-Schätzers [38] ermittelt, da dieser robust gegenüber Ausreißern ist. Durch die Abhängigkeit von der Streuung der Daten variiert die Anzahl der Bins in den folgenden Darstellungen, obwohl die Anzahl der berechneten Schädigungsparameter konstant ist. Eine Binweite  $w_{\text{bin}}$  berechnet sich mit dem Interquartilabstand IQR, der Anzahl der Daten  $n$  und der Stichprobe  $x$  [38]:

$$w_{\text{bin}} = 2 \cdot \frac{\text{IQR}(x)}{\sqrt[3]{n}} \quad (6.55)$$

Für den Schweißstoß XFWT08AW sind beispielhaft Histogramme für beide Schädigungsparameter für ein relativ niedriges Lastniveau bzw. eine relativ hohe Schwingspielzahl dargestellt, siehe Abb. 6.11, Abb. 6.12 und Abb. 6.13. Zur Orientierung sind jeweils der Mittelwert, sowie der beidseitige Abstand der einfachen und zweifachen Standardabweichung eingetragen.

Bei beiden Schädigungsparametern in Abb. 6.11 (a) und (b) zeigt sich, dass die Schädigungsparameter nicht normalverteilt sind, da die Verteilungen nicht symmetrisch zum Mittelwert sind. Die Mediane befinden sich außerdem links von den Mittelwerten, die Verteilungen weisen damit eine Rechtsschiefe auf.

Um nun die Histogramme für beide Schädigungsparameter besser vergleichen zu können, werden die Daten mit Gl. 5.6 standardisiert. Qualitativ ändert sich die Form der Histogramme nicht, durch die Standardisierung können aber die Streuungen der Verteilungen besser eingeschätzt werden.

Die Histogramme der standardisierten Daten sind für beide Schädigungsparameter in Abb. 6.12 dargestellt. Im Vergleich zur vorherigen Abbildung Abb. 6.11 sind zusätzlich Verteilungen für ein hohes Lastniveau enthalten, um den Einfluss der Höhe des Schädigungsparameters auf die Verteilungsform zu untersuchen. Für beide Schädigungsparameter zeigt

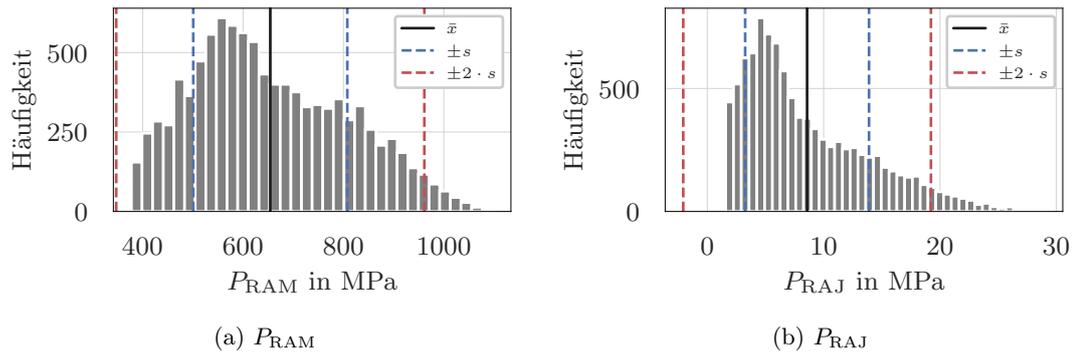


Abb. 6.11: Histogramme für ein ausgewähltes, niedriges Lastniveau für beide Schädigungsparameter.

sich, dass die standardisierten Histogramme für das hohe und niedrige Lastniveau ähnlich sind. In beiden Fällen lässt sich lediglich erahnen, dass die Enden der Verteilungen beim hohen Lastniveau etwas länger sind, als beim niedrigen Lastniveau. Der Teilsicherheitsbeiwert wird für jeden Schweißstoß jeweils für ein hohes und ein niedriges Lastniveau abgeleitet. Der größere Teilsicherheitsbeiwert aus beiden Lastniveaus wird schließlich verwendet, um die Bauteilwöhlerlinie zu senken.

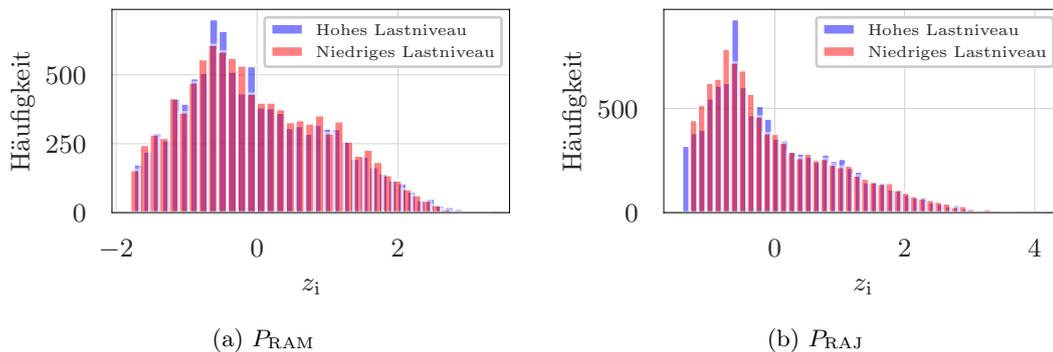


Abb. 6.12: Standardisierte Histogramme für ein hohes und ein niedriges Lastniveau für beide Schädigungsparameter.

In Abb. 6.13 sind Histogramme für standardisierte Daten des Schädigungsparameters  $P_{RAM}$  für unterschiedliche mittlere Kerbradien, (a) von  $\bar{R} = 1,8 \text{ mm}$  und (b) von  $\bar{R} = 3,0 \text{ mm}$ , dargestellt. Durch den geänderten mittleren Kerbradius ändert sich nicht nur die fiktiv-elastische Spannung, sondern auch der Nachweispunkt im Finite-Elemente-Modell und die Richtung des Spannungsgradienten. Auch die Lageparameter der logarithmischen Normalverteilungen haben einen Einfluss auf die Verteilungsform der Schädigungsparameter.

In Tab. 6.4 sind die Teilsicherheitsbeiwerte  $\gamma_W$  für beide Schädigungsparameter als Ergebnis der Monte-Carlo-Simulation abgebildet. Für jeden Schweißstoßtyp wurden  $10^5$  Simulationen durchgeführt und Teilsicherheitsbeiwerte für eine Auftretenswahrscheinlichkeit  $P_L = 2,5\%$  berechnet. Die Teilsicherheitsbeiwerte beider Schädigungsparameter unterscheiden sich. Die Werte für den Schädigungsparameter  $P_{RAJ}$  sind größer, als die Faktoren für  $P_{RAM}$ . Dies ist analog zum Beiwert  $\gamma_M$ , bei dem sich dieses Verhalten ebenfalls zeigt.

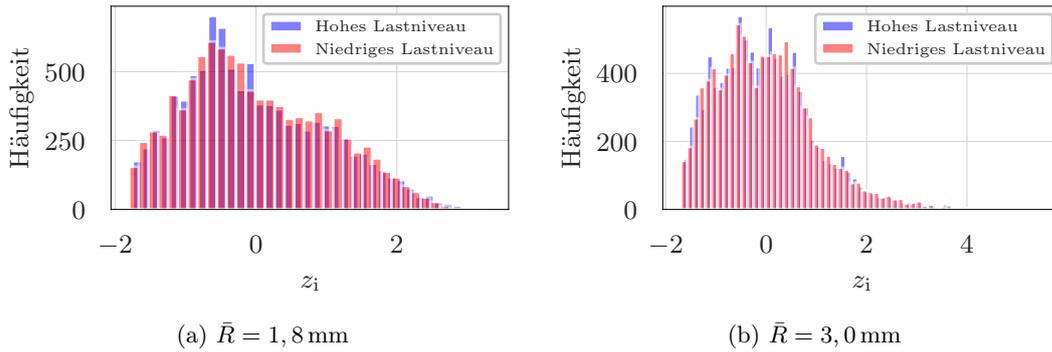


Abb. 6.13: Standardisierte Histogramme für hohes und niedriges Lastniveau für den Schädigungsparameter  $P_{\text{RAM}}$  und unterschiedliche mittlere Kerbradien.

Die niedrigsten Teilsicherheitsfaktoren treten bei den nachbearbeiteten T-Stößen XFWT08GR, XFWT40GR und den Stumpfstößen XBWT08AW auf. Dies sind zum einen die Schweißstöße mit überschlifften Nahtübergängen, sowie die Stumpfstöße ohne Nahtnachbearbeitung. Alle drei Probenotypen haben gemeinsam, dass sie relativ kerbarm sind. Dies wird durch die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse bestätigt, die zeigt, dass bei den drei Schweißstößen die lokale Nahtgeometrie eine untergeordnete Rolle bei der Kerbspannung spielt. Ein weiterer Grund für die relativ geringen Teilsicherheitsbeiwerte ist die geringere Streuung der Kerbradien, welche sich in einer geringeren Streuung der resultierenden Schädigungsparameterverteilungen bemerkbar macht.

Anders verhält sich dies bei den Schweißstößen der Typen XFWT08AW, XFWT40AW und XFWR08AW, XFWR40AW, den nicht nachbearbeiteten T-Stößen. Hier treten teils sehr hohe Faktoren bis  $\gamma_{\text{W}} = 3,1$  bei den dünnwandigen T-Stößen XFWT08AW für den Schädigungsparameter  $P_{\text{RAJ}}$  auf. Auffällig ist auch, dass die Teilsicherheitsbeiwerte bei den T-Stößen im nachbearbeiteten Zustand gleich groß sind.

Tab. 6.4: Aus der Monte-Carlo-Simulation abgeleitete Teilsicherheitsfaktoren  $\gamma_{\text{W}}$  für eine Auftretenswahrscheinlichkeit  $P_{\text{L}} = 2,5\%$  zur Berücksichtigung geometrischer Variabilität entlang einer Schweißnaht, gerundet auf die erste Nachkommastelle.

Typ	$P_{\text{RAM}}$ $\gamma_{\text{W}}$	$P_{\text{RAJ}}$ $\gamma_{\text{W}}$
XFWR08AW	1,4	2,0
XFWT08AW	1,7	3,1
XFWT08GR	1,1	1,2
XFWR40AW	1,2	1,7
XFWT40AW	1,4	2,2
XFWT40GR	1,1	1,2
XBWT08AW	1,1	1,3

Mit den in Tab. 6.4 dargestellten Beiwerten wurde ein Sicherheitskonzept vorgestellt, mit dem zusätzlich zu den Sicherheitsfaktoren der FKM-Richtlinie Nichtlinear [37] die Streuung der Beanspruchung durch die Variabilität der lokalen Schweißnahtgeometrie entlang einer Schweißnaht mit dem Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_{\text{W}}$  berücksichtigt werden kann.

Das Sicherheitskonzept der FKM-Richtlinie Nichtlinear [37] hat weiterhin Bestand. Die Teilsicherheitsbeiwerte  $\gamma_W$  sind als Ergänzung zum bestehenden Konzept zu verstehen. Soll ein geschweißtes Bauteil mit der Richtlinie ausgelegt werden, so sind die Beiwerte  $\gamma_W$  als zusätzliche Faktoren in die bisherigen Bauteilfaktoren  $f_{RAM}$  und  $f_{RAJ}$  zu integrieren, siehe Gl. 6.49 und Gl. 6.50.

## 6.6 Anwendung des Sicherheitskonzepts

Bei Modellierungsvariante 1 liegen zur sicheren Bauteilauslegung die umgerechneten Kerbspannungswöhlerlinien für  $P_{RAM}$  und  $P_{RAJ}$  für eine niedrige Ausfallwahrscheinlichkeit von  $P_A = 2,3\%$  zur Verfügung und werden zur Berechnung abgesicherter, rechnerischer Lebensdauern verwendet.

Danach soll das für Schweißverbindungen erweiterte Berechnungs- und Sicherheitskonzept angewendet werden. Die abgeleiteten Teilsicherheitsbeiwerte  $\gamma_W$  werden auf die Modellierungsvariante 2 mit mittlerer Kerbgeometrie angewendet. Um die Auswirkungen des Sicherheitsbeiwerts  $\gamma_W$  isoliert zu betrachten, werden die Sicherheitsbeiwerte  $\gamma_L = \gamma_M = f_{2,5\%} = 1,0$  gesetzt. Lediglich die Teilsicherheitsbeiwerte  $\gamma_W$  werden entsprechend der Berechnungsvorschrift gewählt. Mit dem Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_W$  wird jeweils die gesamte Wöhlerlinie herabgesetzt. Der Beiwert gilt damit sowohl für den Kurzzeit-, als auch für den Zeit- und den Langzeitfestigkeitsbereich. Dieses Vorgehen ist eine Vereinfachung und vernachlässigt, dass die Kerbempfindlichkeit eines geschweißten Bauteils gegebenenfalls von der Lasthöhe abhängig ist.

Falls sich durch Anwendung der Sicherheitskonzepte Schwingenspielzahlen  $N_{calc} < 1$  ergeben, werden diese auf  $N_{calc} = 1$  in den folgenden N-N-Diagrammen projiziert.

### Bewertung für Variante 1

Die in Abb. 6.14 dargestellten kalkulatorischen Schwingenspielzahlen wurden mit den umgerechneten Kerbspannungswöhlerlinien in Unterkapitel 6.4 für die niedrige Ausfallwahrscheinlichkeit  $P_A = 2,3\%$  berechnet.

Im Mittel führt die Berechnung mit dem Schädigungsparameter  $P_{RAM}$  zu etwas längeren rechnerischen, abgesicherten Lebensdauern. Häufig sind die rechnerischen Lebensdauern länger, als die experimentellen Lebensdauern. Beim Schädigungsparameter  $P_{RAJ}$  ergeben sich allerdings vermehrt Datenpunkte, bei denen die rechnerische, abgesicherte Schwingenspielzahl höher ist als die experimentelle Anrisschwingenspielzahl. Dies betrifft einige dünnwandige T-Stöße ohne Nachbearbeitung der Schweißnahtübergänge, sowie einige Stumpfstöße.

### Bewertung für Variante 2

Zuerst werden die für jeden Schweißstoßtyp abgeleiteten, individuellen Teilsicherheitsbeiwerte nach Tab. 6.4 verwendet. Dafür müssen die individuellen Sicherheitsbeiwerte bekannt sein, welche einerseits von der Schweißstoßgeometrie und Kerbschärfe des Bauteils und andererseits von der Streuung der Messdaten für die lokale Nahtgeometrie abhängen.



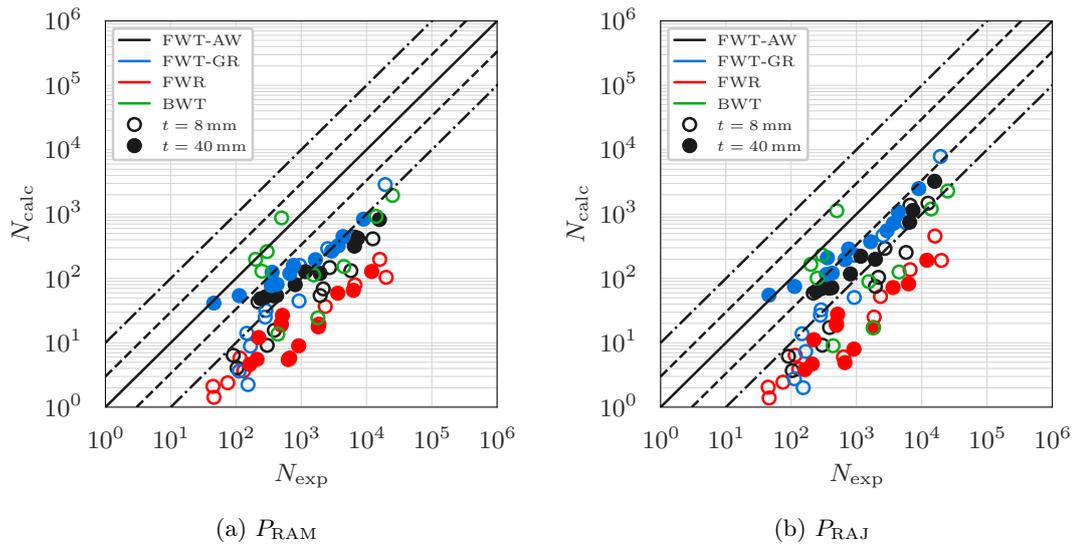


Abb. 6.15: Vergleich zwischen experimenteller und rechnerischer Anrisselebensdauer für Modellierungsvariante 2 für beide Schädigungsparameter mit  $\gamma_W$  nach Tab. 6.4.

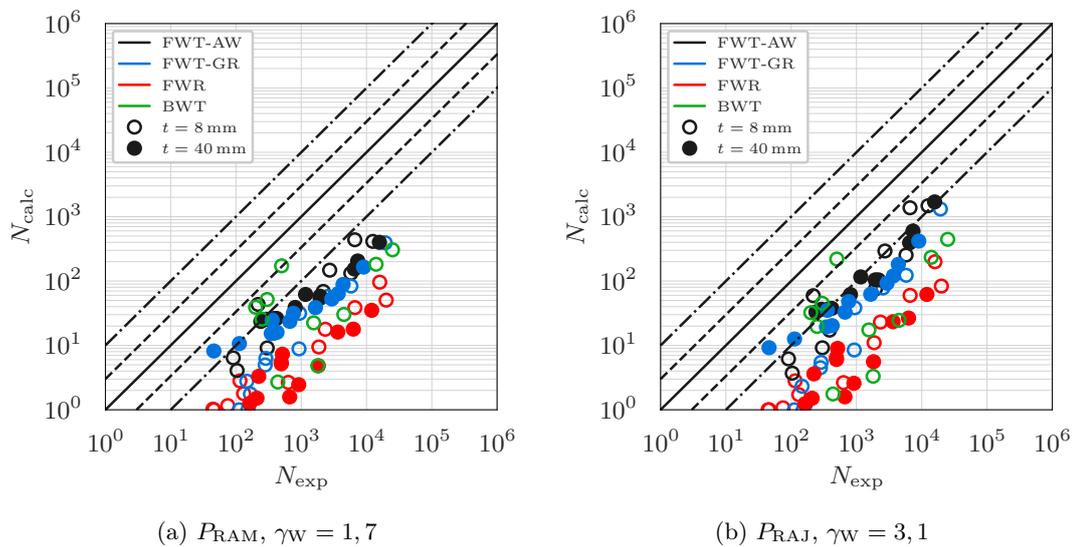


Abb. 6.16: Vergleich zwischen experimenteller und rechnerischer Anrisselebensdauer für Modellierungsvariante 2 für beide Schädigungsparameter mit den maximalen  $\gamma_W$  nach Tab. 6.4.

ermöglichen.

Liegen zusätzliche Informationen über die Verteilungsfunktion der lokalen Schweißnahtparameter vor, können diese verwendet werden, um individuelle Teilsicherheitsbeiwerte abzuleiten. Die Berechnung kann nach Unterkapitel 6.5 erfolgen.

## 6.7 Beurteilung weiterer Einflussgrößen

### Einfluss der Unsicherheit des DNN

Die Beanspruchungsparameter wurden mit Hilfe der neuronalen Netze abgeschätzt, sodass die Auswirkungen der Schätzung mittels DNN im Vergleich zur direkten Berechnung der Beanspruchung mit FEM zu bewerten sind.

Um die berechnete Schwingspielzahlen aus DNN-Schätzung und FEM-Berechnung zu vergleichen, werden die maßgebenden Kerbspannungen an Schweißnähten mit einem Kerbradius von  $R = 1$  mm und einem Nahtanstiegswinkel  $\alpha = 45^\circ$  berechnet. Zudem werden die Blechdicke, der Winkelverzug und die Nahtdicke auf ein einheitliches Nennmaß gesetzt. Damit entsprechen die berechneten Schwingspielzahlen nicht exakt den Versuchen. Trotzdem lassen sich die verschiedenen Einflussgrößen im gesamten Lebensdauerbereich untersuchen. Für jeden Versuch wird eine Schwingspielzahl berechnet, bei der die Beanspruchungsgrößen mit den DNN geschätzt werden. Zusätzlich werden die Beanspruchungsgrößen mit FEM berechnet.

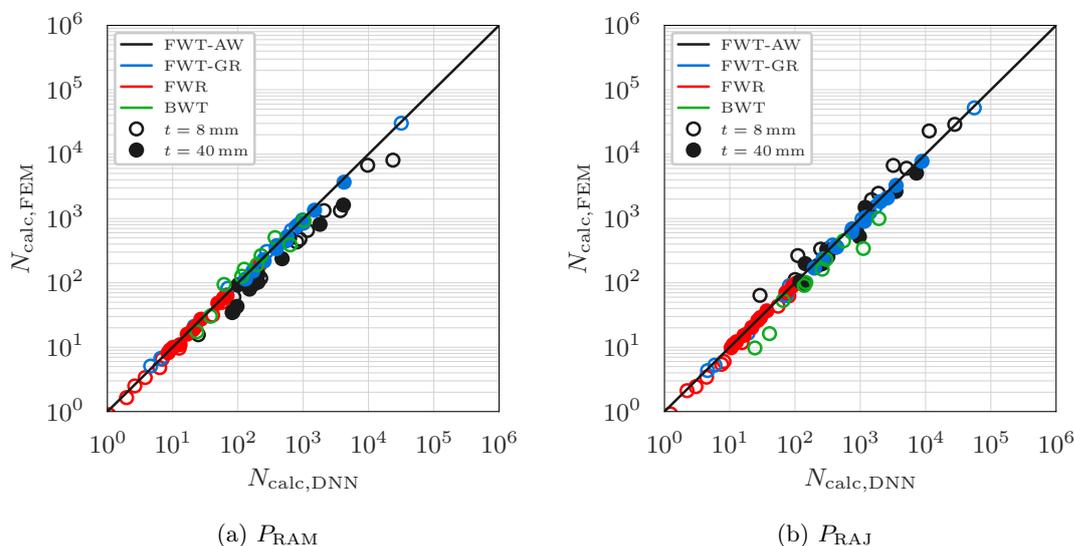


Abb. 6.17: Vergleich zwischen rechnerischer Anrisslebensdauer mit Beanspruchungen aus FEM und mit Beanspruchungen aus DNN für beide Schädigungsparameter.

Abb. 6.17 zeigt die resultierenden rechnerischen Anrisslebensdauern für beide Schädigungsparameter. Dabei werden jeweils die Schwingspielzahl aus der Schätzung der DNN  $N_{\text{calc,DNN}}$  und aus der Berechnung mit FEM  $N_{\text{calc,FEM}}$  gegenübergestellt. Grundsätzlich lässt sich eine gute Vorhersagegüte der DNN feststellen. Durch die Schätzung der Beanspruchungen treten Abweichungen zwischen  $N_{\text{calc,DNN}}$  und  $N_{\text{calc,FEM}}$  auf.

Beim Schädigungsparameter  $P_{\text{RAM}}$  führt die Abweichung dazu, dass bei höheren Schwingspielzahlen auch höhere Abweichungen auftreten. In Abb. 6.17 (b) zeigt sich diese Tendenz nicht, die Datenwolke weist geringe Abweichungen zwischen  $N_{\text{calc,DNN}}$  und  $N_{\text{calc,FEM}}$  über den gesamten Lebensdauerbereich auf.

### Einfluss der bruchmechanischen Rückrechnung

Darüber hinaus ist der Einfluss der bruchmechanischen Rückrechnung auf Basis des messtechnisch erfassten Rissfortschrittverhaltens zu erfassen, siehe Unterkapitel 4.2. Dazu wurden die in Abb. 6.18 dargestellten Schwingspielzahlen bereits in Wöhlerdiagrammen abgebildet, siehe Unterkapitel 4.2.

Jeder Versuch weist eine Schwingspielzahl bei Erreichen des Anrisskriteriums und eine Lastwechselzahl bei Erreichen des Versagenskriteriums von 5% Kraftabfall auf. Diese beiden Schwingspielzahlen sind in Abb. 6.18 gegeneinander aufgetragen, um den Einfluss der bruchmechanischen Rückrechnung zu betrachten.

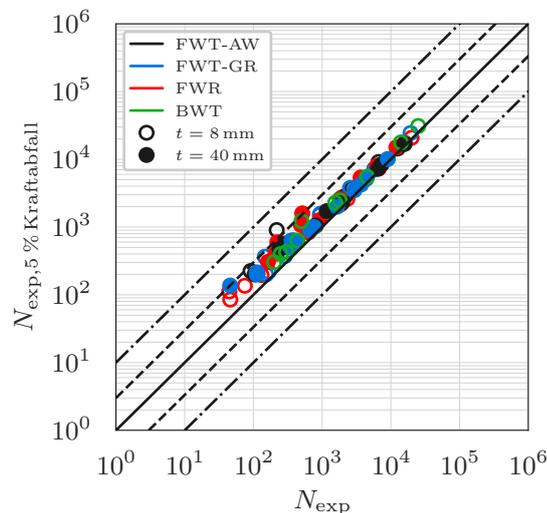


Abb. 6.18: Vergleich zwischen experimenteller Anrisslebensdauer und der Schwingspielzahl bis zum Erreichen eines 5%-igen Kraftabfalls.

Die bruchmechanische Rückrechnung ist unabhängig vom Schädigungsparameter. Bei allen Datenpunkten wird der technische Anriss bei  $N_{\text{exp,Anriss}}$  früher erreicht als das Versagenskriterium  $N_{\text{exp,5\% Kraftabfall}}$ .

Im Bereich höherer Schwingspielzahlen ab etwa  $N_{\text{exp,Anriss}} \geq 10^3$  weisen die Datenpunkte einen konstanten Versatz zur Diagonalen mit  $N_{\text{exp,Anriss}} = N_{\text{exp,5\% Kraftabfall}}$  auf. Damit führt die bruchmechanische Rückrechnung bei allen Stoßvarianten in diesem Bereich zu einem konstanten Versatz zwischen der Anrisswöhlerlinie und Versagenswöhlerlinie. Im Mittel entspricht der Versatz einem Faktor von 1,36.

Im Gegensatz zum höherzyklischen Bereich nimmt der Versatz im LCF-Bereich bei  $N_{\text{exp,Anriss}} < 10^3$  zu. Tendenziell vergrößert sich der Abstand zwischen Anriss- und Versagenswöhlerlinie bis zu einem Faktor von maximal 4,77. Dies zeigt, dass die Verwendung von den Schwingspielzahlen  $N_{\text{exp,5\% Kraftabfall}}$  deutlich zu lange experimentelle Schwingspielzah-

len liefern würde, wie bereits in Untersuchungen [109] festgestellt wurde.

## 6.8 Übertragbarkeit des Berechnungskonzepts

Um die Übertragbarkeit des Ansatzes aus dieser Studie mit dem erweiterten Sicherheitskonzept für Schweißverbindungen zu überprüfen, werden Versuchsdaten von Schweißverbindungen im LCF-Bereich aus dem hochfesten Feinkornbaustahl S960M und weitere Versuche an Schweißverbindungen aus dem austenitischen Stahl X6CrNiTi18-10 (1.4541) herangezogen. Die Versuche wurden ebenfalls im Forschungsprojekt LCF-Weld [82] und dem Forschungsprojekt „Modellierung von Schweißnähten zum Nachweis der Ermüdungsfestigkeit mit dem Örtlichen Konzept“ [108] ermittelt.

In Tab. 6.5 ist eine Übersicht über die verwendete Datenbasis aufgeführt. Die Daten enthalten Versuche an Schweißverbindungen aus den zwei genannten Werkstoffen. Als Anrisskriterium wurde in [108] ein oberflächlicher Anriss von 0,5 mm definiert. Darin wurden die Schwingspielzahlen bis zum Anrisskriterium teils experimentell ermittelt und teils bruchmechanisch zurückgerechnet.

Aus dem Forschungsprojekt LCF-Weld [82] liegen zusätzlich Versuche zu unterschiedlich dicken T-Stößen und Stumpfstößen aus dem Werkstoff S960M vor. Die Probengeometrien ähneln den Schweißstößen dieser Studie. Für diese Versuche liegen experimentell erfasste Anrisschwingspielzahlen vor, wobei die Schwingspielzahlen für Anrisstiefen zwischen 1-3 mm ausgewertet wurden.

Bei den Versuchen an T-Stößen und Stumpfstößen dieser Studie wurden die bruchmechanisch zurückgerechneten Schwingspielzahlen bei einer Anrisstiefe von 0,5 mm verwendet.

Die Datenbasis umfasst damit ein breites Spektrum an Anrissdefinitionen. Insgesamt ergeben sich 228 Versuche, wofür mit dem hier vorgeschlagenen Berechnungskonzept Schwingspielzahlen berechnet werden können.

Tab. 6.5: Datenbasis mit Versuchen an Schweißverbindungen bei konstanter Amplitude und mit jeweiligem Anrisskriterium.

Quelle	Geometrie	Werkstoff	Blechdicke	Anrisskriterium
[108]	Kreuzstoß	S960M	8 mm	0,5 mm Oberflächenanriss
	Kreuzstoß	1.4541	8 mm	0,5 mm Oberflächenanriss
[82]	T-Stöße	S960M	8 mm	1-3 mm Anrisstiefe
	T-Stöße	S960M	30 mm	1-3 mm Anrisstiefe
	Stumpfstöße	S960M	8 mm	1-3 mm Anrisstiefe
Eigene Studie	T-Stöße	1.4541	8 mm	0,5 mm Anrisstiefe
	T-Stöße	1.4541	40 mm	0,5 mm Anrisstiefe
	Stumpfstöße	S960M	8 mm	0,5 mm Anrisstiefe

In Tab. C.1 sind die Ergebnisse von dehnungsgeregelten Versuchen an polierten Standardproben beider Werkstoffe aufgeführt, welche zur Ermittlung der Werkstoffwöhlerlinien verwendet wurden. Im Anhang sind die Ergebnisse der Ermüdungsversuche an den Schweißverbindungen aufgeführt.

Die Lebensdauern werden mit dem Berechnungskonzept für die Modellierungsvariante 1 ermittelt. Es wird nicht davon ausgegangen, dass die genaue Kerbgeometrie bekannt ist, weshalb die Berechnung mit der nach Unterkapitel 6.5 idealisierten Kerbgeometrie durchgeführt wird.

Die Berechnungsergebnisse mit dem Schädigungsparameter  $P_{RAM}$  sind in Abb. 6.19 dargestellt. Abb. 6.19 (a) zeigt, dass die Versuche im Mittel höhere experimentelle als rechnerische Lebensdauern aufweisen. Der Großteil der Versuche liegt innerhalb des beidseitigen Streubands von Faktor 10. Versuche deutlich außerhalb dieses Streubands sind zum Großteil die nachbearbeiteten T-Stöße, bei denen der 1 mm Ersatz-Radius zu einer sehr konservativen Bewertung führt. Wie bereits erwähnt führt bei diesen Schweißstößen der Nachweis mit der realen Kerbgeometrie zu einer deutlich besseren Übereinstimmung der rechnerischen und experimentellen Schwingspielzahlen, siehe Abb. 6.9.

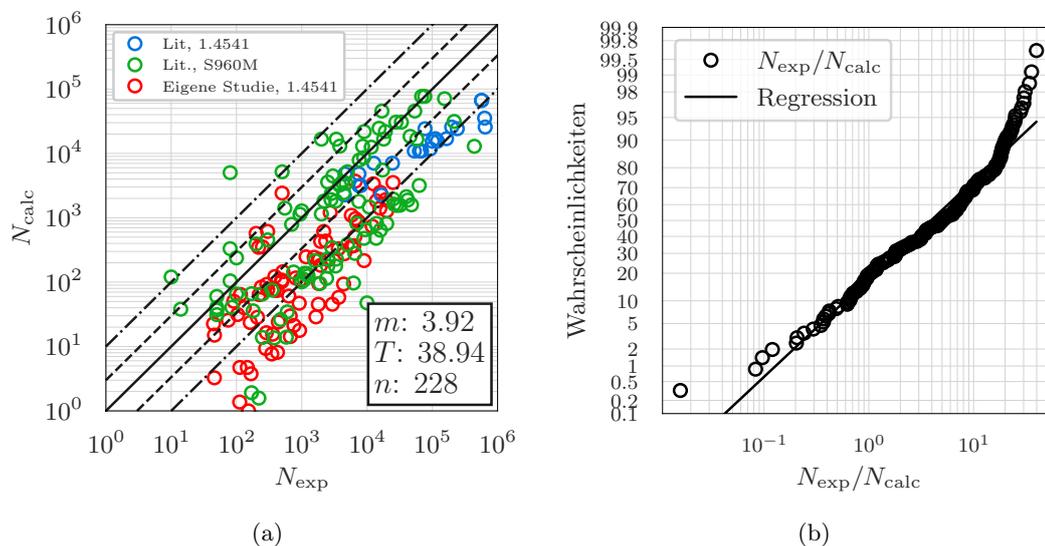


Abb. 6.19: Vergleich zwischen experimenteller und rechnerischer Lebensdauer, Variante 1 des Berechnungskonzepts mit dem Schädigungsparameter  $P_{RAM}$ . (a) N-N-Diagramm und Streuößen. (b) Auswertung von  $N_{exp}/N_{calc}$  im Wahrscheinlichkeitspapier.

In Abb. 6.20 sind die Ergebnisse für die Berechnung mit dem Schädigungsparameter  $P_{RAJ}$  dargestellt. Im Vergleich zu Abb. 6.19 (a) fällt auf, dass der Mittelwert  $m$  kleiner ist. Dennoch ergeben sich im Mittel um den Faktor 1,79 höhere experimentelle als rechnerische Lebensdauern. Im Vergleich zur Berechnung mit  $P_{RAM}$  ist die Streubreite  $T$  bei der Berechnung mit  $P_{RAJ}$  nahezu gleich. Die Streubreite und der Mittelwert wurden wieder für die zensierten Daten berechnet, wobei die Anzahl  $n_{Zensiert} = 205$  beträgt. Werden anstelle der zensierten Daten alle  $n = 228$  Versuche verwendet, verdoppelt sich in etwa die rechnerische Streuspanne. Der Mittelwert  $m$  wird dadurch nicht beeinflusst.

Im Mittel führt das Berechnungsmodell mit beiden Schädigungsparametern zu einer leicht konservativen Bewertung bei der die experimentellen Schwingspielzahlen bis zum Anriss höher als die rechnerischen Lebensdauern sind. Die Höhe der Streumaße  $T$  kann mit den teils sehr unterschiedlichen Definitionen des Anrisskriteriums begründet werden.

Eine Bewertung aller Versuche in Tab. 6.5 mit dem Berechnungskonzept basierend auf der

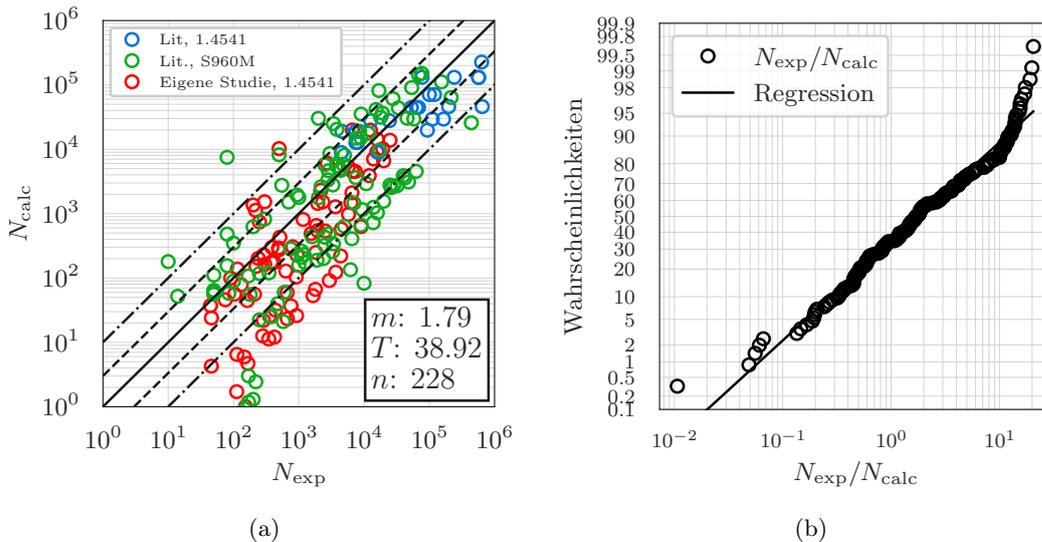


Abb. 6.20: Vergleich zwischen experimenteller und rechnerischer Lebensdauer, Variante 1 des Berechnungskonzepts mit dem Schädigungsparameter  $P_{RAJ}$ . (a) N-N-Diagramm und Streugrößen. (b) Auswertung von  $N_{exp}/N_{calc}$  im Wahrscheinlichkeitspapier.

gemittelten Schweißnahtgeometrie wird nicht durchgeführt, da diese nicht für alle Versuche bekannt ist. Die Berechnungsergebnisse für die Versuche dieser Studie aus dem Werkstoff 1.4541 mit dem Ersatzradius lassen vermuten, dass durch die Verwendung der mittleren, realen Nahtgeometrie die Übereinstimmung zwischen rechnerischen und experimentellen Lebensdauern verbessert werden kann. Dies betrifft insbesondere die Schweißstöße mit den nachbearbeiteten Schweißnähten.

Ein direkter Vergleich der Ergebnisse in Abb. 6.19 und Abb. 6.20 mit dem in [108] vorgestellten Verfahren ist in Abb. B.3 und Abb. B.4 dargestellt. Der Vergleich wurde mit den gleichen Eingangsparametern an der gleichen Versuchsdatenbasis durchgeführt und zeigt, dass die Treffsicherheit bezüglich der rechnerischen Lebensdauern mit dem hier vorgestellten Verfahren erhöht wird.

## 6.9 Diskussion

### Diskussion der bruchmechanischen Rückrechnung

Die bruchmechanische Rückrechnung der Versuchsergebnisse aus dem austenitischen Werkstoff X6CrNiTi18-10 (1.4541) erfolgte, da beim kerbdehnungsbasierten Konzept nach der FKM-Richtlinie Nichtlinear [37] Anrisschwingspielzahlen berechnet werden. Experimentell wurden jedoch Schwingspielzahlen bei Erreichen eines 5 %-igen Kraftabfalls, bezogen auf die Amplitude, ermittelt.

Beim Erreichen des Kraftabfallkriteriums waren teilweise bereits Risse mehrerer Millimeter Tiefe vorhanden. Die Verschiebungsregelung führte bei den Versuchen zu einem Verlangsamen der Risspitzenbeanspruchung und damit des Rissfortschritts. Daraus folgen deutliche Unterschiede zwischen der Versagens- und Anrisslebensdauer, siehe Abb. 6.18. Mit zunehmender Lasthöhe im Bereich von Anrisschwingspielzahlen von  $N < 10^3$  dominierte

der Anteil des Rissfortschritts an der Gesamtlebensdauer der Proben. Damit wird auch der Unterschied zwischen Versagens- und Anrisslebensdauer größer.

Für die bruchmechanische Rückrechnung wurde linear-elastisches Materialverhaltens angenommen und ein Zusammenhang zwischen dem Spannungsintensitätsfaktor und den Rissfortschrittsraten abgeleitet. Mit Hilfe von numerisch ermittelten Näherungsgleichungen für die Spannungsintensitätsfaktoren konnte die Rückrechnung auf einen definierten technischen Anriss mit einer Risstiefe von 0,5 mm erfolgen.

Die im Forschungsprojekt LCF-Weld [82] vorgenommene Ermüdungsbewertung unter Verwendung der Versagensschwingspielzahlen bei Erreichen des Kraftabfallkriteriums führte zu einer sehr konservativen Bewertung. Durch die bruchmechanische Rückrechnung konnten Abweichungen zwischen den experimentellen und rechnerischen Lebensdauern deutlich verringert werden.

## Diskussion der neuronalen Netze

Mit den abgeleiteten Deep Neural Networks wurde eine Methodik vorgestellt, mit der Schätzmodelle für lokale Beanspruchungsparameter generiert werden können.

Wichtig dabei ist, den gewünschten Parameterraum mit einer ausreichenden Anzahl an Parameterkombinationen zu diskretisieren. Nur dann kann eine hinreichende Anpassung der neuronalen Netze an die nichtlinearen Zusammenhänge zwischen Geometrie- und Beanspruchungsparametern erzielt werden.

Die DNN bieten nicht nur eine Möglichkeit zur zeitsparenden Schätzung der Beanspruchungen für den kerbdehnungsbasierten Nachweis, sondern auch zur Sensitivitätsstudie. Dabei wurde mit Hilfe der SHAP-Werte untersucht, welche Geometrieparameter einen stärkeren oder geringeren Einfluss auf die örtlichen Beanspruchungsparameter haben. Es zeigte sich, dass die Sensitivität der Beanspruchungen von der Schweißstoßgeometrie abhängt.

Vordergründig sind dabei die globalen Geometrieparameter, wie der Winkelversatz oder Variationen der Belchdicke, welche bei der numerischen Beanspruchungsermittlung unbedingt berücksichtigt werden müssen.

Speziell bei den nicht nachbearbeiteten T-Stößen mit Nahtübergangsversagen sind die lokalen Nahtgeometrieparameter und insbesondere der Kerbradius ausschlaggebend für die Höhe der örtlichen Vergleichsspannung im Nachweispunkt. Bei kerbärmeren Geometrien, wie dem Stumpfstoß oder T-Stößen mit überfrästen Nahtübergängen, sind die lokalen Nahtgeometrieparameter wieder weniger wichtig.

Als Ergebnis der Sensitivitätsstudie zeigte sich, dass die genaue Kenntnis der globalen Geometrieparameter von hoher Bedeutung ist und im numerischen Modell berücksichtigt werden muss, da sonst die örtlichen Beanspruchungszustände falsch eingeschätzt werden.

Beim Vergleich der rechnerischen Schwingspielzahlen aus DNN-Schätzung und FEM-Berechnung zeigt sich eine zufriedenstellende Übereinstimmung. Die Abweichungen könnten zukünftig durch eine Anpassung des neuronalen Netzes oder eine Verringerung des Parameterraums verringert werden.

Mit den neuronalen Netzen ist es möglich, den kerbdehnungsbasierten Lebensdauernachweis im Rahmen einer Monte-Carlo-Simulation durchzuführen, da in kürzester Zeit

Beanspruchungsgrößen geschätzt werden können.

## Diskussion des Berechnungskonzepts

Ein Vorschlag zur Anpassung des Berechnungskonzepts der FKM-Richtlinie Nichtlinear [37] für Schweißverbindungen ist die Übernahme der Wöhlerlinie aus dem Kerbspannungskonzept. Beim hier entwickelten Konzept wird die Kerbspannungswöhlerlinie in die Schädigungsparameter  $P_{\text{RAM}}$  und  $P_{\text{RAJ}}$  überführt. Für den Bereich  $N < 10^4$ , für den die Kerbspannungswöhlerlinie nicht definiert ist, wird die umgerechnete Schädigungsparameterwöhlerlinie zum Stützpunkt der Werkstoffwöhlerlinie bei  $N = 1$  verlängert.

Zum Nachweis mit der umgerechneten Kerbspannungswöhlerlinie muss die Nahtmodellierung mit der idealisierten Schweißnahtgeometrie erfolgen. Größeneffekte und Oberflächenrauheit müssen dann nicht gesondert berücksichtigt werden, da diese bereits implizit in der Kerbspannungswöhlerlinie enthalten sind.

Im Gegensatz zur Modellierungsvariante 1 mit idealisierter Schweißnahtgeometrie wurde auch vorgeschlagen, wie der Nachweis mit der gemittelten, realen Kerbgeometrie durchgeführt werden kann. Dabei erfolgt die Berechnung analog zur FKM-Richtlinie Nichtlinear [37], jedoch mit Anpassungen. Eine Anpassung wurde für das Stützwirkungskonzept durch die Einführung der statistischen Stützzahl  $n_{\text{st}}$  nach [22] vorgenommen. Dies basiert auf dem Vorschlag in [108]. Es wird nicht mehr die hochbeanspruchte Bauteiloberfläche, sondern die für Schweißverbindungen charakteristische hochbeanspruchte Schweißnahtlänge zur Ermittlung der statistischen Stützzahl verwendet. Beim Einfluss der Oberflächenrauheit wird empfohlen einen konservativen Wert für die Rauheit zu verwenden.

Beide Konzept-Varianten führten zu ähnlichen rechnerischen Lebensdauern. Speziell bei den nachbearbeiteten Schweißstößen ist von der Verwendung des Ersatz-Radius von 1 mm abzusehen, da sich ansonsten deutlich zu geringe, rechnerische Lebensdauern ergeben. Bei der zweiten Variante mit gemittelter Kerbgeometrie zeigte sich eine im Mittel gute Übereinstimmung der experimentellen und rechnerischen Anrisschwingspielzahlen.

Die dritte Variante erfolgte unter Annahme kontinuierlicher Verteilungsfunktionen für die lokalen Nahtgeometrieparameter. Deren Lageparameter wurden an die Mittelwerte und Standardabweichungen der Kerbradien und Nahtanstiegswinkel aus den 3D-Scans angepasst. Davon wurden zufällige Parameterkombinationen gezogen und Schädigungsparameter berechnet, was wiederum zu einer Vielzahl an Schädigungsparameter führte. Mit  $10^5$  Wiederholungen für jede Schweißstoßgeometrie konnte ein neu eingeführter Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_{\text{W}}$  definiert werden. Dieser Beiwert hängt von der Art des Schädigungsparameters und dem Schweißstoßtyp ab und kann Tab. 6.4 entnommen und sehr einfach in die Bauteilfaktoren  $f_{\text{RAM}}$  und  $f_{\text{RAJ}}$  implementiert werden. Bei der Ableitung des Teilsicherheitsbeiwerts wurde durch Variation der Werkstoffparameter sichergestellt, dass  $\gamma_{\text{W}}$  vernachlässigbar vom Werkstoff abhängt.

Grundsätzlich wäre es möglich gewesen, den Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_{\text{W}}$  an gleicher Stelle, wie den Faktor  $\gamma_{\text{L}}$  und damit die fiktiv-elastische Beanspruchungszeitreihe im Nachweispunkt zu erhöhen. Dann würde allerdings vernachlässigt, dass sich bei variabler Nahtgeometrie auch der Spannungsgradient und die plastische Traglastformzahl ändern. Dies wirkt sich wiederum

auf die Stützwirkung, sowie die Kerbnäherung aus. Deshalb wird die Implementierung des neuen Teilsicherheitsbeiwerts  $\gamma_W$  als Teil der Bauteilfaktoren wesentlich sinnvoller erachtet.

Für ungeschweißte Bauteile bleibt das Sicherheitskonzept der FKM-Richtlinie Nichtlinear [37] bei der Berechnung mit realer Kerbgeometrie unverändert und besteht weiterhin aus den Teilfaktoren  $\gamma_L$ ,  $\gamma_M$  und  $f_{2,5\%}$ . Für geschweißte Bauteile kann zusätzlich der Faktor  $\gamma_W$  hinzugenommen werden.

Da die in Tab. 6.4 ermittelten Werte auf Basis von logarithmischen Normalverteilungen mit großer Standardabweichung berechnet wurden, ist davon auszugehen, dass diese Faktoren  $\gamma_W$  konservativ sind. Geringere Standardabweichungen, sowie eine geringe Kerbschärfe führen zu niedrigeren Teilsicherheitsbeiwerten und damit zu einer weniger konservativen Auslegung.

Mit dem hier ermittelten Sicherheitskonzept für die Berechnung mit realer Kerbgeometrie ist es möglich, die Kerbradien der Finite-Elemente-Modelle mit Mittelwerten zu modellieren und die Streuung der lokalen Geometrieparameter über den neu eingeführten Teilsicherheitsbeiwert seitens der Beanspruchbarkeit abzusichern. Bei Verwendung der Faktoren  $\gamma_W$  mit Modellierungsvariante 2 liegen dabei, mit Ausnahme von zwei Versuchen, alle restlichen Versuche auf der sicheren Seite.

Die Schweißstöße mit überschlifften Nahtübergängen zeigen gegenüber den nicht nachbearbeiteten Schweißstößen einen deutlichen Vorteil bei der Prognosegüte. Durch die definierte Kontur des Fräswerkzeugs wird die geometrische Variabilität insbesondere des Kerbradius entlang der Schweißnaht verringert. Dies führt einerseits dazu, dass sich einfacher ein definierter, mittlerer Kerbradius ableiten lässt. Zudem vergrößert sich durch die spanabhebende Bearbeitung die Bauteilkerbe und liefert dadurch eine geringere Kerbschärfe des Bauteils, was wiederum in geringeren Teilsicherheitsbeiwerten  $\gamma_W$  mündet.

Bezüglich der Beurteilung von Einflussgrößen auf die Lebensdauervorhersage zeigt die Schätzung der Beanspruchung durch DNN im Vergleich zur direkten Berechnung mit FEM eine sehr gute Vorhersagequalität.

# 7 Zusammenfassung und Ausblick

## 7.1 Zusammenfassung

Ziel der vorliegenden Arbeit „Zur rechnerischen Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen basierend auf Kerbdehnungen und zum Einfluss der Schweißnahtmodellierung“ war, ein Nachweiskonzept für die Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen zu ermitteln. Dabei lag der Fokus nicht nur auf der Erweiterung bestehender Berechnungskonzepte, sondern auch auf der Schweißnahtmodellierung und der Erstellung eines geeigneten Sicherheitskonzepts. Mit diesem Berechnungskonzept sollten elastisch-plastische Beanspruchungen im LCF-Bereich berücksichtigt werden, sodass geschweißte Bauteile sicher, aber nicht zu konservativ ausgelegt und abgesichert werden können.

### Untersuchungen zum Rissfortschritt

Im ersten Teil der Arbeit lag der Fokus auf bruchmechanischen Untersuchungen an den Schweißverbindungen. Während einiger Versuche wurden zu unterschiedlichen Zeitpunkten der Gesamtlebensdauer der Proben Bilder aufgenommen, sodass für diese Proben eine Korrelation zwischen der messbaren Risstiefe und der Schwingspielzahl abgeleitet werden konnte. Anschließend wurden Finite-Elemente-Modelle für jeden Schweißstoßtyp erstellt, welche die realen Versuchsbedingungen und geometrischen Abmessungen nachbildeten. Daraus konnten für jeden Schweißstoß Näherungsgleichungen für die Risspitzenbeanspruchung bei gegebener Lasthöhe und Risstiefe abgeleitet werden.

Die experimentell ermittelten Rissfortschrittsdaten wurden mit numerisch ermittelten Beanspruchungen korreliert und eine  $\frac{da}{dN} - \Delta K$  Beziehung abgeleitet. Mit der abgeleiteten Rissfortschrittsbeziehung konnte für jeden Versuch eine Anrisschwingspielzahl ermittelt werden, welche schlussendlich mit den Anrisschwingspielzahlen aus dem Kerbdehnungsnachweis verglichen wurden. Das Ergebnis war eine im Mittel gute Übereinstimmung zwischen den berechneten Anrisschwingspielzahlen aus dem Kerbdehnungsnachweis und den bruchmechanisch zurückgerechneten Anrisschwingspielzahlen.

### Schätzen von Beanspruchungen mit neuronalen Netzen

Der zweite Teil der Arbeit behandelt die Schweißnahtmodellierung und die Ableitung von Schätzgleichungen für lokale Beanspruchungen mittels neuronaler Netze. Zunächst wurden Finite-Elemente-Modelle für jeden Schweißstoß erstellt und zahlreiche Geometrievarianten der Schweißstoßmodelle berechnet.

Die Grenzen des Parameterraums folgten aus den maximalen und minimalen Werten der gemessenen Geometrieparameter. Je Stoßgeometrie wurden anschließend etwa  $10^3$

Rechnungen durchgeführt, um die örtlichen Kerbbeanspruchungen zu ermitteln. Schließlich wurden neuronale Netze verwendet, um die komplexen Zusammenhänge zwischen den Geometrieparametern und den berechneten Beanspruchungsparametern zu erlernen.

Als Resultat können mit den neuronalen Netzen Kerbbeanspruchungen für eine Vielzahl an möglichen Geometrievarianten vorhergesagt werden. Im Mittel zeigten die neuronalen Netze trotz der breiten Parametergrenzen, der großen Anzahl an Eingangsparametern und der nichtlinearen Zusammenhänge zwischen Geometrie und Beanspruchung eine gute Vorhersagequalität.

Nach der Erstellung neuronaler Netze wurden mit sogenannten SHAP-Werten, SHapely Additive exPlanations, Sensitivitätsanalysen durchgeführt. Mit diesen konnten die komplexen Zusammenhänge zwischen lokaler und globaler Schweißnahtgeometrie und der resultierenden Beanspruchungen bei gegebenem Lastfall quantifiziert werden.

In vielen Fällen sind dabei die globalen Geometrieparameter, wie schweißprozessbedingte Winkelabweichungen oder Variationen der Blechdicke einflussreicher auf die Vergleichsspannung im Nachweispunkt, als die Variation der lokalen Schweißnahtgeometrie. Der bezogene Spannungsgradient, welcher im Kerbdehnungsnachweis zur Beschreibung von Stützwirkungseffekten benötigt wird, hängt hingegen in den meisten Fällen von der lokalen Nahtgeometrie ab. Bei den nicht nachbearbeiteten Schweißstößen ist die Variation des Kerbradius ausschlaggebend für die maximale Kerbspannung. Für die kerbärmeren T-Stöße mit überschliffter Naht und für Stumpfstöße ist dies nicht der Fall. Aus der Untersuchung lässt sich schlussfolgern, dass ein besonderes Augenmerk auf die messtechnische Ermittlung der globalen Geometrieparameter gelegt werden muss und diese bei der numerischen Beanspruchungsanalyse unbedingt berücksichtigt werden sollten.

## Kerbdehnungsnachweis für Schweißverbindungen

Im dritten Teil dieser Arbeit wurden zwei unterschiedliche Varianten des Kerbdehnungsnachweises für den Lebensdauernachweis von Schweißverbindungen weiterentwickelt.

Die erste Konzeptvariante basiert auf der Verwendung eines idealisierten Ersatz-Kerbradius und der Kerbspannungswöhlerlinie. Die Anpassung des Konzepts betrifft die Umrechnung und Erweiterung für  $N < 10^4$  der Wöhlerkurve des Kerbspannungskonzepts [34, 46] für die beiden Schädigungsparameter  $P_{RAM}$  und  $P_{RAJ}$ .

Bei der zweiten Konzeptvariante wurden mittlere, reale Kerbradien verwendet. Die Wöhlerlinien wurden entsprechend der FKM-Richtlinie Nichtlinear [37] mit einigen Korrekturen zur Anwendbarkeit für Schweißverbindungen ermittelt.

Beide Berechnungskonzepte führten zu vergleichbaren rechnerischen Schwingspielzahlen. Im Mittel wiesen beide Konzeptvarianten meist längere experimentelle als rechnerische Lebensdauern auf. Die rechnerischen Lebensdauern für Schweißstöße mit ausgerundeten Nahtübergängen für das Berechnungskonzept mit dem Ersatz-Kerbradius waren deutlich zu kurz. Für diese Schweißstöße sollte die Berechnung nach dem zweiten Konzept mit der realen Kerbgeometrie erfolgen. Die Stumpfstöße wiesen die größte Streuung der rechnerischen Lebensdauern auf. Dies ist auf die Vernachlässigung des Einspann-Prozesses in der Finite-Elemente-Simulation der teils mit großem Winkelverzug behafteten Stumpfstöße

zurückzuführen.

Mit der dritten Variante wurde ein probabilistischer Kerbdehnungsnachweis für die Schweißverbindungen vorgestellt. Möglich wurde dieser durch die neuronalen Netze mit welchen sehr schnell die Kerbbeanspruchungen geschätzt und somit zahlreiche Varianten je Schweißstoß berechnet werden konnten. Anhand der resultierenden Verteilungen der Schädigungsparameter konnte ein neuer Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_W$  definiert werden. Dieser beschreibt den Faktor zwischen dem mittleren Schädigungsparameter und demjenigen des 2,5 %-Perzentils. Dieser Faktor hängt vom Schweißstoßtypus ab. Einen großen Einfluss haben insbesondere die Standardabweichungen, welche für die logarithmisch normalverteilten Kerbradien und Nahtanstiegswinkel angenommen wurden. Der Faktor  $\gamma_W$  kann einfach in das bestehende Sicherheitskonzept der FKM-Richtlinie Nichtlinear [37] integriert werden und stellt somit eine Erweiterung der Richtlinie für Schweißverbindungen dar.

Es konnte gezeigt werden, dass bei Anwendung des modifizierten Sicherheitskonzepts eine sichere Lebensdauerbewertung von Schweißverbindungen mit einem kerbdehnungsbasierten Konzept möglich ist. Beim Vergleich von Lebensdauern mit geschätzten Beanspruchungen aus DNN und der direkten Berechnung mittels FEM zeigte sich die Prognosegüte der DNN. Die Überprüfung des Berechnungskonzepts für insgesamt 228 Schwingversuche an Schweißverbindungen mit konstanter Amplitude aus den Werkstoffen X6CrNiTi18-10 und S960M zeigte, dass der Ermüdungsnachweis auf Schweißverbindungen unterschiedlicher Stahlwerkstoffe anwendbar ist.

## Innovative Aspekte

Ein neuer Beitrag dieser Arbeit ist die Bereitstellung der zahlreichen Schätzmodelle für die Kerbbeanspruchung und die Beschreibung des Langrissverhaltens an den vorgestellten Schweißstößen. Die neuronalen Netze liefern im Vergleich zur FEM Berechnung etwa um den Faktor 200 schneller Ergebnisse für die Kerbbeanspruchung. Ein weiterer innovativer Aspekt ist die Kombination des vorgestellten Kerbdehnungskonzeptes mit einer Monte Carlo Simulation. Daraus resultiert der neu eingeführte Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_W$  mit welchem die Streuung der Kerbgeometrie von Schweißnahtübergängen und -wurzeln abgesichert werden kann.

## 7.2 Ausblick

Eine wichtige Implikation dieser Arbeit ist, dass eine zutreffende Vorhersage von Anriss-schwingungszahlen mit dem kerbdehnungsbasierten Konzept mit der gemittelten oder mit einem fiktiven Ersatz-Radius erfolgen kann. Die Berechnungskonzepte unterscheiden sich jedoch, je nach Verwendung realer oder fiktiver Kerbradien. Aufgrund der stark variierenden Nahtgeometrie entlang einer Schweißnaht ist es sinnvoll, den kerbdehnungsbasierten Nachweis probabilistisch aufzubauen oder die probabilistisch abgeleiteten Teilsicherheitsbeiwerte im Sicherheitskonzept zu implementieren.

Für die zukünftige Forschung wäre es denkbar, weitere Einflüsse in den Kerbdehnungsnachweis zu integrieren. Etwa den Einfluss von Temperatur, Mehrachsigkeit, Eigenspannungen

und die Untersuchung variabler Amplituden. Für den untersuchten austenitischen Werkstoff ist es von besonderer Bedeutung den Temperatureinfluss zu berücksichtigen, da dieser Werkstoff häufig unter kombinierter mechanischer und thermischer Belastung verwendet wird. Dann sind gegebenenfalls auch transiente Vorgänge im zyklischen Werkstoffverhalten möglich, welche unter anderem durch komplexere Werkstoffmodelle erfasst werden könnten.

Zuletzt ergäbe sich aus den probabilistischen Untersuchungen die Möglichkeit, die Idee der ermittelten Teilsicherheitsbeiwerte  $\gamma_W$  auf das Kerbspannungskonzept zu übertragen. Dafür müsste die Streuung der linear-elastischen Kerbspannung untersucht werden, welche eine Ergebnisgröße der neuronalen Netze ist.

# Literaturverzeichnis

- [1] DVS MEDIA GMBH (Hrsg.): *Merkblatt DVS 2403 - Empfehlungen für die Durchführung, Auswertung und Dokumentation von Schwingfestigkeitsversuchen an Schweißverbindungen metallischer Werkstoffe*. 2020
- [2] ABAMBRES, M. ; LANTSOGHT, E. O. L.: ANN-Based Fatigue Strength of Concrete under Compression. In: *Materials (Basel, Switzerland)* 12 (2019), Nr. 22. – ISSN 1996–1944. – <https://doi.org/10.3390/ma12223787>
- [3] ALAN K. HELLIER ; FEARGAL P. BRENNAN ; DAVID G. CARR: Weld Toe SCF and Stress Distribution Parametric Equations for Tension (Membrane) Loading. In: *Advanced Materials Research* (2014)
- [4] AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS: *ASTM E606: Standard Recommended Practice for Constant-Amplitude Low-Cycle Fatigue Testing*. 2020
- [5] BARTSCH, H. ; CITARELLI, S. ; FELDMANN, M. : Generalisation of the effective notch stress concept for the fatigue assessment of arbitrary steel structures. In: *Journal of Constructional Steel Research* 201 (2023), S. 107715. – ISSN 0143974X. – <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2022.107715>
- [6] BAUMGARTNER, J. : *Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen unter Berücksichtigung von Schweißzugspannungen und Größeneinflüssen*. Darmstadt, Technische Universität Darmstadt, Dissertation, 2013
- [7] BAUMGARTNER, J. ; BRUDER, T. : An efficient meshing approach for the calculation of notch stresses. In: *Welding in the World* 57 (2013), Nr. 1, S. 137–145. – ISSN 0043–2288. – <https://doi.org/10.1007/s40194-012-0005-3>
- [8] BERETTA, S. ; FOLETTI, S. ; MADIA, M. ; CAVALLERI, E. : Structural integrity assessment of turbine discs in presence of potential defects: probabilistic analysis and implementation. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 38 (2015), Nr. 9, S. 1042–1055. – ISSN 8756758X. – <https://doi.org/10.1111/ffe.12325>
- [9] BERGER, C. ; BLAUDEL, G. ; HODULAK, L. ; PYTTEL, B. ; VARFOLOMEEV, I. : *Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile: FKM-Richtlinie*. 4. VDMA Verlag, 2018
- [10] BERGMANN, J. W.: *Zur Betriebsfestigkeitsbemessung gekerbter Bauteile auf der Grundlage der örtlichen Beanspruchungen*. Darmstadt, Technische Universität Darmstadt, Dissertation, 1983

- [11] BHACHU, K. S. ; HAFTKA, R. T. ; KIM, N. H.: Using Bootstrap to Assess Sampling Uncertainty in Fatigue Crack Growth Life Due to Limited Test Data. (2017)
- [12] BOSCH, A. : *Kurzrisswachstumsmodelle unter Berücksichtigung variabler strukturechanischer und thermischer Belastung*. Darmstadt, Technische Universität Darmstadt, Dissertation, 2019
- [13] BRAUN, M. : *Assessment of fatigue strength of welded steel joints at sub-zero temperatures based on the micro-structural support effect hypothesis*, TUHH Universitätsbibliothek, Diss., 2021. – <https://doi.org/10.15480/882.3782>
- [14] BRAUN, M. ; FISCHER, C. ; FRICKE, W. ; EHLERS, S. : Extension of the strain energy density method for fatigue assessment of welded joints to sub-zero temperatures. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 43 (2020), Nr. 12, S. 2867–2882. – ISSN 8756–758X. – <https://doi.org/10.1111/ffe.13308>
- [15] BRAUN, M. ; KELLNER, L. ; SCHREIBER, S. ; EHLERS, S. : Prediction of fatigue failure in small-scale butt-welded joints with explainable machine learning. In: *Procedia Structural Integrity* 38 (2022), S. 182–191. – ISSN 24523216. – <https://doi.org/10.1016/j.prostr.2022.03.019>
- [16] BRAUN, M. ; NEUHÄUSLER, J. ; DENK, M. ; RENKEN, F. ; KELLNER, L. ; SCHUBNELL, J. ; JUNG, M. ; ROTHER, K. ; EHLERS, S. : Statistical Characterization of Stress Concentrations along Butt Joint Weld Seams Using Deep Neural Networks. In: *Applied Sciences* 12 (2022), Nr. 12. – <https://doi.org/10.3390/app12126089>
- [17] BRITISH STANDARDS INSTITUTION: *Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures*. 2019
- [18] CHEN, J. ; LIU, Y. : Fatigue modeling using neural networks: A comprehensive review. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures* 45 (2022), Nr. 4, S. 945–979. – ISSN 8756–758X. – <https://doi.org/10.1111/ffe.13640>
- [19] CHOPRA, O., K. ; SHACK, W., J. ; ARGONNE NATIONAL LABORATORY (Hrsg.): *Effect of LWR Coolant Environments on the Fatigue Life of Reactor Materials*. 2007
- [20] CLARK, W. G.: How fatigue crack initiation and growth properties affect material selection and design criteria. In: *Metals Engineering Quarterly* (1974), Nr. 16
- [21] DABIRI, M. ; GHAFOURI, M. ; ROHANI RAFTAR, H. R. ; BJÖRK, T. : Utilizing artificial neural networks for stress concentration factor calculation in butt welds. In: *Journal of Constructional Steel Research* 138 (2017), S. 488–498. – ISSN 0143974X. – <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2017.08.009>
- [22] DEINBÖCK, A. ; HESSE, A.-C. ; WÄCHTER, M. ; HENSEL, J. ; ESDERTS, A. ; DILGER, K. : Increased accuracy of calculated fatigue resistance of welds through consideration of the statistical size effect within the notch stress concept. In: *Welding in the World* 64 (2020), Nr. 10, S. 1725–1736. – ISSN 0043–2288. – <https://doi.org/10.1007/s40194-020-00950-y>

- [23] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN 50100: Schwingfestigkeitsversuch – Durchführung und Auswertung von zyklischen Versuchen mit konstanter Lastamplitude für metallische Werkstoffproben und Bauteile*. 2016
- [24] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN EN ISO 14343:2017-08, Schweißzusätze - Drahtelektroden, Bandelektroden, Drähte und Stäbe zum Lichtbogenschweißen von nichtrostenden und hitzebeständigen Stählen - Einteilung (ISO 14343:2017); Deutsche Fassung EN ISO 14343:2017*. Berlin, 2017. – <https://doi.org/10.31030/2604879>
- [25] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG E.V.: *DIN EN 13455-3:2018-12: Unbefeuerte Druckbehälter - Teil 3: Konstruktion*. 2018
- [26] DONG, P. ; HONG, J. K. ; CAO, Z. : Structural Stress Based Master S-N Curve For Welded Joints. In: *55th Annual Assembly of International Institute of Welding IIW* (2002), Nr. XIII-1930-02
- [27] DONG, P. ; PEI, X. ; XING, S. ; KIM, M. H.: A structural strain method for low-cycle fatigue evaluation of welded components. In: *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 119 (2014), S. 39–51. – ISSN 03080161. – <https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2014.03.003>
- [28] DONG, P. ; ZHANG, J. ; HONG, J. K.: A Structural Stress Definition for Fatigue Analysis of Welded Joints. In: *International Journal of Fatigue* (2001), Nr. 23, S. 865–876. – ISSN 01421123
- [29] DONG, Y. ; GARBATOV, Y. ; GUEDES SOARES, C. : Recent Developments in Fatigue Assessment of Ships and Offshore Structures. In: *Journal of Marine Science and Application* (2022), Nr. 21, S. 3–25. – <https://doi.org/10.1007/s11804-022-00301-x>
- [30] DONG, Y. ; GUEDES SOARES, C. : Uncertainty analyses of local strain and fatigue crack initiation life of welded joints under plane strain condition. In: *Progress in the Analysis and Design of Marine Structures* (2017)
- [31] DÖRING, R. : *Zum Deformations- und Schädigungsverhalten metallischer Werkstoffe unter mehrachsiger nichtproportionaler zyklischer Beanspruchung*. Darmstadt, Technische Universität Darmstadt, Dissertation, 2006
- [32] DOWLING, N., E.: Notched member fatigue life predictions combining crack initiation and propagation. In: *Fatigue of Engineering Materials and Structures* (1979), Nr. 2, S. 129–138
- [33] DOWLING, N., E.: *Mechanical Behavior of Materials: Engineering Methods for Deformation, Fracture, and Fatigue*. 4. Pearson Education Limited, 2013
- [34] DVS, A. K. u. B. Ausschuss für Technik T. Ausschuss für Technik ; DVS MEDIA GMBH (Hrsg.): *Merkblatt DVS 0905 - Industrielle Anwendung des Kerbspannungskonzeptes für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis von Schweißverbindungen*. 2017

- [35] DYNARDO GMBH: *Methods for multi-disciplinary optimization and robustness analysis*. Weimar, 2020
- [36] FIEDLER, M. ; VARFOLOMEEV, I. ; WÄCHTER, M. : *Rechnerischer Bauteilfestigkeitsnachweis unter expliziter Erfassung nichtlinearen Werkstoff-Verformungsverhaltens: Abschlussbericht zum AiF-Vorhaben Nr. 17612*. Darmstadt, 2015
- [37] FIEDLER, M. ; WÄCHTER, M. ; VARFOLOMEEV, I. ; VORMWALD, M. ; ESDERTS, A. : *Richtlinie Nichtlinear - Rechnerischer Festigkeitsnachweis unter expliziter Erfassung nichtlinearen Werkstoffverformungsverhaltens für Bauteile aus Stahl, Stahlguss und Aluminiumknetlegierungen: FKM-Richtlinie*. 1. VDMA Verlag, 2019
- [38] FREEDMAN, D. ; DIACONIS, P. : On the histogram as a density estimator: L2 theory. In: *Zeitschrift für Wahrscheinlichkeitstheorie und verwandte Gebiete* (1981), Nr. 57, S. 453–476
- [39] FRICKE, W. : Round-Robin Study on Stress Analysis for the Effective Notch Stress Approach. In: *Welding in the World* (2007), Nr. 51. – ISSN 0043–2288
- [40] GLINKA, G. : Energy density approach to calculation of inelastic strain-stress near notches and cracks. In: *Engineering Fracture Mechanics* (1985), Nr. 22, S. 485–508. – [https://doi.org/10.1016/0013-7944\(85\)90148-1](https://doi.org/10.1016/0013-7944(85)90148-1)
- [41] GROSS, D. ; SELIG, T. : *Bruchmechanik: Mit einer Einführung in die Mikromechanik*. 6. Berlin, Heidelberg : Springer, 2016
- [42] GUO, S.-J. ; WANG, R.-Z. ; CHEN, H. ; XUAN, F.-Z. : A comparative study on the cyclic plasticity and fatigue failure behavior of different subzones in CrNiMoV steel welded joint. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 150 (2019), S. 66–78. – ISSN 00207403. – <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2018.10.026>
- [43] HAIBACH, E. : *Die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen aus der Sicht einer örtlichen Beanspruchungsmessung*. Fraunhofer-Ges. zur Förderung d. Angew. Forschung e.V., 1968
- [44] HAIBACH, E. : *Betriebsfestigkeit: Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*. 3., korrigierte und erg. Aufl. Berlin : Springer, 2006 (VDI-Buch)
- [45] HOBACHER, A. F.: Stress Intensity Factors of Welded Joints. In: *Engineering Fracture Mechanics* (1993), Nr. 46, S. 173–182
- [46] HOBACHER, A. F.: *Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components*. Cham : Springer International Publishing, 2016. – ISBN 978–3–319–23756–5. – <https://doi.org/10.1007/978-3-319-23757-2>
- [47] HRABOWSKI, J. ; HERION, S. ; UMMENHOFER, T. : Kurzzeitfestigkeit von Schweißverbindungen aus höchst- und ultrahochfesten Stählen. In: *Stahlbau* 84 (2015), Nr. 9, S. 612–619. – ISSN 00389145. – <https://doi.org/10.1002/stab.201510302>

- [48] HULTGREN, G. ; MANSOUR, R. ; BARSOUM, Z. : Fatigue strength assessment of welded joints incorporating the variability in local weld geometry using a probabilistic framework. In: *International Journal of Fatigue* (2022). – ISSN 01421123. – <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2022.107364>
- [49] INTERNATIONAL STANDARD: *ISO 14347:2008(E): Fatigue - Design procedure for welded hollow-section joints - Recommendations*. 2008
- [50] INTERNATIONAL STANDARD: *ISO 12106:2017: Metallic materials – Fatigue testing – Axial-strain-controlled method*. 2. Switzerland, 2017
- [51] JENSEN, M. ; WÄCHTER, M. ; ESDERTS, A. : Der Berechnungsalgorithmus der FKM-Richtlinie als Zuverlässigkeitsmodell. In: *DVM-Tagung: Neue Entwicklungen für die Bauteilfestigkeitsnachweise*. Berlin, 2022
- [52] KAFFENBERGER, M. : *Schwingfestigkeit von Schweißnahtenden und Übertragbarkeit von Schweißverbindungsöhlerlinien*. Darmstadt, Technische Universität Darmstadt, Dissertation, 2012
- [53] KALAYCI, C. B. ; KARAGOZ, S. ; KARAKAS, Ö. : Soft computing methods for fatigue life estimation: A review of the current state and future trends. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures* 43 (2020), Nr. 12, S. 2763–2785. – ISSN 8756–758X. – <https://doi.org/10.1111/ffe.13343>
- [54] KAROLCZUK, A. ; KUREK, M. : Fatigue life uncertainty prediction using the Monte Carlo and Latin hypercube sampling techniques under uniaxial and multiaxial cyclic loading. In: *International Journal of Fatigue* 160 (2022), S. 106867. – ISSN 01421123. – <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2022.106867>
- [55] KIM, Y. ; HWANG, W. : High-Cycle, Low-Cycle, Extremely Low-Cycle Fatigue and Monotonic Fracture Behaviors of Low-Carbon Steel and Its Welded Joint. In: *Materials (Basel, Switzerland)* 12 (2019), Nr. 24. – ISSN 1996–1944. – <https://doi.org/10.3390/ma12244111>
- [56] KINGMA, D. P. ; BA, J. : *Adam: A Method for Stochastic Optimization*. <http://arxiv.org/pdf/1412.6980v9>. Version: 2014
- [57] KÖTTGEN, V. B. ; OLIVIER, R. ; SEEGER, T. : Fatigue Analysis of Welded Connections Based on Local Stresses. In: *IIW-Document XIII-1408-91* (1992)
- [58] KÖTTGEN, V. B. ; OLIVIER, R. ; SEEGER, T. : Der Schaden an der Großen Windkraftanlage GROWIAN - Schwingfestigkeitsanalyse der versagenskritischen Schweißverbindungen. In: *Konstruktion* (1993), Nr. 45, S. 1–9
- [59] KTA-GESCHÄFTSSTELLE C/O BUNDESAMT FÜR KERNTHECHNISCHE ENTSORGUNGS-SICHERHEIT: *KTA 3201.2 (2017-11) Components of the Reactor Coolant Pressure Boundary of Light Water Reactors; Part 2: Design and Analysis*. 2017

- [60] KUNA, M. : *Numerische Beanspruchungsanalyse von Rissen*. Wiesbaden : Vieweg+Teubner, 2008
- [61] LAZZARIN, P. ; ZAMBARDI, R. : A finite-volume-energy based approach to predict the static and fatigue behaviour of components with sharp V-shaped notches. In: *International Journal of Fracture* (2001), Nr. 112, S. 275–298
- [62] LECSEK, R. L. ; YEE, R. ; LAMBERT, S. B. ; BURNS, D. J.: A PROBABILISTIC MODEL FOR INITIATION AND PROPAGATION OF SURFACE CRACKS IN WELDED JOINTS. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 18 (1995), Nr. 7-8, S. 821–831. – ISSN 8756758X. – <https://doi.org/10.1111/j.1460-2695.1995.tb00907.x>
- [63] LEE, J. ; ALMOND, D. ; HARRIS, B. : The use of neural networks for the prediction of fatigue lives of composite materials. In: *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing* 30 (1999), Nr. 10, S. 1159–1169. – ISSN 1359835X. – [https://doi.org/10.1016/S1359-835X\(99\)00027-5](https://doi.org/10.1016/S1359-835X(99)00027-5)
- [64] LIINALAMPI, S. ; REMES, H. ; LEHTO, P. ; LILLEMÄE, I. ; ROMANOFF, J. ; PORTER, D. : Fatigue strength analysis of laser-hybrid welds in thin plate considering weld geometry in microscale. In: *International Journal of Fatigue* 87 (2016), S. 143–152. – ISSN 01421123. – <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2016.01.019>
- [65] LIVIERI, P. ; LAZZARIN, P. : Fatigue strength of steel and aluminium welded joints based on generalised stress intensity factors and local strain energy values. In: *International Journal of Fracture* 133 (2005), Nr. 3, S. 247–276. – ISSN 0376–9429. – <https://doi.org/10.1007/s10704-005-4043-3>
- [66] LORÉN, S. ; SVENSSON, T. : Second Moment Reliability Evaluation vs. Monte Carlo Simulations for Weld Fatigue Strength. In: *Quality and Reliability Engineering International* (2011). – <https://doi.org/10.1002/qre.1278>
- [67] LUNDBERG, S. ; LEE, S.-I. : *A Unified Approach to Interpreting Model Predictions*. <http://arxiv.org/pdf/1705.07874v2>. Version: 2017
- [68] MASING, G. : Eigenspannungen und Verfestigung beim Messing. In: *Proceedings of the 2nd Int. Cong. of Appl. Mech.* (1926), S. 332–335
- [69] MATTOS, R. J. ; LAWRENCE F. V.: *Estimation of the Fatigue Crack Initiation Life in Welds Using Low Cycle Fatigue Concepts*. Urbana, Illinois, 1975
- [70] MCKAY, M. D. ; BECKMAN, R. J. ; CONOVER, W. J.: A Comparison of Three Methods for Selecting Values of Input Variables in the Analysis of Output from a Computer Code. In: *Technometrics* 21 (1979), Nr. 2, S. 239. – <https://doi.org/10.2307/1268522>
- [71] MENEGHETTI, G. ; CAMPAGNOLO, A. : State-of-the-art review of peak stress method for fatigue strength assessment of welded joints. In: *International Journal of Fatigue* 139 (2020), S. 105705. – ISSN 01421123. – <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105705>

- [72] MINER, M. : Cumulative damage in fatigue. In: *Transactions of ASME, Journal of applied mechanics* (1945), Nr. 12, S. 159–164
- [73] MÖLLER, B. : Integral treatment of butt joints for the fatigue life assessment in the low cycle fatigue regime. In: *Welding in the World* 65 (2021), Nr. 2, S. 275–288. – ISSN 0043–2288. – <https://doi.org/10.1007/s40194-020-01006-x>
- [74] MÖLLER, B. ; BAUMGARTNER, J. ; WAGENER, R. ; KAUFMANN, H. ; MELZ, T. : Low cycle fatigue life assessment of welded high-strength structural steels based on nominal and local design concepts. In: *International Journal of Fatigue* 101 (2017), S. 192–208. – ISSN 01421123. – <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2017.02.014>
- [75] MOSER, S. ; VORMWALD, M. : Structural strain approach to assess thermo-mechanical fatigue of thin-walled welded joints. In: *International Journal of Fatigue* 139 (2020), Nr. 105722. – <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105722>
- [76] MÜLLER, C. : *Zur statistischen Auswertung experimenteller Wöhlerlinien*. Clausthal, Technische Universität Clausthal, Dissertation, 2015
- [77] MUNZ, C.-D. ; WESTERMANN, T. : *Numerische Behandlung gewöhnlicher und partieller Differentialgleichungen: Ein interaktives Lehrbuch für Ingenieure*. 3. Springer Vieweg, 2012
- [78] MYERS, R. H.: *Response Surface Methodology: Process and product optimization using designed experiments*. Fourth edition Raymond H. Myers, Douglas C. Montgomery, Christine M. Anderson-Cook. Wiley, 2016 (Wiley Series in Probability and Statistics). – ISBN 9781118916025
- [79] NEUBER, H. : Über Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen. In: *Konstruktion* (1968), Nr. 20, S. 245–251
- [80] NEUHÄUSLER, J. ; MOSER, S. ; ROTHER, K. ; VORMWALD, M. ; BEIER, H. T.: Ingenieurtechnisch anwendbare Verfahren zur Ermüdungsbewertung von Schweißverbindungen im LCF-Bereich. In: *DVS Congress 2022* (2022)
- [81] NEUHÄUSLER, J. ; ROTHER, K. : Determination of notch factors for transverse non-load carrying stiffeners based on numerical analysis and metamodeling. In: *Welding in the World* 66 (2022), Nr. 4, S. 753–766. – ISSN 0043–2288. – <https://doi.org/10.1007/s40194-021-01240-x>
- [82] NEUHÄUSLER, J. ; MOSER, S. ; ROTHER, K. ; VORMWALD, M. ; BEIER, H. T.: *Schaffung konsolidierter und ingenieurtechnisch anwendbarer Verfahren zur Ermüdungsbewertung nicht nachbearbeiteter und nachbearbeiteter Schweißverbindungen im LCF-Bereich: Abschlussbericht zum AiF-Vorhaben Nr. 20686 N*. Düsseldorf : DVS Media GmbH, 2022 (DVS Forschungsband 535). – ISBN 9783968705354
- [83] NEWMAN, J. C.: A crack opening stress equation for fatigue crack growth. In: *International Journal of Fracture* (1984), Nr. 24, S. 131–135

- [84] NGOULA, D. : *Simulation of fatigue crack growth in welded joints by using the effective cyclic J-integral*. Darmstadt, Technische Universität Darmstadt, Diss., 2018
- [85] NIBBERING, J. J. W. ; VAN LINT, J. : *Low-Cycle Fatigue Of Steel Structures: An Experimental Investigation With Full Scale Ship Structural Components*. Niederlande, 1966
- [86] NIEDERWANGER, A. ; LADINEK, M. ; LANG, R. ; TIMMERS, R. ; LENER, G. : On the stability and sensitivity of the strain-life approach using the example of mild steel. In: *Journal of Constructional Steel Research* 153 (2019), S. 483–494. – ISSN 0143974X. – <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2018.10.030>
- [87] NIEDERWANGER, A. ; WARNER, D. H. ; LENER, G. : The utility of laser scanning welds for improving fatigue assessment. In: *International Journal of Fatigue* 140 (2020), S. 105810. – ISSN 01421123. – <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105810>
- [88] OBERREITER, M. ; FLADISCHER, S. ; STOSCHKA, M. ; LEITNER, M. : A Probabilistic Fatigue Strength Assessment in AlSi-Cast Material by a Layer-Based Approach. In: *Metals* 12 (2022), Nr. 5, S. 784. – <https://doi.org/10.3390/met12050784>
- [89] OSWALD, M. ; NEUHÄUSLER, J. ; ROTHER, K. : Determination of notch factors for welded butt joints based on numerical analysis and metamodeling. In: *Welding in the World* 64 (2020), Nr. 12, S. 2053–2074. – ISSN 0043–2288. – <https://doi.org/10.1007/s40194-020-00982-4>
- [90] OWEN, A. B.: Sobol' Indices and Shapley Value. In: *SIAM/ASA Journal on Uncertainty Quantification* 2 (2014), Nr. 1, S. 245–251. – <https://doi.org/10.1137/130936233>
- [91] PAPAGEORGIOU, M. ; LEIBOLD, M. ; BUSS, M. : *Optimierung - Statische, dynamische, stochastische Verfahren für die Anwendung*. 4. Berlin, Heidelberg : Springer Berlin Heidelberg, 2015. – ISBN 978–3–662–46935–4. – <https://doi.org/10.1007/978-3-662-46936-1>
- [92] PARIS, P. ; ERDOGAN, F. : A Critical Analysis of Crack Propagation Laws. In: *Journal of Basic Engineering* 85 (1963), Nr. 4, S. 528–533. – <https://doi.org/10.1115/1.3656900>
- [93] PEI, X. ; DONG, P. ; XING, S. : A structural strain parameter for a unified treatment of fatigue behaviors of welded components. In: *International Journal of Fatigue* (2019), Nr. 124, S. 444–460. – ISSN 01421123
- [94] PEI, X. ; DONG, P. : An analytically formulated structural strain method for fatigue evaluation of welded components incorporating nonlinear hardening effects. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 42 (2019), Nr. 1, S. 239–255. – ISSN 8756–758X. – <https://doi.org/10.1111/ffe.12900>

- [95] PEI, X. ; DONG, P. ; KIM, M. H.: A simplified structural strain method for low-cycle fatigue evaluation of girth-welded pipe components. In: *International Journal of Fatigue* 139 (2020), S. 105732. – ISSN 01421123. – <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105732>
- [96] PEI, X. ; LI, X. ; ZHAO, S. ; DONG, P. ; LIU, X. ; XIE, M. : Low cycle fatigue evaluation of welded structures with arbitrary stress-strain curve considering stress triaxiality effect. In: *International Journal of Fatigue* 162 (2022), S. 106969. – ISSN 01421123. – <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2022.106969>
- [97] PEI, X. ; WANG, W. ; DONG, P. : An Analytical-Based Structural Strain Method for Low Cycle Fatigue Evaluation of Girth-Welded Pipes. (2017). <http://dx.doi.org/10.1115/PVP2017-66006>. – DOI 10.1115/PVP2017-66006
- [98] PIESENS, R. ; DONCKER-KAPENGA, E. de ; ÜBERHUBER, C. W. ; KAHANER, D. : *QUADPACK: A subroutine package for automatic integration*. Springer-Verlag, 1983
- [99] RADAJ, D. ; SONSINO, C., M. ; FRICKE, W. : *Fatigue assessment of welded joints by local approaches*. Boca Raton, Fla. and Cambridge : CRC Press and Woodhead Publ, 2006. – ISBN 1855739380
- [100] RADAJ, D. ; VORMWALD, M. : *Ermüdungsfestigkeit: Grundlagen für Ingenieure*. 3., neubearbeitete und erweiterte Auflage. Berlin : Springer, 2007. – ISBN 3540714588
- [101] RADAJ, D. ; VORMWALD, M. : *Advanced Methods of Fatigue Assessment*. Berlin, Heidelberg : Springer, 2013
- [102] RAMBERG, W. ; OSGOOD, W. R.: Description of stress-strain curves by three parameters. In: *NACA Techn. Rep.* (1943), Nr. 902
- [103] RENKEN, F. ; BOCK UND POLACH, R. U. F. ; SCHUBNELL, J. ; JUNG, M. ; OSWALD, M. ; ROTHER, K. ; EHLERS, S. ; BRAUN, M. : An algorithm for statistical evaluation of weld toe geometries using laser triangulation. In: *International Journal of Fatigue* 149 (2021), S. 106293. – ISSN 01421123. – <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2021.106293>
- [104] RENNERT, R. ; KULLIG, E. ; VORMWALD, M. ; ESDERTS, A. ; SIEGELE, D. : *FKM-Richtlinie - Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Stahlguss und Aluminiumknetlegierungen: FKM-Richtlinie*. 6. VDMA Verlag, 2012
- [105] RENNERT, R. ; WÄCHTER, M. ; ESDERTS, A. : Potenziale für die zukünftige Weiterentwicklung der FKM-Richtlinie "Rechnerischer Festigkeitsnachweis". In: *DVM-Tagung: Neue Entwicklungen für die Bauteilfestigkeitsnachweise*. Berlin, 2022
- [106] RICHARD, H. A. ; SANDER, M. : *Ermüdungsrisse*. Wiesbaden : Vieweg+Teubner, 2009
- [107] ROLFE, S. T. ; MUNSE, W. H.: *Crack Propagation in Low-Cycle Fatigue of Mild Steel*. Washington, D. C. : U.S. Department of Commerce, 1963

- [108] RUDORFFER, W. ; DITTMANN, F. ; WÄCHTER, M. ; VARFOLOMEEV, I. ; ESDERTS, A. : *Modellierung von Schweißnähten zum Nachweis der Ermüdungsfestigkeit mit dem Örtlichen Konzept: Abschlussbericht zum AiF-Vorhaben Nr. 20025 N*. Düsseldorf : DVS Media GmbH, 2021 (DVS Forschungsband 489). – ISBN 9783968704890
- [109] RUDORFFER, W. ; WÄCHTER, M. ; ESDERTS, A. ; DITTMANN, F. ; VARFOLOMEEV, I. ; MOSER, S. ; VORMWALD, M. ; NEUHÄUSLER, J. ; ROTHER, K. ; BRAUN, M. : Nichtlinearer Nachweis für Schweißnähte - Ein Vorschlag zur Erweiterung der FKM-Richtlinie Nichtlinear. In: *DVM-Tagung: Neue Entwicklungen für die Bauteilfestigkeitsnachweise*. Berlin, 2022
- [110] SAIPRASERTKIT, K. ; HANJI, T. ; MIKI, C. : Local strain estimation method for low- and high-cycle fatigue strength evaluation. In: *International Journal of Fatigue* 40 (2012), S. 1–6. – ISSN 01421123. – <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2012.01.021>
- [111] SAVAIDIS, G. ; DANKERT, M. ; SEEGER, T. : An analytical procedure for predicting opening loads of cracks at notches. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* (1995), Nr. 18, S. 425–442. – ISSN 8756758X
- [112] SCHACKERT, S. ; SCHWEIZER, C. ; VORMWALD, M. ; BOSCH, A. : Lebensdauerbewertung geschweißter Rohrleitungen aus dem austenitischen Stahl 1.4550 mithilfe von Kurzrischwachstumsmodellen. In: *Schweißen und Schneiden* (2019), Nr. 5
- [113] SCHLITTEGEN, R. : *Regressionsanalysen mit R*. München : Oldenbourg-Verl., 2013 (Lehr- und Handbücher der Statistik). – ISBN 9783486717013
- [114] SCHORK, B. ; KUCHARCZYK, P. ; MADIA, M. ; ZERBST, U. ; HENSEL, J. ; BERNHARD, J. ; TCHUINDJANG, D. ; KAFFENBERGER, M. ; OECHSNER, M. : The effect of the local and global weld geometry as well as material defects on crack initiation and fatigue strength. In: *Engineering Fracture Mechanics* 198 (2018), S. 103–122. – <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2017.07.001>
- [115] SCHREIER, H. ; ORTEU, J.-J. ; SUTTON, M. A.: *Image Correlation for Shape, Motion and Deformation Measurements*. Boston, MA : Springer US, 2009. – ISBN 978-0-387-78746-6. – <https://doi.org/10.1007/978-0-387-78747-3>
- [116] SCHUBNELL, J. ; JUNG, M. ; LE, C. H. ; FARAJIAN, M. ; BRAUN, M. ; EHLERS, S. ; FRICKE, W. ; GARCIA, M. ; NUSSBAUMER, A. ; BAUMGARTNER, J. : Influence of the optical measurement technique and evaluation approach on the determination of local weld geometry parameters for different weld types. In: *Welding in the World* 64 (2020), Nr. 2, S. 301–316. – ISSN 0043-2288. – <https://doi.org/10.1007/s40194-019-00830-0>
- [117] SCHULER, X. ; HERTER, K.-H. ; RUDOLPH, J. : Derivation of Design Fatigue Curves for Austenitic Stainless Steel Grades 1.4541 and 1.4550 within the German Nuclear Safety Standard KTA 3201.2. In: *Proceedings of the ASME 2013 Pressure Vessel and Piping Conference* (2013)

- [118] SCHWEIZER, C. ; SEIFERT, T. ; NIEWEG, B. ; HARTROTT, P. von ; RIEDEL, H. : Mechanisms and modelling of fatigue crack growth under combined low and high cycle fatigue loading. In: *International Journal of Fatigue* 33 (2011), Nr. 2, S. 194–202. – ISSN 01421123. – <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2010.08.008>
- [119] SCHWENKSCHUSTER, M. : *Vereinfachte Berechnung von Traglastformzahlen*. München, Masterarbeit, 2021
- [120] SEDLACEK, G. ; KRAUS, O. : Use of safety factors for the design of steel structures according to the Eurocodes. In: *Engineering Failure Analysis* 14 (2007), Nr. 3, S. 434–441. – ISSN 13506307. – <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2005.08.002>
- [121] SEEGER, T. : *Grundlagen für Betriebsfestigkeitsnachweise. Stahlbau Handbuch. Band 1, Teil B. 1*. Stahlbau-Verlagsgesellschaft, 1996
- [122] SEEGER, T. ; AMSTUTZ, H. : Betriebsfestigkeitsnachweise für Schweißverbindungen auf der Grundlage örtlicher Konzepte. In: *Anhang zur Vortragsgruppe Festigkeit, DVS*
- [123] SEEGER, T. ; BESTE, A. : Zur Weiterentwicklung von Näherungsformeln für die Berechnung von Kerbbeanspruchungen im elastisch-plastischen Bereich. In: *Fortschrittsbericht der VDI Zeitschriften: Kerben und Bruch* (1977), Nr. 18
- [124] SEEGER, T. ; HEULER, P. : Generalized Application of Neuber's Rule. In: *Journal of Testing and Evaluation* (1980), Nr. 8
- [125] SEEGER, T. ; LEIS, P. ; RADAJ, D. : *Bewertung lokaler Berechnungskonzepte zur Ermüdungsfestigkeit von Punktschweißverbindungen*. Frankfurt/M., 2005
- [126] SHAPLEY, L. S.: 17. A Value for n-Person Games. In: KUHN, H. W. (Hrsg.) ; TUCKER, A. W. (Hrsg.): *Contributions to the Theory of Games (AM-28)*. Princeton, NJ : Princeton University Press, 1953 (Annals of Mathematics Studies). – ISBN 9781400881970, S. 307–318. – <https://doi.org/10.1515/9781400881970-018>
- [127] SHI, G. ; GAO, Y. ; WANG, X. ; CUI, Y. : Energy-based low cycle fatigue analysis of low yield point steels. In: *Journal of Constructional Steel Research* 150 (2018), S. 346–353. – ISSN 0143974X. – <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2018.08.026>
- [128] SMITH, K. N. ; WATSON, P. ; TOPPER, T. H.: A stress-strain function for the fatigue of metals. In: *Journal of Materials* 5 (1970), Nr. 4, S. 767–778
- [129] SOBOL, I. : Global sensitivity indices for nonlinear mathematical models and their Monte Carlo estimates. In: *Mathematics and Computers in Simulation* 55 (2001), Nr. 1-3, S. 271–280. – [https://doi.org/10.1016/S0378-4754\(00\)00270-6](https://doi.org/10.1016/S0378-4754(00)00270-6)
- [130] SONG, W. ; LIU, X. ; BERTO, F. : Low and high cycle fatigue assessment of mismatched load-carrying cruciform joints. In: *Procedia Structural Integrity* 13 (2018), S. 2227–2232. – ISSN 24523216. – <https://doi.org/10.1016/j.prostr.2018.12.136>

- [131] SONG, W. ; LIU, X. ; XU, J. ; FAN, Y. ; SHI, D. ; HE, M. ; WANG, X. ; BERTO, F. : Fatigue fracture assessment of 10CrNi3MoV welded load-carrying cruciform joints considering mismatch effect. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 44 (2021), Nr. 7, S. 1739–1759. – ISSN 8756–758X. – <https://doi.org/10.1111/ffe.13457>
- [132] SONG, W. ; LIU, X. ; ZHOU, G. ; WEI, S. ; SHI, D. ; HE, M. ; BERTO, F. : Notch energy-based low and high cycle fatigue assessment of load-carrying cruciform welded joints considering the strength mismatch. In: *International Journal of Fatigue* 151 (2021), S. 106410. – ISSN 01421123. – <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2021.106410>
- [133] SONG, W. ; WANG, P. ; DI WAN ; QIAN, G. ; CORREIA, J. ; BERTO, F. : Fatigue crack growth behavior of Ni-Cr-Mo-V steel welded joints considering strength mismatch effect. In: *International Journal of Fatigue* 151 (2021), S. 106389. – ISSN 01421123. – <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2021.106389>
- [134] SONSINO, C. M.: Zur Bewertung des Schwingfestigkeitsverhaltens von Bauteilen mit Hilfe örtlicher Beanspruchungen. In: *Konstruktion* (1993), S. 25–33
- [135] SONSINO, C. M. ; FRICKE, W. ; BRUYNE, F. de ; HOPPE, A. ; AHMADI, A. ; ZHANG, G. : Notch stress concepts for the fatigue assessment of welded joints – Background and applications. In: *International Journal of Fatigue* 34 (2012), Nr. 1, S. 2–16. – ISSN 01421123. – <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2010.04.011>
- [136] SONSINO, C. M.: A consideration of allowable equivalent stresses for fatigue design of welded joints according to the notch stress concept with the reference radii  $r_{ref}=1.00$  and 0.05 mm. In: *Welding in the World* (2009), Nr. 53
- [137] SPINDEL, J. E. ; HAIBACH, E. : The method of maximum likelihood applied to the statistical analysis of fatigue data. In: *International Journal of Fatigue* (1979). – ISSN 01421123
- [138] SPINDEL, J. E. ; HAIBACH, E. : Some Considerations in the Statistical Determination of the Shape of S-N Curves. In: *Statistical Analysis of Fatigue Data* (1981), Nr. 744, S. 89–113
- [139] SUNDARARAJAN, C. R.: *Probabilistic Structural Mechanics Handbook: Theory and Industrial Application*. Springer Science+Business Media, 1995
- [140] TCHOFFO NGOULA, D. ; MADIA, M. ; BEIER, H. ; VORMWALD, M. ; ZERBST, U. : Cyclic J-integral: Numerical and analytical investigations for surface cracks in weldments. In: *Engineering Fracture Mechanics* 198 (2018), S. 24–44. – <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2017.06.023>
- [141] THE AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS: *ASME 2011a Section VIII, Division 2: Part 5 - Design by Analysis Requirements*. 2011
- [142] TO, S. ; LAMBERT, S. B. ; BURNS, D. J.: A multiple crack model for fatigue in welded joints. In: *International Journal of Fatigue* (1993), S. 333–340. – ISSN 01421123

- [143] VETTER, S. ; LEIDICH, E. ; HASSE, A. : Probabilistische Methode zur Ermittlung der Streuung der Schwingfestigkeit von Wellen und Achsen im HCF-Bereich. In: *DVM-Tagung: Neue Entwicklungen für die Bauteilfestigkeitsnachweise*. Berlin, 2022
- [144] VORMWALD, M. : *Anrißlebensdauervorhersage auf der Basis der Schwingbruchmechanik für kurze Risse*. Darmstadt, Technische Universität Darmstadt, Dissertation, 1989
- [145] WÄCHTER, M. : *Zur Ermittlung von zyklischen Werkstoffkennwerten und Schädigungsparameterwöhlerlinien*. Clausthal, Technische Universität Clausthal, Dissertation, 2016
- [146] WEIBULL, W. : *A statistical representation of fatigue failures in solids*. Göteborg : Elanders, 1949
- [147] WILLIAMS, M. L.: Stress distribution at the base of a stationary crack. In: *Journal of Applied Mechanics* (1956), Nr. 24, S. 109–114
- [148] XIAO, Z. G. ; YAMADA, K. : A method of determining geometric stress for fatigue strength evaluation of steel welded joints. In: *International Journal of Fatigue* (2004), Nr. 26, S. 1277–1293. – ISSN 01421123. – <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2004.05.001>
- [149] YAO, J. T. P. ; MUNSE, W. H.: *Low-Cycle Fatigue of Metals - Literature Review*. Washington, D. C., 1961
- [150] ZERBST, U. ; MADIA, M. ; SCHORK, B. ; HENSEL, J. ; KUCHARCZYK, P. ; NGOULA, D. ; TCHUINDJANG, D. ; BERNHARD, J. ; BECKMANN, C. : *Fatigue and Fracture of Weldments: The IBESS Approach for the Determination of the Fatigue Life and Strength of Weldments by Fracture Mechanics Analysis*. Cham : Springer International Publishing, 2019. – <https://doi.org/10.1007/978-3-030-04073-4>

# Abbildungsverzeichnis

2.1	Definitionen unterschiedlicher Festigkeitsbereiche nach <i>Haibach</i> [44]. . . . .	3
2.2	Konzepte zur Auslegung zyklisch beanspruchter Schweißverbindungen. . . .	4
2.3	Konzeptidee des Kerbdehnungskonzepts nach <i>Radaaj</i> [100]. . . . .	7
2.4	Schematischer Ablauf der Berechnung nach FKM-Richtlinie Nichtlinear [37].	8
2.5	Entstehung von Makrorissen und Rissfortschritt nach <i>Berger</i> [9]. . . . .	12
3.1	(a) Technische Zeichnung der Werkstoffproben. (b) Eingespannte Werkstoffprobe mit angebrachtem Extensometer. . . . .	22
3.2	Einzelversuche und angepasste Ramberg-Osgood-Kurve für den Grundwerkstoff 1.4541. . . . .	24
3.3	Dehnungswöhlerlinie und Einzelversuche für den Grundwerkstoff 1.4541. . .	25
3.4	Dehnungswöhlerlinie und Einzelversuche für den Grundwerkstoff 1.4541 und Mittelwertskurve aus [117]. . . . .	26
3.5	Makroschliffbilder der Schweißproben aus dem Grundwerkstoff 1.4541 und Probenbezeichnungen. (a)-(d) Dünnwandige Stoßvarianten mit 8 mm Wanddicke. (e)-(g) Dickwandige Stoßvarianten mit 40 mm Wanddicke. . . . .	27
3.6	Versuchsaufbau zur Prüfung der T- und Stumpfstöße. (a) Eingespannter T-Stoß mit 40 mm Wanddicke. (b) Eingespannter Stumpfstoß und Messaufbau.	29
3.7	Auswertung der Versagensschwingspielzahl der Stumpfstöße. (a) Kraft-Schwingspiel-Verlauf. (b) Auswertung der Versagensschwingspielzahl bei 5 % Kraftabfall. . . . .	30
3.8	Auswertung der Versagensschwingspielzahl der T-Stöße. (a) Kraft-Schwingspiel-Verlauf. (b) Auswertung der Versagensschwingspielzahl bei 5 % Kraftabfall.	31
4.1	Verschiebungsamplitude des Prüfzylinders gegenüber der Versagensschwingspielzahl bei 5 % Kraftabfall. . . . .	32
4.2	Gemessene Kraftamplitude gegenüber der Versagensschwingspielzahl bei 5 % Kraftabfall. . . . .	34
4.3	Vergleich von Anriss und Versagensschwingspielzahl für 8 mm dicke Stumpf- und T-Stöße. . . . .	35
4.4	Definition der gemessenen Risstiefen an T-Stößen mit Nahtübergangsversagen.	36
4.5	Messung der Risstiefe bei Wurzelversagen und Nahtübergangsversagen. . . .	37
4.6	Rissfortschritt an dickwandigem T-Stoß mit Nahtwurzelversagen. . . . .	37
4.7	Rissfortschrittsgeschwindigkeit an dickwandigem T-Stoß mit Nahtwurzelversagen, abgeleitet aus den Messdaten in Abb. 4.6. . . . .	38

4.8	Erstellung von Geometriekombinationen. (a) Festlegung der Modellparameter. (b) Latin-Hypercube-Sampling für den 3-dimensionalen Parameterraum.	40
4.9	Ergebnis einer beispielhaften Finite-Elemente-Simulation. (a) Von- <i>Mises</i> -Vergleichsspannung. (b) <i>J</i> -Integral unterschiedlicher Pfade.	41
4.10	$\Delta K$ bei unterschiedlichen Risstiefen und Lasthöhen für den dickwandigen T-Stoß mit Nahtübergangsversagen.	42
4.11	$\Delta K$ bei unterschiedlichen Risstiefen und Lasthöhen für T-Stöße mit Nahtübergangsversagen. Rissausgang am Nahtübergang und Risswachstum in Dickenrichtung.	43
4.12	$\Delta K$ bei unterschiedlichen Risstiefen und Lasthöhen für T-Stöße mit Nahtwurzelsversagen. Rissausgang an Nahtwurzel und Risswachstum durch Schweißgut.	44
4.13	Experimentell ermittelte Rissfortschrittsgeschwindigkeit und numerisch berechnete Risspitzenbeanspruchung bei mittleren Risslängen, vgl. Tab. A.3.	46
4.14	Nach Gl. 4.12 berechnete Anrisschwingspielzahlen $N_A$ für $a_0 = 0,5$ mm im Vergleich zu den Versagensschwingspielzahlen bei $N_5$ % Kraftabfall. Ausnahme: XBWT08AW, hier lagen experimentell gemessene Anrisschwingspielzahlen vor.	49
5.1	Abweichungen zur Nenndicke der Schweißstöße. Einzelwerte und Boxplots.	54
5.2	Winkelverzüge der Schweißstöße. Einzelwerte und Boxplots.	54
5.3	Gemessene Kerbradien aus 3D-Scans. Einzelwerte und Boxplots.	55
5.4	Gemessene Nahtanstiegswinkel aus 3D-Scans. Einzelwerte und Boxplots.	56
5.5	Zusammenhang von Kerbradien und Nahtanstiegswinkeln.	56
5.6	Grundsätzlicher Aufbau der Finite-Elemente-Modelle und Definition der Modellparameter nach Tab. 5.1 für T-Stöße. (a) Probentyp XFWR08AW und XFWR40AW mit Nahtwurzelsversagen. (b) Probentyp XFWT08AW und XFWT40AW mit Nahtübergangsversagen.	59
5.7	Grundsätzlicher Aufbau der Finite-Elemente-Modelle und Definition der Modellparameter nach Tab. 5.1 für Stumpfstöße, Probentyp XBWT08AW. Alle Nahtübergänge sind gleich bemaßt.	59
5.8	Erzeugung der Nahtübergangsradien am Beispiel des Stumpfstoßes. Ausschnitt des rechten oberen Nahtübergangs aus Abb. 5.7.	59
5.9	Diskretisierung der Geometrie mit Finiten Elementen. (a) Nahtwurzeln. (b) Nahtübergänge.	61
5.10	Von- <i>Mises</i> -Vergleichsspannung. Legende in MPa. Die schwarzen Strichlinien kennzeichnen die Pfade zur Auswertung der linearisierten Spannung $\sigma_{lin}$ und entsprechen den Risspfaden.	65
5.11	Pfad und Auswertung des bezogenen Spannungsgradienten.	66
5.12	Ablauf des Trainings für die Erzeugung eines DNN.	68
5.13	Gegenüberstellung der Nahtgeometrieparameter und der Ergebnisgrößen für den Stumpfstoß XBWT08AW für den Trainingsdatensatz.	69
5.14	Architektur der DNN. Zeigt die Anzahl der Schichten, der Neuronen und die Art der Aktivierungsfunktionen.	70

5.15	Trainingsverlauf der neuronalen Netze. Dargestellt sind die mittleren quadratischen Fehler für jede Trainingsepoche. Linien: Verlust der Trainingsdaten. Strichpunktlinien: Verlust der Validierungsdaten. . . . .	71
5.16	Vergleich von vorhergesagten und mit FEM berechneten Kerbspannungen. Es sind ausschließlich Testdaten dargestellt, welche nicht für das Training der neuronalen Netze verwendet wurden. . . . .	73
5.17	Vergleich von vorhergesagten und mit FEM berechneten linearisierten Spannungen. Es sind ausschließlich Testdaten dargestellt, welche nicht für das Training der neuronalen Netze verwendet wurden. . . . .	74
5.18	Vergleich von vorhergesagten und mit FEM berechneten Spannungsgradienten. Es sind ausschließlich Testdaten dargestellt, welche nicht für das Training der neuronalen Netze verwendet wurden. . . . .	75
5.19	Boxplots der relativen Fehler für alle drei Ergebnisgrößen. Es sind ausschließlich Testdaten dargestellt, welche nicht für das Training der neuronalen Netze verwendet wurden. . . . .	76
5.20	SHAP-Werte für die maximale Kerbspannung $\sigma_{ns}$ in MPa. . . . .	78
5.21	SHAP-Werte für den bezogenen Spannungsgradienten $G$ in 1/mm. . . . .	80
5.22	SHAP-Werte für die linearisierte Spannung $\sigma_{lin}$ in MPa. . . . .	81
6.1	Schädigungsparameterwöhlerlinie $P_{RAM}$ des Werkstoffs 1.4541. . . . .	85
6.2	Schädigungsparameterwöhlerlinie $P_{RAJ}$ des Werkstoffs 1.4541. . . . .	87
6.3	Schädigungsparameterwöhlerlinie $P_{RAM}$ des Werkstoffs 1.4541 für unterschiedliche Ausfallwahrscheinlichkeiten. . . . .	90
6.4	Schädigungsparameterwöhlerlinie $P_{RAJ}$ des Werkstoffs 1.4541 für unterschiedliche Ausfallwahrscheinlichkeiten. . . . .	90
6.5	Berechnung der Erstbelastungskurven mit inkrementeller FEA im Vergleich mit Kerbnäherungsverfahren für den dünnwandigen T-Stoß XFWT08AW. . . . .	93
6.6	Vorschlag zur Überführung und Erweiterung der Kerbspannungswöhlerlinie für den Schädigungsparameter $P_{RAM}$ im Vergleich zur Werkstoffwöhlerlinie. . . . .	97
6.7	Vorschlag zur Überführung und Erweiterung der Kerbspannungswöhlerlinie für den Schädigungsparameter $P_{RAJ}$ im Vergleich zur Werkstoffwöhlerlinie. . . . .	98
6.8	Vergleich zwischen experimenteller und rechnerischer Anrisslebensdauer für beide Schädigungsparameter, Variante 1 des Berechnungskonzepts. . . . .	102
6.9	Vergleich zwischen experimenteller und rechnerischer Anrisslebensdauer für beide Schädigungsparameter, Variante 2 des Berechnungskonzepts. . . . .	103
6.10	Histogramme für $10^5$ zufällig gezogene Geometrieparameter und theoretische Wahrscheinlichkeitsdichtefunktionen. . . . .	108
6.11	Histogramme für ein ausgewähltes, niedriges Lastniveau für beide Schädigungsparameter. . . . .	109
6.12	Standardisierte Histogramme für ein hohes und ein niedriges Lastniveau für beide Schädigungsparameter. . . . .	109
6.13	Standardisierte Histogramme für hohes und niedriges Lastniveau für den Schädigungsparameter $P_{RAM}$ und unterschiedliche mittlere Kerbradien. . . . .	110



---

A.19	Schneiden der 3D-Scans. (a) 3D-Scan eines T-Stoßes mit drei zueinander äquidistanten und zur Stirnseite der Probe parallelen Schnittebenen. (b) Schnittansicht einer Ebene. . . . .	164
A.20	Methode zur Bestimmung des Ausrundungsradius und des Nahtanstiegswinkels (mit Änderungen entnommen aus [52, S. 84]). (a) Gescannter Nahtübergang mit Tangenten und Winkelhalbierender. (b) Nahtübergangsradius und Nahtanstiegswinkel. . . . .	164
B.1	Vergleich experimenteller und numerisch ermittelter Kraftamplituden. . . .	167
B.2	Vergleich von Gl. B.1 und FEM-Ergebnissen, beispielhaft für die Struktur XFWR40AW. . . . .	169
B.3	Vergleich zwischen experimenteller und rechnerischer Lebensdauer, Variante 1 des Berechnungskonzepts mit dem Schädigungsparameter $P_{RAM}$ . (a) N-N-Diagramm für das vorgestellte Verfahren. (b) N-N-Diagramm für das Verfahren nach [108]. . . . .	169
B.4	Vergleich zwischen experimenteller und rechnerischer Lebensdauer, Variante 1 des Berechnungskonzepts mit dem Schädigungsparameter $P_{RAJ}$ . (a) N-N-Diagramm für das vorgestellte Verfahren. (b) N-N-Diagramm für das Verfahren nach [108]. . . . .	170



# Tabellenverzeichnis

3.1	Chemische Zusammensetzung des Werkstoffs X6CrNiTi18-10 (1.4541) in Massenprozent [108]. . . . .	21
3.2	Fließgrenze, Zugfestigkeit und E-Modul für den Grundwerkstoff. . . . .	23
3.3	Parameter der Ramberg-Osgood-Gleichung für den Grundwerkstoff. . . . .	24
3.4	Parameter der Dehnungswöhlerlinie für den Grundwerkstoff. . . . .	25
3.5	Vickershärte HV1 für unterschiedliche Schweißnahtbereiche der Schweißverbindungen, gemessen an jeweils 10 Punkten. . . . .	28
4.1	Benennung der Proben und typisches Versagensbild. . . . .	33
4.2	Ermittelter Koeffizient und Exponent der <i>Paris</i> -Gleichung im Vergleich mit Normwerten aus BS 7910 [17]. . . . .	47
5.1	Festgelegte Minima und Maxima der Parameter aller T- und Stumpfstöße, sowie konstante Geometrieparameter für die Finite-Elemente-Modelle. . . . .	57
5.2	Statistiken der Ergebnisgrößen für alle Geometrien. . . . .	66
6.1	Lage- und Streuwerte der einzelnen Versuchsreihen für logarithmische Normalverteilungen, Variante 1. . . . .	102
6.2	Lage- und Streuwerte der einzelnen Versuchsreihen für logarithmische Normalverteilungen, Variante 2. . . . .	103
6.3	Statistikdaten der Nahtgeometrie für alle Geometrien. . . . .	105
6.4	Aus der Monte-Carlo-Simulation abgeleitete Teilsicherheitsfaktoren $\gamma_W$ für eine Auftretenswahrscheinlichkeit $P_L = 2,5\%$ zur Berücksichtigung geometrischer Variabilität entlang einer Schweißnaht, gerundet auf die erste Nachkommastelle. . . . .	110
6.5	Datenbasis mit Versuchen an Schweißverbindungen bei konstanter Amplitude und mit jeweiligem Anrisskriterium. . . . .	116
A.1	Schweißprozessparameter für die Verbindungen aus 1.4541. . . . .	147
A.2	Schweißprozessparameter für die Verbindungen aus S960M. . . . .	148
A.3	Daten zu den Rissfortschrittmessungen. . . . .	165
B.1	Terme $f_k(\gamma, u_a, a)$ und Koeffizienten $c_k$ der polynomialen Regressionsgleichungen und Bestimmtheitsmaße $R^2$ . . . . .	168
B.2	Anwendungsgrenzen von Gl. B.1 in Form von Minimum/Maximum für die jeweiligen Geometrieparameter. . . . .	168
C.1	Daten zu den zyklischen Werkstoffversuchen. . . . .	171

C.2	Daten zu den Ermüdungsversuchen mit den Stumpf- und T-Stößen. . . . .	172
C.3	Daten zu den Ermüdungsversuchen mit Kreuzstößen aus [108]. . . . .	177

# A Anhang zum experimentellen Teil

Die Anhänge wurden teilweise aus dem Schlussbericht zum Forschungsbericht „Schaffung konsolidierter und ingenieurtechnisch anwendbarer Verfahren zur Ermüdungsbewertung nicht nachbearbeiteter und nachbearbeiteter Schweißverbindungen im LCF-Bereich“ mit der IGF-Vorhaben Nr. 20.686 N entnommen [82].

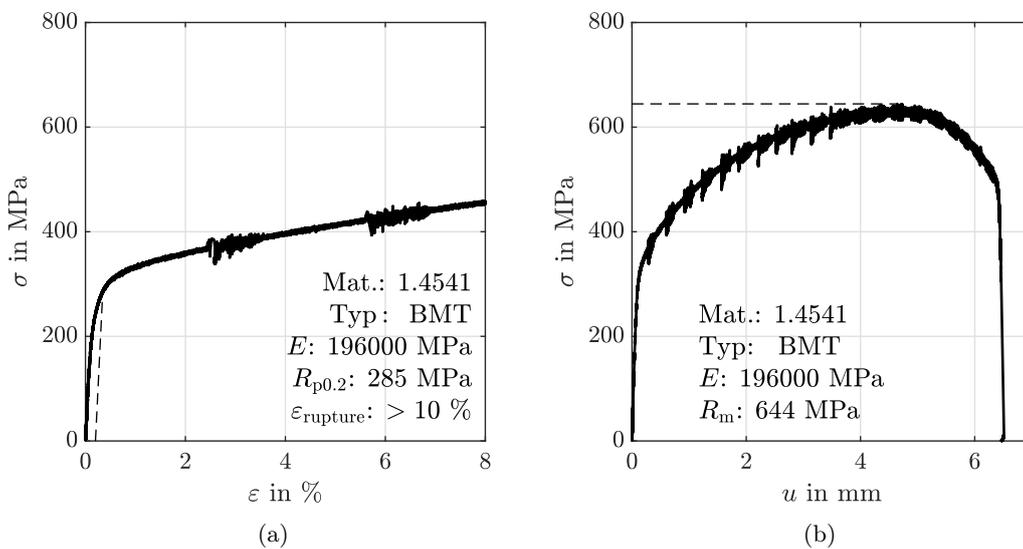


Abb. A.1: Zugversuch mit dem Grundwerkstoff X6CrNiTi18-10 (1.4541). (a) Spannungs-Dehnungs-Diagramm. (b) Spannungs-Verschiebungs-Diagramm.

Tab. A.1: Schweißprozessparameter für die Verbindungen aus 1.4541.

Typ	T-Stoß	T-Stoß	Stumpfstoß
Dicke	40 mm	8 mm	8 mm
Verfahren	MSG-Puls	MSG-Puls	MSG-Puls
Strom in A	335	365	240
Spannung in V	28,2	30,1	24,9
Drahtvorschub in m/min	12,3	14,7	8,2
Schweißgeschw. in cm/min	50,0	45,0	55,0
Position	PB	PA, mittig	PA, mittig
Brennerstellung	10° stechend	10° stechend	10° stechend
Lichtbogenkorrektur	+5%	+5%	+5%

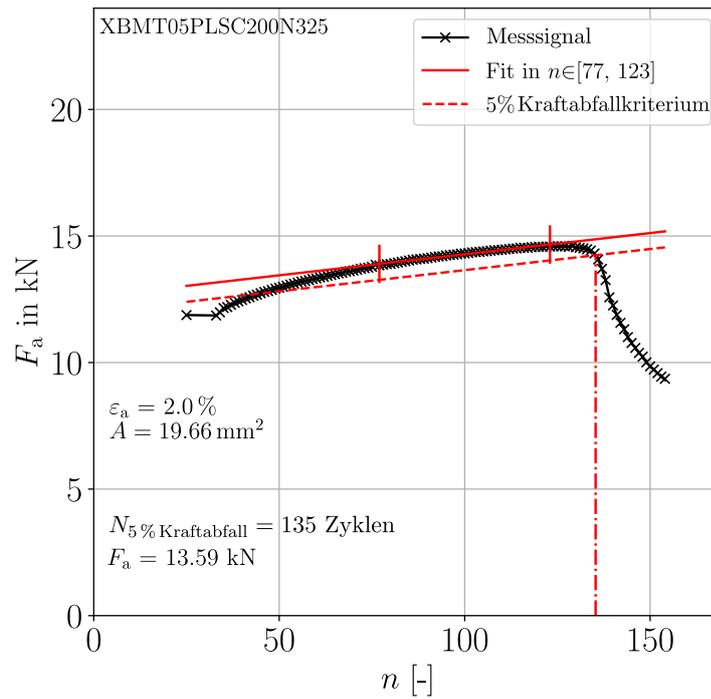


Abb. A.2: Auswertung des Kraftabfallkriteriums und zyklische Verfestigung anhand einer Werkstoffprobe.

Tab. A.2: Schweißprozessparameter für die Verbindungen aus S960M.

Typ Dicke Lage	T-Stoß 40 mm		Stumpfstoß 8 mm		T-Stoß 8 mm
	Wurzel-	Deck-	Wurzel-	Deck-	
Strom in A	240	400	187	239	295
Spannung in V	21,5	35,0	17,2	27,0	27,6
Drahtvorschub in m/min	7,4	14,2	5,0	9,0	9,6
Schweißgeschw. in cm/min	30,0	30,0	27,0	41,4	30,0
Streckenenergie in kJ/min	1,03	2,24	0,71	0,94	–
Schutzgas	M21	M21	M21	M21	–
Schutzgasmenge in l/min	20	20	15	15	–
Vorwärmtemp. in °C	120	<120	–	–	–
$t_{8/5}$ -Zeit in s	5	10	7	13	–
Position	PA	PA	PA	PA	PA, PB

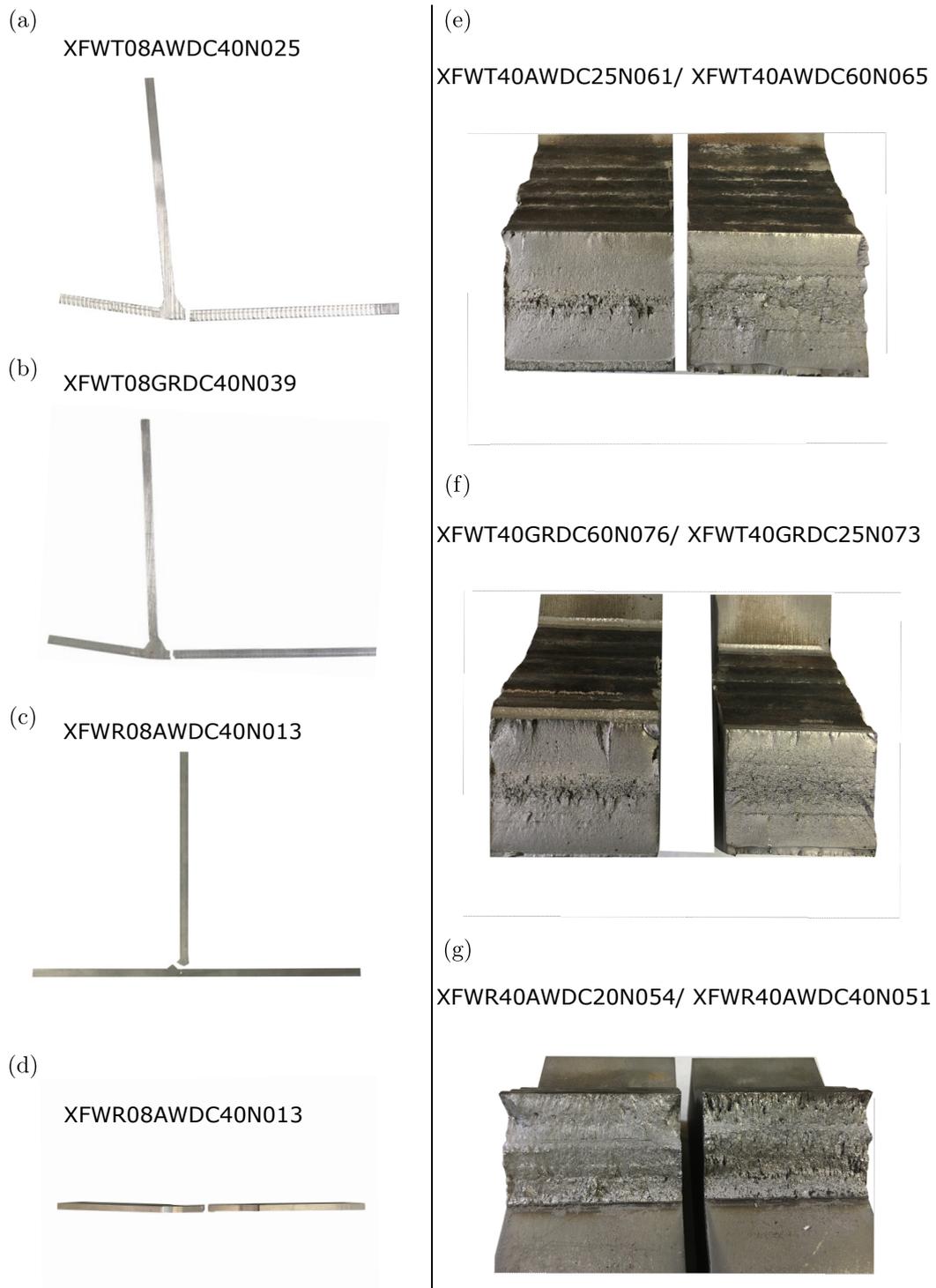


Abb. A.3: Schweißverbindungsproben aus 1.4541 nach Versuchsende. (a)-(d) Seitenansicht der gebrochenen Proben mit Wanddicke 8 mm. (e)-(g) Draufsicht auf die Bruchflächen der gebrochenen Proben mit Wanddicke 40 mm mit jeweils unterschiedlichen Lastniveaus.

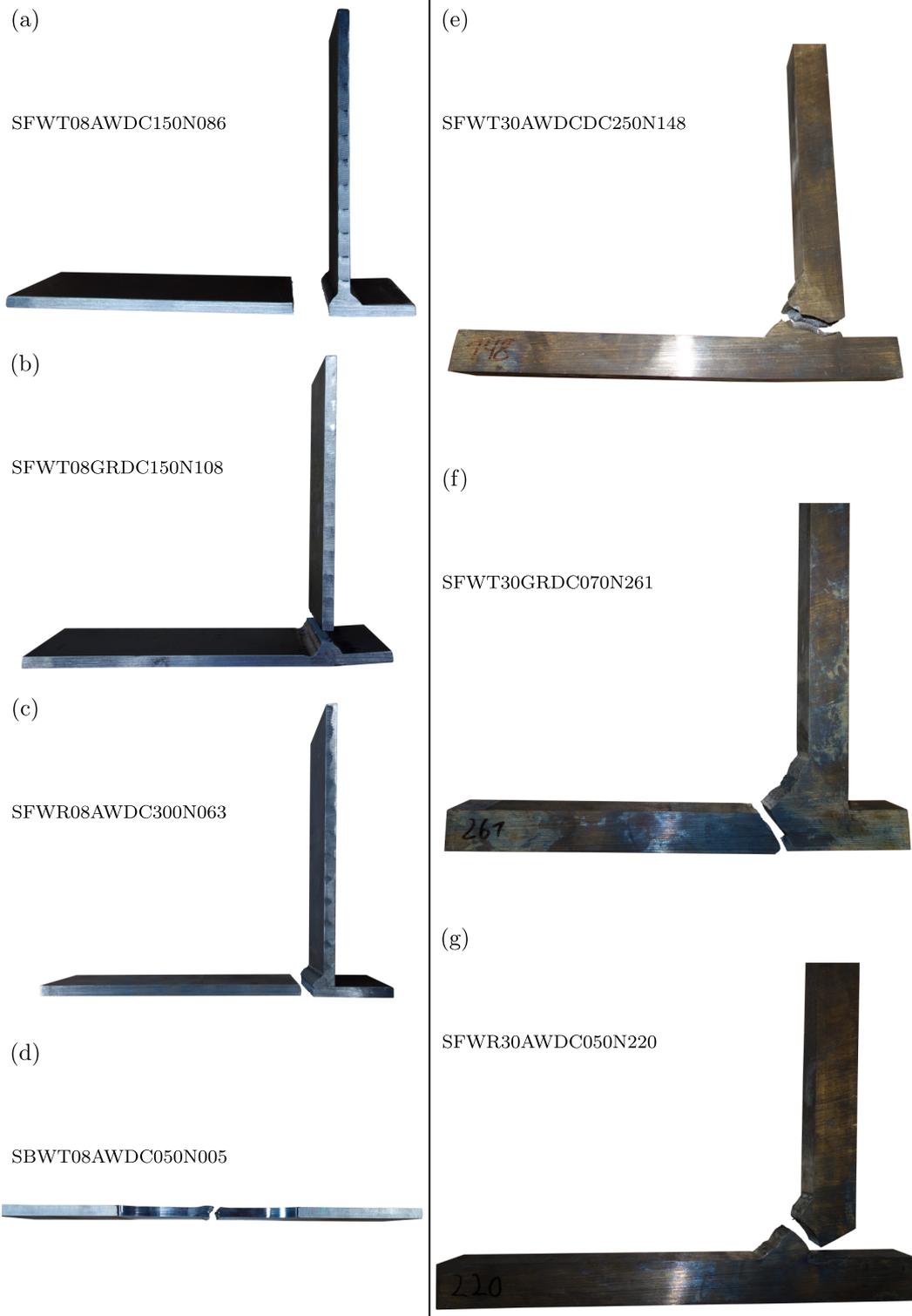


Abb. A.4: Schweißverbindungsproben aus S960M nach Versuchsende.

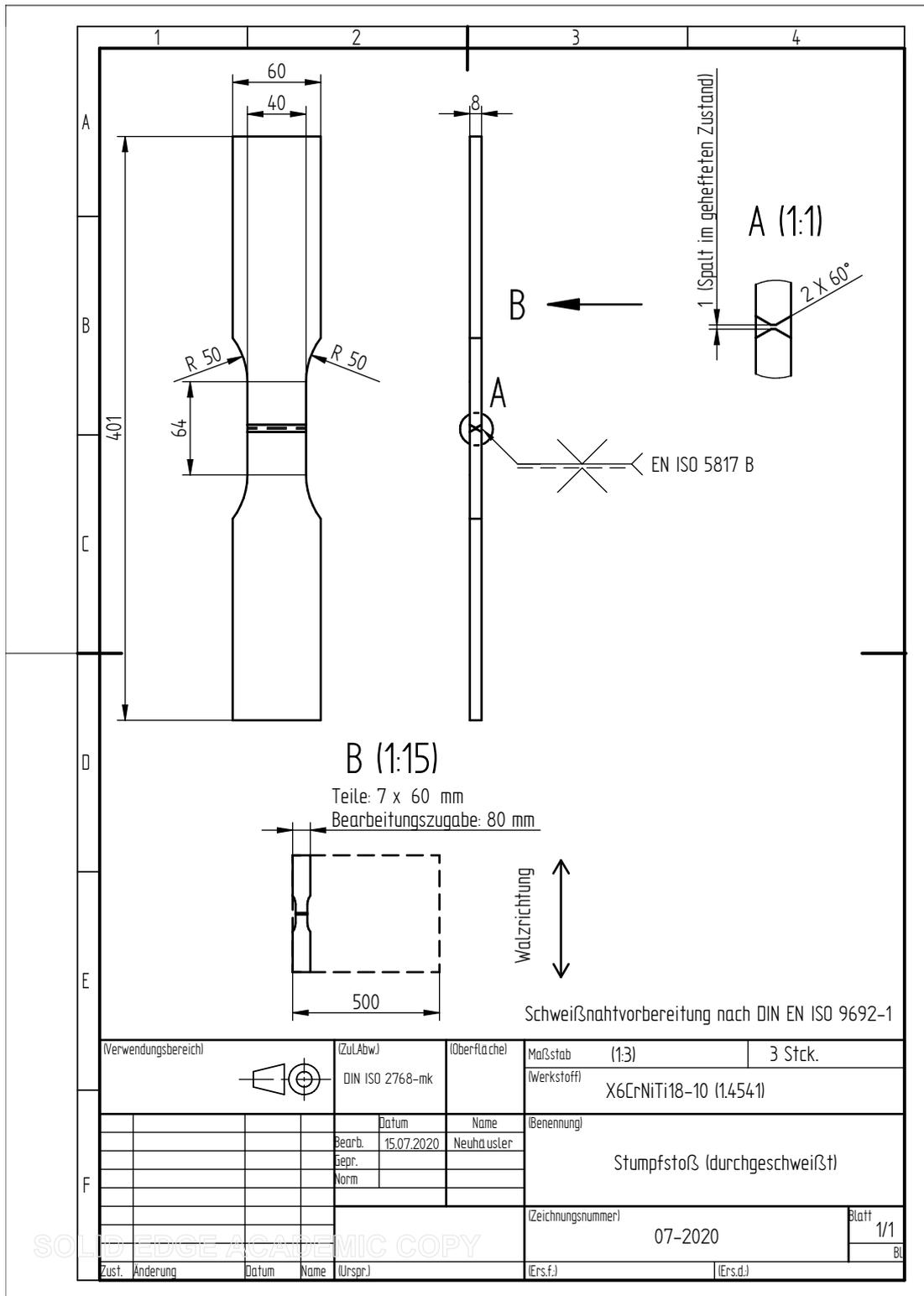


Abb. A.5: Fertigungszeichnung für die Stumpfstoßproben aus 1.4541.

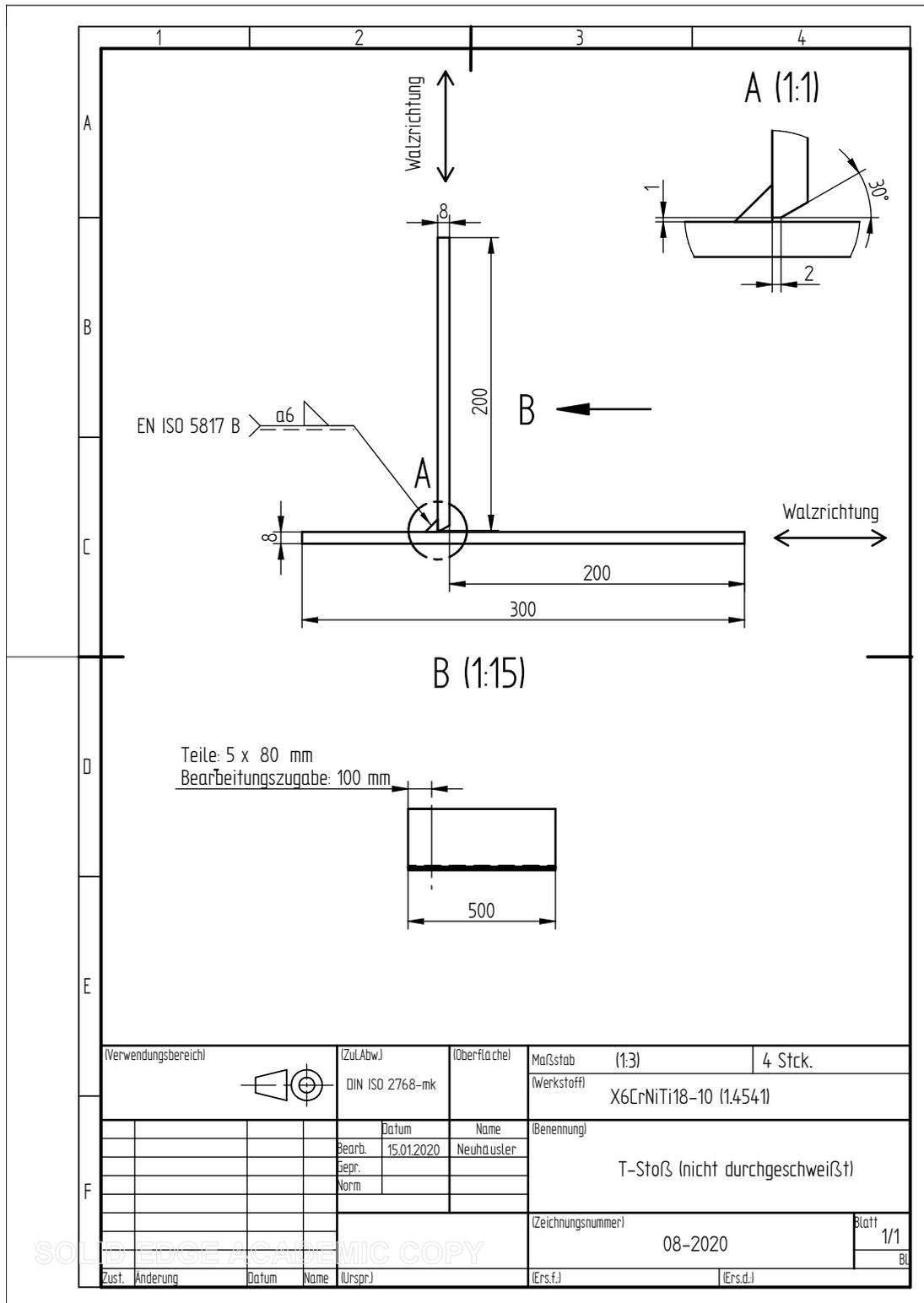


Abb. A.6: Fertigungszeichnung für die T-Stoß Proben aus 1.4541.



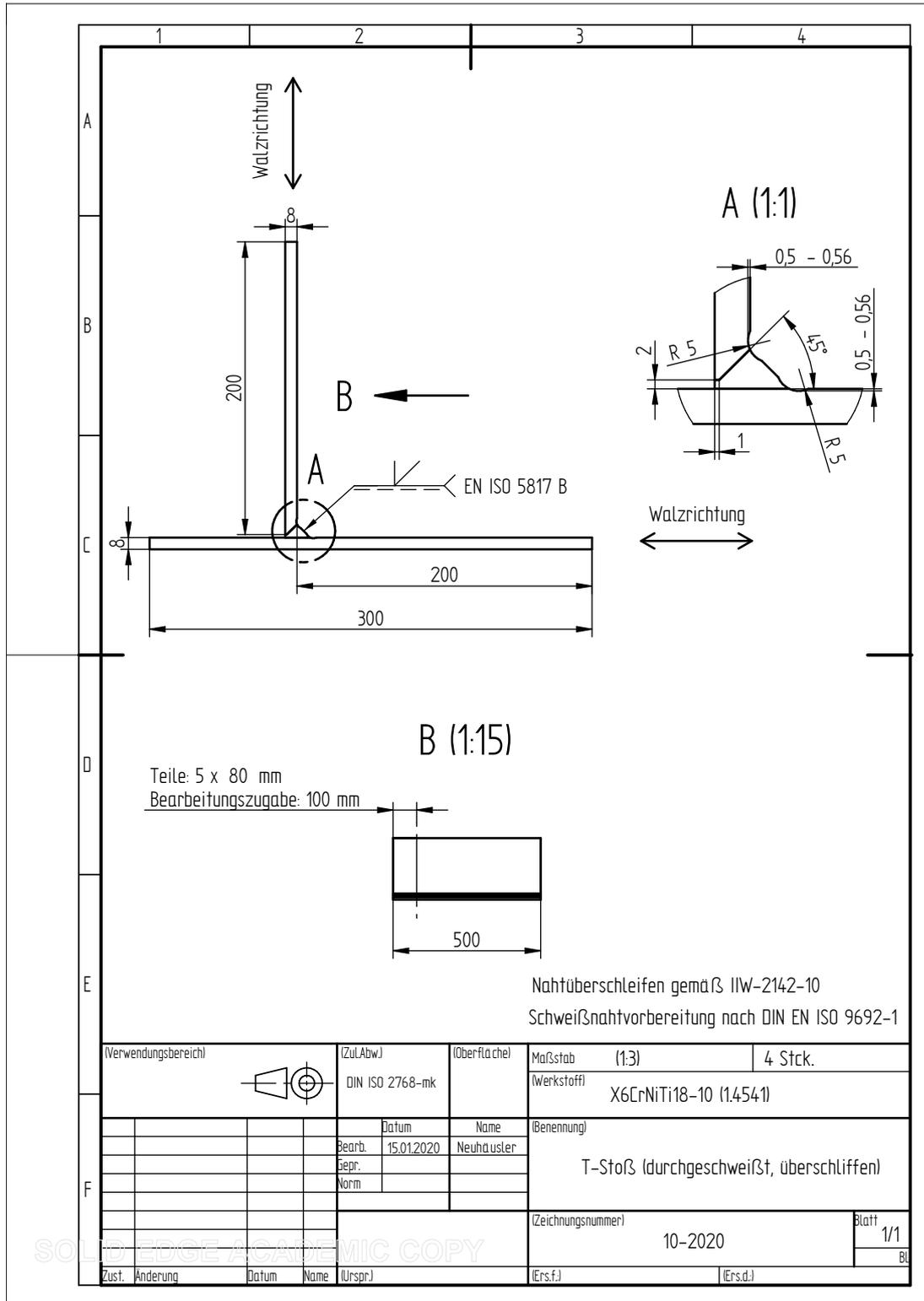


Abb. A.8: Fertigungszeichnung für die T-Stoß Proben aus 1.4541.

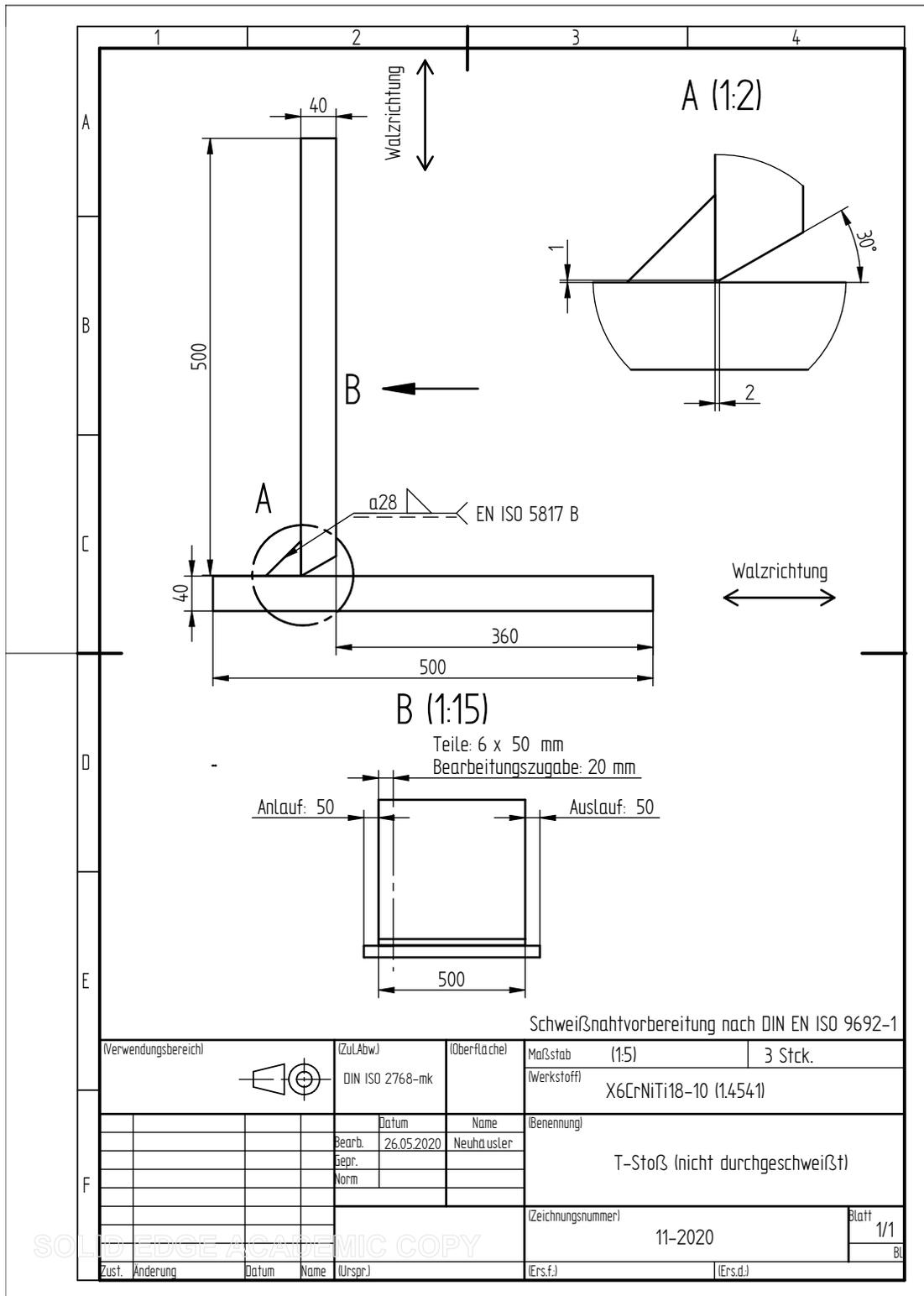


Abb. A.9: Fertigungszeichnung für die T-Stoß Proben aus 1.4541.

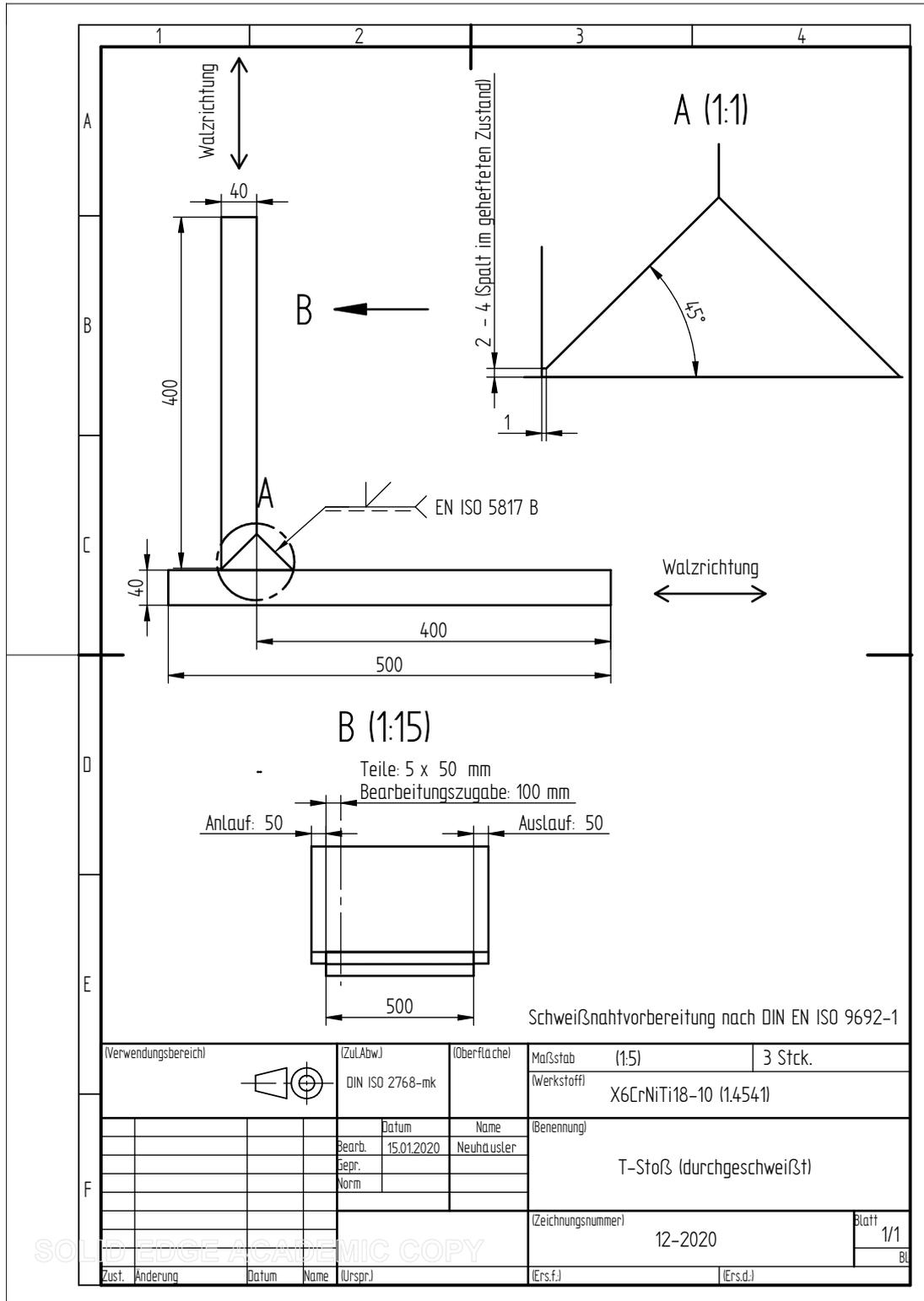


Abb. A.10: Fertigungszeichnung für die T-Stoß Proben aus 1.4541.

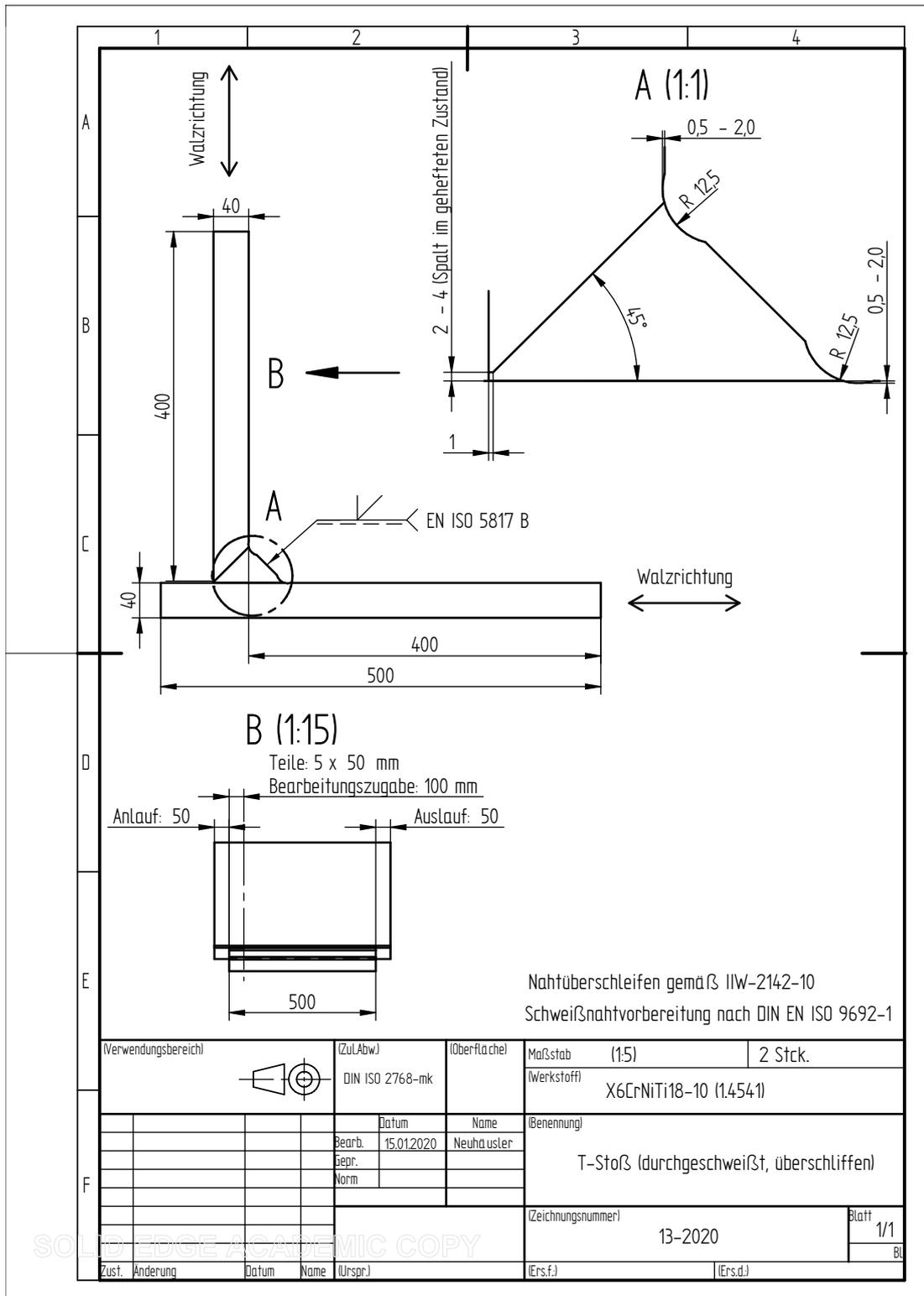


Abb. A.11: Fertigungszeichnung für die T-Stoß Proben aus 1.4541.

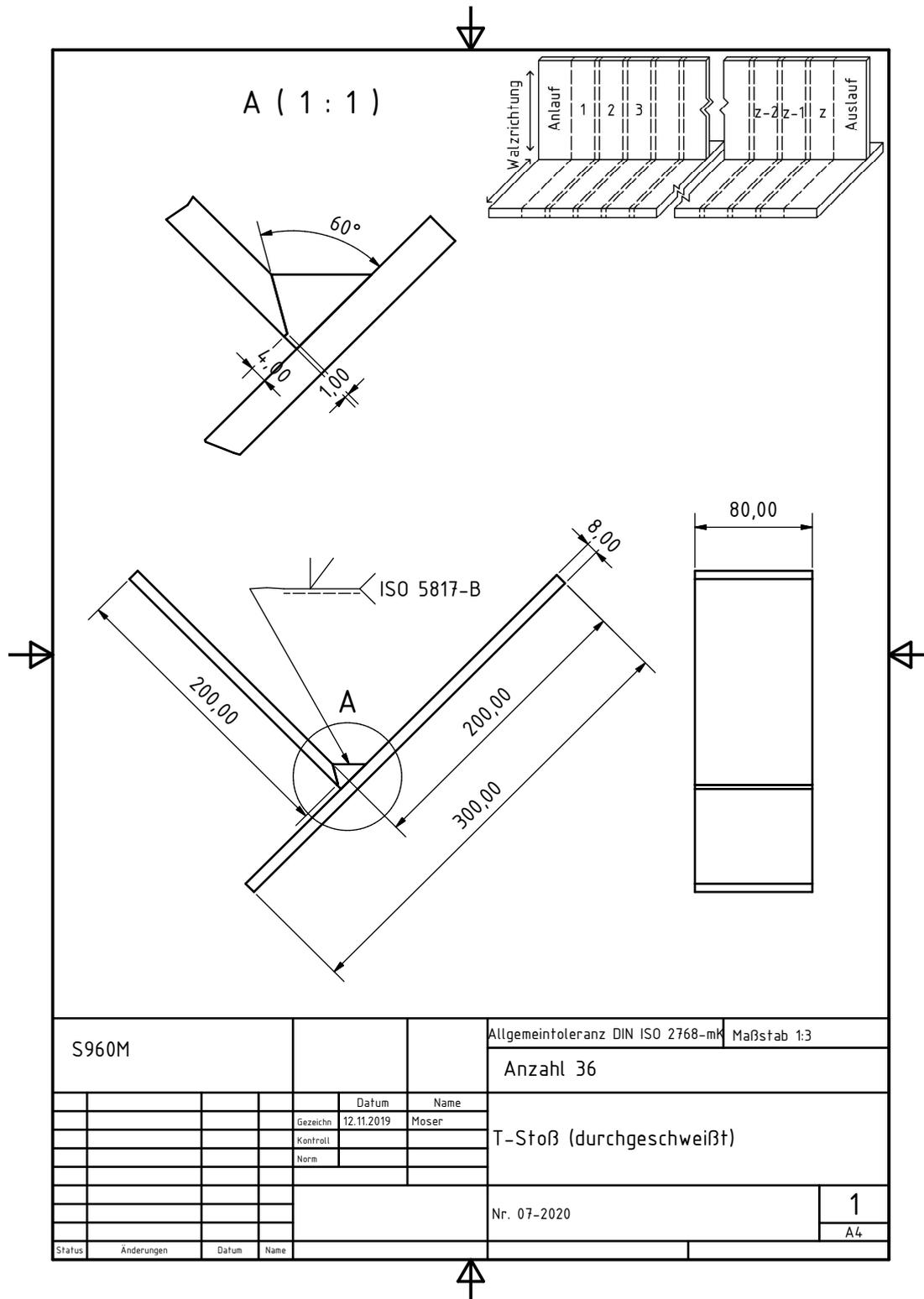


Abb. A.12: Fertigungszeichnung für die T-Stoß Proben aus S960M.

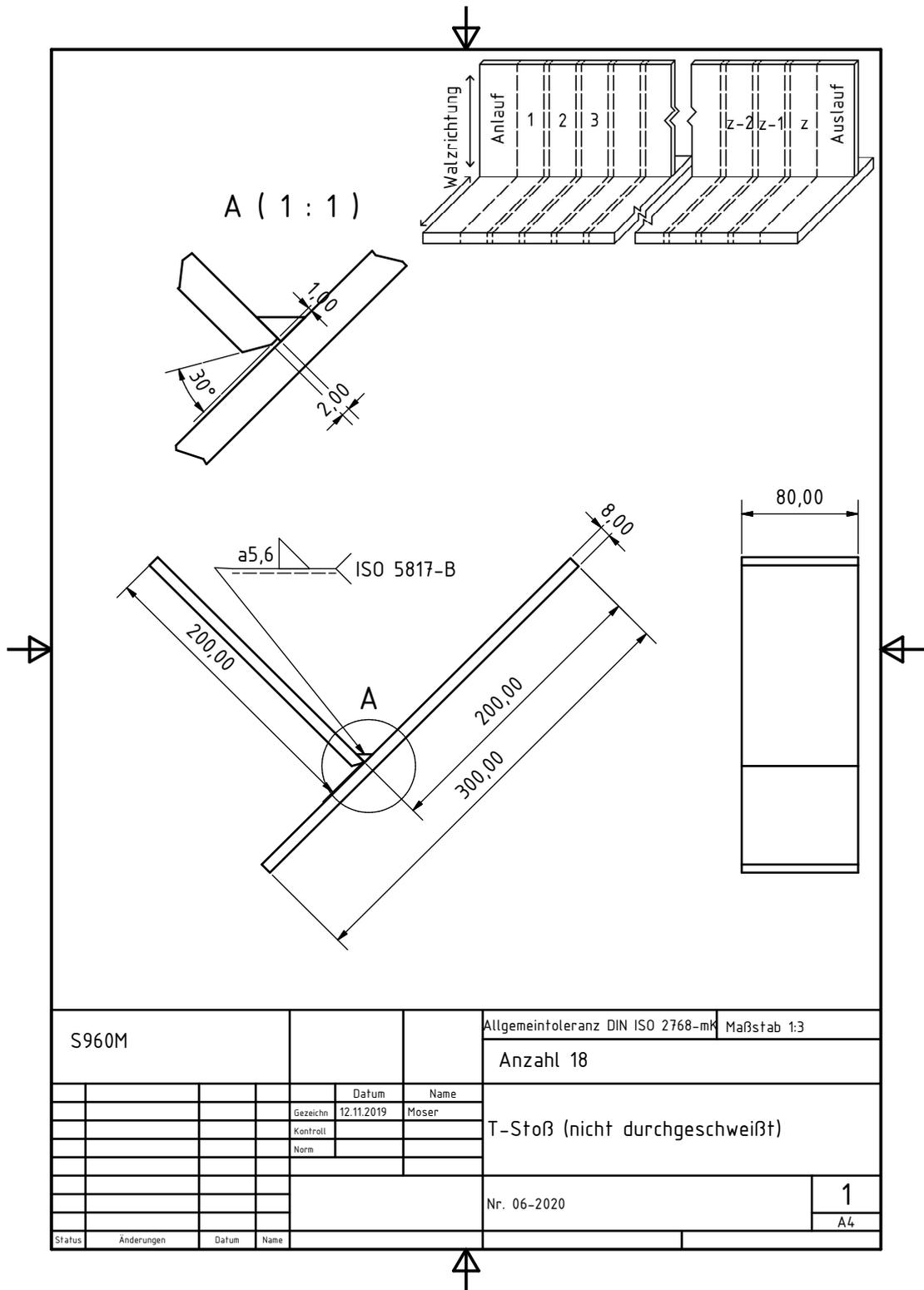


Abb. A.13: Fertigungszeichnung für die T-Stoß Proben aus S960M.

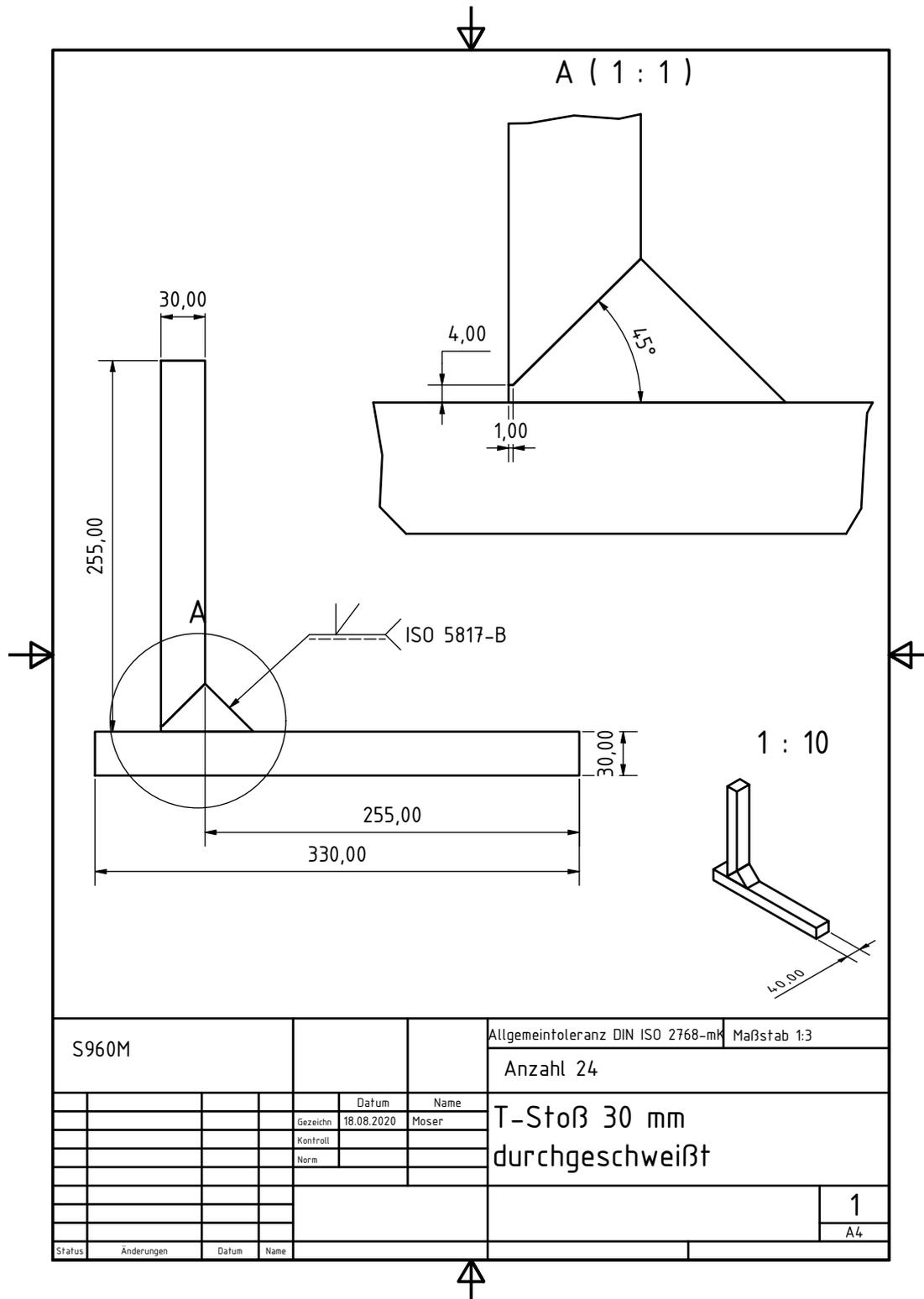


Abb. A.14: Fertigungszeichnung für die T-Stoß Proben aus S960M.

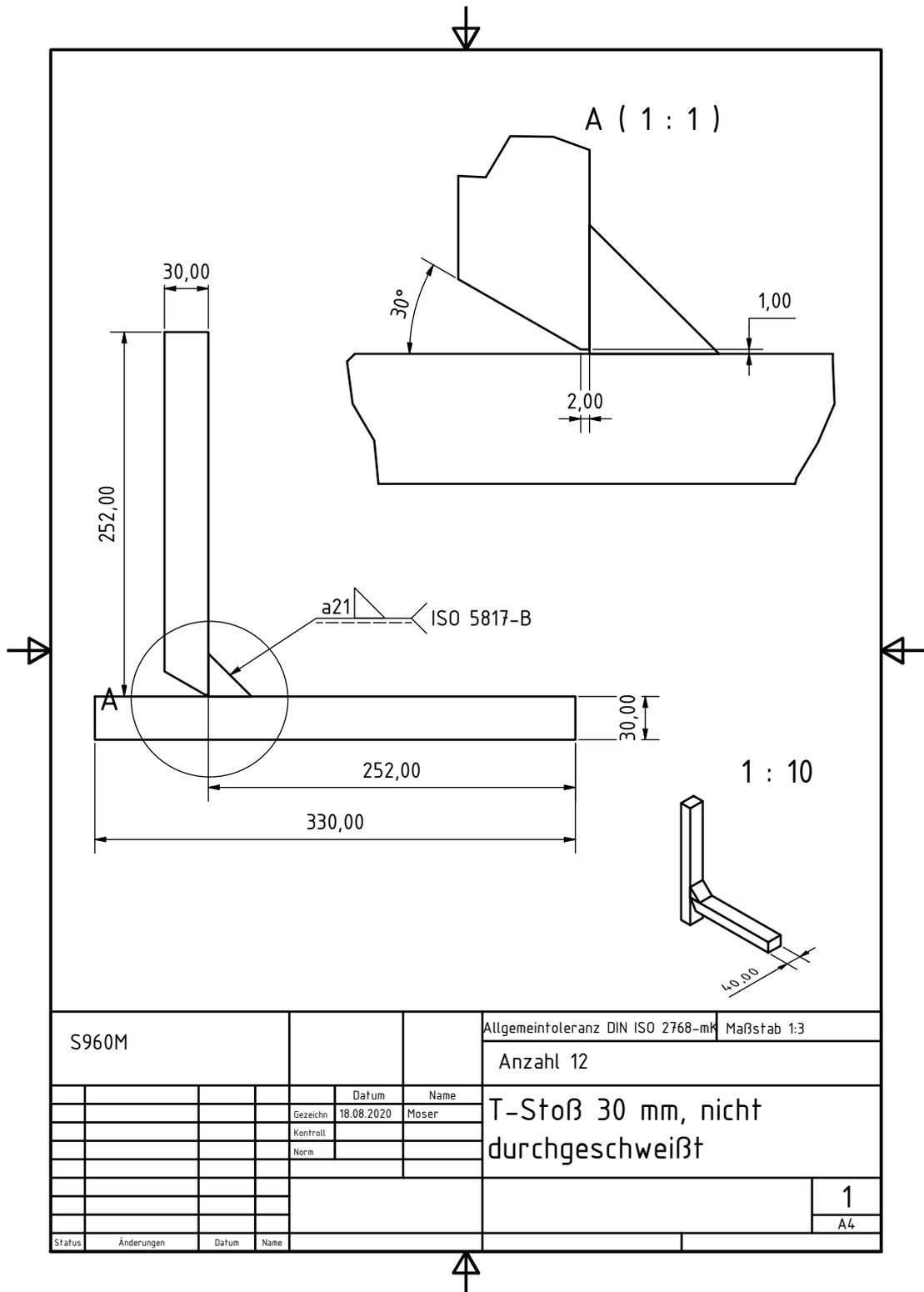


Abb. A.15: Fertigungszeichnung für die T-Stoß Proben aus S960M.

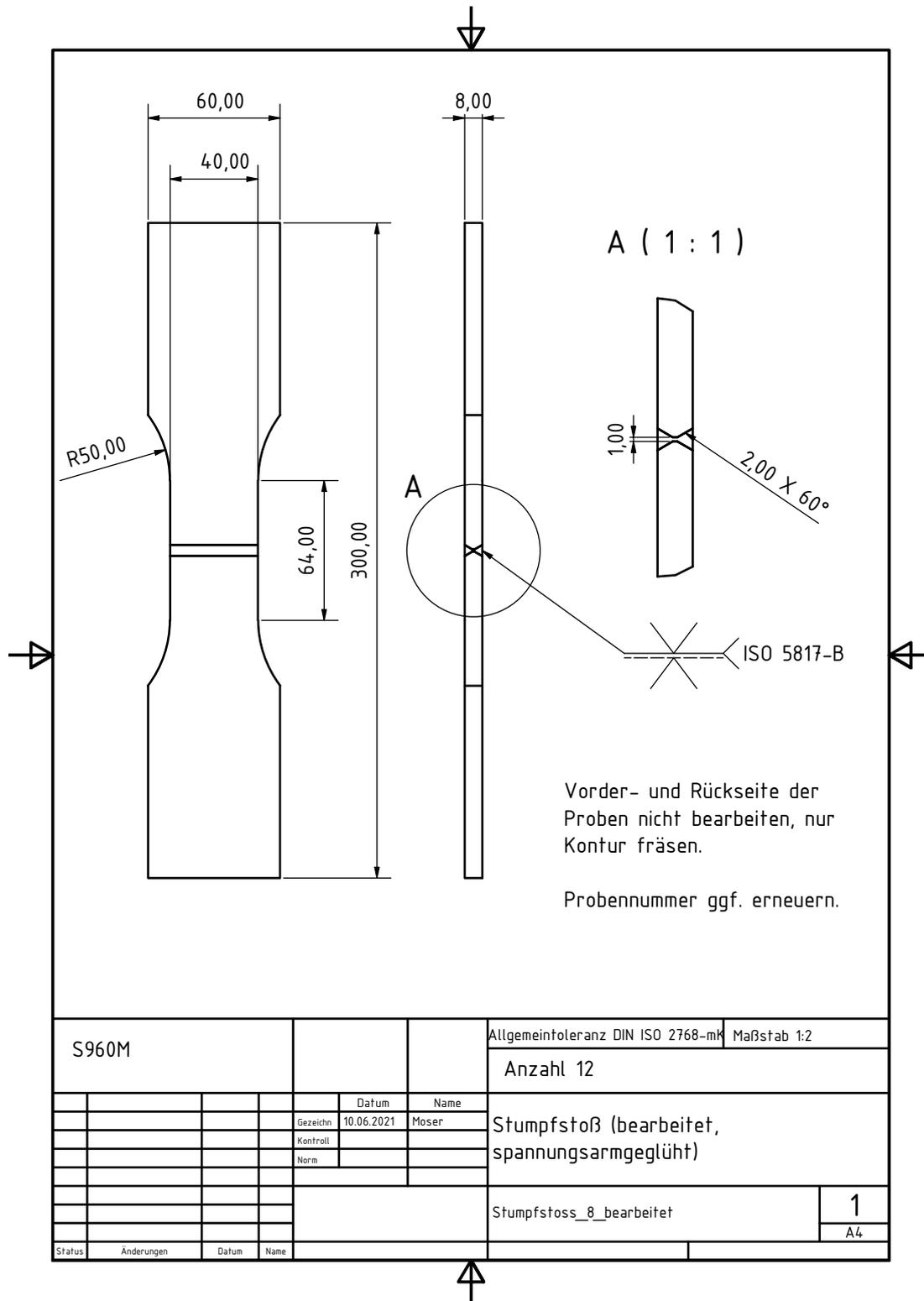


Abb. A.16: Fertigungszeichnung für die Stumpfstoßproben aus S960M.

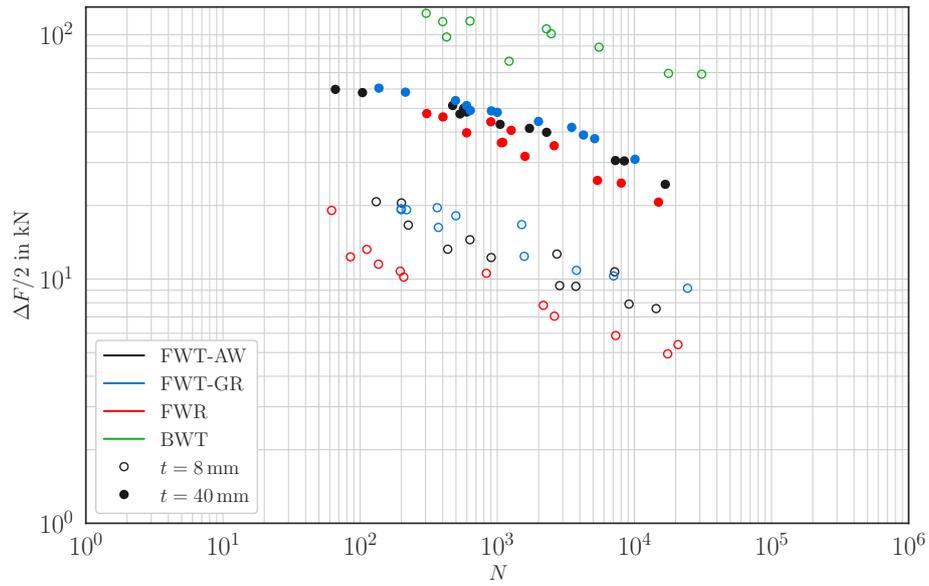


Abb. A.17: Kraft-Wöhlerdiagramm für alle Schweißproben aus 1.4541.

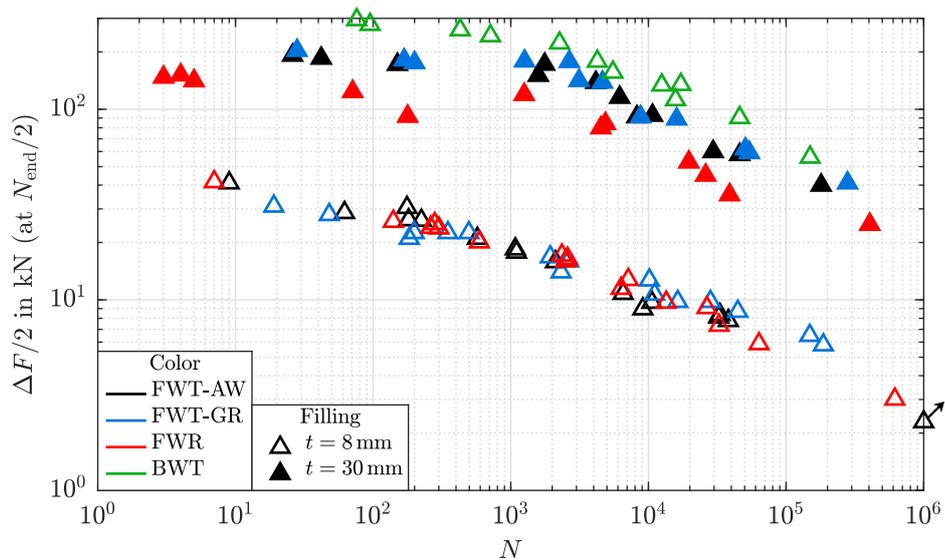


Abb. A.18: Kraft-Wöhlerdiagramm für alle Schweißproben aus S960M.

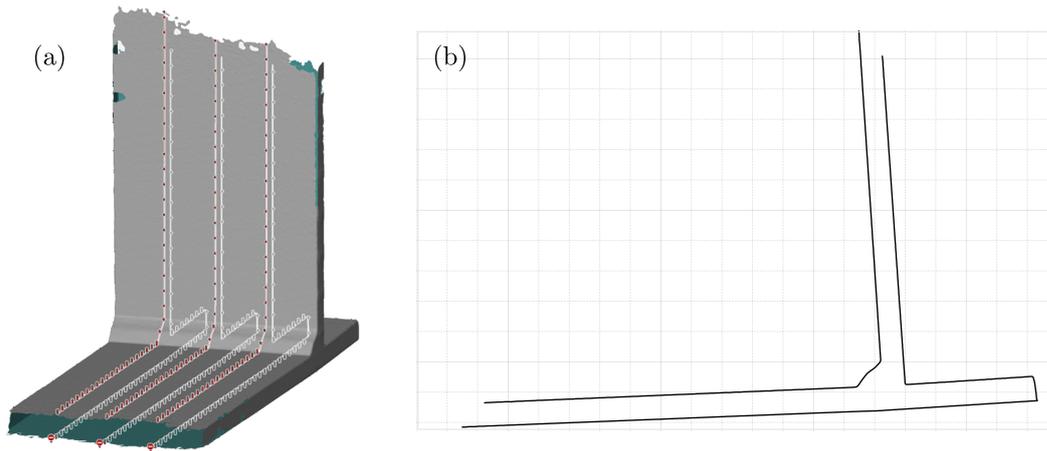


Abb. A.19: Schneiden der 3D-Scans. (a) 3D-Scan eines T-Stoßes mit drei zueinander äquidistanten und zur Stirnseite der Probe parallelen Schnittebenen. (b) Schnittansicht einer Ebene.

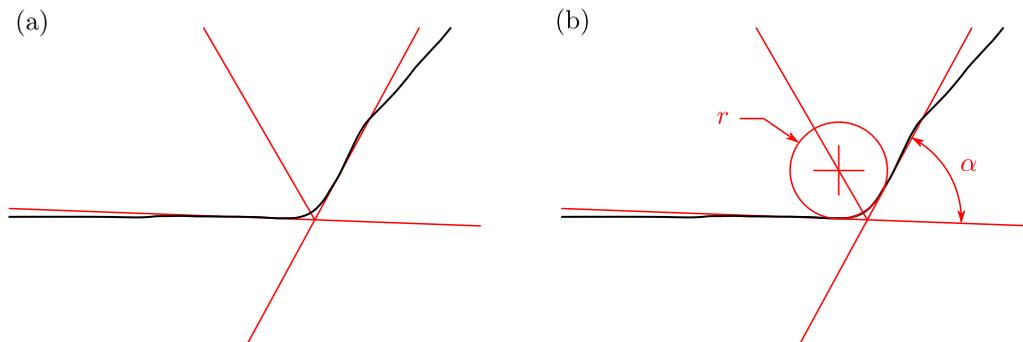


Abb. A.20: Methode zur Bestimmung des Ausrundungsradius und des Nahtanstiegswinkels (mit Änderungen entnommen aus [52, S. 84]). (a) Gescannter Nahtübergang mit Tangenten und Winkelhalbierender. (b) Nahtübergangsradius und Nahtanstiegswinkel.

Tab. A.3: Daten zu den Rissfortschrittsmessungen.

Bezeichnung	Nummer	$N_{5\% \text{ Kraftabfall}}$	$N_B$	$\gamma$ in $^\circ$	$u_a$ in mm	$a_i$ in mm	$N_i$
XFWT40AW	68	535	850	84,9	6,50	0,0001	300
						2,05	400
						7,04	500
						19,5	600
						26,9	665
XFWT40AW	69	473	1065	88,2	5,00	0,0001	150
						0,93	300
						6,5	500
						16,4	600
						23,8	700
						29,7	800
XFWT40AW	70	570	1375	88,3	4,50	0,0001	200
						5,87	500
						20	750
						28,6	900
XFWT40AW	71	1717	6800	88,5	3,00	0,0001	5
						18,25	3000
						28,57	4000
XFWR08AW	20	136	222	88,5	5,00	0,0001	170
						2,6	190
XFWR08AW	21	208	393	89,3	4,00	0,0001	150
						1,1	200
						2,4	270
						4,3	300
						5,1	330
XFWR08AW	22	833	1235	91,8	2,50	0,0001	500
						0,89	800
						2,4	1000
						5,9	1100
XFWR08AW	24	85	105	88,7	6,00	0,0001	30
						2	60
XFWT08AW	32	632	891	89,8	3,00	0,0001	500

Bezeichnung	Nummer	$N_5$ % Kraftabfall	$N_B$	$\gamma$ in $^\circ$	$u_a$ in mm	$a_i$ in mm	$N_i$
						2,59	730
XFWT08AW	33	2722	3600	91,4	1,70	0,0001 2,4	2330 3170
XFWT08AW	34	200	308	91,4	4,00	0,0001 1,4 2,7	230 250 270
XFWT08AW	35	903	2823	89,6	2,00	0,0001 1,9	1500 2340
XFWR40AW	56	2600	3268	96,7	3,50	0,0001 3,4 10,3 17,2 31,8	550 1030 2120 2800 3268
XFWR40AW	57	1263	1486	96,7	5,00	0,0001 0,2 5,5 11,1 17 32,8	300 400 710 1000 1400 1486
XFWR40AW	59	402	742	97	6,50	0,0001 3,1 15 25 30 32,8	100 220 400 510 600 742
XFWR40AW	60	306	588	96,7	7,50	0,0001 5,1 11,2 20 28 32,8	114 200 300 400 450 588

## B Anhang zum numerischen Teil

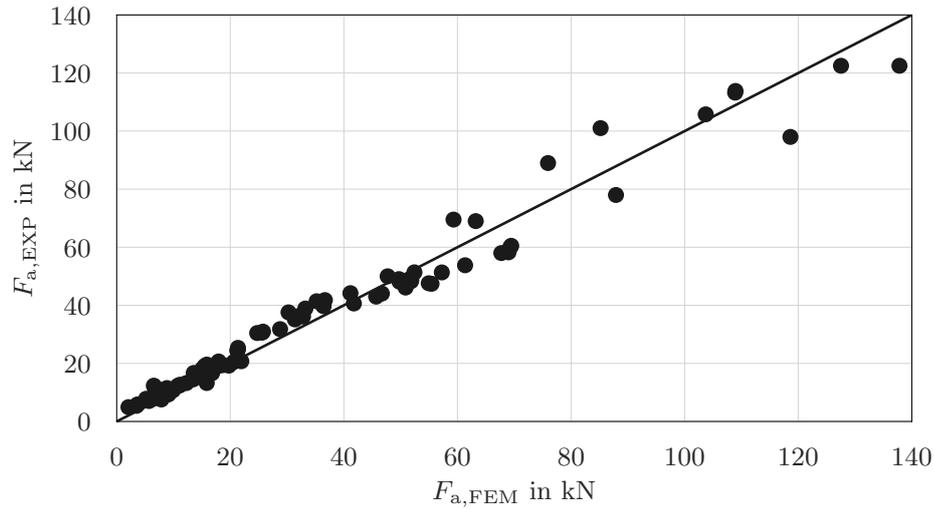


Abb. B.1: Vergleich experimenteller und numerisch ermittelter Kraftamplituden.

In Tab. B.1 sind die Parameter und die Bestimmtheitsmaße der polynomialen Regressionsgleichungen gegeben. Damit lässt sich für die jeweilige Schweißstoßgeometrie die Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors  $\Delta K$  berechnen:

$$\Delta K = \sum_{k=1}^{20} c_k \cdot f_k(\gamma, u_a, a) \quad (\text{B.1})$$

Dabei sind  $f_k(\gamma, u_a, a)$  lineare, quadratische und kubische Terme aus Kombination der Parameter untereinander und mit sich selbst. Insgesamt ergeben sich daraus 20 Terme. Die Regressionskoeffizienten  $c_k$ , welche mit den entsprechenden  $f_k(\gamma, u_a, a)$  jeweils multipliziert werden stehen in gleicher Zeile mit den Termen.

Die Anwendungsgrenzen für Gl. B.1 sind in Tab. B.2 angegeben. Das Ergebnis für  $\Delta K$  ist in der Einheit  $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ , wenn die Eingabedaten  $u_a$  in mm,  $\gamma$  in  $^\circ$  und  $a$  in mm an die Gleichung übergeben werden.

Tab. B.1: Terme  $f_k(\gamma, u_a, a)$  und Koeffizienten  $c_k$  der polynomialen Regressionsgleichungen und Bestimmtheitsmaße  $R^2$ .

	XFWR08AW $R^2 = 0,996$	XFWR40AW $R^2 = 0,995$	XFWT08AW/GR $R^2 = 0,978$	XFWT40AW/GR $R^2 = 0,991$
$f_k(\gamma, u_a, a)$	$c_k$	$c_k$	$c_k$	$c_k$
1	22530,51703	-7652,976667	54775,76624	13335,28445
$\gamma$	-801,7896073	249,6735136	-1794,754663	-436,0931767
$u_a$	241,1357364	115,5687861	-999,3649747	606,1523039
$a$	1322,054653	71,20981537	-49,88289672	-120,9073023
$\gamma^2$	9,437880656	-2,715250022	19,67490543	4,776544671
$\gamma u_a$	-5,344566233	-2,282055889	19,04168356	-13,25782647
$\gamma a$	-29,59038855	-1,478902316	-4,05874037	1,962719231
$u_a^2$	-3,702083747	-2,127283952	17,29049725	-11,05305594
$u_a a$	-28,38254963	0,221407764	-5,712185241	4,71080144
$a^2$	14,60326315	-0,58554258	66,77750882	1,783760398
$\gamma^3$	-0,036724643	0,009864751	-0,072086635	-0,017477291
$\gamma^2 u_a$	0,033303715	0,014772255	-0,087094754	0,076079586
$\gamma^2 a$	0,156180657	0,006720815	0,04087879	-0,008374219
$\gamma u_a^2$	0,032173443	0,021909365	-0,166250198	0,096612243
$\gamma u_a a$	0,497485706	0,021937617	0,29586801	-0,004368062
$\gamma a^2$	0,181365953	0,014274906	-0,446438762	-0,011677557
$u_a^3$	0,095221325	-0,02045483	-0,151819766	0,181534573
$u_a^2 a$	-0,136536567	0,025594476	-0,086561454	-0,005712622
$u_a a^2$	-1,802631401	-0,071799407	-1,964774155	-0,104991982
$a^3$	-3,559170871	-0,017319477	-2,288002484	-0,011996341

Tab. B.2: Anwendungsgrenzen von Gl. B.1 in Form von Minimum/Maximum für die jeweiligen Geometrieparameter.

	XFWR08AW	XFWR40AW	XFWT08AW/GR	XFWT40AW/GR
$u_a$ in mm	0,5/8,5	0,5/8,5	0,5/8,5	0,5/8,5
$\gamma$ in °	84,0/98,0	84,0/98,0	84,0/98,0	84,0/98,0
$a$ in mm	0,05/5,6	0,05/31,2	0,05/7,9	0,05/39,9

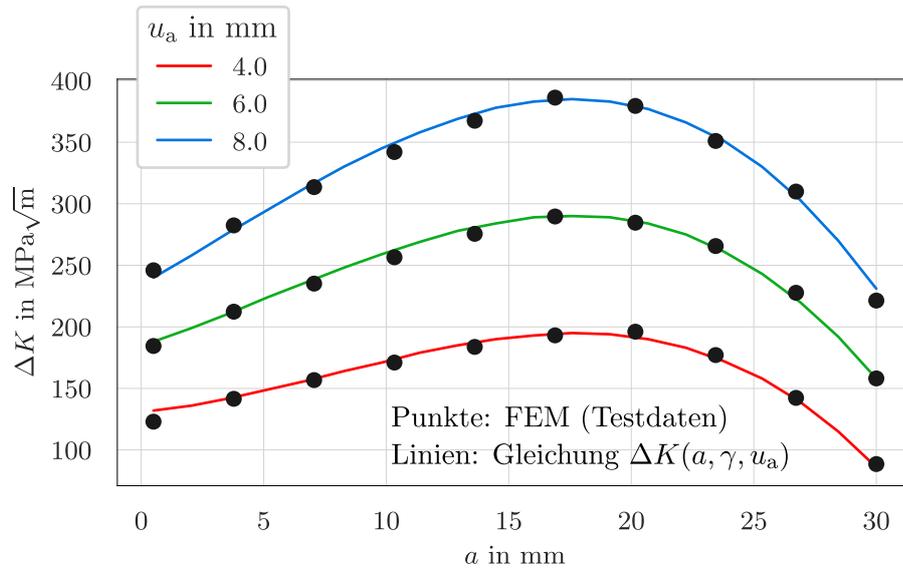


Abb. B.2: Vergleich von Gl. B.1 und FEM-Ergebnissen, beispielhaft für die Struktur XF-WR40AW.

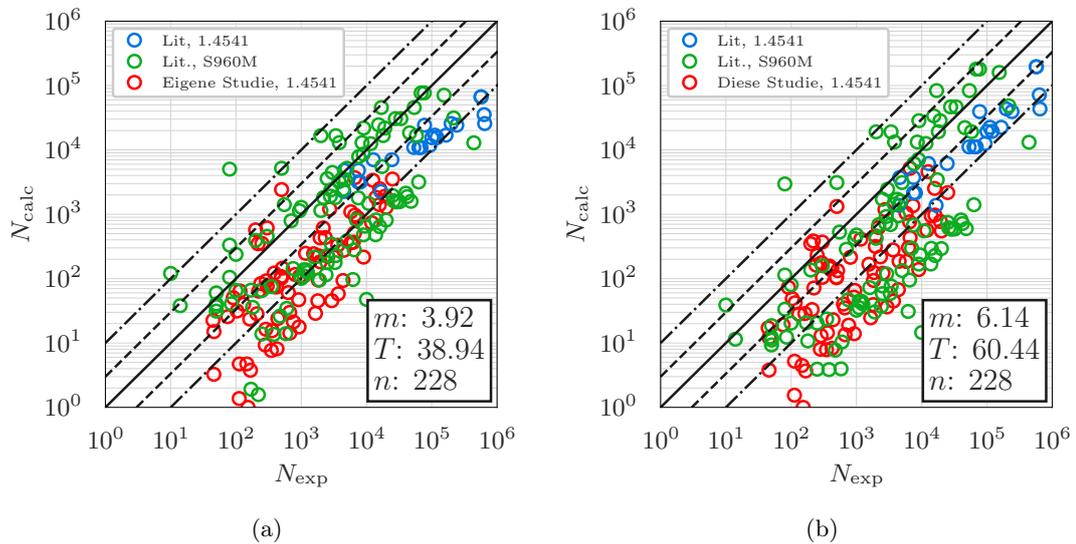


Abb. B.3: Vergleich zwischen experimenteller und rechnerischer Lebensdauer, Variante 1 des Berechnungskonzepts mit dem Schädigungsparameter  $P_{\text{RAM}}$ . (a) N-N-Diagramm für das vorgestellte Verfahren. (b) N-N-Diagramm für das Verfahren nach [108].

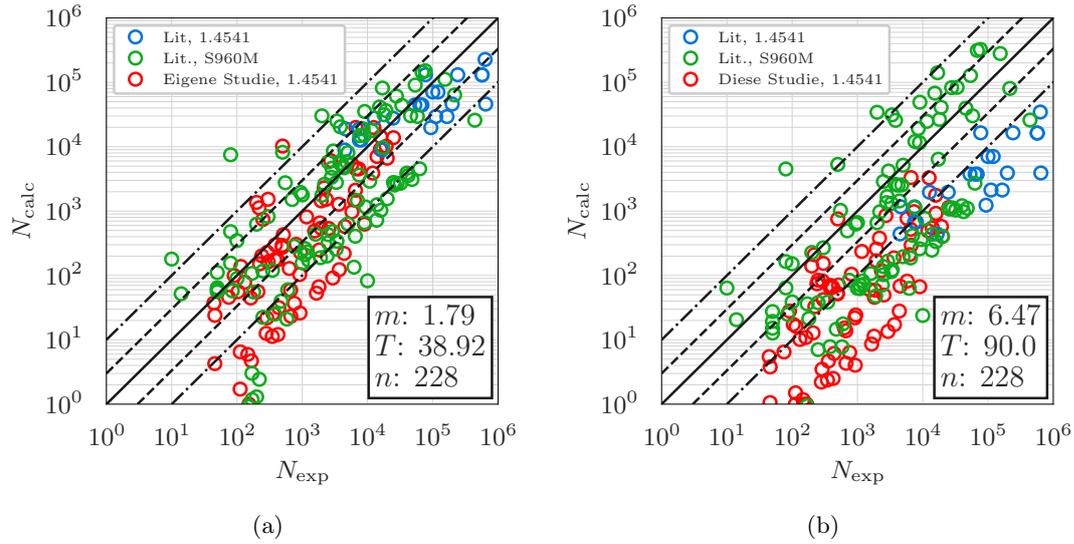


Abb. B.4: Vergleich zwischen experimenteller und rechnerischer Lebensdauer, Variante 1 des Berechnungskonzepts mit dem Schädigungsparameter  $P_{RAJ}$ . (a) N-N-Diagramm für das vorgestellte Verfahren. (b) N-N-Diagramm für das Verfahren nach [108].

## C Zahlenwerte zu den Ermüdungsversuchen

Tab. C.1: Daten zu den zyklischen Werkstoffversuchen.

Material	Typ	$E$ in MPa	Nummer	$A$ in mm <sup>2</sup>	$\varepsilon_a$ in %	$F_a$ in kN	$N_{5\% \text{ Kraftabfall}}$	$N_B$
X	BMT	196000	332	18,40	2,50	15,69	70	84
X	BMT	196000	325	19,66	2,00	13,59	135	154
X	BMT	196000	331	20,14	1,50	13,00	264	281
X	BMT	196000	322	18,40	1,00	10,82	718	767
X	BMT	196000	323	17,67	0,80	9,66	1421	1684
X	BMT	196000	324	19,32	0,60	14,35	3908	7126
X	BMT	196000	333	19,92	0,40	8,32	17965	21276
X	BMT	196000	326	19,22	0,30	6,60	127486	152022
X	BMT	196000	330	19,19	0,29	6,52	67823	81318
X	BMT	196000	328	19,63	0,28	6,29	135462	136139
X	BMT	196000	327	18,65	0,27	7,83	$> 2 \cdot 10^6$	$> 2 \cdot 10^6$
X	BMT	196000	324	19,24	0,25	7,33	$> 2 \cdot 10^6$	$> 2 \cdot 10^6$
S	BMT	216000	42	19,11	4,50	20,70	39	40
S	BMT	216000	41	19,30	3,50	20,41	64	65
S	BMT	216000	40	19,27	2,50	19,75	123	142
S	BMT	216000	34	19,53	2,00	18,59	223	252
S	BMT	216000	46	19,69	1,50	18,73	267	322
S	BMT	216000	45	19,24	1,00	17,66	749	949
S	BMT	216000	43	19,27	0,70	15,68	1916	2074
S	BMT	216000	36	19,50	0,50	15,91	3220	6692
S	BMT	216000	47	19,45	0,40	15,21	10422	11262
S	BMT	216000	44	20,03	0,35	14,61	43981	53929
S	BMT	216000	39	19,37	0,30	12,37	195476	197700
S	BMT	216000	50	19,63	0,30	12,69	453221	493816
S	BMT	216000	50	19,63	0,28	11,83	$> 2 \cdot 10^6$	$> 2 \cdot 10^6$
S	BMT	216000	50	19,63	0,25	10,55	$> 2 \cdot 10^6$	$> 2 \cdot 10^6$
S	BMT	216000	42	19,11	0,20	8,18	$> 2 \cdot 10^6$	$> 2 \cdot 10^6$

Tab. C.2: Daten zu den Ermüdungsversuchen mit den Stumpf- und T-Stößen.

Material	Typ	$t$ in mm	Zustand	Nummer	$u_a$ in mm	$F_{\max}$ in kN	$F_{\min}$ in kN	$N_A$	$N_{5\% \text{Kraftabfall}}$	$N_B$
X	FWT	8,8	AW	25	4,00	27,50	-13,80	-86	131	192
X	FWT	8,9	AW	34	4,00	27,40	-13,80	51	200	308
X	FWT	8,7	AW	27	4,00	21,90	-11,40	18	224	330
X	FWT	8,8	AW	26	5,00	17,60	-9,40	231	435	495
X	FWT	8,7	AW	32	3,00	18,10	-11,80	250	632	891
X	FWT	8,9	AW	35	2,00	14,50	-10,00	-194	903	2823
X	FWT	8,8	AW	33	1,70	15,80	-9,90	1748	2851	2851
X	FWT	8,8	AW	28	2,50	11,40	-7,50	1500	2722	3600
X	FWT	8,5	AW	29	1,70	11,10	-7,70	2101	3738	3810
X	FWT	8,8	AW	30	1,30	12,80	-9,20	4922	7178	12914
X	FWT	8,4	AW	36	1,20	8,80	-5,90	4867	9134	14733
X	FWT	8,5	AW	31	1,30	8,30	-7,00	11251	14410	14744
X	FWT	7,9	GR	37	4,00	33,50	-9,70	65	199	223
X	FWT	7,9	GR	45	5,00	32,00	-15,80	139	218	243
X	FWT	8,0	GR	38	5,00	27,60	-10,30	128	199	251
X	FWT	8,4	GR	40	2,50	26,60	-13,60	241	372	393
X	FWT	7,9	GR	39	4,00	22,60	-10,00	36	365	466
X	FWT	8,0	GR	46	2,50	23,50	-13,80	170	499	578
X	FWT	8,5	GR	42	1,70	21,70	-12,40	599	1574	1645
X	FWT	8,5	GR	41	1,70	14,90	-10,20	644	1508	1766
X	FWT	7,9	GR	44	1,30	14,00	-8,50	1885	3780	5102
X	FWT	7,9	GR	43	1,30	13,20	-7,50	5072	7046	9294
X	FWT	8,5	GR	47	0,80	9,30	-7,00	17191	24413	-
X	FWR	8,2	AW	13	4,00	20,70	-16,30	19	85	105
X	FWR	8,4	AW	24	6,00	15,90	-8,40	-51	62	120
X	FWR	8,4	AW	15	4,00	16,20	-8,10	87	196	213
X	FWR	8,5	AW	20	5,00	14,10	-8,10	33	136	222
X	FWR	8,7	AW	14	5,00	12,80	-7,90	-2	112	261
X	FWR	8,4	AW	21	4,00	12,00	-7,50	52	208	393
X	FWR	8,4	AW	22	2,50	12,40	-8,60	497	833	1235
X	FWR	8,5	AW	19	2,50	9,00	-6,50	1668	2167	3386
X	FWR	8,0	AW	16	2,50	8,20	-5,70	2150	2610	4112
X	FWR	8,5	AW	18	1,70	6,90	-4,90	6217	7300	11816
X	FWR	8,7	AW	23	1,30	5,40	-3,90	15052	17497	22573

Material	Typ	$t$ in mm	Zustand	Nummer	$u_a$ in mm	$F_{\max}$ in kN	$F_{\min}$ in kN	$N_A$	$N_{5\% \text{ Kraftabfall}}$	$N_B$
X	FWR	8,0	AW	17	1,70	6,50	-4,40	19539	20800	22837
X	FWT	40,9	AW	67	8,00	64,80	-54,00	-101	66	216
X	FWT	40,9	AW	66	7,50	63,00	-53,80	-91	104	329
X	FWT	40,9	AW	69	5,00	53,50	-48,20	235	535	850
X	FWT	41,0	AW	68	6,50	50,00	-44,80	249	598	1000
X	FWT	40,8	AW	70	4,50	52,10	-47,50	11	473	1065
X	FWT	40,6	AW	65	6,00	49,80	-44,90	3	570	1375
X	FWT	40,7	AW	63	5,00	44,90	-40,80	555	1050	2000
X	FWT	40,8	AW	71	3,00	42,50	-39,90	1539	2289	4436
X	FWT	40,0	AW	62	4,00	41,00	-37,50	460	1717	6800
X	FWT	40,6	AW	61	2,50	33,90	-29,80	5342	7270	17000
X	FWT	40,8	AW	72	2,00	33,00	-29,20	13681	16800	44907
X	FWT	40,5	AW	64	2,00	25,80	-24,10	5458	8432	-
X	FWT	40,8	GR	79	8,00	65,20	-54,80	-31	137	316
X	FWT	40,8	GR	78	7,50	62,50	-53,80	26	214	444
X	FWT	41,0	GR	80	6,50	57,00	-49,90	214	496	729
X	FWT	40,9	GR	76	6,00	56,00	-48,00	265	598	830
X	FWT	40,8	GR	82	4,50	51,00	-47,00	433	906	1480
X	FWT	41,0	GR	81	5,00	52,00	-46,00	72	636	1789
X	FWT	41,2	GR	75	5,00	46,80	-43,80	519	1000	1882
X	FWT	40,7	GR	74	4,00	44,10	-41,40	1268	1998	3656
X	FWT	40,8	GR	83	3,00	43,50	-40,00	2236	3489	8190
X	FWT	40,9	GR	77	3,00	40,00	-37,80	2945	4250	9000
X	FWT	40,6	GR	73	2,50	38,90	-34,10	3299	5128	10500
X	FWT	40,6	GR	84	2,00	35,00	-28,80	7164	10100	-
X	FWR	40,6	AW	60	7,50	50,00	-44,80	93	306	588
X	FWR	40,6	AW	59	6,50	47,80	-43,80	115	402	742
X	FWR	40,4	AW	53	5,00	37,80	-36,10	37	598	999
X	FWR	40,7	AW	55	6,00	47,00	-42,50	550	898	1162
X	FWR	40,5	AW	51	4,00	33,30	-34,00	742	1263	1486
X	FWR	40,7	AW	50	4,00	34,00	-33,30	206	1072	1491
X	FWR	40,7	AW	57	5,00	41,50	-39,90	195	1098	1708
X	FWR	40,9	AW	58	3,00	32,00	-31,50	1444	2600	3268
X	FWR	40,7	AW	56	3,50	35,00	-34,90	-14	1594	3650
X	FWR	40,5	AW	52	2,50	25,20	-25,50	2781	5380	6917
X	FWR	40,6	AW	49	2,50	24,70	-25,40	-	8010	9566

Material	Typ	$t$ in mm	Zustand	Nummer	$u_a$ in mm	$F_{\max}$ in kN	$F_{\min}$ in kN	$N_A$	$N_{5\% \text{ Kraftabfall}}$	$N_B$
X	FWR	40,7	AW	54	2,00	20,50	-20,80	10573	15000	18250
X	BWT	8,9	AW	5	1,00	124,50	-114,30	200	303	310
X	BWT	8,2	AW	1	0,80	120,49	-105,00	250	400	400
X	BWT	8,2	AW	6	0,90	99,40	-96,40	300	427	430
X	BWT	8,8	AW	10	0,80	112,90	-115,50	438	633	656
X	BWT	8,2	AW	2	0,60	84,40	-95,50	500	1221	1285
X	BWT	8,7	AW	7	0,70	104,60	-107,70	1550	2285	2285
X	BWT	8,8	AW	9	0,60	97,80	-105,70	1800	2473	2545
X	BWT	8,9	AW	3	0,50	88,00	-88,10	4500	5520	5545
X	BWT	8,0	AW	8	0,40	68,00	-76,20	14000	17719	17719
X	BWT	8,2	AW	4	0,40	71,20	-71,20	25000	30951	31059
S	FWT	8,0	AW	96	9,00	61,91	-20,17	-	9	20
S	FWT	8,0	AW	94	7,00	41,63	-15,73	-	62	100
S	FWT	8,0	AW	84	5,00	42,02	-19,00	60	176	310
S	FWT	8,0	AW	82	5,00	37,59	-15,01	170	181	365
S	FWT	8,0	AW	92	5,00	36,77	-15,49	200	224	400
S	FWT	8,0	AW	89	4,00	29,48	-12,52	600	572	1070
S	FWT	8,0	AW	80	3,00	24,56	-12,44	1100	1100	2340
S	FWT	8,0	AW	81	3,00	23,69	-11,87	1100	1079	2362
S	FWT	8,0	AW	91	3,00	21,31	-10,37	2500	2113	3130
S	FWT	8,0	AW	90	2,00	13,60	-8,00	7000	6547	10900
S	FWT	8,0	AW	95	1,80	10,76	-7,16	10800	9104	16476
S	FWT	8,0	AW	86	1,50	10,91	-8,49	-	10595	18927
S	FWT	8,0	AW	83	1,00	8,12	-8,12	-	32445	49979
S	FWT	8,0	AW	88	1,00	8,67	-8,07	-	38065	62978
S	FWT	8,0	AW	85	1,00	8,31	-7,25	42000	33087	64800
S	FWT	8,0	AW	93	0,50	2,02	-2,56	-	1000000	1000000
S	FWT	8,0	GR	107	8,00	45,91	-16,09	24	19	50
S	FWT	8,0	GR	103	7,00	41,36	-14,64	49	48	84
S	FWT	8,0	GR	106	5,00	29,05	-12,95	180	183	290
S	FWT	8,0	GR	111	5,00	31,68	-13,32	250	199	350
S	FWT	8,0	GR	102	5,00	32,16	-12,84	380	349	470
S	FWT	8,0	GR	114	4,00	31,39	-13,61	580	496	800
S	FWT	8,0	GR	100	3,00	22,35	-11,25	2500	1937	2600
S	FWT	8,0	GR	105	3,00	19,12	-8,88	2900	2319	3350
S	FWT	8,0	GR	110	3,00	21,22	-10,78	1600	2630	3550

Material	Typ	$t$ in mm	Zustand	Nummer	$u_a$ in mm	$F_{\max}$ in kN	$F_{\min}$ in kN	$N_A$	$N_{5\% \text{ Kraftabfall}}$	$N_B$
S	FWT	8,0	GR	115	2,00	15,86	-9,54	14000	11092	15400
S	FWT	8,0	GR	104	2,00	13,59	-7,81	13800	10155	16170
S	FWT	8,0	GR	112	1,50	10,84	-8,76	0	16328	27398
S	FWT	8,0	GR	108	1,50	11,18	-8,42	-	28246	34525
S	FWT	8,0	GR	109	1,50	9,75	-7,65	48000	44585	52350
S	FWT	8,0	GR	101	1,00	5,90	-7,10	-	148562	186288
S	FWT	8,0	GR	113	0,80	5,33	-6,27	0	186386	314438
S	FWR	8,0	AW	78	10,00	64,55	-18,69	-	7	22
S	FWR	8,0	AW	75	7,00	35,91	-15,69	-	140	185
S	FWR	8,0	AW	70	5,00	33,60	-14,40	150	280	303
S	FWR	8,0	AW	64	5,00	34,39	-15,81	220	262	330
S	FWR	8,0	AW	66	5,00	32,51	-15,09	170	300	345
S	FWR	8,0	AW	71	4,00	27,76	-12,46	475	591	718
S	FWR	8,0	AW	62	3,00	20,79	-13,51	1900	2352	2833
S	FWR	8,0	AW	73	3,00	20,52	-11,48	1250	2504	3238
S	FWR	8,0	AW	63	3,00	19,45	-13,55	2400	2583	4390
S	FWR	8,0	AW	72	2,00	14,31	-8,65	6500	7134	11527
S	FWR	8,0	AW	65	1,80	14,49	-11,07	5000	6331	12556
S	FWR	8,0	AW	67	1,50	11,62	-7,80	9400	13467	25710
S	FWR	8,0	AW	68	1,00	10,13	-8,07	20000	26627	45564
S	FWR	8,0	AW	74	1,00	8,28	-6,42	32000	32606	66000
S	FWR	8,0	AW	77	1,00	6,19	-5,57	63000	63560	100000
S	FWR	8,0	AW	76	0,50	2,87	-3,15	-	616821	761679
S	FWT	30,0	AW	248	3,00	135,86	-248,14	80	150	505
S	FWT	30,0	AW	249	2,50	110,33	-260,21	50	42	580
S	FWT	30,0	AW	148	2,50	108,08	-235,64	80	26	1200
S	FWT	30,0	AW	141	2,00	71,38	-229,70	200	1762	2000
S	FWT	30,0	AW	242	2,00	69,27	-275,15	500	1585	3300
S	FWT	30,0	AW	150	1,50	66,08	-210,56	1000	4148	5323
S	FWT	30,0	AW	142	1,50	46,66	-184,28	900	6182	9885
S	FWT	30,0	AW	143	1,00	83,59	-98,97	6200	10702	29743
S	FWT	30,0	AW	240	1,00	85,65	-100,19	7500	8247	54827
S	FWT	30,0	AW	149	0,70	49,48	-70,32	-	46002	100000
S	FWT	30,0	AW	241	0,70	48,43	-67,27	10000	29551	129815
S	FWT	30,0	AW	243	0,50	31,79	-48,09	-	179731	566780
S	FWT	30,0	GR	164	3,00	119,88	-287,02	50	28	205

Material	Typ	$t$ in mm	Zustand	Nummer	$u_a$ in mm	$F_{\max}$ in kN	$F_{\min}$ in kN	$N_A$	$N_{5\% \text{ Kraftabfall}}$	$N_B$
S	FWT	30,0	GR	166	2,50	104,19	-258,89	100	200	1900
S	FWT	30,0	GR	263	2,50	116,72	-234,46	50	168	1900
S	FWT	30,0	GR	260	2,00	82,14	-276,00	250	1259	2361
S	FWT	30,0	GR	162	2,00	85,06	-270,88	170	2661	2990
S	FWT	30,0	GR	265	1,50	72,46	-210,46	1200	3133	5180
S	FWT	30,0	GR	161	1,50	75,70	-201,54	750	4637	10375
S	FWT	30,0	GR	262	1,00	89,83	-92,67	-	16029	27131
S	FWT	30,0	GR	160	1,00	63,77	-113,87	9000	8775	52350
S	FWT	30,0	GR	261	0,70	59,40	-64,44	25000	54131	105837
S	FWT	30,0	GR	165	0,70	49,62	-68,76	26000	50601	148733
S	FWT	30,0	GR	163	0,50	48,20	-33,88	-	279614	385661
S	FWR	30,0	AW	122	2,00	132,85	-161,87	-	3	3
S	FWR	30,0	AW	120	2,00	150,21	-152,29	-	4	4
S	FWR	30,0	AW	123	1,70	125,37	-156,87	14	5	14
S	FWR	30,0	AW	125	1,50	102,73	-145,03	85	71	85
S	FWR	30,0	AW	224	1,20	67,55	-116,05	10	178	245
S	FWR	30,0	AW	221	1,50	112,51	-126,57	350	1253	1380
S	FWR	30,0	AW	225	1,00	79,22	-80,52	3300	4516	7100
S	FWR	30,0	AW	121	1,00	88,01	-80,05	3400	4869	8233
S	FWR	30,0	AW	223	0,70	55,13	-50,51	16000	19661	28500
S	FWR	30,0	AW	220	0,50	52,47	-37,67	28500	26057	49978
S	FWR	30,0	AW	124	0,50	41,73	-29,41	40000	38903	70356
S	FWR	30,0	AW	222	0,30	20,11	-29,65	440000	405640	580157
S	BWT	8,0	AW	3	1,40	289,24	-300,76	80	76	85
S	BWT	8,0	AW	7	1,30	266,69	-290,21	100	95	101
S	BWT	8,0	AW	6	1,20	262,37	-259,39	300	429	490
S	BWT	8,0	AW	1	1,10	203,85	-281,83	700	712	740
S	BWT	8,0	AW	4	1,00	216,14	-229,04	2000	2260	2350
S	BWT	8,0	AW	9	0,80	174,27	-182,71	4400	4250	4650
S	BWT	8,0	AW	2	0,70	177,22	-135,58	-	5520	5724
S	BWT	8,0	AW	12	0,60	155,68	-112,12	-	12505	13050
S	BWT	8,0	AW	5	0,50	114,58	-109,76	-	15741	16548
S	BWT	8,0	AW	8	0,60	149,95	-119,65	17300	17190	17360
S	BWT	8,0	AW	10	0,40	106,45	-74,29	45744	45995	48418
S	BWT	8,0	AW	11	0,25	84,85	-27,17	154000	149325	160000

Tab. C.3: Daten zu den Ermüdungsversuchen mit Kreuzstößen aus [108].

Material	$K_p$	$\sigma_{V,a}$ in MPa	$\sigma_{V,max}$ in MPa	$\sigma_{V,min}$ in MPa	$N_A$	$N_B$
1.4541	2,56	738,30	738,30	-738,30	4500	17700
1.4541	2	648,70	648,70	-648,70	8000	37700
1.4541	2	648,70	648,70	-648,70	7500	37700
1.4541	2,56	738,30	738,30	-738,30	16600	42300
1.4541	2,56	632,83	632,83	-632,83	4600	46500
1.4541	2,56	632,83	632,83	-632,83	7500	50800
1.4541	2	556,03	556,03	-556,03	12700	80800
1.4541	2	556,03	556,03	-556,03	24500	82000
1.4541	2,56	474,62	1053,67	104,42	93300	132000
1.4541	2,56	527,36	527,36	-527,36	53000	160000
1.4541	2,56	428,22	950,64	94,21	111000	166000
1.4541	2,56	527,36	527,36	-527,36	63500	167000
1.4541	2,56	527,36	527,36	-527,36	68300	175000
1.4541	2,56	421,89	421,89	-421,89	77300	198000
1.4541	2	463,36	463,36	-463,36	120000	216000
1.4541	2,56	428,22	950,64	94,21	165000	221000
1.4541	2,56	379,70	842,93	83,53	198000	274000
1.4541	2	463,36	463,36	-463,36	100000	308000
1.4541	2,56	421,89	421,89	-421,89	241000	412000
1.4541	2,56	284,77	632,20	62,65	567000	725000
1.4541	2,56	379,70	842,93	83,53	646000	727000
1.4541	2,56	284,77	632,20	62,65	570000	736000
1.4541	2	370,69	370,69	-370,69	633000	794000
1.4541	2,56	738,30	738,30	-738,30	11500	-
S960M	2,63	528,08	1172,33	116,18	-	5230
S960M	2,63	1271,30	1271,30	-1271,30	940	5330
S960M	2,21	1184,77	1184,77	-1184,77	550	6000
S960M	2,21	1093,63	1093,63	-1093,63	2200	7440
S960M	2,21	820,22	1820,90	180,45	4770	8110
S960M	2,21	1093,63	1093,63	-1093,63	3330	9060
S960M	2,63	1075,71	1075,71	-1075,71	2800	10200
S960M	2,21	1002,50	1002,50	-1002,50	2850	11500
S960M	2,21	656,18	1456,72	144,36	-	12800
S960M	2,63	880,13	880,13	-880,13	2500	14400
S960M	2,63	782,34	782,34	-782,34	5000	15000

Material	$K_P$	$\sigma_{V,a}$ in MPa	$\sigma_{V,max}$ in MPa	$\sigma_{V,min}$ in MPa	$N_A$	$N_B$
S960M	2,21	911,36	911,36	-911,36	3800	15800
S960M	2,63	528,08	1172,33	116,18	-	19000
S960M	2,63	880,13	880,13	-880,13	4200	20000
S960M	2,63	782,34	782,34	-782,34	500	23700
S960M	2,63	485,05	1076,81	106,71	8560	24600
S960M	2,63	440,06	976,94	96,81	3390	25300
S960M	2,21	574,16	1274,63	126,31	8910	25500
S960M	2,63	485,05	1076,81	106,71	3830	26400
S960M	2,21	820,22	820,22	-820,22	3000	28900
S960M	2,63	684,54	684,54	-684,54	7600	32000
S960M	2,63	440,06	976,94	96,81	2000	35200
S960M	2,21	492,13	1092,54	108,27	11600	40000
S960M	2,63	397,04	881,42	87,35	-	42600
S960M	2,21	452,03	1003,52	99,45	-	46800
S960M	2,63	397,04	881,42	87,35	19100	47000
S960M	2,63	397,04	881,42	87,35	9040	49500
S960M	2,63	352,05	781,55	77,45	27700	65200
S960M	2,63	488,96	488,96	-488,96	15300	70000
S960M	2,21	410,11	910,45	90,22	-	70500
S960M	2,21	370,01	821,43	81,40	-	80800
S960M	2,21	546,82	546,82	-546,82	18000	92100
S960M	2,63	309,02	686,03	67,98	16900	98200
S960M	2,63	352,05	781,55	77,45	33600	99000
S960M	2,21	546,82	546,82	-546,82	58000	111000
S960M	2,63	309,02	686,03	67,98	53800	147000
S960M	2,63	264,04	586,17	58,09	76600	188000
S960M	2,21	328,09	728,36	72,18	-	195000
S960M	2,63	264,04	586,17	58,09	68600	216000
S960M	2,21	455,68	455,68	-455,68	216000	325000
S960M	2,21	287,99	639,34	63,36	-	439000
S960M	2,21	246,07	546,27	54,13	-	605000
S960M	2,21	205,97	457,25	45,31	-	718000
S960M	2,63	221,01	490,64	48,62	-	718000
S960M	2,63	880,13	1953,88	193,63	-	718000