



TECHNISCHE  
UNIVERSITÄT  
DARMSTADT

# Strukturgrößen zur Schwingfestigkeitsbewertung von Schweißverbindungen

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

zur  
Erlangung des akademischen Grades eines  
Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigte  
DISSERTATION

vorgelegt von  
**Simon Maximilian Moser, M. Sc.**  
aus Mannheim

Referent:	Prof. Dr.-Ing. Michael Vormwald
Korreferent:	Prof. Dr.-Ing. Klemens Rother
Tag der Einreichung:	17.01.2023
Tag der mündlichen Prüfung:	17.05.2023

Darmstadt 2023  
D 17

**Simon Moser**

Strukturgrößen zur Schwingfestigkeitsbewertung von Schweißverbindungen

Technische Universität Darmstadt

Jahr der Veröffentlichung der Dissertation auf TUpriints: 2023

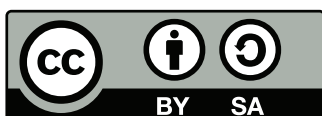
Tag der mündlichen Prüfung: 17.05.2023

**URN: urn:nbn:de:tuda-tuprints-244728**

**URI: <https://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/id/eprint/24472>**

Diese Arbeit erscheint gleichzeitig als Veröffentlichung des Instituts für Stahlbau und Werkstoffmechanik der Technischen Universität Darmstadt (Heft 134).

**ISBN: 978-3-939195-72-6**



Veröffentlicht unter der Lizenz CC BY-SA 4.0 International

<https://creativecommons.org/licences>

# Vorwort

Diese Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fachgebiet Werkstoffmechanik der Technischen Universität Darmstadt. Bei der Erstellung der Arbeit haben mich zahlreiche Personen unterstützt, denen ich an dieser Stelle herzlich danken möchte.

Mein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Michael Vormwald für das mir entgegengebrachte Vertrauen, seinen fachlichen Rat und seine uneingeschränkte Gesprächsbereitschaft, wann immer ich einen Diskussionspartner benötigt habe. Herrn Prof. Dr.-Ing. Klemens Rother von der Hochschule München danke ich für die Übernahme des Korreferats und für eine tolle Zusammenarbeit im Rahmen des gemeinsamen Forschungsvorhabens.

Trotz vieler arbeitsreicher und herausfordernder Stunden werden mir die vergangenen Jahre am Fachgebiet in überaus positiver Erinnerung bleiben. Zu verdanken habe ich das meinen Freunden und Kollegen Carl Fällgren, Dr.-Ing. Patrick Yadegari, Dr.-Ing. Aris Tsakmakis, Jan Kraft, Tobias Brehm, Dr.-Ing. Heinz Thomas Beier, Dr.-Ing. Alexander Bosch und meinem Forschungspartner Josef Neuhäusler. Ihnen allen danke ich sehr für ihre Hilfsbereitschaft, die hervorragende Zusammenarbeit und eine sehr schöne Zeit bei und auch abseits der Arbeit. Vielen Dank auch an meine ehemaligen Kommilitonen Vlad-Sebastian Ruican, Valerie Aland und Özer Üngör für ein ebenso angenehmes Masterstudium.

Meiner Familie und meinen Freunden danke ich für ihr Verständnis während der besonders arbeitsintensiven Phasen. Besonderer Dank gebührt meiner Frau Margarete, die in den letzten Jahren oft zurückstecken musste und mich dennoch stets motiviert, immer an mich geglaubt und so weit wie möglich entlastet hat, damit ich mich auf meine Arbeit fokussieren konnte.

Darmstadt, im Juli 2023

Simon Moser



# Kurzfassung

Zur Schwingfestigkeitsbewertung wiederholt belasteter Schweißverbindungen können Anwender aus der industriellen Praxis auf Nachweisverfahren wie dem Nenn-, Struktur- und Kerbspannungskonzept zurückgreifen, die unter anderem in den Empfehlungen des International Institute of Welding (IIW) oder der Richtlinie des Forschungskuratoriums Maschinenbau e. V. (FKM) beschrieben sind. Zyklisch hochbeanspruchte geschweißte Bauteile mit Versagen im Kurzzeitfestigkeitsbereich können damit jedoch nicht bewertet werden, da dieser Lebensdauerbereich außerhalb der Anwendungsgrenzen der Regelwerke liegt. Eine auf Schweißverbindungen erweiterte Variante des Örtlichen Konzepts nach der FKM-Richtlinie Nichtlinear schließt diese Lücke. Allerdings erfordert dieses Verfahren ein aufwendig zu erstellendes detailliertes und fein vernetztes Finite-Elemente-Modell der untersuchten Struktur.

Alternativ zu dieser Methode wird daher ein auf Strukturspannungen und -dehnungen basierendes „Strukturgrößenkonzept“ vorgestellt, dem ein grob vernetztes Modell genügt. Durch die grobe Vernetzung können bei verhältnismäßig kurzen Rechenzeiten elastisch-plastisches Werkstoffverhalten und geometrische Nichtlinearität in der numerischen Rechnung berücksichtigt werden. Dies stellt auch bei hohen Beanspruchungen und größeren Deformationen eine realitätsnahe Simulation des Strukturverhaltens sicher.

Zugunsten einer möglichst hohen Akzeptanz in der Praxis wird das Strukturgrößenkonzept an das Strukturspannungskonzept gemäß der FKM-Richtlinie angelehnt. Auf diese Weise lassen sich darin enthaltene praxiserprobte Einflussfaktoren und Handlungsanweisungen unmittelbar oder mit geringfügigen Anpassungen übertragen. Auch die zur Bewertung zyklischer Beanspruchungen erforderlichen Wöhlerlinien werden aus der Richtlinie abgeleitet.

Die anschließende Validierung des Nachweisverfahrens und der Vergleich mit der zuvor erwähnten Variante des Örtlichen Konzepts erfolgt auf Basis selbst durchgeführter und in der Literatur beschriebener Ermüdungsversuche. Insgesamt werden hierfür 213 Versuche an Stumpf- und T-Stößen mit Blechdicken von 8 bis 40 mm aus ferritischen sowie austenitischen Stählen mit Fließgrenzen zwischen ca. 200 und 1000 MPa nachgerechnet. Anhand der Gegenüberstellung der rechnerischen und experimentell ermittelten Lebensdauern zeigt sich, dass alle untersuchten Schweißverbindungen im betrachteten Lebensdauerbereich von  $10^0$  bis  $10^6$  Lastwechseln mit dem Strukturgrößenkonzept sicher bewertet werden. Dabei sind im Vergleich zum Örtlichen Konzept insbesondere im Kurzzeitfestigkeitsbereich deutlich treffendere Lebensdauerabschätzungen bei zugleich wesentlich geringeren Streuungen zu beobachten.



# Abstract

For the fatigue strength assessment of welded joints subjected to repeated loading, users from industrial practice can use evaluation methods such as the nominal, structural and notch stress concept, which are described, among others, in the recommendations of the International Institute of Welding or the guideline of the Forschungskuratorium Maschinenbau e. V. (FKM).

These methods, however, are not applicable to cyclic highly stressed welded components with failure in the low cycle fatigue regime, as this fatigue life regime exceeds the application limits of the guidelines. A variant of the local concept according to the FKM guideline nonlinear extended to welded joints closes this gap. Yet, this method requires a detailed and finely meshed finite element model of the examined structure, which is costly to create.

As an alternative to this method, a „structural quantity concept“ based on structural stresses and strains is therefore presented, for which a coarsely meshed model is sufficient. Due to the coarse meshing, elastic-plastic material behaviour and geometric non-linearity can be taken into account in the numerical calculation with relatively short computing times. This ensures a realistic simulation of the structure's behaviour even with high stresses and large deformations.

In order to achieve the maximum possible acceptance in practice, the developed structural quantity concept is based on the structural stress concept according to the FKM guideline. Thus, the practice-proven influencing factors and instructions contained therein can be transferred directly or with minor adjustments. The life curves required for the assessment of cyclic stresses are also derived from the guideline.

The subsequent validation of the assessment method and the comparison with the aforementioned variant of the local concept is carried out on the basis of fatigue tests performed by the author himself and tests described in the literature. A total of 213 tests on butt and T-joints with plate thicknesses of 8 to 40 mm made of ferritic and austenitic steels with yield strengths between approx. 200 and 1000 MPa are recalculated. The comparison of the calculated and experimentally determined fatigue lives shows that all investigated welded joints in the considered fatigue life range of  $10^0$  to  $10^6$  load cycles are safely assessed with the structural quantity concept. In contrast to the local concept, especially in the low cycle fatigue regime, significantly more accurate fatigue life estimations with considerably lower scatter can be observed.





# Inhaltsverzeichnis

<b>Nomenklatur</b>	<b>XI</b>
<b>1. Einleitung</b>	<b>1</b>
1.1. Motivation . . . . .	1
1.2. Zielsetzung . . . . .	2
1.3. Vorgehensweise . . . . .	2
1.4. Hinweis zur Darstellung . . . . .	3
<b>2. Ermüdung von Schweißverbindungen</b>	<b>5</b>
2.1. Ermüdung in der Praxis . . . . .	5
2.2. Besonderheiten von Schweißverbindungen . . . . .	6
2.2.1. Geometrische Eigenschaften . . . . .	6
2.2.2. Materielle Eigenschaften . . . . .	7
2.2.3. Fertigungsabhängige Eigenschaften . . . . .	9
2.3. Konzepte zur Ermüdungsbewertung . . . . .	9
2.3.1. Grundlagen zum Schwingfestigkeitsnachweis . . . . .	9
2.3.2. Kerbspannungs- und Kerbdehnungskonzepte . . . . .	15
2.3.3. Strukturspannungs- und Strukturdehnungskonzepte . . . . .	19
2.3.4. Anforderungen an das gesuchte Strukturgrößenkonzept . . . . .	22
<b>3. Experimentelle Untersuchungen</b>	<b>25</b>
3.1. Übersicht . . . . .	25
3.2. Werkstoffversuche . . . . .	26
3.2.1. Probenfertigung und -geometrie . . . . .	26
3.2.2. Versuchsdurchführung . . . . .	27
3.2.3. Versuchsauswertung . . . . .	31
3.3. Versuche mit T- und Stumpfstoßen . . . . .	38
3.3.1. Probenfertigung und -geometrie . . . . .	38
3.3.2. Versuchsdurchführung . . . . .	40
3.3.3. Versuchsauswertung . . . . .	44
<b>4. Numerische Untersuchungen</b>	<b>49</b>
4.1. Übersicht . . . . .	49
4.2. Elastisch-plastisches Werkstoffverhalten . . . . .	49
4.2.1. Modell nach Besseling . . . . .	49
4.2.2. Ermittlung zyklisch stabilisierter Spannungs-Dehnungs-Kurven	51
4.2.3. Multilineare Approximation des zyklischen Werkstoffverhaltens	53
4.3. Ermittlung von Strukturgrößen . . . . .	55
4.3.1. Abklinglänge . . . . .	55

4.3.2. Modellierung . . . . .	61
4.3.3. Elementtyp und Vernetzung . . . . .	62
4.3.4. Extrapolation . . . . .	63
4.3.5. Schädigungsparameter . . . . .	67
4.3.6. Praktische Umsetzung . . . . .	68
4.4. Konzeptgebundene Wöhlerlinien . . . . .	72
4.5. Einflussparameter . . . . .	74
4.6. Zusammenfassung des Strukturgrößenkonzepts . . . . .	76
<b>5. Validierung</b>	<b>79</b>
5.1. Übersicht . . . . .	79
5.2. FE-Modell zur Nachrechnung der Versuche . . . . .	79
5.2.1. Randbedingungen und Lasten . . . . .	79
5.2.2. Plausibilitätsprüfung . . . . .	80
5.2.3. Modelle für das Örtliche Konzept und das Strukturgrößenkonzept	83
5.3. Anwendung des Örtlichen Konzepts nach Rudorffer et al. . . . .	87
5.4. Anwendung des Strukturgrößenkonzepts . . . . .	89
5.5. Vergleich des Strukturgrößenkonzepts mit dem Örtlichen Konzept nach Rudorffer et al. . . . .	90
5.6. Bewertung experimenteller Daten aus der Literatur . . . . .	93
5.6.1. Kreuzstöße mit Kehl- und DHV-Nähten . . . . .	93
5.6.2. Stumpfstöße aus 1.4550 . . . . .	95
5.6.3. T-Stöße aus S235JR . . . . .	97
<b>6. Zusammenfassung</b>	<b>99</b>
<b>7. Ausblick</b>	<b>101</b>
<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>103</b>
<b>A. Anhang zum grundlegenden Teil</b>	<b>113</b>
A.1. Rissfortschrittsrate und Regelungsart . . . . .	113
A.2. Kommentare zum Strukturdehnungskonzept nach Pei et al. . . . .	114
A.2.1. Algorithmus zur Berechnung der Strukturdehnungen . . . . .	114
A.2.2. Daten zur Validierung . . . . .	115
<b>B. Anhang zum experimentellen Teil</b>	<b>119</b>
B.1. Werkstoffversuche . . . . .	119
B.2. Versuche mit T- und Stumpfstößen . . . . .	122
<b>C. Anhang zum numerischen Teil</b>	<b>141</b>
C.1. Herleitung von Gl. 4.22 . . . . .	141
C.2. Herleitung von Gl. 4.23 . . . . .	141
C.3. Skript zur Materialdefinition nach Abschnitt 4.2.3 in <i>Abaqus</i> . . . . .	142
<b>D. Zahlenwerte zu den Ermüdungsversuchen und zur Validierung</b>	<b>145</b>

# Nomenklatur

## Lateinische Formelzeichen

Formelzeichen	Beschreibung
$A$	Flächeninhalt
$a$	Risslänge
$a_{\text{root}}$	a-Maß der Wurzellage
$a_{\text{top}}$	a-Maß der Decklage
$b$	Schwingfestigkeitsexponent
$C$	Werkstoffkonstante zum zyklischen Rissfortschritt
$c$	Elastizitätstheoretischer Übertragungsfaktor
$c$	Zyklischer Duktilitätsexponent
$d_1, d_2$	Exponenten der $P_{\text{RAM}}$ -Wöhlerlinie
$E$	Elastizitätsmodul
$F$	Kraft
FAT $x$	Ertragbare Spannungsschwingweite $x$ in MPa bei $N = 2 \cdot 10^6$
$f$	Frequenz
$f_{2,5\%}$	Faktor zur Umbewertung der Ausfallwahrscheinlichkeit
$f_{\text{RAM}}$	Bauteilfaktor für den Nachweis mit $P_{\text{RAM}}$
$f_t$	Einflussfaktor für die Blechdicke
$G$	Bezogener Spannungsgradient
$h_{\text{slim}}$	Überhöhung auf der schmalen Nahtseite
$h_{\text{wide}}$	Überhöhung auf der breiten Nahtseite
$I$	Flächenträgheitsmoment
$K$	Spannungsintensitätsfaktor
$K'$	Zyklischer Verfestigungskoeffizient
$K_E$	Eigenstressfaktor
$K_{E,\text{inv}}$	Angepasster Eigenstressfaktor
$K_P$	Traglastformzahl
$K_{R,P}$	Rauheitsfaktor
$K_V$	Randschichtfaktor
$k$	Neigungskennzahl
$k$	Faktor zur Berücksichtigung von Mittelspannungen in $P_{\text{RAM}}$
$L$	Last
$l$	(Hebel-) Länge
$l_a$	Freie Schenkellänge
$l_e$	Elementkantenlänge
$l_{\sigma,\text{st}}$	Hochbeanspruchte Schweißnahtlänge
$M$	Mismatch-Parameter

$M_R$	Reibmoment
$M_\sigma$	Mittelspannungsempfindlichkeit
$m$	Mittelwert einer logarithmischen Normalverteilung
$m$	Zyklischer Rissfortschrittsexponent
$N$	Versagensschwingspielzahl
$n$	Anzahl von Versuchen
$n$	Exponent des Einflussfaktors für die Blechdicke
$n$	Schwingspielzahl
$n'$	Zyklischer Verfestigungsexponent
$n_{bm}$	Bruchmechanische Stützzahl
$n_P$	Werkstoffmechanische Stützzahl
$n_{pl}$	Plastische Stützzahl
$n_{st}$	Statistische Stützzahl
$P_{RAJ}$	Schädigungsparameter für das Örtliche Konzept
$P_{RAM}$	Schädigungsparameter für das Örtliche Konzept
$P_{RAM,D,WS}$	Dauerfestigkeit beim Nachweis mit $P_{RAM}$
$P_{RAM,HS,FAT}$	Stützstelle der Wöhlerlinie für das Strukturgrößenkonzept bei $N = 2 \cdot 10^6$
$P_{RAM,HS,Stat}$	Stützstelle der Wöhlerlinie für das Strukturgrößenkonzept bei $N = 1$
$P_{RAM,Z,WS}$	Stützstelle beim Nachweis mit $P_{RAM}$
$P_s$	Überlebenswahrscheinlichkeit
$P_{SWT}$	Schädigungsparameter nach Smith, Watson und Topper
$q$	Plastischer Dehnungsanteil an den Gesamtdehnungen
$R$	Spannungsverhältnis
$R_u$	Verschiebungsverhältnis
$R_\varepsilon$	Dehnungsverhältnis
$R_p$	Fließgrenze
$R_{p0.2}$	Spannung bei 0,2 % plastischer Dehnung
$R_m$	Zugfestigkeit
$r$	(Kerb-) Radius
$S$	Elastizitätstheoretische (Kerb-)Spannung
$s_{log}$	Standardabweichung einer logarithmischen Normalverteilung
$T_{90/10}$	Streuspanne zwischen dem 90 %- und 10 %-Quantil
$t$	(Blech-) Dicke
$t_{base}$	Restdicke des Grundblechs
$t_{brace}$	Restdicke der Steife
$u$	Verschiebung
$\dot{u}$	Verschiebungsgeschwindigkeit
$v$	Verschiebung
$w_{gap}$	Breite des Spalts an der Nahtwurzel
$w_{slim}$	Nahtbreite der schmalen Nahtseite
$w_{wide}$	Nahtbreite der breiten Nahtseite
$x$	Koordinate
$Y$	Geometriefaktor im Spannungsintensitätsfaktor

$y$	Koordinate
$z$	Anzahl Wertepaare auf der plastischen Spannungs-Dehnungs-Kurve beim Besseling-Modell
$z$	Koordinate

## Griechische Formelzeichen

Formelzeichen	Beschreibung
$\alpha$	Nahtanstiegswinkel
$\alpha_w$	Schweißnahtfaktor
$\gamma$	Winkel der Schweißverbindung
$\gamma_M$	Teilsicherheitsfaktor
$\Delta$	Schwingweite, Differenz
$\varepsilon$	(Normal-) Dehnung
$\dot{\varepsilon}$	Dehnrage
$\varepsilon_{\text{ertr}}$	Statisch ertragbare (Struktur-) Dehnung
$\varepsilon'_f$	Zyklischer Duktilitätskoeffizient
$\eta$	Kerbkordinate
$\nu$	Querkontraktionszahl (Poissonzahl)
$\xi$	Kerbkordinate
$\sigma$	(Normal-) Spannung
$\sigma_{\text{ertr}}$	Zugehöriger Spannungswert zu $\varepsilon_{\text{ertr}}$
$\sigma_f$	Fließspannung
$\sigma'_f$	Schwingfestigkeitskoeffizient
$\sigma'_{\text{SK},w}$	Statische Bauteilfestigkeit
$\varphi$	Kerbkordinate

## Indizes

Index	Beschreibung
$(\dots)_a$	Amplitude
$(\dots)_{\text{calc}}$	Berechnung
$(\dots)_{\text{el}}$	Elastisch
$(\dots)_{\text{exp}}$	Experiment
$(\dots)_{\text{HS}}$	Hot-Spot
$(\dots)_i$	Zählvariable
$(\dots)_{\text{ld}}$	Load Drop (Lastabfall)
$(\dots)_m$	Mittel- (Spannung, Dehnung etc.)
$(\dots)_{\text{max}}$	Maximal
$(\dots)_{\text{min}}$	Minimal
$(\dots)_{\text{pl}}$	Plastisch

## Abkürzungen

<b>Kürzel</b>	<b>Beschreibung</b>
ASME	American Society of Mechanical Engineers
AW	As-Welded (wie geschweißt)
BMT	Base Material (Grundwerkstoff)
BWT	Butt Weld Through-Welded (durchgeschweißter Stumpfstoß)
CIDECT	Comité International pour le Développement et l'Etude de la Construction Tubulaire
DC	Displacement-Controlled (verschiebungsgeregelt)
DVS	Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e. V.
FE	Finite-Elemente
FEM	Finite-Elemente-Methode
FKM	Forschungskuratorium Maschinenbau e. V.
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
Mat	Material
PL	Polished (poliert)
Red. Int.	Reduzierte Integration
SC	Strain-Controlled (dehnungsgeregelt)
SLV	Schweißtechnische Lehr- und Versuchsanstalt
TMF	Thermo-Mechanical-Fatigue
TWI	The Welding Institute
VHCF	Very-High-Cycle-Fatigue (hochzyklische Ermüdung)

# 1. Einleitung

## 1.1. Motivation

Geschweißte Strukturen im Kranbau, Druckbehälterbau und anderen Anwendungsgebieten der Technik unterliegen zum Teil hohen wiederholten Belastungen. Diese können bereits nach weniger als  $10^4$  Wiederholungen bzw. Lastwechseln zum Ermüdungsversagen der Bauteile führen. Deren Lebensdauer liegt folglich im Kurzzeitfestigkeitsbereich und damit außerhalb der Anwendungsgrenzen der weit verbreiteten Richtlinie des FKM (Forschungskuratorium Maschinenbau e. V.) [80] sowie den Empfehlungen des IIW (International Institute of Welding) [47]. Darin beschriebene Nachweisverfahren zur Schwingfestigkeitsbewertung von Schweißverbindungen wie das etablierte Nenn-, Struktur- oder Kerbspannungskonzept können für derartige Anwendungsfälle daher nicht verwendet werden.

Auf das Örtliche Konzept gemäß der FKM-Richtlinie Nichtlinear [39] lässt sich ebenfalls nicht zurückgreifen. Das Anwendungsgebiet dieser Richtlinie erstreckt sich zwar über den Kurz- und den Langzeitfestigkeitsbereich, allerdings ist sie derzeit noch auf die Bewertung von nicht geschweißten Bauteilen beschränkt. Diesbezügliche Anpassungen an der Nachweisführung zur Ertüchtigung des Örtlichen Konzepts nach der FKM-Richtlinie Nichtlinear werden von Rudorffer und Kollegen [83] vorgeschlagen. Grundlage für den daraus resultierenden Schwingfestigkeitsnachweis ist analog zum Kerbspannungskonzept ein geometrisch und physikalisch lineares Finite-Elemente-Modell (FE-Modell), in welchem die Schweißnahtkerben mit einem angenommenen Kerbradius  $r = 1 \text{ mm}$  zu modellieren und fein zu vernetzen sind. Im Gegensatz zum Kerbspannungskonzept werden aus den mit dem Modell errechneten elastizitätstheoretischen Kerbspannungen elastisch-plastische Beanspruchungszustände in der Kerbe mittels Kerbnäherungsverfahren abgeschätzt. Zusammengefasst in einem Schädigungsparameter dienen die so ermittelten Kerbspannungen und -dehnungen anschließend als versagensmaßgebende Beanspruchungsgrößen.

Ein Nachteil dieser Vorgehensweise ist der für die Modellierung und die Vernetzung des FE-Modells zu leistende Arbeitsaufwand. Dieser ist insbesondere zur Bewertung großer Bauteile in der industriellen Praxis für den potentiellen Anwenderkreis nur schwer zu bewältigen. Weiterhin besteht die Möglichkeit, dass das mechanische Verhalten geschweißter Strukturen durch das lineare FE-Modell nur unzureichend abgebildet wird. Vor allem für Anwendungsfälle bei denen hohe Belastungen mit größeren Deformationen einhergehen oder bei denen die elastisch-plastischen Werkstoffeigenschaften das Strukturverhalten maßgeblich beeinflussen, sind wesentliche Unterschiede zwischen dem simulierten und dem tatsächlichen Spannungs-Dehnungs-Verhalten zu erwarten.

## 1.2. Zielsetzung

Als Alternative zum Örtlichen Konzept in der von Rudorffer et al. vorgeschlagenen Variante [83] soll daher ein Nachweisverfahren erarbeitet werden, das die Verwendung von physikalisch und gegebenenfalls auch geometrisch nichtlinearen FE-Modellen vorsieht. Um dem daraus resultierenden erhöhten numerischen Berechnungsaufwand und damit einhergehenden höheren Rechenzeiten entgegenzuwirken, muss ein relativ grobes Netz aus finiten Elementen genügen. Auf eine detaillierte Modellierung und Vernetzung von Schweißnahtkerben mit gemessenen oder angenommenen Kerbradien ist daher zu verzichten. Gegenüber der betrachteten Variante des Örtlichen Konzepts verringert sich dadurch der Arbeitsaufwand zur Modellerstellung. Gleichzeitig können auf diese Weise Kerbbeanspruchungen nicht unmittelbar an Elementknoten im FE-Netz ausgewertet werden. Aus diesem Grund soll das Konzept auf Strukturgrößen, d. h. Strukturspannungen und -dehnungen basieren.

Zugunsten einer hohen Akzeptanz in der industriellen Praxis ist das Verfahren an das Strukturspannungskonzept anzulehnen, für das unter anderem in der FKM-Richtlinie [80] und den IIW-Empfehlungen [47] konkrete Handlungsanweisungen beschrieben sind. Außerdem kann bei der Ableitung des Nachweisverfahrens auf Ergebnisse aus dem Forschungsvorhaben *TMF-Schweißnähte* [62] aufgebaut werden. Im Rahmen dieses Vorhabens ist ein Konzept zur Ermüdungsbewertung von thermomechanisch beanspruchten geschweißten Blechstrukturen mit Lebensdauern im Kurzzeitfestigkeitsbereich entwickelt und anhand von experimentellen Untersuchungen erfolgreich validiert worden. Als versagensrelevante Beanspruchungsgröße dient dem Konzept eine Strukturdehnungsschwingweite, welche mithilfe einer Extrapolationsvorschrift und eines physikalisch nichtlinearen Finite-Elemente-Modells bestimmt wird. Für eine unmittelbare Anwendung des Verfahrens in der Praxis fehlt derzeit jedoch noch eine Methode, mit der geeignete Wöhlerlinien zur Bewertung der zyklischen Beanspruchungen bestimmt werden können. Darüber hinaus ist eine umfangreichere Validierung des Konzepts anhand von weiteren Ermüdungsversuchen durchzuführen.

Diese Lücken sollen im Rahmen der vorliegenden Arbeit soweit geschlossen werden, dass mit dem Verfahren im Ergebnis Versagen von Schweißverbindungen aus Stahl im Kurz- und Langzeitfestigkeitsbereich unter einachsiger Belastung bei Raumtemperatur praxistauglich bewertet werden kann.

## 1.3. Vorgehensweise

Zur weiteren Motivation dieser Arbeit wird zunächst der Stand der Technik und Forschung zur Ermüdung von Schweißverbindungen ausführlicher erläutert. Dazu werden einige Anwendungsfälle beschrieben, bei denen geschweißte Bauteile hohen zyklischen Beanspruchungen unterliegen, Besonderheiten von Schweißverbindungen hervorgehoben und bestehende Bewertungskonzepte vorgestellt. Der Fokus liegt hierbei auf dem Strukturspannungsansatz sowie der von Rudorffer und Kollegen vorgeschlagenen Variante des Örtlichen Konzepts [83]. Anhand der Ausführungen zur Ermüdung von Schweißverbindungen werden anschließend Anforderungen an das zu erarbeitende Strukturgrößenkonzept formuliert, welche auch der abschließenden Beurteilung des Konzepts dienen.



Danach werden die zur Ableitung der konzeptgebundenen Wöhlerlinien und der Validierung notwendigen Ermüdungsversuche beschrieben. Diese wurden im Rahmen des Forschungsvorhabens *LCFWeld* durchgeführt und sind in gleicher oder ähnlicher Weise auch in [67, 68, 84] veröffentlicht worden. Die Versuche erfolgten an Werkstoffproben, Stumpf- und T-Stößen aus dem hochfesten Stahl S960M sowie dem austenitischen Chrom-Nickel Stahl 1.4541 (X6CrNiTi18-10). Mit Ausnahme der Untersuchungen an den Schweißverbindungen aus letztgenanntem Werkstoff wurden alle Versuche vom Autor dieser Dissertation durchgeführt.

Im Anschluss an die Beschreibung der experimentellen Arbeiten folgt die Vorstellung der notwendigen Arbeitsschritte zur Erarbeitung des Strukturgrößenkonzepts. Diese werden thematisch unterteilt in die Bestimmung der Beanspruchung und der Beanspruchbarkeit. Bei den Beanspruchungen wird auf Erkenntnisse aus dem Vorhaben *TMF-Schweißnähte*, welche in [62, 63] publiziert wurden, und der Abschlussarbeit von Hotaki [48] aufgebaut. Die Ausgabe und Betreuung der Abschlussarbeit sowie die Bearbeitung der entsprechenden Arbeitspakete des Forschungsvorhabens erfolgte ebenfalls durch den Autor der vorliegenden Arbeit. Hinsichtlich der Beanspruchbarkeit wird im Wesentlichen Bezug auf die FKM-Richtlinie [80] genommen.

Abschließend folgt die Validierung des Strukturgrößenkonzepts mithilfe von Daten aus der Literatur und der zuvor beschriebenen Ermüdungsversuche. Letztere Versuche wurden im Zusammenhang mit dem Forschungsvorhaben *LCFWeld* auch zur Überprüfung der Anwendbarkeit und Vorhersagegenauigkeit des von Rudorffer et al. [83] angepassten Örtlichen Konzepts verwendet. Basierend auf den errechneten Lebensdauern für die untersuchten Proben erfolgt daher ein Vergleich beider Nachweisverfahren.

## 1.4. Hinweis zur Darstellung

Die in dieser Arbeit gezeigten Abbildungen, Tabellen und Programmcodes sind in englischer Sprache mit Dezimalpunkt verfasst worden. Ausnahmen von dieser Regel sind Tab. 5.1, Tab. B.3, Tab. B.4 sowie die technischen Zeichnungen Abb. 3.3 und Abb. B.6 bis Abb. B.17. Diese sind in deutscher Sprache mit Dezimalkomma dargestellt. Auf die Verwendung von Tausendertrennzeichen wurde generell verzichtet.



## 2. Ermüdung von Schweißverbindungen

### 2.1. Ermüdung in der Praxis

Wenngleich Belastungen unterhalb der statischen Festigkeit nicht unmittelbar zum Versagen eines Bauteils führen, können sie dieses lokal schädigen. Im Allgemeinen ist diese Schädigung nach einmaliger Belastung nicht erkennbar. Durch wiederholte Beanspruchung des Werkstoffs nimmt die Schädigung stetig zu, es initiieren Risse, welche die Belastbarkeit des Bauteils verringern und mit fortschreitendem Risswachstum zu dessen Versagen führen können. Dieser Vorgang wird als Materialermüdung bezeichnet [76].

Die Gefahr des Versagens durch Ermüdung besteht bei allen wiederholt belasteten Bauteilen. Ausgangspunkt für Ermüdungsriss sind Bauteilbereiche mit lokal erhöhten Beanspruchungen – hervorgerufen etwa durch Kerben – oder lokal verringerter Beanspruchbarkeit aufgrund von Korrosion, Gefügeveränderungen, Poren etc. [76]. Gegenüber nicht geschweißten Bauteilbereichen treten solche Inhomogenitäten an Schweißnähten vermehrt auf. Zugleich führen Nahtübergangs- oder Nahtwurzelkerben oftmals zur erhöhten Beanspruchung dieser Bereiche. Des Weiteren sind die lokalen geometrischen und materiellen Eigenschaften geschweißter Strukturen häufig weitestgehend unbekannt und fertigungsbedingten Schwankungen unterworfen, Abschnitt 2.2, weshalb sie hinsichtlich ihrer Lebensdauer eine größere Streuung aufweisen als die meisten ungeschweißten Bauteile [56]. Die Ermüdungsbewertung von Schweißverbindungen stellt daher einen Sonderfall dar. An diesem besteht jedoch großes Interesse, da geschweißte (Blech-) Strukturen in nahezu allen Bereichen der Technik Anwendung finden [56].

So sind beispielsweise Fahrradrahmen in der Regel geschweißte Rohrkonstruktionen, welche unter anderem durch das Eigengewicht des Fahrers wiederholten Belastungen unterworfen sind. In größerem Maßstab sind vergleichbare Verbindungen im Offshore-Bereich vorzufinden. Entsprechende Rohrknoten werden, vor allem im Zusammenhang mit dem Strukturspannungs- und Strukturdehnungsansatz, häufig als Praxisbeispiel für ermüdungsgefährdete Schweißverbindungen genannt [46, 75, 76].

Auch Druckbehälter sind Beispiele für wiederholt belastete geschweißte Blechkonstruktionen, die nach Sonsino [91] in vielen Fällen hohen Beanspruchungen unterliegen und Versagen im Bereich der Kurzzeitschwingfestigkeit aufweisen (Low Cycle Fatigue: kurz LCF). Solche Behälter, Kraftwerks- sowie abgasführende Fahrzeugkomponenten werden darüber hinaus auch bei erhöhten Temperaturen eingesetzt und erfahren zum Teil thermisch transiente Belastungen, welche die Bauteile thermomechanisch beanspruchen [2, 18, 62]. Für deren Herstellung wird daher auf Werkstoffe mit erhöhter Oxidationsbeständigkeit zurückgegriffen, wie dem in Kapitel 3 untersuchten rostfreien austenitischen Stahl 1.4541 [13].

Der zweite getestete Werkstoff S960M, Kapitel 3, wird ebenfalls für hochbeanspruchte geschweißte Strukturen verwendet. Aufgrund seiner hohen Festigkeit bietet er das Potenzial Material und Gewicht einzusparen bei gleichzeitig höherer Belastbarkeit des Bauteils. Von Interesse ist dies beispielsweise bei mobilen sowie stationären Kranen [14, 60].

## 2.2. Besonderheiten von Schweißverbindungen

### 2.2.1. Geometrische Eigenschaften

Durch die von ihnen hervorgerufenen lokalen Beanspruchungskonzentrationen, sind Kerben für die Ermüdungsfestigkeit eines Bauteils von besonderer Bedeutung [76]. Schweißverbindungen sind nahezu immer gekerbte Strukturen. Je nach Art der Verbindung können geometrische Kerben sowohl am Nahtübergang (engl.: Toe) als auch an der Nahtwurzel (engl.: Root) vorhanden sein, Abb. 2.1 (a). Auch fertigungsbedingte Unregelmäßigkeiten, wie ungenügende Durchschweißung, Bindefehler und Einbrand sind geometrische Kerben [27]. Allerdings sind diese in Abhängigkeit von der Bewertungsgruppe nach DIN EN ISO 5817 [31] nicht oder nur in geringem Umfang zulässig und werden daher nicht weiter thematisiert.

Schweißnahtkerben sind durch den Kerbradius  $r$  und den Nahtanstiegswinkel  $\alpha$ , Abb. 2.1 (a), charakterisiert [56]. Die Höhe der Beanspruchungen im Kerbgrund und somit auch die Lebensdauer der Schweißverbindung wird wesentlich vom Kerbradius beeinflusst, wobei der Einfluss im Kurzzeitfestigkeitsbereich weniger ausgeprägt ist als im Langzeitfestigkeitsbereich [56, 76]. Zur Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit haben sich daher Nahtnachbehandlungsmethoden etabliert, bei welchen der Radius beispielsweise durch Nahtüberschleifen (Burr Grinding) vergrößert und die Kerbe somit entschärft oder diese durch Abarbeiten der Schweißnaht komplett entfernt wird [44, 47].

Bei der Auslegung nicht nachbehandelter geschweißter Bauteile sind die beiden Geometriegrößen Kerbradius und Nahtanstiegswinkel unbekannt. Sie können nur abgeschätzt oder nach der Fertigung messtechnisch bestimmt werden. Insbesondere beim Kerbradius hängt das Ergebnis der Messung allerdings erheblich von der verwendeten Messtechnik sowie der Auswertemethode ab, wie Schubnell et al. zeigen [87]. Außerdem kann nicht vollständig entfernte Schlacke das Messergebnis beeinflussen [53]. Die lokale Kerbgeometrie kann demnach auch bei der rechnerischen Bewertung der Ermüdungsfestigkeit nur näherungsweise berücksichtigt werden. Dementsprechend werden Schweißnahtkerben im Rahmen der gängigen Bewertungskonzepte stark vereinfacht modelliert, Abschnitt 2.3.

Neben der Kerbgeometrie wird die Lebensdauer von Schweißverbindungen auch von Geometriegrößen beeinflusst, welche die Struktur beschreiben, wie die Blechdicke, Winkelverzug, Kantenversatz sowie die Nahtdicke bzw. die Höhe der Nahtüberhöhung [47, 56, 62]. Untersuchungen von Braun et al. [19] zeigen, dass deren Einfluss sogar den der lokalen Kerbgeometrie übersteigt.

### 2.2.2. Materielle Eigenschaften

Zusätzlich zu den lokalen geometrischen Eigenschaften sind auch die lokalen materiellen Eigenschaften von Schweißverbindungen meist unbekannt. Neben dem Grundwerkstoff und dem eventuell zugeführten Schweißzusatzwerkstoff hängt das Verhalten des aus dem Schweißprozess resultierenden Werkstoffgemischs in der Wärmeeinflusszone und im Schweißgut von mehreren Einflussgrößen ab. Hierzu zählen temperaturabhängige Werkstoffeigenschaften wie die Wärmeleitfähigkeit und die spezifische Wärmekapazität sowie die Wärmezufuhr beim Schweißen, die Schweißgeschwindigkeit und andere Prozessparameter. Sind diese Parameter alle bekannt, können die materiellen Eigenschaften von Schweißverbindungen durch Simulation des Schweißprozesses näherungsweise bestimmt werden, wie beispielsweise in [83] gezeigt wird. Allerdings dürfte der damit verbundene Arbeits- und Berechnungsaufwand in den allermeisten Fällen zu hoch für eine Anwendung in der industriellen Praxis sein.

Experimentell können die verschiedenen Werkstoffbereiche durch Schlibbilder geätzter Proben sowie durch Härtekarten visualisiert werden. Ätzen ermöglicht die grobe Unterscheidung der Schweißverbindung in Grundwerkstoff (Base Material: kurz BMT), Wärmeeinflusszone (Heat Affected Zone: kurz HAZ) und Schweißgut (Filler Material: kurz FMT), Abb. 2.1 (a). Allerdings liefern Schlibbilder keine Informationen über die mechanischen Eigenschaften der vorliegenden Werkstoffbereiche. Härtekarten geben dagegen eine Auskunft über die quantitativen Unterschiede der lokalen Härte des Materials, Abb. 2.1 (b), und unter Zuhilfenahme von Umwertetabellen [30] oder der in [83] angegebenen Näherungsgleichung auch über die lokalen Zugfestigkeiten.

Aus Abb. 2.1 (b) geht somit hervor, dass in Schweißnähten und ihrer näheren Umgebung eine Vielzahl von Bereichen mit unterschiedlichem mechanischen Verhalten vorliegen. Beobachtungen von Ahrend [2] zufolge lassen sich diese jedoch nicht immer in Grundwerkstoff, Wärmeeinflusszone und Schweißgut einteilen. Für eine möglichst realitätsnahe Simulation des tatsächlichen Spannungs-Dehnungs-Verhaltens einer Schweißverbindung ist demnach die Unterteilung in viele Zonen mit unterschiedlichen Materialeigenschaften und die Modellierung der gescannten Nahtgeometrie erforderlich. Eine Methode zur iterativen Bestimmung der dazu notwendigen Werkstoffparameter

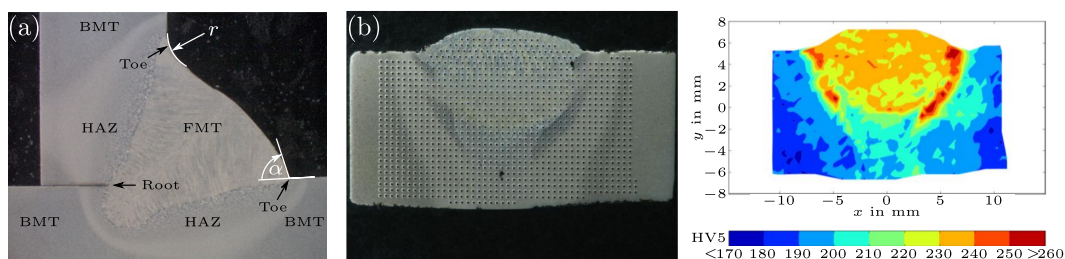


Abb. 2.1.: Verschiedene Werkstoffbereiche in Schweißverbindungen. (a) Schlibbild einer angeätzten Probe aus S960M (mit Änderungen entnommen aus [67, S. 43]). (b) Probe aus einem API 5L X60 Leitungsrohr mit Eindrücken aus der Härtemessung und zugehöriger Härtekarte (mit Änderungen entnommen aus [8, S. 3]).

ist in [2] beschrieben. Diese erfordert jedoch Ergebnisse aus optischen Dehnungsfeldmessungen und ist dementsprechend aufwendig.

Eine einfach anzuwendende Größe zur Quantifizierung der Festigkeitsunterschiede in Schweißverbindungen ist der Mismatch-Parameter  $M$ , welcher das Verhältnis der Fließspannung des Schweißguts  $\sigma_{f,FMT}$  zu der des Grundwerkstoffs  $\sigma_{f,BMT}$  beschreibt<sup>1</sup>:

$$M = \frac{\sigma_{f,FMT}}{\sigma_{f,BMT}} \quad (2.1)$$

Nach Zerbst et al. [104] nimmt  $M$  meist Werte zwischen 1,1 und 1,3 an, womit Overmatching vorliegt, Abb. 2.2 (a). In manchen Fällen kann die Fließgrenze des Schweißguts auch bis zu dreimal höher sein als die des Grundmaterials oder diese unterschreiten, Abb. 2.2 (b). In Abhängigkeit vom Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Kurven kann auch zunächst der Grundwerkstoff und mit zunehmender Beanspruchung das Schweißgut (oder umgekehrt) fester sein, Abb. 2.2 (c). Zur Beschreibung dieses Falls müsste der Mismatch-Parameter als Funktion der Beanspruchung definiert werden [104].

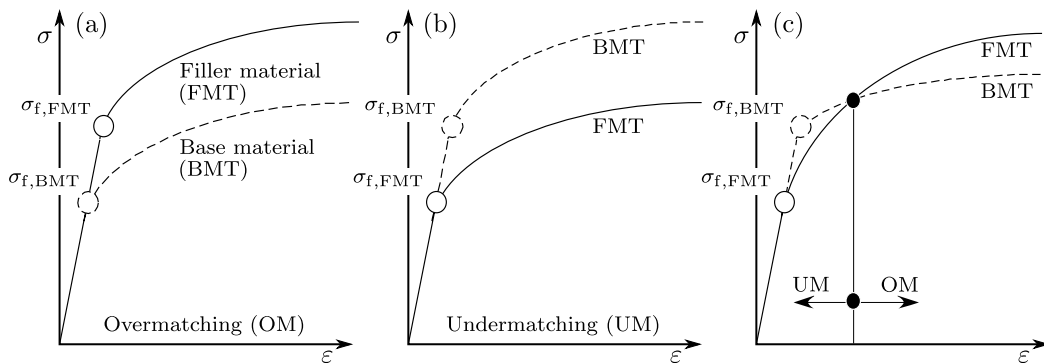


Abb. 2.2.: Mismatch-Varianten (mit Änderungen entnommen aus [104, S. 209]).  
(a) Overmatching. (b) Undermatching. (c) Undermatching wird bei zunehmender Dehnung zu Overmatching aufgrund verschiedener Verfestigung.

Bei der Ermüdungsbewertung von Schweißverbindungen wird der Mismatch häufig nicht berücksichtigt. Insofern die Beanspruchungen die Fließgrenze nicht überschreiten, ist dies auch nicht notwendig, da sich die elastischen Eigenschaften des Grundwerkstoffs und des Schweißguts im Allgemeinen kaum unterscheiden. Im Kurzzeitfestigkeitsbereich ist hingegen lokal mit Fließen des Materials zu rechnen und mit überproportional hohen Dehnungen an den Materialgrenzen. Diese Grenzen werden daher auch als Werkstoffkerben bezeichnet [76]. Auf Basis von umfangreichen numerischen Untersuchungen von Gibb [41] gelang es, die von der Werkstoffkerbe hervorgerufene Dehnungskonzentration in Abhängigkeit von einigen Einflussgrößen zu quantifizieren [67]. Andere wesentliche Einflussgrößen werden durch den derzeitigen mathematischen Zusammenhang jedoch noch nicht berücksichtigt. Dennoch kann aus den bisherigen Ergebnissen geschlossen werden, dass bei Schweißverbindungen mit geometrischen Kerben,  $M < 1,5$

<sup>1</sup>Dem Autor ist keine Richtlinie bekannt, in der beschrieben ist, wie die Fließspannungen  $\sigma_{f,FMT}$  und  $\sigma_{f,BMT}$  an realen Verbindungen experimentell bestimmt werden sollen.

und besonders unter Biegebelastung – auch bei Beanspruchungen deutlich über der Fließgrenze – kein maßgeblicher Einfluss des Mismatch auf die Beanspruchungen in den Kerben zu erwarten ist [67].

### 2.2.3. Fertigungsabhängige Eigenschaften

Die in Abschnitt 2.2.1 und Abschnitt 2.2.2 thematisierten Eigenschaften von Schweißverbindungen werden durch den Schweißprozess wesentlich beeinflusst. Relevante Prozessparameter sind dabei unter anderem das Schweißverfahren, die verwendete Schweißspannung, der Lagenaufbau bei mehrlagigen Nähten, die Nahtvorbereitung und der Anstellwinkel der Elektrode [27]. Neben den geometrischen und materiellen Eigenschaften können durch die Wahl der Prozessparameter auch Schweißfehler provoziert bzw. weitestgehend vermieden werden. Zu diesen zählen unkritische Fehler wie Schweißspritzer aber auch Einbrand, Poren, Lunker, Schlackeneinschlüsse und Heißrisse, welche sich negativ auf die Beanspruchbarkeit der Verbindung auswirken können. Eine umfassende Auflistung von Schweißfehlern und deren Ursachen gibt beispielsweise Diltney [27].

Die Häufigkeit und Ausprägung dieser Fehler und damit auch die Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen variiert also in Abhängigkeit von den gewählten Prozessparametern. Dies erschwert sowohl den Vergleich von Verbindungen, die mit verschiedenen Verfahren und unter unterschiedlichen Bedingungen gefertigt wurden als auch den Schwingfestigkeitsnachweis mit einem einheitlichen Konzept, wie z. B. aus [79] hervorgeht. Zur besseren Vergleichbarkeit der Qualität von Schweißverbindungen können diese gemäß DIN EN ISO 5817 [31] drei verschiedenen Bewertungsgruppen zugeordnet werden. Die Norm gibt zudem Hinweise darauf, wie stark sich die Qualitätsunterschiede auf die Ermüdungsfestigkeit auswirken. Detaillierter erläutert wird der Zusammenhang in [52].

Abgesehen von der Nahtqualität können die typischen Eigenspannungen, die sich infolge des Schweißens einstellen, bei der Fertigung beeinflusst werden. Besonders relevant sind hierbei die Auswirkungen durch das Vor- bzw. Nachwärmen auf die Abkühlzeit nach dem Schweißen sowie die Kombination von Grund- und Zusatzwerkstoff und damit einhergehende Phasenumwandlungen [27].

Die Höhe der Schweiß eigenspannungen übersteigt nicht selten die Fließgrenze des Materials und führt so zu plastischen Deformationen [27]. Dadurch müssen sie – insofern das Bauteil nach dem Schweißen nicht spannungsarmgeglüht wurde – auch beim Schwingfestigkeitsnachweis berücksichtigt werden, Abschnitt 2.3.

## 2.3. Konzepte zur Ermüdungsbewertung

### 2.3.1. Grundlagen zum Schwingfestigkeitsnachweis

#### Prinzipieller Ablauf

Analog zu statischen Nachweisverfahren beruhen Ermüdungs- oder Schwingfestigkeitsnachweise auf dem Vergleich einer wirkenden Beanspruchungsgröße mit der Beanspruchbarkeit des zu bewertenden Bauteils unter Berücksichtigung eventueller Sicher-

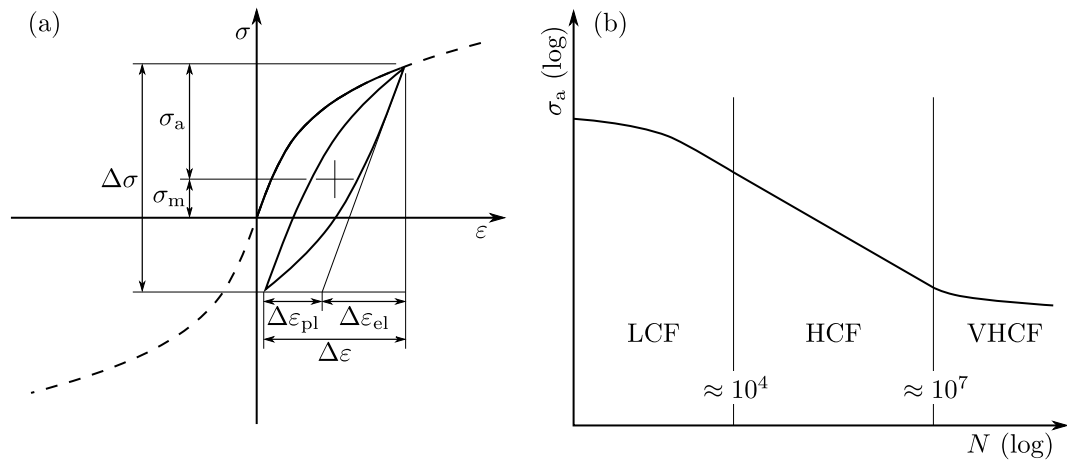


Abb. 2.3.: Beanspruchung und Beanspruchbarkeit (mit Änderungen entnommen aus [76, S. 20, 34]). (a) Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve mit Hysterese. (b) Wöhlerlinie.

heitsfaktoren. Typischerweise werden Spannungsschwingweiten  $\Delta\sigma$  oder -amplituden  $\sigma_a$  zur Beschreibung der aus der zyklischen Belastung resultierenden Beanspruchungshysterese verwendet, Abb. 2.3 (a), und entsprechenden Wöhlerlinien gegenübergestellt. Diese liefern einen Zusammenhang zwischen der Beanspruchungsgröße und der zu erwartenden Versagensschwingspielzahl  $N$ , Abb. 2.3 (b).

Alternativ zu Spannungsschwingweiten kann zur Beschreibung von Hysteresen auf Dehnungsschwingweiten  $\Delta\varepsilon$  zurückgegriffen werden, Abb. 2.3 (a). Dies ist insbesondere bei elastisch-plastischen Beanspruchungen mit höheren plastischen Dehnungsanteilen  $\varepsilon_{pl}$  zweckmäßig. Bei Laststeigerung über die zyklische Fließgrenze hinaus, nehmen Spannungen – in Abhängigkeit von der zyklischen Verfestigung des Werkstoffs – nur geringfügig zu, während die plastischen im Vergleich zu den elastischen Dehnungsanteilen  $\varepsilon_{el}$  überproportional anwachsen. Dieser Sachverhalt hat zur Folge, dass spannungsbasierte Wöhlerlinien im LCF-Bereich sehr flach, Abb. 2.3 (b), und für den Grenzfall mit linear-elastisch-ideal-plastischem Werkstoffverhalten sogar waagrecht verlaufen. Im höherzyklischen Bereich (High-Cycle-Fatigue: kurz HCF) ist es aufgrund des linearen Charakters des Hooke'schen Gesetzes unerheblich, ob Spannungs- oder Dehnungsschwingweiten verwendet werden. Gleiches gilt für den Dauerfestigkeits- oder VHCF-Bereich (Very-High-Cycle-Fatigue), der hier nicht weiter thematisiert wird.

### Einflussgrößen

Liegt keine reine Wechselbeanspruchung vor, werden Hysteresen außerdem durch die Mittelspannung  $\sigma_m$  beschrieben, Abb. 2.3 (a). Da auch sie zur zyklischen Schädigung beiträgt, ist sie im Schwingfestigkeitsnachweis zu berücksichtigen. Dies kann auf der Seite der Beanspruchbarkeit geschehen, indem eine Wöhlerlinie zugrunde gelegt wird, welche für ein der Mittelspannung entsprechendes Spannungsverhältnis  $R$  gilt:



$$R = \frac{\sigma_m - \sigma_a}{\sigma_m + \sigma_a} \quad (2.2)$$

Mittelspannungen können aber auch auf der Seite der Beanspruchung erfasst werden. Dabei besteht beispielsweise die Möglichkeit Spannungsamplituden mithilfe der Mittelspannungsempfindlichkeit  $M_\sigma$  auf ein Spannungsverhältnis  $R = -1$  zu transformieren [46] oder die Verwendung eines Schädigungsparameters, in den Amplituden und Mittelspannungen eingehen, wie in den nach Smith, Watson und Topper [88]:

$$P_{\text{SWT}} = \sqrt{(\sigma_a + \sigma_m) \varepsilon_a E} \quad (2.3)$$

Nicht nur Mittelspannungen, sondern auch andere Einflussgrößen können sowohl in die Beanspruchungsgröße als auch in die Wöhlerlinie eingehen. Dadurch wird der Vergleich unterschiedlicher Schwingfestigkeitsnachweise und der damit erzielten Ergebnisse erschwert. Welche Einflüsse dabei unter Umständen von Bedeutung sind, wird nachfolgend für einige im Zusammenhang mit dieser Arbeit relevanten Größen kurz erläutert.

- Eigen- und Mittelspannungen – Die mit den in Abschnitt 2.2.3 erwähnten Eigenspannungen verbundenen inneren Kräfte und Momente sind im Gleichgewicht, sodass im Bereich der Naht stets Zug- und Druckeigenspannungen auftreten [27]. Für die Ermüdung sind Zugeigenspannungen kritischer, weil sie zur Rissöffnung beitragen und sich somit negativ auf die Schwingfestigkeit auswirken [56, 76]. Durch Druckeigenspannungen werden Rissufer dagegen zusammengedrückt und die Schwingfestigkeit positiv beeinflusst [76]. Dieser Effekt kann mithilfe von Fertigungsverfahren wie der Autofrettage [100], dem Kugelstrahlen [102] oder dem im Zusammenhang mit Schweißverbindungen verbreiteten Hämmern genutzt werden [27, 44].

Mittelspannungen wirken auf die gleiche Weise wie Eigenspannungen [76]. Die Wirkung beider Spannungsarten hängt von deren Vorzeichen sowie der Höhe der Zugfestigkeit ab [76]. Bei Werkstoffen mit hoher Zugfestigkeit beeinflussen Eigen- und Mittelspannungen die Schwingfestigkeit stärker als bei solchen mit niedriger Zugfestigkeit. Eigenspannungen werden jedoch insbesondere durch hohe mechanische Lasten bereits nach einmaliger Belastung oder wenigen Lastzyklen abgebaut [76, 99]. Untersuchungen von Farajan et al. [37] belegen dies auch für geschweißte Verbindungen aus einem hochfesten Stahl. Im Kurzzeitfestigkeitsbereich haben Eigenspannungen demzufolge nur noch geringen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit [99]. Aufgrund der vor allem unter hohen Beanspruchungen verstärkt auftretenden Mittelspannungsrelaxation trifft diese Aussage ebenfalls auf Mittelspannungen zu [76].

- Kerbschärfe und Rauheit – Die schwingfestigkeitsmindernde Wirkung von Kerben korreliert mit deren Schärfe, also dem Verhältnis von Kerbtiefe zu Kerbradius [76]. Neben der Kerbschärfe wird die Kerbwirkung allerdings auch durch Stützeffekte beeinflusst und hängt von der Zugfestigkeit des Werkstoffs ab [76]. Außerdem ist die Höhe der Belastung von Bedeutung. Im Gegensatz zum HCF-Bereich

wirkt sich die Kerbschärfe nur geringfügig auf den LCF-Bereich aus, sodass auch ein Zusammenhang zwischen der Neigung der Wöhlerlinie und der Kerbschärfe besteht [46, 76].

Die beispielsweise durch spanende Bearbeitung erzeugten Bearbeitungsritzen in der Oberfläche eines Bauteils können ebenfalls als Kerben interpretiert werden. Dementsprechend nimmt die Schwingfestigkeit eines Bauteils mit zunehmender Rauheit der Oberfläche ab [76]. Der Effekt ist besonders ausgeprägt bei Werkstoffen mit hoher Zugfestigkeit und bei niedriger Beanspruchung [43]. Bei höherer Belastung nimmt der Einfluss der Rauheit – analog zur Kerbschärfe – zunehmend ab und ist im Kurzzeitfestigkeitsbereich bei höherfesten Werkstoffen experimentell kaum noch feststellbar, wie unabhängige Untersuchungen belegen [17, 32, 102].

- Statische Festigkeit – Zusätzlich zu den bereits erwähnten Zusammenhängen zwischen der Zugfestigkeit und Mittel- und Eigenspannungen sowie Kerbschärfe und Rauheit korreliert auch die Dauerfestigkeit ungekerbter Proben mit der Zugfestigkeit [76]. Mit zunehmender Kerbschärfe nimmt der Einfluss der statischen Festigkeit auf die Zeit- oder Dauerfestigkeit jedoch ab [46].

In diesen Lebensdauerbereichen wird daher typischerweise davon ausgegangen, dass die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen aus Stahl unabhängig von der Zugfestigkeit des verwendeten Grundwerkstoffs ist. Bei besonders vorteilhafter Gestaltung und sorgfältiger Fertigung kann dennoch ein positiver Effekt durch eine höhere Zugfestigkeit erzielt werden. Außerdem ist insbesondere bei hohen Beanspruchungen eine Verbesserung der Beanspruchbarkeit der Verbindung durch die Verwendung höherfester Werkstoffe und der damit verbundenen Erhöhung der Streckgrenze zu erwarten [46]. Neben der Streckgrenze wird die Kurzzeitfestigkeit maßgeblich von der Duktilität des Materials bestimmt [76].

- Größeneinflüsse – Generell gilt, dass sich mit zunehmender Größe die Schwingfestigkeit eines Bauteils verringert. Die Ursachen dafür können spannungsmechanischen, technologischen, oberflächentechnischen und statistischen Größeneinflüssen zugeordnet und im Schwingfestigkeitsnachweis durch entsprechende Stützzahlen berücksichtigt werden [46, 76].

Technologische und oberflächentechnische Einflüsse sind auf unterschiedliche mechanische und thermische Herstellungsverfahren großer und kleiner Bauteile zurückzuführen und den damit verbundenen Eigenspannungen in der Bauteiloberfläche sowie den Gefügeeigenschaften (Korngröße, Anzahl und Größe von Einschlüssen). Durch den statistischen Größeneinfluss wird ausgedrückt, dass die Auftretenswahrscheinlichkeit versagensrelevanter Imperfektionen in großen Bauteilen höher ist als in geometrisch ähnlichen kleineren Bauteilen. So ist beispielsweise bei zwei Rundproben gleichen Durchmessers aber unterschiedlicher Länge unter gleicher Beanspruchung Versagen zuerst bei der längeren Probe zu erwarten. Der spannungsmechanische oder geometrische Größeneinfluss hängt maßgeblich vom Spannungsgradienten im versagenskritischen Ort und der Mikrostützwirkung ab. Spannungsgradienten können infolge Torsions- oder

Biegebelastung und in Kerben auch unter Zug- und Druckbelastung auftreten. Je größer der Gradient, desto kleiner ist das hochbeanspruchte Bauteilvolumen. Entsprechend den Überlegungen hinsichtlich des statistischen Größeneinflusses ist demnach die Schwingfestigkeit bei kleinerem hochbeanspruchten Bauteilvolumen höher [46, 76].

- Versagenskriterium und Regelungsart – Dem vollständigen Bruch eines Bauteils infolge Ermüdung geht, neben der Initiierung technischer Anrisse mit Risslängen von ca. 1 mm, bei duktilen Werkstoffen in der Regel eine Rissfortschrittsphase voraus [76]. Die Anteile dieser Phasen an der Lebensdauer bis zum Bruch hängen zusätzlich zur Höhe der Beanspruchung unter anderem davon ab, ob Kerben und Zug- oder Druckmittelspannungen vorliegen. In Bezug auf geschweißte Strukturen ist Untersuchungen von Remes et al. [79] zufolge auch die Qualität der Verbindung relevant.

Nach Radaj und Vormwald [76] ist bei ungekerbten Proben im Bereich der Dauerfestigkeit ein großer Anteil der Gesamtlebensdauer der Rissinitiierungsphase zuzuordnen, während bei gekerbten Proben im LCF-Bereich die Rissfortschrittsphase dominiert. Dementsprechend können sich Wöhlerlinien für die Ausfall- oder Versagenskriterien „Technischer Anriss“ und „Bruch“ hinsichtlich ihrer Lage und Neigung deutlich voneinander unterscheiden. Selbiges gilt für den Vergleich mit den ebenfalls geläufigen Versagenskriterien Frequenz-, Steifigkeits- oder Spannungs- bzw. Kraftabfall [28, 51].

Die Länge der Rissfortschrittsphase hängt auch von der Rissfortschrittsrate ab, also dem inkrementellen Zuwachs der Risslänge pro Schwingspiel. Mithilfe der linearen Bruchmechanik kann gezeigt werden, dass unter Kraftregelung höhere Rissfortschrittsraten und dementsprechend ein geringerer Anteil der Rissfortschrittsphase an der Lebensdauer bis zum Bruch zu erwarten ist als unter Weg- bzw. Dehnungsregelung, Anhang A.1.

- Überlebenswahrscheinlichkeit – Ermüdungsversuche unterliegen zufallsbedingten Streuungen, die auf Schwankungen der Materialzusammensetzung, den Fertigungsprozess und die Versuchsdurchführung zurückzuführen sind. Zur quantitativen Erfassung der damit verbundenen Unsicherheiten werden anhand der Versuchsergebnisse Streuspannen berechnet und Wöhlerlinien bestimmter Überlebenswahrscheinlichkeiten ermittelt [76]. Unter Annahme einer Überlebenswahrscheinlichkeit  $P_s = 50\%$  für eine gemittelte experimentelle Wöhlerlinie können mithilfe der Standardabweichung Wöhlerlinien für andere Überlebenswahrscheinlichkeiten abgeleitet werden. Konkrete Handlungsanweisungen hierfür sind in der DIN 50100 [28] gegeben. Ist die Standardabweichung nicht bekannt, weil beispielsweise eine Wöhlerlinie aus der Literatur auf eine andere Überlebenswahrscheinlichkeit umgerechnet werden soll, muss der Faktor zur Verschiebung der Wöhlerlinie abgeschätzt werden. Entsprechende Faktoren  $f_{2,5\%}$  zur Umrechnung experimenteller Wöhlerlinien auf  $P_s = 97,5\%$  hat Wächter [101] für verschiedene Werkstoffgruppen ermittelt. Rudorffer [83] et al. haben dieses Konzept aufgegriffen und auf Schweißverbindungen aus Stahl übertragen.

- Mehrachsigkeit – Zyklisch mehrachsige Beanspruchungen können beispielsweise durch überlagerte zyklische Axial- und Torsionsbelastung auftreten [76]. Eine wesentliche Herausforderung im Zusammenhang mit Mehrachsigkeit ist die Beschreibung der Beanspruchung durch geeignete skalare Parameter (z. B. von Mises Vergleichsspannung oder -dehnung, Energieausdrücke, Beanspruchungsgrößen in kritischen Schnittebenen) sowie die Definition zugehöriger Wöhlerlinien. Schädigende Einflüsse durch eventuelle Phasenverschiebung und Nichtproportionalität der zeitlichen Verläufe der Spannungs- und Dehnungskomponenten im Kerbgrund oder einem anderen versagenskritischen Ort tragen zusätzlich zur Komplexität des Problems bei. Gleiches gilt für die in Abschnitt 2.2 thematisierten Besonderheiten von Schweißverbindungen [16, 20, 59, 75, 95].
- Temperatur, Oxidation und Kriechen – Gegenüber der Raumtemperatur erhöhte Temperaturen wirken sich in der Regel negativ auf die Schwingfestigkeit aus. Eine Ursache hierfür ist die Abnahme der Fließgrenze und der Zugfestigkeit des Werkstoffs bei zunehmender Temperatur [76]. Des Weiteren werden Oxidation und Kriechen durch erhöhte Temperaturen begünstigt, sodass außer der Schädigung durch zyklische mechanische Beanspruchung auch diese beiden Effekte entscheidend zur Schädigung beitragen können [22, 64, 65, 76].

Zusätzlich erschwert wird die Beschreibung des Temperatureinflusses, wenn thermisch transiente Bedingungen vorliegen [22]. In diesem Fall wird mit Bezug auf die zeitlichen Verläufe der thermischen und mechanischen Beanspruchungen zwischen gleichphasigen und phasenverschobenen thermomechanischen Beanspruchungen unterschieden. Neben dem temperaturabhängigen Materialverhalten und der thermischen Belastung bestimmt dann auch die Phasenverschiebung über den maßgebenden Schädigungsmechanismus und die ertragbare Schwingspielzahl [22, 64, 65]. Da thermisch transiente Belastungen anisotherme Temperaturfelder und infolge geometrischer Restriktionen mechanische Beanspruchungen hervorrufen können, besteht auch bei Bauteilen gänzlich ohne äußere mechanische Belastungen die Gefahr, dass diese thermomechanisch ermüden, wie beispielsweise in [62] gezeigt.

- Betriebsbelastungen – Im Betrieb unterliegen Bauteile, wie beispielsweise die in Abschnitt 2.1 erwähnten Fahrradrahmen, häufig zeitlich veränderlichen zyklischen Belastungen, welche messtechnisch ermittelt werden können und dann in Form von Last-Zeit-Reihen vorliegen. Für den Schwingfestigkeitsnachweis müssen diese zunächst für den versagenskritischen Ort in Beanspruchungs-Zeit-Reihen umgewandelt werden. Insbesondere bei sehr langen Zeitreihen sollte diese Umrechnung anhand einfacher funktionaler Zusammenhänge oder konstante Übertragungsfaktoren erfolgen, wie in [39] beschrieben.

Darüber hinaus sind bei der Bewertung von Betriebslasten weitere Herausforderungen zu überwinden, wie die Datenreduktion durch geeignete Zählverfahren [55] und die Berücksichtigung von Reihenfolgeeffekten [76].

### Verbreitete Verfahren

Rechnerische Schwingfestigkeitsnachweise von Schweißverbindungen basieren meist auf Nenn-, Struktur- oder Kerbspannungen [57]. Auch hierzu analoge dehnungsbasierte Ansätze sind verbreitet [91]. Diese sind entsprechend den Ausführungen zu Beginn von Abschnitt 2.3.1 besser zur Bewertung der Ermüdungsfestigkeit bei Versagen im LCF-Bereich geeignet. Hinsichtlich ihrer Anwendung aufwendiger und für die Praxis daher sicherlich in vielen Fällen weniger attraktiv als die erstgenannten Ansätze sind Methoden, die bruchmechanische Beanspruchungsgrößen verwenden. Dafür können mit diesen auch bereits geschädigte Bauteile und solche mit komplexer Geometrie verlässlich bewertet werden [47, 57, 76].

Das Nennspannungskonzept gilt dagegen als besonders einfach anzuwenden, da nicht zwingend Finite-Elemente (FE) Rechnungen benötigt werden. Allerdings bietet sowohl die Definition des Nennquerschnitts als auch die notwendige Zuordnung der untersuchten Verbindung zu einem der in Tabellen gegebenen Strukturdetails mitunter Interpretationsspielraum [53, 81, 86]. In einer von Hultgren und Kollegen [50] durchgeführten Studie ergaben sich dadurch Abweichungen von mehreren Dekaden in der vorhergesagten Lebensdauer eines Bauteils, das von unterschiedlichen Anwendern mit dem Nennspannungskonzept bewertet wurde.

Trotz Unterschieden bei der Kerbgeometrie und der Vernetzung der verwendeten FE-Modelle, stimmten die Lebensdauervorhersagen der Studienteilnehmer unter Anwendung des Kerbspannungskonzepts deutlich besser überein [50]. Damit ist bei diesem Konzept kein wesentlicher Einfluss durch den Anwender zu erwarten, was eine Grundvoraussetzung für einen praxistauglichen Schwingfestigkeitsnachweis ist. Das Strukturspannungskonzept wurde im Rahmen der Studie nicht explizit untersucht. Da bei diesem jedoch nur sehr wenige Strukturdetails bzw. Schwingfestigkeitsklassen unterschieden werden, kann im Vergleich zum Nennspannungskonzept von einem deutlich geringeren Einfluss des Anwenders auf die damit erzielten Resultate ausgegangen werden.

Im Vergleich zum Kerbspannungskonzept, Abschnitt 2.3.2, weist das Strukturspannungskonzept, Abschnitt 2.3.3, engere Anwendungsgrenzen auf. Dafür werden geringere Anforderungen an die Detailgenauigkeit und die Vernetzung der benötigten FE-Modelle gestellt. Abgesehen von diesen Unterschieden bieten beide Konzepte einen guten Kompromiss zwischen erforderlichem Arbeitsaufwand, Anwendbarkeit und Vorhersagegenauigkeit.

#### 2.3.2. Kerbspannungs- und Kerbdehnungskonzepte

*Inhalte dieses Abschnitts sind vom Autor in zum Teil gleicher Form auch im Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben LCFWeld [67] veröffentlicht worden.*

Die vermutlich gebräuchlichste Variante des Kerbspannungskonzepts basiert auf Überlegungen von Radaj [75] und Untersuchungen von Olivier [70]. Bei diesem werden Schweißnahtkerben mit einem fiktiven Kerbradius  $r = 1$  mm modelliert und im FE-Modell fein vernetzt, Abb. 2.4. Die maximal in der Kerbe auftretenden Spannungen werden als versagensmaßgebend angenommen und zur Bewertung der Ermüdungsfestigkeit herangezogen. Eine detaillierte Beschreibung des Verfahrens ist beispielsweise

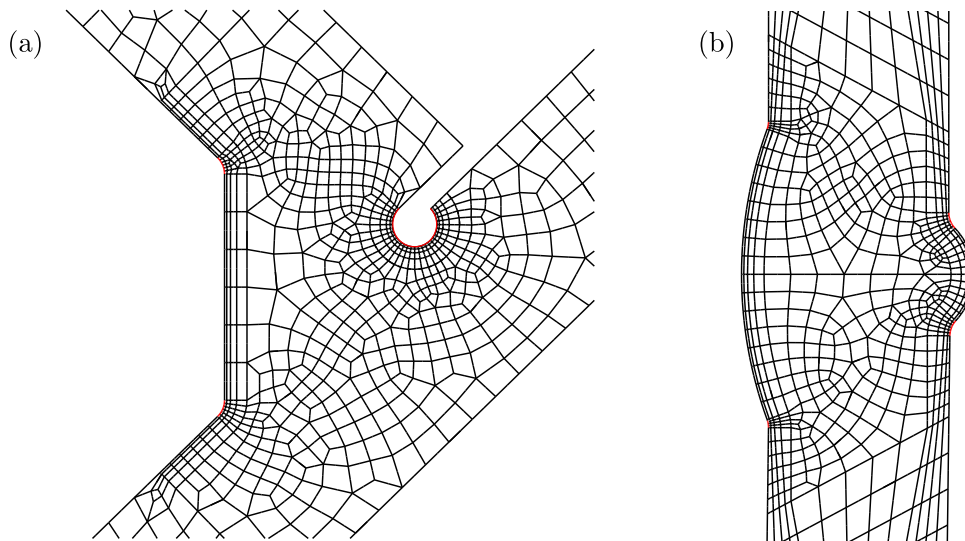


Abb. 2.4.: Vernetzung eines (a) 8 mm dicken T-Stoßes mit Wurzelkerbe und (b) eines Stumpfstoßes mit einem fiktiven Kerbradius  $r = 1$  mm in Anlehnung an die Empfehlungen von Baumgartner und Bruder [11].

in den Empfehlungen des IIW (International Institute of Welding) [47], der FKM-Richtlinie [80] und dem Merkblatt 0905 des DVS (Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e. V.) [36] gegeben. Darin sind außerdem zugehörige Kerbspannungswöhlerlinien zu finden, welche durch die Neigungskennzahl  $k$  und die FAT-Klasse – der ertragbaren Spannungsschwingweite bei  $2 \cdot 10^6$  Schwingspielen – beschrieben werden.

Neben dieser Form des Kerbspannungskonzepts existieren noch weitere Varianten wie die Theory of Critical Distances [94] oder der Nachweis mit effektiven Kerbspannungen [10]. Eine umfassende Übersicht ist in [75] gegeben. Vom Kerbdehnungskonzept (auch: Kerbgrund- oder Örtliches Konzept) sind in der Literatur ebenfalls diverse unterschiedliche Anwendungsformen im Zusammenhang mit Schweißverbindungen zu finden [9, 75, 76]. Im Unterschied zum Kerbspannungskonzept ist allerdings keine dieser Varianten in einer Richtlinie oder Ähnlichem verankert, sodass keine breite Anwendung des Verfahrens in der industriellen Praxis zu erwarten ist.

Mit der FKM-Richtlinie Nichtlinear [39] existiert seit wenigen Jahren ein Dokument, in welchem die Anwendung des Örtlichen Konzepts auf nicht geschweißte Bauteile praxistauglich beschrieben ist. Zusätzlich zum statischen Festigkeitsnachweis ist mit der Richtlinie der Ermüdungsfestigkeitsnachweis für den Kurz- und Langzeitfestigkeitsbereich mit zwei unterschiedlichen Schädigungsparametern  $P_{RAM}$  und  $P_{RAJ}$  möglich. Ersterer ist eine Modifikation von  $P_{SWT}$ , Gl. 2.3, und Letzterer zeichnet sich durch die Berücksichtigung von Reihenfolgeeffekten aus, womit er sich besonders für den Betriebsfestigkeitsnachweis eignet. Im Rahmen dieser Arbeit sind keine Lastfolgen mit variablen Amplituden betrachtet worden, sodass der Nachweis mit  $P_{RAJ}$  nicht näher erläutert wird.

Rudorffer et al. [83] gelang es, das Vorgehen für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis prinzipiell auf geschweißte Bauteile aus Stahl mit Blechdicken  $t > 5$  mm zu übertragen und anhand eigener Versuchsergebnisse zu validieren. Neben der Anpassung der Parameter für die Schädigungsparameterwöhlerlinien stellt die Möglichkeit, alle notwendigen Werkstoffparameter auf die Härte anstatt auf die Zugfestigkeit zurückzuführen, den größten Unterschied zur Richtlinie nach Fiedler et al. [39] dar. Insbesondere für Schweißverbindungen sind die von der Härte abhängigen Abschätzformeln vorteilhaft. Während die Zugfestigkeiten der Werkstoffe im Bereich der Naht in der Regel unbekannt sind, ist die experimentelle Bestimmung der Härteverteilung mit vergleichsweise geringem Aufwand möglich. Auf diese Weise kann beispielsweise die kleinste gemessene Härte für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis verwendet werden, womit die Inhomogenität des Werkstoffs, Abschnitt 2.2.2, zumindest teilweise Berücksichtigung findet. Basierend auf den bisherigen Ergebnissen wird in [83] die Verwendung der in der Wärmeeinflusszone der Verbindung gemessenen Vickershärte HV 1 empfohlen.

Falls nicht aus Experimenten bekannt, können mit diesem Wert unter anderem die für den Nachweis mit  $P_{\text{RAM}}$  notwendige Zugfestigkeit, Gl. 2.4, die zyklischen Werkstoffparameter, Gl. 2.5, sowie die Schädigungsparameterwöhlerlinie, Gl. 2.6 und Abb. 2.5, abgeschätzt werden [83]:

$$R_m = (3,3 \cdot \text{HV} - 16,7) \text{ MPa} \quad (2.4)$$

$$\begin{aligned} E &= 206000 \text{ MPa} \\ \nu &= 0,3 \\ K' &= \frac{41,2 \text{ MPa} \cdot \text{HV}^{0,62}}{(\min(0,338; 189787 \cdot \text{HV}^{-2,28}))^{0,187}} \\ n' &= 0,187 \end{aligned} \quad (2.5)$$

$$\begin{aligned} P_{\text{RAM,Z,WS}} &= 76,23 \text{ MPa} \cdot \text{HV}^{0,47} \\ P_{\text{RAM,D,WS}} &= 141 \text{ MPa} \\ d_1 &= -0,302 \\ d_2 &= -0,197 \\ f_{2,5\%} &= 0,64 \end{aligned} \quad (2.6)$$

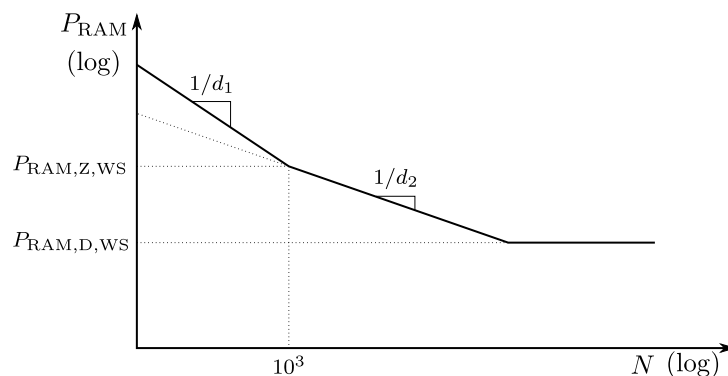


Abb. 2.5.:  $P_{\text{RAM}}$ -Werkstoff-Wöhlerlinie (mit Änderungen entnommen aus [39, S. 50]).

Zur Nachweisführung wird außerdem die Beanspruchung in der Nahtübergangs- oder Nahtwurzelkerbe benötigt. Diese folgt aus der Multiplikation der äußeren Last  $L$  mit einem Übertragungsfaktor  $c$ , welcher den Zusammenhang zwischen einer Einheitslast und der elastizitätstheoretischen von Mises Vergleichsspannung  $S$  in der Kerbe herstellt:

$$S = c \cdot L \quad (2.7)$$

Der Übertragungsfaktor wird anhand eines Finite-Elemente-Modells unter Annahme von linearem geometrischen Verhalten und linear-elastischen Werkstoffeigenschaften sowie (in Anlehnung an das Kerbspannungskonzept) einem fiktiven Kerbradius  $r = 1 \text{ mm}$  bestimmt [83].

Mithilfe der erweiterten Kerbnäherung nach Neuber [66], Gl. 2.8, in welche die Werkstoffparameter  $E$ ,  $K'$  und  $n'$  sowie die Traglastformzahl  $K_P$  eingehen, können aus  $S$  die Kerbbeanspruchungen  $\sigma$  und  $\varepsilon$  unter Berücksichtigung des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens berechnet werden [39]:

$$\varepsilon = \frac{S}{\sigma} \cdot K_P \cdot \left( \frac{S}{K_P \cdot E} + \left( \frac{S}{K_P \cdot K'} \right)^{1/n'} \right) \quad (2.8)$$

Anhand dieser lässt sich der Schädigungsparameter  $P_{\text{RAM}}$  bestimmen [39]:

$$P_{\text{RAM}} = \begin{cases} \sqrt{(\sigma_a + k \cdot \sigma_m) \cdot \varepsilon_a \cdot E} & \text{für } (\sigma_a + k \cdot \sigma_m) \geq 0 \\ 0 & \text{für } (\sigma_a + k \cdot \sigma_m) < 0 \end{cases} \quad (2.9)$$

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

Die Mittelspannungsempfindlichkeit wurde von Rudorffer et al. nicht im Detail untersucht. Für die durchgeführten Versuche sind geringe Eigenspannungen und  $M_\sigma = 0,3$  angenommen worden [83].

Anhand der Schädigungsparameterwöhlerlinie, Abb. 2.5, kann dem so ermittelten Zahlenwert für  $P_{\text{RAM}}$  eine zu erwartende Lebensdauer zugeordnet werden. Die mit Gl. 2.6 abgeschätzte Wöhlerlinie gilt jedoch zunächst für geschweißten Stahlwerkstoff. Damit die Lebensdauer eines geschweißten Bauteils bestimmt werden kann, wird eine Schädigungsparameterwöhlerlinie für das Bauteil benötigt. Bei dieser und bei Betriebsbelastungen entfällt das horizontale Abknicken bei  $P_{\text{RAM,D,WS}}$  und die Stützstelle bei  $10^3$  Schwingspielen wird durch Multiplikation von  $P_{\text{RAM,Z,WS}}$  mit dem Faktor  $1/f_{\text{RAM}}$  verschoben [39]:

$$f_{\text{RAM}} = \frac{\gamma_M}{n_P \cdot K_{R,P}} \quad (2.10)$$

Der Teilsicherheitsfaktor  $\gamma_M$  nimmt in Abhängigkeit von den möglichen Versagensfolgen Werte zwischen 1,1 und 1,3 an [39].  $K_{R,P}$  erfasst den Einfluss der Rauheit, Gl. 2.11, welche bei Schweißverbindungen mit  $Rz = 200 \mu\text{m}$  abgeschätzt werden kann [83]. Mit der Stützzahl  $n_P$ , Gl. 2.12, gehen statistische, Gl. 2.13, und bruchmechanische Größeneinflüsse, Gl. 2.14, in die Berechnung ein [39].



$$K_{R,P} = \left( 1 - 0,27 \cdot \log \left( \frac{Rz}{\mu\text{m}} \right) \cdot \log \left( \frac{2 \cdot R_m}{400 \text{ MPa}} \right) \right)^{0,43} \quad \text{für Stahl} \quad (2.11)$$

$$n_P = n_{st} \cdot n_{bm} \quad (2.12)$$

$$n_{st} = \left( \frac{100 \text{ mm}}{l_{\sigma,st}} \right)^{0,1} \quad (2.13)$$

$$\begin{aligned} n_{bm} &= \max \{ \bar{n}_{bm}, 1 \} \\ \text{mit } \bar{n}_{bm} &= \frac{5 + \sqrt{G \cdot \text{mm}}}{k} \\ \text{und } \bar{k} &= 5 \cdot n_{st} + \frac{R_m}{680 \text{ MPa}} \cdot \sqrt{\frac{7,5 + \sqrt{G \cdot \text{mm}}}{1 + 0,2 \cdot \sqrt{G \cdot \text{mm}}}} \quad \text{für Stahl} \end{aligned} \quad (2.14)$$

Die Bestimmung der hochbeanspruchten Schweißnahtlänge  $l_{\sigma,st}$  [26] erfolgt mit dem 90 %-Verfahren [89] und der bezogene Spannungsgradient  $G$  wird entsprechend den Angaben von Fiedler et al. [39] ermittelt.

### 2.3.3. Strukturspannungs- und Strukturdehnungskonzepte

Obwohl das Strukturspannungskonzept den lokalen Nachweiskonzepten zugeordnet werden kann, zu denen auch das Kerbspannungs- und Kerbdehnungskonzept zählen, erfordert dessen Anwendung nur ein vergleichsweise grobes FE-Modell. Zurückzuführen ist dies darauf, dass Strukturspannungen die lokale nichtlineare Spannungsüberhöhung infolge des Kerbeffekts nicht erfassen, Abb. 2.6. Somit ist weder eine feine Vernetzung noch eine detaillierte Modellierung von Schweißnahtkerben mit gemessenen oder fiktiven Kerbradien erforderlich.

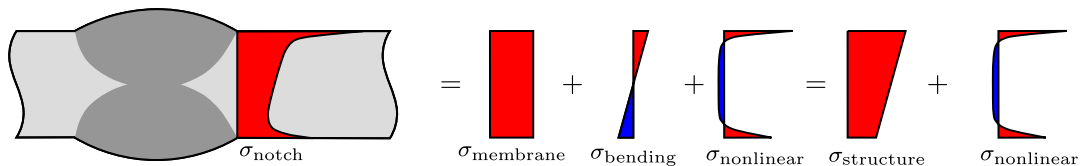


Abb. 2.6.: Spannungsverteilung an einer Nahtübergangskerbe über der Blechdicke (in Anlehnung an [69, S. 8])

Konkrete Handlungsanweisungen zur Anwendung des Strukturspannungskonzepts werden beispielsweise vom IIW [47], dem FKM [80], der ASME (American Society of Mechanical Engineers) [3] und dem CIDECT (Comité International pour le Développement et l'Etude de la Construction Tubulaire) [105] in Verbindungen mit Faktoren zur Berücksichtigung von Einflussgrößen, wie den in Abschnitt 2.3.1 gelisteten, und konzeptgebundenen Wöhlerlinien bereitgestellt. Die Beschreibung der Strukturspannungswöhlerlinien gemäß IIW und FKM erfolgt analog zu der von Kerbspannungswöhlerlinien mittels FAT-Klasse und Neigungskennzahl  $k$ . Dabei werden zwei FAT-Klassen, FAT 90 und FAT 100, unterschieden, die der untersuchten Verbindung durch Vergleich mit neun verschiedenen Strukturdetails zuzuordnen sind. Gegenüber

der beim Kerbspannungskonzept mit  $r = 1 \text{ mm}$  typischen FAT 225 gelten für das Strukturspannungskonzept also deutlich niedrigere FAT-Klassen, was durch den in Strukturspannungen nicht enthaltenen Kerbeffekt begründet ist.

Zur rechnerischen Bestimmung von Strukturspannungen sind in den zuvor genannten Richtlinien und weiterführender Literatur [75, 81] diverse Möglichkeiten beschrieben. Besonders hervorzuheben sind dabei die Methoden der Oberflächenextrapolation und die Innenlinearisierung auf Basis von Knotenkräften.

Letztgenannter Ansatz ist in den Empfehlungen der ASME [3] enthalten und geht auf Arbeiten von Dong et al. [33, 34] zurück. Bei diesem werden Knotenkräfte an der Schweißnahtkerbe über den Querschnitt des Blechs ermittelt und mithilfe einfacher mechanischer Zusammenhänge in Membran- und Biegespannungen umgerechnet. Durch Addition ergibt sich daraus gemäß Abb. 2.6 die gesuchte Strukturspannungsverteilung über der Blechdicke. Zur Schwingfestigkeitsbewertung wird anschließend die in der Kerbe wirkende Strukturspannung verwendet. Als wesentlicher Vorteil dieser Methode gilt deren Netzunempfindlichkeit [33, 34, 48].

Durch Verwendung von Strukturdehnungen anstatt von -spannungen gelang es Pei und Kollegen [71, 72] das Anwendungsgebiet dieses Ansatzes auf den LCF-Bereich zu erweitern. Zunächst werden auch bei diesem Verfahren Strukturspannungen anhand von Knotenkräften ermittelt, welche aus FE-Berechnungen mit einem physikalisch und geometrisch linearen Modell resultieren. Insofern die Strukturspannungen die Fließgrenze des Werkstoffs nicht überschreiten, ergeben sich die zugehörigen Strukturdehnungen aus dem Hooke'schen Gesetz. Andernfalls werden, unter Annahme eines ebenen Verzerrungszustands, isotroper Verfestigung und mithilfe einer nichtlinearen Spannungs-Dehnungs-Beziehung, der plastische Dehnungsanteil solange erhöht und die zuvor ermittelte Elastizitätstheoretische Spannung entsprechend verringert, bis die Fließbedingung nicht mehr verletzt ist. Eine detaillierte Beschreibung des dazu notwendigen Algorithmus [71] sowie eine Validierung des Ansatzes anhand von Versuchsergebnissen aus der Fachliteratur werden von Pei et al. [72] gegeben.

Unabhängig davon, ob Spannungen oder Dehnungen zugrunde gelegt werden, erfordert die Methode der Innenlinearisierung stets die Definition eines Pfades durch den Querschnitt, entlang dessen die Spannungsverläufe für die Membran-, Biege- und Strukturspannung ermittelt werden sollen. Bei Strukturen, die nur auf einer Seite des Blechs eine Schweißnaht oder eine symmetrische Naht aufweisen, liegen Pfade senkrecht zur Bauteiloberfläche nahe, Abb. 2.7 (a), (b). In welcher Weise beispielsweise bei Stumpfstößen mit unterschiedlich breiter Deck- und Wurzellage verfahren werden soll, geht aus keiner der zuvor erwähnten Richtlinien hervor. Hotaki [48] hat diesen Fall numerisch untersucht und erhielt in Abhängigkeit vom verwendeten Pfad, Abb. 2.7 (c), deutlich unterschiedliche Ergebnisse.

Die Methode der Oberflächenextrapolation erfordert keine zuvor definierten Pfade. Ihr genügen mithilfe der Finite-Elemente-Methode (FEM) berechnete Knotenspannungen auf der Bauteiloberfläche. Diese werden in einiger Entfernung von der Schweißnahtkerbe ausgewertet und anschließend in die Kerbe extrapoliert. Da sich die Beanspruchungen in der Kerbe konzentrieren, wird diese auch als Hot-Spot und das Ergebnis der Extrapolation dementsprechend als Hot-Spot-Spannung  $\sigma_{\text{HS}}$  bezeichnet. Der Abstand der zur Auswertung herangezogenen Knoten wird dabei möglichst klein

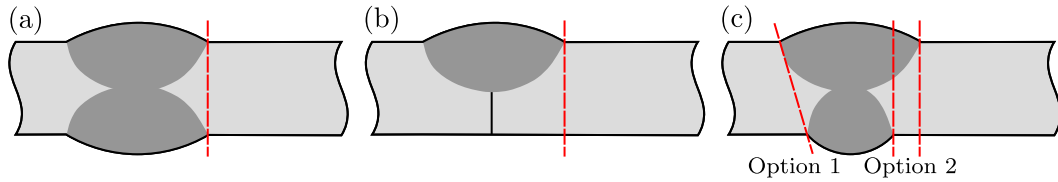


Abb. 2.7.: Pfade zur Innenlinearisierung. (a) Symmetrische Naht. (b) Einseitige Naht. (c) Naht mit unterschiedlich breiter Deck- und Wurzellage.

gewählt, aber so groß, dass nicht mehr mit Einflüssen durch den Kerbeffekt bzw. durch die von der scharfen Kerbe hervorgerufene Singularität zu rechnen ist. Gemäß den IIW-Empfehlungen [47] entspricht dieser Abstand mindestens dem 0,4- bis 0,5-fachen und maximal dem 1,5-fachen der Blechdicke  $t$ .

Für die Extrapolation werden sowohl lineare Ansätze mit zwei und quadratische Ansätze mit drei Auswertestellen vorgeschlagen. Dabei wird unterschieden zwischen Typ „a“ und Typ „b“ Hot-Spots sowie zwischen relativ feiner und relativ grober Vernetzung. Als Typ „b“ werden Hot-Spots auf der schmalen Kante eines angeschweißten Blechs bezeichnet und als Typ „a“ alle auf der Blechoberfläche befindlichen Nahtübergänge. Unter Verwendung einer relativ feinen Vernetzung, Abb. 2.8, kann die Strukturspannung für Typ „a“ durch lineare oder quadratische Extrapolation bestimmt werden:

$$\sigma_{\text{HS}} = 1,67 \cdot \sigma_{0,4t} - 0,67 \cdot \sigma_{1,0t} \quad (2.15)$$

$$\sigma_{\text{HS}} = 2,52 \cdot \sigma_{0,4t} - 2,24 \cdot \sigma_{0,9t} + 0,72 \cdot \sigma_{1,4t} \quad (2.16)$$

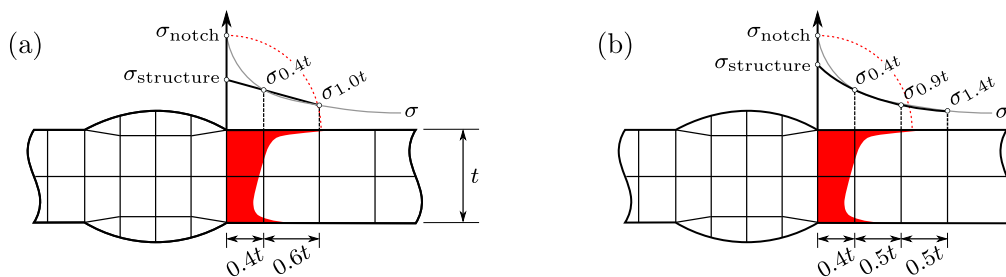


Abb. 2.8.: Oberflächenextrapolation nach IIW [47] mit (a) linearem und (b) quadratischem Ansatz.

Durch den gewählten Extrapolationsansatz, die Ordnung der verwendeten finiten Elemente sowie die Feinheit der Vernetzung kann das Ergebnis der Extrapolation zum Teil erheblich beeinflusst werden. Diese Netzabhängigkeit gilt als wesentlicher Nachteil der Methode der Oberflächenextrapolation [73, 81]. Im Vergleich zur Innenlinearisierung ist die Methode allerdings einfacher anzuwenden, wenn der Berechnung FE-Modelle mit Volumen- anstatt von Schalenelementen zugrunde liegen [73]. Letztere sind vor allem hinsichtlich des Berechnungsaufwands von Vorteil, bieten jedoch auch

verschiedene Möglichkeiten für die Modellierung einer Struktur. In Abhängigkeit von der Modellierung kann sich die Steifigkeit der Verbindung und damit die Strukturspannung unterscheiden [86]. Im Zweifelsfall und insbesondere bei Schweißnähten zwischen Bauteilbereichen unterschiedlicher Blechdicke sind daher Volumenelemente zu bevorzugen [81].

Alternativ zur numerischen Vorgehensweise besteht die Möglichkeit, Dehnungen auf der Bauteiloberfläche experimentell zu ermitteln, anschließend zu extrapolieren und die so erhaltenen Strukturdehnungen in Strukturspannungen umzurechnen. Hinweise zur Positionierung von Dehnmessstreifen sowie Gleichungen zur Umrechnung werden auch in den IIW-Empfehlungen [47] beschrieben.

Ebenfalls möglich ist die unmittelbare Verwendung der Strukturdehnungen als versagensmaßgebende Beanspruchungsgröße. Resultieren die für die Extrapolation herangezogenen Dehnungen aus Messungen oder FE-Modellen mit elastisch-plastischem Werkstoffverhalten, kann mit den ermittelten Hot-Spot-Strukturdehnungen  $\varepsilon_{HS}$  auch die Schwingfestigkeit im Kurzzeitfestigkeitsbereich bewertet werden [75]. Die praktische Anwendung dieses Verfahrens wird beispielsweise von Sonsino [90] beschrieben. Da die Methode kein Teil der zu Beginn von Abschnitt 2.3.3 aufgeführten Richtlinien ist und potentiellen Anwendern somit unter anderem verlässliche Strukturdehnungswöhlerlinien fehlen, ist eine weite Verbreitung des Strukturdehnungskonzepts in der industriellen Praxis jedoch unwahrscheinlich.

#### 2.3.4. Anforderungen an das gesuchte Strukturgrößenkonzept

Mit dem von Rudorffer et al. [83] auf Schweißverbindungen erweiterten Örtlichen Konzept und dem aus dem Strukturspannungskonzept von Dong [33, 34] abgeleiteten Strukturdehnungskonzept nach Pei et al. [71, 72] wurden zwei Verfahren zur Bewertung der Schwingfestigkeit geschweißter Strukturen mit Versagen im Kurz- und Langzeitfestigkeitsbereich vorgestellt. Durch den Aufbau auf bereits etablierten Methoden und dem starken Bezug zur FKM-Richtlinie Nichtlinear [39] bzw. zu den Empfehlungen der ASME [3] sind beide Nachweiskonzepte besonders interessant für den Einsatz in der industriellen Praxis.

Das Örtliche Konzept erfordert eine vergleichsweise feine Vernetzung. Damit einher geht ein relativ hoher Arbeitsaufwand für die Modellierung und Vernetzung des FE-Modells der zu untersuchenden Struktur, welcher einigen Anwendern und insbesondere für große Strukturen zu hoch sein könnte. Das Strukturdehnungskonzept stellt dagegen deutlich geringere Anforderungen an das FE-Modell. Allerdings muss für dessen Anwendung zunächst der Algorithmus [71] zur Berechnung der elastisch-plastischen Strukturdehnungen programmiert werden. Zusätzlich dazu ist die Bestimmung der elastizitätstheoretischen Strukturspannung anhand von Knotenkräften vor allem für Modelle mit Volumenelementen ohne spezielle Skripte oder Software mit einem hohen Arbeitsaufwand verbunden.

In Anhang A.2 wird mit Bezug auf die Veröffentlichungen von Pei et al. [71, 72] außerdem erläutert, warum der Algorithmus bei der Anwendung des Konzepts auf Plattenkonstruktionen in eigenen numerischen Untersuchungen nicht immer auf das gewünschte Ergebnis führte und warum die angegebenen Gleichungen für Rohrkon-

strukturen fehlerhaft sein müssen. Des Weiteren werden auch begründete Zweifel an der für die Validierung herangezogenen Daten geäußert. Das Konzept wird daher in dieser Arbeit nicht weiter berücksichtigt.

Beiden zuvor aufgeführten Konzepten genügen geometrisch und physikalisch lineare FE-Modelle. Dadurch wird einerseits eine vergleichsweise geringe Rechenzeit erreicht, andererseits können mit solchen Modellen Beanspruchungen, die aus größeren Deformationen oder nichtlinearem Materialverhalten resultieren, unter Umständen nicht adäquat in der Nachweisführung berücksichtigt werden. Im weiteren Verlauf dieser Arbeit wird daher ein alternatives Nachweisverfahren beschrieben, welches solche Beanspruchungen durch Verwendung elastisch-plastischer Werkstoff- und geometrisch nichtlinearer FE-Modelle erfassen kann. Um die Praxistauglichkeit dieses Verfahrens zu gewährleisten, soll es den nachfolgend formulierten Anforderungen gerecht werden:

- **Einfachheit** – Die rechnerische Nachweisführung soll auf möglichst einfache Art und Weise erfolgen. Daher werden Strukturgrößen (Strukturspannungen und -dehnungen) zur Beschreibung der Beanspruchung verwendet.
- **Anbindung an die FKM-Richtlinien** – Zugunsten einer hohen Akzeptanz potentieller Anwender ist ein starker Bezug zu den FKM-Richtlinien [39, 80] und den in Teilen sehr ähnlichen IIW-Empfehlungen [47] wünschenswert. Daraus folgt die Bedingung, dass mit dem Verfahren im HCF-Bereich die gleichen Lebensdauern prognostiziert werden wie mit dem Strukturspannungskonzept gemäß FKM.
- **Unempfindlichkeit** – Die Bestimmung der Strukturgrößen erfolgt anhand der Methode der Oberflächenextrapolation. Für diese Methode sprechen deren Einfachheit und Verankerung in den zuvor erwähnten Richtlinien sowie deren allgemeine Akzeptanz in der Praxis [86]. Ebenfalls interessante aber weniger verbreitete Ansätze, wie beispielsweise der von Rudolph und Weiss [82], werden daher nicht verfolgt. Weiterhin erlaubt die Methode der Oberflächenextrapolation in Kombination mit einem geeigneten elastisch-plastischen Werkstoffmodell auch bei hohen Beanspruchungen einen unmittelbaren Vergleich mit experimentell ermittelten Strukturdehnungen, die mithilfe von Dehnmessstreifen oder digitaler Bildkorrelation erfasst werden können [46]. Die Netzempfindlichkeit bei der Oberflächenextrapolation wird ausführlich in Abschnitt 4.3 adressiert. Gleiches gilt für die zum Teil uneindeutigen Hinweise zum FE-Modell und dem Extrapolationsansatz, durch die Einflüsse des Anwenders auf das Ergebnis resultieren können.
- **Vorhersagegenauigkeit** – Die Tauglichkeit des Verfahrens soll durch Vergleich mit dem Örtlichen Konzept nach Rudorffer et al. [83] überprüft werden. Auch wenn bei diesem geometrisch detailliertere FE-Modelle verwendet und treffendere Vorhersagen erwartet werden können, sollte die Vorhersagegenauigkeit des auf Strukturgrößen basierenden Nachweiskonzepts nicht wesentlich schlechter sein.
- **Breites Anwendungsgebiet** – Das Nachweiskonzept soll die Bewertung von einachsiger axial beanspruchten Schweißverbindungen aus Stahl mit Versagen im Kurz-

und Langzeitfestigkeitsbereich ermöglichen. Mehrachsige sowie thermomechanische Beanspruchungen und Betriebsbelastungen bleiben vorerst unberücksichtigt, jedoch sollen entsprechende Erweiterungen des Verfahrens ohne wesentliche Änderungen der Nachweisführung möglich sein.

## 3. Experimentelle Untersuchungen

*Inhalte dieses Kapitels und der Anhänge, auf die in diesem verwiesen wird, sind vom Autor in zum Teil gleicher Form auch im Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben LCFWeld [67] veröffentlicht worden. Abbildungen und Tabellen, die von Forschungspartnern oder mit deren Hilfe erstellt wurden, sind mit entsprechenden Literaturverweisen gekennzeichnet.*

### 3.1. Übersicht

Im Rahmen des Projekts *LCFWeld* [67] wurden ca. 240 Schwingversuche durchgeführt, wobei die resultierenden Lebensdauern im Bereich zwischen 1 und  $2 \cdot 10^6$  Schwingspielen liegen. Untersucht wurden Proben aus dem hochfesten thermomechanisch gewalzten Baustahl S960M und dem austenitischen Werkstoff X6CrNiTi18-10 (1.4541). Die chemische Zusammensetzung der Werkstoffe ist in Tab. B.1 dargestellt. Ein Teil der Versuche – im Weiteren als Werkstoffversuche bezeichnet – diente der Bestimmung des statischen und zyklischen Werkstoffverhaltens sowie der zugehörigen Dehnungswöhlerlinien. Der andere Teil der Versuche wurde an geschweißten T- und Stumpfstoßproben durchgeführt. Diese Versuche werden in Kapitel 5 genutzt, um die Tauglichkeit des Strukturgrößenkonzepts zu überprüfen und die Vorhersagegenauigkeit des Verfahrens mit dem Örtlichen Konzept [83] zu vergleichen. Die beim Strukturgrößenkonzept erforderlichen Parameter zur Modellierung des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens im FE-Modell ergeben sich aus den Ergebnissen der Werkstoffversuche.

Bei den Werkstoffversuchen wurden neben den beiden Grundwerkstoffen (BMT: Base Material) auch Versuche mit Proben durchgeführt, mit denen das Werkstoffverhalten des Schweißguts (FMT: Filler Material) sowie der Wärmeinflusszone (HAZ: Heat Affected Zone) untersucht werden konnte. Um den Einfluss der Rauheit auf die Lebensdauer der Proben soweit wie möglich zu eliminieren, sind die Werkstoffproben im Prüfbereich poliert worden (PL: Polished).

Im Gegensatz dazu sind die meisten geschweißten Proben in ihrem Zustand nach dem Schweißen belassen worden (AW: As-Welded). Bei einem Teil der Proben wurden die Nahtübergangskerben mit einem Handfräser bearbeitet (GR: Ground). Neben durchgeschweißten Stumpfstoßen (BWT: Butt Weld Through-Welded) mit einer Blechdicke von 8 mm wurden außerdem nicht durchgeschweißte T-Stöße (FWR: Filled Weld with Root) sowie durchgeschweißte T-Stöße (FWT: Filled Weld Through-Welded) aus 8 mm und 30 mm bzw. 40 mm dicken Blechen untersucht. Während die Werkstoffversuche in Dehnungsregelung erfolgten (SC: Strain-Controlled), wurde bei den geschweißten Proben die aufgebrauchte Verschiebung geregelt (DC: Displacement-Controlled).

Zur eindeutigen Zuordnung jedes durchgeführten Versuchs zu den zuvor beschriebenen unterschiedlichen Probenvarianten wird das in Abb. 3.1 gezeigte Bezeichnungssystem verwendet, welches auch die aufgebrachte Lastamplitude und die Nummer der Probe enthält.

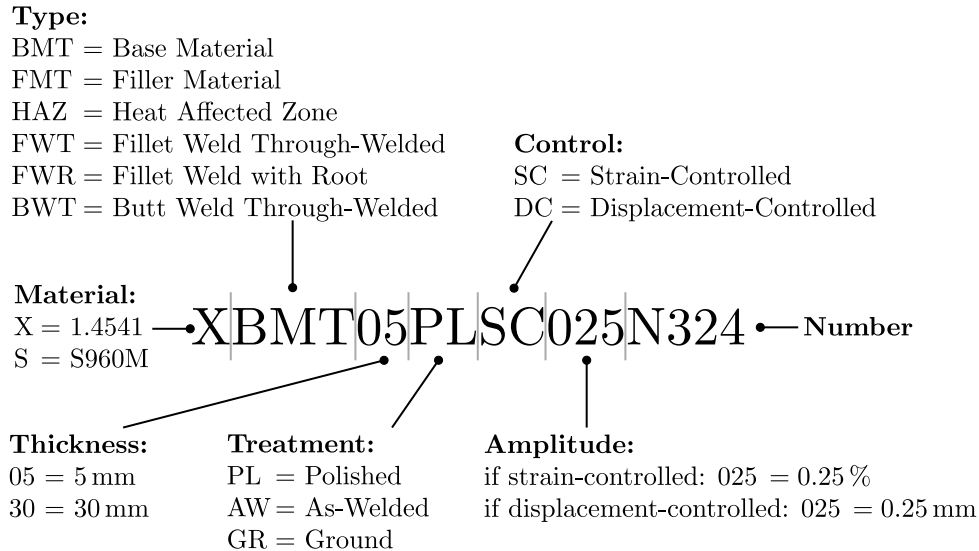


Abb. 3.1.: Bezeichnungssystem für alle durchgeführten Versuche.

## 3.2. Werkstoffversuche

### 3.2.1. Probenfertigung und -geometrie

Die Werkstoffproben des Typs BMT wurden aus 8 mm dicken Blechen der beiden Grundwerkstoffe entnommen. Zur Herstellung der Probentypen FMT und HAZ zur Untersuchung des Schweißguts und der Wärmeinflusszone wurden 8 mm dicke geschweißte Stumpfstoßplatten verwendet. Aus den gleichen Platten wurden auch die untersuchten Stumpfstoßproben entnommen, deren Fertigung inklusive der Schweißprozesse in Abschnitt 3.3.1 für beide Werkstoffe S960M und 1.4541 (X6CrNiTi18-10) beschrieben sind. Dabei sind die FMT-Proben in Nahrichtung und die HAZ-Proben quer zur Nahrichtung herausgearbeitet worden, Abb. 3.2.

Anschließend sind alle Proben auf eine Dicke von 6 mm bzw. 7 mm plan gefräst worden, wodurch sowohl etwaiger Schweißverzug als auch die Nahtüberhöhung entfernt wurden. Der Prüfbereich der Grundwerkstoff- und der Schweißgutproben wurde danach noch zylindrisch verjüngt. Die Wärmeinflusszonenproben erhielten dagegen einen Prüfbereich mit rechteckigem Querschnitt, welcher sich jedoch bei den austenitischen Proben leicht von den hochfesten unterscheidet (vgl. Abb. 3.3 (b) und Abb. 3.3 (d)). Durch die Verjüngung kann im Prüfbereich der FMT-Proben ein nahezu homogener Werkstoff erwartet werden, welcher während des Schweißprozesses vollständig aufgeschmolzen wurde. Bei den HAZ-Proben ist im Prüfbereich dagegen mit unterschiedlichen Werkstoffzuständen zu rechnen. An den äußeren Rändern des Prüfbereichs



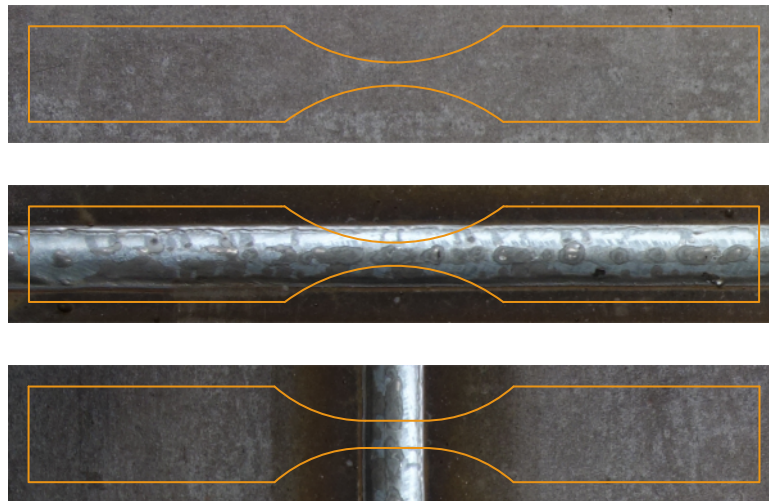


Abb. 3.2.: Entnahme der Werkstoffproben. Oben: BMT. Mitte: FMT. Unten: HAZ.

entspricht das Material dem Grundwerkstoff, während in Probenmitte das Schweißgut zu finden ist. Zwischen diesen Bereichen liegt die Wärmeeinflusszone. Anders als die Probenbezeichnung erwarten lässt, wurde mit den HAZ-Proben also nicht ausschließlich das Werkstoffverhalten der Wärmeeinflusszone untersucht, sondern das Verhalten des gesamten Werkstoffmix im Bereich der Schweißnaht, Abb. B.1. Zum Abschluss ist die Oberfläche aller Proben im Prüfbereich poliert worden. Die technischen Zeichnungen sind in Abb. 3.3 dargestellt.

### 3.2.2. Versuchsdurchführung

Zur Durchführung der dehnungsregelten Ermüdungsversuche ist eine servohydraulische Prüfmaschine verwendet worden, welche bis zu  $\pm 100$  kN bei einer maximalen Frequenz von  $f = 10$  Hz liefern kann, Abb. 3.4 (a). Der zur Regelung verwendete und stets zentral im Prüfbereich angebrachte Dehnungsaufnehmer (auch: Extensometer) kann Dehnungen von bis zu  $\pm 5\%$  erfassen und deckt im spannungsfreien Zustand eine Messlänge von 5,02 mm ab. Die Übertragung der Dehnungen des Werkstoffs im Prüfbereich auf das Messinstrument erfolgt über Schneiden, welche mittels Klammern an der Probenoberfläche befestigt werden, Abb. 3.4 (b). Durch Verwendung von möglichst eng anliegenden Klammern kann vermieden werden, dass die Schneiden während des Versuchs den Halt an der Oberfläche verlieren und rutschen. Die Gefahr des Rutschens besteht insbesondere bei höheren Lasten. Vor allem bei niedrigeren Lasten besteht allerdings die Gefahr, dass zu enge Klammern die Schneiden in die Probenoberfläche drücken und so die Probe gekerbt wird, wodurch Anrisse an diesen Kerben entstehen können. Vor Beginn der Versuche wurde daher mit vergleichbaren Proben aus bereits abgeschlossenen Forschungsprojekten experimentiert, um zu ermitteln, mit welchen Klammern die Gefahr des Rutschens und der Schneidenanrisse möglichst klein ist. Dabei hat sich gezeigt, dass bei den Proben mit zylindrischem Prüfquerschnitt für  $\varepsilon_a \geq 1,5\%$  engere Klammern gewählt werden sollten als für kleinere Dehnungsamplitu-

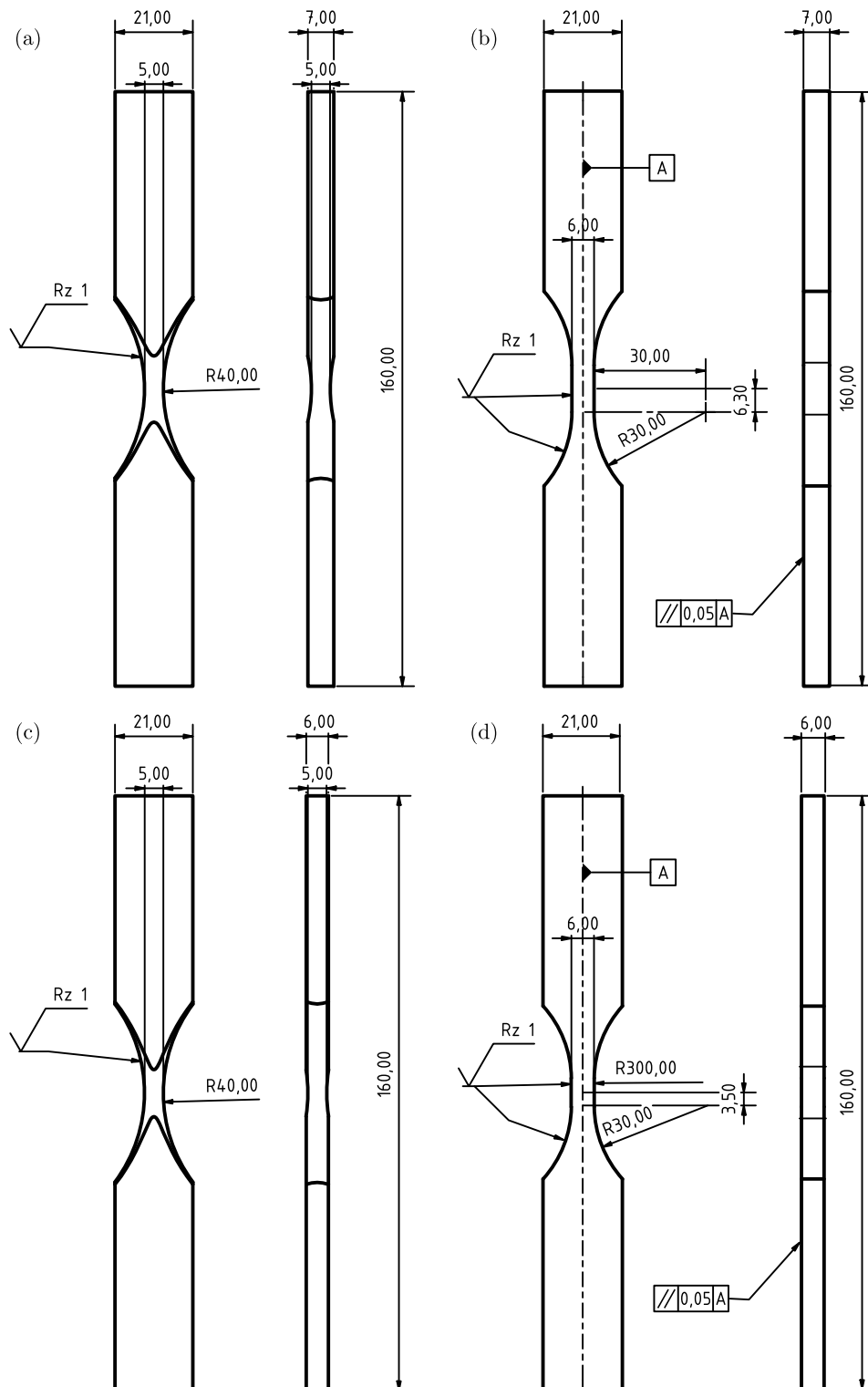


Abb. 3.3.: Probengeometrie der Werkstoffproben. (a) BMT und FMT aus S960M. (b) HAZ aus S960M. (c) BMT und FMT aus 1.4541. (d) HAZ aus 1.4541.

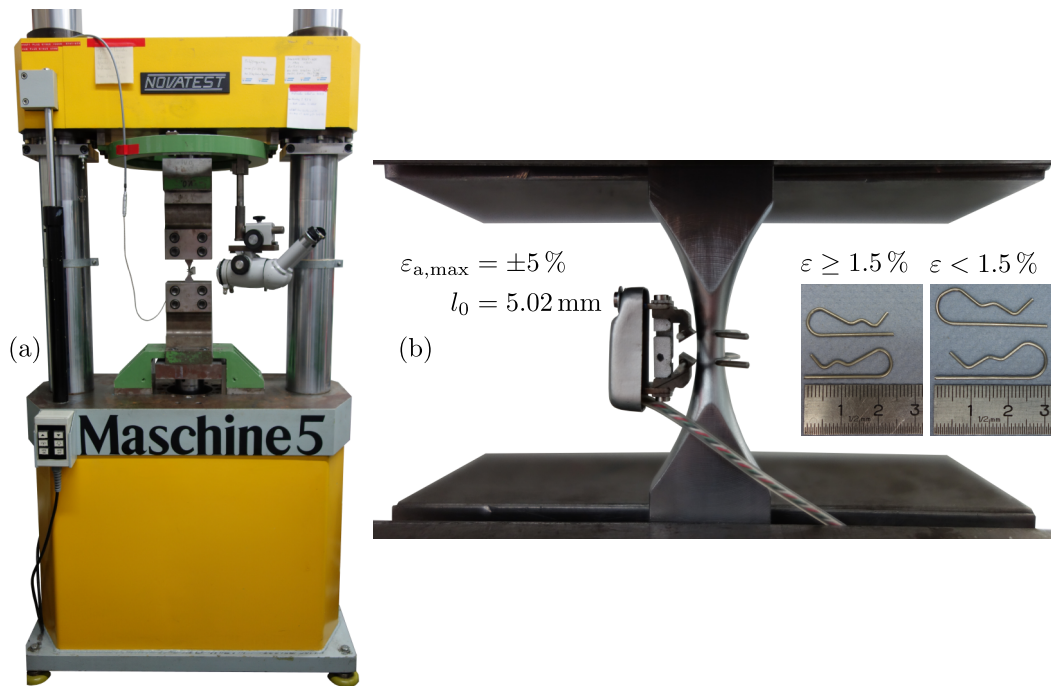


Abb. 3.4.: Versuchsaufbau zur Schwingfestigkeitsuntersuchung der Werkstoffproben.  
 (a) Servohydraulische Prüfmaschine. (b) Eingebaute Probe mit appliziertem Dehnungsaufnehmer und Darstellung der verwendeten Klammern.

den. Die verwendeten Klammern für die Proben mit zylindrischem Prüfquerschnitt sind in Abb. 3.4 (b) abgebildet. Ebenfalls vor Beginn der Versuche sind die Kraftmessdose der Prüfmaschine und der Dehnungsaufnehmer neu kalibriert worden, um möglichst verlässliche Ergebnisse zu erzielen.

Zu Beginn jedes Versuchs wurden die Proben in Kraftregelung bei einer sehr geringen Last (weit unterhalb der Fließgrenze des Materials) von  $F_a = 2 \text{ kN}$  für etwa fünf Lastzyklen wechselnd belastet. Mithilfe der gemessenen Dehnungen konnten Elastizitätsmoduln bestimmt werden. Anschließend wurden die Versuche in Dehnungsregelung unter Verwendung eines sinusförmigen Eingangssignals mit einem Dehnungsverhältnis von  $R_\epsilon = -1$  und einer mittleren Dehnrate von  $\dot{\epsilon} \approx 2 \text{ \%}/\text{s}$  durchgeführt. Basierend auf der mittleren Dehnrate ist abhängig von der aufgebrachten Dehnungsamplitude die Prüffrequenz mit  $f = 1/4 \cdot \dot{\epsilon}/\epsilon_a$  bestimmt worden, wobei zugunsten einer überschaubaren Versuchsdauer  $f = 8 \text{ Hz}$  bei sehr kleinen Beanspruchungen,  $\epsilon_a \lesssim 0,25 \text{ \%}$ , und zugunsten einer zuverlässigen Regelung  $f = 0,05 \text{ Hz}$  bei sehr großen Beanspruchungen,  $\epsilon_a \gtrsim 2,5 \text{ \%}$ , gewählt wurde. In allen Fällen war die Prüfgeschwindigkeit so gering, dass sich die Proben aufgrund der Verformung nicht spürbar erwärmt haben.

Alle Versuche wurden erst beim Bruch der Probe oder bei Erreichen von  $2 \cdot 10^6$  Schwingspielen beendet. Als Versagenskriterium ist allerdings nicht der Bruch der Proben, sondern ein Abfall der Kraftamplitude um  $5 \text{ \%}$  herangezogen worden. Dazu wurde die Entwicklung der Kraftamplitude über der Schwingspielzahl betrachtet und in einem Bereich, der sich annähernd linear verhält, linear approximiert. Die daraus

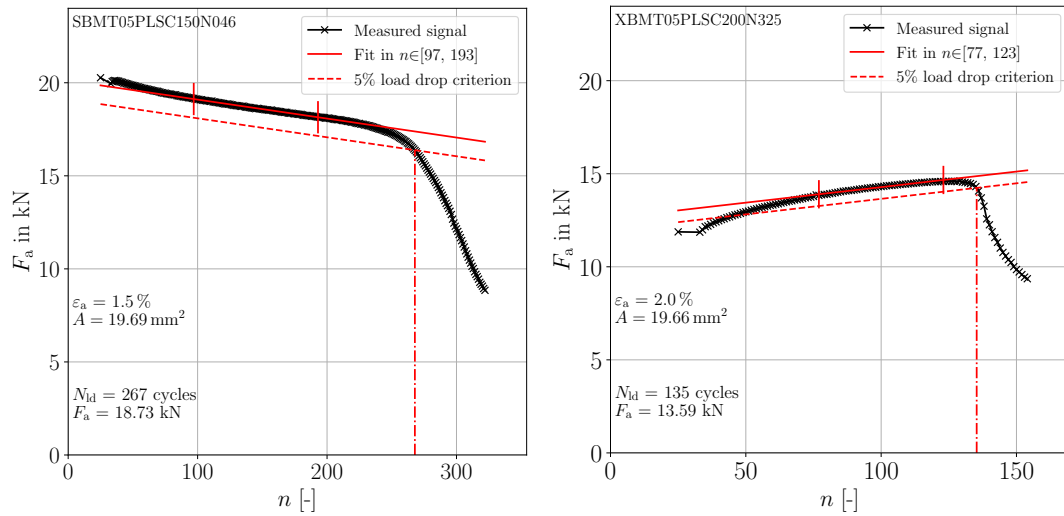


Abb. 3.5.: Abfall der Kraftamplitude um 5%. Links: BMT aus S960M bei  $\varepsilon_a = 1,5\%$ . Rechts: BMT aus 1.4541 bei  $\varepsilon_a = 2,0\%$ .

resultierende Gerade wurde dann, bezogen auf deren Schnittpunkt mit der Ordinate, um 5% herabgesetzt. Der Schnittpunkt dieser herabgesetzten Gerade mit dem gemessenen Signal zeigt die Lebensdauer der Probe nach besagtem Versagenskriterium an. In Abb. 3.5 ist diese Auswertemethode beispielhaft für Grundwerkstoffproben beider Materialien dargestellt. Das Verfahren ist an die Vorgehensweise gemäß ISO 12106 [51] angelehnt, in welcher jedoch die maximale Zugspannung und nicht die Kraftamplitude betrachtet wird.

Zusätzlich zu den Ermüdungsversuchen sind mit einer Probe je Probentyp (außer SFMT und SHAZ) quasistatische Versuche mit monotoner Zugbelastung unter konstanter Verschiebungsgeschwindigkeit  $\dot{u} = 0,002 \text{ mm/s}$  zur Ermittlung der Zugfestigkeit, der Fließgrenze und der Bruchdehnung durchgeführt worden. Da erwartet wurde, dass die Bruchdehnung größer ist als die Maximaldehnung  $\varepsilon_{\text{max}} = 5\%$  des Dehnungsaufnehmers, wurde dieser vor Versuchsbeginn auf  $\varepsilon \approx -5\%$  vorgedehnt, sodass Dehnungen von bis zu 10% gemessen werden konnten.

Im Rahmen des Forschungsvorhabens *LCFWeld* wurden außer den hier beschriebenen Experimenten auch Härtemessungen und Gefügeanalysen durchgeführt deren Resultate ausführlich im Abschlussbericht des Vorhabens [67] dokumentiert sind. Eine Zusammenfassung der Ergebnisse aus den Härtemessungen ist außerdem in Tab. B.2 gegeben.

### 3.2.3. Versuchsauswertung

#### Elastizitätsmoduln

Wie in Abschnitt 3.2.2 beschrieben, wurde der Elastizitätsmodul jeder Probe vor Beginn des eigentlichen Ermüdungsversuchs bestimmt. Aus diesen Ergebnissen wurde für jeden Probentyp der Median des Elastizitätsmoduls abgeleitet, Tab. 3.1.

Tab. 3.1.: Mediane der Elastizitätsmoduln aller Probentypen.

Type	Mat.	$E$ in MPa	Mat.	$E$ in MPa
BMT	S960M	216000	1.4541	196000
FMT	S960M	206000	1.4541	180000
HAZ	S960M	200000	1.4541	175000

#### Quasistatische Versuche

Obwohl bei den verschiebungsgesteuerten quasistatischen Versuchen der Dehnungsaufnehmer vorgedehnt wurde, Abschnitt 3.2.2, war es nicht möglich, die Bruchdehnung zu ermitteln, da diese in allen Fällen die maximal messbare Dehnung von ca. 10 % überschritt. Aufgrund der hohen Duktilität der Werkstoffe und des eingeschränkten Messbereichs kann auch die Zugfestigkeit  $R_m$  nicht wie üblich in einem Spannungs-Dehnungs-Diagramm dargestellt werden. Stattdessen wird die Zugfestigkeit nachfolgend in Spannungs-Verschiebungs-Diagrammen gezeigt. Die Fließgrenze  $R_{p0.2}$  wird dagegen in gewohnter Weise illustriert, Abb. 3.6 bis Abb. 3.9. Für die Zugfestigkeit der Probentypen SFMT und SHAZ gibt es keine Ergebnisse, da alle vorhandenen Proben für die Ermüdungsversuche verwendet wurden. Der Median der Fließgrenze ist in diesen Fällen ausschließlich aus den Erstbelastungskurven von Ermüdungsversuchen mit ausreichend hoher Beanspruchung ermittelt worden, welche stets bei einer Prüffrequenz von 0,05 Hz aufgezeichnet wurden. Bei allen anderen Probentypen wurden die Erstbelastungskurven und die quasistatischen Versuche zur Ermittlung des Medians von  $R_{p0.2}$  herangezogen. In Tab. 3.2 sind die Ergebnisse zusammengefasst.

Tab. 3.2.: Fließgrenzen und Zugfestigkeiten aller Probentypen.

Type	Mat.	$R_{p0.2}$ in MPa	$R_m$ in MPa	Mat.	$R_{p0.2}$ in MPa	$R_m$ in MPa
BMT	S960M	1071	1086	1.4541	314	644
FMT	S960M	929	–	1.4541	389	666
HAZ	S960M	864	–	1.4541	336	613

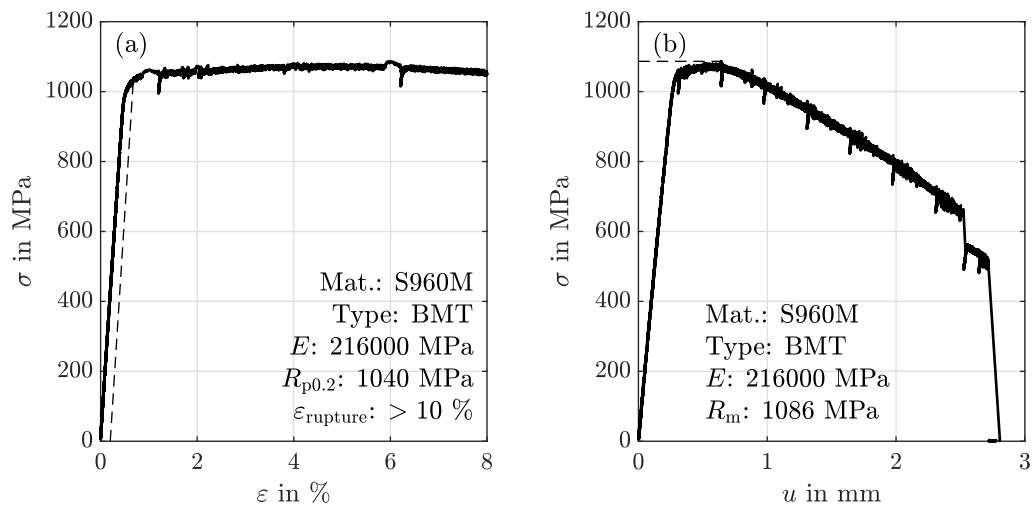


Abb. 3.6.: Zugversuch mit dem Probentyp SBMT. (a) Spannungs-Dehnungs-Diagramm. (b) Spannungs-Verschiebungs-Diagramm.

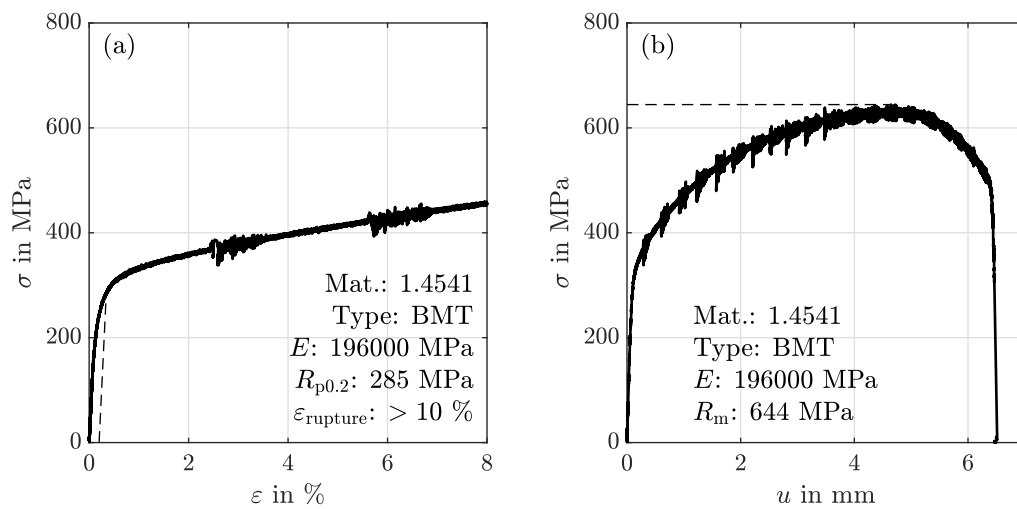


Abb. 3.7.: Zugversuch mit dem Probentyp XBMT. (a) Spannungs-Dehnungs-Diagramm. (b) Spannungs-Verschiebungs-Diagramm.

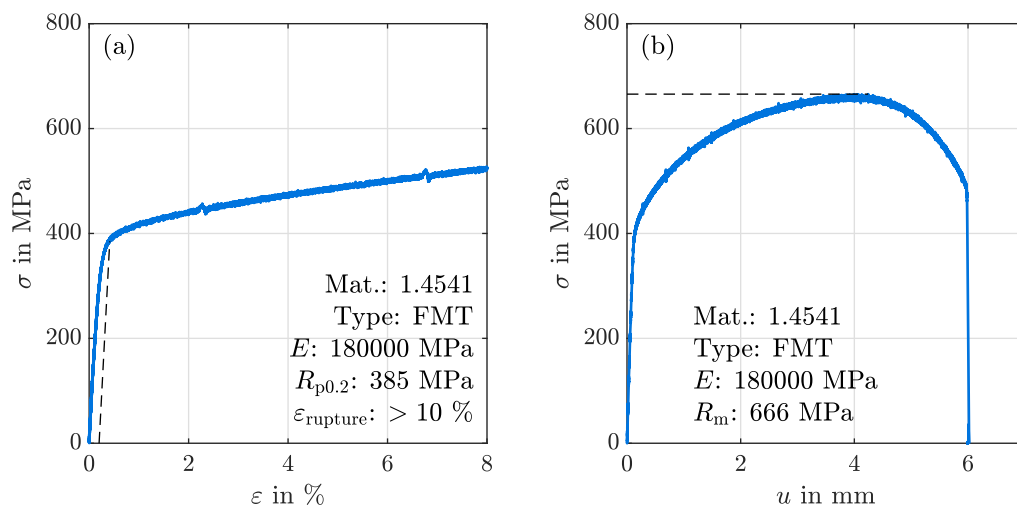


Abb. 3.8.: Zugversuch mit dem Probentyp XFMT. (a) Spannungs-Dehnungs-Diagramm. (b) Spannungs-Verschiebungs-Diagramm.

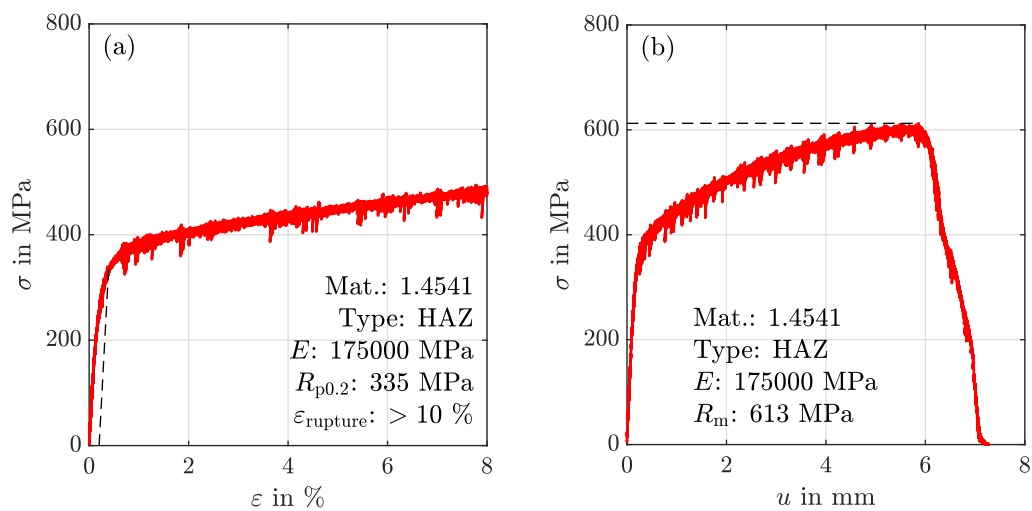


Abb. 3.9.: Zugversuch mit dem Probentyp XHAZ. (a) Spannungs-Dehnungs-Diagramm. (b) Spannungs-Verschiebungs-Diagramm.

### Zyklisches Werkstoffverhalten

Wie bereits anhand von Abb. 3.5 erahnt werden kann, ist bei den Proben beider Werkstoffe kein zyklisch stabilisiertes Verhalten beobachtet worden. Die Probentypen aus dem hochfesten Baustahl S960M neigen zu zyklischer Entfestigung, wohingegen bei den Probentypen aus dem austenitischen 1.4541 eine starke zyklische Verfestigung beobachtet wurde. Das zyklische Werkstoffverhalten wurde daher, wie in [76] empfohlen, basierend auf den Spannungs- und Dehnungsamplituden bei halber Versagensschwingspielzahl ermittelt. Approximiert wird das zyklische Werkstoffverhalten mithilfe des Ansatzes von Ramberg und Osgood [77]:

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{a,el} + \varepsilon_{a,pl} = \frac{\sigma_a}{E} + \left( \frac{\sigma_a}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (3.17)$$

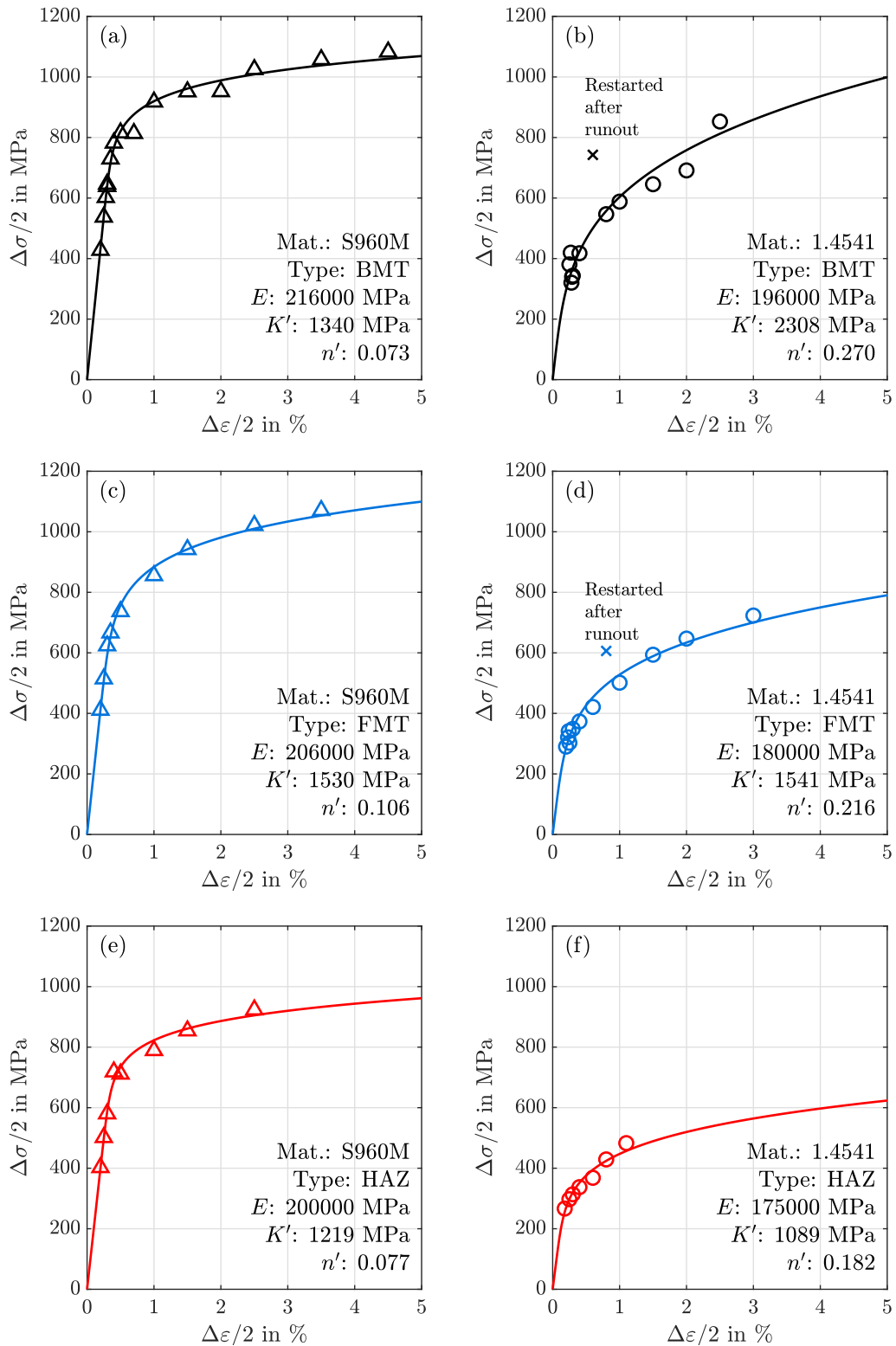
Die Zahlenwerte des dazu benötigten zyklischen Verfestigungskoeffizienten  $K'$  sowie des zyklischen Verfestigungsexponenten  $n'$  sind in Tab. 3.3 zusammengefasst. In Abb. 3.10 (a)-(f) sind die experimentell ermittelten Spannungs- und Dehnungsamplituden bei halber Versagensschwingspielzahl zusammen mit der Approximation nach Ramberg und Osgood dargestellt. Im direkten Vergleich der Spannungs-Dehnungs-Diagramme wird deutlich, dass die austenitischen Werkstoffe, Abb. 3.10 (b), (d), (f), erheblich verfestigen, während bei den hochfesten Proben, Abb. 3.10 (a), (c), (e), kaum Verfestigung zu beobachten ist. Des Weiteren sind zwischen letzteren Diagrammen nur geringe Unterschiede zu erkennen, wohingegen sich die austenitischen Proben stärker voneinander unterscheiden. Außerdem kann festgestellt werden, dass die Spannungs-Dehnungs-Kurven der Proben aus 1.4541 stets unterhalb derer aus S960M liegen, was bereits durch die gemessenen Zugfestigkeiten, Tab. 3.2, zu erwarten war.

Darüber hinaus ist in Abb. 3.10 (b) und (d) auch die zu Beginn beschriebene zyklische Verfestigung erkennbar. Die in den beiden Diagrammen mit „Restarted after runout“ gekennzeichneten Versuchspunkte stehen für Versuche, bei denen die verwendete Probe bereits auf einem niedrigen Beanspruchungsniveau mehr als  $2 \cdot 10^6$  Lastwechsel ertragen hat. Durch diese Vorbeanspruchung konnte der Werkstoff bereits zyklisch verfestigen, was zu deutlich höheren Spannungsamplituden im nachfolgend durchgeführten Versuch geführt hat, als auf Basis der Spannungs-Dehnungs-Kurve zu erwarten gewesen wären. Zur Ermittlung der Ramberg-Osgood-Parameter sind sie daher nicht herangezogen worden. Hinsichtlich ihrer erlangten Lebensdauer sind die hervorgehobenen Versuche jedoch nicht auffällig.

Tab. 3.3.: Ramberg-Osgood-Parameter aller Probentypen.

Type	Mat.	$E$ in MPa	$K'$ in MPa	$n'$	Mat.	$E$ in MPa	$K'$ in MPa	$n'$
BMT	S960M	216000	1304	0.073	1.4541	196000	2308	0.270
FMT	S960M	206000	1530	0.106	1.4541	180000	1541	0.216
HAZ	S960M	200000	1219	0.077	1.4541	175000	1089	0.182



Abb. 3.10.: Zyklisches Werkstoffverhalten aller Probestypen bei  $N/2$ .

### Dehnungswöhlerlinien

Die Dehnungswöhlerlinien wurden nach dem Perlschnurverfahren [28] bestimmt. Auf jedem Beanspruchungshorizont ist also jeweils nur eine Probe getestet worden. Dabei wurden die vorgegebenen Dehnungsamplituden so gewählt, dass sich im doppeltlogarithmischen Wöhlerdiagramm eine möglichst gleichmäßige Verteilung der Versuchsergebnisse in Lebensdauerichtung zwischen  $N = 10$  und  $N = 2 \cdot 10^6$  Zyklen ergab. Die in Abb. 3.11 mit durchgezogenen Linien eingezeichneten Kurven basieren auf dem Vierparameteransatz nach Basquin, Manson, Coffin und Morrow [76]:

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{a,el} + \varepsilon_{a,pl} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N)^b + \varepsilon'_f (2N)^c \quad (3.18)$$

Mit gestrichelten Linien sind jeweils die elastischen und plastischen Anteile der Dehnungswöhlerlinie dargestellt. Die vier Parameter  $\sigma'_f$ ,  $\varepsilon'_f$ ,  $b$  und  $c$  der Dehnungswöhlerlinien sind für alle Proben in Tab. 3.4 zusammengefasst. Eine Auflistung der in Abb. 3.11 illustrierten Versuche, ist in Tab. D.1 gegeben.

Tab. 3.4.: Dehnungswöhlerlinien-Parameter aller Proben.

Type	Mat.	$E$ in MPa	$\sigma'_f$ in MPa	$\varepsilon'_f$	$b$	$c$
BMT	S960M	216000	1376	2.092	-0.058	-0.841
FMT	S960M	206000	1453	0.471	-0.076	-0.669
HAZ	S960M	200000	1325	0.560	-0.080	-0.744
BMT	1.4541	196000	1438	0.123	-0.115	-0.388
FMT	1.4541	180000	1176	0.170	-0.109	-0.442
HAZ	1.4541	175000	808	0.317	-0.089	-0.543

Mit Ausnahme des Proben Typs SFMT, für welchen nur acht verwendbare Proben aus dem vorhandenen Material gefertigt werden konnten, standen zur Untersuchung jedes Proben Typs mindestens 12 Proben zur Verfügung. Um möglichst viele Versuchsergebnisse mit den vorhandenen Proben generieren zu können, wurden alle Durchläufer<sup>1</sup> unter Vorgabe einer meist deutlich höheren Dehnungsamplitude erneut und bis zum Versagen getestet. Auf diese Weise konnten mit den acht Proben vom Typ SFMT neun Versuchspunkte erzeugt, Abb. 3.11 (c), und einige fehlgeschlagene Versuche kompensiert werden, bei welchen die Proben z. B. aufgrund zu hoher Dehnungen ausgeknickt sind.

Anhand der durchgeführten Versuche konnten Wöhlerkurven ermittelt werden, welche vor allem im LCF-Bereich sehr gut experimentell abgesichert sind, Abb. 3.11 (a) - (d). Beim Proben Typ SHAZ mussten vier Proben aussortiert werden, da nach dem Polieren deutlich wurde, dass bei diesen die Schweißnaht nicht voll durchgeschweißt war,

<sup>1</sup>Proben, die auf einem niedrigen Beanspruchungshorizont ohne erkennbaren Schaden mehr als  $2 \cdot 10^6$  Lastwechsel ertragen haben. Die zugehörigen Versuchsergebnisse sind in Abb. 3.11 mit Pfeilen gekennzeichnet und wurden bei der Bestimmung der Dehnungswöhlerlinien-Parameter nicht berücksichtigt.

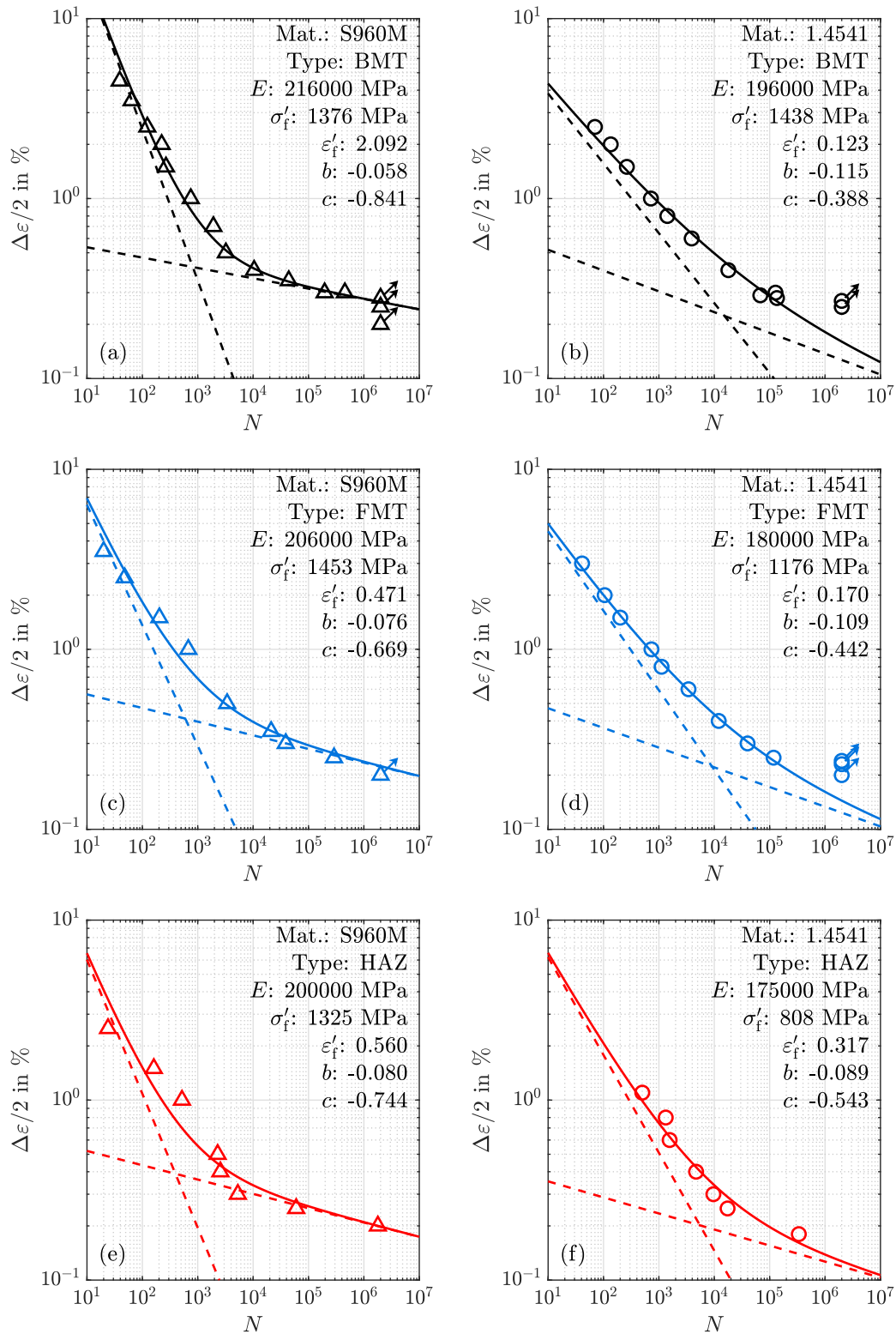


Abb. 3.11.: Dehnungswöhlerlinien aller Probenarten.

Abb. B.2, sodass zur Bestimmung der Wöhlerkurve weniger Proben genügen mussten, Abb. 3.11 (e). Auffällig waren auch einige Proben des Typs XHAZ. Diese versagten etwa eine Dekade früher als dies die Wöhlerkurve, Abb. 3.11 (f), hätte erwarten lassen. Die Bruchflächen dieser Proben wurden nach dem Versuch mikroskopisch untersucht und es konnte festgestellt werden, dass jede der Proben einen als dunklen Streifen sichtbaren Defekt aufwies. Das Material in diesem Streifen ließ sich ohne große Kraftanstrengung mit einem spitzen Gegenstand per Hand herauskratzen und wies außerdem zahlreiche Poren auf, Abb. B.3. Aufgrund dieses, mutmaßlich auf den Schweißprozess oder das Walzen zur Herstellung der verschweißten Bleche zurückzuführenden, Defekts sind die mit diesen Proben erzielten Versuchsergebnisse als ungültig gewertet und nicht bei der Ermittlung der Wöhlerkurve berücksichtigt worden.

Im direkten Vergleich der vier Parameter, Tab. 3.4, fällt auf, dass sich die Exponenten  $b$  und  $c$  bei den Proben aus S960M viel stärker voneinander unterscheiden als beim austenitischen Werkstoff. In den Wöhlerdiagrammen, Abb. 3.11, manifestiert sich dieser Unterschied in einem ausgeprägten Abknicken der Wöhlerkurven im Übergangsbereich von LCF zu HCF, während der Übergang bei den Kurven der Probenotypen aus 1.4541 fließend ist. Werkstoffübergreifend kann außerdem beobachtet werden, dass die Schwingfestigkeit der Probenotypen BMT, FMT und HAZ in dieser Reihenfolge abnimmt.

### 3.3. Versuche mit T- und Stumpfstößen

#### 3.3.1. Probenfertigung und -geometrie

Die geprüften Schweißverbindungsproben sind in Abb. 3.12 schematisch dargestellt. Aus der Abbildung wird ersichtlich, dass die Probenotypen beider Werkstoffvarianten zwar geometrisch ähnlich sind, sich allerdings im Detail unterscheiden:

- Die dünnen durchgeschweißten T-Stöße aus 1.4541 sind von einer Seite aus und die Proben aus S960M beidseitig geschweißt worden. Das Überschleifen der Nahtübergänge erfolgte bei letzteren Verbindungen ausschließlich an der höher beanspruchten innen liegenden Naht.
- Zur Fertigung der dicken austenitischen Stöße wurden 40 mm dicke Bleche verwendet. Die dicken T-Stöße aus dem thermomechanisch gewalzten Stahl S960M haben dagegen eine Dicke von 30 mm.
- Bei den nicht durchgeschweißten T-Stößen unterscheidet sich die Nahtposition.
- Die Stumpfstöße aus 1.4541 weisen eine X-Naht und diejenigen aus S960M eine V-Naht auf.
- Sowohl die Länge der Stumpfstöße als auch die Länge der Schenkel der T-Stöße unterscheidet sich in Abhängigkeit von der Werkstoffvariante. Für die Ermüdungsversuche ist das nicht von Bedeutung.
- Alle dünnen T-Stöße sind 80 mm, die dicken T-Stöße aus S960M 40 mm und aus 1.4541 50 mm breit.

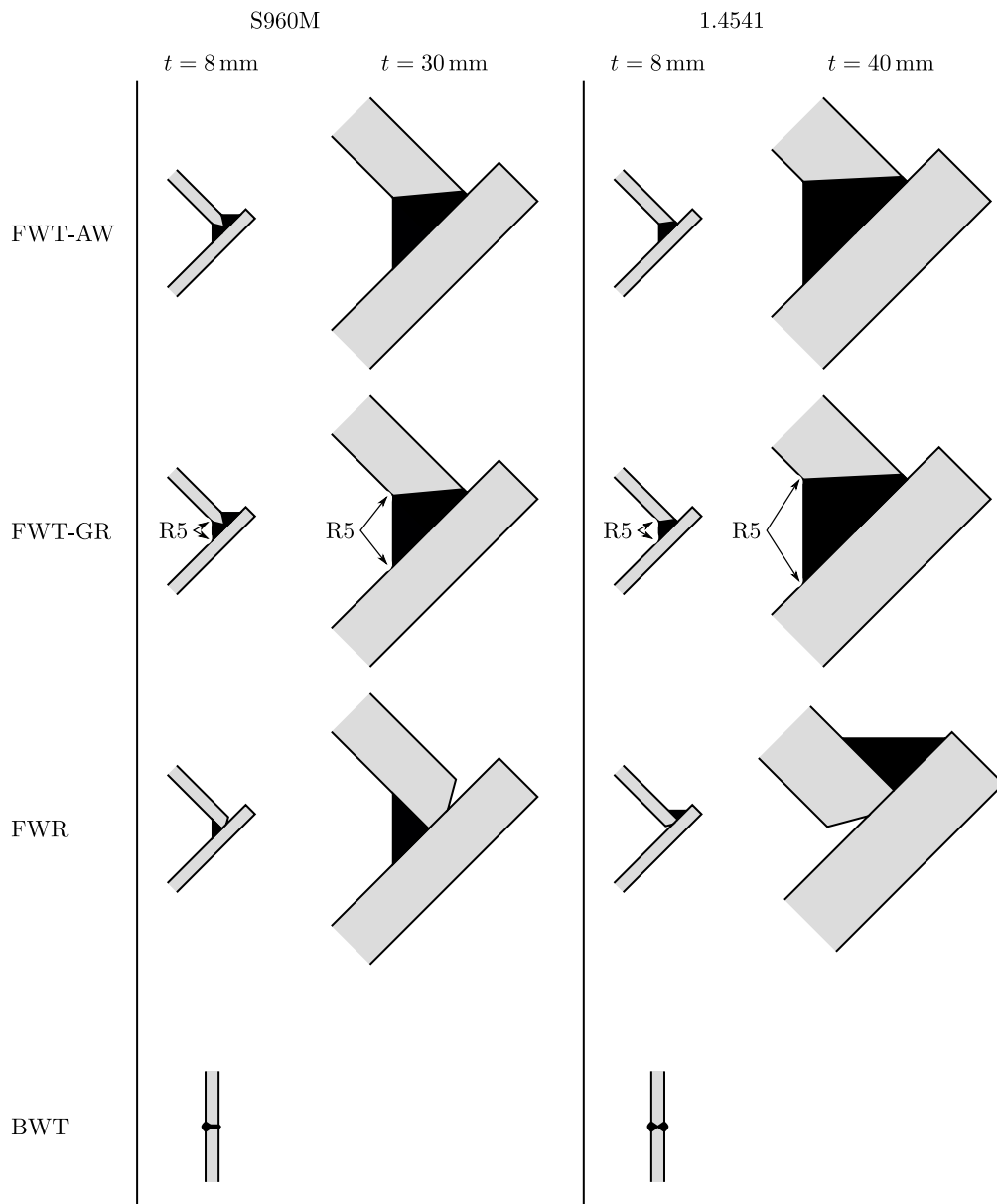


Abb. 3.12.: Schematische Darstellung der untersuchten Schweißverbindungen.

Ergänzend zu Abb. 3.12 sind in Abb. B.4 und Abb. B.5 Aufnahmen bereits geprüfter Proben aller Verbindungstypen gezeigt. Fertigungszeichnungen der Proben sind in Abb. B.6 bis Abb. B.17 aufgeführt<sup>2</sup>.

Das zur Fertigung der Proben notwendige Material wurde von der Outokumpu Nirosta GmbH (1.4541) sowie von der voestalpine Grobblech GmbH bzw. der voestalpine Stahl GmbH (S960M, Markenname: alform 960 M x-treme) bereitgestellt. Letztere übernahm auch das Schweißen der dünnen T-Stöße und der Stumpfstöße aus dem hochfesten Werkstoff sowie das anschließende Spannungsarmglühen. Das Schweißen erfolgte mit Aktivgas (MAG) und dem Schweißzusatzwerkstoff DIN EN ISO 16834-A G89 5 M21 Mn4Ni2.5CrMo. Am Institut für Schweißtechnik der Technischen Universität Clausthal wurden die dicken Stöße vorbereitet und mit dem gleichen Verfahren teilautomatisiert geschweißt, jedoch mit dem Zusatzwerkstoff DIN EN ISO 16834-A G89 6 M21 Mn4Ni2CrMo. Die dabei befolgte Schweißreihenfolge ist am Beispiel einer durchgeschweißten Probe in Abb. B.20 dargestellt. Bei der nicht durchgeschweißten Variante sind in vergleichbarer Abfolge insgesamt 14 Lagen geschweißt worden. Alle weiteren bekannten Schweißprozessparameter sind in Tab. B.3 zusammengefasst.

Die zunächst ca. 500 mm breiten Stöße wurden nach dem Schweißen in Proben mit der gewünschten Breite gesägt. Danach sind die dicken Stöße spannungsarm geglüht und die Stumpfstöße entsprechend der Fertigungszeichnung, Abb. B.10, auf Maß gefräst worden. Das Nahtüberschleifen geschah bei den betroffenen Schweißstößen noch vor dem Schneiden und wurde an der Schweißtechnischen Lehr- und Versuchsanstalt (SLV) in München manuell durchgeführt. Der dazu verwendete tropfenförmige Fingerfräser führte zu Kerbradien von ca. 5 mm. Als Orientierung bei diesem Fertigungsschritt dienten die Ausführungen des IIW [44].

An der SLV-München wurden außerdem alle Verbindungen aus dem Werkstoff 1.4541 mit dem Schweißzusatzwerkstoff EN ISO 14343-A G 19 9 L Si (1.4316) und mithilfe eines Roboters geschweißt. Die entsprechenden Schweißprozessparameter sind in Tab. B.4 aufgeführt. Im Anschluss an das Schweißen und dem Überschleifen der Nahtübergänge, welches analog zum Vorgehen bei den Proben aus S960M erfolgte, wurden alle Stöße mittels Sägen (8 mm Blechdicke) bzw. Wasserstrahlschneiden (40 mm Blechdicke) auf die gewünschte Probenbreite gebracht. Der Prüfquerschnitt der Stumpfstöße ist anschließend noch durch Fräsen verjüngt worden. Auf eine zusätzliche Wärmebehandlung der Proben wurde verzichtet, da Verbindungen aus dem austenitischen Werkstoff üblicherweise nicht spannungsarm geglüht werden.

### 3.3.2. Versuchsdurchführung

Die Durchführung der Versuche mit den austenitischen Proben erfolgte durch einen Forschungspartner an der Hochschule München, wohingegen die Proben aus S960M vom Autor dieser Arbeit getestet wurden. Während die Stumpfstoßproben unmittelbar in die vorhandenen Prüfmaschinen eingebaut werden konnten, war für die T-Stöße eine spezielle Prüfvorrichtung notwendig. Um etwaigen Schweißverzug der Stöße ausgleichen zu können, wurde eine drehbar gelagerte Vorrichtung entwickelt, sodass die T-Stöße

<sup>2</sup>Bei den dünnen Verbindungen aus S960M entsprechen die gelieferten Proben nicht in allen Punkten den Zeichnungen. Gleiches gilt für die dünnen T-Stöße aus 1.4541.

nahezu spannungsfrei montiert werden konnten. Der verwendete Versuchsaufbau zur Prüfung der hochfesten Proben ist in Abb. 3.13 (a) dargestellt. In Abb. 3.13 (b) ist der Aufbau aus einer anderen Perspektive und mit dem System zur optischen Dehnungsfeldmessung mittels digitaler Bildkorrelation gezeigt. Eine genaue Beschreibung dieses Systems und der damit erzielten Ergebnisse ist in [67] gegeben. Zur Untersuchung der T-Stöße aus dem Werkstoff 1.4541 ist ein prinzipiell identischer Versuchsaufbau verwendet worden. Dieser ist in Abb. 3.14 dargestellt und unterscheidet sich lediglich durch die verwendeten Lager sowie die Form und Abmessungen der Einzelteile.

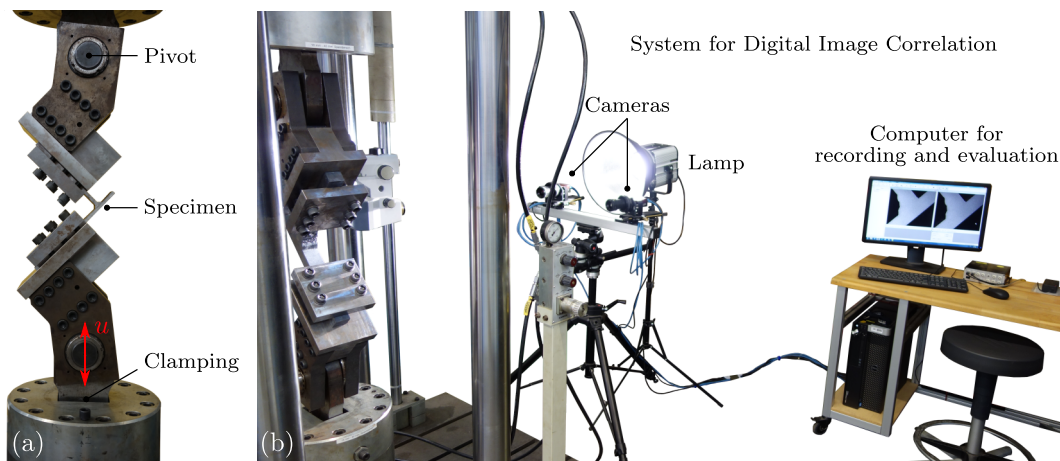


Abb. 3.13.: Versuchsaufbau zur Schwingfestigkeitsuntersuchung der T-Stöße aus S960M. (a) Seitenansicht des Aufbaus. (b) Versuchsaufbau mit System zur digitalen Bildkorrelation.

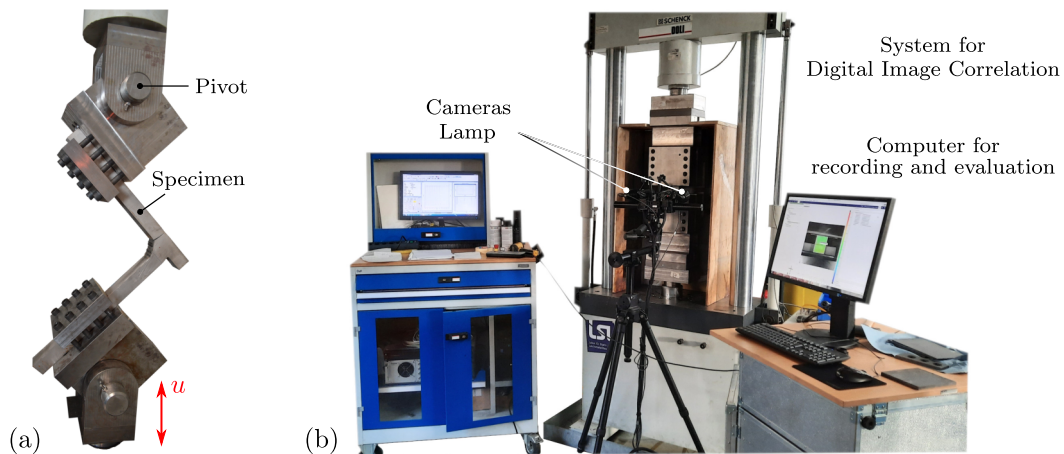


Abb. 3.14.: Versuchsaufbau zur Schwingfestigkeitsuntersuchung der Stöße aus 1.4541. (a) Seitenansicht des Aufbaus zur Prüfung von T-Stößen. (b) Versuchsaufbau mit Stumpfstoßprobe und System zur digitalen Bildkorrelation [67].

Die Belastung der T-Stöße folgte aus einer axialen Verschiebung des Hydraulikzylinders der Prüfmaschine, welche aufgrund der Kinematik der Prüfvorrichtung nicht nur zu einer Stauchung bzw. Verlängerung, sondern auch zur Biegung der Probe führte, Abb. 3.15 (a). Der Biegeanteil konnte beim Einbau der Proben durch Einstellung der freien Schenkellänge  $l_a$  vergrößert oder verkleinert werden. Dabei ging eine Vergrößerung von  $l_a$  mit einem größeren Hebelarm und einer, bei gleichbleibender Verschiebungsamplitude, reduzierten Kraftamplitude einher. Beschränkt wurde die freie Schenkellänge sowohl durch die Gesamtlänge der Schenkel als auch den in der Prüfmaschine vorhandenen Raum zwischen den Einspannungen.

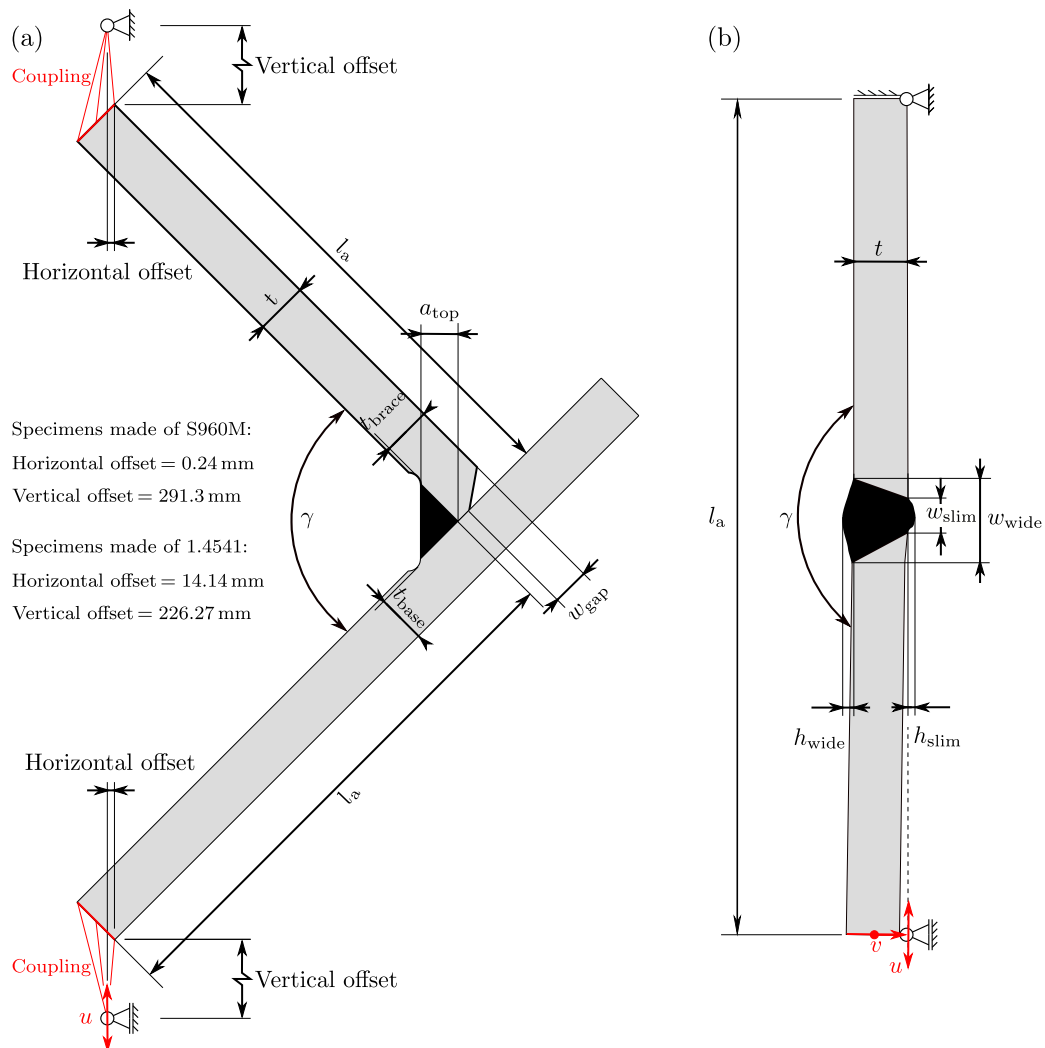


Abb. 3.15.: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus zur Schwingfestigkeitsuntersuchung der Schweißverbindungen mit allen relevanten Geometriegrößen. (a) T-Stoß. (b) Stumpfstoß.



Bei den Stumpfstoßproben wurde auf eine spezielle Prüfvorrichtung verzichtet. Schweißverzug führte deshalb beim Einbau der Proben in die fluchtenden Einspannungen der Prüfmaschinen zu einer Biegebelastung, durch die die Proben noch vor dem eigentlichen Ermüdungsversuch eine statische Beanspruchung erfuhren. In Abb. 3.15 (b) ist der Einspannvorgang durch die Verschiebung  $v$  illustriert. Die Stumpfstoße wurden demnach, infolge der axialen Verschiebung  $u$  des Zylinders der servohydraulischen Prüfmaschine, durch Zug bzw. Druck sowie einem Biegeanteil belastet, dessen Anteil an der Gesamtbelastung abhängig vom Verzug der Probe war.

Alle geschweißten Proben sind verschiebungsgeregelt unter Verwendung eines sinusförmigen Signals mit dem Verschiebungsverhältnis  $R_u = -1$  geprüft worden. Analog zu den Werkstoffversuchen, Abschnitt 3.2.2, wurde die Frequenz bei den Versuchen in Abhängigkeit von der vorgegebenen Verschiebungsamplitude gewählt, bei einer mittleren Verschiebungsgeschwindigkeit  $\dot{u} \approx 6$  mm/s. Der Abbruch der Versuche erfolgte entweder beim Bruch der Proben oder beim Erreichen von  $10^6$  Lastwechseln. Als Versagen wurde ein Abfall der Kraftamplitude um 5% definiert, Abb. 3.5.

Die freie Schenkellänge  $l_a$ , Abb. 3.15 (a), betrug bei den dicken austenitischen T-Stößen 210 mm und 50 – 60 mm bei den dünnen Proben. Im Falle der T-Stöße aus S960M galt  $l_a = 80$  mm für  $t = 8$  mm und  $l_a = 90 - 95$  mm für  $t = 30$  mm. Bei den Stumpfstoßen, Abb. 3.15 (b), wurde  $l_a = 125 - 130$  mm gewählt. Alle weiteren relevanten Geometriegrößen, die in Abb. 3.15 aufgeführt sind, wurden bei jeder Probe vor dem Versuchsstart gemessen. Die entsprechenden Zahlenwerte sind in Tab. D.2 und Tab. D.3 dokumentiert. Eine Übersicht der Mediane ist in Tab. 3.5 bzw. Tab. 3.6 gegeben.

Tab. 3.5.: Mediane der Geometrie-Parameter aller T-Stöße (mit Änderungen entnommen aus [67]).

Type	$t$ in mm	$\gamma$ in °	$a_{\text{top}}$ in mm	$a_{\text{root}}$ in mm	$w_{\text{gap}}$ in mm	$t_{\text{brace}}$ in mm	$t_{\text{base}}$ in mm
SFWT08AW	8.0	88.5	4.4	4.8	–	–	–
SFWT30AW	30.0	90.7	18.8	–	–	–	–
SFWT08GR	8.0	88.3	–	4.7	–	7.9	7.5
SFWT30GR	30.0	91.2	18.7	–	–	29.7	29.8
SFWR08AW	8.0	88.5	5.6	–	5.0	–	–
SFWR30AW	30.0	91.8	20.3	–	26.5	–	–
XFWT08AW	8.8	89.7	4.8	3.15	–	–	–
XFWT40AW	40.8	87.0	21.2	–	–	–	–
XFWT08GR	8.0	93.3	4.6	4.0	–	7.7	7.8
XFWT40GR	40.8	88.1	22.8	–	–	40.5	40.1
XFWR08AW	8.4	89.0	–	5.7	4.7	–	–
XFWR40AW	40.6	96.6	31.8	–	38.0	–	–

Tab. 3.6.: Mediane der Geometrie-Parameter aller Stumpfstöße [67].

Type	$t$ in mm	$\gamma$ in °	$h_{\text{wide}}$ in mm	$h_{\text{slim}}$ in mm	$w_{\text{wide}}$ in mm	$w_{\text{slim}}$ in mm
SBWT08AW	8.0	179.3	1.2	1.1	13.2	4.6
XBWT08AW	8.7	177.8	0.7	0.7	10.2	10.2

### 3.3.3. Versuchsauswertung

Unmittelbare Resultate der Ermüdungsversuche sind die Wöhlerdiagramme Abb. 3.16 und Abb. 3.17, welche den Zusammenhang zwischen der aufgebrachten Verschiebungsamplitude und der ertragenen Schwingungszahl bis zum Erreichen des Versagenskriteriums beschreiben. Die dazugehörigen Zahlenwerte sind in Tab. D.4 aufgelistet.

Alternativ ist eine Darstellung mit der Kraftamplitude bei halber Versagensschwingungszahl möglich, Abb. B.18 und Abb. B.19. Bei beiden Darstellungsvarianten ist zu berücksichtigen, dass die Belastungsgröße von der Geometrie des Versuchsaufbaus, d. h. der Kinematik des Versuchsstandes, der Probe sowie der freien Schenkellänge beeinflusst wird. Ein Vergleich der Ergebnisse ist also nur dann unmittelbar möglich, wenn die Versuchsrandbedingungen übereinstimmen. Demnach dürfen nur die verschiedenen Typen der dicken T-Stöße untereinander verglichen werden. Gleiches gilt für die dünnen T-Stöße und die Stumpfstöße. Ein direkter Vergleich der mit den austenitischen und den hochfesten Proben erzielten Ergebnisse ist aufgrund der verwendeten, hinsichtlich ihrer Geometrie unterschiedlichen, Versuchsstände in dieser Darstellung nicht möglich. Diese Einschränkungen entfallen durch die Betrachtung lokaler Beanspruchungsgrößen, wie beispielsweise Kerb- oder Strukturdehnungen. Dennoch sind einige Schlussfolgerungen möglich. Aus Abb. 3.16 folgt für die Proben aus S960M:

- Die unterschiedlichen Probentypen der dünnen T-Stöße verhalten sich sehr ähnlich.
- Die dicken T-Stöße mit Nahtwurzel FWR versagen tendenziell früher als die Proben der beiden anderen Typen.
- Ein lebensdauer verlängernder Einfluss durch die Nahtnachbearbeitung ist bei den dünnen T-Stößen erst im HCF-Bereich und bei den dicken T-Stößen gar nicht zu erkennen, was aus dem Vergleich der Ergebnisse der Probentypen FWT-AW und FWT-GR ersichtlich wird.
- Bei allen dicken T-Stößen und auch bei den Stumpfstößen ist ein deutliches Abknicken der Versuchsergebnisse bei ca.  $10^3$  Lastwechseln zu beobachten.

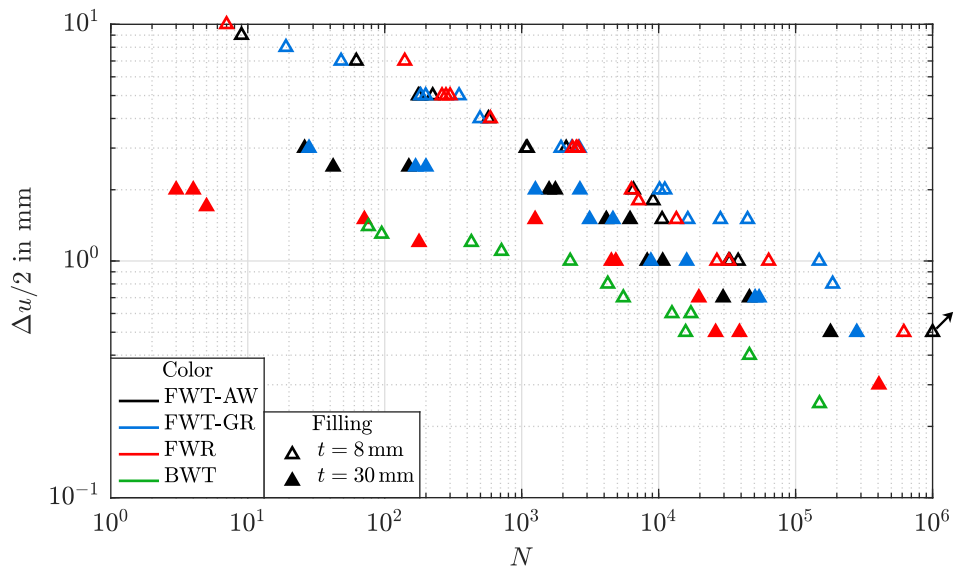


Abb. 3.16.: Verschiebungs-Wöhlerdiagramm für alle Stumpf- und T-Stöße aus S960M.

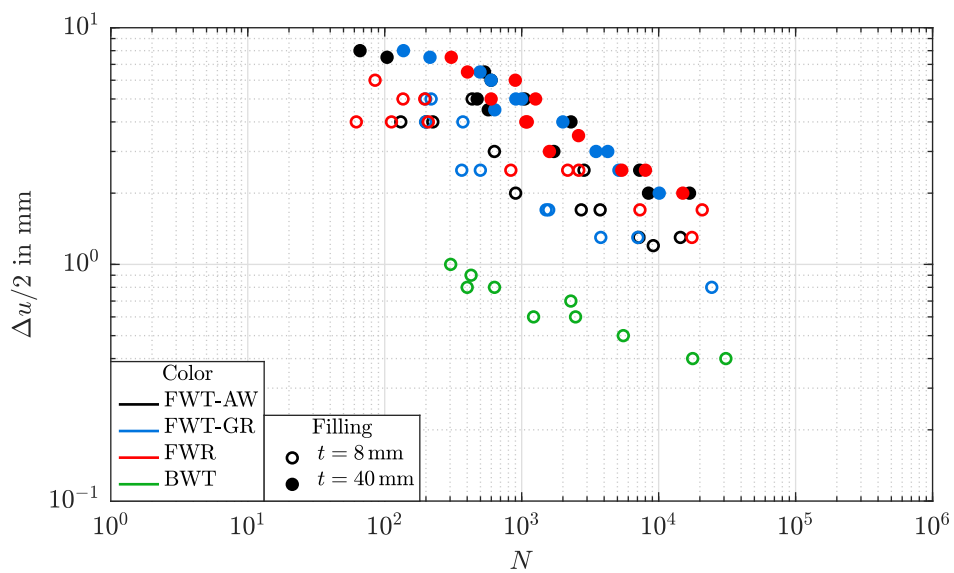


Abb. 3.17.: Verschiebungs-Wöhlerdiagramm für alle Stumpf- und T-Stöße aus 1.4541 (mit Änderungen entnommen aus [67]).

Da die Geometrieparameter der Proben aus dem austenitischen Werkstoff deutlich stärker variieren als bei den Proben aus S960M, Tab. D.2 und Tab. D.3, ist der Erkenntnisgewinn aus Abb. 3.17 geringer:

- Die unterschiedlichen Probentypen der dünnen T-Stöße verhalten sich sehr ähnlich.
- Die unterschiedlichen Probentypen der dicken T-Stöße verhalten sich ähnlich.
- Ein lebensdauerverlängernder Einfluss durch die Nahtnachbearbeitung ist nicht zu erkennen.

Zusätzlich zu den Schwingspielzahlen zum 5%-Lastabfallkriterium sind bei vielen Proben Risse optisch detektiert und bis zum Bruch beobachtet worden. Auf diese Weise kann dem definierten Versagenskriterium eine ungefähre Risslänge zugeordnet werden. Unabhängig vom Probenwerkstoff betrug diese in etwa 4 mm bei den dünnen und ca. 7 mm bei den dicken T-Stößen.

Neben der Risslänge ist dabei auch die Stelle dokumentiert worden, von welcher aus der Riss bzw. die Risse ausgingen. Insbesondere im Fall der Stöße aus dem hochfesten Stahlwerkstoff konnten häufig mehrere Risse an unterschiedlichen Stellen, Abb. B.21, und auch ein Zusammenhang zwischen diesen und der ertragenen Schwingspielzahl beobachtet werden. Unterschieden wurde zwischen Rissen ausgehend von der Nahtwurzel, der Mitte der Schweißnaht sowie von Nahtübergangskerben. In Abb. 3.18 sind die Ergebnisse dieser Untersuchungen für alle T-Stöße aus S960M dokumentiert. Dargestellt sind dabei alle Stellen mit (bei Versuchsende) eindeutig sichtbaren Rissen einer Probe, unabhängig von ihrer Länge. Proben mit mehreren Rissen sind demzufolge in Abb. 3.18 auch durch mehrere Symbole vertreten. Zur leichteren Interpretation der Ergebnisse sind diese in den Abbildungen 3.18 (a) bis 3.18 (c) separat für jeden der drei untersuchten Probentypen dargestellt. Anhand dieser Diagramme kann konstatiert werden:

- Die dicken T-Stöße des Typs FWT-AW wiesen belastungsunabhängig – also über den gesamten Lebensdauerbereich – Risse an der Wurzel und am Nahtübergang zum Grundblech auf, wohingegen die dünnen Stöße dieses Typs ausschließlich vom Nahtübergang aus rissen.
- Auch die nachbearbeiteten dicken T-Stöße zeigten belastungsunabhängig hauptsächlich Risse an der Wurzel und am Nahtübergang zum Grundblech. Deren dünne Pendanten rissen bei hohen Lasten – also im LCF-Bereich – an der milden überschlifften Nahtübergangskerbe zum Grundblech, während im HCF-Bereich vermehrt Risse am nicht nachbearbeiteten Nahtübergang zur Steife auftraten. Diese Beobachtung ist im Einklang mit den gemessenen Dehnungsfeldern, Abb. B.22, und bestätigt die Aussage aus Abschnitt 2.3.1 zum Einfluss der Kerbschärfe und der Rauheit, dass die Kerbschärfe für LCF weniger relevant ist als für HCF. Dieser Sachverhalt erklärt außerdem, warum die Nahtnachbearbeitung erst bei geringeren Lasten zu einer Verlängerung der Lebensdauer geführt hat, Abb. 3.16.

- Bei den nicht durchgeschweißten 30 mm dicken Verbindungen sind über den gesamten Lebensdauerbereich Risse an der Wurzel und der Nahtmitte beobachtet worden. Letztere sind wahrscheinlich auf scharfe Kerben zwischen den einzelnen Schweißlagen, Abb. B.21, zurückzuführen. Die dünnen Stöße des Typs FWR sind außer an der Wurzel im LCF-Bereich auch am Nahtübergang zur Steife und im HCF-Bereich am schärfer gekerbten Nahtübergang zum Grundblech gerissen. Dies stützt zusätzlich die These, dass die Kerbschärfe erst bei geringeren Lasten entscheidend ist. Außerdem sind das auch die Stellen, an denen die lokalen Dehnungskonzentrationen besonders ausgeprägt waren, Abb. B.23.

Das Rissverhalten der Verbindungen aus dem Werkstoff 1.4541 war weniger variantenreich. Die durchgeschweißten T-Stöße als auch die Stumpfstöße rissen ausschließlich ausgehend von den Nahtübergängen. Bei den nicht durchgeschweißten T-Stößen sind nahezu immer Risse an der Nahtwurzel und in einigen Fällen auch von der Nahtmitte aus beobachtet worden.

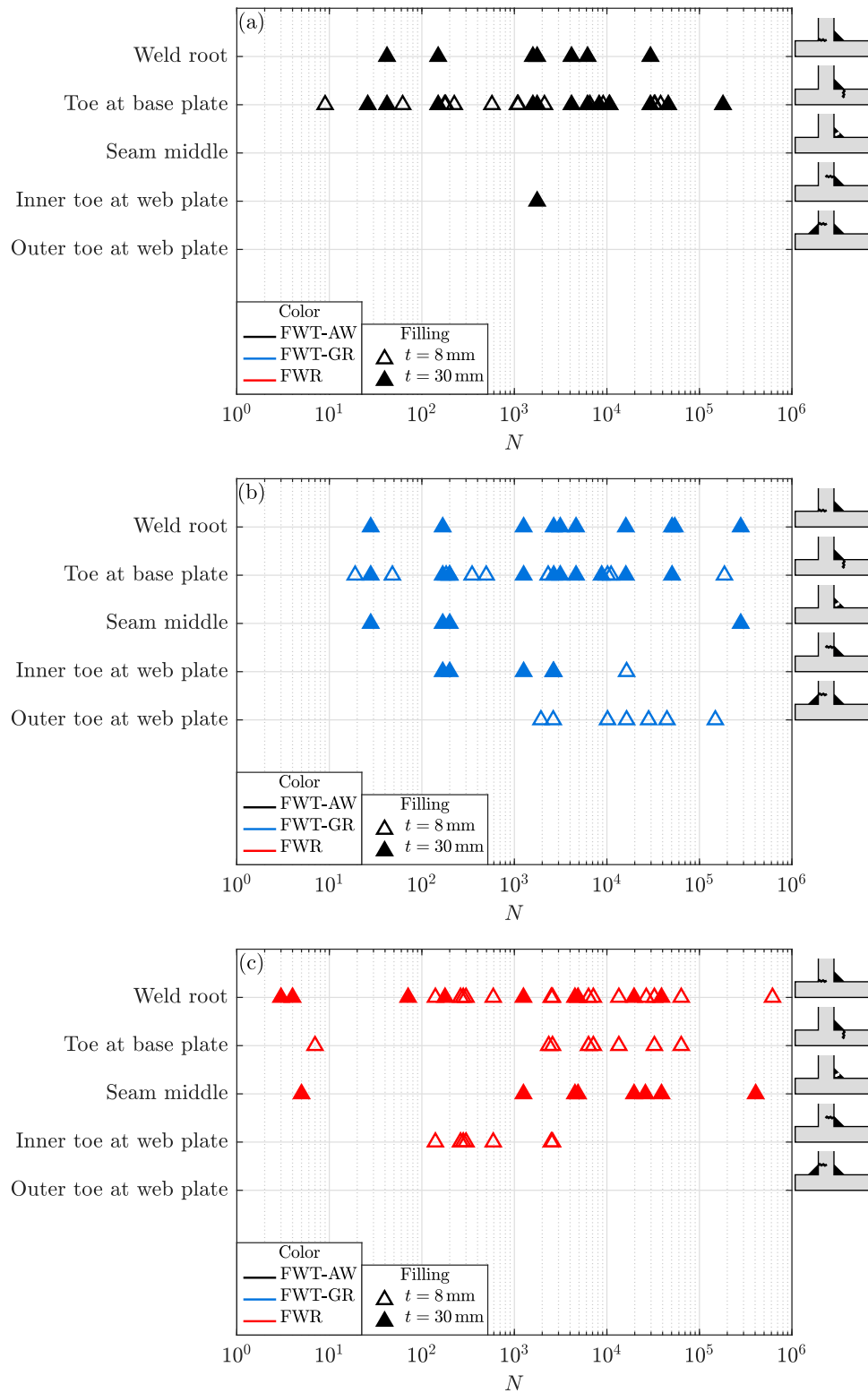


Abb. 3.18.: Risse beim Probestyp (a) FWT-AW, (b) FWT-GR, (c) FWR aus S960M.

## 4. Numerische Untersuchungen

*Inhalte dieses Kapitels und der Anhänge, auf die in diesem verwiesen wird, sind vom Autor in zum Teil gleicher Form auch im Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben TMF-Schweißnähte [62] und einem Fachjournal [63] veröffentlicht worden. Abbildungen und Tabellen, die von Forschungspartnern oder mit deren Hilfe erstellt wurden, sind mit entsprechenden Literaturverweisen gekennzeichnet.*

### 4.1. Übersicht

Um den in Abschnitt 2.3.4 formulierten Anforderungen an das Strukturgrößenkonzept gerecht zu werden, sind Empfehlungen mit Richtliniencharakter zur Anwendung des Nachweisverfahrens erforderlich.

Hinsichtlich der Beanspruchbarkeit werden Empfehlungen zu konzeptgebundenen Wöhlerlinien und gegebenenfalls zu Parametern zur Berücksichtigung von Einflussgrößen wie der Blechdicke oder der Temperatur benötigt. Entsprechend der geforderten Anbindung an die FKM-Richtlinien werden in Abschnitt 4.4 und Abschnitt 4.5 die darin enthaltenen Angaben zum Strukturspannungskonzept weitestgehend auf das Strukturgrößenkonzept übertragen.

Die Bestimmung der Strukturgrößen soll ebenfalls ähnlich erfolgen wie beim Strukturspannungskonzept, allerdings anhand eines FE-Modells mit physikalisch und eventuell auch geometrisch nichtlinearem Verhalten. Dementsprechend werden Empfehlungen zur Wahl des Werkstoffmodells und der Ermittlung der zugehörigen Werkstoffparameter benötigt, Abschnitt 4.2. Weiterhin sind die Angaben zur Extrapolation und zur Vernetzung zu überarbeiten, damit die angestrebte Unempfindlichkeit des Verfahrens, Abschnitt 2.3.4, erreicht wird. Zu diesem Zweck wurden im Rahmen des Forschungsvorhabens *TMF-Schweißnähte* [62] Parameterstudien durchgeführt, die in Abschnitt 4.3 vorgestellt werden.

### 4.2. Elastisch-plastisches Werkstoffverhalten

#### 4.2.1. Modell nach Besseling

Zyklisch elastisch-plastisches Werkstoffverhalten kann in kommerziellen Finite-Elemente-Programmen mit unterschiedlichen Werkstoffmodellen mit isotropem, kinematischem oder kombiniertem Verfestigungsgesetz beschrieben werden. Dabei gilt generell, dass mit zunehmender Komplexität die Anzahl der erforderlichen Modellparameter und somit der Aufwand zur Bestimmung dieser zunimmt.

Das Modell nach Prager und Ziegler [106] benötigt neben den Parametern für das elastische Werkstoffverhalten lediglich zwei weitere Angaben und ist somit sehr

einfach anzuwenden. Mit diesem Ansatz werden, unter Annahme der Fließbedingung nach von Mises und einem linearen kinematischen Verfestigungsgesetz, bilineares Spannungs-Dehnungs-Verhalten sowie der Bauschinger-Effekt beschrieben [49]. Dem Besseling-Modell [15] liegen ebenfalls eine von Mises Fließfläche sowie ein kinematisches Verfestigungsgesetz zugrunde. Allerdings werden mit diesem Modell gemessene zyklische Spannungs-Dehnungs-Verläufe mittels multilinearer Approximation, Abb. 4.1 (a), detaillierter abgebildet als mit dem Prager-Ziegler-Modell [49]. Vergleichbar genaue Annäherungen sind unter anderem mit dem Chaboche-Modell [21] möglich, Abb. 4.1 (b), das auf dem Armstrong-Frederik-Modell [5] basiert. Dem Chaboche-Modell liegt ein nichtlineares kinematisches Verfestigungsgesetz zugrunde [49]. Dieses ermöglicht es, Material-Ratcheting zu beschreiben, welches für das Versagen eines Bauteils ebenso maßgebend sein kann wie Ermüdung, Korrosion oder Kriechen [22, 49, 85]. Jedoch wird Material-Ratcheting durch das Chaboche-Modell generell überschätzt [1, 49]. Zur adäquaten Abbildung dieses Phänomens sind komplexere Modelle notwendig, die beispielsweise in [35, 49] beschrieben sind, allerdings aufgrund deren Komplexität und der in Abschnitt 2.3.4 geforderten Einfachheit nicht für das Strukturgrößenkonzept geeignet sind.

Den für das Konzept besten Kompromiss aus Verfügbarkeit in kommerziellen FE-Programmen, Einfachheit des Modells und Genauigkeit der Approximation bieten das Besseling- und das Chaboche-Modell. Obwohl das Modell nach Chaboche Material-Ratcheting beschreiben und auch um weitere Terme zur Beschreibung von isotroper Verfestigung erweitert werden kann [49], wird das Besseling-Modell bevorzugt. Dieses zeichnet sich insbesondere durch dessen sehr anschauliche Modellparameter aus, die unmittelbar aus der zyklisch stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Kurve des Werkstoffs

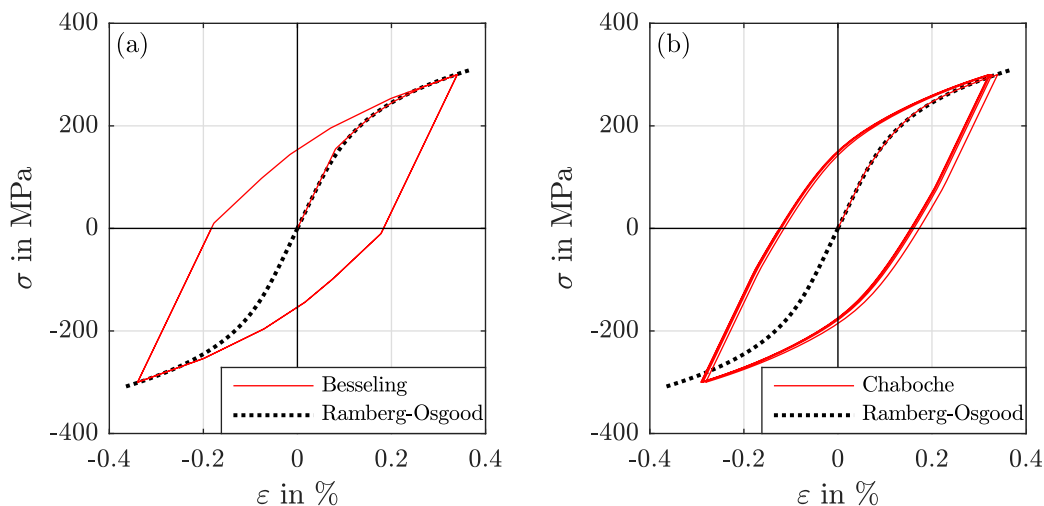


Abb. 4.1.: Approximation einer gegebenen zyklisch stabilisierten Spannungs-Dehnungs-Kurve mit dem (a) Besseling- und dem (b) Chaboche-Modell mit Darstellung von Hysteresen für fünf Belastungszyklen unter Spannungsregelung.



abgelesen werden können. Ein weiterer Vorteil des Modells ergibt sich dadurch, dass Material-Ratcheting nicht beschrieben wird. So sind erstens keine Experimente notwendig, um Ratcheting beim untersuchten Werkstoff zu quantifizieren und zweitens ist das Werkstoffverhalten bereits im ersten gerechneten Belastungszyklus stabil, Abb. 4.1. Jedoch kann auch unter Verwendung des Modells nach Besseling Struktur-Ratcheting auftreten, sodass eventuell mehrere Lastzyklen berechnet werden müssen, um ein stabilisiertes Ergebnis zu erhalten [49].

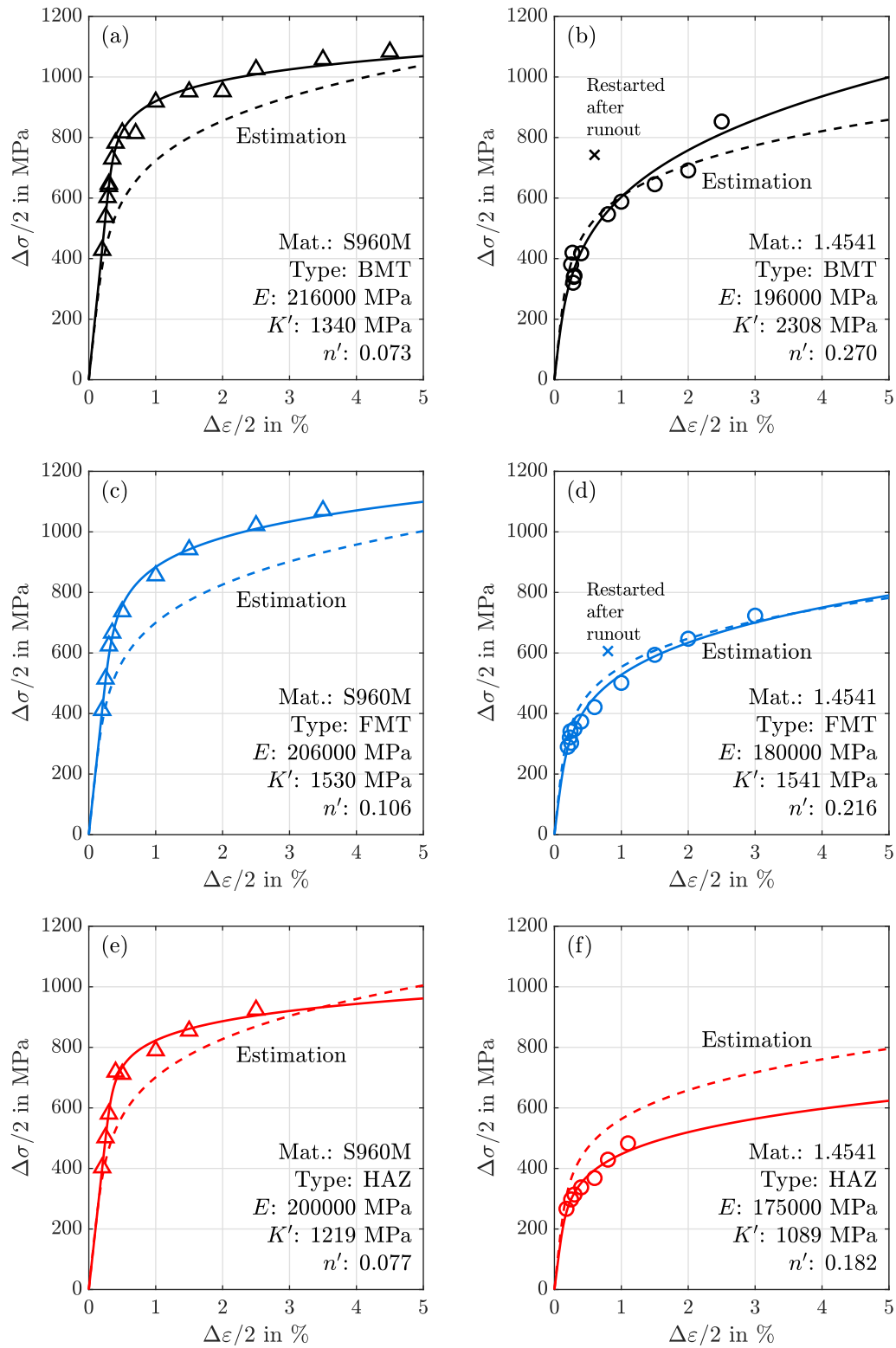
#### 4.2.2. Ermittlung zyklisch stabilisierter Spannungs-Dehnungs-Kurven

Damit mit dem Besseling-Modell zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven approximiert werden können, müssen diese zunächst bestimmt werden. Im Idealfall werden zu diesem Zweck Einstufenversuche mit Werkstoffproben durchgeführt und nach erfolgter Stabilisierung des Werkstoffs oder bei halber Versagensschwingspielzahl die Umkehrpunkte der Hysteresen aus dem messtechnisch ermittelten Spannungs-Dehnungs-Verlauf abgelesen. Mithilfe des Elastizitätsmoduls und dieser Umkehrpunkte können anschließend die zyklischen Werkstoffparameter  $K'$  und  $n'$ , Gl. 3.17, durch lineare Regression der logarithmierten Paare aus Spannung und plastischer Dehnung berechnet werden. Dieses Vorgehen wurde zur Ermittlung der in Tab. 3.3 gelisteten Parameter angewandt. Eine alternative Methode, die nicht nur die Umkehrpunkte, sondern die Form der Hysteresen berücksichtigt und dadurch bereits mit wenigen Versuchsergebnissen plausible Resultate liefern kann, ist in [62] beschrieben.

Stehen keine Versuchsergebnisse zur Verfügung, bieten sich Abschätzformeln zur Bestimmung der Ramberg-Osgood-Parameter an. Nach Rudorffer et al. [83] können diese mit Gl. 2.5 auf Basis der Härte geschätzt werden, was entsprechend den Ausführungen in Abschnitt 2.3.2 für Schweißverbindungen besonders vorteilhaft ist. Da dieser Gleichung eine umfangreiche Datenbasis zugrunde liegt, können damit in vielen Fällen zufriedenstellende Ergebnisse erzielt werden. Größere Abweichungen zu messtechnisch basierten Lösungen sind in Einzelfällen jedoch nicht auszuschließen. So gelingt beispielsweise die Abschätzung der Spannungs-Dehnungs-Kurven mit Gl. 2.5 und den gemessenen Härtewerten, Tab. B.2, für die Probestypen BMT und FMT aus 1.4541 sehr gut, Abb. 4.2 (b) und (d), während bei den gleichen Probestypen aus S960M eine deutliche Diskrepanz zwischen den geschätzten und den experimentellen Spannungs-Dehnungs-Kurven zu beobachten ist, Abb. 4.2 (a) und (c). Das Verhalten der HAZ-Proben wurde trotz des inhomogenen Werkstoffgemischs, Abb. B.1, nur anhand der Härte in der Wärmeeinflusszone geschätzt. Dementsprechend kann für diese Proben auch nur eine näherungsweise Übereinstimmung von experimenteller und geschätzter Spannungs-Dehnungs-Kurve erwartet werden, Abb. 4.2 (e) und (f).

Mit Gl. 2.4 könnten alternativ aus den gemessenen Härtewerten, Tab. B.2, Zugfestigkeiten bestimmt und die in der FKM-Richtlinie Nichtlinear [39] gegebenen, von der Zugfestigkeit abhängigen Gleichungen zur Abschätzung verwendet werden:

$$\begin{aligned} E &= 206000 \text{ MPa} \\ K' &= \frac{3,1148 \text{ MPa} \cdot \left(\frac{R_m}{\text{MPa}}\right)^{0,897}}{\left(\min\left(0,338; 1033 \cdot \left(\frac{R_m}{\text{MPa}}\right)^{-1,235}\right)\right)^{0,187}} \\ n' &= 0,187 \end{aligned} \quad (4.19)$$

Abb. 4.2.: Zyklisches Werkstoffverhalten bei  $N/2$  mit Abschätzung nach Gl. 2.5.

Damit die Wahl der Schätzmethode das Ergebnis des rechnerischen Schwingfestigkeitsnachweises nicht wesentlich beeinflusst, sollten die basierend auf der Härte und der Zugfestigkeit geschätzten Spannungs-Dehnungs-Kurven möglichst gut übereinstimmen.

Spezielle Abschätzformeln für höchstfeste Stähle wurden von Yadegari und Kollegen [103] ermittelt:

$$\begin{aligned} E &= 206000 \text{ MPa} \\ K' &= \frac{2,66 \text{ MPa} \cdot \left(\frac{R_m}{\text{MPa}}\right)^{0,895}}{\left(\min\left(0,099; 1400 \cdot \left(\frac{R_m}{\text{MPa}}\right)^{-1,235}\right)\right)^{0,085}} \\ n' &= 0,187 \end{aligned} \quad (4.20)$$

Sie basieren ebenfalls auf der Zugfestigkeit und sind analog zu denen aus der FKM-Richtlinie Nichtlinear formuliert, Gl. 4.19. Lediglich die in der Gleichung für  $K'$  enthaltenen Zahlenwerte und  $n'$  wurden angepasst. Anzuwenden ist Gl. 4.20 für Stähle mit  $R_m > 1250 \text{ MPa}$ , die damit außerhalb des Geltungsbereichs der Richtlinie liegen. Für hochfeste Stähle mit einer Zugfestigkeit nahe dieses Grenzwertes sollten die Abschätzformeln aus der Richtlinie und von Yadegari et al. ähnliche Resultate liefern. Zu diesen Stählen zählt auch der untersuchte S960M mit einer gemessenen Zugfestigkeit  $R_m = 1086 \text{ MPa}$ <sup>1</sup>.

Entgegen der Erwartungen unterscheiden sich die Spannungs-Dehnungs-Kurven nach den Abschätzformeln von Rudorffer et al. (Estimation Hardness), der FKM-Richtlinie Nichtlinear (Estimation Tensile Strength) und Yadegari et al. (Estimation Ultra-High Strength) deutlich voneinander, Abb. 4.3. Während die beiden erstgenannten Ansätze die Fließgrenze unter- und die Verfestigung überschätzen, wird durch den Ansatz für höchstfeste Stähle das Verfestigungsverhalten realitätsnah abgebildet, jedoch die Fließgrenze überschätzt.

Für den Fall, dass keine experimentellen Ergebnisse zur Bestimmung der Ramberg-Osgood-Parameter vorliegen, sollten diese zur Anwendung des Strukturgrößenkonzepts, entsprechend den in Abschnitt 2.3.4 formulierten Anforderungen, gemäß der FKM-Richtlinie Nichtlinear [39] geschätzt werden. Mit Gl. 2.4 besteht dabei die Option die Zugfestigkeit anhand der Härte zu errechnen. Außerhalb des Geltungsbereichs der Richtlinie sollten die Formeln für höchstfeste Stähle [103] verwendet werden.

### 4.2.3. Multilineare Approximation des zyklischen Werkstoffverhaltens

Die beiden weit verbreiteten kommerziellen FE-Programme *Ansys* [4] und *Abaqus* [25] erwarten bei der Verwendung des Besseling-Modells, neben den elastischen Parametern  $E$  und  $\nu$ , die Eingabe einer Fließspannung  $\sigma_f$  sowie einer Reihe von Wertepaaren  $(\varepsilon_{pl,i}, \sigma_i)$  aus plastischer Dehnung und zugehöriger Spannung. Letztere beschreiben Punkte auf der plastischen Spannungs-Dehnungs-Kurve. Entsprechend dem multilinearen Verfestigungsansatz nach Besseling wird zwischen diesen Punkten linear interpoliert.

Die geforderten Parameter können an den Spannungs-Dehnungs-Kurven abgelesen werden. Da es jedoch keine allgemeingültige Regel gibt, wie genau die Fließspannung sowie die Punkte auf der plastischen Spannungs-Dehnungs-Kurve zu wählen sind,

<sup>1</sup>Mit der Härte 334 HV 1 nach Tab. B.2 resultiert gemäß Gl. 2.4 ebenfalls  $R_m = 1086 \text{ MPa}$ .

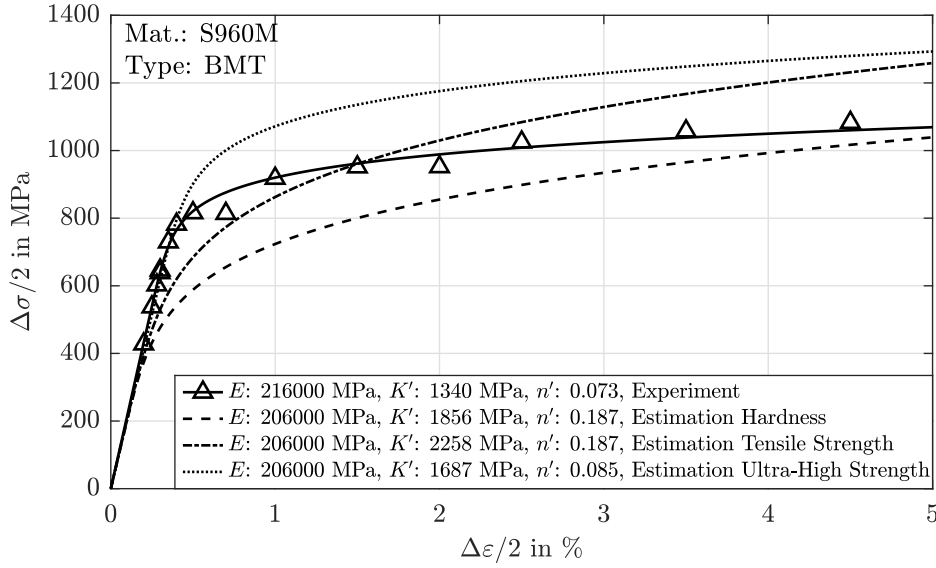


Abb. 4.3.: Zyklisches Spannungs-Dehnungs-Verhalten des Werkstoffs S960M bei  $N/2$  mit Abschätzungen nach Gl. 2.5 (Estimation Hardness), Gl. 4.19 (Estimation Tensile Strength) und Gl. 4.20 (Estimation Ultra-High Strength).

hängt das tatsächlich im Programm hinterlegte Werkstoffverhalten, trotz eindeutiger Ramberg-Osgood-Parameter, Tab. 3.3, vom Anwender ab. Mit dem Ziel den Einfluss des Anwenders auf das Berechnungsergebnis soweit wie möglich zu reduzieren, wurde eine Vorgehensweise erarbeitet, mit der die Modellparameter für das Besseling-Modell  $\sigma_f$ ,  $\varepsilon_{pl,i}$  sowie  $\sigma_i$  einfach und nachvollziehbar anhand der Ramberg-Osgood-Parameter  $E$ ,  $K'$  und  $n'$  abgeleitet werden können.

Dabei wird zunächst die Fließspannung in Abhängigkeit von der Variablen  $q$  definiert, welche den plastischen Dehnungsanteil der Gesamtdehnung beschreibt:

$$q = \frac{\varepsilon_{pl}}{\varepsilon} \quad (4.21)$$

Mit  $q$  wird festgelegt, bei welchem plastischen Dehnungsanteil Fließen beginnt. Die Fließspannung ist somit in Abhängigkeit von  $q$  eindeutig bestimmt<sup>2</sup>:

$$\sigma_f = 10 \left( \frac{\log \left( \frac{q}{(1-q)E} \right) + \frac{1}{n'} \log(K')}{\frac{1}{n'} - 1} \right) \quad (4.22)$$

Aus Abb. 4.4 (a) wird ersichtlich, dass  $\sigma_f$  alternativ auch grafisch anhand des Schnittpunkts der Spannungs-Dehnungs-Kurve mit der Hooke'schen Gerade des um den Faktor  $(1 - q)$  reduzierten Elastizitätsmoduls ermittelt werden kann.

Im nächsten Schritt werden  $z$  Wertepaare  $(\varepsilon_{pl,i=1\dots z}, \sigma_{i=1\dots z})$  gewählt, wobei  $z \in [2, \infty)$  gelten muss. Dazu werden Punkte auf der bereits bekannten plastischen Spannungs-

<sup>2</sup>Die Herleitung von Gl. 4.22 ist in Anhang C.1 aufgeführt.

Dehnungs-Kurve nach dem Ansatz von Ramberg und Osgood verwendet. Die FE-Programme [4, 25] fordern dabei, dass die Steigung der stückweise interpolierten Geradenabschnitte zwischen diesen Punkten mit zunehmender plastischer Dehnung monoton abnehmen muss. Aufgrund des exponentiellen Charakters des Ramberg-Osgood-Ansatzes ist diese Forderung automatisch für alle  $i > 1$  erfüllt. Für  $i = 1$  kann diese Bedingung jedoch verletzt werden, da der Fließpunkt zuvor so gewählt wurde, dass dieser auf der Hooke'schen Gerade und nicht auf der Spannungs-Dehnungs-Kurve gemäß Ramberg-Osgood liegt, Abb. 4.4 (a). Um sicherzustellen, dass die Bedingung auch für  $i = 1$  stets erfüllt ist, wird derjenige Punkt gewählt, dessen Tangente durch den Fließpunkt geht, Abb. 4.4 (b). Die rechnerische Bestimmung des ersten Wertepaares erfolgt mit<sup>3</sup>:

$$\begin{aligned}\sigma_i &= \sigma_f \cdot \frac{1}{1 - n'}, \quad i = 1 \\ \varepsilon_{\text{pl},i} &= \left( \frac{\sigma_i}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}}, \quad i = 1\end{aligned}\tag{4.23}$$

Zur Identifikation der weiteren Wertepaare muss zunächst die plastische Dehnung  $\varepsilon_{\text{pl},i=z}$ , bis zu der das Werkstoffmodell verfestigendes Verhalten zeigt, festgelegt werden. Für den Fall, dass die im FE-Modell berechneten Dehnungen diesen Wert überschreiten, wird sowohl in *Ansys* [4] als auch in *Abaqus* [25] ideal-plastisches Werkstoffverhalten angenommen. Die Dehnungen  $\varepsilon_{\text{pl},i=2\dots z-1}$  werden logarithmisch zwischen den Grenzen  $\varepsilon_{\text{pl},i=1}$  und  $\varepsilon_{\text{pl},i=z}$  verteilt:

$$\begin{aligned}\varepsilon_{\text{pl},i} &= 10 \left( \log(\varepsilon_{\text{pl},i=1}) + \frac{(i-1) \cdot (\log(\varepsilon_{\text{pl},i=z}) - \log(\varepsilon_{\text{pl},i=1}))}{z-1} \right), \quad i = 2\dots z \\ \sigma_i &= K' \varepsilon_{\text{pl},i}^{n'}, \quad i = 2\dots z\end{aligned}\tag{4.24}$$

Dadurch wird sichergestellt, dass Bereiche, in denen die Spannungs-Dehnungs-Kurve stärker gekrümmt ist, durch mehr Geradenabschnitte approximiert werden als Bereiche mit kleiner Krümmung, Abb. 4.4 (c).

Passend zum dargestellten Beispiel ist in Anhang C.3 ein Python-Skript aufgeführt. Mit diesem werden in *Abaqus* unter Vorgabe von  $q$ ,  $z$  und  $\varepsilon_{\text{pl},i=z}$  sowie der Ramberg-Osgood-Parameter  $E$ ,  $K'$  und  $n'$  die Parameter für das Besseling-Modell entsprechend der zuvor beschriebenen Vorgehensweise ermittelt und einem Material im FE-Modell zugewiesen. Der Arbeitsaufwand für einen Anwender ist damit sehr gering.

## 4.3. Ermittlung von Strukturgrößen

### 4.3.1. Abklinglänge

Die Methode der Oberflächenextrapolation basiert grundsätzlich auf dem Prinzip von de Saint-Venant. Dieses besagt, dass Spannungsüberhöhungen an einem Stab infolge einer angreifenden Last mit zunehmendem Abstand rasch abklingen und ab einer Länge

<sup>3</sup>Die Herleitung von Gl. 4.23 ist in Anhang C.2 aufgeführt.

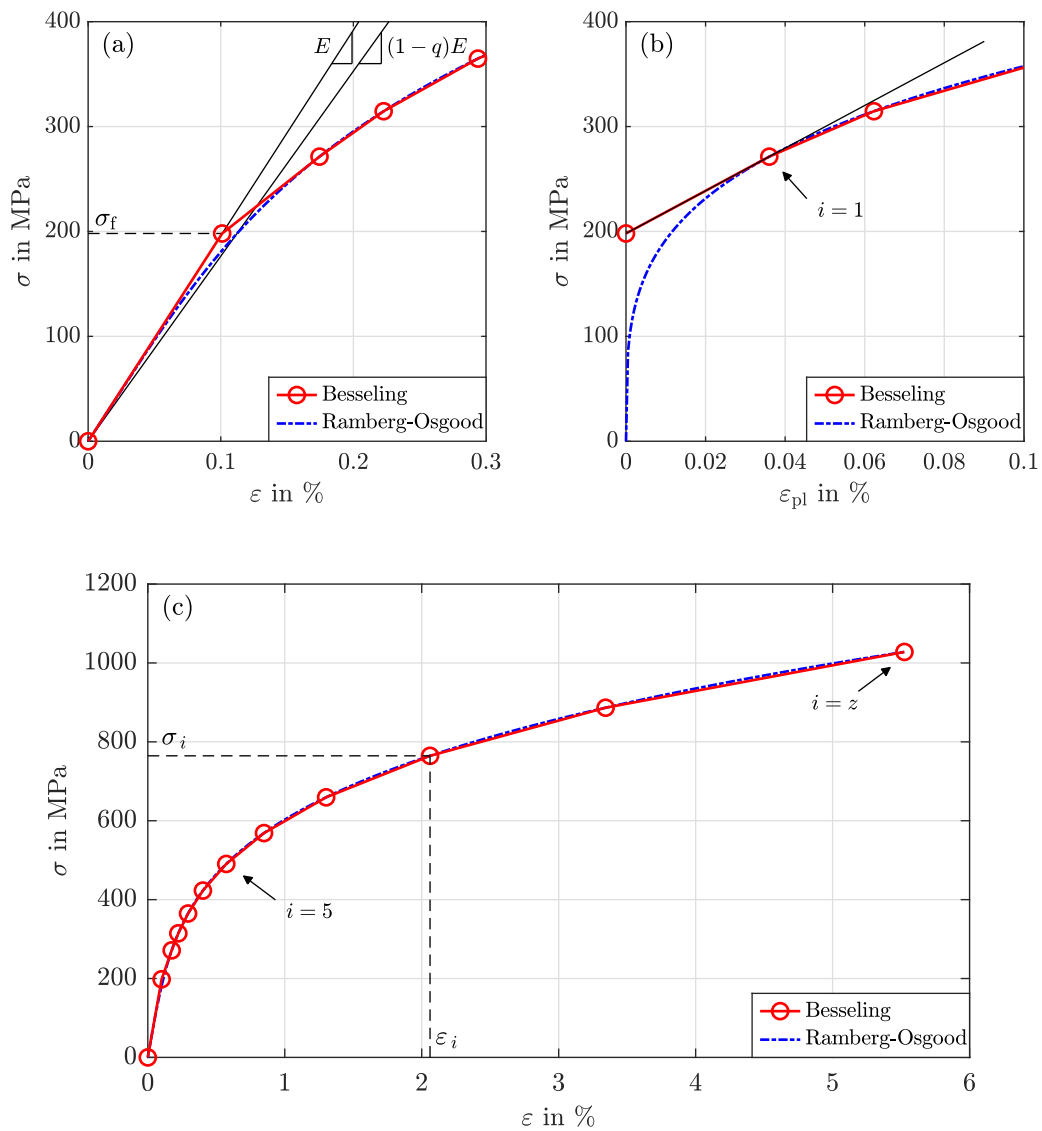


Abb. 4.4.: Ermittlung der Parameter  $\sigma_f$ ,  $\varepsilon_{pl,i}$  und  $\sigma_i$  für das Besseling-Modell mit  $q = 0,1$ ,  $z = 10$  und  $\varepsilon_{pl,i=z} = 5\%$  am Beispiel des austenitischen Werkstoffs 1.4541 mit den Ramberg-Osgood-Parametern  $E = 196000$  MPa,  $K' = 2308$  MPa und  $n' = 0,270$ . (a) Definition der Fließspannung in Abhängigkeit von  $q$ . (b) Bestimmung des ersten Wertepaares auf der plastischen Spannungs-Dehnungs-Kurve. (c) Identifikation weiterer Wertepaare.

von etwa der Stabquerschnittsabmessung abgeklungen sind [7]. Das Prinzip ist dabei nicht auf Stäbe und Lasteinleitungsstellen beschränkt, sondern ist übertragbar auf beliebige Bauteile und Überhöhungen bzw. Singularitäten. Wie schnell diese abklingen, hängt wesentlich von der Geometrie des Bauteils und der Störstelle sowie der Belastung ab, wie beispielsweise aus [12] und [42] hervorgeht.

Insofern kann auch bei Schweißverbindungen keine immer gültige und exakte Aussage darüber getroffen werden, ab welchem Abstand von der Kerbe nicht mehr mit Einflüssen durch den Kerbeffekt zu rechnen ist. Dementsprechend verwundert es nicht, dass in der Literatur diesbezüglich unterschiedliche Angaben zu finden sind, die mit ca.  $0,3 - 0,5t$  [47, 86] allerdings nicht wesentlich voneinander abweichen.

Im Rahmen des Forschungsvorhabens *TMF-Schweißnähte* [62] wurde numerisch untersucht, ob diese auf das Strukturspannungskonzept bezogenen Abstände auch auf ein Strukturdehnungskonzept unter Verwendung eines elastisch-plastischen Werkstoffmodells übertragen werden können. Zu diesem Zweck wurde das in Abb. 4.5 dargestellte axialsymmetrische Modell eines Rohrbauteils aus den beiden Stahlwerkstoffen 1.4301 und 1.4509 unter axialer Belastung  $L$  genutzt. Das Modell weist die Blechdicke  $t = 3$  mm sowie diverse Kehl- und Stumpfnähte auf.

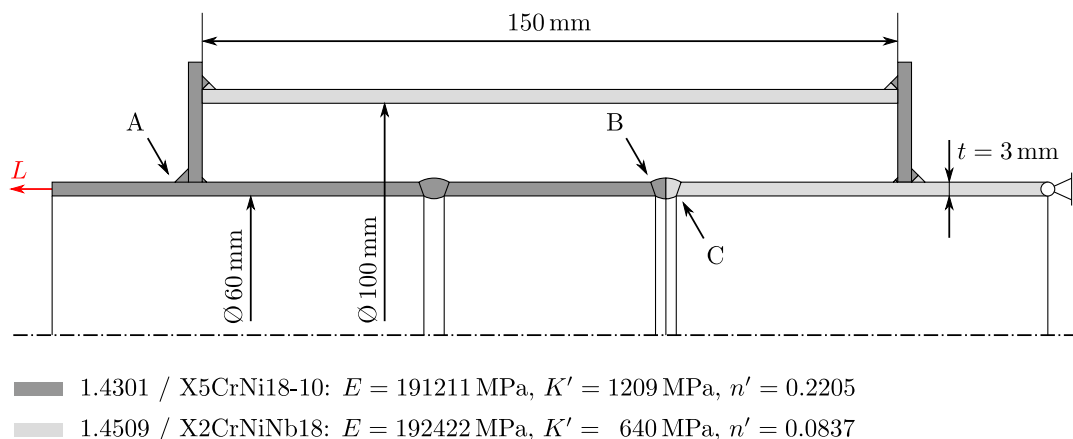


Abb. 4.5.: Rohrbauteil unter axialer Belastung (mit Änderungen entnommen aus [62]).

Für die Untersuchung wurden die Kerbradien  $r$  und die Nahtanstiegswinkel  $\alpha$  dieser Nähte variiert. Durch Vergleich der errechneten Verläufe der maßgebenden Dehnungen kann bestimmt werden, bis zu welcher Entfernung von der Kerbe Auswirkungen unterschiedlicher Radien und Anstiegswinkel zu erkennen sind bzw. ab welchem Abstand die berechneten Dehnungen Strukturdehnungen sind. Als maßgebend gelten dabei die Dehnungen senkrecht zur Naht, also entlang der in Abb. 4.7 eingezeichneten  $\eta$ -Achse.

Als untere Grenze für den Radius wurde  $r = 0$  mm gewählt und als obere Grenze  $r = 1$  mm in Anlehnung an das Kerbspannungskonzept [47, 80]. Zusätzlich ist  $r = 0,2$  mm und mit  $r = 0,05$  mm auch der vom FKM [80] vorgegebene Radius für die Anwendung des Kerbspannungskonzepts auf dünnwandige Strukturen mit  $t < 5$  mm untersucht worden. Die aus der Variation des Kerbradius resultierenden Verläufe an den Kerben A, B und C, Abb. 4.5, für die Lasten  $L = 150$  MPa und  $L = 350$  MPa sind in Abb. 4.6 dargestellt. Diesen Ergebnissen liegt ein fein vernetztes FE-Modell

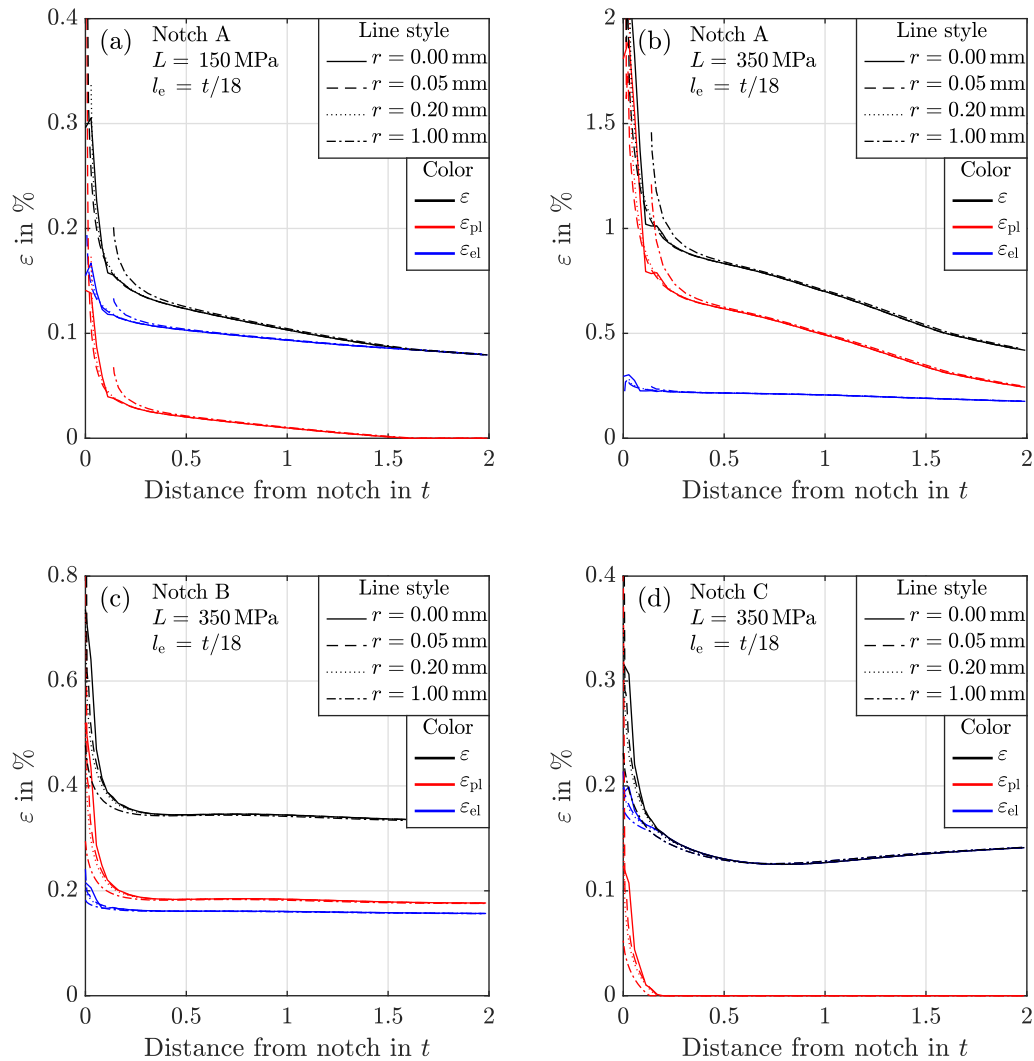


Abb. 4.6.: Dehnungsverläufe für unterschiedliche Radien an (a, b) Kerbe A, (c) Kerbe B und (d) Kerbe C bei  $L = 150$  MPa bzw. (b)  $L = 350$  MPa.

mit vorgegebener Elementkantenlänge  $l_e = t/18$  und quadratischem Verschiebungsansatz zugrunde. Die feine Vernetzung erlaubt eine hohe Auflösung der Dehnungen in unmittelbarer Umgebung der Kerben und reduziert gleichzeitig die Wahrscheinlichkeit, dass die Verläufe durch das verwendete Netz beeinflusst werden.

Im direkten Vergleich der Dehnungsverläufe der Kehlnaht A, Abb. 4.6 (a) und (b), mit denen der Stumpfnähte B und C, Abb. 4.6 (c) und (d), fällt auf, dass bei letzteren alle Verläufe in der Kerbe enden. Die Verläufe von Kerbe A für  $r = 1$  mm sowie  $r = 0,2$  mm enden dagegen deutlich davor. Zurückzuführen ist dies auf den jeweiligen Modellierungsansatz. Bei den Stumpfnähten wurde die absolute Breite der Nähte bei der Radiusvariation konstant gehalten. Die Ausrundung der Kerbe erfolgte somit im



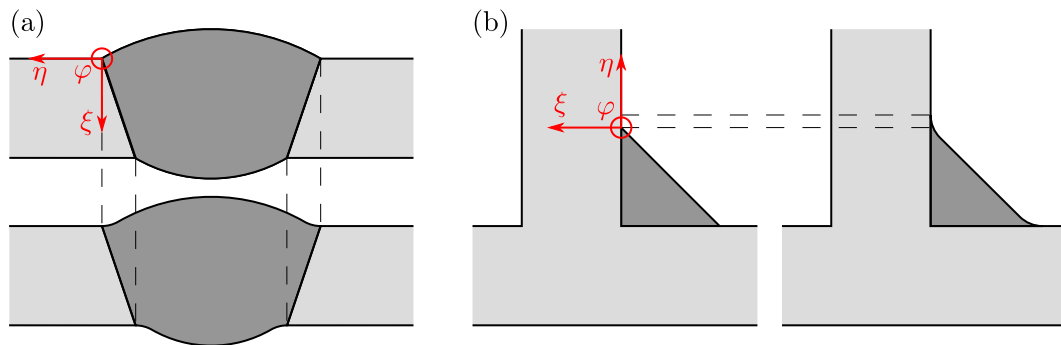


Abb. 4.7.: Position der Kerbe und Beginn der Nahtausrundung bei (a) Stumpfnähten und (b) Kehlnähten.

Bereich der Nahtüberhöhung, Abb. 4.7 (a). Im Falle der Kehlnähte blieb dagegen die Nahtdicke unverändert, was eine Abhängigkeit der Position der Kerbe vom Radius zur Folge hat, Abb. 4.7 (b). Diese Abhängigkeit zeigt sich in den Verläufen von Abb. 4.6, da die Abszisse der Diagramme auf die Position der Kerbe bei  $r = 0$  mm bezogen ist.

Unabhängig vom jeweiligen Modellierungsansatz kann anhand von Abb. 4.6 geschlossen werden, dass ab einem Abstand von ca.  $0,5t$  nicht mehr mit Einflüssen unterschiedlicher Kerbradien auf die Dehnung zu rechnen ist. Die Höhe der Last und somit der Anteil plastischer Dehnungen an der Gesamtdehnung scheint ebenfalls unerheblich, was durch den Vergleich von Abb. 4.6 (a) mit (b) ersichtlich wird.

Bei der Untersuchung des Einflusses des Nahtanstiegswinkels wurde bei den Stumpfnähten zwischen  $\alpha = 15^\circ$  und  $\alpha = 60^\circ$  variiert. Der Nahtanstiegswinkel der Kehlnähte wurde dagegen konstant bei  $\alpha = 45^\circ$  gehalten. Die resultierenden Dehnungsverläufe für die Kerben B und C sind zusammen mit der zugehörigen Nahtgeometrie in Abb. 4.8 (a) und (b) dargestellt. In beiden Fällen zeigt sich einerseits, dass die Verläufe der Dehnungen bis zu einer Entfernung von ca.  $2t$  voneinander abweichen und andererseits, dass mit dem Nahtanstiegswinkel auch der Querschnitt der Naht zunimmt. Letzteres ist auf die hier angewandte Modellierungsmethodik mit kreisbogenförmiger Nahtüberhöhung und vorgegebener Nahtbreite zurückzuführen. Ob die Unterschiede in den Dehnungsverläufen durch Änderungen des Nahtanstiegswinkels oder den damit verbundenen Ausprägungen der Nahtüberhöhung verursacht werden, ist zunächst nicht erkennbar.

In einer weiteren Untersuchung wurde daher die Überhöhung „abgeschnitten“, um den tatsächlichen Einfluss des Nahtanstiegswinkels zu identifizieren. Dabei konnte gezeigt werden, dass die Auswirkungen unterschiedlicher  $\alpha$  auf die Dehnungen – analog zu den Auswirkungen des Kerbradius  $r$  – spätestens ab einem Abstand von  $0,5t$  von der Kerbe vollständig abgeklungen sind, Abb. 4.8 (c) und (d).

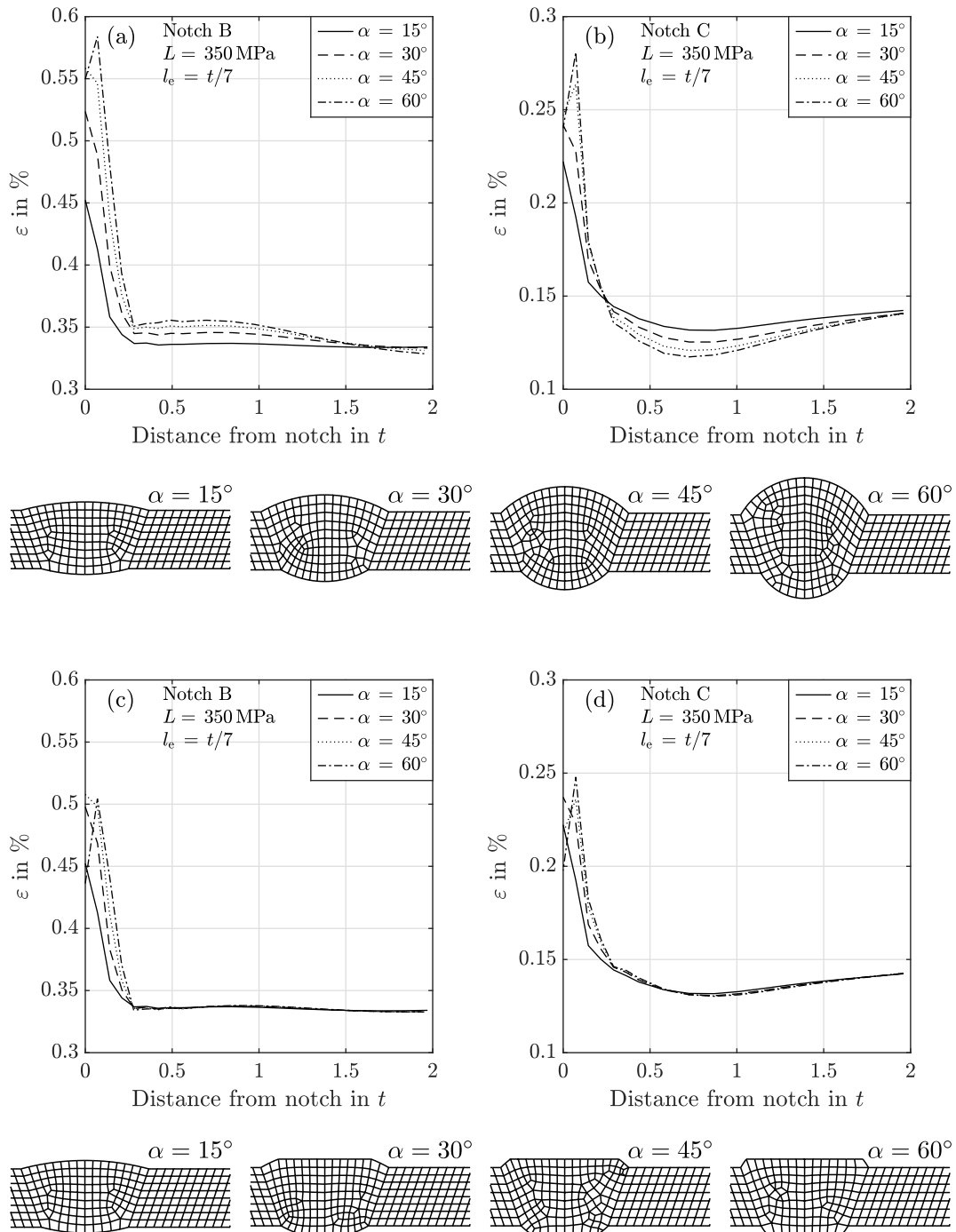


Abb. 4.8.: Geometrie der Stumpfnähte für verschiedene Nahtanstiegswinkel und Dehnungsverläufe an (a) Kerbe B und (b) Kerbe C sowie an (c) Kerbe B und (d) Kerbe C bei „abgeschnittener“ Nahtüberhöhung.

### 4.3.2. Modellierung

Durch Vergleichen von Abb. 4.8 (a) und (b) mit Abb. 4.8 (c) bzw. (d) kann außerdem geschlussfolgert werden, dass die in größerer Entfernung von der Kerbe auftretenden Abweichungen der Dehnungsverläufe voneinander auf die unterschiedlichen Nahtüberhöhungen zurückzuführen sind. Ursache hierfür ist die mit der Stärke der Überhöhung bzw. der lokalen Zunahme der Blechdicke verbundene Erhöhung der Zugsteifigkeit  $EA$  sowie der Biegesteifigkeit  $EI$ , welche die Verformungseigenschaften der Gesamtstruktur mitbestimmen. Die Nahtüberhöhung kann sich also genau wie die Nahtbreite oder die Nahtdicke bei Kehlnähten auf die Strukturdehnungen auswirken.

Gleiches gilt für möglichen Kantenversatz und Winkelverzug von Schweißverbindungen. Der zu erwartende Einfluss von Kantenversatz auf die Lebensdauer ist Untersuchungen von Braun et al. [19] zufolge in etwa mit dem durch die Nahtüberhöhung vergleichbar, während der Einfluss durch Winkelverzug im Allgemeinen höher einzuschätzen ist.

Dementsprechend sollte die Nahtform generell möglichst realitätsnah abgebildet werden. Da hierfür keine allgemeingültigen Richtwerte formuliert werden können, sollte die Modellierung zu untersuchender Schweißverbindungen anhand messtechnisch ermittelter Zahlenwerte der wesentlichen Geometriegrößen erfolgen. Der damit verbundene experimentelle Aufwand ist gering und erfordert keine komplexe Messtechnik. Alternativ kann auf Erfahrungs- oder Schätzwerte zurückgegriffen werden, womit jedoch eine höhere Unsicherheit bei der Berechnung der Strukturgrößen einhergeht.

Die messtechnisch schwierig zu ermittelnden lokalen Geometriegrößen Kerbradius und Nahtanstiegswinkel sind für Nachweiskonzepte, die auf Strukturgrößen basieren, per Definition unerheblich. Bei der Modellierung kann also ein beliebiger Nahtanstiegswinkel angenommen und auf die Ausrundung der Kerbe verzichtet werden. In der Kerbe können somit singuläre Beanspruchungen resultieren, die für den Nachweis allerdings nicht von Bedeutung sind.

Zugunsten einer einfachen Modellierung wird im Rahmen des Strukturgrößenkonzepts weiterhin homogenes Werkstoffverhalten angenommen. Bei den allermeisten Strukturen dürfte der Anteil an Bereichen überwiegen, die dem Grundwerkstoff und nicht der Wärmeeinflusszone oder dem Schweißgut zuzuordnen sind. Insofern ist es naheliegend, für die gesamte Struktur das experimentell vergleichsweise leicht zu ermittelnde zyklische Spannungs-Dehnungs-Verhalten des Grundwerkstoffs anzunehmen. Insbesondere wenn das Werkstoffverhalten anhand der Härte geschätzt wird, könnte alternativ auch der in der Verbindung niedrigste gemessene Härtewert zur Schätzung genutzt werden. Ungeachtet davon, ob dieser Wert im Grundmaterial oder anderen Bereichen der Naht ermittelt wurde, wird mit der Schätzung auf diese Weise das konservativste Resultat erzielt.

Bei Mischnähten zwischen Bauteilbereichen aus unterschiedlichen Grundwerkstoffen bietet sich eine zweigeteilte Modellierung an. Beiden Teilen der Schweißverbindung kann so das Verhalten des angrenzenden Grundwerkstoffs zugewiesen werden. Dabei ist es zweckmäßig, im FE-Modell die Materialgrenze mittig in der Schweißnaht zu platzieren, Abb. 4.5, da diese damit den größtmöglichen Abstand von den Nahtübergangskerben aufweist. Dieses Vorgehen verringert die Gefahr, dass sich durch den Materialsprung hervorgerufene singuläre Beanspruchungen auf die zur Berechnung der Strukturgrößen

verwendeten Oberflächendehnungen und -spannungen auswirken. Des Weiteren kann sich der Abstand von der metallurgischen Kerbe zu den geometrischen Kerben positiv auf die numerische Stabilität der Simulation auswirken.

### 4.3.3. Elementtyp und Vernetzung

Um bei den Untersuchungen zur Abklinglänge, Abschnitt 4.3.1, Einflüsse durch die Vernetzung bestmöglich ausschließen zu können, wurden die verwendeten Modelle mit Elementen der Kantenlänge  $l_e = t/7$  bzw.  $l_e = t/18$  und quadratischem Verschiebungsansatz fein vernetzt. Die mit feiner werdender Vernetzung einhergehende Zunahme der Rechenzeit gilt es für die Anwendung des Strukturgrößenkonzeptes auf ein Minimum zu reduzieren. Zu diesem Zweck wurde untersucht, wie grob die Vernetzung im Modell sein darf, um dennoch hinreichend genaue Ergebnisse zu erzielen. Zunächst ist dazu eine Referenzlösung gesucht worden, der die Ergebnisse aus Modellen mit unterschiedlicher Vernetzung gegenübergestellt werden können. Anhand dieser lässt sich anschließend beurteilen, ob die erzielten Ergebnisse den Ansprüchen genügen.

Da bereits bekannt ist, ab welchem Abstand von der Nahtübergangskerbe lokale Kerbeffekte vernachlässigbar sind, muss die gesuchte Referenzlösung erst ab einer Entfernung von etwa  $0,5t$  von der Kerbe verlässliche Ergebnisse liefern. Aus dem in Abb. 4.9 gezeigten Vergleich von Dehnungsverläufen für unterschiedlich feine Netze geht hervor, dass bei Elementen mit quadratischer Ansatzfunktion ab einer Elementkantenlänge von  $l_e = t/7$  eine weitere Verfeinerung des FE-Netzes zu keinen erkennbaren Veränderungen der Dehnungsverläufe führt. Mit  $l_e = t/7$  erzielte Ergebnisse können daher als Referenzlösungen interpretiert werden.

In weiteren Untersuchungen wurden Dehnungsverläufe für FE-Modelle mit gröberer Vernetzung erstellt und mit den jeweiligen Referenzlösungen verglichen. Zusätzlich

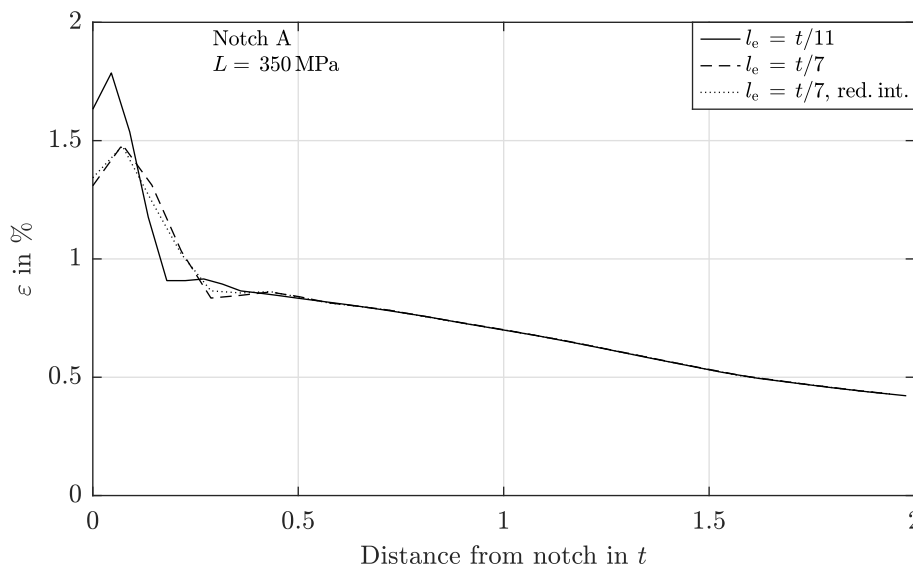


Abb. 4.9.: Dehnungsverläufe zur Bestimmung einer Referenzlösung.

zur Feinheit der Vernetzung sind auch die Integrationsmethode sowie die aufgebrachte Last und damit der plastische Dehnungsanteil variiert worden. Auf eine Variation des Elementverschiebungsansatzes wurde verzichtet. Stattdessen sind stets Elemente mit quadratischer Ansatzfunktion verwendet worden. Grund dafür ist, dass das für die Parameterstudie zugrundegelegte Modell, Abb. 4.5, aufgrund seiner Geometrie unter der aufgebrachten Last Biegebeanspruchungen erfährt und bekannt ist, dass Elemente mit linearem Verschiebungsansatz in diesem Fall bei grober Vernetzung ein zu steifes Verhalten der Struktur simulieren [54]. Weiterhin wurden stets Elemente mit näherungsweise gleicher Breite und Höhe verwendet. Untersuchungen von Poutiainen et al. [73] zeigen, dass mit derart geformten Elementen bereits bei grober Vernetzung verlässliche Strukturspannungen ermittelt werden können. Die Ergebnisse der Parameterstudie zur Vernetzung sind in Abb. 4.10 (a) bis (d) dargestellt.

Anhand von Abb. 4.10 (a) zeigt sich, dass bei Beanspruchungen mit kleinem plastischen Dehnungsanteil die Referenzlösung auch durch sehr grobe Netze mit nur einem oder zwei Elementen über der Blechdicke ab  $0,5t$  näherungsweise abgebildet werden kann. Bei höheren Lasten bzw. dominierenden plastischen Dehnungsanteilen sind dagegen Elemente mit  $l_e = t/3$  oder kleinerer Kantenlänge notwendig, um die Referenzlösung hinreichend gut zu approximieren, Abb. 4.10 (b). Einflüsse der Integrationsmethode sind durch Vergleich von Abb. 4.10 (a) und (b) mit Abb. 4.10 (c) bzw. (d) sowohl bei niedriger als auch bei höherer Last insbesondere bei Modellen mit  $l_e = t/1$  und  $l_e = t/2$  zu erkennen. Ist die Vernetzung feiner, schwindet der Einfluss der Integrationsmethode auf das Ergebnis, sodass dieser für  $l_e = t/3$  kaum noch sichtbar ist.

Für die Anwendung des Strukturgrößenkonzepts wird entsprechend der Resultate der durchgeführten Parameterstudie ein FE-Netz aus Elementen mit quadratischem Verschiebungsansatz und einer Kantenlänge von maximal  $l_e = t/3$  empfohlen. Die Integrationsmethode scheint für das Ergebnis dabei nicht wesentlich zu sein. Niemi, Fricke und Maddox [69], Feldmann et al. [38] sowie Hotaki [48] empfehlen für die Anwendung des Strukturspannungskonzeptes allerdings Elemente mit reduzierter Integration. Da sich durch die Verwendung von Elementen mit reduzierter Integration der Berechnungsaufwand verringert [54], könnte sich diese, speziell bei komplexen Modellen mit vielen Freiheitsgraden, merklich positiv auf die Rechenzeit auswirken. Aus diesem Grund sollten wenn möglich Elemente mit reduzierter Integration gewählt werden.

Die Mindestanforderungen für das Strukturgrößenkonzept sind damit etwas strenger als beim Strukturspannungskonzept, bei dem gemäß IIW [47] unter Verwendung von Elementen höherer Ordnung Kantenlängen  $l_e = t$  ausreichen. Ein Vergleich mit der FKM-Richtlinie [80] ist diesbezüglich nicht möglich, da in dieser keine konkreten Handlungsanweisungen zur Bestimmung von Strukturspannungen gegeben werden.

#### 4.3.4. Extrapolation

Für eine reproduzierbare Bestimmung von Strukturgrößen bzw. deren Schwingweiten ist neben der Modellierung, der Elementwahl und der Vernetzung auch der Extrapolationsansatz elementar. Dieser beschreibt, wie auf Basis der mit der FEM ermittelten Beanspruchungsverläufe Strukturspannungen und -dehnungen im Kerbgrund berechnet werden. In Abhängigkeit von der Art der Vernetzung, der Position der Schweißnaht-

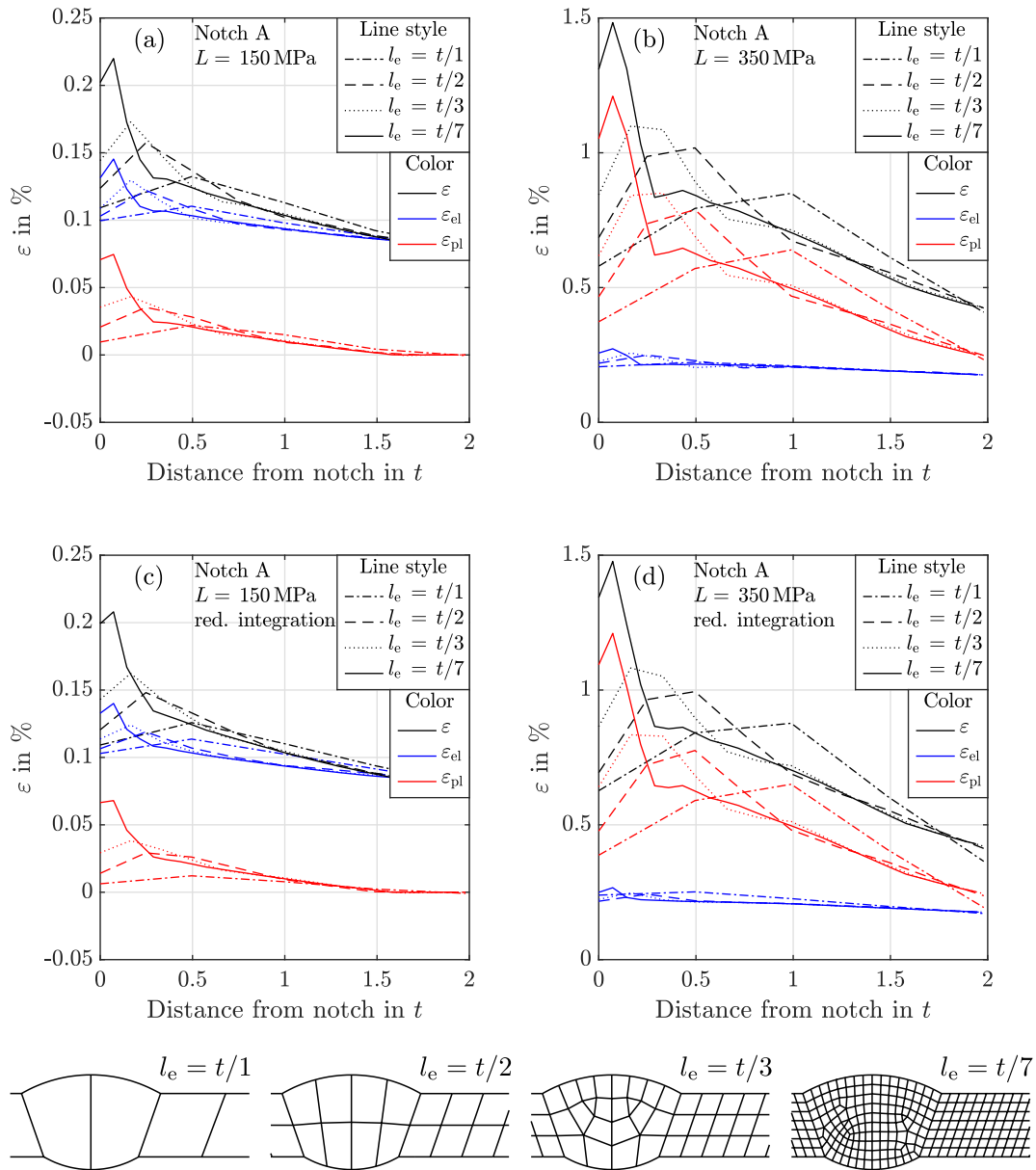


Abb. 4.10.: Dehnungsverläufe für Modelle mit unterschiedlicher Vernetzung bei (a) niedriger und (b) hoher Belastung sowie unter Verwendung von Elementen mit reduzierter Integration bei (c) niedriger und (d) hoher Belastung.

kerbe im Bauteil und dem zu erwartenden Strukturspannungsverlauf werden vom IIW [47] unterschiedliche Extrapolationsvorschriften vorgeschlagen, welche sich in Ansätze mit linearer und quadratischer Extrapolationsfunktion untergliedern lassen.

Während zur Bestimmung der Hot-Spot-Strukturdehnungen für die Kerben A und B, Abb. 4.6 (a) bis (c), ein linearer Ansatz ausreichend erscheint, eignet sich für Kerbe C aufgrund der Krümmung des Dehnungsverlaufs zwischen  $0,5t$  und  $1,0t$ , Abb. 4.6 (d), eher eine quadratische Extrapolation. Bezogen auf das Strukturspannungskonzept empfiehlt das IIW [47] für diese die Auswertung von Spannungen an drei Knoten in einer Entfernung von  $0,4t$ ,  $0,9t$  und  $1,4t$  von der Kerbe, Abb. 2.8 (b), und die Berechnung der Strukturspannung in der Kerbe nach Gl. 2.16. In gleicher Weise werden nach DIN EN 13445 [29] Strukturdehnungen an Druckbehältern zur Abschätzung der maximalen statischen Last unter Annahme von linear-elastisch-ideal-plastischem Werkstoffverhalten berechnet. Allerdings wird darauf hingewiesen, dass mit dieser Vorgehensweise auch „unsinnige Ergebnisse“ [29, S. 598] resultieren können.

Dennoch wurde eine quadratische Extrapolation auf Basis von drei Stützstellen auch auf die Kerben A, B und C angewandt. Abweichend von der zuvor beschriebenen Vorgehensweise ist dabei allerdings auf die Vorgabe der exakten Position der Knotenpunkte verzichtet worden, da dies für den Anwender bei der Vernetzung des Modells unter Umständen mit einem erheblichen Mehraufwand verbunden ist. Stattdessen wurde ein vergleichbar feines Netz aus Elementen mit einer vorgegebenen Kantenlänge von  $l_e = t/2$  verwendet. Mit einem solchen Netz können Dehnungen an Knoten in einem Abstand von ca.  $0,5t$ ,  $1,0t$  und  $1,5t$  von der Kerbe bestimmt werden. Durch Anpassen der Vorfaktoren in Gl. 2.16 an die genaue Position der drei Knotenpunkte und Anwendung der Gleichung auf diese Dehnungen können Strukturdehnungen berechnet werden. Im Weiteren wird diese Methode kurz mit „3-Punkt-Extrapolation“ bezeichnet.

In Abb. 4.11 (e) ist durch Vergleich mit der Referenzlösung mit  $l_e = t/7$  gezeigt, dass mit diesem Verfahren im Fall von Kerbe C eine plausible Extrapolation der Strukturdehnungen in den Kerbgrund gelingt. Für Kerbe A liefert die Extrapolation dagegen nicht das erwartete Ergebnis, Abb. 4.11 (a). Der Dehnungsverlauf für  $l_e = t/7$  verläuft zwischen  $0,5t$  und  $1,5t$  näherungsweise gerade, was eine extrapolierte Strukturdehnung im Kerbgrund von  $\varepsilon_{HS} \approx 1\%$  vermuten lässt. Die 3-Punkt-Extrapolation führt jedoch auf  $\varepsilon_{HS} > 1,5\%$ . Auch bei Kerbe B versagt das Verfahren, Abb. 4.11 (c). Der Verlauf der extrapolierten Dehnungen ist entgegengesetzt zur Referenzlösung gekrümmt, sodass höhere Strukturdehnungen berechnet werden als erwartet.

Als Ursachen für das Versagen der 3-Punkt-Extrapolation sind einerseits das grobe Netz mit  $l_e = t/2$  zu nennen, welches wie zuvor bereits gezeigt, nicht in der Lage ist, die Referenzlösung hinreichend genau zu approximieren und andererseits die Beschränkung auf nur drei Stützstellen bei der quadratischen Extrapolation. Letzteres hat zur Folge, dass bereits kleine Abweichungen der ermittelten Knotendehnungen im Vergleich zur Referenzlösung einen wesentlichen Einfluss auf die Richtung und Ausprägung der Krümmung der Extrapolationsparabel haben können, wie der Fall von Kerbe B zeigt, Abb. 4.11 (c).

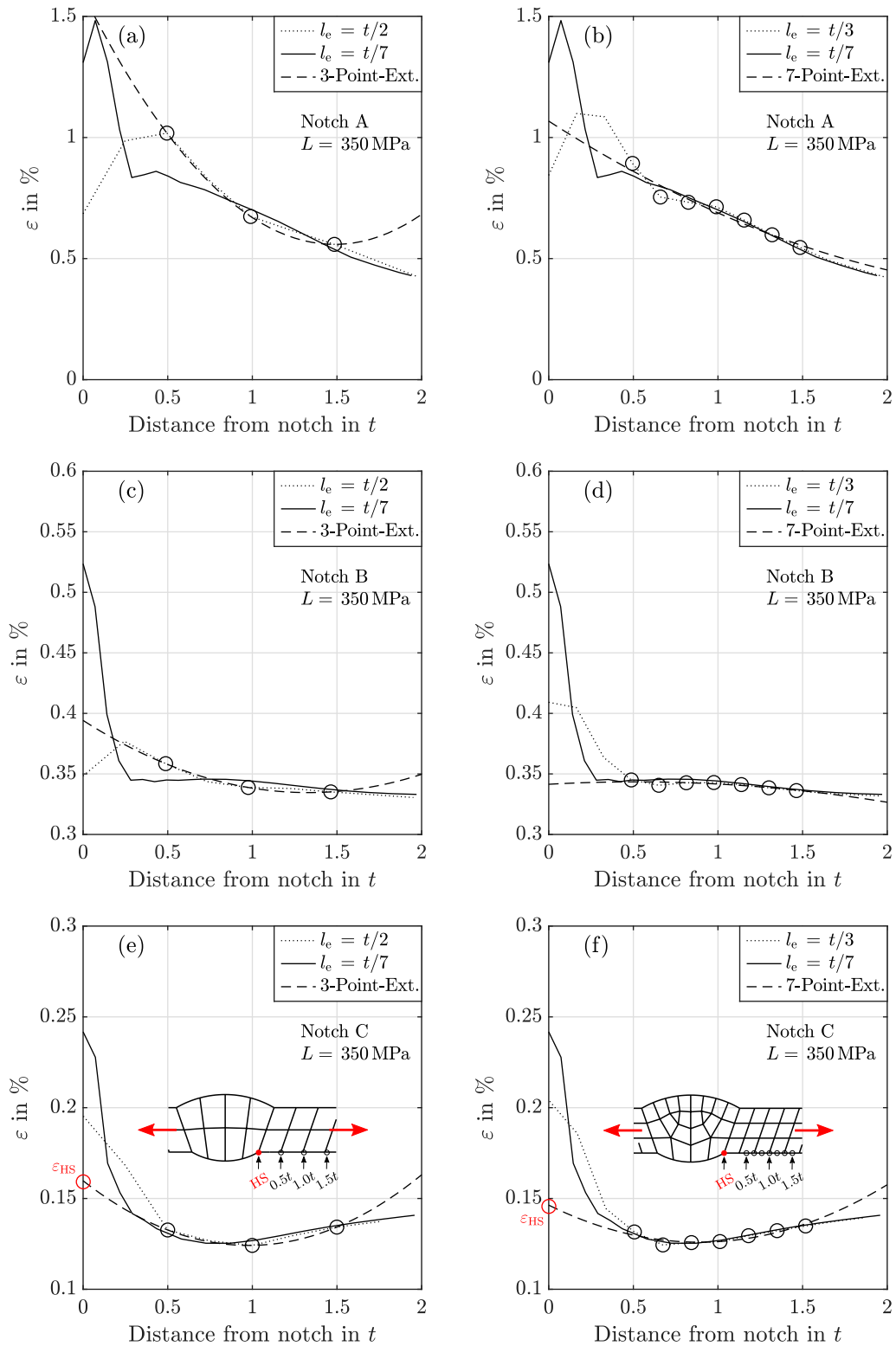


Abb. 4.11.: Ergebnisse mit der (a, c, e) 3- und (b, d, f) 7-Punkt-Extrapolation.



Aus diesen Gründen wurde das Verfahren der 3-Punkt-Extrapolation erweitert, indem zunächst ein Netz mit  $l_e = t/3$  verwendet und außerdem die Dehnungen an allen sieben Knoten zwischen ca.  $0,5t$  und  $1,5t$  zur Bestimmung des quadratischen Extrapolationspolynoms herangezogen wurden. Durch die Verwendung von sieben Werten zur Berechnung eines Polynoms zweiter Ordnung ergibt sich ein Ausgleichsproblem, welches mit der Methode der kleinsten Fehlerquadrate gelöst wird. Für die Kerbe C liefert diese „7-Punkt-Extrapolation“ nahezu die gleiche Strukturdehnung  $\varepsilon_{HS}$  wie die 3-Punkt-Extrapolation, Abb. 4.11 (f). Im Fall von Kerbe B ist die Extrapolationsparabel dagegen nun wie erwartet gekrümmt und führt auf plausible Resultate, Abb. 4.11 (d). Auch der nahezu lineare Strukturdehnungsverlauf von Kerbe A wird durch die berechnete Extrapolationsfunktion hinreichend gut angenähert, sodass erwartungsgemäß  $\varepsilon_{HS} \approx 1\%$  folgt, Abb. 4.11 (b).

Numerische Untersuchungen von Hotaki [48] haben anhand verschiedener Modelle mit Stumpf-, Überlapp- und Kehlnaht außerdem gezeigt, dass sich das Verfahren auch zur Extrapolation von Strukturspannungen eignet und bestätigt, dass Netze mit  $l_e = t/3$  im Allgemeinen gute Ergebnisse liefern. Weitere Netzverfeinerungen und damit die Verwendung von mehr als sieben Knoten führten in den Untersuchungen nur auf geringfügig andere Strukturspannungen, insbesondere wenn Elemente mit reduzierter Integration verwendet wurden.

Alternativ zur quadratischen Extrapolation können die ermittelten Beanspruchungen im Rahmen der 7-Punkt-Extrapolation auch durch eine Gerade approximiert werden. Für den quadratischen Ansatz sprechen nach Rother und Rudolph [81] die damit erzielten tendenziell höheren Beanspruchungen im Hot-Spot. Andererseits steigt mit der Ordnung eines Polynoms auch dessen Empfindlichkeit gegenüber Änderungen der zur Bestimmung des Polynoms verwendeten Werte. Dementsprechend ist bei einer quadratischen gegenüber einer linearen Extrapolation stets mit einer stärkeren Abhängigkeit des Ergebnisses von der Vernetzung zu rechnen. Durch die Formulierung eines Ausgleichsproblems wurde der Netzeinfluss zwar maßgeblich reduziert, dennoch wird ein linearer Extrapolationsansatz dem Wunsch nach einem unempfindlichen Verfahren, Abschnitt 2.3.4, noch besser gerecht.

Auch wenn in Fällen wie dem von Kerbe C der Beanspruchungsverlauf durch ein Polynom zweiter Ordnung mitunter treffender approximiert werden kann, wird zugunsten der numerischen Unempfindlichkeit eine lineare Extrapolation für das Strukturgrößenkonzept empfohlen. Dafür ist eine Ausgleichsgerade mithilfe der Methode der kleinsten Fehlerquadrate auf Basis von mindestens sieben Beanspruchungswerten im Abstand von etwa  $0,5t$  bis  $1,5t$  von der Kerbe zu bestimmen. Zusätzlich zur linearen kann eine quadratische Extrapolation unter Verwendung der identischen Beanspruchungswerte erfolgen und für den Nachweis die aus beiden Extrapolationsansätzen höhere Strukturgröße genutzt werden.

#### 4.3.5. Schädigungsparameter

In der FKM-Richtlinie [80] wird zwischen Normalspannungen senkrecht und parallel zur Naht sowie Schubspannungen unterschieden, die sowohl einzeln als auch zusammengesetzt in Form einer Vergleichsspannung zur Nachweisführung mit dem

Strukturspannungskonzept verwendet werden. Der Nachweis mit zusammengesetzten Spannungen ist insbesondere bei zyklisch mehrachsigen Beanspruchungen von Bedeutung. Da das Anwendungsgebiet des Strukturgrößenkonzepts zunächst auf einachsige axial beanspruchte Schweißverbindungen beschränkt wurde, Abschnitt 2.3.4, ist die Betrachtung von Vergleichsbeanspruchungsgrößen, Schubspannungen und Normalspannungen parallel zur Naht nicht erforderlich. Dementsprechend werden für das Strukturgrößenkonzept, wie bereits in Abschnitt 4.3.1, Beanspruchungen senkrecht zur Naht als versagensmaßgebend deklariert.

Analog zur FKM-Richtlinie Nichtlinear [39] und der auf Schweißverbindungen angepassten Methodik [83] ist eine Beschreibung dieser Beanspruchungen in Form des Schädigungsparameters  $P_{\text{RAM}}$ , Gl. 2.9, vorgesehen. In diesen gehen dabei jedoch nicht Kerbspannungen und -dehnungen, sondern mithilfe der 7-Punkt-Extrapolation bestimmte Hot-Spot-Strukturspannungen und -dehnungen ein:

$$P_{\text{RAM,HS}} = \begin{cases} \sqrt{(\sigma_{\text{a,HS}} + k \cdot \sigma_{\text{m,HS}}) \cdot \varepsilon_{\text{a,HS}} \cdot E} & \text{für } (\sigma_{\text{a,HS}} + k \cdot \sigma_{\text{m,HS}}) \geq 0 \\ 0 & \text{für } (\sigma_{\text{a,HS}} + k \cdot \sigma_{\text{m,HS}}) < 0 \end{cases} \quad (4.25)$$

$$\text{mit } k = \begin{cases} M_\sigma \cdot (M_\sigma + 2) & \text{für } \sigma_{\text{m,HS}} \geq 0 \\ \frac{M_\sigma}{3} \cdot \left(\frac{M_\sigma}{3} + 2\right) & \text{für } \sigma_{\text{m,HS}} < 0 \end{cases}$$

Auf diese Weise werden im Unterschied zum Vorgehen beim Strukturspannungskonzept gemäß IIW [47] Einflüsse durch Mittelspannungen auf der Seite der Beanspruchung und nicht der Beanspruchbarkeit erfasst. Die Mittelspannungsempfindlichkeit wird genau wie von Rudorffer et al. [83] mit  $M_\sigma = 0,3$  abgeschätzt.

Die in Gl. 2.9 eingesetzten Kerbbeanspruchungen  $\sigma_{\text{a}}$ ,  $\sigma_{\text{m}}$  und  $\varepsilon_{\text{a}}$  werden anhand von mittels der FEM ermittelten elastizitätstheoretischen Beanspruchungen und einem Kerbnäherungsverfahren berechnet, Gl. 2.8. Durch die Verwendung eines physikalisch und gegebenenfalls geometrisch nichtlinearen FE-Modells entfällt die Kerbnäherung beim Strukturgrößenkonzept. Damit einher geht allerdings, dass kein linearer Zusammenhang zwischen der aufgebrachten Last und den Hot-Spot-Strukturbeanspruchungen analog zu Gl. 2.7 formuliert werden kann.

Ohne eine derartige Beziehung muss für jede Last  $L$ , bei der es zu plastischen Deformationen des Werkstoffs kommt, eine eigene FE-Rechnung zur Bestimmung der Strukturgrößen durchgeführt werden. In Einzelfällen oder einstufig belasteten Bauteilen ist der damit verbundene Arbeitsaufwand zumutbar. Insbesondere für die Bewertung von Betriebslasten kommt diese Vorgehensweise aber nicht infrage. Stattdessen sollten mithilfe des FE-Modells die nichtlinearen Zusammenhänge zwischen der Last und den Hot-Spot-Strukturbeanspruchungen  $\sigma_{\text{HS}}$  und  $\varepsilon_{\text{HS}}$  ermittelt werden. Unter Berücksichtigung geometrischer Nichtlinearität können diese von der Belastungsrichtung – Zug oder Druck – abhängen, Abb. 4.12.

#### 4.3.6. Praktische Umsetzung

Bei der Vernetzung des FE-Modells zur Anwendung des Strukturgrößenkonzepts ist es nicht notwendig, Knotenpunkte an exakt vorgegebenen Stellen zu erzeugen. In dieser Hinsicht ist die Anwendung des Verfahrens einfacher und mit weniger Arbeitsaufwand

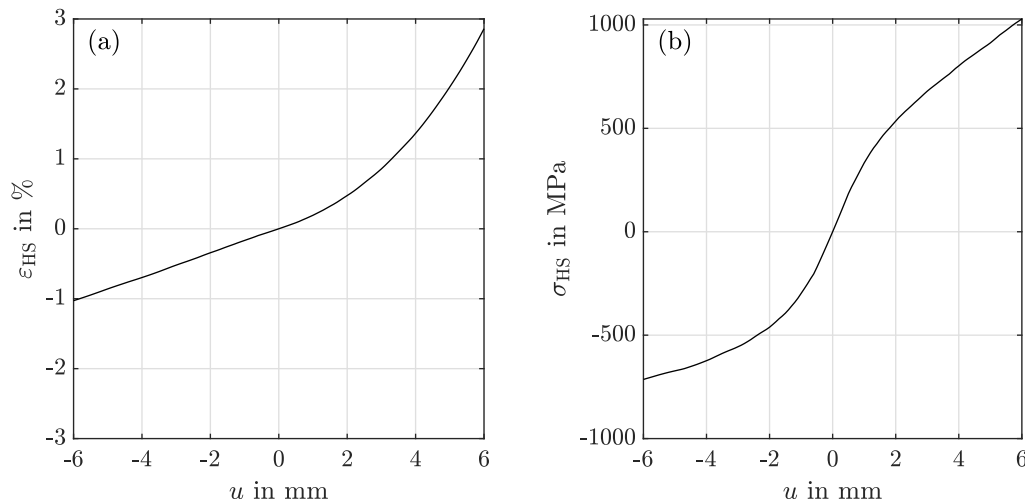


Abb. 4.12.: Geometrisch und physikalisch nichtlineare Zusammenhänge zwischen der Last  $u$  und (a) der Hot-Spot-Strukturdehnung  $\varepsilon_{HS}$  bzw. (b) der Hot-Spot-Strukturspannung  $\sigma_{HS}$  für den Probenotyp XFWT08AW unter verschiebungsgesteuerter Belastung.

verbunden als das Strukturspannungskonzept, das die Auswertung von Spannungen in bestimmten Abständen von der Kerbe vorsieht, Gl. 2.15 und Gl. 2.16. Die Verwendung des Besseling-Modells führt dagegen zu einem unvermeidbaren Mehraufwand, der mithilfe des in Anhang C.3 beschriebenen Skriptes jedoch kaum nennenswert ist. Auch der im Rahmen der 7-Punkt-Extrapolation notwendige Arbeitsschritt zur Lösung des Ausgleichsproblems, Abschnitt 4.3.4, ist nur mit einem geringfügigen zusätzlichen Arbeitsaufwand verbunden, da entsprechende Funktionen bereits in gängigen Tabellenkalkulationsprogrammen, *Matlab* und der Python-Bibliothek *Numpy*<sup>4</sup> implementiert sind.

Da der Arbeits- und Berechnungsaufwand für jeden einzelnen Nachweispunkt zu leisten ist, gilt es dennoch, die Anzahl dieser auf ein Minimum zu reduzieren. Dies erfordert die Identifikation der potentiell versagenskritischen Schweißnahtbereiche noch vor der Durchführung des Schwingfestigkeitsnachweises. Beim Kerbspannungskonzept können hierfür die Orte im Bauteil mit den höchsten Kerbspannungen gewählt werden. Diese lassen sich anhand des Konturplots der FE-Rechnung identifizieren. Auf das Strukturgrößenkonzept kann diese Methodik nicht unmittelbar übertragen werden. Aufgrund der Modellierung ohne Ausrundung der Kerben ergeben sich in diesen unter Umständen singuläre Beanspruchungen, die sich nicht zur Bewertung eignen.

Die Identifikation hochbeanspruchter Schweißnahtbereiche gelingt prinzipiell auch mit dem Strukturdehnungskonzept nach Haibach [45]. Bei diesem werden für den Schwingfestigkeitsnachweis experimentell ermittelte Dehnungen in einem Abstand von 2-3 mm von der Kerbe herangezogen. Numerische Untersuchungen von Rother

<sup>4</sup>Sowohl in *Matlab* als auch in *Numpy* sind die erforderlichen Funktionen mit *polyfit* und *polyval* bezeichnet.

und Rudolph [81] an einem Bauteil mit 8 mm Blechdicke zeigen, dass analog zum Vorgehen nach Haibach auch rechnerisch bestimmte Spannungen in 3 mm Entfernung von der Kerbe als maßgebende Beanspruchungsgröße verwendet werden können. Mit Bezug auf die Ergebnisse aus Abschnitt 4.3.3 überrascht diese Beobachtung kaum, da 3 mm bei der Blechdicke  $t = 8$  mm einem Abstand von etwa  $0,4t$  entsprechen. Für dickere Bauteile könnten Spannungen in einem Abstand von 3 mm von der Kerbe wesentlich durch den Kerbeffekt beeinflusst werden. Eine Festlegung auf diesen Wert erscheint daher nicht sinnvoll. Stattdessen empfiehlt es sich, vor der Anwendung des Strukturgrößenkonzepts die Dehnungen in einer Entfernung von ca.  $0,5t$  von der Kerbe im Konturplot der FE-Rechnung zu betrachten, um die potentiell versagenskritischen Schweißnahtbereiche zu lokalisieren. An diesen sollte dann im Weiteren der eigentliche Schwingfestigkeitsnachweis durchgeführt werden.

Für die Berechnung von nichtlinearen Zusammenhängen zwischen der Belastung und den Hot-Spot-Strukturbeanspruchungen, Abb. 4.12, muss die Auswertung und Extrapolation der Beanspruchungen aus der FE-Rechnung für unterschiedliche Lastniveaus wiederholt durchgeführt werden. Daher ist es naheliegend, das Verfahren soweit wie möglich zu automatisieren. Zu diesem Zweck eignen sich besonders Skripte, die innerhalb der FE-Software aufgerufen werden. Ein entsprechendes Python-Skript zur Anwendung mit *Abaqus CAE 2018* ist im Zusammenhang mit der vorliegenden Dissertation entwickelt und angewendet worden.

Als Eingabegrößen benötigt die Prozedur die Blechdicke (`thickness`), das Ergebnis der zuvor durchgeführten FE-Rechnung in Form eines `odbObject` sowie einen Pfad (`myPath`) oder ein Koordinatensystem (`myCsys`). Mithilfe des `odbObject` kann auf das FE-Netz sowie die Lösungen der Simulation zugegriffen werden, d. h. auf Knotenverschiebungen, Dehnungen, Spannungen etc. Das Koordinatensystem bestimmt die Orientierung senkrecht zur Schweißnaht und der Pfad die Lage der zu untersuchenden Kerbe sowie der zur Extrapolation verwendeten Stützstellen. Da anhand eines Pfades ein Koordinatensystem abgeleitet werden kann und umgekehrt, ist lediglich die Vorgabe eines der beiden Objekte obligatorisch.

Erfolgt die Beschreibung der zu untersuchenden Kerbe nur mithilfe eines Koordinatensystems muss dieses kartesisch sein und seinen Ursprung in der Kerbe haben. Außerdem ist sicherzustellen, dass dessen  $x$ -Achse senkrecht zur Schweißnaht orientiert ist und die zur Extrapolation benötigten Elementknoten auf dieser Achse liegen, Abb. 4.13 (a). Der Algorithmus selektiert zunächst alle Knoten in einem hinreichend großen Gebiet rund um den Ursprung des Koordinatensystems. Anschließend werden aus diesen Knoten all diejenigen herausgesucht, die auf der  $x$ -Achse des Koordinatensystems liegen und einen Abstand von bis zu  $2t$  von der Kerbe aufweisen. Danach wird ein Pfad mit diesen Knoten als Stützstellen erzeugt.

Wird nur ein Pfad vorgegeben, muss dieser in der Kerbe bzw. im zu untersuchenden Hot-Spot beginnen, annähernd senkrecht zur Schweißnaht verlaufen und mindestens eine Länge von  $2t$  aber maximal  $5t$  aufweisen, Abb. 4.13 (b). Anhand des Pfades wird ein Koordinatensystem generiert. Dessen Ursprung stimmt mit dem Startpunkt des Pfades überein und die  $x$ -Achse des kartesischen Koordinatensystems ist entlang des Pfades orientiert. Im Anschluss erfolgt die Unterteilung des Pfades in 50 gleichverteilte Intervalle.

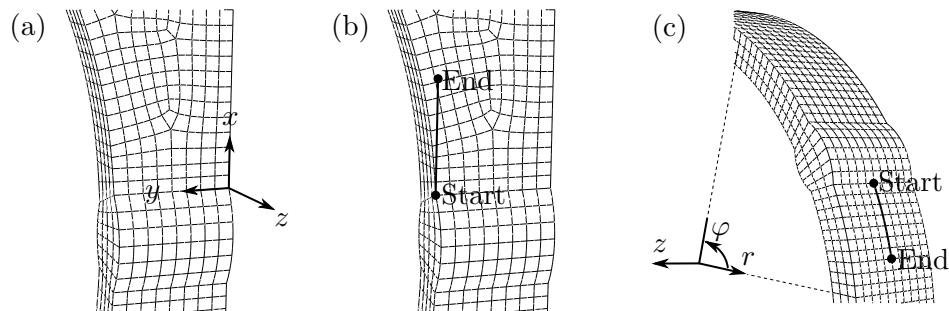


Abb. 4.13.: Beschreibung der Orientierung senkrecht zur Schweißnaht, der Lage der zu untersuchenden Kerbe sowie der zur Extrapolation verwendeten Stützstellen anhand (a) eines Koordinatensystems, (b) eines Pfades oder (c) beidem.

Bei zylindrischen Bauteilen oder Nähten an gekrümmten Blechen kann die Richtung senkrecht zur Schweißnaht eventuell besser mit einem nicht-kartesischen Koordinatensystem beschrieben werden. Insbesondere für solche Fälle ist sowohl die Vorgabe eines Pfades als auch eines Koordinatensystems zielführend, Abb. 4.13 (c).

Die Identifikation der Knoten bzw. der Punkte auf dem Pfad, die zur Extrapolation herangezogen werden, sowie die Extrapolation selbst erfolgen vollständig automatisiert. Dazu werden der Knoten / Punkt auf dem Pfad, der in etwa einen Abstand von  $0,5t$  von der Kerbe aufweist sowie alle weiteren Knoten / Punkte bis zu einem Abstand von  $1,5t$  ausgewählt. Je nach Vernetzung können in diesem Bereich mehr oder weniger als sieben Knoten liegen. Bei weniger als sieben Knoten wird bis zum Abstand von  $1,8t$  nach weiteren Knoten gesucht. Sollten mehr als sieben Knoten ausgewählt worden sein, sind lediglich mehr Informationen bei der Ausgleichsrechnung zu berücksichtigen. Demnach werden mindestens sieben Beanspruchungswerte (`extrapolation_yValues`) mit den zugehörigen Abständen zur Kerbe (`extrapolation_xValues`) aus dem `odbObject` ausgelesen und für die Extrapolation verwendet:

```
polynom = numpy.polyfit(extrapolation_xValues, extrapolation_yValues, 1)
#Determine first order polynomial through extrapolation points.
hotSpot_value = numpy.polyval(polynom, 0)
#Solve polynomial at location 0, i.e. in the notch.
```

Im Skript wird die Auswertung der Beanspruchungswerte und der zugehörigen Abstände sowie die Extrapolation innerhalb zweier Schleifen durchgeführt. Eine der Schleifen ermöglicht die Anwendung des Verfahrens auf alle Komponenten des Spannungs- bzw. Dehnungstensors, also nicht ausschließlich derjenigen, die senkrecht zur Naht orientiert sind. Die andere Schleife läuft über einen definierbaren Zeitraum bzw. Belastungsvorgang oder -zyklus. Als Ergebnis können damit Schwingweiten, Mittelwerte sowie die zeitliche Entwicklung von Strukturgrößen ausgegeben werden.

Das beschriebene Skript ist gemeinsam mit Beispieldateien über die elektronische Austauschplattform *Zenodo* [61] frei verfügbar.

#### 4.4. Konzeptgebundene Wöhlerlinien

In Abschnitt 2.3.4 werden für den HCF-Bereich identische Lebensdauervorhersagen mit dem Strukturgrößenkonzept und dem Strukturspannungskonzept nach FKM [80] gefordert. Die vorgestellte Methodik zur Berechnung von Hot-Spot-Strukturbeanspruchungen, Abschnitt 4.3, unterscheidet sich nicht grundlegend vom Vorgehen nach den Empfehlungen des IIW [47] auf die in der FKM-Richtlinie verwiesen wird. Unter Verwendung eines hinreichend fein vernetzten FE-Modells sind mit beiden Vorgehensweisen daher nahezu identische Hot-Spot-Strukturspannungen zu erwarten. Daraus folgt im Umkehrschluss, dass für eine Übereinstimmung bei der Lebensdauervorhersage die konzeptgebundene Wöhlerlinie des Strukturgrößenkonzepts im hochzyklischen Bereich der des Strukturspannungskonzepts entsprechen muss.

In diesem Bereich kann in der Regel linear-elastisches Werkstoffverhalten und die Gültigkeit des Hooke'schen Gesetzes angenommen werden. Liegen keine Mittelspannungen vor, folgt somit aus Gl. 4.25:

$$P_{\text{RAM,HS}} = \sqrt{(\sigma_{\text{a,HS}} + k \cdot \sigma_{\text{m,HS}}) \cdot \varepsilon_{\text{a,HS}} \cdot E} = \sqrt{\sigma_{\text{a,HS}} \cdot \sigma_{\text{a,HS}}} = \frac{\Delta\sigma_{\text{HS}}}{2} \quad (4.26)$$

Mit dieser Beziehung lassen sich die FAT-Klassen für das Strukturspannungskonzept FAT 90 bzw. FAT 100 in ertragbare Werte des Schädigungsparameters  $P_{\text{RAM,HS}}$  bei  $2 \cdot 10^6$  Schwingspielen umrechnen, womit diesem mit Bezug auf die IIW-Empfehlungen [47] das Versagenskriterium Bruch zuzuordnen ist. Bei der Umrechnung muss allerdings berücksichtigt werden, dass in den FAT-Klassen bereits Einflüsse hoher Eigenspannungen erfasst sind. Die in Abschnitt 4.3.5 mit  $M_\sigma = 0,3$  angenommene Mittelspannungsempfindlichkeit ist nach der FKM-Richtlinie [80] jedoch zur Bewertung von Schweißbauteilen mit geringen Eigenspannungen vorgesehen. Dementsprechend sollte auch die konzeptgebundene Schädigungsparameterwöhlerlinie für solche Fälle gelten. Zur Ableitung einer Stützstelle der Wöhlerlinie bei  $2 \cdot 10^6$  Schwingspielen werden die FAT-Klassen daher mit dem in [80] angegebenen Eigenspannungsfaktor  $K_E = 1,54$  für geringe Eigenspannungen multipliziert:

$$P_{\text{RAM,HS,FAT}} = P_{\text{RAM,HS}} (N = 2 \cdot 10^6) = K_E \frac{\text{FAT}}{2} = 0,77 \cdot \text{FAT} \quad (4.27)$$

Wegen Gl. 4.26 könnte zumindest im HCF-Bereich auch die Neigung der Schädigungsparameterwöhlerlinie mit der Neigungskennzahl  $k$  der Strukturspannungswöhlerlinie beschrieben werden. Diese nimmt entsprechend dem IIW [47] den Wert  $k = 3$  an. Gemäß der FKM-Richtlinie [80] gilt  $k = 3$  dagegen nur für Verbindungen mit einer Dicke  $t \geq 7$  mm, während ansonsten  $k = 5$  angenommen wird. Ein Zunahme der Neigungskennzahl mit abnehmender Blechdicke ist auch im Regelwerk des CIDECT [105] beschrieben und wurde in zahlreichen experimentellen Untersuchungen an Schweißverbindungen aus Stahl beobachtet [58, 74, 92]. Allerdings konnte auch gezeigt werden, dass die Neigungskennzahl insbesondere bei dünnen Schweißverbindungen mit z. B.  $k \approx 3 - 8$  für  $t = 3$  mm recht stark variiert [78, 92]. Daraus resultiert eine Unsicherheit im Schwingfestigkeitsnachweis, die mit abnehmender Blechdicke und hin zu niedrigeren Lebensdauern zunimmt. So unterscheiden sich beispielsweise die zulässigen

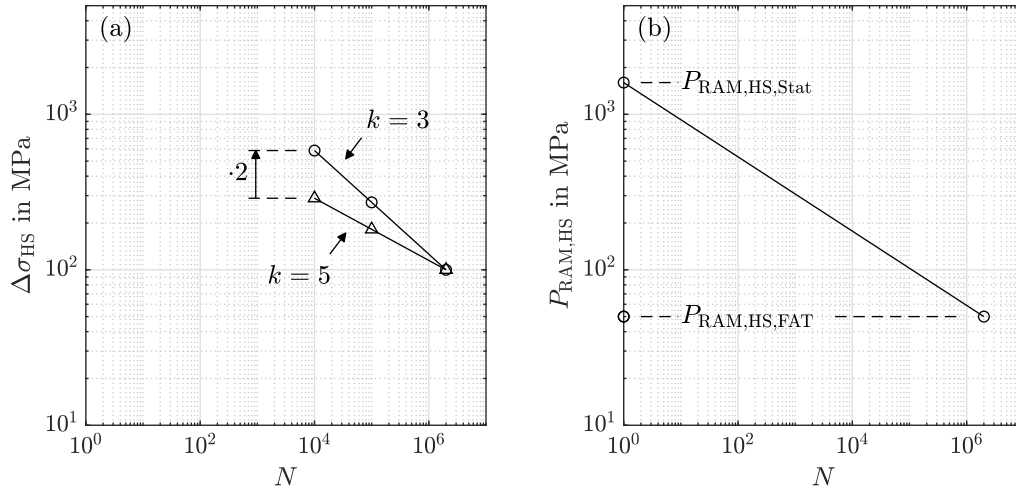


Abb. 4.14.: Beispielhafte Wöhlerlinien für (a) das Spannungs-Konzept mit unterschiedlichen Neigungskennzahlen  $k$  und (b) das Strukturgrößenkonzept.

Beanspruchungen zweier Wöhlerlinien mit identischer FAT-Klasse aber verschiedener Neigungskennzahl  $k = 3$  und  $k = 5$  um etwa den Faktor 1,5 für die Schwingspielzahl  $N = 10^5$  und um 2,0 bei  $N = 10^4$ , Abb. 4.14 (a). Demnach ertragen nach der FKM-Richtlinie Schweißverbindungen mit  $t = 7$  mm bei  $N = 10^4$  doppelt so hohe Beanspruchungen wie vergleichbare Strukturen mit  $t = 6,9$  mm.

Zur Vermeidung solch unrealistischer Vorhersagen und Fallunterscheidungen wird die Schädigungsparameterwöhlerlinie für das Strukturgrößenkonzept nicht mittels FAT-Klasse und Neigungskennzahl beschrieben. Stattdessen basiert die Wöhlerlinie neben  $P_{RAM,HS,FAT}$  auf einer weiteren Stützstelle  $P_{RAM,HS,Stat}$  im LCF-Bereich, Abb. 4.14 (b). Diese folgt aus dem statischen Festigkeitsnachweis mit Spannungen [80]. Die dabei maßgebende statische Bauteilfestigkeit  $\sigma_{SK,w}$  ergibt sich für geschweißte Bauteile aus der werkstoffabhängigen Fließgrenze  $R_p$ , dem Schweißnahtfaktor  $\alpha_w$  und der plastischen Stützzahl  $n_{pl}$ <sup>5</sup>:

$$\sigma_{SK,w} = R_p \cdot \alpha_w \cdot n_{pl} \quad (4.28)$$

Der Schweißnahtfaktor nimmt für durch- oder gegengeschweißte Nähte mit geprüfter Nahtqualität Werte von  $\alpha_w = 0,9 - 1,0$  an und ist für nicht geprüfte sowie für nicht durchgeschweißte oder Kehlnähte mit  $\alpha_w = 0,55 - 0,95$  angegeben. Die plastische Stützzahl wird für geschweißte Bauteile aus Stahl mit dem Elastizitätsmodul  $E = 210000$  MPa und der ertragbaren Gesamtdehnung  $\varepsilon_{ertr} = 5\%$  bestimmt:

$$n_{pl} = \min \left( \sqrt{E \cdot \varepsilon_{ertr} / R_p}; K_P \right) \quad (4.29)$$

<sup>5</sup>Die plastische Stützzahl ist nur bei durchgeschweißten sowie beidseitig nicht durchgeschweißten, aber querschnittsdeckenden Nähten vorgesehen [80].

Anstatt die Fließgrenze des Werkstoffs zur Abschätzung der statischen Bauteilfestigkeit faktoriell zu erhöhen, Gl. 4.28, bietet sich für das Strukturgrößenkonzept eine andere Vorgehensweise an. Bei dieser wird zunächst mithilfe von Gl. 3.17 und der ohnehin benötigten Ramberg-Osgood-Parameter, Abschnitt 4.2.2, die der ertragbaren Dehnung  $\varepsilon_{\text{ertr}} = 5\%$  zugehörige Spannung  $\sigma_{\text{ertr}}$  berechnet. Anschließendes Einsetzen der beiden Größen in Gl. 4.25 und Anwendung des Schweißnahtfaktors ergibt dann den Wert des Schädigungsparameters, der einmalig – also  $N \approx 1$  – ertragen werden kann:

$$P_{\text{RAM,HS,Stat}} = P_{\text{RAM,HS}}(N = 1) = \alpha_w \cdot \sqrt{\sigma_{\text{ertr}} \cdot \varepsilon_{\text{ertr}} \cdot E} \quad (4.30)$$

Im Gegensatz zur Stützstelle der Wöhlerlinie im hochzyklischen Bereich, Gl. 4.27, ist die Stützstelle im niederzyklischen Bereich, Gl. 4.30, damit abhängig von den Eigenschaften des verwendeten Werkstoffs. Auf diese Weise wird im Rahmen des Strukturgrößenkonzepts der positive Effekt höherfester Werkstoffe auf die Beanspruchbarkeit von Schweißverbindungen unter hohen Beanspruchungen erfasst, der in den Ausführungen zum Einfluss der statischen Festigkeit in Abschnitt 2.3.1 beschrieben ist.

## 4.5. Einflussparameter

Die Tatsache, dass Wöhlerlinien für Schweißverbindungen mit abnehmender Blechdicke in der Regel flacher verlaufen, Abschnitt 4.4, wird ebenfalls berücksichtigt, allerdings nicht durch eine dickenabhängige Neigungskennzahl  $k$ . Stattdessen erfolgt eine Anpassung der Stützstelle bei  $N = 2 \cdot 10^6$  Schwingspielen mit dem Dickenfaktor  $f_t$  [80]:

$$f_t = \begin{cases} 1,1 & \text{für } t \leq 10 \text{ mm} \\ \left(\frac{25 \text{ mm}}{t}\right)^{0,1} & \text{für } 10 \text{ mm} < t \leq 25 \text{ mm} \\ \left(\frac{25 \text{ mm}}{t}\right)^n & \text{für } t > 25 \text{ mm} \end{cases} \quad (4.31)$$

mit  $n = \begin{cases} 0,3 & \text{für Kreuz- und querbelastete T-Stöße,} \\ & \text{Bleche mit Quersteifen,} \\ & \text{Enden von Längssteifen, wie geschweißt} \\ 0,2 & \text{für Kreuz- und querbelastete T-Stöße,} \\ & \text{Bleche mit Quersteifen,} \\ & \text{Enden von Längssteifen, beschliffen} \\ 0,2 & \text{für querbelastete Stumpfstöße, wie geschweißt} \\ 0,1 & \text{für blecheben beschliffene Stumpfstöße,} \\ & \text{längs beanspruchte Schweißnähte oder Anschweißteile} \end{cases}$

Bleibt die zweite Stützstelle bei  $N = 1$  unverändert, wird die Wöhlerlinie durch Multiplikation von  $P_{\text{RAM,HS,FAT}}$  mit  $f_t$  automatisch flacher für dünn- und steiler für dickwandige Strukturen.

Entsprechend der FKM-Richtlinie [80] beeinflusst die Blechdicke allerdings auch die statische Bauteilfestigkeit über die Fließgrenze  $R_p$ , Gl. 4.28, wobei diese bei Bauteilen



aus Stahl erst ab  $t > 40$  mm oder  $t > 50$  mm herabgesetzt wird<sup>6</sup>. Für Bauteile bis zu dieser Dicke unterscheidet sich die statische Bauteilfestigkeit also nur, wenn in Gl. 4.29 die Traglastformzahl  $K_P$  maßgebend ist. Daraus wird geschlussfolgert, dass sich der Einfluss der Dicke stärker auf den HCF- als auf den LCF-Bereich auswirkt. Da dem Autor kein Ansatz bekannt ist, der diesen Umstand berücksichtigt, wird das Strukturgrößenkonzept zunächst auf Bauteile mit  $t \leq 40$  mm beschränkt und in Anlehnung an das Vorgehen des FKM keine dickenabhängige Anpassung von  $P_{RAM,HS,Stat}$  empfohlen.

Zusätzlich zu  $f_t$  ist im Schwingfestigkeitsnachweis von Schweißverbindungen mit Strukturspannungen [80] die Anwendung des Eigenspannungsfaktors  $K_E$  und des Randschichtfaktors  $K_V$  vorgesehen.

Der bereits in Abschnitt 4.4 eingeführte Eigenspannungsfaktor wird mit der FAT-Klasse multipliziert und verschiebt die Strukturspannungswöhlerlinie so mit  $K_E = 1,26$  für mäßige bzw.  $K_E = 1,54$  für geringe Eigenspannungen nach oben. Bei hohen Eigenspannungen ist  $K_E = 1,0$ , weil deren Einfluss bereits in der FAT-Klasse enthalten ist [80]. Konträr dazu gilt die Schädigungsparameterwöhlerlinie des Strukturgrößenkonzepts für geringe Eigenspannungen. Zur Anwendung des Konzepts auf Bauteile mit davon abweichenden Eigenspannungszuständen soll daher die Stützstelle  $P_{RAM,HS,FAT}$  mit den Kehrwerten des Eigenspannungsfaktors, also mit  $K_{E,inv} = 1/1,26 = 0,79$  für mäßige und mit  $K_{E,inv} = 1/1,54 = 0,65$  für hohe Eigenspannungen nach unten verschoben werden. Für geringe Eigenspannungen ist  $K_{E,inv} = 1,0$ .

Mit dem Randschichtfaktor werden die Auswirkungen durch Kugelstrahlen, TIG-Dressing, Hämmern bzw. Nadeln sowie kerbarmem Verschleifen von Nahtübergangskerben erfasst. Das Produkt aus  $K_V = 1,3$  und der FAT-Klasse wird allerdings auf die FAT 112 beschränkt. Nur beim Hämmern oder Nadeln von Schweißverbindungen aus Stahl mit  $R_p \geq 355$  MPa ist eine Steigerung mit  $K_V = 1,5$  bis maximal FAT 125 zulässig [80]. Da für das Strukturspannungskonzept ausschließlich die beiden Klassen FAT 90 und FAT 100 vorgesehen sind, werden durch Multiplikation dieser mit  $K_V$  stets die maximal erreichbaren Klassen FAT 112 bzw. FAT 125 überschritten. Demnach erübrigt sich die Übertragung des Randschichtfaktors auf das Strukturgrößenkonzept. Stattdessen wird für dieses die unmittelbare Verwendung der FAT 112 bzw. FAT 125 in Gl. 4.27 für nachbearbeitete Nähte empfohlen.

Damit wirken sich sowohl Eigenspannungen als auch die Nachbearbeitung von Schweißnähten im Rahmen des Strukturgrößenkonzepts in gleichem Umfang auf die Stützstelle im HCF-Bereich  $P_{RAM,HS,FAT}$  aus wie auf die FAT-Klasse beim Strukturspannungskonzept. Bei letzterer Methode führen die beiden Faktoren  $K_E$  und  $K_V$  durch die konstante Neigungskennzahl  $k$  zu einer Verschiebung der gesamten Wöhlerlinie. Die Stützstelle  $P_{RAM,HS,Stat}$  bleibt dagegen unbeeinflusst, sodass sich Eigenspannungen und Nahtnachbehandlungen mit zunehmender Beanspruchung immer weniger auf die Schädigungsparameterwöhlerlinie des Strukturgrößenkonzepts auswirken. Das Verfahren wird damit den experimentellen Befunden, Abschnitt 3.3.3, sowie den Äußerungen zum Einfluss von Eigenspannungen und der Kerbschärfe in Abschnitt 2.3.1 gerecht.

Ein zu  $f_{2,5\%}$  analoger Faktor ist zur Anwendung des Strukturgrößenkonzepts nicht

<sup>6</sup>Eine Ausnahme stellen Vergütungsstähle dar, bei denen bereits für  $t > 16$  mm geringere Fließgrenzen anzusetzen sind.

erforderlich. In der FKM-Richtlinie Nichtlinear [39] und bei der von Rudorffer et al. vorgeschlagenen Methodik dient  $f_{2,5\%}$ , Gl. 2.6, zur Umrechnung der experimentell ermittelten oder abgeschätzten Werkstoffwöhlerlinie mit der Überlebenswahrscheinlichkeit  $P_s = 50\%$  auf  $P_s = 97,5\%$ . Die Schädigungsparameterwöhlerlinie für das Strukturgrößenkonzept wurde allerdings von Kennwerten aus dem statischen sowie dem Ermüdungsfestigkeitsnachweis nach der FKM-Richtlinie [80] abgeleitet, Abschnitt 4.4, welche ohne weitere Anpassungen bereits für  $P_s = 97,5\%$  gelten. Entsprechend der zugrunde liegenden Kennwerte wird daher auch der durch  $P_{\text{RAM,HS,FAT}}$  und  $P_{\text{RAM,HS,Stat}}$  definierten Wöhlerlinie die Überlebenswahrscheinlichkeit  $P_s = 97,5\%$  zugeordnet.

#### 4.6. Zusammenfassung des Strukturgrößenkonzepts

Entsprechend Abschnitt 4.2 bis Abschnitt 4.5 ist zur Anwendung des Strukturgrößenkonzepts zunächst ein FE-Modell der zu untersuchenden geschweißten Struktur zu erstellen. Die Schweißnahtkerben müssen dabei nicht ausgerundet werden, sodass eine grobe Vernetzung ausreicht. Empfohlen wird die Verwendung von Elementen mit quadratischem Verschiebungsansatz, reduzierter Integration und Elementkantenlängen  $l_e \leq t/3$ . Dem FE-Modell ist außerdem elastisch-plastisches Werkstoffverhalten mit multilinearer kinematischer Verfestigung zuzuweisen. Falls erforderlich sollte die Berechnung zudem unter Berücksichtigung geometrischer Nichtlinearität erfolgen.

Zur Ermittlung der Hot-Spot-Strukturbeanspruchungen sind anschließend die Spannungen und Dehnungen senkrecht zur Naht an mindestens sieben Stellen im Abstand von ca.  $0,5t-1,5t$  auszuwerten und linear zu extrapolieren. Erfolgt dieser Schritt für unterschiedlich hohe Belastungen können Beziehungen zwischen der Last  $L$  und den Hot-Spot-Strukturspannungen  $\sigma_{\text{HS}}$  sowie -dehnungen  $\varepsilon_{\text{HS}}$  bestimmt werden. Anhand dieser Beziehungen ergeben sich die Amplituden und Mittelwerte dieser Beanspruchungsgrößen und mit Gl. 4.25 der versagensmaßgebende Schädigungsparameter  $P_{\text{RAM,HS}}$ .

Die mit diesem Wert zu erwartende Versagensschwingspielzahl wird mithilfe der konzeptgebundenen Schädigungsparameterwöhlerlinie berechnet. Definiert ist diese Wöhlerlinie durch die beiden Stützstellen  $P_{\text{RAM,HS,Stat}}$  bei  $N = 1$  und  $P_{\text{RAM,HS,FAT}}$  bei  $N = 2 \cdot 10^6$ .  $P_{\text{RAM,HS,Stat}}$  wird durch die ertragbare Dehnung  $\varepsilon_{\text{ertr}} = 5\%$ , den Schweißnahtfaktor  $\alpha_w$  sowie die Werkstoffparameter  $E$ ,  $K'$  und  $n'$  beschrieben. In  $P_{\text{RAM,HS,FAT}}$  geht dagegen ausschließlich die FAT-Klasse FAT 90 oder FAT 100 bzw. FAT 112 oder FAT 125 für nachbearbeitete Nähte ein. Die Berücksichtigung von Eigenspannungen und der Blechdicke erfolgt durch Multiplikation mit dem angepassten Eigenspannungsfaktor  $K_{E,\text{inv}}$  sowie dem Dickenfaktor  $f_t$ .

Eine schematische Darstellung des Schwingfestigkeitsnachweises mit dem Strukturgrößenkonzept ist in Abb. 4.15 gegeben.

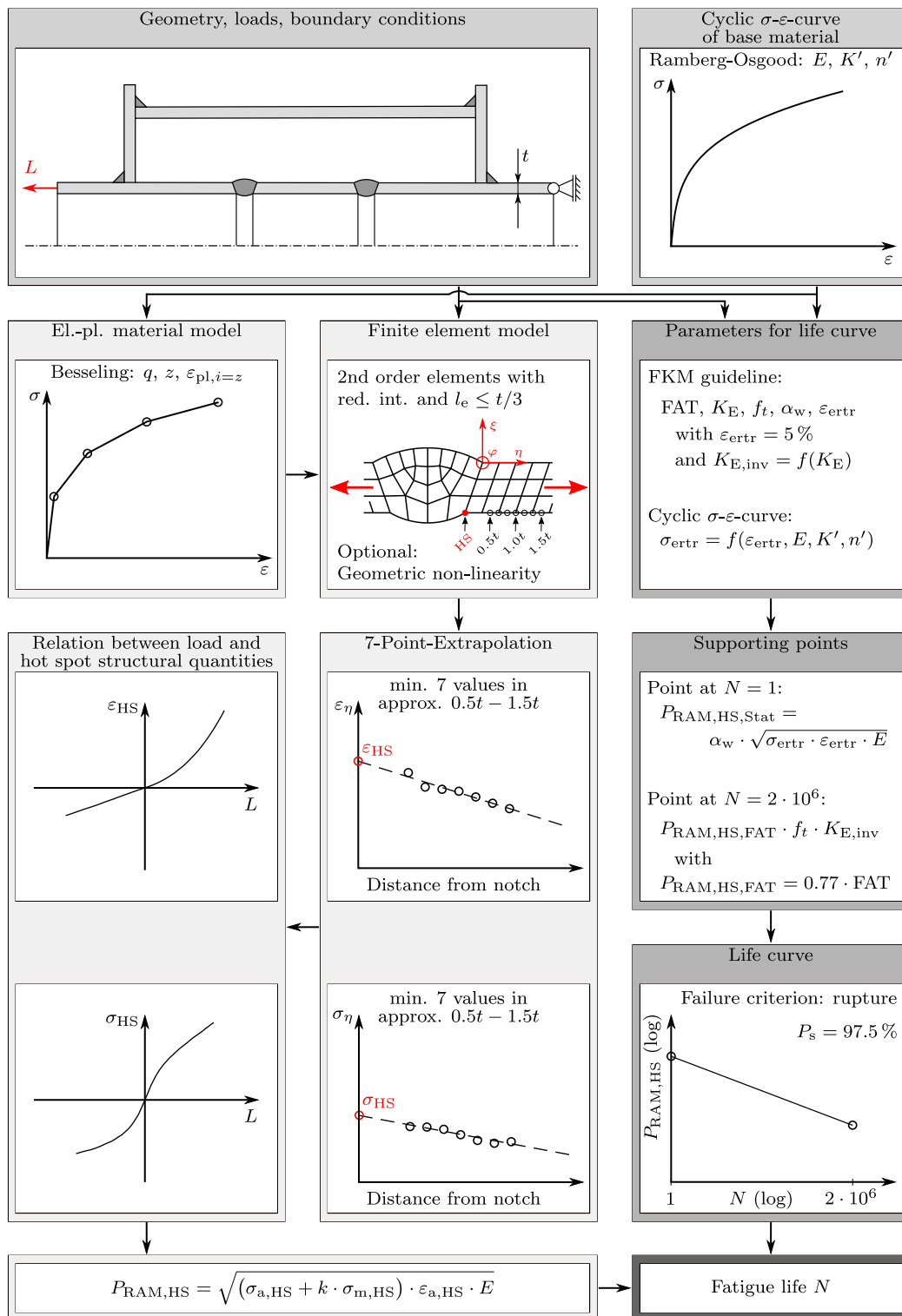


Abb. 4.15.: Schematische Darstellung des Strukturgrößenkonzepts.



# 5. Validierung

## 5.1. Übersicht

Zur Validierung des zuvor eingeführten Strukturgrößenkonzepts werden sowohl experimentelle Daten aus der Literatur, Abschnitt 5.6, als auch die in Abschnitt 3.3 beschriebenen Versuchsergebnisse herangezogen. Letztere sind im Rahmen des Forschungsvorhabens *LCFWeld* [67] bereits mit dem Örtlichen Konzept entsprechend den Empfehlungen von Rudorffer et al. [83] bewertet worden, sodass anhand dieser Daten ein Vergleich dieser Variante des Örtlichen Konzepts und des Strukturgrößenkonzepts möglich ist. In Abschnitt 5.2 werden zu diesem Zweck zunächst die dafür verwendeten FE-Modelle vorgestellt und Unterschiede hervorgehoben. Anschließend erfolgt die Anwendung beider Konzepte, Abschnitt 5.3 und Abschnitt 5.4, sowie der Vergleich der damit erzielten Resultate, Abschnitt 5.5. Inhalte dieser Abschnitte sind vom Autor in zum Teil gleicher Form auch im Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben *LCFWeld* [67] veröffentlicht worden.

## 5.2. FE-Modell zur Nachrechnung der Versuche

### 5.2.1. Randbedingungen und Lasten

Für die Nachrechnung der Versuche ist ein FE-Modell erforderlich, welches die Kinematik der in Abb. 3.13 und Abb. 3.14 dargestellten Versuchsstände realitätsnah abbilden kann. Die drehbaren Lagerungen des Aufbaus zur Prüfung der T-Stöße werden hierzu in den, mit der kommerziellen FE-Software *Abaqus* erstellten, Modellen reibungsfrei mittels Referenzpunkten und entsprechenden Randbedingungen simuliert. Außerdem sind die Referenzpunkte mit den Stirnflächen der Proben kinematisch gekoppelt, Abb. 3.15 (a). Eine Ausnahme stellen hier die dicken Stöße aus S960M dar, bei denen jeweils nur die Fläche von der inneren Kante der Probenstirnseite bis zu deren Mitte mit dem zugehörigen Referenzpunkt gekoppelt ist. Dadurch wird näherungsweise berücksichtigt, dass die Einspannung bei Versuchen mit diesen Proben aufgrund der hohen wirkenden Kräfte aufklaffte, d. h. die eingespannten Bereiche der Probenschenkel teilweise den Kontakt zu den zur Einspannung gehörenden Bauteilen verloren [67]. Von der Kopplung ausgenommen sind Bewegungen in die Dickenrichtung, sodass die Querkontraktion des Werkstoffs nicht behindert ist. Starrkörperbewegungen in Dickenrichtung werden durch Vorgabe von Symmetrierandbedingungen vermieden.

Auch bei den Stumpfstößen wird die Symmetrie der Proben in Dickenrichtung ausgenutzt. Weitere Randbedingungen sind in Abb. 3.15 (b) dargestellt. Die Verschiebung  $v$  wirkt auf die gesamte untere Stirnfläche der Probe und repräsentiert den Einspannvorgang, der bereits in Abschnitt 3.3.2 thematisiert wurde. Auf die gleiche Fläche wirkt

auch die Verschiebung  $u$ , welche die eigentliche Belastung der Probe hervorruft.

Die Modellierung der Proben erfolgt auf Basis der gemessenen Mediane der relevanten Geometrie-Parameter, Tab. 3.5 bzw. Tab. 3.6. Auf diese Weise wird für jeden der sieben Probentypen ein repräsentatives gemitteltes Modell erstellt.

### 5.2.2. Plausibilitätsprüfung

Um zu überprüfen, ob mit diesen Randbedingungen und Lasten plausible Resultate erzielt werden, sind exemplarisch einige Versuche mit Proben aus S960M detailliert nachgerechnet worden. Zu diesem Zweck sind die Kerben mit dem Radius  $r = 1$  mm modelliert und eine Konvergenzstudie zur Überprüfung der Vernetzung durchgeführt worden. Die verwendete und ausreichend feine Vernetzung ist am Beispiel eines dünnen nicht durchgeschweißten T-Stoßes und eines Stumpfstoßes in Abb. 2.4 dargestellt. Im Bereich der Kerben ist die Vernetzung besonders fein. Sie wird mit zunehmendem Abstand von den Kerben jedoch rasch gröber. Diese Methode wurde von Baumgartner und Bruder [11] untersucht und führt insbesondere bei Elementen mit quadratischem Ansatz – die auch hier verwendet wurden – zu genauen Ergebnissen bei einer vergleichsweise geringen Anzahl finiter Elemente. Im Rahmen der Plausibilitätsprüfung wurde außerdem geometrische Nichtlinearität berücksichtigt und dem Werkstoff elastisch-plastisches, kinematisch verfestigendes Verhalten entsprechend dem Materialmodell nach Besseling [15] zugewiesen. Zur Ermittlung der notwendigen Modellparameter ist die in Abschnitt 4.2.3 beschriebene Vorgehensweise in Verbindung mit den Ramberg-Osgood-Parametern für den Grundwerkstoff S960M, Tab. 3.3, verwendet worden.

Für einige, auch im Versuch vorgegebene, Verschiebungsamplituden sind dann mit diesen Modellen Lagerkräfte bzw. deren Amplituden und Mittelwerte berechnet und mit den experimentell ermittelten Kräften verglichen worden. Besonders große Differenzen zwischen Versuch und Simulation zeigten sich bei den dicken T-Stößen und den Stumpfstoßen. Letztere zeichnen sich durch eine, im Vergleich zu den anderen Probentypen, sehr hohe Steifigkeit aus, durch die bereits bei vergleichsweise kleinen Verschiebungsamplituden von ca. 1 mm hohe Kräfte von etwa 300 kN resultierten. Diese hohen Kräfte führten zu einer nicht vernachlässigbaren elastischen Deformation der Prüfmaschine. Aufgrund derer wurden die Proben mit einer geringeren als der vorgegebenen Verschiebungsamplitude belastet, was mit im Versuch applizierten Messuhren experimentell bestätigt werden konnte. Die Steifigkeit der Maschine beeinflusste demnach den Versuch, Abb. 5.1, und kann bei der Simulation der Versuchsabläufe nicht vernachlässigt werden.

Da bei allen Versuchen mit den Stumpfstoßproben über die Versuchslaufzeit immer wieder Dehnungsfelder mittels digitaler Bildkorrelation ermittelt wurden, konnte der Einfluss der Maschinensteifigkeit bei diesem Probentyp sehr leicht numerisch erfasst werden. Dazu sind für die gemessenen Dehnungsfelder aller Proben virtuelle Extensometer definiert worden, welche ca. 25 mm oberhalb der Schweißnahtmitte begannen und ca. 25 mm darunter endeten. Mithilfe der damit bestimmten Extensometerdehnungen konnte ein Zusammenhang zwischen den gemessenen Kräften und Dehnungen bei halber Versagensschwingspielzahl hergestellt werden. Analog dazu wurde auch die Beziehung zwischen entsprechenden Kräften und Dehnungen im FE-Modell bestimmt. Der Zusam-

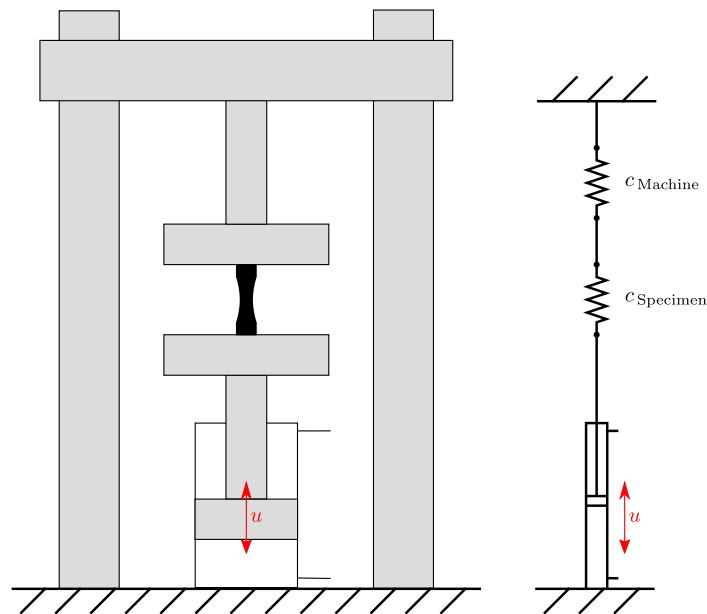


Abb. 5.1.: Schematische Darstellung der in Abb. 3.13 gezeigten Prüfmaschine mit eingebauter Probe und zugehörigem mechanischen Modell.

menhang zwischen den experimentell und numerisch ermittelten Kraftamplituden in Abhängigkeit von der Extensometerdehnungsamplitude ist in Abb. 5.2 (a) dargestellt. Die gute Übereinstimmung der Ergebnisse lässt auf ein geeignetes FE-Modell schließen.

Bei den sehr nachgiebigen dünnen T-Stößen waren die aufgebrauchten Verschiebungen im Vergleich zu denjenigen anderer Probenarten sehr groß und die resultierenden Kräfte sehr klein, Abb. 3.16 und Abb. B.18. Dadurch hatte die Maschinensteifigkeit keinen relevanten Einfluss auf die Versuche und muss dementsprechend auch in der Simulation nicht berücksichtigt werden. Bestätigt wird diese Aussage durch den für einige Versuche in Abb. 5.2 (b) dargestellten Vergleich von gemessener und berechneter Kraftamplitude in Abhängigkeit von der Verschiebungsamplitude.

Ergänzend zum Vergleich der Kräfte sind bei den dicken T-Stößen auch Dehnungsverläufe aus messtechnisch bestimmten Dehnungsfeldern und FE-Simulationen miteinander verglichen worden, da sich die Nachrechnung dieser Versuche schwieriger gestaltete. Einerseits erschwert die zu berücksichtigende Maschinensteifigkeit die Nachrechnung und andererseits gibt es noch weitere Unterschiede zwischen Simulation und Experiment, die ausführlich in [67] beschrieben sind. Neben der Maschinensteifigkeit und dem in Abschnitt 5.2.1 erwähnten Aufklaffen der Einspannung hat dabei das Rutschen der Proben zu Versuchsbeginn den größten Einfluss.

In den ersten ca. 100 Zyklen sind die dicken T-Stöße mitsamt der Spannplatte in der Einspannung bei höheren Lasten sichtbar gerutscht. Das führte dazu, dass bei nahezu allen Versuchen mit der Zeit eine Druckkraft zurückblieb. Diese Kraft wurde bei halber Versagensschwingspielzahl aus dem Messschrieb ausgelesen und zwar bei dem Zylinderweg, bei dem zu Versuchsbeginn die Kräfte null waren. Die durch diese Kraft hervorgerufene konstante Verschiebung kann zur näherungsweisen Berücksichtigung

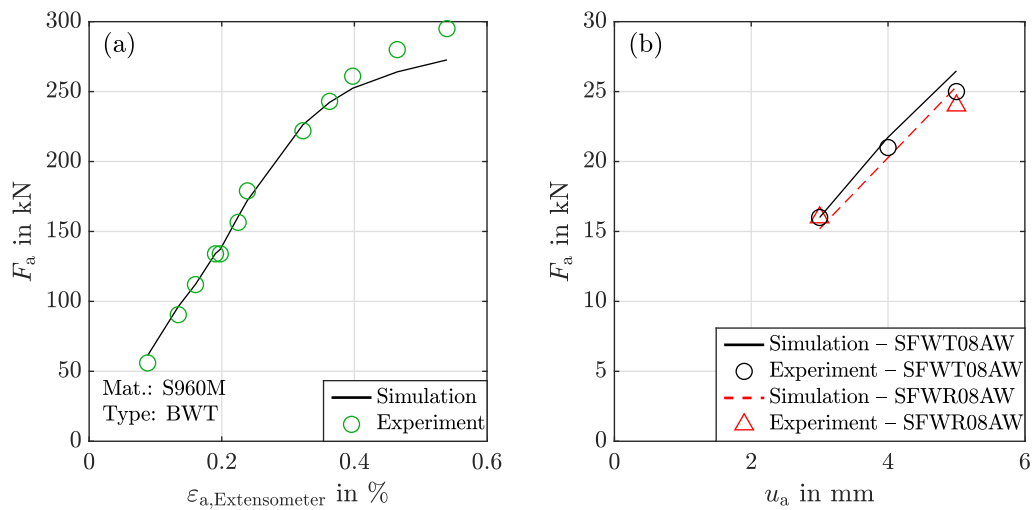


Abb. 5.2.: Vergleich zwischen experimentell und numerisch ermittelten Kraftamplituden für (a) alle Stumpfstöße und (b) einige dünne T-Stöße aus dem hochfesten S960M.

des Rutschens in der Simulation auf die aufgebrachten Verschiebungen addiert werden. Besonders bei Versuchen mit Lebensdauern von wenigen einhundert oder noch weniger Zyklen kann das Rutschen aber kaum erfasst werden, da sich bei diesen Versuchen die zurückbleibende Druckkraft nicht auf ein stabiles Niveau einpendeln konnte. Die Kraft ist dann stark abhängig davon, ob sie im auf- oder absteigenden Hysteresest ausgelesen wird.

Dementsprechend sind die zur Validierung verwendeten Modelle der dicken T-Stöße mit einer, in Abhängigkeit von der gemessenen Zug- bzw. Druckkraft, verringerten Verschiebungsamplitude belastet worden, welche die mit ca.  $0,0017 \frac{\text{mm}}{\text{kN}}$  experimentell bestimmte Nachgiebigkeit der Prüfmaschine berücksichtigt. Zusätzlich dazu wurde die konstante Verschiebung auf die zyklische Belastung addiert, um das Rutschen der Proben bei Versuchsbeginn zu erfassen. Weiterhin sind zur näherungsweisen Berücksichtigung des Aufklaffens der Einspannung, die Randbedingungen bei den Modellen angepasst worden, Abschnitt 5.2.1.

In Abb. 5.3 (a) ist anhand einiger Beispiele zu erkennen, dass auf diese Art und Weise die resultierenden Kraftamplituden aus Simulation und Experiment in etwa übereinstimmen. Aufgrund der zuvor beschriebenen Unzulänglichkeiten bei den dicken Stößen sind die, im Vergleich zu Abb. 5.2 (b), größeren Abweichungen zu erwarten gewesen.

Die zusätzlich zu den Kraftamplituden verglichenen Dehnungsverläufe wurden entlang eines Pfades senkrecht zur Bauteiloberfläche ausgewertet, welcher durch die Nahtübergangskerbe zum Grundblech verläuft, Abb. 5.3 (b). Verglichen wurden die Schwingweiten der Dehnungskomponente in lokale  $y$ -Richtung. Bei den Darstellungen der Verläufe, Abb. 5.3 (c)-(f), ist zu beachten, dass mit der digitalen Bildkorrelation



keine Dehnungen am Bauteilrand ausgewertet werden können, weshalb die entsprechenden Kurven nie den gesamten Pfad vom Start- bei 0 mm bis zum Endpunkt bei 30 mm abdecken. Außerdem darf insbesondere in der unmittelbaren Umgebung der Kerbe keine Übereinstimmung der Verläufe aus Simulation und Experiment erwartet werden. In diesem Bereich ist von großen Einflüssen durch die tatsächliche Kerbgeometrie auszugehen, welche vom Modell jedoch nur näherungsweise abgebildet wird.

Insgesamt ist in Abb. 5.3 (c)-(f) eine gute Übereinstimmung der Dehnungsverläufe aus Experiment und Simulation zu erkennen, womit die Tauglichkeit der FE-Modelle belegt ist. Vor allem bei den nicht durchgeschweißten Stößen, Abb. 5.3 (e)-(f), stimmen die Verläufe sehr gut überein. Ein Grund dafür, dass die Übereinstimmung in Abb. 5.3 (c)-(d) etwas weniger gut ist, ist sicherlich, dass die zugehörigen durchgeschweißten Stöße wesentlich höhere Kräfte erfahren haben, was aus Abb. 5.3 (a) deutlich wird und das Aufklaffen und Rutschen verstärkt. Des Weiteren ist in Abb. 5.3 (d) ein Fall präsentiert, bei dem sich das zuvor beschriebene anfängliche Rutschen der Proben in der Einspannung aufgrund einer sehr kurzen Lebensdauer nicht stabilisieren konnte. Dementsprechend überraschen die deutlicher ausgeprägten Unterschiede der Verläufe nicht.

Vergleichbare Plausibilitätsprüfungen sind auch für Versuche mit geschweißten Proben aus 1.4541 durchgeführt worden [67]. Aus diesen ergab sich, dass in der Simulation keine Berücksichtigung der Steifigkeit des genutzten Versuchsstandes, Abb. 3.14, erforderlich ist. Außerdem wurde bei keinem Versuch Rutschen der Probe oder Aufklaffen der Einspannung beobachtet, sodass zur Nachrechnung aller Proben typen die gleichen Randbedingungen und die im Versuch vorgegebenen Verschiebungsamplituden verwendet werden können.

### 5.2.3. Modelle für das Örtliche Konzept und das Strukturgrößenkonzept

Das im vorherigen Abschnitt beschriebene und zur Plausibilitätsprüfung genutzte Modell wird zur Verwendung mit dem Örtlichen Konzept nach Rudorffer et al. [83] und dem Strukturgrößenkonzept vereinfacht. Die Anpassungen unterscheiden sich dabei in Abhängigkeit vom jeweiligen Nachweisverfahren. So basiert die Berechnung der Beanspruchungen mit dem Örtlichen Konzept auf einem geometrisch und physikalisch linearen Modell, während im Modell für das Strukturgrößenkonzept geometrische und physikalische Nichtlinearität berücksichtigt ist.

Das mechanische Verhalten der Modelle unterscheidet sich damit grundlegend voneinander, wobei die Unterschiede bei großen Verschiebungen und Beanspruchungen oberhalb der Fließgrenze des Werkstoffs besonders ausgeprägt sind. Die größten Verschiebungen sind im Versuch auf die 8 mm dicken T-Stöße aus dem hochfesten Stahl S960M aufgebracht worden. Für die durchgeschweißte Variante dieses Proben typs sind in Abb. 5.4 die aus der Verschiebung resultierenden Lagerkräfte dargestellt für geometrisch und physikalisch lineare und nichtlineare Modelle.

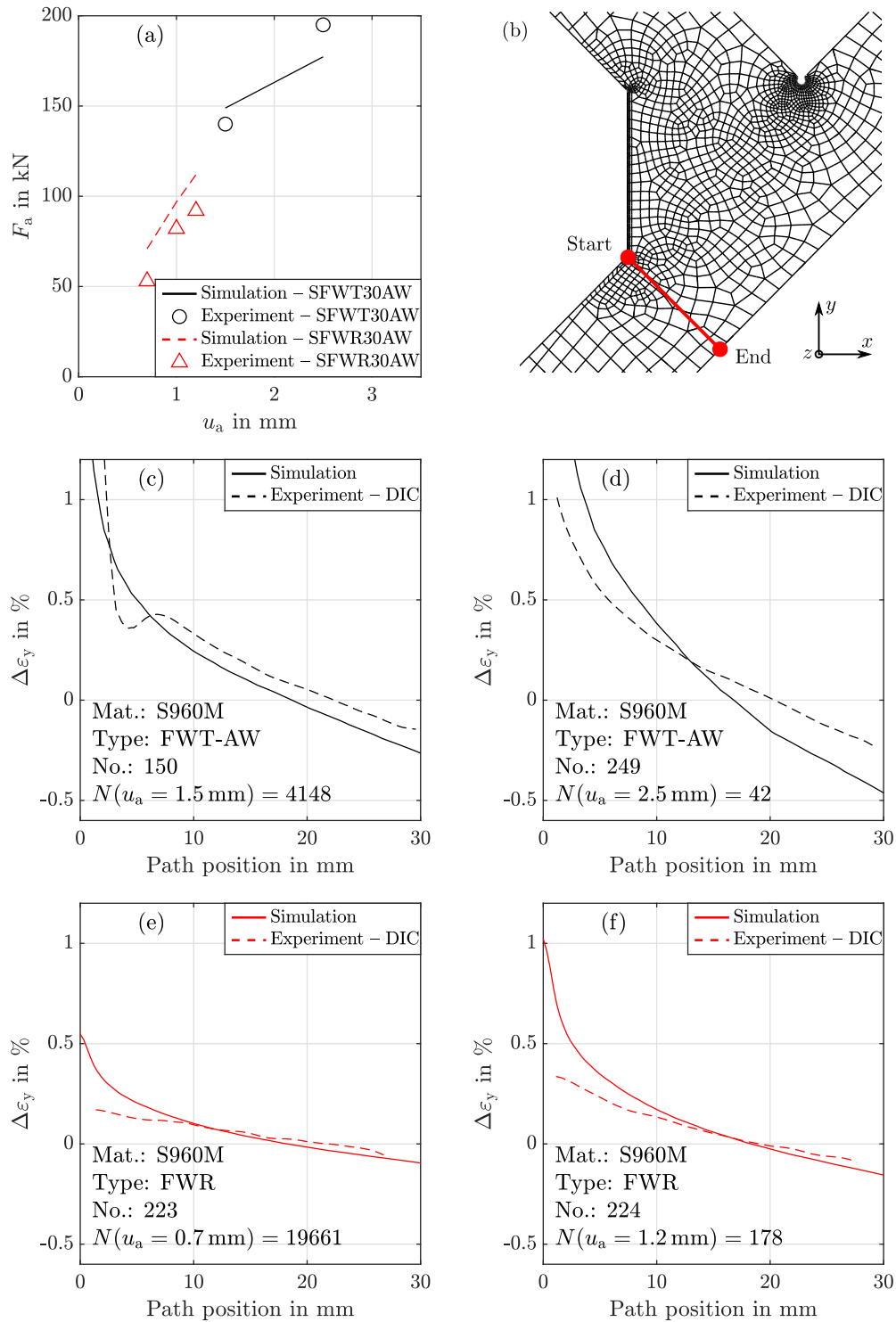


Abb. 5.3.: Validierung der FE-Modelle der dicken T-Stöße. (a) Vergleich zwischen Kraftamplituden. (b) Darstellung des Auswertepfads. (c)-(f) Vergleich der Verläufe der Dehnungsschwingweite entlang des Pfads.

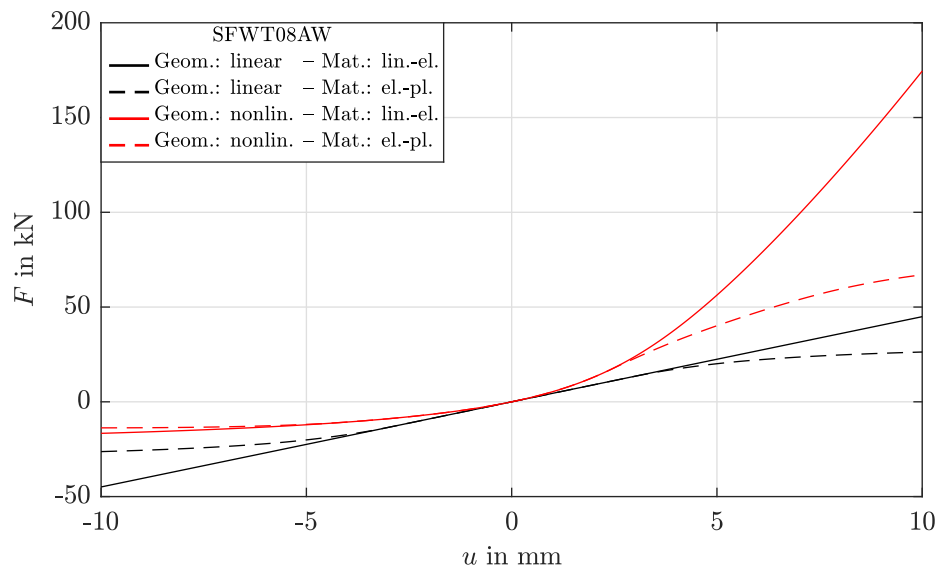


Abb. 5.4.: Resultierende Lagerkräfte  $F$  in Abhängigkeit von der Verschiebung  $u$  für verschiedene Modelle am Beispiel eines durchgeschweißten T-Stoßes aus S960M mit 8 mm Blechdicke.

Im Vergleich zum vollständig linearen Modell resultieren beim physikalisch nicht-linearen, geometrisch linearen Modell geringere Kräfte bei höheren Verschiebungen. Für den untersuchten Probenotyp beeinflusst das Fließen des Werkstoffs demnach ab ca.  $|u| > 4$  mm das Verhalten der Struktur. Die geometrisch nichtlinearen weisen gegenüber den geometrisch linearen Modellen bereits ab etwa  $|u| > 1$  mm ein deutlich abweichendes Strukturverhalten auf, das auf die Kinematik des Versuchsstands, Abb. 3.13, zurückzuführen ist. Bei Verschiebungen  $u > 0$  mm nimmt die Hebellänge  $l$  ab und die Kraft  $F$  zu, wohingegen bei  $u < 0$  mm der Hebel größer und damit die Kraft kleiner wird, Abb. 5.5. Dass die Reibung der Lager ein von der Kraft abhängiges Reibmoment  $M_R$  hervorruft, das sich ebenfalls auf die Hebellänge auswirkt, bleibt in allen Modellen unberücksichtigt.

Abgesehen vom geometrischen und physikalischen Verhalten unterscheiden sich die Modelle für das Örtliche Konzept und das Strukturgrößenkonzept vor allem durch die Gestaltung der Kerben. Diese werden beim Örtlichen Konzept mit  $r = 1$  mm ausgerundet, was mit einer vergleichsweise feinen Vernetzung einhergeht, Abb. 2.4. Für das Strukturgrößenkonzept genügt ein deutlich gröberes Netz, Abb. 5.6. Eine Übersicht der Modelleigenschaften ist in Tab. 5.1 gegeben.

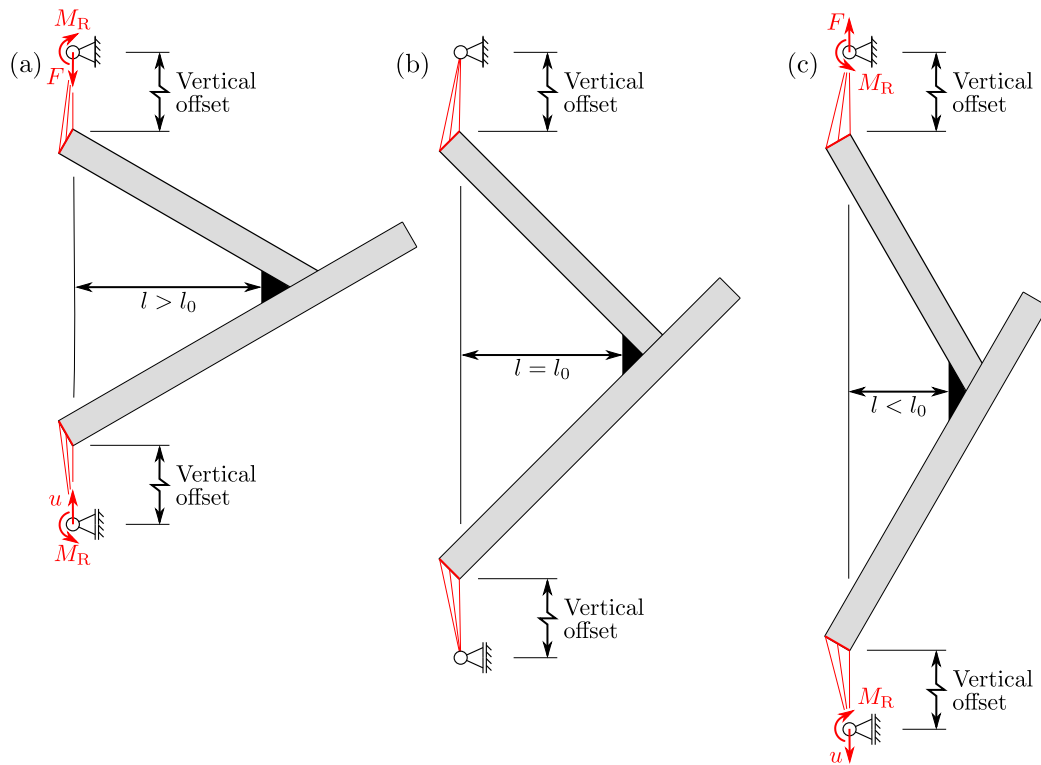


Abb. 5.5.: Qualitative Veränderung der Hebellenge  $l$  und des durch die Lagerreibung hervorgerufenen Reibmoments  $M_R$  für (a) Verschiebungen  $u < 0$  mm und (c)  $u > 0$  mm im Vergleich zum (b) unbelasteten Zustand.

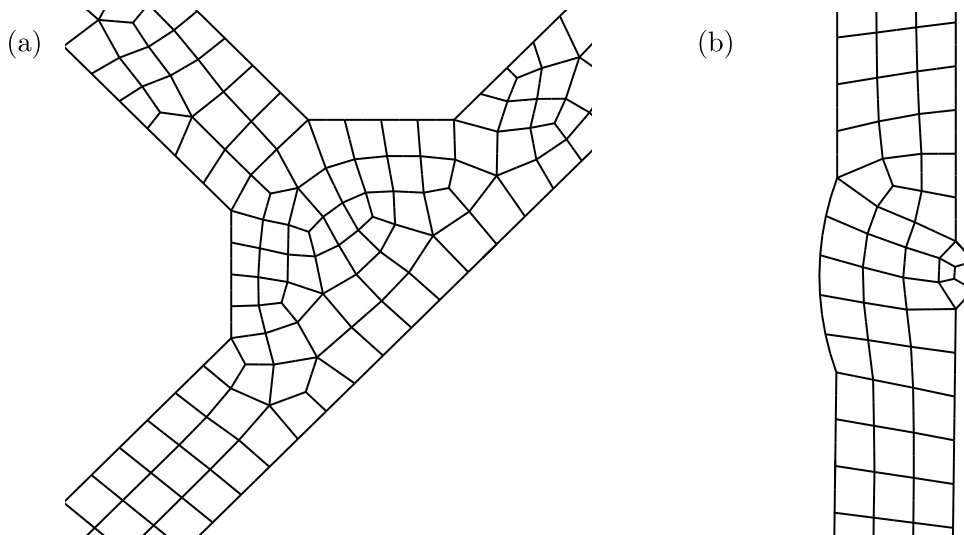


Abb. 5.6.: Vernetzung eines (a) 8 mm dicken T-Stoßes und (b) eines Stumpfstoßes für das Strukturgrößenkonzept.

Tab. 5.1.: Eigenschaften der FE-Modelle.

Nachweisverfahren	Örtliches Konzept	Strukturgrößenkonzept
Geometrieverhalten	Linear	Nichtlinear
Geometrieparameter	Nach Tab. 3.5, Tab. 3.6	Nach Tab. 3.5, Tab. 3.6
Kerbradien	1 mm	0 mm
Materialverhalten	Linear	Nichtlinear
Materialparameter	$\nu = 0,3$ , $E$ für BMT (Tab. 3.3)	$\nu = 0,3$ , $E$ , $K'$ , $n'$ für BMT (Tab. 3.3) mit $q = 0,05$ , $z = 10$ , $\varepsilon_{pl,i=z} = 5\%$ (Abschnitt 4.2.3)
Elementtyp	C3D20R (quad., red. Int.)	C3D20R (quad., red. Int.)
Vernetzung	Fein (Abb. 2.4)	Grob (Abb. 5.6)

### 5.3. Anwendung des Örtlichen Konzepts nach Rudorffer et al.

Das FE-Modell dient beim Örtlichen Konzept nach Rudorffer et al. [83] in erster Linie zur Bestimmung des Übertragungsfaktors  $c$  zwischen der Last  $L$  und der elastizitätstheoretischen Kerbspannung  $S$ , Gl. 2.7. Dabei dürfen ausschließlich Spannungen berücksichtigt werden, die proportional zur zyklischen Belastung sind. Das Einspannen der Stumpfstoßproben und damit die Verschiebung  $v$ , Abb. 3.15, welche zu statischen Beanspruchungen bzw. konstanten Mittelspannungen führt, ist also zu vernachlässigen. Bei den Stumpfstoßen aus dem hochfesten Werkstoff ist diese Vereinfachung wegen des geringen Verzugs der Proben, Tab. 3.6, und der damit verbundenen geringen Mittelspannungen zulässig. Durch den stärkeren Verzug der austenitischen Stumpfstoße kann das Einspannen bei diesen Proben jedoch nicht vernachlässigt werden. Grund hierfür sind nicht nur die hervorgerufenen Mittelspannungen, sondern auch die nach dem Einspannen sichtbare Verformung der Proben [67]. Aufgrund dieser resultieren aus der axialen Verschiebung  $u$  maßgebliche Biegebeanspruchungen, welche mit einem geometrisch linearen Modell nicht adäquat simuliert werden können. Die Stumpfstoße aus 1.4541 werden daher nicht mit dem Örtlichen Konzept bewertet.

Zur Beschreibung der Last in Gl. 2.7 eignet sich prinzipiell sowohl die im Versuch aufgebrachte Verschiebung  $L = u$  als auch die gemessene resultierende Lagerkraft  $L = F$ . Im Gegensatz zur Verschiebung sind in der Kraft nichtlineare Einflüsse aus dem Werkstoffverhalten und dem Versuchsaufbau enthalten. Da das lineare Modell diese nicht abbilden kann, wird zur Bestimmung des Übertragungsfaktors  $c$  und zur Nachweisführung die Kraft als maßgebende Belastungsgröße herangezogen.

Die berechneten Übertragungsfaktoren sind in Tab. D.5 aufgelistet, wobei die Faktoren für alle Proben eines Typs mit gleicher freier Schenkellänge  $l_a$ , Tab. D.4, identisch sind, weil die Mediane der Geometrieparameter zur Modellierung verwendet wurden, Tab. 5.1. Gleiches gilt für die ebenfalls aufgeführten hochbeanspruchten Schweißnahtlängen  $l_{\sigma,st}$  nach Deinböck et al. [26] sowie die plastischen Traglastformzahlen  $K_P$  und

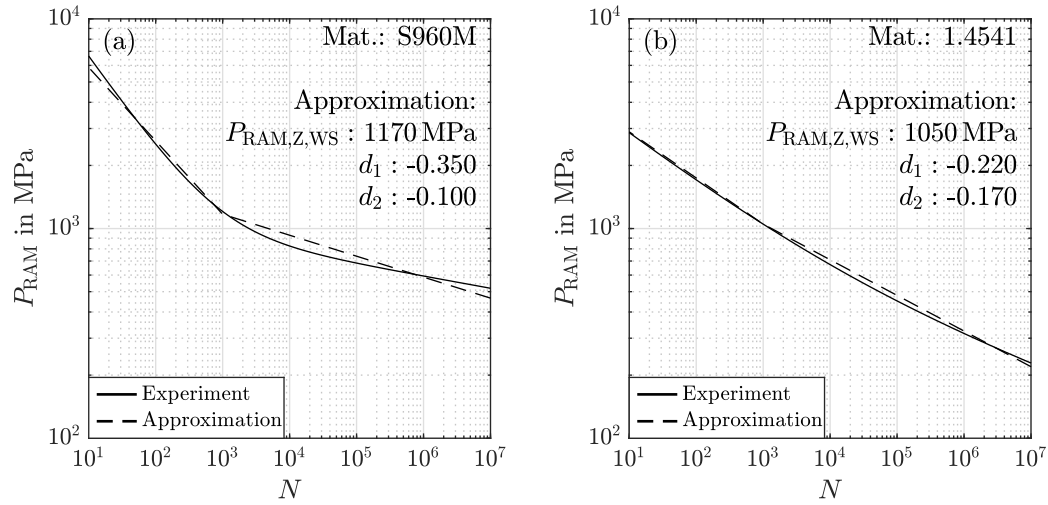


Abb. 5.7.: Schädigungsparameterwöhlerlinien für (a) S960M und (b) 1.4541.

die bezogenen Spannungsgradienten  $G$ , die entsprechend den Handlungsanweisungen der FKM-Richtlinie Nichtlinear [39] numerisch ermittelt worden sind.

Unter Vorgabe der gemessenen Kraftamplituden und Mittelkräfte bei halber Versagensschwingspielzahl, die aus Tab. D.4 folgen, sowie  $c$  und  $K_P$  ergibt sich mit Gl. 2.7-Gl. 2.9 der entsprechende Zahlenwert des Schädigungsparameters  $P_{\text{RAM}}$ . Für dessen Bewertung werden die Dehnungswöhlerlinien der beiden Grundwerkstoffe, Tab. 3.4, zunächst mit Gl. 2.9 und Gl. 3.17 in  $P_{\text{RAM}}$ -Wöhlerlinien umgerechnet. Anschließend sind Werte für  $P_{\text{RAM,Z,WS}}$ ,  $d_1$  und  $d_2$  zu bestimmen, mit denen die messtechnisch ermittelte Schädigungsparameterwöhlerlinie gemäß dem in Abb. 2.5 dargestellten Ansatz möglichst gut approximiert wird. In Abb. 5.7 ist diese Approximation gemeinsam mit der aus Messwerten bestimmten Wöhlerlinie gezeigt. Die Umrechnung auf die Überlebenswahrscheinlichkeit  $P_s$  gelingt gemäß der FKM-Richtlinie Nichtlinear [39] mit dem Faktor  $f_{2,5\%} = 0,86$  für experimentell ermittelte Wöhlerlinien.

Mit dem Teilsicherheitsfaktor  $\gamma_M = 1$  werden die weiteren zur Nachweisführung erforderlichen Faktoren entsprechend dem in Abschnitt 2.3.2 beschriebenen Verfahren nach Rudorffer et al. [83] bestimmt, Tab. D.5. Die damit prognostizierten Lebensdauern sind in Abb. 5.8 den experimentell ermittelten Versagensschwingspielzahlen gegenübergestellt. Aus dem Diagramm wird unmittelbar ersichtlich, dass mit dem Konzept die Lebensdauern meist unterschätzt und demzufolge konservative Ergebnisse erzielt werden.

Zu beachten ist, dass sich für einige der nachgerechneten Versuche eine rechnerische Lebensdauer von weniger als einem Schwingspiel ergibt. Um diese Versuchspunkte dennoch abzubilden, werden in all diesen Fällen die rechnerischen Lebensdauern auf eins gesetzt. Die entsprechenden Versuchspunkte liegen demnach auf der Abszisse. Ebenso sind Versuchspunkte mit rechnerischen Lebensdauern von über  $10^6$  Schwingspielen bei  $N_{\text{calc}} = 10^6$  dargestellt.

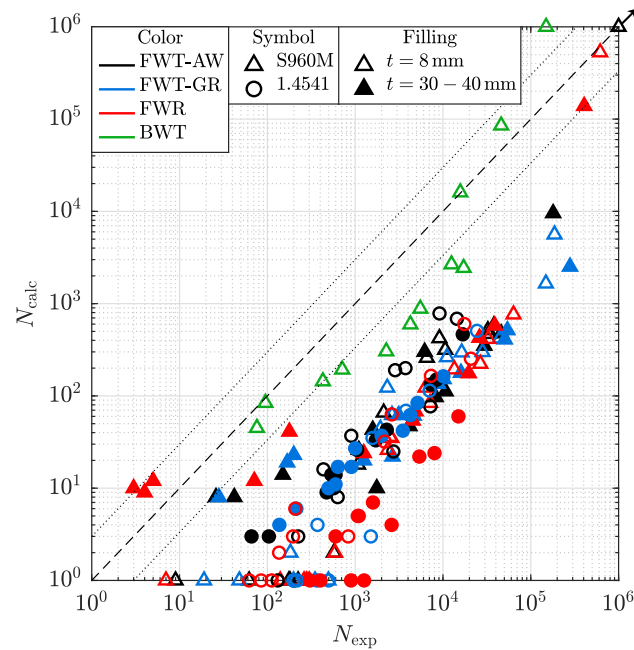


Abb. 5.8.: Vergleich von experimentell ermittelten und mit dem Örtlichen Konzept nach Rudorffer et al. [83] berechneten Lebensdauern für Stumpf- und T-Stöße aus S960M sowie 1.4541, Kapitel 3.

Unabhängig vom Werkstoff fallen die Versuchspunkte in ein gemeinsames Streuband. Eine Ausnahme bilden die den Stumpfstoßen zugehörigen Versuchspunkte. Weiterhin ist ein Unterschied bei der Bewertung der dicken Stöße aus dem hochfesten Werkstoff zu beobachten. Die entsprechenden Versuchspunkte zeigen ein horizontales Abknicken bei  $N_{\text{calc}} \approx 10^1$ .

## 5.4. Anwendung des Strukturgrößenkonzepts

Im Gegensatz zum Örtlichen Konzept ist die Bewertung von Wurzelversagen mit dem Strukturspannungskonzept gemäß der FKM-Richtlinie [80] und den IIW-Empfehlungen [47] im Allgemeinen nicht möglich, obwohl Fricke [40] diverse Ansätze zur Bestimmung von Strukturspannungen in Nahtwurzeln beschreibt und sogar zugehörige FAT-Klassen angibt. Allerdings basiert keiner dieser Ansätze auf der Extrapolation von Beanspruchungen so wie das Strukturgrößenkonzept. Dass auch extrapolierte Strukturspannungen an Wurzelkerben für den Ermüdungsnachweis verwendet werden können, legen Untersuchungen von Pyttel, Grawenhof und Berger [74] nahe. Dennoch wird das Strukturgrößenkonzept in Anlehnung an die FKM-Richtlinie zunächst auf Nahtübergangskerben beschränkt. Die Anwendung des Konzepts auf die hauptsächlich von der Nahtwurzel aus gerissenen Proben des Typs FWR, Abschnitt 3.3.3, entfällt damit.

Dafür ist die Bewertung der Stumpfstoße aus 1.4541 mit dem Strukturgrößenkonzept möglich. Durch das physikalisch und geometrisch nichtlineare FE-Modell können der

Einspannvorgang und die aus dem Probenverzug resultierenden Biegebeanspruchungen angemessen erfasst werden.

Die Belastung der Modelle kann wie beim Örtlichen Konzept sowohl kraft- als auch verschiebungsgesteuert erfolgen. Anhand von Abb. 5.4 wird allerdings deutlich, dass die Beschreibung der Last mittels Verschiebungen vorzuziehen ist, da sich die Kraft bei betragsmäßig hohen Verschiebungen und vor allem im Druckbereich nur geringfügig verändert. Dabei müssen die im Versuch aufgebrachten Verschiebungen für alle Proben aus S960M mithilfe der Nachgiebigkeit der Prüfmaschine von ca.  $0,0017 \frac{\text{mm}}{\text{kN}}$ , Abschnitt 5.2.2, und den gemessenen maximalen und minimalen Kräften reduziert werden, sodass im Modell die tatsächlich wirksamen Verschiebungen anliegen. Diese sind als  $u_{\min}$  und  $u_{\max}$  in Tab. D.6 aufgelistet. Das in Abschnitt 5.2.2 ebenfalls thematisierte Rutschen einiger Proben bleibt unberücksichtigt.

Zur Bestimmung der Hot-Spot-Strukturgrößen werden zunächst Koordinatensysteme in der Bauteilmitte an allen Nahtübergangskerben analog zu Abb. 4.13 (a) erzeugt. Anschließend erfolgt mit dem in Abschnitt 4.3.6 beschriebenen Python-Skript für alle Kerben die Berechnung der nichtlinearen Zusammenhänge zwischen der aufgebrachten Verschiebung und den Hot-Spot-Strukturdehnungen und -spannungen, wie beispielhaft in Abb. 4.12 dargestellt. Anhand dieser Zusammenhänge kann mit Gl. 4.25 der zugehörige Schädigungsparameter  $P_{\text{RAM,HS}}$  ermittelt und so die kritische Kerbe identifiziert werden. Die für die Bewertung der Parameter erforderlichen Wöhlerlinien ergeben sich aus den beiden Stützstellen  $P_{\text{RAM,HS,FAT}}$ ,  $P_{\text{RAM,HS,Stat}}$  sowie den Einflussparametern  $K_{\text{E,inv}}$  und  $f_t$ . In Tab. D.7 sind die entsprechend Abschnitt 4.4 und Abschnitt 4.5 bestimmten Zahlenwerte dieser Größen und die resultierenden Neigungskennzahlen  $k$  für alle untersuchten Proben typen zusammengefasst.

Die mit dem Konzept vorhergesagten Lebensdauern sind Tab. D.6 aufgeführt. Anhand des in Abb. 5.9 gegebenen Vergleichs mit den experimentell ermittelten Lebensdauern ist erkennbar, dass für alle Proben  $N_{\text{calc}} < N_{\text{exp}}$  gilt. Das Verfahren liefert damit konservative Ergebnisse, wobei die dicken T-Stöße aus dem hochfesten S960M sowie die Stumpfstöße tendenziell konservativer bewertet werden als die übrigen Verbindungen.

## 5.5. Vergleich des Strukturgrößenkonzepts mit dem Örtlichen Konzept nach Rudorffer et al.

Nach Abschnitt 5.3 und 5.4 gelingt mit beiden Verfahren eine sichere Schwingfestigkeitsbewertung der getesteten Schweißverbindungen. Während diese Aussage beim Strukturgrößenkonzept für alle bewerteten Verbindungen zutrifft, werden mit dem Örtlichen Konzept die Lebensdauern einiger Proben überschätzt.

Weiterhin fällt beim Vergleich der  $N$ - $N$ -Diagramme, Abb. 5.8 und Abb. 5.9, auf, dass mit dem Strukturgrößenkonzept keine Unterschiede zwischen dem Kurz- und Langzeitfestigkeitsbereich zu erkennen sind, wohingegen bei der Bewertung mit dem Örtlichen Konzept insbesondere für die dünnen T-Stöße aus dem Werkstoff S960M im Bereich kurzer Lebensdauern bis ca.  $10^3$  Schwingspielen eine größere Diskrepanz zwischen Experiment und Berechnung vorliegt. Ursache hierfür ist das verwendete lineare FE-Modell, welches aufgrund der hohen aufgebrachten Verschiebungsamplituden, Abb. 3.16, nach Abb. 5.4 nicht für eine adäquate Nachrechnung dieser Versuche



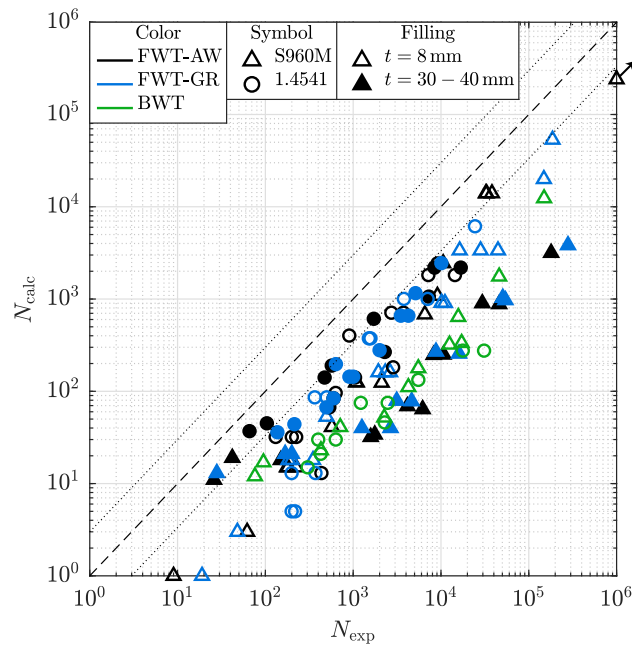


Abb. 5.9.: Vergleich von experimentell ermittelten und mit dem Strukturgrößenkonzept berechneten Lebensdauern für Stumpf- und T-Stöße aus S960M sowie 1.4541, Kapitel 3.

ausreicht. Diese und viele weitere Versuche werden mit dem Strukturgrößenkonzept treffender bewertet.

Zum Teil ist dieser Umstand auf die zugrundeliegenden Versagenskriterien und die Verschiebungsregelung zurückzuführen. Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen an den Stumpf- und T-Stößen wurde Versagen bei einem Abfall der Kraftamplitude um 5 % definiert, Abschnitt 3.3.2. Die Risse wiesen bei Erreichen dieses Kriteriums meist schon eine Länge von etwa 4 mm bei den dünnen und ca. 7 mm bei den dicken T-Stößen auf, Abschnitt 3.3.3. Ein Teil der experimentell bestimmten Lebensdauern ist demzufolge – auch aufgrund der geringen Rissfortschrittsgeschwindigkeit durch die Verschiebungsregelung, Abschnitt 2.3.1 – einer eventuell relativ langen Risswachstumsphase zuzuordnen.

Die dem Örtlichen Konzept zugrundeliegende FKM-Richtlinie Nichtlinear [39] verwendet technischen Anriss mit Risslängen zwischen 0,25 mm und 3 mm als Versagenskriterium. Dieses Kriterium wird auch für die Dehnungswöhlerlinie bzw. die Schädigungsparameterwöhlerlinie des Werkstoffs vorausgesetzt. Im Gegensatz dazu basieren die in Abb. 5.7 dargestellten Wöhlerlinien jedoch auf Werkstoffversuchen mit definiertem Versagen bei einem Abfall der Kraftamplitude um 5 %, Abschnitt 3.2.2. Bei Erreichen dieses Lastabfalls waren an den Werkstoffproben häufig bereits Risse von etwa 2-4 mm zu beobachten. Als Versagenskriterium für die in Abschnitt 5.3 berechneten Lebensdauern kann also von Rissen dieser Länge ausgegangen werden. Da diese kürzer sind als die tatsächlich beobachteten Risse an den Schweißstößen, sind die experimentell ermittelten Lebensdauern zur Überprüfung der Treffsicherheit

des Örtlichen Konzepts etwas zu lang. Konträr dazu sind sie für den Vergleich mit den nach dem Strukturgrößenkonzept bestimmten Lebensdauern tendenziell zu kurz, weil diesem Bruch als Versagenskriterium zugrunde liegt. Die mit beiden Verfahren erzielten Resultate sind aufgrund der unterschiedlichen Versagenskriterien also nicht vollständig, aber näherungsweise vergleichbar.

Zusätzlich zur visuellen Gegenüberstellung von Abb. 5.8 und Abb. 5.9 können die darin dargestellten Punktwolken mithilfe von Mittelwerten und Streuspannen quantifiziert und basierend auf diesen Werten miteinander verglichen werden. Eine gängige Annahme für die Bestimmung dieser Größen ist eine logarithmische Normalverteilung der Quotienten  $N_{\text{exp},i}/N_{\text{calc},i}$  aller  $n$  Versuche [101]. Die Berechnung des Mittelwerts  $m$ , der Streuspanne  $T_{90/10}$  und der Standardabweichung  $s_{\log}$  erfolgt unter dieser Annahme gemäß DIN 50100 [28] mit:

$$m = 10^{\frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n \log \left( \frac{N_{\text{exp},i}}{N_{\text{calc},i}} \right)} \quad (5.32)$$

$$s_{\log} = \sqrt{\frac{1}{n-2} \cdot \sum_{i=1}^n \left( \log \left( \frac{N_{\text{exp},i}}{N_{\text{calc},i}} \right) - \log(m) \right)^2} \quad (5.33)$$

$$T_{90/10} = \frac{10^{\log(m)+1,282 \cdot s_{\log}}}{10^{\log(m)-1,282 \cdot s_{\log}}} = 10^{2,564 \cdot s_{\log}} \quad (5.34)$$

Durch  $m$  wird der Mittelwert aller  $n$  Quotienten  $N_{\text{exp},i}/N_{\text{calc},i}$  ausgedrückt. Für tendenziell konservative Ergebnisse mit höheren experimentellen als rechnerischen Lebensdauern gilt  $m > 1$  und für im Mittel unsichere Resultate ist  $m < 1$ . Der Wert  $T_{90/10}$  ist dagegen ein Maß für die Streuung. Für die angenommene logarithmische Normalverteilung mit der Standardabweichung  $s_{\log}$  nach Gl. 5.33 beschreibt die Streuspanne  $T_{90/10}$  das Verhältnis des 90 %-Quantils zum 10 %-Quantil. Das 90 %-Quantil ist dabei der Zahlenwert, welcher gemäß der Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion größer als 90 % und kleiner als 10 % aller Quotienten aus  $N_{\text{exp}}$  und  $N_{\text{calc}}$  ist. Dementsprechend ist das 10 %-Quantil größer als 10 % und kleiner als 90 % aller Quotienten.

Mit dem Örtlichen Konzept und dem Strukturgrößenkonzept wurden zum Teil Versuche nachgerechnet, die mit dem jeweils anderen Verfahren nicht nachgerechnet worden sind. So fehlen in Abb. 5.8 Versuchspunkte für die Stumpfstöße aus 1.4541 und in Abb. 5.9 für den Probentyp FWR. Zur besseren Vergleichbarkeit werden die Mittelwerte und Streuspannen daher nur anhand der in beiden Punktwolken enthaltenen Versuchspunkte bestimmt, d. h. für die durchgeschweißten T-Stöße (FWT-AW und FWT-GR) und die Stumpfstöße (BWT) aus S960M.

Mit Gl. 5.32 und Gl. 5.34 ergeben sich auf diese Weise  $m = 10,60$  und  $T_{90/10} = 13,17$  für das Strukturgrößenkonzept sowie  $m = 38,69$  und  $T_{90/10} = 41,16$  für das Örtliche Konzept. Beide Konzepte liefern damit konservative Resultate, wobei die Unterschiede zwischen  $N_{\text{exp}}$  und  $N_{\text{calc}}$  mit dem Strukturgrößenkonzept im Mittel wesentlich kleiner bei gleichzeitig deutlich geringerer Streuung sind als beim Örtlichen Konzept. Hauptverantwortlich für die verhältnismäßig große Streuspanne beim Örtlichen Konzept sind die Stumpfstöße aus S960M, die sich in Abb. 5.8 sichtbar von den übrigen

Versuchsergebnissen unterscheiden. Ohne Berücksichtigung dieser Versuche ist die Streuspanne mit  $T_{90/10} = 15,06$  ähnlich wie beim Strukturgrößenkonzept, allerdings sind die Ergebnisse mit  $m = 53,86$  dann tendenziell noch konservativer.

## 5.6. Bewertung experimenteller Daten aus der Literatur

### 5.6.1. Kreuzstöße mit Kehl- und DHV-Nähten

Zur weiteren Validierung des Strukturgrößenkonzepts werden 68 Versuche mit Kreuzstößen von Rudorffer, Dittmann und Kollegen [83] nachgerechnet. Die Stöße wurden aus den beiden aus den vorherigen Kapiteln bekannten Werkstoffen S960M sowie 1.4541 gefertigt und lagen in einer durchgeschweißten Variante mit DHV-Nähten und einer nicht durchgeschweißten Variante mit Kehlnähten vor. Nach der Fertigung sind die Proben aus dem hochfesten S960M zusätzlich spannungsarm gegläht worden. Zur Belastung der 50 mm breiten Verbindungen wurde eine 8-Punkt-Biegevorrichtung genutzt, wobei Versuche mit den Spannungsverhältnissen  $R = -1$  und  $R = 0,1$  durchgeführt worden sind.

Im symmetrischen FE-Modell erfolgt die Aufbringung der wirkenden Kräfte, die Vernetzung und die Simulation der Randbedingungen entsprechend Abb. 5.10. Die in der Grafik angegebenen Abmessungen stellen Mittelwerte dar, die anhand von Schlibbildern aus dem Forschungsbericht [83] bestimmt wurden. Zur Modellierung des Werkstoffverhaltens werden wie zuvor die Parameter  $E$ ,  $K'$ ,  $n'$ , für die Grundwerkstoffe nach Tab. 3.3 mit  $q = 0,05$ ,  $z = 10$ ,  $\varepsilon_{pl,i=z} = 5\%$ , Abschnitt 4.2.3, verwendet und für die Vernetzung der quadratische Elementtyp C3D20R mit reduzierter Integration. Die Berücksichtigung von geometrisch nichtlinearem Verhalten ist nicht erforderlich.

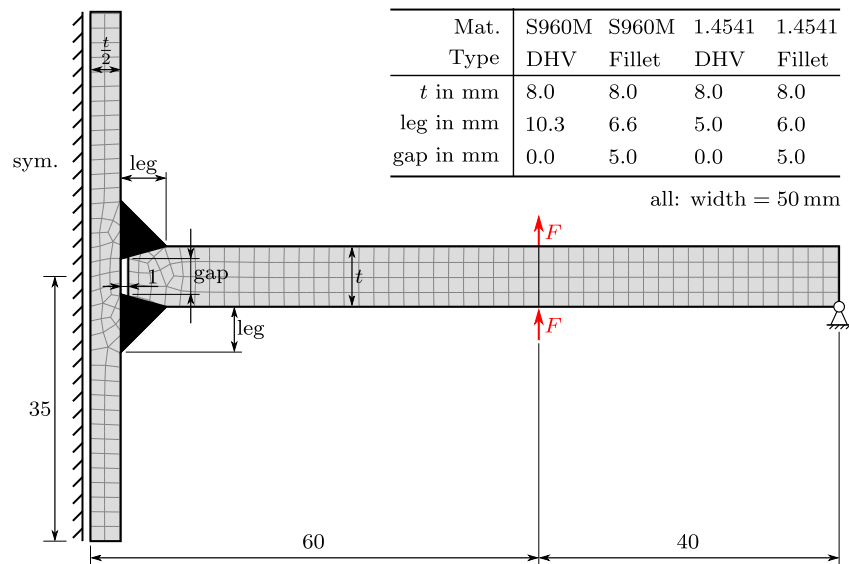


Abb. 5.10.: Geometrie, Vernetzung, Belastung und Randbedingungen der FE-Modelle zur Nachrechnung der Versuche von Rudorffer, Dittmann und Kollegen [83] mit unterschiedlichen Kreuzstoßproben.

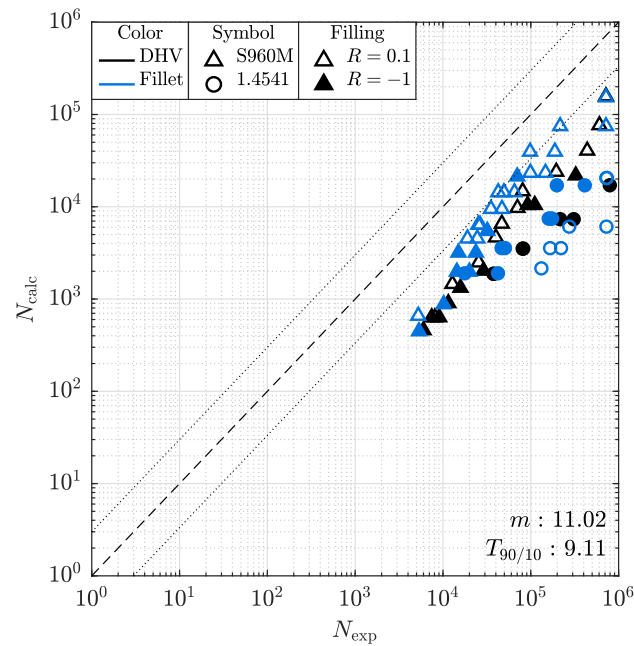


Abb. 5.11.: Vergleich von experimentell ermittelten [83] und mit dem Strukturgrößenkonzept berechneten Lebensdauern für Kreuzstöße aus S960M sowie 1.4541.

Für die Bestimmung des versagensmaßgebenden Schädigungsparameters  $P_{\text{RAM,HS}}$  in der kritischen Nahtübergangskerbe am horizontal verlaufenden angeschweißten Blech wird das in Abschnitt 4.3.6 beschriebene Skript angewendet. Zur Beschreibung der Beanspruchbarkeit können dieselben Wöhlerlinien wie für den Probentyp FWT aus den entsprechenden Materialien mit den Blechdicken 8,0 mm bzw. 8,8 mm nach Tab. D.7 herangezogen werden. Die sich daraus ergebenden rechnerischen Lebensdauern sind den Bruchlebensdauern in Abb. 5.11 gegenübergestellt. In Tab. D.8 ist eine Auflistung der dazugehörigen Zahlenwerte gegeben. Die darin enthaltene Spannung  $\sigma$  stellt das in [83] angegebene Maß für die Belastung dar und beschreibt die Maximalspannung in der Randfaser des horizontalen Blechs, ohne Berücksichtigung des individuellen Kerbfaktors im Bereich der Nahtübergangskerbe.

Anhand des  $N$ - $N$ -Diagramms, Abb. 5.11, ist erkennbar, dass das Nachweisverfahren sichere Lebensdauervorhersagen für alle untersuchten Proben liefert. Besonders konservativ fällt die Bewertung für die Verbindungen aus 1.4541 mit  $R = 0,1$  aus. Für diese nicht spannungsarm geglühten Proben wird der Einfluss der Eigenspannungen mit  $K_{\text{E,inv}} = 1/1,26 = 0,79$  berücksichtigt. Während beim Strukturspannungskonzept gemäß FKM-Richtlinie [80] bei mäßigen Eigenspannungen mit  $K_{\text{E}} = 1,26$  die Mittelspannungsempfindlichkeit  $M_{\sigma} = 0,15$  anzusetzen ist, gehen Mittelspannungen beim Strukturgrößenkonzept nach Gl. 4.25 mit  $M_{\sigma} = 0,3$  in den Schädigungsparameter  $P_{\text{RAM,HS}}$  ein. Das Verfahren ist damit für Verbindungen, auf die sowohl Zug-Eigen- als auch Zug-Mittelspannungen wirken, konservativer als das Strukturspannungskonzept.

### 5.6.2. Stumpfstöße aus 1.4550

Weitere 11 für die Validierung nutzbare Versuche wurden von Ahrend [2] durchgeführt. Im Gegensatz zu den Kreuzstößen, Abschnitt 5.6.1, lag bei diesen Versuchen Versagen ausschließlich im Kurzzeitfestigkeitsbereich vor. Die verwendeten Stumpfstoßproben aus dem austenitischen Stahl X6CrNiNb18-10 (1.4550) mit  $E = 186000 \text{ MPa}$ ,  $K' = 1400 \text{ MPa}$  und  $n' = 0,26$  wiesen im Mittel die in Abb. 5.12 angegebenen Abmessungen auf. Auffällig dabei ist der relativ starke Winkelverzug von annähernd  $5^\circ$ .

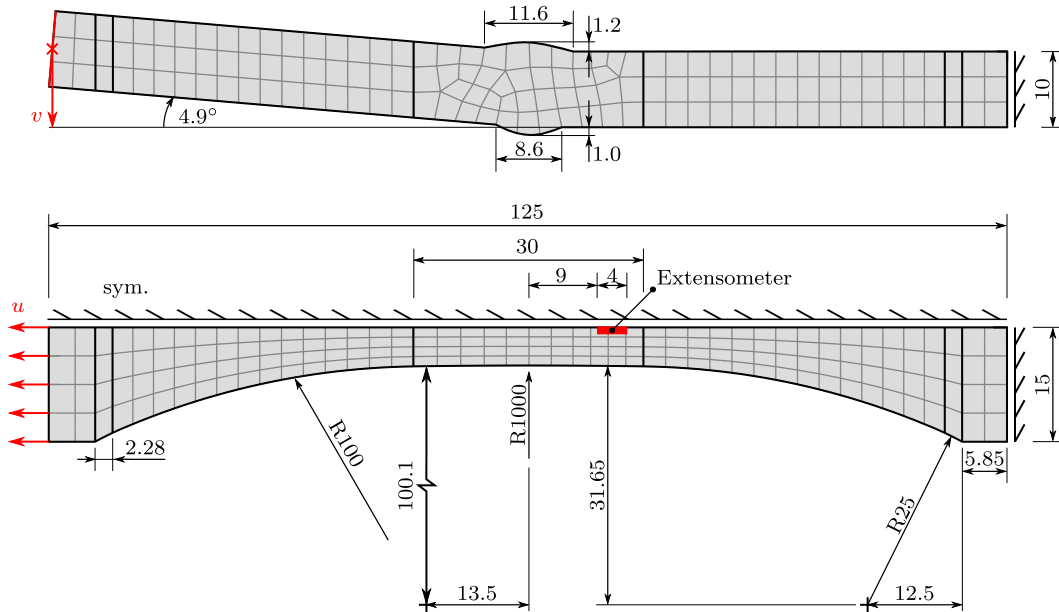


Abb. 5.12.: Geometrie, Vernetzung, Belastung und Randbedingungen des FE-Modells zur Nachrechnung der Versuche von Ahrend [2].

Die Durchführung der Versuche erfolgte dehnungskontrolliert mit dem Dehnungsverhältnis  $R_\epsilon = -1$ . Das hierzu verwendete Extensometer ist gemäß Abb. 5.12 appliziert worden. Neben den Bruchlebensdauern wurden Anrisse optisch detektiert, sodass auch die erreichten Lebensdauern bis zum Anriss sowie die Anriss- und Bruchstellen bekannt sind. Aus Tab. 5.2 geht hervor, dass bei etwa der Hälfte der Proben An- und Durchrisse im Grundwerkstoff (BMT) und nicht (nur) an einer der Nahtübergangskerben auftraten. Als Grund für dieses Versagensverhalten wurde das inhomogene Werkstoffverhalten bzw. die durch den Schweißprozess veränderten Materialeigenschaften ausgemacht [2]. Im Rahmen des Strukturgrößenkonzepts bleiben die lokalen Werkstoffeigenschaften unberücksichtigt, sodass speziell für diese Fälle keine allzu präzisen Lebensdauervorhersagen erwartet werden können.

Zur Nachrechnung der Versuche wird ein geometrisch und physikalisch nichtlineares FE-Modell verwendet. Die formulierten Randbedingungen sowie das Netz sind in Abb. 5.12 dargestellt. Für das Besseling-Modell wird auf die Parameter  $q = 0,05$ ,  $z = 10$ ,  $\epsilon_{pl,i=z} = 5\%$ , Abschnitt 4.2.3, und für die Vernetzung auf Elemente mit quadratischem Verschiebungsansatz und reduzierter Integration vom Typ C3D20R zurückgegriffen. Die Belastung des Modells erfolgt in zwei Schritten. Zunächst wird

Tab. 5.2.: Bewertung der Stumpfstöße aus 1.4550 (mit Änderungen entnommen aus [2]).

$\varepsilon_a$ in %	$F_a$ at $\frac{N_{crack}}{2}$ in kN	Crack Location	Failure Location	$P_{RAM,HS}$ in MPa	$N_{crack}$	$N_{exp} = N_{rupture}$	$N_{calc}$
2.00	40.8	BMT	BMT	1699	62	114	3
1.50	38.0	BMT	BMT	1385	97	133	8
1.00	35.3	Weld	Weld	1033	179	314	26
1.00	34.1	BMT	BMT	1033	199	313	26
1.00	33.2	Weld / BMT	BMT	1033	244	364	26
0.75	34.9	Weld	Weld	845	114	260	56
0.75	35.1	Weld	Weld	845	154	197	56
0.60	35.2	Weld	Weld	717	64	268	106
0.50	31.2	Weld / BMT	BMT	657	421	798	148
0.40	33.3	Weld / BMT	Weld / BMT	563	359	1037	268
0.30	28.6	Weld / BMT	Weld	473	4635	8297	523

die Einspannung der Proben mit der Verschiebung  $v$  simuliert und anschließend folgt die eigentliche Belastung  $u$ , Abb. 5.12. Diese wird in separaten Berechnungen sowohl in Zug- als auch in Druckrichtung schrittweise gesteigert. Anhand der Simulationsergebnisse können dann Dehnungen aus Knotenverschiebungen bestimmt werden, die äquivalent zu den mittels Extensometer aufgenommenen Dehnungen sind<sup>1</sup>. Die den im Versuch aufgetragenen Dehnungsamplituden zugehörigen maximalen Zahlenwerte des Schädigungsparameters  $P_{RAM,HS}$  sind in Tab. 5.2 aufgelistet. Zur Bewertung dieser wird eine nach Abschnitt 4.4 und Abschnitt 4.5 bestimmte Wöhlerlinie mit  $P_{RAM,HS,Stat} = 2423$  MPa und  $P_{RAM,HS,FAT} = 55$  MPa verwendet<sup>2</sup>.

Die in Abb. 5.13 gezeigten Ergebnisse belegen, dass das Strukturgrößenkonzept alle untersuchten Proben konservativ bewertet. Zum Teil übersteigen die experimentell ermittelten die prognostizierten Lebensdauern sogar um fast das 40-Fache, Tab. 5.2. Zurückzuführen ist dies – basierend auf weiteren Untersuchungen von Ahrend [2] – vermutlich darauf, dass die lokalen Beanspruchungen in den Nahtübergangskerben aufgrund der lokalen Werkstoffeigenschaften geringer waren als dies gemäß den numerischen Berechnungsergebnissen zu erwarten wäre.

<sup>1</sup>Dehnungen aus dem Einspannvorgang sind dabei heraus zu rechnen, da der Dehnungsaufnehmer im Versuch erst nach dem Einspannen appliziert wurde.

<sup>2</sup>FAT = 100,  $\alpha_w = 1,0$ ,  $K_{E,inv} = 1/1,54 = 0,65$ ,  $f_t = 1,1$ ,  $\sqrt{\sigma_{ertr} \cdot \varepsilon_{ertr} \cdot E} = 2423$  MPa,  $k = 3,83$

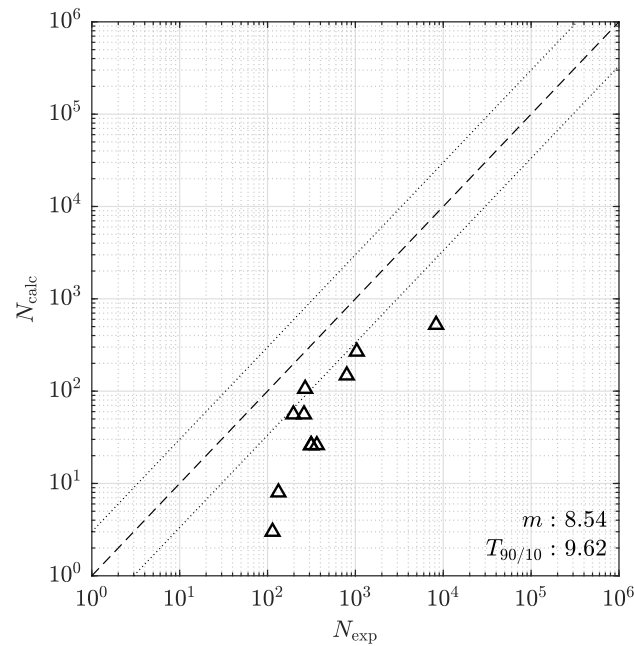


Abb. 5.13.: Vergleich von experimentell ermittelten [2] und mit dem Strukturgrößenkonzept berechneten Lebensdauern für Stumpfstöße aus 1.4550.

### 5.6.3. T-Stöße aus S235JR

Der abschließenden Validierung des Strukturgrößenkonzepts dienen neun von Corigliano et al. [24] beschriebene verschiebungsgeregelte Versuche mit  $R_u = -1$ . Die bis zum Bruch getesteten T-Stöße wurden aus dem im Schiffbau weit verbreiteten S235JR gefertigt, dessen zyklisches Verhalten durch die Parameter  $E = 212000$  MPa,  $K' = 1144$  MPa und  $n' = 0,20$  beschrieben ist [24]. In Abb. A.1 (a) und (c) sind die Abmessungen der Verbindungen und die Art der Belastung dargestellt.

Im FE-Modell können die Versuchsrandbedingungen entsprechend Abb. 5.14 formuliert werden. Die Kinematik des Versuchsaufbaus ist damit vergleichbar mit jener der beiden in Abb. 3.13 und Abb. 3.14 gezeigten Versuchsstände. Dementsprechend ändert sich analog zu Abb. 5.5 bei Belastung die Hebellänge, sodass in der numerischen Berechnung geometrische Nichtlinearität zu berücksichtigen ist. Zusätzlich dazu wird das nichtlineare Werkstoffverhalten gemäß Abschnitt 4.2.3 mit dem Besseling-Modell und den Parametern  $q = 0,05$ ,  $z = 10$ ,  $\varepsilon_{\text{pl},i=z} = 5\%$  approximiert. Die Vernetzung des Modells erfolgt wie zuvor mit Elementen des Typs C3D20R.

Mit dem Strukturgrößenkonzept ergeben sich die in Tab. D.9 gelisteten Werte für  $P_{\text{RAM,HS}}$  und  $N_{\text{calc}}$ . Letztere werden mit der durch  $P_{\text{RAM,HS,Stat}} = 2567$  MPa und  $P_{\text{RAM,HS,FAT}} = 54$  MPa definierten konzeptgebundenen Wöhlerlinie berechnet<sup>3</sup>. Der grafische Vergleich der rechnerischen und experimentellen Lebensdauern ist in Abb. 5.15 gegeben. Aus diesem geht hervor, dass auch diese Proben mit dem vorgestellten Nachweisverfahren ausnahmslos konservativ bewertet werden.

<sup>3</sup>FAT = 100,  $\alpha_w = 1,0$ ,  $K_{\text{E,inv}} = 0,65$ ,  $f_t = \frac{25}{12}^{0,1} = 1,08$ ,  $\sqrt{\sigma_{\text{ertr}} \cdot \varepsilon_{\text{ertr}} \cdot E} = 2567$  MPa,  $k = 3,75$

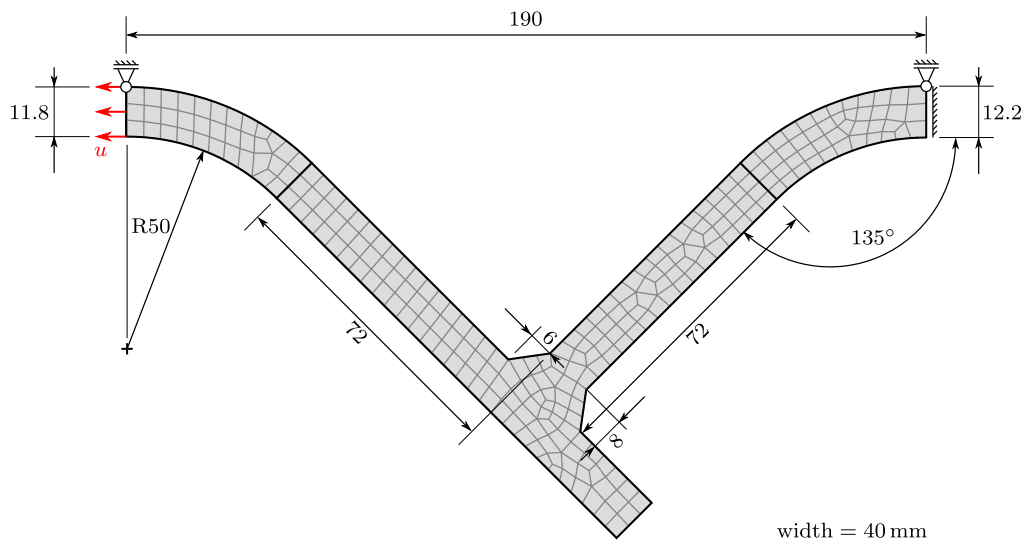


Abb. 5.14.: Geometrie, Vernetzung, Belastung und Randbedingungen des FE-Modells zur Nachrechnung der Versuche von Corigliano et al. [24].

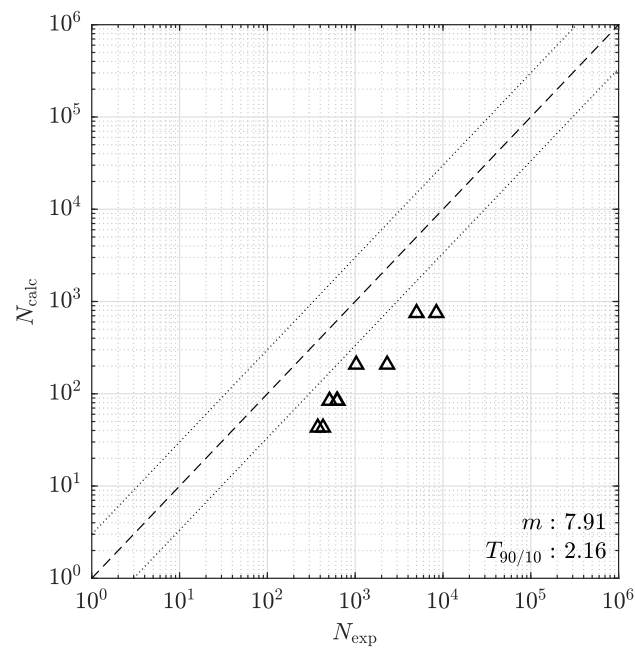


Abb. 5.15.: Vergleich von experimentell ermittelten [24] und mit dem Strukturgrößenkonzept berechneten Lebensdauern für T-Stöße aus S235JR.



## 6. Zusammenfassung

Während für den Schwingfestigkeitsnachweis von Schweißverbindungen mit Versagen im Langzeitfestigkeitsbereich diverse Verfahren in Richtlinien beschrieben sind, ist die Entwicklung geeigneter praxistauglicher Nachweisverfahren für den Kurzzeitfestigkeitsbereich noch Bestandteil aktueller Forschungen. Mit der Übertragung des Örtlichen Konzepts gemäß der FKM-Richtlinie Nichtlinear auf geschweißte Bauteile gelang Rudorffer und Kollegen [83] diesbezüglich ein großer Fortschritt. Aufgrund der Anlehnung an das Kerbspannungskonzept erfordert das Verfahren allerdings eine feine Vernetzung der zu untersuchenden Schweißnahtkerben, was mit einem entsprechenden Arbeitsaufwand bei der Modellerstellung einhergeht. Durch die Verwendung von geometrisch und physikalisch linearen Finite-Elemente-Modellen bleibt der eigentliche Berechnungsaufwand dennoch relativ gering.

Insbesondere für Anwendungen bei denen das mechanische Verformungsverhalten der Struktur wesentlich durch die nichtlinearen elastisch-plastischen Werkstoffeigenschaften beeinflusst oder die Annahme geometrischer Linearität nicht zulässig ist, eignet sich das Örtliche Konzept in dieser Form jedoch nicht. Als Alternative ist daher ein auf Strukturgrößen beruhendes Nachweisverfahren entwickelt worden.

Dazu wurde zunächst eine umfangreiche numerische Parameterstudie durchgeführt, auf Basis derer die etablierte Methode der Oberflächenextrapolation so angepasst worden ist, dass damit nun Hot-Spot-Strukturspannungen und -dehnungen auf eine vergleichsweise einfache und dennoch robuste Weise ermittelt werden können. Die Vernetzung des dazu erforderlichen Finite-Elemente-Modells sollte mit Elementen der Kantenlänge  $l_e \leq t/3$ , quadratischem Verschiebungsansatz und reduzierter Integration erfolgen. Im Vergleich zum Örtlichen Konzept und dem Kerbspannungskonzept sind die Anforderungen an das Netz damit sehr gering. Dadurch ist es mit vertretbarem Berechnungsaufwand möglich, geometrisch und physikalisch nichtlineares Verhalten mit dem Modell zu simulieren. Für Letzteres empfiehlt sich die Verwendung des Werkstoffmodells nach Besseling [15]. Zur Identifikation der dafür notwendigen Modellparameter genügt die stabilisierte zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve des Grundwerkstoffs.

In Anlehnung an die FKM-Richtlinie Nichtlinear [39] werden die Hot-Spot-Strukturgrößen im Rahmen des erarbeiteten Konzepts im Schädigungsparameter  $P_{\text{RAM,HS}}$  zusammengefasst. Für dessen Bewertung können Wöhlerlinien, definiert durch zwei Stützstellen  $P_{\text{RAM,HS,Stat}}$  bei  $N = 1$  sowie  $P_{\text{RAM,HS,FAT}}$  bei  $N = 2 \cdot 10^6$  Schwingspielen, aus dem statischen und dem Ermüdungsfestigkeitsnachweis nach der FKM-Richtlinie [80] abgeleitet werden. Die Beschreibung der Wöhlerlinie weicht damit vom sonst üblichen Ansatz mit einer Stützstelle – der FAT-Klasse – und der Neigungskennzahl  $k$  ab. Weiterhin zeichnet sich die Wöhlerlinie für das Strukturgrößenkonzept dadurch aus, dass  $P_{\text{RAM,HS,Stat}}$  vom zyklischen Werkstoffverhalten abhängt. Die Auswirkungen eventueller Nahtnachbearbeitungsmaßnahmen gehen dagegen in die Stützstelle

$P_{RAM,HS,FAT}$  ein, die zur Berücksichtigung von Eigenspannungen und der Blechdicke außerdem mittels zugehöriger Einflussfaktoren verschoben werden kann. Auf diese Weise wirken sich die genannten Einflussgrößen unterschiedlich stark auf den Lang- und Kurzzeitfestigkeitsbereich aus.

Zur Validierung des Konzepts sind sowohl Ergebnisse aus selbst durchgeführten als auch in der Literatur beschriebenen Ermüdungsversuchen herangezogen worden. Insgesamt wurden für 213 getestete Stumpf- und T-Stöße mit Blechdicken von 8 bis 40 mm aus ferritischen sowie austenitischen Stählen mit Fließgrenzen zwischen ca. 200 und 1000 MPa rechnerische Lebensdauern bestimmt. Etwa die Hälfte dieser Schweißverbindungen wurden ebenfalls mit dem Örtlichen Konzept in der Variante nach Rudorffer et al. [83] bewertet und für einen direkten Vergleich mit dem Strukturgrößenkonzept genutzt. Dabei zeigte sich, dass beide Konzepte im Mittel konservative Ergebnisse liefern, aber mit dem Strukturgrößenkonzept insbesondere im LCF-Bereich deutlich treffendere Resultate erzielt werden bei zugleich wesentlich kleinerer Streuspanne. Aus Abb. 6.1 geht hervor, dass nicht nur die für den Vergleich verwendeten Versuche, sondern alle mit dem Strukturgrößenkonzept nachgerechneten Versuche in ein gemeinsames enges Streuband fallen, das durch den Mittelwert  $m = 10,43$  und die Streuspanne  $T = 10,05$  beschrieben ist. Die Ermüdungsbewertung ist dabei im gesamten betrachteten Lebensdauerbereich von  $N = 1$  bis  $N = 1 \cdot 10^6$  gleichermaßen konservativ, was auf eine realitätsnahe Neigung der verwendeten Wöhlerlinien schließen lässt. Auf Basis der zugrunde gelegten experimentellen Daten kann daher geschlossen werden, dass sich das Strukturgrößenkonzept als rechnerisches Nachweisverfahren zur sicheren und praxistauglichen Bewertung von Schweißverbindungen aus Stahl im Kurz- und Langzeitfestigkeitsbereich eignet.

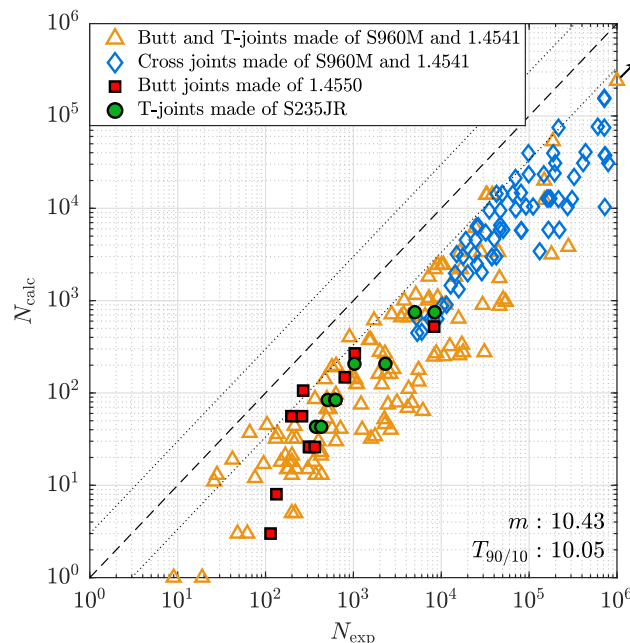


Abb. 6.1.:  $N$ - $N$ -Diagramm für alle 213 mit dem Strukturgrößenkonzept bewerteten Schweißverbindungen.

## 7. Ausblick

Wenngleich das Strukturgrößenkonzept die in Abschnitt 2.3.4 formulierten Forderungen an dessen Einfachheit, Anbindung an die FKM-Richtlinien, Unempfindlichkeit und Vorhersagegenauigkeit erfüllt, wird es dem Anspruch nach einem breiten Anwendungsgebiet noch nicht gerecht. Dieses ist aktuell beschränkt auf:

- Nahtübergangskerben (des Typs „a“),
- Schweißverbindungen aus Stahl mit etwa  $R_{p0.2} \leq 1000$  MPa,
- Blechdicken  $t \leq 40$  mm,
- einachsige, axiale, einstufige Beanspruchung,
- Raumtemperatur.

Die ersten drei Stichpunkte sind im Wesentlichen auf die für die Validierung verwendete Datenbasis zurückzuführen. Zur Klärung der Fragestellung, ob Änderungen am Konzept notwendig sind oder ob es unmittelbar auch auf Typ „b“ Nahtübergangskerben, Abschnitt 2.3.3, festere Stähle und dickere Verbindungen anwendbar ist, gilt es zunächst die Datenbasis um Versuchsergebnisse zu erweitern, die anhand von Proben mit den entsprechenden Eigenschaften erzielt worden sind. Soll sich das Verfahren darüber hinaus zur Bewertung von Verbindungen aus Aluminium eignen, muss die Stützstelle  $P_{RAM,HS,FAT}$  an die FAT-Klassen für Aluminiumverbindungen aus der FKM-Richtlinie [80] angepasst werden. Untersuchungen von Fricke [40] lassen darauf schließen, dass Gleiches auch für die Übertragung des Verfahrens auf Nahtwurzelkerben gilt. Inwiefern sich die Methode der Oberflächenextrapolation zur Ermittlung von Hot-Spot-Strukturgrößen in solchen Kerben eignet, ist allerdings noch unklar, sodass hierfür eventuell eine alternative Methode zur Bestimmung der Strukturgrößen benötigt wird.

Die beiden letztgenannten Stichpunkte schließen die Bewertung von mehrachsigen beanspruchten und betriebsbelasteten Verbindungen aus sowie solchen, die erhöhten Temperaturen oder anisothermen Bedingungen unterliegen. Wie im Rahmen des Struktur- und Kerbspannungskonzepts mit Betriebslasten zu verfahren ist, wird in der FKM-Richtlinie [80] beschrieben. Die Anwendung der Vorgehensweise für mehrstufige und betriebsähnliche Belastungen auf das Strukturgrößenkonzept sollte aufgrund dessen Anbindung an diese Richtlinie ohne wesentliche Anpassungen möglich sein.

Gleiches gilt für die in der Richtlinie enthaltenen Sicherheitskonzepte für den statischen und den Ermüdungsfestigkeitsnachweis. In die darin angegebenen Sicherheitsfaktoren fließen darüber hinaus Faktoren für von der Raumtemperatur verschiedene Temperaturen bis 500 °C ein [80], die demzufolge zumindest in ähnlicher Weise auf das

Strukturgrößenkonzept bzw. die Stützstellen  $P_{\text{RAM,HS,Stat}}$  und  $P_{\text{RAM,HS,FAT}}$  übertragbar sein müssten. Für höhere Temperaturen und zyklische thermomechanische Beanspruchungen sind die Wöhlerlinien allerdings, gemäß den entsprechenden Ausführungen zu diesem Thema in Abschnitt 2.3.1, individuell an die entscheidenden Schädigungsmechanismen anzupassen. Bezüglich der Bestimmung der relevanten Beanspruchungen bietet das Strukturgrößenkonzept insbesondere für solche Fälle die Möglichkeit, dem physikalisch nichtlinearen FE-Modell temperaturabhängige elastisch-plastische Werkstoffeigenschaften zuzuweisen und komplexere Werkstoffmodelle als jenes nach Besseling [15] zu verwenden. Eine erste erfolgreiche Anwendung des Strukturgrößen- bzw. des diesem zugrundeliegenden Strukturdehnungskonzept auf zyklisch thermomechanisch beanspruchte Schweißverbindungen bei Temperaturen bis 750 °C ist in den Veröffentlichungen [62] und [63] zum Forschungsvorhaben *TMF-Schweißnähte* beschrieben.

Bei mehrachsigen Beanspruchungen ist im Allgemeinen nicht davon auszugehen, dass die Strukturspannungen und -dehnungen senkrecht zur Naht versagensmaßgebend sind, weshalb das Strukturgrößenkonzept für die Bewertung von Schweißverbindungen unter derartigen Beanspruchungen angepasst werden muss. Da die Methode der 7-Punkt-Extrapolation unmittelbar auch auf die Strukturgrößen in alle anderen Raumrichtungen anwendbar ist, können damit entsprechende Hot-Spot-Strukturgrößen bestimmt werden. Diese lassen sich dann in einer Vergleichsgröße zusammenfassen oder zur Ermittlung einer kritischen Schnittebene verwenden. Beispiele für die Übertragung beider Ansätze auf das Strukturspannungs- und das Strukturdehnungskonzept sind in der Literatur [6, 90, 98] zu finden.

Zusätzlich zur Erweiterung des Anwendungsgebiets sollte der Fokus weiterer Forschungsarbeiten auf der Verbesserung der Prognosegüte des Strukturgrößenkonzepts liegen. Dabei könnte beispielsweise die Methode zur Berücksichtigung von Zug-Eigenstressungen bei gleichzeitig wirkenden Zug-Mittelspannungen überarbeitet werden. Im HCF-Bereich resultieren bei derartigen Beanspruchungen mit dem Strukturgrößenkonzept derzeit konservativere Lebensdauerprognosen als mit dem Strukturspannungskonzept, Abschnitt 5.6.1. Um insbesondere auch Bauteile mit sehr langen hochbeanspruchten Schweißnähten sicher zu bewerten, sollte außerdem eine statistische Stützzahl in den Schwingfestigkeitsnachweis eingehen, so wie beim Örtlichen Konzept, Gl. 2.13. Für die Bestimmung der hochbeanspruchten Schweißnahtlänge könnten die Dehnungen in einer Entfernung von ca.  $0,5t$  herangezogen werden, analog zu der in Abschnitt 4.3.6 vorgeschlagenen Vorgehensweise zur Lokalisierung potentiell kritischer Schweißnahtbereiche. Zur weiteren Erfassung der in Abschnitt 2.3.1 beschriebenen Größeneinflüsse besteht darüber hinaus die Möglichkeit, den Gradienten der Beanspruchung im Strukturgrößenkonzept zu berücksichtigen. Dieser könnte beispielsweise mit einer zweiten 7-Punkt-Extrapolation entlang eines Pfades unterhalb der Bauteiloberfläche bestimmt werden. Mithilfe des Gradienten ließe sich dann eine bruchmechanische Stützzahl gemäß Gl. 2.14 bestimmen oder auch ein Einflussfaktor für Biegebelastungen ähnlich zu dem nach Sun und Doré [93]. Unabhängig vom Nachweiskonzept ist zudem weiterhin unklar, wie bei Verbindungen mit stark ausgeprägtem Mismatch der Einfluss der Werkstoffkerbe auf die versagensmaßgebenden Beanspruchungen bzw. die Ermüdungsfestigkeit analytisch abgeschätzt und im Schwingfestigkeitsnachweis berücksichtigt werden kann, Abschnitt 2.2.2.

# Literaturverzeichnis

- [1] ABDEL-KARIM, M.: Shakedown of complex structures according to various hardening rules. In: *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 82 (2005), Nr. 6, S. 427–458. – <https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2005.01.007>
- [2] AHREND, E.: *Kurzzeitfestigkeit von Schweißverbindungen: Ein Verfahren zur Parameteridentifikation lokaler zyklischer Spannungs-Dehnungs-Kurven bei Werkstoffinhomogenitäten auf Basis der digitalen Bildkorrelation*, Technische Universität Darmstadt, Dissertation, 2018
- [3] AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS (Hrsg.): *ASME Boiler and Pressure Vessel Code. Section VIII. Division 2*. 2015
- [4] ANSYS, INC. (Hrsg.): *ANSYS 18.0 documentation*. 2016
- [5] ARMSTRONG, P. J. ; FREDERICK, C. O.: *A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect*. Central Electricity Generating Board, 1966. – RD/B/N731
- [6] BÄCKSTRÖM, M. ; MARQUIS, G.: A review of multiaxial fatigue of weldments: experimental results, design code and critical plane approaches. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 24 (2001), Nr. 5, S. 279–291. – <https://doi.org/10.1046/j.1460-2695.2001.00284.x>
- [7] BALKE, H.: *Einführung in die Technische Mechanik – Festigkeitslehre*. 3. Aufl. Berlin : Springer-Vieweg-Verlag, 2014. – <https://doi.org/10.1007/978-3-642-40981-3>
- [8] BALLY, J. ; DE WAELE, W. ; PATRICIA, V. ; GUBELJAK, N. ; HERTELÉ, S.: Characterisation of weld heterogeneity through hardness mapping and miniature tensile testing. In: *International Journal of Sustainable Construction and Design* 6 (2015), Nr. 3. – <https://doi.org/10.21825/scad.v6i3.1127>
- [9] BAUMGARTNER, J.: *Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen unter Berücksichtigung von Schweißeigenstressungen und Größeeinflüssen*, Technische Universität Darmstadt, Dissertation, 2013
- [10] BAUMGARTNER, J.: Review and considerations on the fatigue assessment of welded joints using reference radii. In: *International Journal of Fatigue* 101 (2017), S. 459–468. – <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2017.01.013>
- [11] BAUMGARTNER, J. ; BRUDER, T.: An efficient meshing approach for the calculation of notch stress. In: *Weld World* 57 (2013), S. 137–145. – <http://dx.doi.org/10.1007/s40194-012-0005-3>

- [12] BECKER, W. ; GROSS, D.: *Mechanik elastischer Körper und Strukturen*. Berlin : Springer-Verlag, 2002. – <https://doi.org/10.1007/978-3-642-56124-5>
- [13] BENOIT, A. ; RÉMY, L. ; KÖSTER, A. ; MAITOURNAM, H. ; OGER, F.: Experimental investigation of the behavior and the low cycle fatigue life of a welded structure. In: *Materials Science & Engineering A* 595 (2014), S. 64–76. – <http://dx.doi.org/10.1016/j.msea.2013.11.082>
- [14] BERG, J. ; STRANGHÖNER, N.: Fatigue behaviour of high frequency hammer peened ultra high strength steels. In: *International Journal of Fatigue* 82 (2016), S. 35–48. – <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2015.08.012>
- [15] BESSELING, J. F.: A theory of elastic, plastic and creep deformations of an initially isotropic material showing anisotropic strain-hardening, creep recovery, and secondary creep. In: *Trans ASME Journal of Applied Mechanics* 25 (1959), S. 529–563
- [16] BOLCHOUN, A.: *Eine Methode zur Festigkeitsbeurteilung von laserstrahlgeschweißten Magnesium-Verbindungen unter mehrachsigen Beanspruchungen mit konstanten und variablen Amplituden*, Technische Universität Darmstadt, Dissertation, 2018
- [17] BOLLER, C.: *Ein Einfluß von Probengröße und Oberflächenrauigkeit auf Lebensdauerabschätzungen bei Betrachtung der örtlichen Beanspruchungen*, Technische Universität Darmstadt, Dissertation, 1988
- [18] BOSCH, A. ; LANG, E. ; VORMWALD, M.: Low Cycle Fatigue of Seam Welds – Numerical Simulation under Consideration of Material Inhomogeneities. In: *Procedia Engineering* 74 (2014), S. 218–227. – <http://dx.doi.org/10.1016/j.proeng.2014.06.252>
- [19] 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. – <http://dx.doi.org/10.1016/j.prostr.2022.03.019>
- [20] CAMPAGNOLO, A. ; VORMWALD, M. ; SHAMS, E. ; MENEGHETTI, G.: Multiaxial fatigue assessment of tube-tube steel joints with weld ends using the peak stress method. In: *International Journal of Fatigue* 135 (2020), Nr. 105495. – <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105495>
- [21] CHABOCHE, J. L. ; DANG VAN, K. ; CORDIER, G.: Modelization of the strain memory effect on the cyclic hardening of 316 stainless steel. (1979). – L11/3
- [22] CHRIST, H.-J.: Is Thermomechanical Fatigue Life Predictable? In: *Procedia Engineering* 55 (2013), S. 181–190. – <http://dx.doi.org/10.1016/j.proeng.2013.03.240>
- [23] CORIGLIANO, P. ; CRUPI, V. ; DONG, P. ; FRICKE, W. ; GUGLIELMINO, E.: *Local Strain Approaches for LCF Life Prediction of Ship Welded Joints*. 2018. – <http://dx.doi.org/10.3233/978-1-61499-870-9-166>

- [24] CORIGLIANO, P. ; CRUPI, V. ; FRICKE, W. ; FRIEDRICH, N. ; GUGLIELMINO, E.: Experimental and numerical analysis of fillet-welded joints under low-cycle fatigue loading by means of full-field techniques. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science* 229 (2015), Nr. 7, S. 1327–1338. – <http://dx.doi.org/10.1177/0954406215571462>
- [25] DASSAULT SYSTÈMES SIMULIA CORP. (Hrsg.): *Simulia user assistance 2017 – Abaqus*. 2016
- [26] DEINBÖCK, A. ; HESSE, A.-C. ; WÄCHTER, M. ; HENSEL, J. ; ESDERTS, A. ; DILGER, K.: *Berücksichtigung der höchstbeanspruchten Schweißnahtlänge im Kerbspannungskonzept*. Clausthal und Braunschweig, 2021. – Schlussbericht zum IGF-Vorhaben Nr. 19.033 N
- [27] DILTHEY, U.: *Schweißtechnische Fertigungsverfahren – Verhalten der Werkstoffe beim Schweißen*. Bd. 2. 3. Aufl. Berlin : Springer-Verlag, 2005. – ISBN 3–540–21674–X
- [28] DIN 50100: *Schwingfestigkeitsversuch – Durchführung und Auswertung von zyklischen Versuchen mit konstanter Lastamplitude für metallische Werkstoffproben und Bauteile*. 2016-12
- [29] DIN EN 13445-3: *Unbefeuerte Druckbehälter – Teil 3: Konstruktion*. 2016-12
- [30] DIN EN ISO 18265: *Metallische Werkstoffe – Umwertung von Härtewerten*. 2014
- [31] DIN EN ISO 5817: *Schweißen – Schmelzschweißverbindungen an Stahl, Nickel, Titan und deren Legierungen (ohne Strahlschweißen) – Bewertungsgruppen von Unregelmäßigkeiten*. 2014
- [32] DITTMANN, F.: *Lebensdauervorhersage von Strukturen aus Feinblech mit dem Örtlichen Konzept unter Berücksichtigung des Kanteneinflusses*, Technische Universität Darmstadt, Dissertation, 2021
- [33] DONG, P.: A structural stress definition and numerical implementation for fatigue analysis of welded joints. In: *International Journal of Fatigue* 23 (2001), S. 865–876. – [http://dx.doi.org/10.1016/S0142-1123\(01\)00055-X](http://dx.doi.org/10.1016/S0142-1123(01)00055-X)
- [34] DONG, P. ; HONG, J. K. ; DE JESUS, A. M. P.: Analysis of Recent Fatigue Data Using the Structural Stress Procedure in ASME Div 2 Rewrite. In: *Journal of Pressure Vessel Technology* 129 (2007), Nr. 3, S. 355–362. – <http://dx.doi.org/10.1115/1.2748818>
- [35] DÖRING, R.: *Zum Deformations- und Schädigungsverhalten metallischer Werkstoffe unter mehrachsiger nichtproportionaler zyklischer Beanspruchung*, Technische Universität Darmstadt, Dissertation, 2006. – Heft 78
- [36] DVS MERKBLATT 0905: *Industrielle Anwendung des Kerbspannungskonzeptes für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis von Schweißverbindungen*. 2017-02

- [37] FARAJIAN, M. ; NITSCHKE-PAGEL, T. ; DILGER, K.: Mechanisms of Residual Stress Relaxation and Redistribution in Welded High-Strength Steel Specimens under Mechanical Loading. In: *Welding in the World* 54 (2010), Nr. 11/12, S. R366—R374. – <http://dx.doi.org/10.1007/BF03266751>
- [38] FELDMANN, M. ; EICHLER, B. ; BOOS, B. ; HENKEL, J. ; MACK, B.: Modellierungsvarianten und Empfehlungen bei der Ermittlung von Struktur- und Kerbspannungen auf Basis Finiter Element-Berechnungen. In: *Stahlbau* 82 (2013), Nr. 4, S. 289–301. – <https://doi.org/10.1002/stab.201310039>
- [39] FIEDLER, M. ; WÄCHTER, M. ; VARFOLOMEEV, I. ; VORMWALD, M. ; ESDERTS, A.: *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile unter expliziter Erfassung nichtlinearen Werkstoffverformungsverhaltens*. 1. Aufl. VDMA-Verlag, 2019. – Forschungskuratorium Maschinenbau e.V. (FKM)
- [40] FRICKE, W.: IIW guideline for the assessment of weld root fatigue. In: *Welding in the World* 57 (2013), Nr. 6, S. 753–791. – <https://doi.org/10.1007/s40194-013-0066-y>
- [41] GIBB, A.: *Auswirkungen des Material-Mismatch auf lokale Beanspruchungen in Schweißnahtkerben*, Technische Universität Darmstadt, Bachelorarbeit, 2020
- [42] GROSS, D. ; SEELIG, T.: *Bruchmechanik – Mit einer Einführung in die Mikromechanik*. 5. Aufl. Heidelberg : Springer-Verlag, 2011. – <https://doi.org/10.1007/978-3-642-10196-0>
- [43] GRUBISIC, V. ; SONSINO, C. M.: Einflußgrößen der Betriebsfestigkeit geschmiedeter Bauteile. In: *VDI-Zeitschrift* 134 (1992), Nr. 11, S. 88–97
- [44] HAAGENSEN, P. J. ; MADDOX, S. J.: *IIW recommendations on methods for improving the fatigue strength of welded joints*. Woodhead Publishing, 2013. – ISBN 978-1-78242-065-1. – IIW-2142-10
- [45] HAIBACH, E.: *Die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen aus der Sicht einer örtlichen Beanspruchungsmessung*, Technische Hochschule Hannover, Dissertation, 1968. – LBF-Report FB-77
- [46] HAIBACH, E.: *Betriebsfestigkeit. Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*. 3. Aufl. Berlin : Springer-Verlag, 2006
- [47] HOBACHER, A. F.: *Recommendations for fatigue design of welded joints and components*. 2. Aufl. Cham : Springer-Verlag, 2016 (IIW collection). – International Institute of Welding – <https://doi.org/10.1007/978-3-319-23757-2>
- [48] HOTAKI, G. S.: *Vergleichende Bewertung aktueller Strukturspannungskonzepte zur Schwingfestigkeitsbewertung von Schweißverbindungen*. Darmstadt, 2019. – Bachelorarbeit



- [49] HÜBEL, H.: *Vereinfachte Fließzonentheorie: Auf Grundlage der Zarka-Methode*. Wiesbaden : Springer-Vieweg-Verlag, 2015. – <https://doi.org/10.1007/978-3-658-07922-2>
- [50] HULTGREN, G. ; KHURSHID, M. ; HAGLUND, P. ; BARSOUM, Z.: Mapping of scatter in fatigue life assessment of welded structures – a round-robin study. In: *Welding in the World* 65 (2021), Nr. 9, S. 1841–1855. – <https://doi.org/10.1007/s40194-021-01099-y>
- [51] ISO 12106: *Metallic materials – Fatigue testing – Axial-strain-controlled method*. 2017-03
- [52] JONSSON, B. ; DOBMANN, G. ; HOBACHER, A. F. ; KASSNER, M. ; MARQUIS, G.: *IIW Guidelines on Weld Quality in Relationship to Fatigue Strength*. Springer-Nature-Verlag, 2016. – <https://doi.org/10.1007/978-3-319-19198-0>
- [53] KAFFENBERGER, M.: *Schwingfestigkeit von Schweißnahtenden und Übertragbarkeit von Schweißverbindungswälhlerlinien*, Technische Universität Darmstadt, Dissertation, 2012. – Heft 97
- [54] KNOTHE, K. ; WESSELS, H.: *Finite Elemente: Eine Einführung für Ingenieure*. 5. Aufl. Berlin : Springer-Vieweg-Verlag, 2017. – <https://doi.org/10.1007/978-3-662-49352-6>
- [55] KÖHLER, M. ; JENNE, S. ; PÖTTER, K. ; ZENNER, H.: *Zählverfahren und Lastannahme in der Betriebsfestigkeit*. Berlin : Springer-Verlag, 2012. – <https://doi.org/10.1007/978-3-642-13164-6>
- [56] LASSEN, T. ; RÉCHO, N.: *Fatigue Life Analyses of Welded Structures*. London : ISTE Ltd, 2006. – ISBN 978–1–905209–54–5
- [57] MARQUIS, G. ; SAMUELSSON, J.: Modelling and fatigue life assessment of complex structures. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 36 (2005), Nr. 11, S. 678–684. – <http://dx.doi.org/10.1002/mawe.200500938>
- [58] MARULO, G. ; BAUMGARTNER, J. ; FREND, F.: Fatigue strength assessment of laser welded thin-walled joints made of mild and high strength steel. In: *International Journal of Fatigue* 96 (2017), S. 142–151. – <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2016.11.016>
- [59] MARULO, G. ; FREND, F. ; BERTINI, L. ; FATEMI, A.: On the application of a critical plane approach to the life assessment of welded joints. In: *Procedia Engineering* 213 (2018), S. 448–458. – <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2018.02.044>
- [60] MELZ, T. ; MÖLLER, B. ; BAUMGARTNER, J. ; UMMENHOFER, T. ; HERION, S. ; HRABOWSKI, J. ; HENKEL, J. ; BOOS, B. ; BAIER, E.: *Erweiterung des örtlichen Konzeptes zur Bemessung von LCF-beanspruchten geschweißten Kranstrukturen aus hochfesten Stählen*. Düsseldorf, 2015. – FOSTA Forschungsbericht P 900

- [61] MOSER, S.: *Seven\_Point\_Extrapolation, Version 1.0*. Zenodo, 2023. – <https://doi.org/10.5281/zenodo.7499788>
- [62] MOSER, S. ; VORMWALD, M. ; BEIER, H. T. ; ERBE, A. ; MÜLLER, F. ; KONTERMANN, C.: *TMF-Schweißnähte – Thermomechanische Ermüdung geschweißter Blechstrukturen – Erstellung eines Bemessungs- und Lebensdauerkonzepts mit Richtliniencharakter unter Berücksichtigung elastisch-plastischer Deformationen*. Frankfurt am Main, 2019. – FVV final report no. 1194
- [63] MOSER, S. ; VORMWALD, M.: Structural strain approach to assess thermomechanical fatigue of thin-walled welded joints. In: *International Journal of Fatigue* 139 (2020), Nr. 105722. – <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105722>
- [64] NEU, R. W. ; SEHITOGLU, H.: Thermomechanical Fatigue, Oxidation, and Creep: Part I. Damage Mechanisms. In: *Metallurgical Transactions A* 20 (1989), Nr. 9, S. 1755–1767
- [65] NEU, R. W. ; SEHITOGLU, H.: Thermomechanical Fatigue, Oxidation, and Creep: Part II. Life Prediction. In: *Metallurgical Transactions A* 20 (1989), Nr. 9, S. 1769–1783
- [66] NEUBER, H.: Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen. In: *Konstruktion* 20 (1968), Nr. 7, S. 245–252
- [67] 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*. Bd. 535. DVS Forschungsvereinigung, 2022. – ISBN 978-3-96870-535-4. – Abschlussbericht zum IGF-Vorhaben Nr. 20.686 N
- [68] NEUHÄUSLER, J. ; MOSER, S. ; ROTHER, K. ; VORMWALD, M. ; BEIER, H. T.: Ingenieurtechnisch anwendbare Verfahren zur Ermüdungsbewertung von Schweißverbindungen im LCF-Bereich. In: *Schweißen und Schneiden* 75 (2023), Nr. 6, S. 364–371
- [69] NIEMI, E. ; FRICKE, W. ; MADDOX, S. J.: *Structural hot-spot stress approach to fatigue analysis of welded components*. 2. Aufl. Singapur : Springer-Nature-Verlag, 2018. – <https://doi.org/10.1007/978-981-10-5568-3>
- [70] OLIVIER, R.: *Experimentelle und numerische Untersuchungen zur Bemessung schwingbeanspruchter Schweißverbindungen auf der Grundlage örtlicher Beanspruchungen*, Technische Universität Darmstadt, Dissertation, 2000. – Heft 62
- [71] 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. – <https://doi.org/10.1111/ffe.12900>

- [72] 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* 124 (2019), S. 444–460. – <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2019.03.010>
- [73] POUTIAINEN, I. ; TANSKANEN, P. ; MARQUIS, G.: Finite element methods for structural hot spot stress determination – a comparison of procedures. In: *International Journal of Fatigue* 26 (2004), Nr. 11, S. 1147–1157. – <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2004.04.003>
- [74] PYTTEL, B. ; GRAWENHOF, P. ; BERGER, C.: Application of different concepts for fatigue design of welded joints in rotating components in mechanical engineering. In: *International Journal of Fatigue* 34 (2012), Nr. 1, S. 35–46. – <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2011.01.007>
- [75] RADAJ, D. ; SONSINO, C. M. ; FRICKE, W.: *Fatigue assessment of welded joints by local approaches*. 2. Aufl. Cambridge : Woodhead Publishing, 2006
- [76] RADAJ, D. ; VORMWALD, M.: *Ermüdungsfestigkeit: Grundlagen für Ingenieure*. 3. Aufl. Berlin : Springer-Verlag, 2007. – ISBN 978-3-540-71458-3
- [77] RAMBERG, W. ; OSGOOD, W. R.: Description of stress-strain curves by three parameters. In: *NACA Techn. Rep.* (1943), Nr. 902
- [78] REMES, H. ; FRICKE, W.: Influencing factors on fatigue strength of welded thin plates based on structural stress assessment. In: *Welding in the World* 58 (2014), Nr. 6, S. 915–923. – <https://doi.org/10.1007/s40194-014-0170-7>
- [79] REMES, H. ; GALLO, P. ; JELOVICA, J. ; ROMANOFF, J. ; LEHTO, P.: Fatigue strength modelling of high-performing welded joints. In: *International Journal of Fatigue* 135 (2020), Nr. 105555. – <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105555>
- [80] RENNERT, R. ; KULLIG, E. ; VORMWALD, M. ; ESDERTS, A. ; SIEGELE, D.: *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile*. 7. Aufl. VDMA Verlag, 2020
- [81] ROTHER, K. ; RUDOLPH, J.: Fatigue assessment of welded structures: practical aspects for stress analysis and fatigue assessment. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 34 (2011), Nr. 3, S. 177–204. – <https://doi.org/10.1111/j.1460-2695.2010.01506.x>
- [82] RUDOLPH, J. ; WEISS, E.: Concept-conforming Modeling and Analysis of Welded Pressure Vessel Components in the Context of Structural, Notch Stress and Local Strain Approaches to Design against Fatigue. In: *Chemie Ingenieur Technik* 74 (2002), Nr. 1-2, S. 33–40. – [https://doi.org/10.1002/1522-2640\(200202\)74:1/2%3C33::AID-CITE33%3E3.0.CO;2-1](https://doi.org/10.1002/1522-2640(200202)74:1/2%3C33::AID-CITE33%3E3.0.CO;2-1)

- [83] RUDORFFER, W. ; DITTMANN, F. ; WÄCHTER, M. ; VARFOLOMEEV, I. ; ESDERTS, A.: *Modellierung von Schweißnähten zum Nachweis der Ermüdungsfestigkeit mit dem Örtlichen Konzept*. Clausthal und Freiburg, 2021. – Abschlussbericht zum AiF-Vorhaben Nr. 20025 N
- [84] 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*. DVM Tagung, Berlin, 2022. – <https://doi.org/10.48447/FKM-2022-BB>
- [85] SARKAR, A. ; NAGESHA, A. ; PARAMESWARAN, P. ; SANDHYA, R. ; LAHA, K. ; OKAZAKI, M.: Evolution of damage under combined low and high cycle fatigue loading in a type 316LN stainless steel at different temperatures. In: *International Journal of Fatigue* 103 (2017), S. 28–38. – <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2017.05.012>
- [86] SCHLIEBNER, R.: *Experimentelle und numerische Untersuchungen zur Bewertung der Schwingfestigkeit von Hybridschweißverbindungen*, Technische Universität Darmstadt, Dissertation, 2005. – Heft 74
- [87] 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. – <https://doi.org/10.1007/s40194-019-00830-0>
- [88] 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
- [89] SONSINO, C. M.: Zur Bewertung des Schwingfestigkeitsverhaltens von Bauteilen mit Hilfe örtlicher Beanspruchungen. In: *Konstruktion* 45 (1993), S. 25–33
- [90] SONSINO, C. M.: Festigkeitsverhalten von Schweißverbindungen unter kombinierten phasengleichen und phasenverschobenen mehrachsigen Beanspruchungen. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 25 (1994), Nr. 9, S. 353–368. – <https://doi.org/10.1002/mawe.19940250903>
- [91] SONSINO, C. M.: Betriebsfestigkeit – Eine Einführung in die Begriffe und ausgewählte Bemessungsgrundlagen. In: *MP Materials Testing* 50 (2008), Nr. 1-2, S. 77–90. – <https://doi.org/10.3139/120.100862>
- [92] SONSINO, C. M. ; BRUDER, T. ; BAUMGARTNER, J.: S-N Lines for Welded Thin Joints – Suggested Slopes and FAT Values for Applying the Notch Stress Concept with Various Reference Radii. In: *Welding in the World* 54 (2010), Nr. 11, S. R375–R392. – <https://doi.org/10.1007/BF03266752>

- [93] SUN, X. ; DORÉ, M.: *Improved Bending Correction Factor for Fatigue Assessment of Welded Joints*. Shanghai, 2020. – The 30th International Ocean and Polar Engineering Conference
- [94] SUSMEL, L. ; TAYLOR, D.: A novel formulation of the theory of critical distances to estimate lifetime of notched components in the medium-cycle fatigue regime. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 30 (2007), Nr. 7. – <https://doi.org/10.1111/j.1460-2695.2007.01122.x>
- [95] SUSMEL, L. ; TOVO, R.: On the use of nominal stresses to predict the fatigue strength of welded joints under biaxial cyclic loading. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 27 (2004), S. 1005–1024. – <http://dx.doi.org/10.1111/j.1460-2695.2004.00814.x>
- [96] THE WELDING INSTITUTE (Hrsg.): *Fatigue Performance of Welded High Strength Steels – A compendium of reports from a sponsored research programme*. 1974
- [97] TREUTLER, K.: *Schweißbericht zu Kehlnähten an 30 mm Stahlblech*. Clausthal, 2021. – Berichtsnummer L-01022021
- [98] VANTADORI, S. ; GIORDANI, F. ; FORTESI, G. ; ITURRIOZ, I.: Hot-spot localisation according to the critical plane-based approach. In: *International Journal of Fatigue* 116 (2018), S. 669–676. – <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2018.06.008>
- [99] VARFOLOMEEV, I. ; BAUMGARTNER, J. ; MOROZ, S. ; BRAND, M. ; SIEGELE, D.: *Lebensdauerbewertung von Schweißverbindungen unter besonderer Berücksichtigung von Eigenspannungen*. Freiburg, 2011. – Bericht W 17/2011 zum IGF-Vorhaben Nr. 15.913 N
- [100] VORMWALD, M. ; SCHLITZER, T. ; PANIC, D. ; BEIER, H. T.: Fatigue strength of autofrettaged Diesel injection system components under elevated temperature. In: *International Journal of Fatigue* 113 (2018), S. 428–437. – <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2018.01.031>
- [101] WÄCHTER, M.: *Zur Ermittlung von zyklischen Werkstoffkennwerten und Schädigungsparameterwöhlerlinien*, Technische Universität Clausthal, Dissertation, 2016
- [102] YADEGARI, P. ; BEIER, H. T. ; VORMWALD, M. ; HUPKA, M. ; WÄCHTER, M. ; ESDERTS, A.: *Rauheit und Randschicht – Erfassung von Randschichtverfestigungen, Eigenspannungen und Oberflächenfeingestalt in Schwingfestigkeitsnachweisen mit Berücksichtigung nichtlinearen Verformungsverhaltens*. 2022. – Abschlussbericht zum IGF-Vorhaben Nr. 20745 N
- [103] YADEGARI, P. ; FÄLLGREN, C. ; BEIER, H. T. ; VORMWALD, M. ; KLEEMANN, A.: Extension of methods for estimating the fatigue strength of components made of ultra-high strength steels. In: *International Journal of Fatigue* (2022), Nr. 107325. – <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2022.107325>

- [104] ZERBST, U. ; SCHÖDEL, M. ; WEBSTER, S. ; AINSWORTH, R. A.: *Fitness-for-Service fracture assessment of structures containing cracks*. London : Academic Press, 2007. – ISBN 978-0-08-044947-0
- [105] ZHAO, X.-L. ; HERION, S. ; PACKER, J. A. ; PUTHLI, S. ; SEDLACEK, G. ; WARDENIER, J. ; WEYNAND, K. ; WINDEGERDE, A. M. ; YEOMANS, N. F.: *Design guide for circular and rectangular hollow section welded joints under fatigue loading*. Köln : TÜV-Verlag, 2000 (Construction with hollow steel sections 8)
- [106] ZIEGLER, H.: A modification of Prager's hardening rule. In: *Quarterly of Applied mathematics* 17 (1959), Nr. 1, S. 55–65

# A. Anhang zum grundlegenden Teil

## A.1. Rissfortschrittsrate und Regelungsart

Die Rissfortschrittsrate beschreibt den inkrementellen Zuwachs der Risslänge  $da$  pro Schwingspiel  $dn$ . Im Rahmen der linear-elastischen Bruchmechanik kann die Rissfortschrittsrate von Langrissen (Risslänge ab ca. 1 mm) bei stabilem Risswachstum mithilfe des Paris-Gesetzes ausgedrückt werden in Abhängigkeit von den Materialkonstanten  $C$  und  $m$  sowie der Schwingweite des Spannungsintensitätsfaktors  $\Delta K$  [76]:

$$\frac{da}{dn} = C (\Delta K)^m \quad (\text{A.35})$$

Die Schwingweite des Spannungsintensitätsfaktors ist dabei eine Funktion der Nennspannungsschwingweite  $\Delta\sigma$ , der Risslänge  $a$  und einem der Proben- und Rissgeometrie zugehörigen Geometriefaktor  $Y$  [76]:

$$\Delta K = \Delta\sigma \sqrt{\pi a} Y \quad (\text{A.36})$$

Einsetzen von Gl. A.36 in Gl. A.35 liefert:

$$\frac{da}{dn} = C (\Delta\sigma \sqrt{\pi a} Y)^m \quad (\text{A.37})$$

Anhand von Gl. A.37 wird ersichtlich, dass bei konstanter Nennspannungsschwingweite die Rissfortschrittsrate mit der Risslänge zunimmt. Dieser Fall liegt bei Proben oder Bauteilen vor, bei denen die Last kraftkontrolliert aufgebracht wird. Infolge des Risswachstums wird die Struktur stetig nachgiebiger, wodurch die sich einstellende Nennspannungsschwingweite  $\Delta\sigma$  bei dehnungs- oder verschiebungskontrollierter Belastung abnimmt. Ob die Rissfortschrittsrate mit zunehmender Risslänge unverändert bleibt, größer oder kleiner wird, kann basierend auf Gl. A.37 dann nicht ohne Kenntnis der Geometriefunktion  $Y$  vorhergesagt werden. Dennoch kann geschlussfolgert werden, dass die Rissfortschrittsrate unter kraftkontrollierter Belastung schneller wächst. Bei identischer Rissfortschrittsrate zu Beginn des stabilen Risswachstums ergibt sich daraus eine kürzere Rissfortschrittsphase bis zum Bruch als bei dehnungs- oder verschiebungskontrollierter Belastung.

## A.2. Kommentare zum Strukturdehnungskonzept nach Pei et al.

### A.2.1. Algorithmus zur Berechnung der Strukturdehnungen

Eine grundlegende Annahme des Konzepts von Pei und Dong [71] ist, dass die maßgebende Strukturdehnung senkrecht zur Naht,  $\varepsilon_1$ , einen linearen Verlauf über die Blechdicke aufweist. Mit der Koordinate  $y$  in Dickenrichtung und den Konstanten  $k$  und  $b$  gilt:

$$\varepsilon_1 = ky + b \quad (\text{A.38})$$

Die iterative Bestimmung dieser Konstanten erfolgt für jeden neuen Schleifendurchgang  $i + 1$  im „elastic step“ des Algorithmus. Entsprechende Gleichungen für Rohrkonstruktionen sind in der Veröffentlichung [71, S. 10] wie folgt angegeben:

$$Eb_{i+1} = \sigma_m + \frac{E}{\sigma_0 \cdot \pi [1 - (r/R)^2]} \int_{-1}^1 \varepsilon_{1,\text{pl}}(y') dy' \quad (\text{A.39})$$

$$Ek_{i+1}R = \sigma_b + \frac{E}{\sigma_0 \cdot (\pi/4) [1 - (r/R)^4]} \int_{-1}^1 \varepsilon_{1,\text{pl}}(y') y' dy' \quad (\text{A.40})$$

Aus Gl. A.38 wird ersichtlich, dass  $b$  dimensionslos ist und die Dimension von  $k$  der Kehrwert einer Länge sein muss. Mit dem Elastizitätsmodul  $E$ , den Membran- bzw. Biegespannungen  $\sigma_m, \sigma_b$  und den Radien  $r, R$  sind die Summen der beiden Additionen sowie die jeweils ersten Summanden in Gl. A.39 und Gl. A.40 Spannungsgrößen. Dies gilt auch für die Materialkonstante  $\sigma_0$ , die im Nenner der jeweils zweiten Summanden steht. Die Einheiten der beiden Größen  $E$  und  $\sigma_0$  kürzen sich somit heraus und es verbleiben nur dimensionslose Ausdrücke oder solche mit der Einheit einer Länge. Damit können die zweiten Summanden keine Spannungsgrößen und Gl. A.39 sowie Gl. A.40 nicht korrekt sein.

Im Rahmen eigener numerischer Untersuchungen mit dem Algorithmus fiel außerdem auf, dass dieser in der dargestellten Form in manchen Fällen nicht das erwartete Ergebnis lieferte. Zurückgeführt wurde dies auf Punkt 3 von Box 1 [71, S. 9], in dem überprüft wird, ob die Spannungen im aktuellen Schleifendurchgang die Fließgrenze verletzen. Ist dies der Fall, also  $f^{\text{tr}} > 0$ , wird mit dem Return Mapping fortgefahren und die plastischen Dehnungen werden erhöht. Andernfalls müssen die plastischen Dehnungen nicht weiter erhöht und die Schleife kein weiteres Mal durchlaufen werden.

Für den ersten Schleifendurchlauf ist die formulierte Bedingung, dass die Iteration abgeschlossen ist, falls  $f^{\text{tr}} \leq 0$  gilt, leicht nachvollziehbar. Sollte allerdings in einem vorangegangenen Schleifendurchlauf die Fließgrenze überschritten und mit dem Newton-Verfahren zu große plastische Dehnungen bestimmt worden sein, wird die Abbruchbedingung  $f^{\text{tr}} > 0$  erfüllt und nicht korrigiert, dass die plastischen Dehnungen überschätzt worden sind.



### A.2.2. Daten zur Validierung

Die insgesamt 181 tabellarisch aufgeführten Versuchsergebnisse, die Pei et al. [72] zur Validierung ihres Konzepts nachgerechnet haben, wurden aus vier verschiedenen Quellen entnommen. Der Großteil davon geht mit 125 Einträgen auf ein Sammelwerk des TWI (The Welding Institute) von 1974 zurück [96].

Bei der Sichtung dieses Werks ist aufgefallen, dass das zyklische Spannungs-Dehnungs-Verhalten der fünf getesteten Werkstoffe Loycon QT, Duocol W30, Fortiweld, Rolled C-Mn und BS 968 offenbar nicht explizit untersucht wurde. Die angegebenen Werkstoffdaten sind anhand von Zugversuchen ermittelt worden. Obwohl bekannt ist, dass sich zügiges und zyklisches Werkstoffverhalten infolge zyklischer Ver- oder Entfestigung unterscheiden [76], verwenden Pei und Kollegen [72, S. 448] die zügigen Spannungs-Dehnungs-Kurven zur Ermittlung ihrer Werkstoffparameter zur Beschreibung des zyklischen Werkstoffverhaltens.

Das Werk [96] enthält mehrere Veröffentlichungen desselben Autors. In der Veröffentlichung mit der Nummer C215/11/69 werden von ihm Ergebnisse von kraft- und dehnungskontrollierten Versuchen mit Schweißverbindungen aus den zuvor erwähnten Werkstoffen in Tabellen mit Zeichnungen der Proben mit Maßangaben in Zoll angegeben. Identische Zeichnungen, allerdings mit Maßangaben in Millimeter, sind in der Veröffentlichung C215/17/70 desselben Autors gemeinsam mit Versuchsergebnissen enthalten, die jedoch nicht tabellarisch, sondern in Wöhlerdiagrammen dargestellt wurden.

Durch Umrechnen der Maßangaben in konforme Einheiten zeigt sich, dass diese annähernd übereinstimmen. So ist die Blechdicke in C215/17/70 mit 12 mm und in C215/11/69 mit 1/2 in angegeben, was 12,7 mm entspricht. Zu demselben Ergebnis kamen offenbar auch Pei et al. [72], die die Dicke in den Tabellen C1 und C2 des Artikels mit 6 mm bzw. 6,35 mm aufführen (anscheinend wurde der Wert hier versehentlich halbiert). Damit liegt der Verdacht nahe, dass in beiden Veröffentlichungen die gleichen Proben beschrieben wurden und die Unterschiede in den Maßangaben aus Ungenauigkeiten bei der Umrechnung der Einheiten resultieren.

Erhärtet wird der Verdacht durch Vergleichen der in Tabelle C1 gelisteten Versuchsergebnisse mit vergleichbarer Nennspannungsschwingweite  $\Delta\sigma_n$ , aber unterschiedlicher Dicke (6 mm bzw. 6,35 mm). Hierbei fällt auf, dass sehr viele der aufgeführten Versuchsergebnisse nahezu gleiche Versagensschwingspielzahlen aufweisen. In Tab. A.1 werden einige Beispiele hierfür gezeigt.

Die leichten Unterschiede in den angegebenen Versagensschwingspielzahlen könnten darauf zurückzuführen sein, dass diese für die Proben mit 12 mm Blechdicke aus einem Wöhlerdiagramm abgelesen werden mussten. Somit kann nicht ausgeschlossen werden, dass Pei et al. versehentlich ca. 40 Versuche, die sowohl in C215/17/70 als auch in C215/11/69 veröffentlicht wurden, zweifach zur Validierung ihres Konzepts verwendet haben.

Insbesondere bei Proben aus Duocol W30 wurden zudem auch die in C215/17/70 gegebenen Tabellenwerte falsch in die Tabelle C1 übertragen. So wurde die Probe mit  $N = 1503$  bei  $\Delta\sigma_n = 680$  MPa [96] und nicht  $\Delta\sigma_n = 622$  MPa [72] getestet. Weitere Übertragungsfehler sind in den Zeilen 27, 28, 30, 33, 34 und 36 von Tabelle C1 zu finden.

Tab. A.1.: Beispiele für sehr nah beieinander liegende Versuchsergebnisse vermeintlich unterschiedlicher Proben (entnommen aus [72, Tab. C1]).

Row no.	Material	$\Delta\sigma_n$ in MPa	Thickness in mm	Endurance in cycles
6	Loycon QT	656	6.35	6168
7	Loycon QT	657	6.00	6432
12	Loycon QT	463	6.35	11823
13	Loycon QT	461	6.00	12183
14	Loycon QT	386	6.35	20687
15	Loycon QT	386	6.00	21468
40	Fortiweld	525	6.35	5821
41	Fortiweld	527	6.00	5948
52	Fortiweld	402	6.35	29473
53	Fortiweld	403	6.00	29951
66	Rolled C-Mn	278	6.35	36800
67	Rolled C-Mn	279	6.00	37092
72	BS968	466	6.00	5015
73	BS968	463	6.35	5188

Unabhängig von eventuell begangenen Fehlern von Pei und Kollegen spricht neben den nicht ermittelten zyklischen Werkstoffparametern auch das Alter der Veröffentlichung gegen eine Verwendung der darin dokumentierten Versuchsergebnisse zur Validierung. Schließlich ist davon auszugehen, dass sowohl die Werkstoff- als auch die Schweißtechnik in den vergangenen ca. 50 Jahren wesentliche Fortschritte gemacht haben. Inwiefern sich die Daten aus dem Sammelwerk des TWI [96] mit den Ergebnissen von Versuchen an heutigen Schweißverbindungen vergleichen lassen, ist unklar.

Neun weitere Versuchsergebnisse, auf die in [72] Bezug genommen wird, wurden von Corigliano et al. [24] durchgeführt. Die Geometrie der untersuchten Proben und die von Pei et al. [72] angesetzten Randbedingungen und Lasten sind in Abb. A.1 (a) bzw. (b) illustriert. Da die Proben im Versuch auf beiden Seiten in der Prüfmaschine eingespannt sein mussten, können die Lasten nicht wie dargestellt aufgebracht worden sein. In einer weiteren Veröffentlichung, an der unter anderem Corigliano und Dong beteiligt waren [23], ist eine andere und realistischere Darstellung der Lasten zu finden, Abb. A.1 (c). Eigene numerische Untersuchungen zeigten, dass je nachdem wie die Randbedingungen und Lasten im Detail im FE-Modell appliziert werden, nicht vernachlässigbare Unterschiede aus den beiden angegebenen Varianten der Lastaufbringung resultieren können.

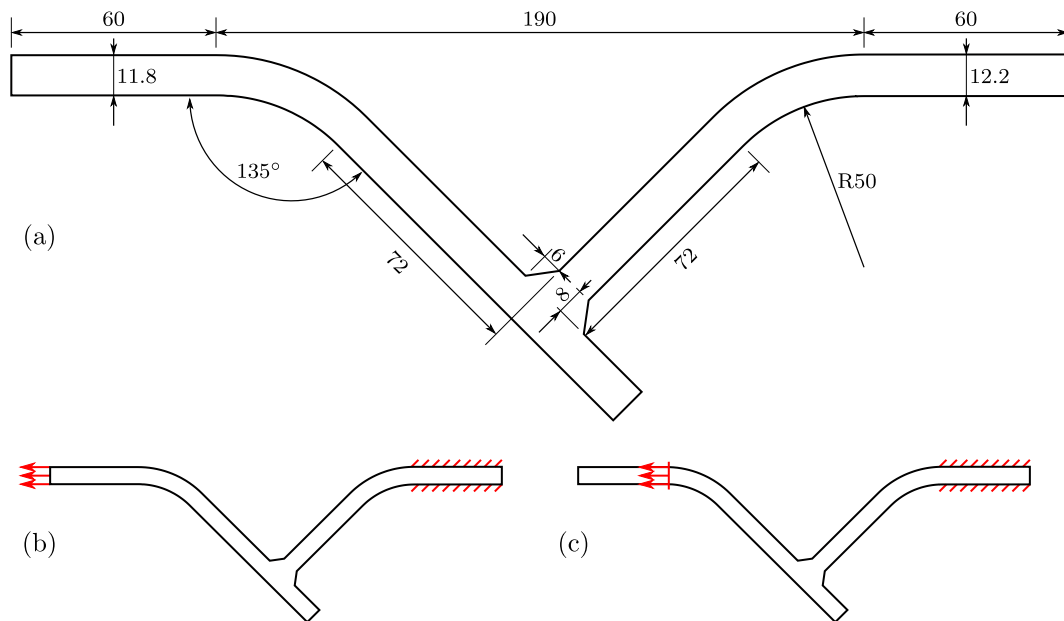


Abb. A.1.: Von Coriagliano et al. getestete Proben mit (a) Maßangaben in mm [24] und den (b) Randbedingungen und Lasten in der Darstellung von Pei et al. [72] sowie (c) von Corigliano et al. [23].



## B. Anhang zum experimentellen Teil

### B.1. Werkstoffversuche

Tab. B.1.: Chemische Zusammensetzung der Werkstoffe S960M und X6CrNiTi18-10 (1.4541) in Massenprozent [83, S. 17].

	C	Si	Mn	P	S	Al	Cr	Ni	Mo	Cu
S960M	0.078	0.094	1.590	0.007	0.001	0.049	0.892	0.455	0.210	0.015
1.4541	0.053	0.60	1.40	0.0259	0.0011	0.013	17.5	9.03	0.399	0.304
	V	Nb	Ti	B	N	W	Zr	Co	Ta	Fe
S960M	0.104	<0.001	0.026	0.0022	0.004	0.006	0.005	0.002	0.02	96.609
1.4541	0.068	0.002	0.444	0.0001	-	0.033	-	0.144	-	Rest

Tab. B.2.: Mediane der an jeweils zehn Messpunkten ermittelten Vickershärte unterschiedlicher Nahtbereiche für Schweißverbindungen aus 1.4541 und S960M (mit Änderungen entnommen aus [67]).

Mat. Type	1.4541	1.4541	1.4541	S960M	S960M	S960M
	BMT	HAZ	FMT	BMT	HAZ	FMT
HV 1	245	216	210	334	316	317

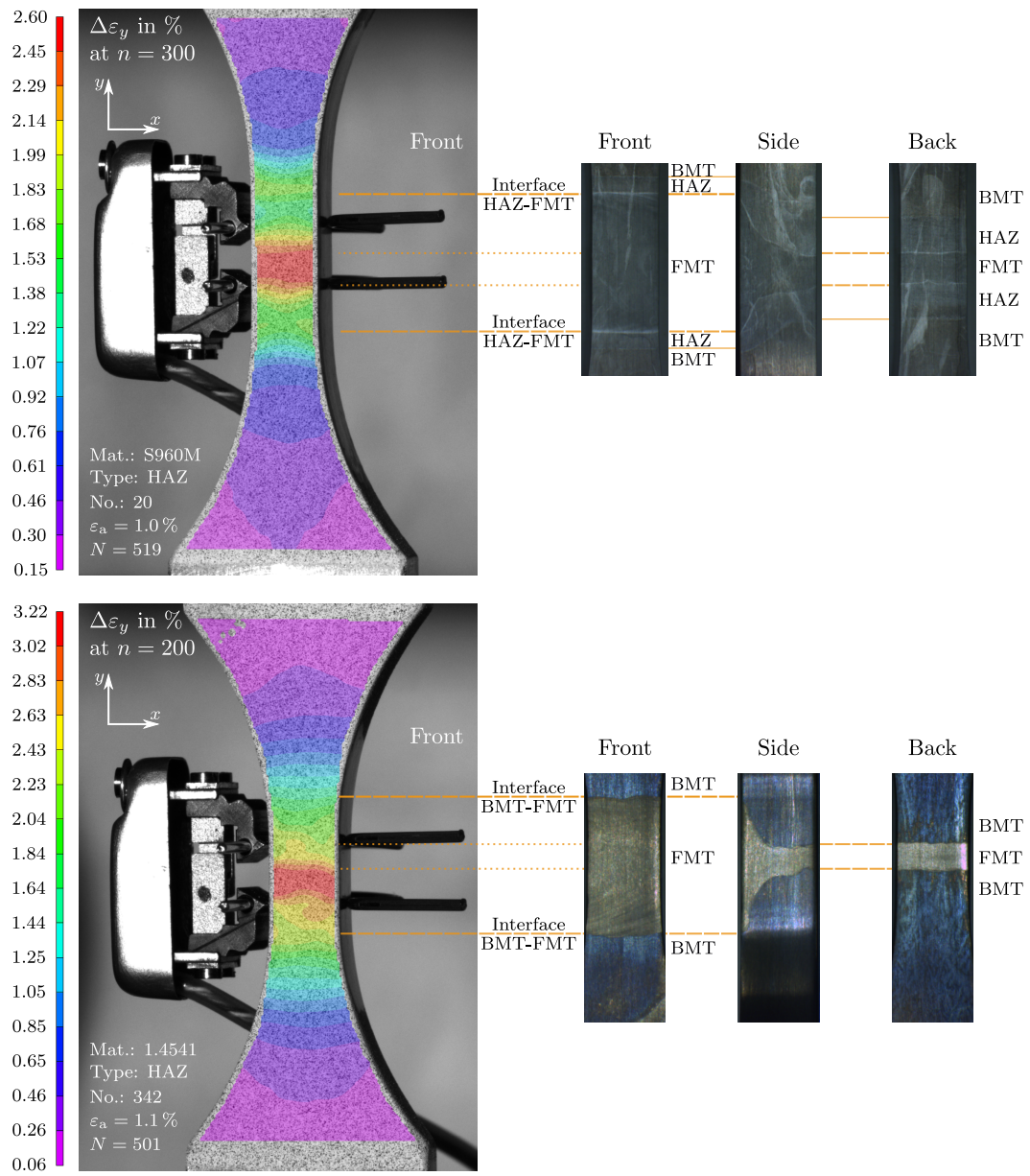


Abb. B.1.: Dehnungsfelder einer HAZ-Probe aus S960M (oben) und 1.4541 (unten) bei halber Versagensschwingspielzahl mit dazugehörigen Aufnahmen des geätzten Prüfbereichs vor dem Versuchsstart.

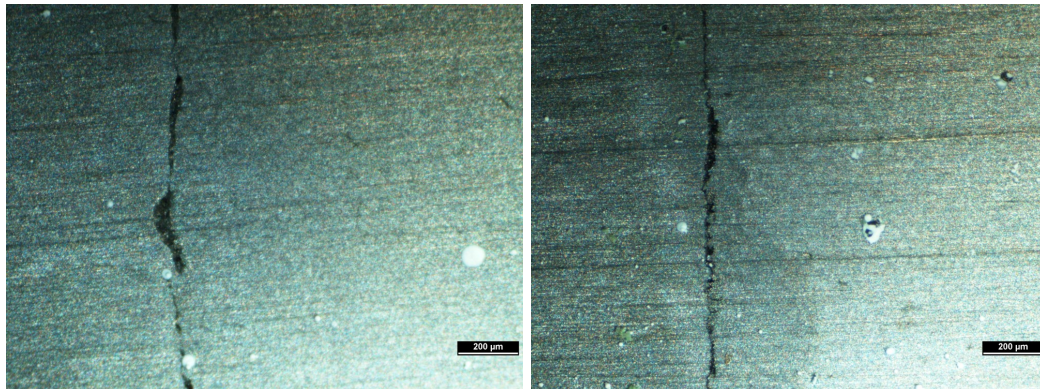


Abb. B.2.: Nicht vollständig durchgeschweißte Naht bei Proben des Typs SHAZ. Links: Probe Nr. 021. Rechts: Probe Nr. 022.

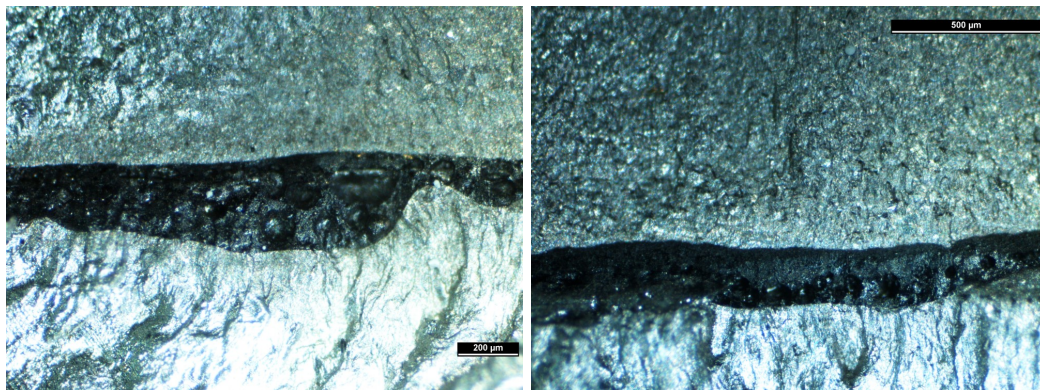


Abb. B.3.: Defekt in der Bruchfläche der Proben des Typs XHAZ mit sichtbaren Poren. Links: Probe Nr. 344. Rechts: Probe Nr. 345.

## B.2. Versuche mit T- und Stumpfstoßen

Tab. B.3.: Schweißprozessparameter für die Verbindungen aus S960M.

Typ	T-Stoß		Stumpfstoß		T-Stoß 8 mm
	40 mm		8 mm		
Dicke					
Lage	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

Tab. B.4.: Schweißprozessparameter für die Verbindungen aus 1.4541 [67].

Typ	T-Stoß	T-Stoß	Stumpfstoß
	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%



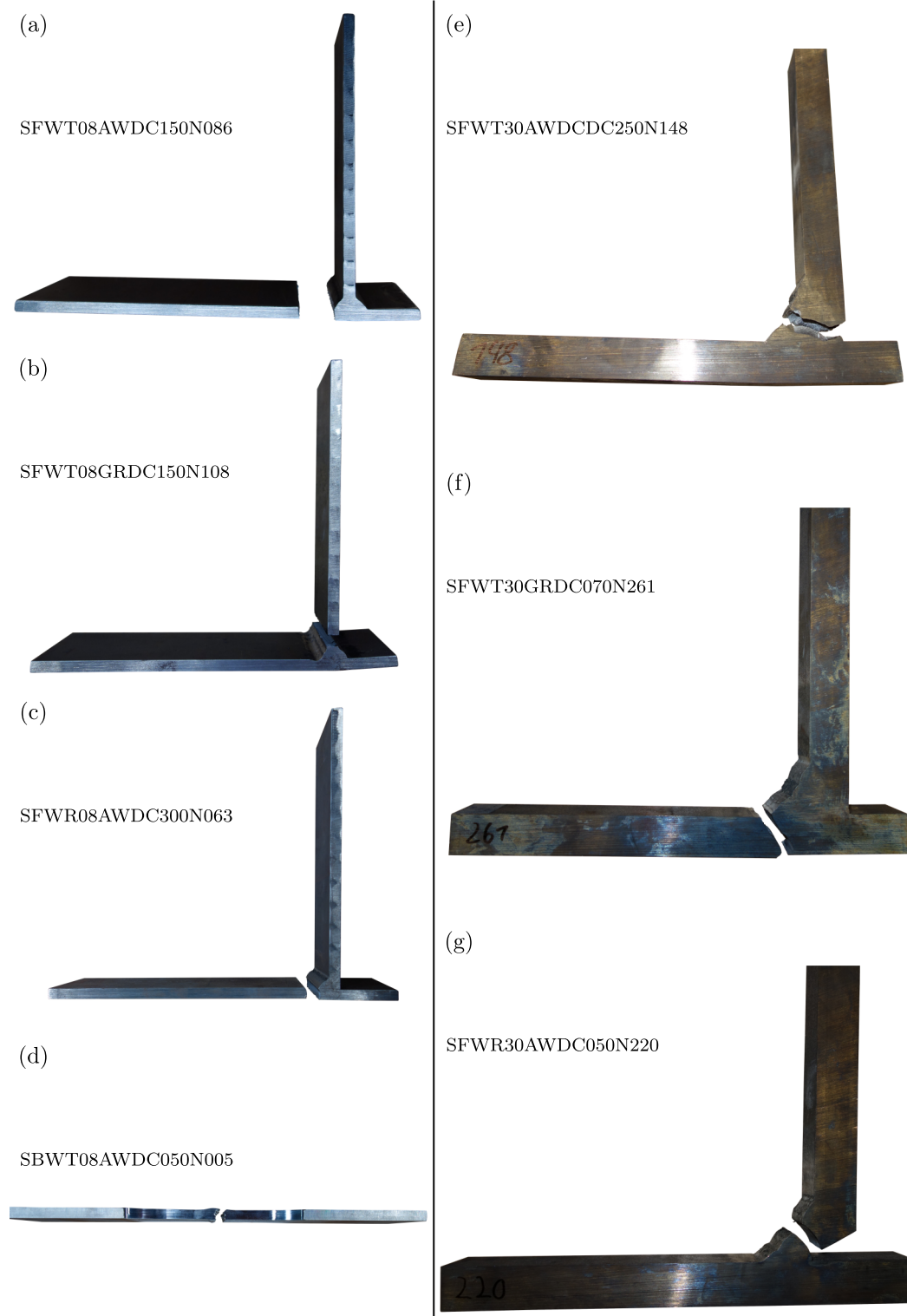


Abb. B.4.: Schweißverbindungsproben aus S960M nach Versuchsende.

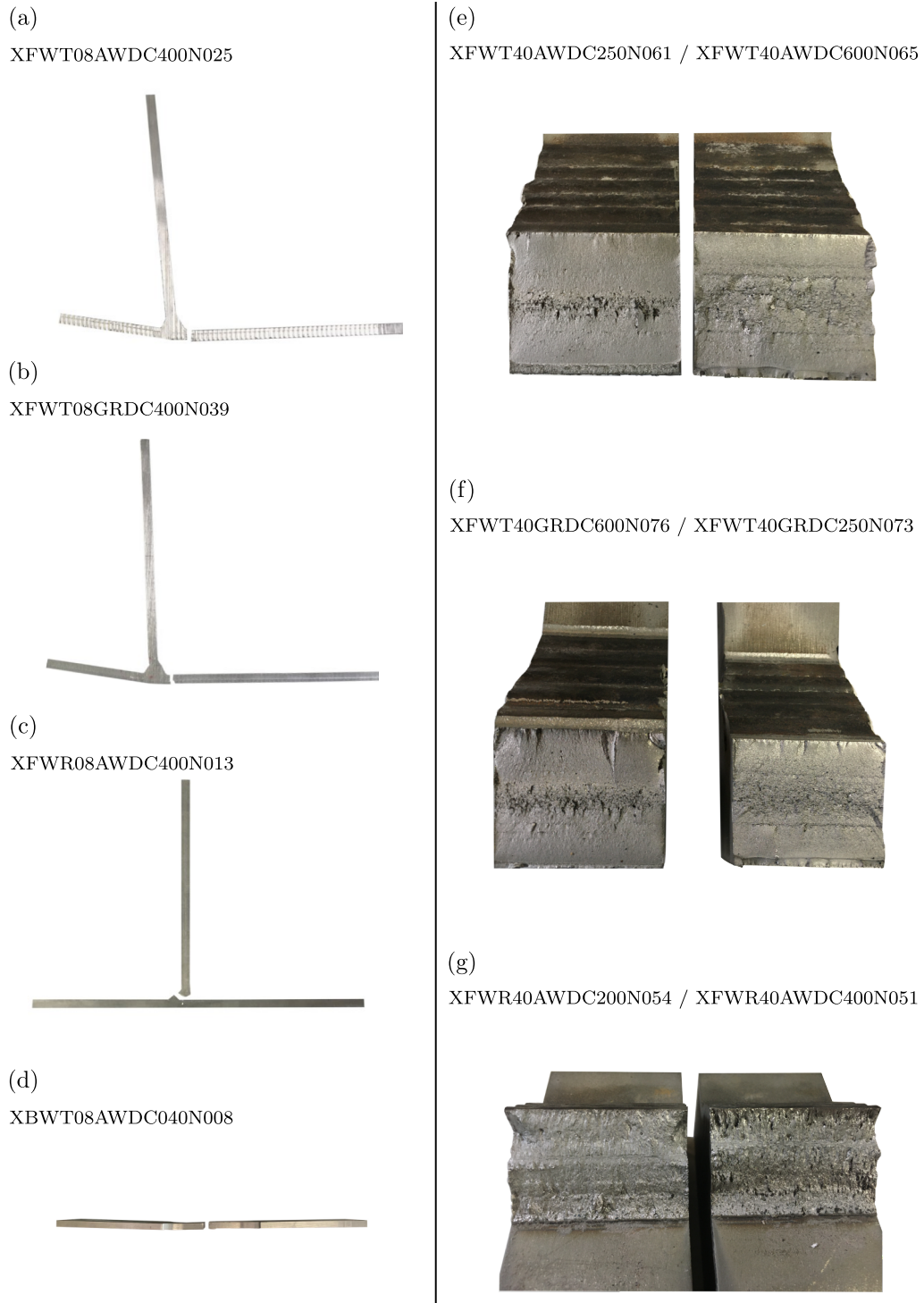


Abb. B.5.: Schweißverbindungsproben aus 1.4541 nach Versuchsende. (a)-(d) Seitenansicht der Proben mit 8 mm Blechdicke. (e)-(g) Draufsicht auf die Bruchflächen der gebrochenen Proben mit 40 mm Blechdicke bei jeweils unterschiedlichen Lastniveaus (mit Änderungen entnommen aus [67]).

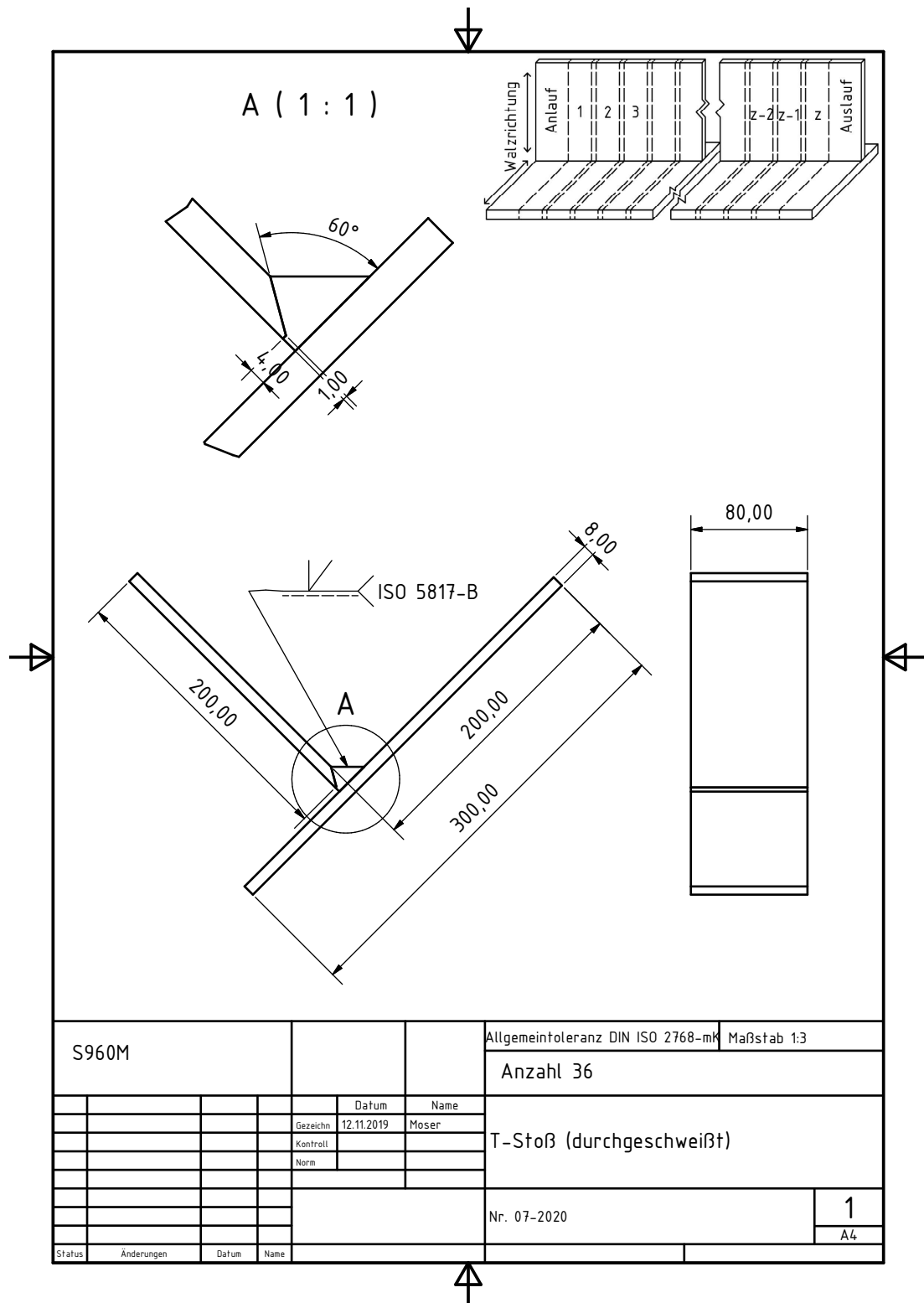


Abb. B.6.: Fertigungszeichnung für die T-Stoß Proben aus S960M.

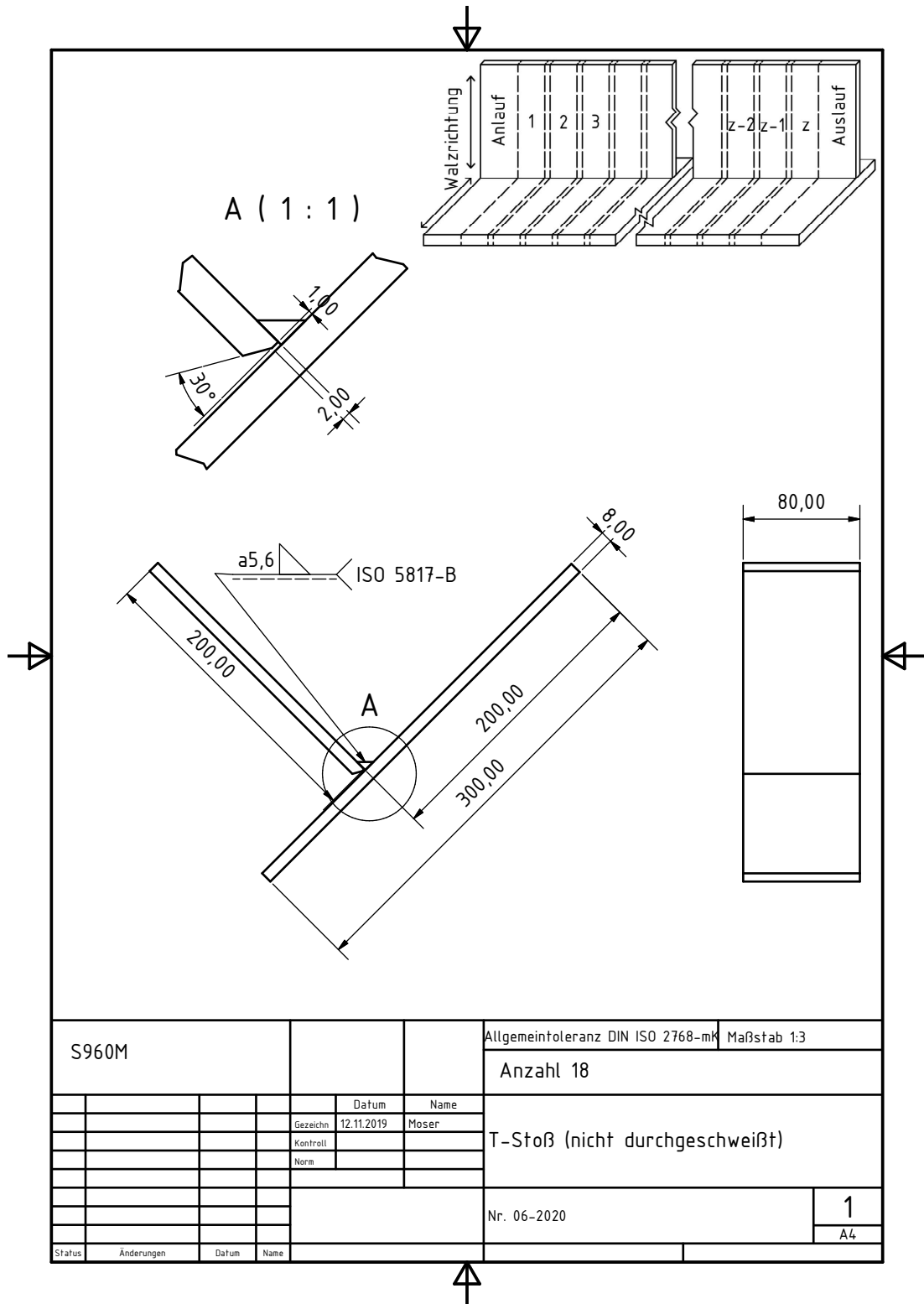


Abb. B.7.: Fertigungszeichnung für die T-Stoß Proben aus S960M.

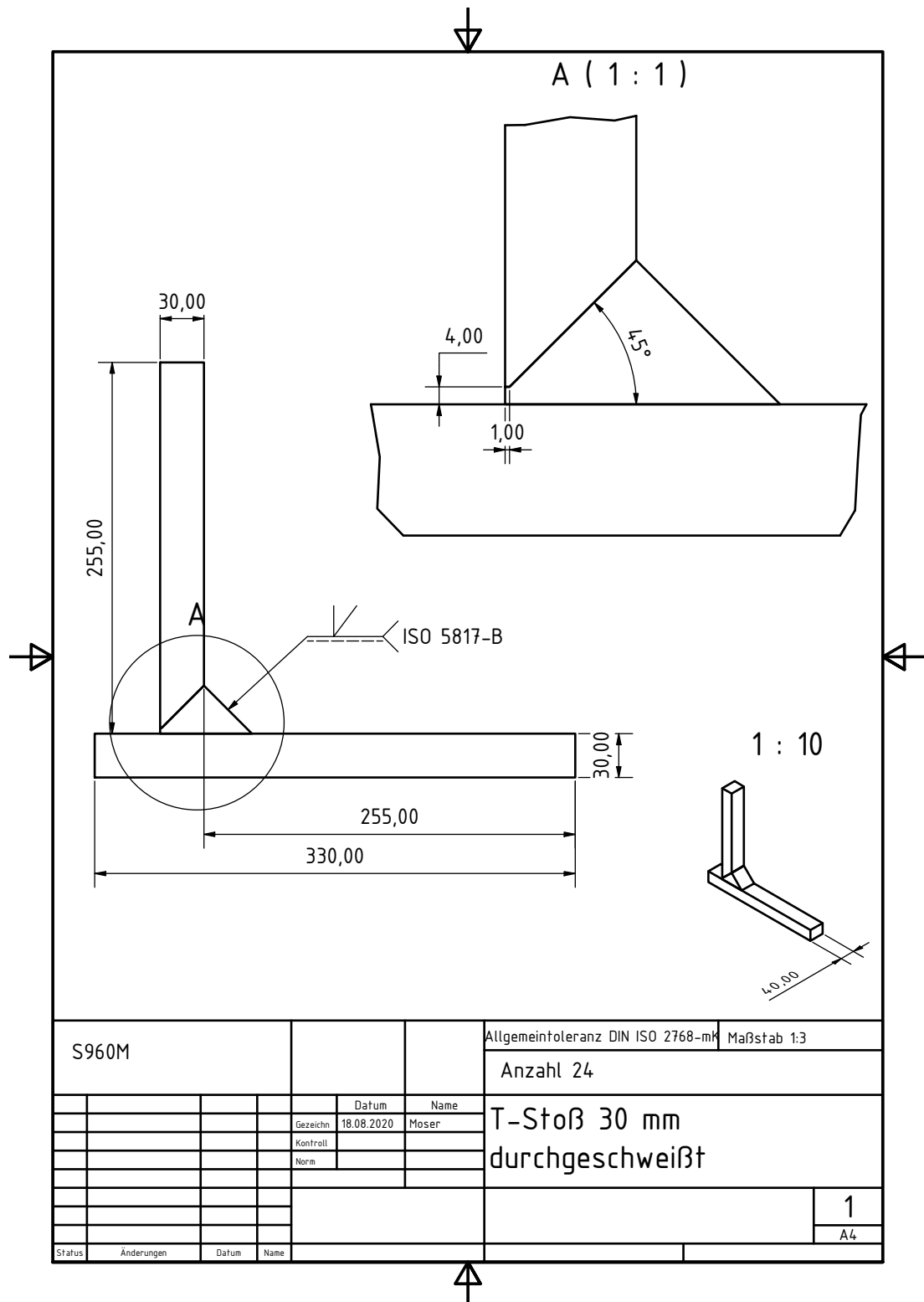


Abb. B.8.: Fertigungszeichnung für die T-Stoß Proben aus S960M.

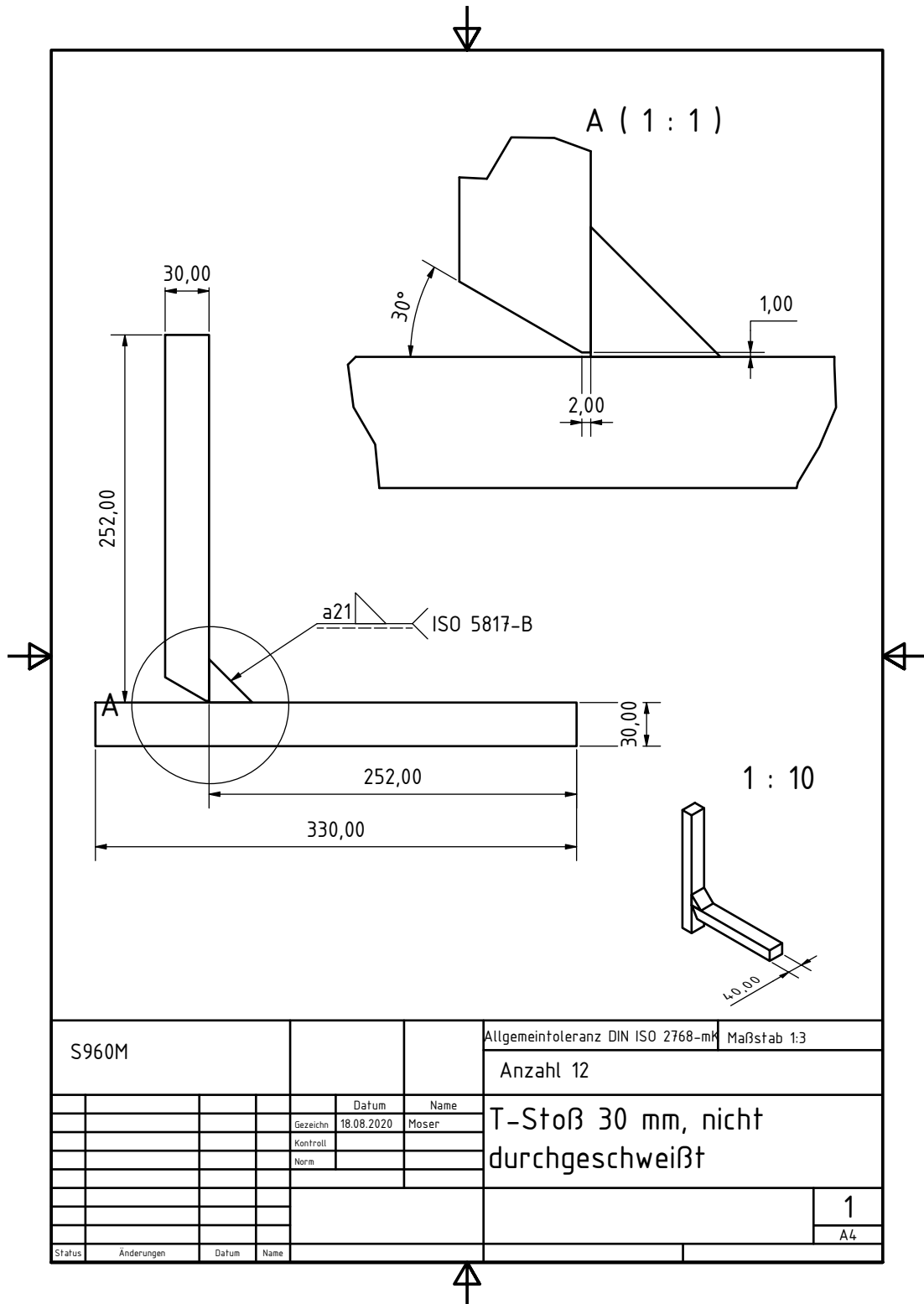


Abb. B.9.: Fertigungszeichnung für die T-Stoß Proben aus S960M.

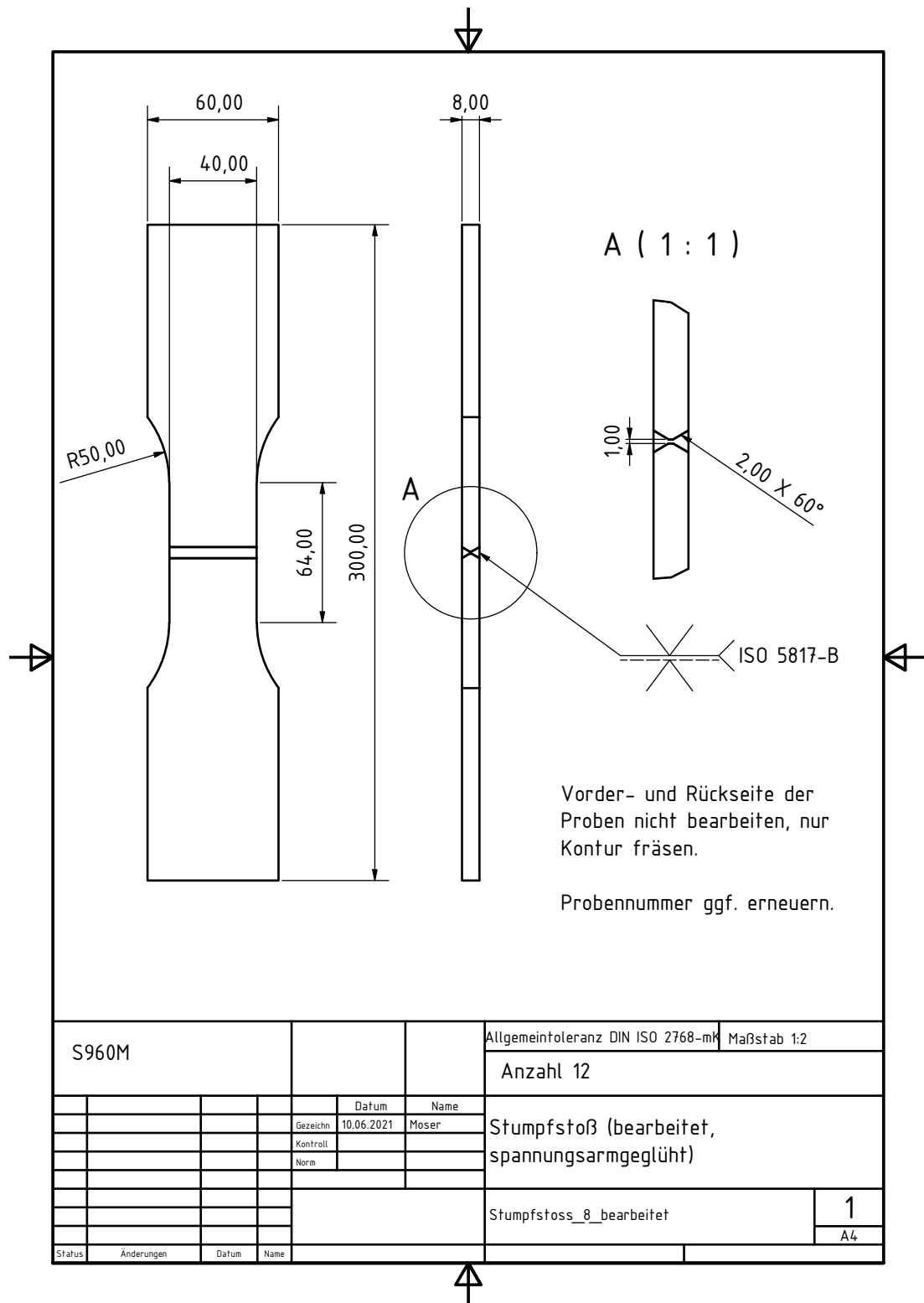


Abb. B.10.: Fertigungszeichnung für die Stumpfstoßproben aus S960M.

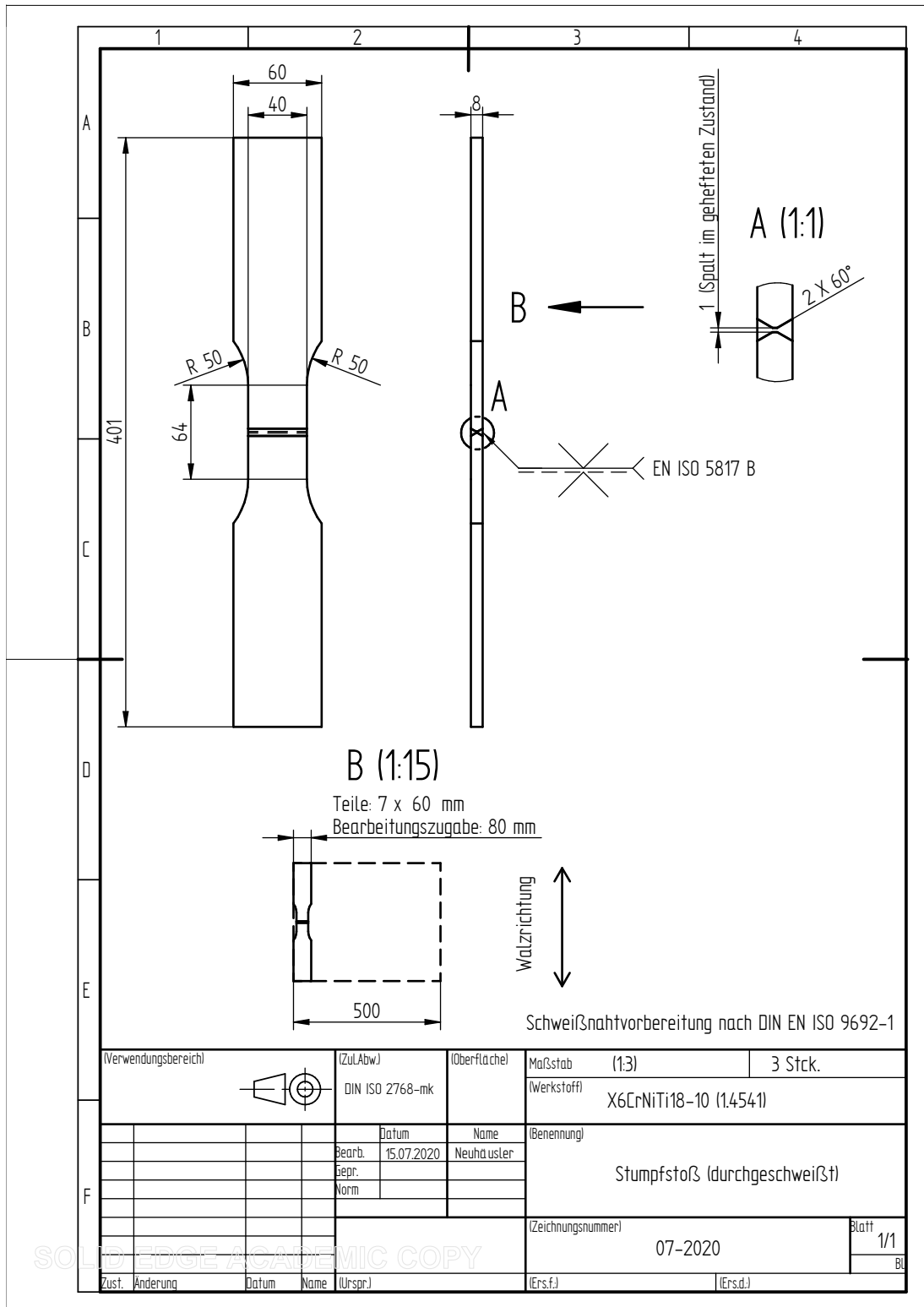


Abb. B.11.: Fertigungszeichnung für die Stumpfstoßproben aus 1.4541 [67].



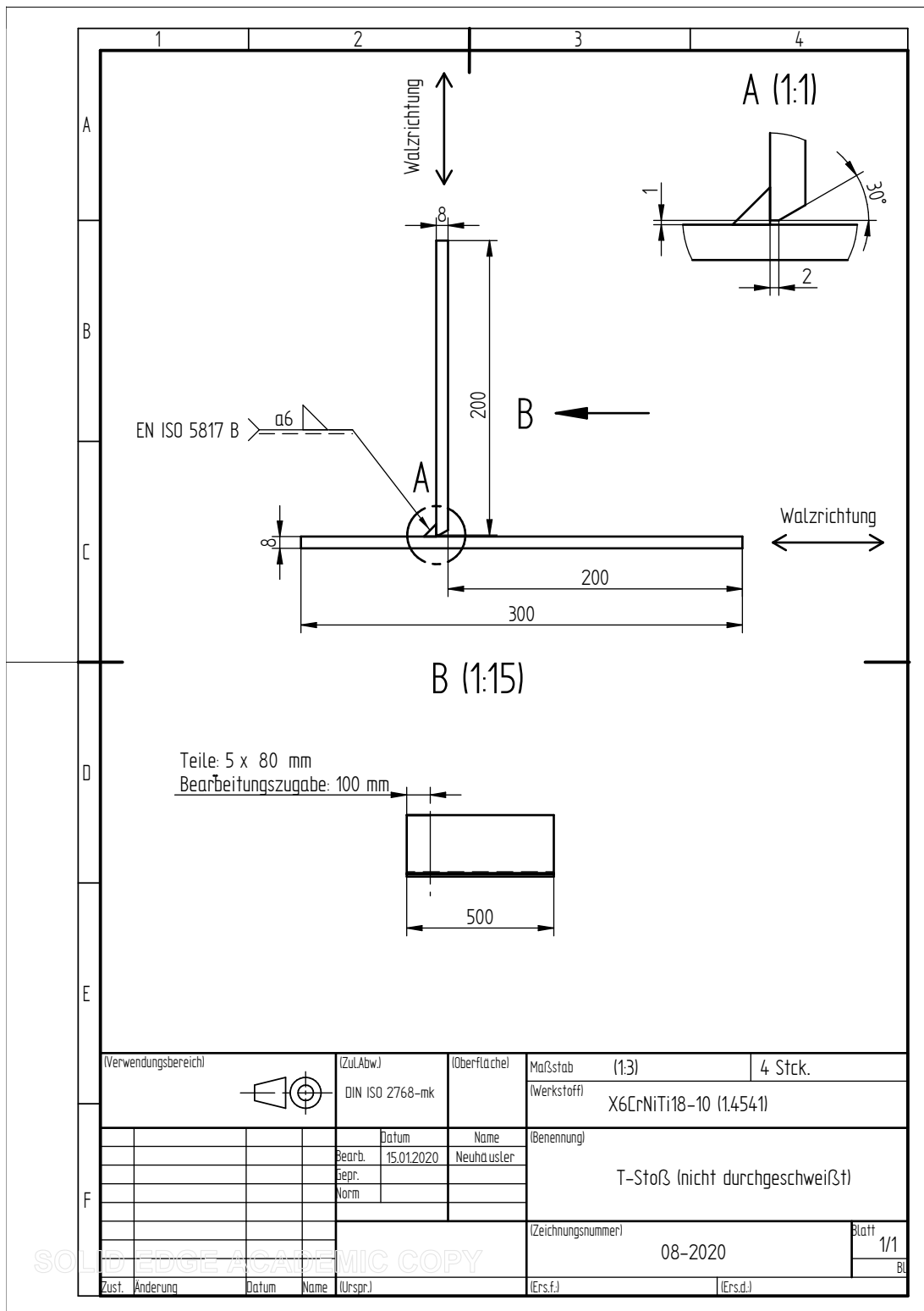


Abb. B.12.: Fertigungszeichnung für die T-Stoß Proben aus 1.4541 [67].

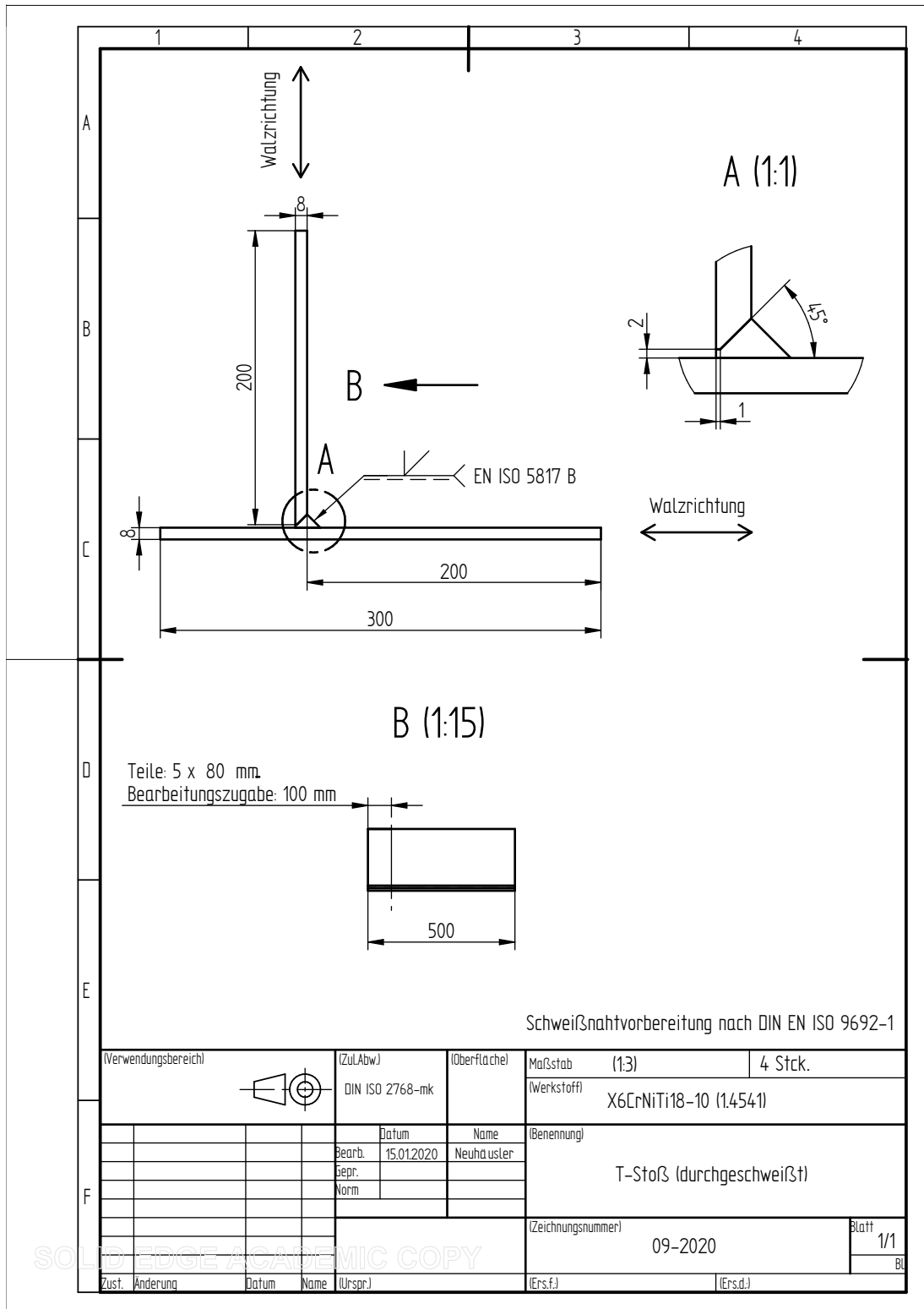


Abb. B.13.: Fertigungszeichnung für die T-Stoß Proben aus 1.4541 [67].

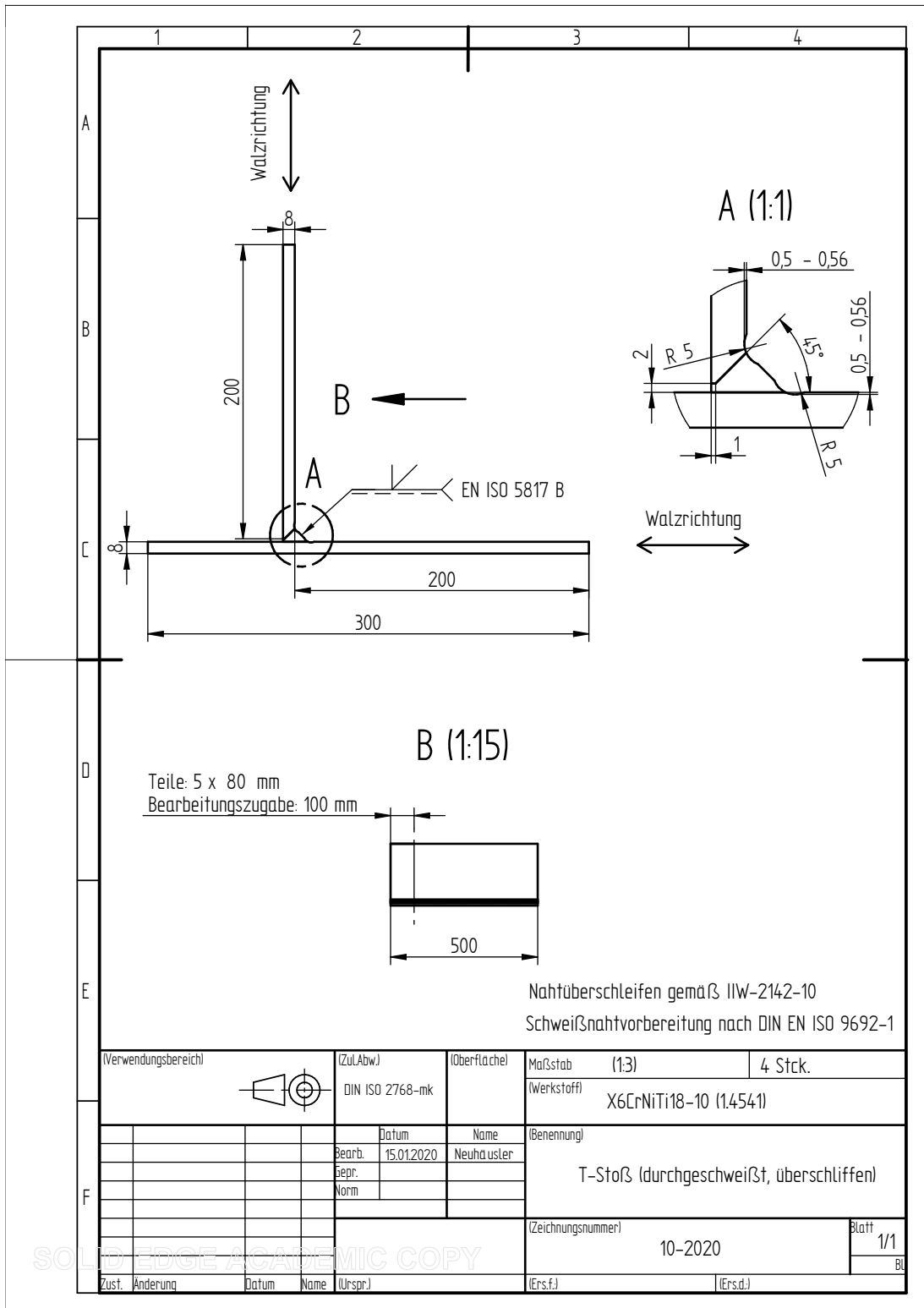


Abb. B.14.: Fertigungszeichnung für die T-Stoß Proben aus 1.4541 [67].

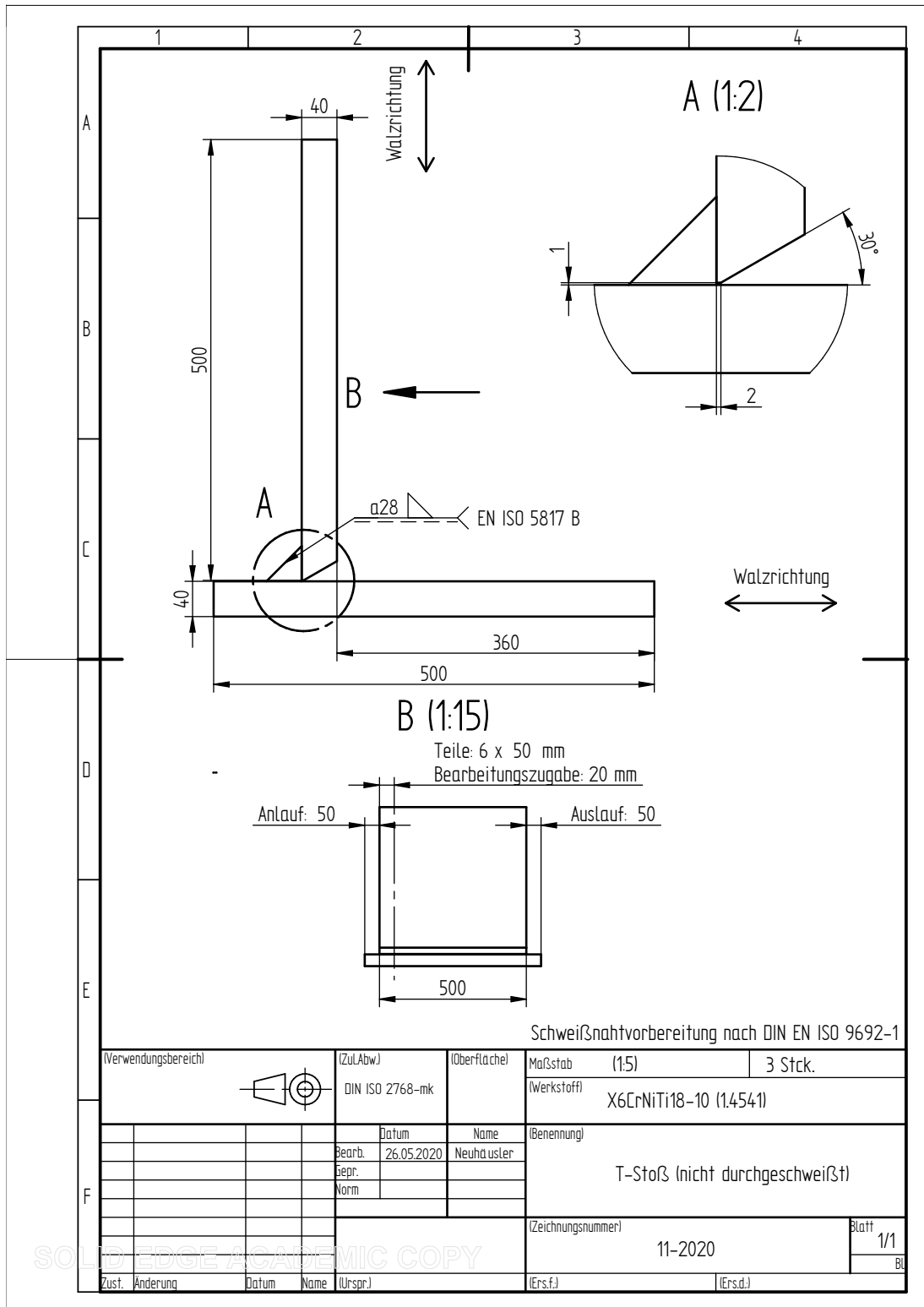


Abb. B.15.: Fertigungszeichnung für die T-Stoß Proben aus 1.4541 [67].

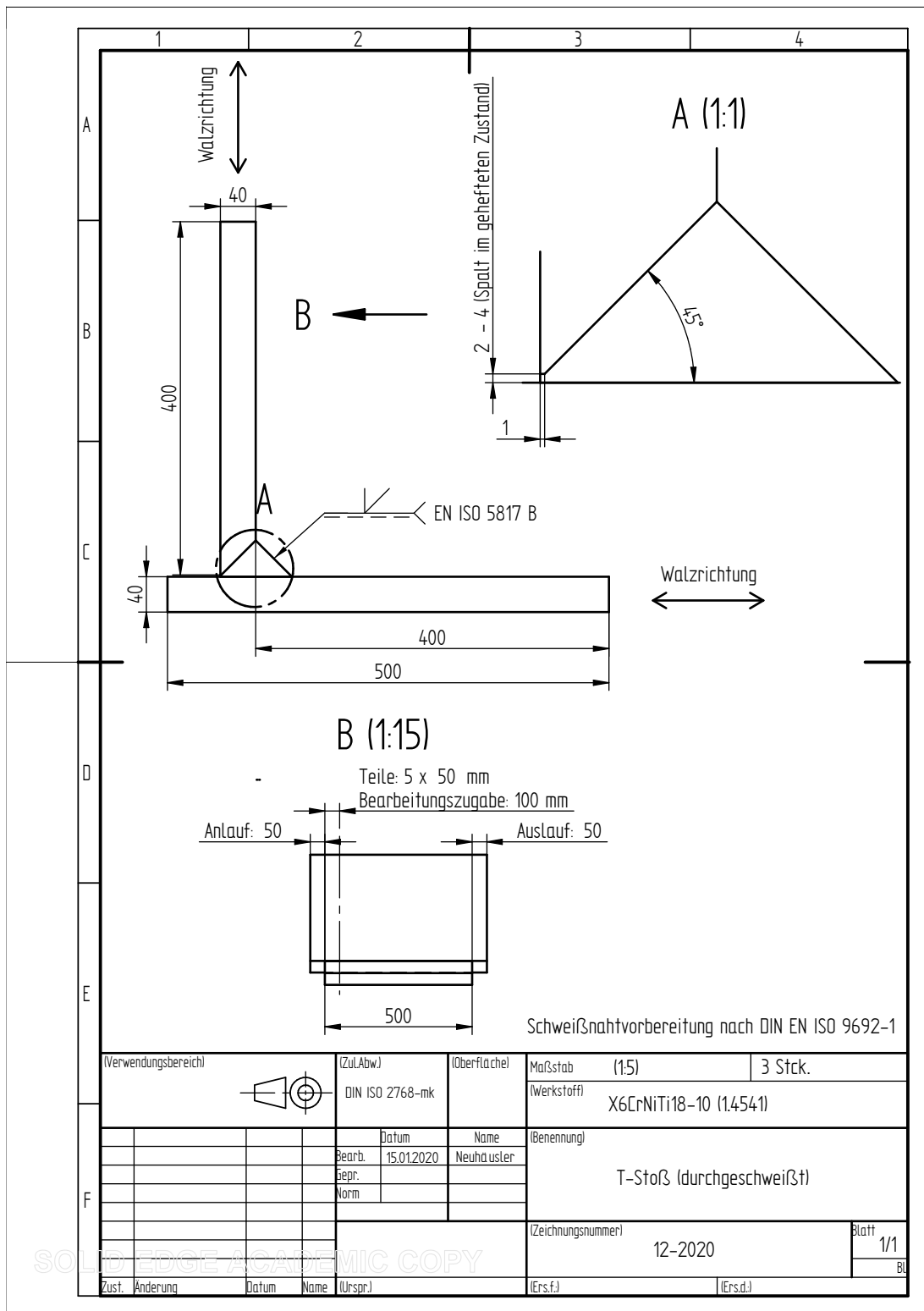


Abb. B.16.: Fertigungszeichnung für die T-Stoß Proben aus 1.4541 [67].

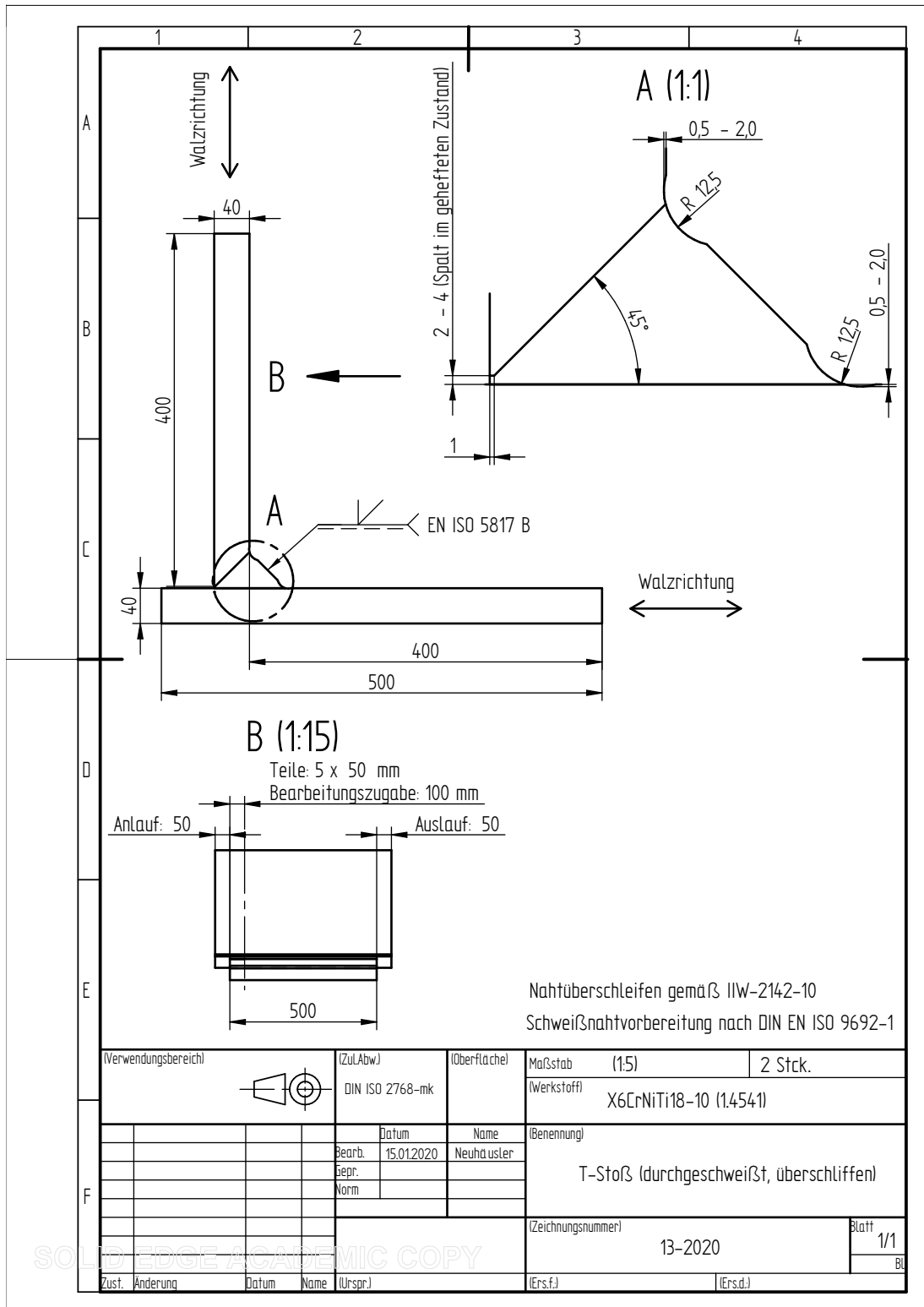


Abb. B.17.: Fertigungszeichnung für die T-Stoß Proben aus 1.4541 [67].

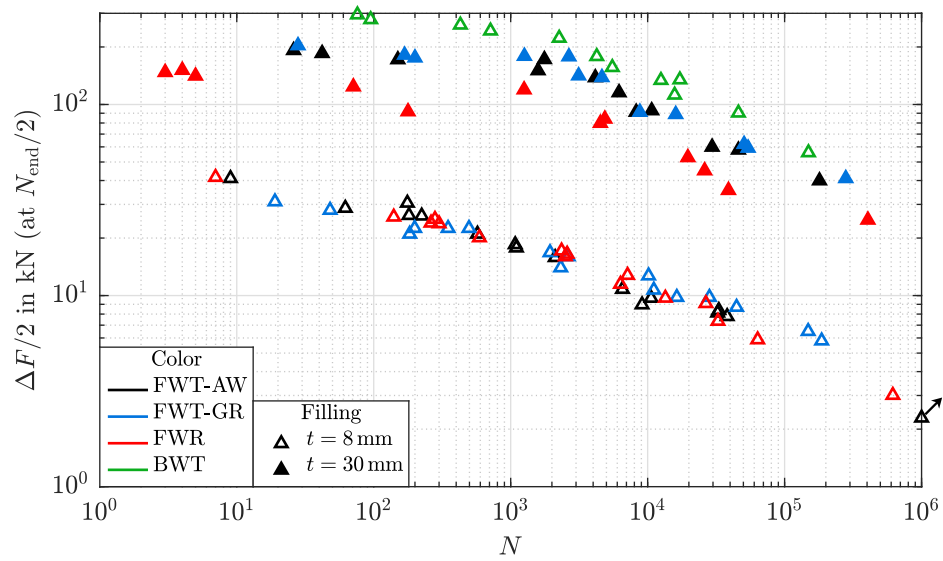


Abb. B.18.: Kraft-Wöhlerdiagramm für alle Stumpf- und T-Stöße aus S960M.

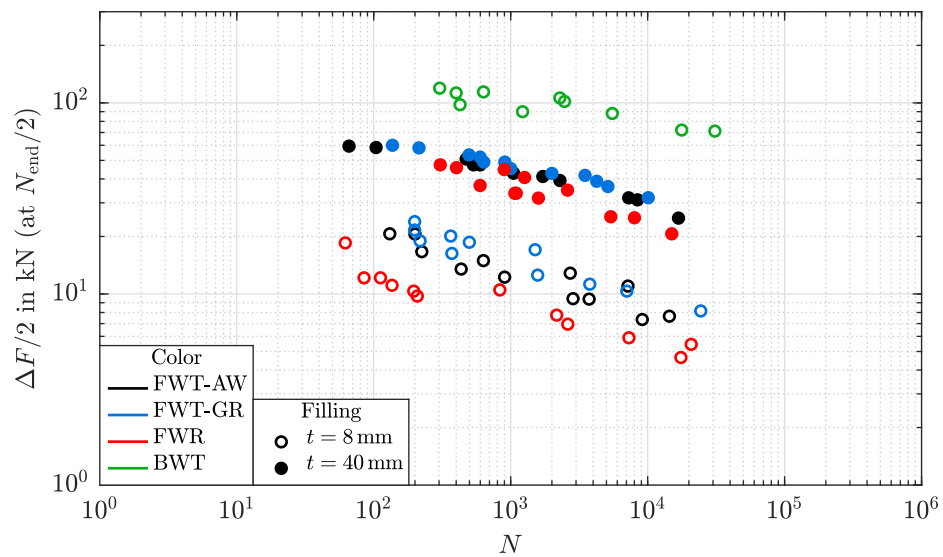


Abb. B.19.: Kraft-Wöhlerdiagramm für alle Stumpf- und T-Stöße aus 1.4541 (mit Änderungen entnommen aus [67]).



Abb. B.20.: Schweißlagen am Beispiel eines durchgeschweißten dicken T-Stoßes aus S960M [97].

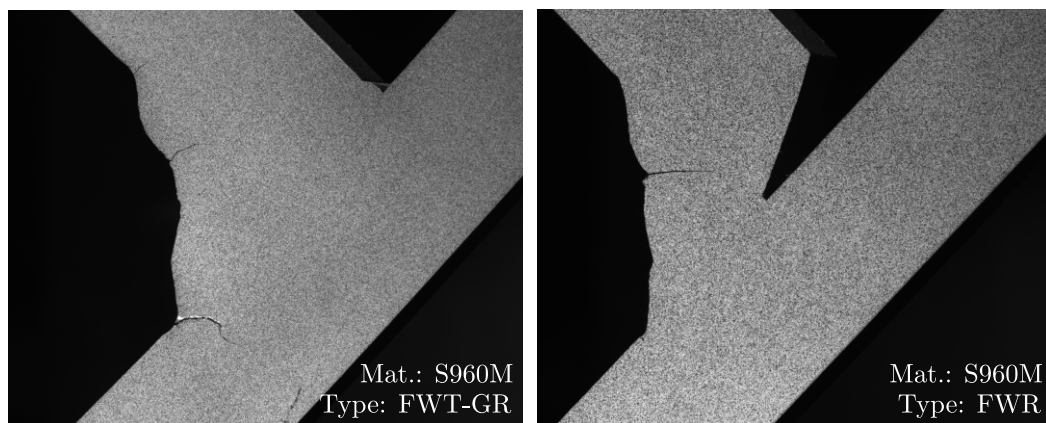


Abb. B.21.: Seitenansicht zweier 30 mm dicker T-Stöße aus S960M.



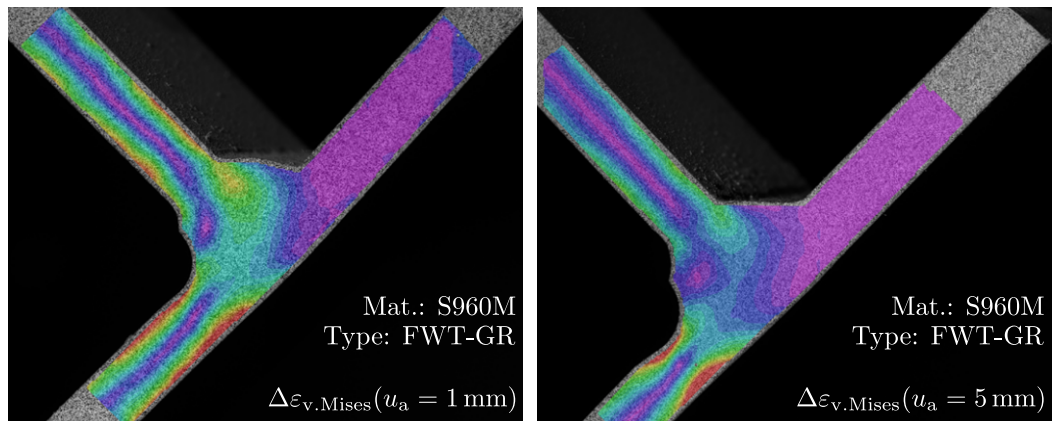


Abb. B.22.: Gemessene Dehnungsfelder für nachbearbeitete T-Stöße aus S960M.

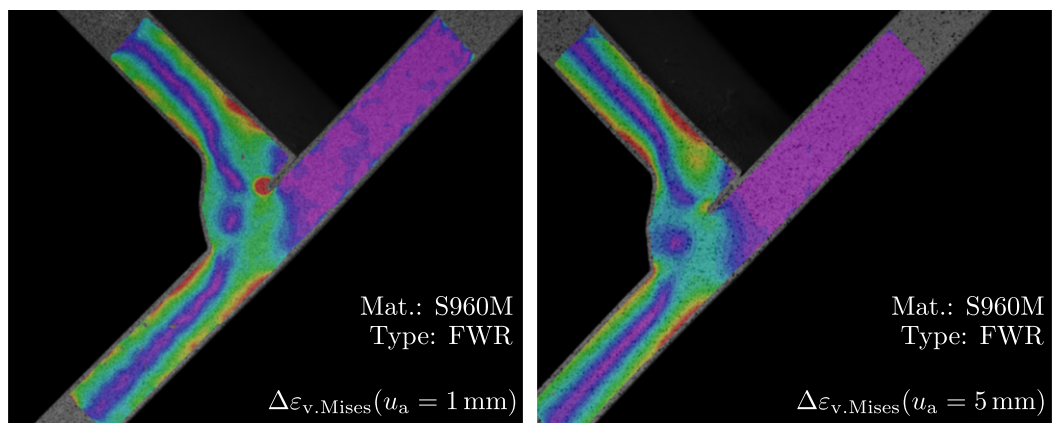


Abb. B.23.: Gemessene Dehnungsfelder für nicht durchgeschweißte T-Stöße aus S960M.



## C. Anhang zum numerischen Teil

### C.1. Herleitung von Gl. 4.22

Umformen von Gl. 4.21:

$$\begin{aligned}q &= \frac{\varepsilon_{\text{pl}}}{\varepsilon} \\ \varepsilon_{\text{pl}} &= q\varepsilon_{\text{pl}} + q\varepsilon_{\text{el}} \\ \varepsilon_{\text{pl}} &= \frac{q}{1-q}\varepsilon_{\text{el}}\end{aligned}$$

Mit Gl. 3.17 folgt:

$$\left(\frac{\sigma_f}{K'}\right)^{\frac{1}{n'}} = \frac{q}{1-q} \cdot \frac{\sigma_f}{E}$$

Die triviale Lösung  $\sigma_f = 0$  wird ausgeschlossen. Damit gilt weiterhin:

$$\begin{aligned}\frac{1}{n'} \log\left(\frac{\sigma_f}{K'}\right) &= \log\left(\frac{q}{(1-q)E} \cdot \sigma_f\right) \\ 0 &= \log(\sigma_f) \cdot \left(\frac{1}{n'} - 1\right) - \frac{1}{n'} \log(K') - \log\left(\frac{q}{(1-q)E}\right) \\ \sigma_f &= 10^{\left(\frac{\log\left(\frac{q}{(1-q)E}\right) + \frac{1}{n'} \log(K')}{\frac{1}{n'} - 1}\right)}\end{aligned}$$

### C.2. Herleitung von Gl. 4.23

Entsprechend Gl. 3.17 wird definiert:

$$\begin{aligned}f(\varepsilon_{\text{pl}}) &= \sigma \\ &= K' \varepsilon_{\text{pl}}^{n'}\end{aligned}$$

Daraus folgt:

$$\frac{d}{d\varepsilon_{\text{pl}}} f(\varepsilon_{\text{pl}}) = n' K' \varepsilon_{\text{pl}}^{(n'-1)}$$

Damit die Tangente im Punkt  $(\varepsilon_{\text{pl},i=1}, \sigma_{i=1})$  auf der plastischen Spannungs-Dehnungs-Kurve durch den Fließpunkt  $(\varepsilon_{\text{pl},f}, \sigma_f)$  geht, muss gelten:

$$f(\varepsilon_{\text{pl},i=1}) - \frac{d}{d\varepsilon_{\text{pl}}} f(\varepsilon_{\text{pl},i=1}) \cdot (\varepsilon_{\text{pl},i=1} - \varepsilon_{\text{pl},f}) = f(\varepsilon_{\text{pl},f})$$

$$f(\varepsilon_{\text{pl},i=1}) - \frac{d}{d\varepsilon_{\text{pl}}} f(\varepsilon_{\text{pl},i=1}) \cdot \varepsilon_{\text{pl},i=1} = \sigma_f, \text{ da } \varepsilon_{\text{pl},f} = 0$$

Auflösen ergibt:

$$K' \varepsilon_{\text{pl},i=1}^{n'} - n' K' \varepsilon_{\text{pl},i=1}^{(n'-1)} \cdot \varepsilon_{\text{pl},i=1} = \sigma_f$$

$$K' \varepsilon_{\text{pl},i=1}^{n'} - n' K' \varepsilon_{\text{pl},i=1}^{n'} = \sigma_f$$

$$\varepsilon_{\text{pl},i=1}^{n'} (K' - n' K') = \sigma_f$$

$$\varepsilon_{\text{pl},i=1} = \left( \frac{\sigma_f}{K' - n' K'} \right)^{\frac{1}{n'}}$$

$$\varepsilon_{\text{pl},i=1} = \left( \frac{\sigma_{i=1}}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}}$$

Mit:

$$\sigma_{i=1} = \sigma_f \cdot \frac{1}{1 - n'}$$

### C.3. Skript zur Materialdefinition nach Abschnitt 4.2.3 in *Abaqus*

```
# Tested with Abaqus/CAE 2018
# Import required modules
from __future__ import division
import numpy as np
from material import *

# Create handle for model
myModel = mdb.models['Model-1']

# Set parameters
E=196000
nu=0.3
K=2308
n=0.270
q=0.1
z=10
eps_pl_max=0.05
label = 'X14541'

# Create new material
myMat = myModel.Material(name=label + '_mat')

# Yield point
sig_f = 10**((log10(q/((1-q)*E))+1/n*log10(K))/(1/n-1))
eps_f = 0
```

```
# First supporting point after yield point
sig_1 = sig_f / (1-n)
eps_pl_1 = (sig_1/K)**(1/n)

# First and further supporting points, log-distributed
eps_pl_num = (np.logspace(log10(eps_pl_1), log10(eps_pl_max), z)).
              tolist()
sig_num = [K*i**n for i in eps_pl_num]

# Combine all points
eps_pl_num = [eps_f] + eps_pl_num
sig_num = [sig_f] + sig_num

# Create tables
elasticTable = ((E, nu),)
plasticTable = tuple(zip(sig_num, eps_pl_num))

# Assign tables to material
myMat.Elastic(table=elasticTable)
myMat.Plastic(hardening=MULTILINEAR_KINEMATIC, table=plasticTable)
```



## D. Zahlenwerte zu den Ermüdungsversuchen und zur Validierung

Tab. D.1.: Daten zu den zyklischen Werkstoffversuchen.

Material	Type	$E$ in MPa	Number	$A$ in mm <sup>2</sup>	$\varepsilon_a$ in %	$F_a$ in kN <sup>-1</sup>	$N_{\text{load drop}}$	$N_{\text{rupture}}$
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	$> 2 \cdot 10^6$	$> 2 \cdot 10^6$
S	FMT	206000	26	19.82	3.50	21.22	20	21
S	FMT	206000	28	19.48	2.50	19.89	48	56
S	FMT	206000	30	19.06	1.50	17.95	203	244
S	FMT	206000	29	19.56	1.00	16.73	676	785
S	FMT	206000	32	19.45	0.50	14.33	3396	3869
S	FMT	206000	31	19.35	0.35	12.89	21167	22122
S	FMT	206000	25	19.27	0.30	12.02	38843	42969
S	FMT	206000	27	19.48	0.25	10.02	288971	294013
S	FMT	206000	27	19.48	0.20	8.00	$> 2 \cdot 10^6$	$> 2 \cdot 10^6$
S	HAZ	200000	18	41.80	2.50	38.60	24	53
S	HAZ	200000	17	42.29	1.50	36.13	161	191
S	HAZ	200000	20	41.43	1.00	32.70	519	597

Material	Type	$E$ in MPa	Number	$A$ in mm <sup>2</sup>	$\varepsilon_a$ in %	$F_a$ in kN	$N_{\text{load drop}}$	$N_{\text{rupture}}$
S	HAZ	200000	16	41.82	0.50	29.75	2288	2308
S	HAZ	200000	15	42.04	0.40	30.21	2563	2796
S	HAZ	200000	13	41.89	0.30	24.30	5300	94176
S	HAZ	200000	19	41.89	0.25	21.02	59950	62806
S	HAZ	200000	14	41.99	0.20	16.91	1787176	1793613
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	$> 2 \cdot 10^6$	$> 2 \cdot 10^6$
X	FMT	180000	309	19.69	3.00	14.24	41	57
X	FMT	180000	311	19.95	2.00	12.91	105	110
X	FMT	180000	308	19.35	1.50	11.49	201	223
X	FMT	180000	310	19.92	1.00	9.99	734	1251
X	FMT	180000	301	19.48	0.80	11.81	1118	1992
X	FMT	180000	303	20.11	0.60	8.47	3425	5463
X	FMT	180000	307	19.71	0.40	7.36	12016	14020
X	FMT	180000	306	19.30	0.30	6.73	39893	45295
X	FMT	180000	304	20.16	0.25	6.11	117619	135471
X	FMT	180000	301	19.48	0.24	6.65	$> 2 \cdot 10^6$	$> 2 \cdot 10^6$
X	FMT	180000	301	19.48	0.23	6.25	$> 2 \cdot 10^6$	$> 2 \cdot 10^6$
X	FMT	180000	306	19.30	0.20	5.60	$> 2 \cdot 10^6$	$> 2 \cdot 10^6$
X	HAZ	175000	342	37.48	1.10	18.10	501	693
X	HAZ	175000	348	35.94	0.80	15.42	1328	1634
X	HAZ	175000	350	37.90	0.60	13.96	1563	3454
X	HAZ	175000	351	36.36	0.40	12.27	4696	10704
X	HAZ	175000	349	36.48	0.30	11.45	9638	18172
X	HAZ	175000	347	36.09	0.25	10.74	17377	44181
X	HAZ	175000	346	35.85	0.18	9.56	336031	346772

<sup>1</sup>Die Kraftamplitude  $F_a$  wurde bei halber Versagensschwingspielzahl  $N_{\text{load drop}}$  ausgewertet.



Tab. D.2.: Geometrieparameter der getesteten T-Stöße [67].

Material	Type	$t$ in mm	Treatment	Number	Width in mm	$\gamma$ in $^\circ$	$a_{\text{top}}$ in mm	$a_{\text{root}}$ in mm	$w_{\text{gap}}$ in mm	$t_{\text{brace}}$ in mm	$t_{\text{base}}$ in mm	$l_a$ in mm
S	FWT	8.0	AW	96	79.2	89.6	4.0	3.7	-	-	-	80
S	FWT	8.0	AW	94	80.2	88.0	4.2	4.5	-	-	-	80
S	FWT	8.0	AW	84	82.6	89.5	4.2	4.4	-	-	-	80
S	FWT	8.0	AW	82	80.5	88.3	4.4	5.0	-	-	-	80
S	FWT	8.0	AW	92	80.0	88.5	3.7	4.7	-	-	-	80
S	FWT	8.0	AW	89	78.8	88.4	4.5	4.8	-	-	-	80
S	FWT	8.0	AW	80	79.9	89.0	4.2	4.7	-	-	-	80
S	FWT	8.0	AW	81	81.2	88.6	4.3	5.0	-	-	-	80
S	FWT	8.0	AW	91	78.2	88.1	4.7	4.9	-	-	-	80
S	FWT	8.0	AW	90	78.2	88.2	4.6	5.0	-	-	-	80
S	FWT	8.0	AW	95	77.8	87.8	4.5	4.7	-	-	-	80
S	FWT	8.0	AW	86	81.2	88.8	4.4	5.1	-	-	-	80
S	FWT	8.0	AW	83	79.1	88.3	4.6	4.9	-	-	-	80
S	FWT	8.0	AW	88	79.3	88.8	4.5	4.8	-	-	-	80
S	FWT	8.0	AW	85	81.6	89.1	4.4	4.8	-	-	-	80
S	FWT	8.0	AW	93	79.3	88.2	3.9	4.6	-	-	-	80
S	FWT	8.0	GR	107	79.0	87.5	-	4.9	-	7.9	7.3	80
S	FWT	8.0	GR	103	79.7	87.8	-	4.9	-	7.8	7.5	80
S	FWT	8.0	GR	106	79.2	87.6	-	4.7	-	7.9	7.1	80
S	FWT	8.0	GR	111	78.7	88.0	-	4.6	-	8.0	7.4	80
S	FWT	8.0	GR	102	79.9	87.8	-	5.0	-	7.8	7.5	80
S	FWT	8.0	GR	114	79.6	89.0	-	4.6	-	7.9	7.6	80
S	FWT	8.0	GR	100	78.9	88.5	-	4.3	-	7.8	7.5	80
S	FWT	8.0	GR	105	78.8	87.8	-	4.9	-	7.9	7.0	80
S	FWT	8.0	GR	110	79.4	88.3	-	5.0	-	8.0	7.4	80
S	FWT	8.0	GR	115	78.8	88.8	-	4.3	-	7.9	7.5	80
S	FWT	8.0	GR	104	79.5	88.3	-	4.7	-	7.9	7.1	80
S	FWT	8.0	GR	112	80.5	89.4	-	4.6	-	7.9	7.8	80
S	FWT	8.0	GR	108	80.5	88.8	-	4.7	-	7.9	7.4	80
S	FWT	8.0	GR	109	79.5	88.4	-	4.9	-	8.0	7.4	80
S	FWT	8.0	GR	101	80.7	88.2	-	4.9	-	7.8	7.5	80
S	FWT	8.0	GR	113	79.8	89.3	-	4.6	-	7.9	7.7	80
S	FWR	8.0	AW	78	81.0	88.3	5.5	-	5.0	-	-	80
S	FWR	8.0	AW	75	81.2	88.4	5.5	-	5.0	-	-	80
S	FWR	8.0	AW	70	80.1	88.6	5.6	-	5.0	-	-	80
S	FWR	8.0	AW	64	82.1	88.6	5.7	-	5.0	-	-	80

Material	Type	$t$ in mm	Treatment	Number	Width in mm	$\gamma$ in $^\circ$	$a_{\text{top}}$ in mm	$a_{\text{root}}$ in mm	$w_{\text{gap}}$ in mm	$t_{\text{brace}}$ in mm	$t_{\text{base}}$ in mm	$l_a$ in mm
S	FWR	8.0	AW	66	81.1	88.5	5.5	–	5.0	–	–	80
S	FWR	8.0	AW	71	80.3	88.5	5.6	–	5.0	–	–	80
S	FWR	8.0	AW	62	82.4	88.3	5.2	–	5.0	–	–	80
S	FWR	8.0	AW	73	80.4	88.8	5.6	–	5.0	–	–	80
S	FWR	8.0	AW	63	80.8	88.5	5.3	–	5.0	–	–	80
S	FWR	8.0	AW	72	81.2	89.1	5.8	–	5.0	–	–	80
S	FWR	8.0	AW	65	81.5	88.5	5.4	–	5.0	–	–	80
S	FWR	8.0	AW	67	82.0	88.3	5.4	–	5.0	–	–	80
S	FWR	8.0	AW	68	81.6	89.0	5.8	–	5.0	–	–	80
S	FWR	8.0	AW	74	80.5	88.5	5.5	–	5.0	–	–	80
S	FWR	8.0	AW	77	80.5	88.4	5.7	–	5.0	–	–	80
S	FWR	8.0	AW	76	82.0	88.8	5.9	–	5.0	–	–	80
S	FWT	30.0	AW	248	39.6	90.8	17.9	–	–	–	–	95
S	FWT	30.0	AW	249	39.3	90.5	18.5	–	–	–	–	95
S	FWT	30.0	AW	148	40.1	90.6	18.1	–	–	–	–	95
S	FWT	30.0	AW	141	39.6	90.5	19.2	–	–	–	–	90
S	FWT	30.0	AW	242	40.5	90.6	19.0	–	–	–	–	95
S	FWT	30.0	AW	150	40.0	90.8	18.4	–	–	–	–	95
S	FWT	30.0	AW	142	39.6	90.6	18.4	–	–	–	–	95
S	FWT	30.0	AW	143	39.1	90.6	19.5	–	–	–	–	95
S	FWT	30.0	AW	240	40.2	90.6	18.8	–	–	–	–	90
S	FWT	30.0	AW	149	40.6	90.7	18.7	–	–	–	–	95
S	FWT	30.0	AW	241	39.4	90.6	18.8	–	–	–	–	90
S	FWT	30.0	AW	243	39.0	90.8	19.0	–	–	–	–	95
S	FWT	30.0	GR	164	40.1	92.0	18.4	–	–	29.8	29.8	95
S	FWT	30.0	GR	166	39.6	92.0	17.9	–	–	29.9	29.9	95
S	FWT	30.0	GR	263	39.7	91.1	19.1	–	–	29.8	29.7	95
S	FWT	30.0	GR	260	39.8	91.3	19.3	–	–	29.2	29.8	95
S	FWT	30.0	GR	162	39.3	91.0	19.0	–	–	29.6	29.8	95
S	FWT	30.0	GR	265	39.8	91.8	17.9	–	–	29.8	29.8	95
S	FWT	30.0	GR	161	38.9	91.2	18.8	–	–	29.6	29.8	95
S	FWT	30.0	GR	262	39.4	91.0	18.5	–	–	29.2	29.9	95
S	FWT	30.0	GR	160	40.0	91.2	19.0	–	–	29.6	29.7	95
S	FWT	30.0	GR	261	39.4	91.1	18.3	–	–	29.7	29.8	95
S	FWT	30.0	GR	165	39.6	92.1	17.8	–	–	29.7	29.9	95
S	FWT	30.0	GR	163	39.6	90.8	18.9	–	–	29.4	29.7	95
S	FWR	30.0	AW	122	39.5	91.7	20.4	–	26.5	–	–	90

Material	Type	$t$ in mm	Treatment	Number	Width in mm	$\gamma$ in $^\circ$	$a_{\text{top}}$ in mm	$a_{\text{root}}$ in mm	$w_{\text{gap}}$ in mm	$t_{\text{brace}}$ in mm	$t_{\text{base}}$ in mm	$l_a$ in mm
S	FWR	30.0	AW	120	39.6	91.8	20.3	–	26.9	–	–	90
S	FWR	30.0	AW	123	39.6	91.8	20.1	–	27.2	–	–	90
S	FWR	30.0	AW	125	39.3	91.8	20.3	–	26.2	–	–	95
S	FWR	30.0	AW	224	39.8	91.8	20.5	–	26.0	–	–	95
S	FWR	30.0	AW	221	39.8	91.7	20.2	–	26.4	–	–	90
S	FWR	30.0	AW	225	40.3	92.0	20.2	–	26.0	–	–	95
S	FWR	30.0	AW	121	39.5	92.0	19.8	–	26.7	–	–	90
S	FWR	30.0	AW	223	39.7	91.8	20.6	–	27.4	–	–	95
S	FWR	30.0	AW	220	40.0	91.8	20.0	–	26.7	–	–	90
S	FWR	30.0	AW	124	40.5	91.8	20.3	–	26.2	–	–	95
S	FWR	30.0	AW	222	39.8	92.0	20.1	–	26.0	–	–	90
X	FWT	8.8	AW	25	80.6	88.9	5.5	3.5	–	–	–	50
X	FWT	8.9	AW	34	82.7	91.4	3.8	5.8	–	–	–	60
X	FWT	8.7	AW	27	80.7	89.2	5.3	3.2	–	–	–	60
X	FWT	8.8	AW	26	80.3	85.9	5.8	2.6	–	–	–	60
X	FWT	8.7	AW	32	81.5	89.8	2.8	2.2	–	–	–	60
X	FWT	8.9	AW	35	81.5	89.6	3.2	3.8	–	–	–	60
X	FWT	8.8	AW	33	81.0	91.4	4.2	4.0	–	–	–	60
X	FWT	8.8	AW	28	81.0	86.0	4.0	2.9	–	–	–	60
X	FWT	8.5	AW	29	80.5	89.7	5.5	2.0	–	–	–	60
X	FWT	8.8	AW	30	80.5	91.9	4.4	4.2	–	–	–	60
X	FWT	8.4	AW	36	81.6	89.6	5.2	3.0	–	–	–	60
X	FWT	8.5	AW	31	81.3	90.0	6.4	3.1	–	–	–	60
X	FWT	7.9	GR	37	81.2	92.2	5.1	3.8	–	7.6	7.7	50
X	FWT	7.9	GR	45	80.2	93.3	5.2	3.9	–	7.6	7.7	60
X	FWT	8.0	GR	38	80.2	92.2	5.4	4.2	–	7.7	7.8	60
X	FWT	8.4	GR	40	81.4	94.8	3.7	4.5	–	8.1	8.2	60
X	FWT	7.9	GR	39	82.4	92.4	5.3	4.2	–	7.6	7.7	60
X	FWT	8.0	GR	46	82.0	94.8	5.2	4.0	–	7.9	7.9	60
X	FWT	8.5	GR	42	81.2	95.0	4.9	3.9	–	8.2	8.3	60
X	FWT	8.5	GR	41	80.1	93.1	4.2	3.6	–	7.6	7.7	60
X	FWT	7.9	GR	44	80.0	93.3	4.3	4.0	–	7.6	7.7	60
X	FWT	7.9	GR	43	80.5	92.9	4.4	4.1	–	7.6	7.7	60
X	FWT	8.5	GR	47	80.8	94.8	4.0	4.0	–	8.1	8.4	60
X	FWR	8.2	AW	13	80.6	92.5	–	7.6	–	–	–	50
X	FWR	8.4	AW	24	80.8	88.7	–	6.6	–	–	–	60
X	FWR	8.4	AW	15	80.2	92.4	–	7.2	–	–	–	60

Material	Type	$t$ in mm	Treatment	Number	Width in mm	$\gamma$ in $^\circ$	$a_{\text{top}}$ in mm	$a_{\text{root}}$ in mm	$w_{\text{gap}}$ in mm	$t_{\text{brace}}$ in mm	$t_{\text{base}}$ in mm	$l_a$ in mm
X	FWR	8.5	AW	20	80.0	88.5	-	6.1	-	-	-	60
X	FWR	8.7	AW	14	80.2	88.0	-	5.3	-	-	-	60
X	FWR	8.4	AW	21	80.0	89.3	-	4.9	-	-	-	60
X	FWR	8.4	AW	22	80.0	91.8	-	5.5	-	-	-	60
X	FWR	8.5	AW	19	80.3	88.6	-	5.9	-	-	-	60
X	FWR	8.0	AW	16	80.9	89.2	-	5.9	-	-	-	60
X	FWR	8.5	AW	18	80.3	89.5	-	5.5	-	-	-	60
X	FWR	8.7	AW	23	80.0	88.7	-	4.0	-	-	-	60
X	FWR	8.0	AW	17	80.9	88.6	-	4.5	-	-	-	60
X	FWT	40.9	AW	67	51.5	88.5	20.0	-	-	-	-	210
X	FWT	40.9	AW	66	51.6	88.5	21.2	-	-	-	-	210
X	FWT	40.9	AW	69	51.8	88.2	21.8	-	-	-	-	210
X	FWT	41.0	AW	68	51.9	84.9	21.2	-	-	-	-	210
X	FWT	40.8	AW	70	51.5	88.3	20.8	-	-	-	-	210
X	FWT	40.6	AW	65	51.2	85.5	21.2	-	-	-	-	210
X	FWT	40.7	AW	63	51.0	84.9	22.8	-	-	-	-	210
X	FWT	40.8	AW	71	51.5	88.5	20.8	-	-	-	-	210
X	FWT	40.0	AW	62	51.2	84.7	21.4	-	-	-	-	210
X	FWT	40.6	AW	61	51.1	85.7	18.5	-	-	-	-	210
X	FWT	40.8	AW	72	51.8	88.3	20.8	-	-	-	-	210
X	FWT	40.5	AW	64	51.0	85.2	21.8	-	-	-	-	210
X	FWT	40.8	GR	79	51.3	88.4	22.2	-	-	40.3	39.7	210
X	FWT	40.8	GR	78	51.8	89.0	22.2	-	-	40.1	40.0	210
X	FWT	41.0	GR	80	51.9	87.4	22.8	-	-	40.5	40.5	210
X	FWT	40.9	GR	76	51.0	87.3	23.4	-	-	40.8	40.8	210
X	FWT	40.8	GR	82	51.8	88.4	24.4	-	-	40.5	40.2	210
X	FWT	41.0	GR	81	51.8	87.6	22.8	-	-	40.5	40.1	210
X	FWT	41.2	GR	75	51.0	87.1	22.2	-	-	40.5	40.1	210
X	FWT	40.7	GR	74	50.0	87.7	21.8	-	-	40.8	40.9	210
X	FWT	40.8	GR	83	51.8	88.6	24.4	-	-	40.8	40.9	210
X	FWT	40.9	GR	77	51.0	87.3	21.5	-	-	40.8	39.8	210
X	FWT	40.6	GR	73	51.1	88.5	23.5	-	-	40.4	39.8	210
X	FWT	40.6	GR	84	51.8	88.6	24.4	-	-	40.5	40.0	210
X	FWR	40.6	AW	60	51.8	96.7	-	29.0	-	-	-	210
X	FWR	40.6	AW	59	51.8	97.0	-	30.0	-	-	-	210
X	FWR	40.4	AW	53	51.5	95.2	-	30.0	-	-	-	210
X	FWR	40.7	AW	55	51.4	96.7	-	30.0	-	-	-	210

---

---

Material	Type	$t$ in mm	Treatment	Number	Width in mm	$\gamma$ in $^\circ$	$a_{\text{top}}$ in mm	$a_{\text{root}}$ in mm	$w_{\text{gap}}$ in mm	$t_{\text{brace}}$ in mm	$t_{\text{base}}$ in mm	$l_a$ in mm
X	FWR	40.5	AW	51	51.5	96.5	-	30.0	-	-	-	210
X	FWR	40.7	AW	50	51.7	95.7	-	31.8	-	-	-	210
X	FWR	40.7	AW	57	51.5	96.7	-	32.0	-	-	-	210
X	FWR	40.9	AW	58	51.8	97.0	-	31.8	-	-	-	210
X	FWR	40.7	AW	56	51.8	96.7	-	32.8	-	-	-	210
X	FWR	40.5	AW	52	51.5	95.8	-	32.8	-	-	-	210
X	FWR	40.6	AW	49	52.0	96.0	-	32.8	-	-	-	210
X	FWR	40.7	AW	54	51.7	95.4	-	32.8	-	-	-	210

---

Tab. D.3.: Geometrieparameter der getesteten Stumpfstöße [67].

Material	Type	$t$ in mm	Treatment	Number	Width in mm	$\gamma$ in $^\circ$	$h_{\text{wide}}$ in mm <sup>2</sup>	$w_{\text{wide}}$ in mm	$h_{\text{slim}}$ in mm	$w_{\text{wide}}$ in mm	$l_a$ in mm
S	BWT	8.0	AW	3	40.0	179.4	1.4	13.4	1.1	4.2	125
S	BWT	8.0	AW	7	40.0	179.3	1.2	12.9	1.2	5.0	125
S	BWT	8.0	AW	6	40.0	179.3	1.0	13.0	1.1	4.7	125
S	BWT	8.0	AW	1	40.0	179.2	1.4	13.3	1.1	4.3	125
S	BWT	8.0	AW	4	40.0	179.7	1.2	13.3	1.0	4.4	125
S	BWT	8.0	AW	9	40.1	179.2	1.2	13.1	1.2	5.4	125
S	BWT	8.0	AW	2	40.0	179.3	1.3	13.5	1.1	4.2	125
S	BWT	8.0	AW	12	40.0	179.6	1.0	12.9	0.9	4.5	125
S	BWT	8.0	AW	5	40.0	179.8	1.1	13.3	1.0	4.3	125
S	BWT	8.0	AW	8	40.0	179.1	1.1	12.5	1.3	5.2	125
S	BWT	8.0	AW	10	40.1	179.3	1.2	13.3	1.1	5.1	125
S	BWT	8.0	AW	11	40.0	179.4	1.1	13.0	1.0	5.0	125
X	BWT	8.9	AW	5	39.9	178.5	0.9	9.8	0.9	9.8	130
X	BWT	8.2	AW	1	39.9	178.2	0.9	9.9	0.9	9.9	132
X	BWT	8.2	AW	6	39.9	178.0	0.9	10.2	0.9	10.2	128
X	BWT	8.8	AW	10	39.8	176.9	1.4	10.2	1.4	10.2	128
X	BWT	8.2	AW	2	39.9	178.3	1.0	10.2	1.0	10.2	128
X	BWT	8.7	AW	7	39.9	177.8	0.9	9.8	0.9	9.8	128
X	BWT	8.8	AW	9	39.9	176.7	1.4	10.8	1.4	10.8	128
X	BWT	8.9	AW	3	39.7	177.2	0.9	10.8	0.9	10.8	129
X	BWT	8.0	AW	8	39.8	177.5	0.7	11.0	0.7	11.0	128
X	BWT	8.2	AW	4	39.8	177.9	0.7	10.5	0.7	10.5	128

<sup>2</sup>Die Nahthöhen und -breiten wurden bei den austenitischen Proben nur auf einer Nahtseite gemessen und für die jeweils andere Seite identisch angenommen, d. h.  $h_{\text{wide}} = h_{\text{slim}}$  und  $w_{\text{wide}} = w_{\text{slim}}$ .

Tab. D.4.: Daten zu den Ermüdungsversuchen mit den Stumpf- und T-Stößen [67].

Material	Type	$t$ in mm	Treatment	Number	$u_a$ in mm	$F_{\max}$ in kN <sup>3</sup>	$F_{\min}$ in kN	$N_{\text{load drop}}$	$N_{\text{rupture}}$
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	176	310
S	FWT	8.0	AW	82	5.00	37.59	-15.01	181	365
S	FWT	8.0	AW	92	5.00	36.77	-15.49	224	400
S	FWT	8.0	AW	89	4.00	29.48	-12.52	572	1070
S	FWT	8.0	AW	80	3.00	24.56	-12.44	1079	2362
S	FWT	8.0	AW	81	3.00	23.69	-11.87	1100	2340
S	FWT	8.0	AW	91	3.00	21.31	-10.37	2113	3130
S	FWT	8.0	AW	90	2.00	13.60	-8.00	6547	10900
S	FWT	8.0	AW	95	1.80	10.76	-7.16	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	33087	64800
S	FWT	8.0	AW	85	1.00	8.31	-7.25	38065	62978
S	FWT	8.0	AW	93	0.50	2.02	-2.56	$> 10^6$	$> 10^6$
S	FWT	8.0	GR	107	8.00	45.91	-16.09	19	50
S	FWT	8.0	GR	103	7.00	41.36	-14.64	48	84
S	FWT	8.0	GR	106	5.00	29.05	-12.95	183	290
S	FWT	8.0	GR	111	5.00	31.68	-13.32	199	350
S	FWT	8.0	GR	102	5.00	32.16	-12.84	349	470
S	FWT	8.0	GR	114	4.00	31.39	-13.61	496	800
S	FWT	8.0	GR	100	3.00	22.35	-11.25	1937	2600
S	FWT	8.0	GR	105	3.00	19.12	-8.88	2319	3350
S	FWT	8.0	GR	110	3.00	21.22	-10.78	2630	3550
S	FWT	8.0	GR	115	2.00	15.86	-9.54	10155	16170
S	FWT	8.0	GR	104	2.00	13.59	-7.81	11092	15400
S	FWT	8.0	GR	112	1.50	10.84	-8.76	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	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	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	262	330
S	FWR	8.0	AW	64	5.00	34.39	-15.81	280	303
S	FWR	8.0	AW	66	5.00	32.51	-15.09	300	345

Material	Type	$t$ in mm	Treatment	Number	$u_a$ in mm	$F_{\max}$ in kN	$F_{\min}$ in kN	$N_{\text{load drop}}$	$N_{\text{rupture}}$
S	FWR	8.0	AW	71	4.00	27.76	-12.46	591	718
S	FWR	8.0	AW	62	3.00	20.79	-13.51	2352	2833
S	FWR	8.0	AW	73	3.00	20.52	-11.48	2504	3238
S	FWR	8.0	AW	63	3.00	19.45	-13.55	2583	4390
S	FWR	8.0	AW	72	2.00	14.31	-8.65	6331	12556
S	FWR	8.0	AW	65	1.80	14.49	-11.07	7134	11527
S	FWR	8.0	AW	67	1.50	11.62	-7.80	13467	25710
S	FWR	8.0	AW	68	1.00	10.13	-8.07	26627	45564
S	FWR	8.0	AW	74	1.00	8.28	-6.42	32606	66000
S	FWR	8.0	AW	77	1.00	6.19	-5.57	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	26	1200
S	FWT	30.0	AW	249	2.50	110.33	-260.21	42	580
S	FWT	30.0	AW	148	2.50	108.08	-235.64	150	505
S	FWT	30.0	AW	141	2.00	71.38	-229.70	1585	3300
S	FWT	30.0	AW	242	2.00	69.27	-275.15	1762	2000
S	FWT	30.0	AW	150	1.50	66.08	-210.56	4148	5323
S	FWT	30.0	AW	142	1.50	46.66	-184.28	6182	9885
S	FWT	30.0	AW	143	1.00	83.59	-98.97	8247	54827
S	FWT	30.0	AW	240	1.00	85.65	-100.19	10702	29743
S	FWT	30.0	AW	149	0.70	49.48	-70.32	29551	129815
S	FWT	30.0	AW	241	0.70	48.43	-67.27	46002	100000
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	28	205
S	FWT	30.0	GR	166	2.50	104.19	-258.89	168	1900
S	FWT	30.0	GR	263	2.50	116.72	-234.46	200	1900
S	FWT	30.0	GR	260	2.00	82.14	-276.00	1259	2361
S	FWT	30.0	GR	162	2.00	85.06	-270.88	2661	2990
S	FWT	30.0	GR	265	1.50	72.46	-210.46	3133	5180
S	FWT	30.0	GR	161	1.50	75.70	-201.54	4637	10375
S	FWT	30.0	GR	262	1.00	89.83	-92.67	8775	52350
S	FWT	30.0	GR	160	1.00	63.77	-113.87	16029	27131
S	FWT	30.0	GR	261	0.70	59.40	-64.44	50601	148733
S	FWT	30.0	GR	165	0.70	49.62	-68.76	54131	105837
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	5	14



Material	Type	$t$ in mm	Treatment	Number	$u_a$ in mm	$F_{\max}$ in kN	$F_{\min}$ in kN	$N_{\text{load drop}}$	$N_{\text{rupture}}$
S	FWR	30.0	AW	125	1.50	102.73	-145.03	71	85
S	FWR	30.0	AW	224	1.20	67.55	-116.05	178	245
S	FWR	30.0	AW	221	1.50	112.51	-126.57	1253	1380
S	FWR	30.0	AW	225	1.00	79.22	-80.52	4516	7100
S	FWR	30.0	AW	121	1.00	88.01	-80.05	4869	8233
S	FWR	30.0	AW	223	0.70	55.13	-50.51	19661	28500
S	FWR	30.0	AW	220	0.50	52.47	-37.67	26057	49978
S	FWR	30.0	AW	124	0.50	41.73	-29.41	38903	70356
S	FWR	30.0	AW	222	0.30	20.11	-29.65	405640	580157
S	BWT	8.0	AW	3	1.40	289.24	-300.76	76	85
S	BWT	8.0	AW	7	1.30	266.69	-290.21	95	101
S	BWT	8.0	AW	6	1.20	262.37	-259.39	429	490
S	BWT	8.0	AW	1	1.10	203.85	-281.83	712	740
S	BWT	8.0	AW	4	1.00	216.14	-229.04	2260	2350
S	BWT	8.0	AW	9	0.80	174.27	-182.71	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	17190	17360
S	BWT	8.0	AW	10	0.40	106.45	-74.29	45995	48418
S	BWT	8.0	AW	11	0.25	84.85	-27.17	149325	160000
X	FWT	8.8	AW	25	4.00	27.50	-13.80	131	192
X	FWT	8.9	AW	34	4.00	27.40	-13.80	200	308
X	FWT	8.7	AW	27	4.00	21.90	-11.40	224	330
X	FWT	8.8	AW	26	5.00	17.60	-9.40	435	495
X	FWT	8.7	AW	32	3.00	18.10	-11.80	632	891
X	FWT	8.9	AW	35	2.00	14.50	-10.00	903	2823
X	FWT	8.8	AW	33	1.70	15.80	-9.90	2722	3600
X	FWT	8.8	AW	28	2.50	11.40	-7.50	2851	2851
X	FWT	8.5	AW	29	1.70	11.10	-7.70	3738	3810
X	FWT	8.8	AW	30	1.30	12.80	-9.20	7178	12914
X	FWT	8.4	AW	36	1.20	8.80	-5.90	9134	14733
X	FWT	8.5	AW	31	1.30	8.30	-7.00	14410	14744
X	FWT	7.9	GR	37	4.00	33.50	-9.70	199	223
X	FWT	7.9	GR	45	5.00	32.00	-15.80	199	251
X	FWT	8.0	GR	38	5.00	27.60	-10.30	218	243
X	FWT	8.4	GR	40	2.50	26.60	-13.60	365	466
X	FWT	7.9	GR	39	4.00	22.60	-10.00	372	393

Material	Type	$t$ in mm	Treatment	Number	$u_a$ in mm	$F_{\max}$ in kN	$F_{\min}$ in kN	$N_{\text{load drop}}$	$N_{\text{rupture}}$
X	FWT	8.0	GR	46	2.50	23.50	-13.80	499	578
X	FWT	8.5	GR	42	1.70	21.70	-12.40	1508	1766
X	FWT	8.5	GR	41	1.70	14.90	-10.20	1574	1645
X	FWT	7.9	GR	44	1.30	14.00	-8.50	3780	5102
X	FWT	7.9	GR	43	1.30	13.20	-7.50	7046	9294
X	FWT	8.5	GR	47	0.80	9.30	-7.00	24413	–
X	FWR	8.2	AW	13	4.00	20.70	-16.30	62	120
X	FWR	8.4	AW	24	6.00	15.90	-8.40	85	105
X	FWR	8.4	AW	15	4.00	16.20	-8.10	112	261
X	FWR	8.5	AW	20	5.00	14.10	-8.10	136	222
X	FWR	8.7	AW	14	5.00	12.80	-7.90	196	213
X	FWR	8.4	AW	21	4.00	12.00	-7.50	208	393
X	FWR	8.4	AW	22	2.50	12.40	-8.60	833	1235
X	FWR	8.5	AW	19	2.50	9.00	-6.50	2167	3386
X	FWR	8.0	AW	16	2.50	8.20	-5.70	2610	4112
X	FWR	8.5	AW	18	1.70	6.90	-4.90	7300	11816
X	FWR	8.7	AW	23	1.30	5.40	-3.90	17497	22573
X	FWR	8.0	AW	17	1.70	6.50	-4.40	20800	22837
X	FWT	40.9	AW	67	8.00	64.80	-54.00	66	216
X	FWT	40.9	AW	66	7.50	63.00	-53.80	104	329
X	FWT	40.9	AW	69	5.00	53.50	-48.20	473	1065
X	FWT	41.0	AW	68	6.50	50.00	-44.80	535	850
X	FWT	40.8	AW	70	4.50	52.10	-47.50	570	1375
X	FWT	40.6	AW	65	6.00	49.80	-44.90	598	1000
X	FWT	40.7	AW	63	5.00	44.90	-40.80	1050	2000
X	FWT	40.8	AW	71	3.00	42.50	-39.90	1717	6800
X	FWT	40.0	AW	62	4.00	41.00	-37.50	2289	4436
X	FWT	40.6	AW	61	2.50	33.90	-29.80	7270	17000
X	FWT	40.8	AW	72	2.00	33.00	-29.20	8432	–
X	FWT	40.5	AW	64	2.00	25.80	-24.10	16800	44907
X	FWT	40.8	GR	79	8.00	65.20	-54.80	137	316
X	FWT	40.8	GR	78	7.50	62.50	-53.80	214	444
X	FWT	41.0	GR	80	6.50	57.00	-49.90	496	729
X	FWT	40.9	GR	76	6.00	56.00	-48.00	598	830
X	FWT	40.8	GR	82	4.50	51.00	-47.00	636	1789
X	FWT	41.0	GR	81	5.00	52.00	-46.00	906	1480
X	FWT	41.2	GR	75	5.00	46.80	-43.80	1000	1882
X	FWT	40.7	GR	74	4.00	44.10	-41.40	1998	3656

Material	Type	$t$ in mm	Treatment	Number	$u_a$ in mm	$F_{\max}$ in kN	$F_{\min}$ in kN	$N_{\text{load drop}}$	$N_{\text{rupture}}$
X	FWT	40.8	GR	83	3.00	43.50	-40.00	3489	8190
X	FWT	40.9	GR	77	3.00	40.00	-37.80	4250	9000
X	FWT	40.6	GR	73	2.50	38.90	-34.10	5128	10500
X	FWT	40.6	GR	84	2.00	35.00	-28.80	10100	–
X	FWR	40.6	AW	60	7.50	50.00	-44.80	306	588
X	FWR	40.6	AW	59	6.50	47.80	-43.80	402	742
X	FWR	40.4	AW	53	5.00	37.80	-36.10	598	999
X	FWR	40.7	AW	55	6.00	47.00	-42.50	898	1162
X	FWR	40.5	AW	51	4.00	33.30	-34.00	1072	1491
X	FWR	40.7	AW	50	4.00	34.00	-33.30	1098	1708
X	FWR	40.7	AW	57	5.00	41.50	-39.90	1263	1486
X	FWR	40.9	AW	58	3.00	32.00	-31.50	1594	3650
X	FWR	40.7	AW	56	3.50	35.00	-34.90	2600	3268
X	FWR	40.5	AW	52	2.50	25.20	-25.50	5380	6917
X	FWR	40.6	AW	49	2.50	24.70	-25.40	8010	9566
X	FWR	40.7	AW	54	2.00	20.50	-20.80	15000	18250
X	BWT	8.9	AW	5	1.00	124.50	-114.30	303	310
X	BWT	8.2	AW	1	0.80	120.49	-105.00	400	400
X	BWT	8.2	AW	6	0.90	99.40	-96.40	427	430
X	BWT	8.8	AW	10	0.80	112.90	-115.50	633	656
X	BWT	8.2	AW	2	0.60	84.40	-95.50	1220	1285
X	BWT	8.7	AW	7	0.70	104.60	-107.70	2285	2285
X	BWT	8.8	AW	9	0.60	97.80	-105.70	2473	2545
X	BWT	8.9	AW	3	0.50	88.00	-88.10	5520	5545
X	BWT	8.0	AW	8	0.40	68.00	-76.20	17719	17719
X	BWT	8.2	AW	4	0.40	71.20	-71.20	30951	31059

<sup>3</sup>Die Kräfte  $F_{\max}$  und  $F_{\min}$  wurden bei halber Versagensschwingspielzahl  $N_{\text{load drop}}$  ausgewertet.

Tab. D.5.: Parameter zur Bewertung mit dem Örtlichen Konzept nach Rudorffer et al. [83] (mit Änderungen entnommen aus [67]).

Material	Type	$t$ in mm	Treatment	Number	$c$ in MPa/kN	$G$ in 1/mm	$K_P$	$l_{\sigma, st}$ in mm	$n_{st}$	$n_{bm}$	$K_{R,P}$	$f_{RAM}$
S	FWT	8.0	AW	96	128.9	2.6	3.2	57	1.06	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	AW	94	128.9	2.6	3.2	57	1.06	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	AW	84	128.9	2.6	3.2	57	1.06	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	AW	82	128.9	2.6	3.2	57	1.06	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	AW	92	128.9	2.6	3.2	57	1.06	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	AW	89	128.9	2.6	3.2	57	1.06	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	AW	80	128.9	2.6	3.2	57	1.06	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	AW	81	128.9	2.6	3.2	57	1.06	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	AW	91	128.9	2.6	3.2	57	1.06	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	AW	90	128.9	2.6	3.2	57	1.06	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	AW	95	128.9	2.6	3.2	57	1.06	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	AW	86	128.9	2.6	3.2	57	1.06	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	AW	83	128.9	2.6	3.2	57	1.06	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	AW	88	128.9	2.6	3.2	57	1.06	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	AW	85	128.9	2.6	3.2	57	1.06	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	AW	93	128.9	2.6	3.2	57	1.06	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	GR	107	130.1	2.6	3.2	59	1.05	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	GR	103	130.1	2.6	3.2	59	1.05	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	GR	106	130.1	2.6	3.2	59	1.05	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	GR	111	130.1	2.6	3.2	59	1.05	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	GR	102	130.1	2.6	3.2	59	1.05	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	GR	114	130.1	2.6	3.2	59	1.05	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	GR	100	130.1	2.6	3.2	59	1.05	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	GR	105	130.1	2.6	3.2	59	1.05	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	GR	110	130.1	2.6	3.2	59	1.05	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	GR	115	130.1	2.6	3.2	59	1.05	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	GR	104	130.1	2.6	3.2	59	1.05	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	GR	112	130.1	2.6	3.2	59	1.05	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	GR	108	130.1	2.6	3.2	59	1.05	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	GR	109	130.1	2.6	3.2	59	1.05	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	GR	101	130.1	2.6	3.2	59	1.05	1	0.77	1.23
S	FWT	8.0	GR	113	130.1	2.6	3.2	59	1.05	1	0.77	1.23
S	FWR	8.0	AW	78	154.7	2.4	3.7	70	1.04	1	0.77	1.25
S	FWR	8.0	AW	75	154.7	2.4	3.7	70	1.04	1	0.77	1.25
S	FWR	8.0	AW	70	154.7	2.4	3.7	70	1.04	1	0.77	1.25

Material	Type	$t$ in mm	Treatment	Number	$c$ in MPa/kN	$G$ in 1/mm	$K_P$	$l_{\sigma, st}$ in mm	$n_{st}$	$n_{bm}$	$K_{R,P}$	$f_{RAM}$
S	FWR	8.0	AW	64	154.7	2.4	3.7	70	1.04	1	0.77	1.25
S	FWR	8.0	AW	66	154.7	2.4	3.7	70	1.04	1	0.77	1.25
S	FWR	8.0	AW	71	154.7	2.4	3.7	70	1.04	1	0.77	1.25
S	FWR	8.0	AW	62	154.7	2.4	3.7	70	1.04	1	0.77	1.25
S	FWR	8.0	AW	73	154.7	2.4	3.7	70	1.04	1	0.77	1.25
S	FWR	8.0	AW	63	154.7	2.4	3.7	70	1.04	1	0.77	1.25
S	FWR	8.0	AW	72	154.7	2.4	3.7	70	1.04	1	0.77	1.25
S	FWR	8.0	AW	65	154.7	2.4	3.7	70	1.04	1	0.77	1.25
S	FWR	8.0	AW	67	154.7	2.4	3.7	70	1.04	1	0.77	1.25
S	FWR	8.0	AW	68	154.7	2.4	3.7	70	1.04	1	0.77	1.25
S	FWR	8.0	AW	74	154.7	2.4	3.7	70	1.04	1	0.77	1.25
S	FWR	8.0	AW	77	154.7	2.4	3.7	70	1.04	1	0.77	1.25
S	FWR	8.0	AW	76	154.7	2.4	3.7	70	1.04	1	0.77	1.25
S	FWT	30.0	AW	248	19.3	2.4	5.6	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWT	30.0	AW	249	20.8	2.4	5.8	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWT	30.0	AW	148	19.3	2.4	5.6	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWT	30.0	AW	141	19.3	2.4	5.6	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWT	30.0	AW	242	20.8	2.4	5.8	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWT	30.0	AW	150	20.8	2.4	5.8	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWT	30.0	AW	142	20.8	2.4	5.8	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWT	30.0	AW	143	20.8	2.4	5.8	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWT	30.0	AW	240	20.8	2.4	5.8	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWT	30.0	AW	149	20.8	2.4	5.8	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWT	30.0	AW	241	20.8	2.4	5.8	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWT	30.0	AW	243	20.8	2.4	5.8	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWT	30.0	GR	164	18.4	2.4	5.6	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWT	30.0	GR	166	18.4	2.4	5.6	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWT	30.0	GR	263	18.4	2.4	5.6	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWT	30.0	GR	260	18.4	2.4	5.6	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWT	30.0	GR	162	18.4	2.4	5.6	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWT	30.0	GR	265	18.4	2.4	5.6	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWT	30.0	GR	161	18.4	2.4	5.6	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWT	30.0	GR	262	18.4	2.4	5.6	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWT	30.0	GR	160	18.4	2.4	5.6	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWT	30.0	GR	261	18.4	2.4	5.6	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWT	30.0	GR	165	18.4	2.4	5.6	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWT	30.0	GR	163	18.4	2.4	5.6	40	1.10	1	0.77	1.19

Material	Type	$t$ in mm	Treatment	Number	$c$ in MPa/kN	$G$ in 1/mm	$K_P$	$l_{\sigma, st}$ in mm	$n_{st}$	$n_{bm}$	$K_{R,P}$	$f_{RAM}$
S	FWR	30.0	AW	122	25.2	1.8	4.8	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWR	30.0	AW	120	25.2	1.8	4.8	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWR	30.0	AW	123	25.2	1.8	4.8	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWR	30.0	AW	125	25.2	1.8	4.8	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWR	30.0	AW	224	28.8	1.8	5.0	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWR	30.0	AW	221	28.8	1.8	5.0	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWR	30.0	AW	225	25.2	1.8	4.8	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWR	30.0	AW	121	25.2	1.8	4.8	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWR	30.0	AW	223	25.2	1.8	4.8	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWR	30.0	AW	220	28.8	1.8	5.0	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWR	30.0	AW	124	28.8	1.8	5.0	40	1.10	1	0.77	1.19
S	FWR	30.0	AW	222	28.8	1.8	5.0	40	1.10	1	0.77	1.19
S	BWT	8.0	AW	3	5.6	2.1	1.8	40	1.10	1	0.77	1.19
S	BWT	8.0	AW	7	5.6	2.1	1.8	40	1.10	1	0.77	1.19
S	BWT	8.0	AW	6	5.6	2.1	1.8	40	1.10	1	0.77	1.19
S	BWT	8.0	AW	1	5.6	2.1	1.8	40	1.10	1	0.77	1.19
S	BWT	8.0	AW	4	5.6	2.1	1.8	40	1.10	1	0.77	1.19
S	BWT	8.0	AW	9	5.6	2.1	1.8	40	1.10	1	0.77	1.19
S	BWT	8.0	AW	2	5.6	2.1	1.8	40	1.10	1	0.77	1.19
S	BWT	8.0	AW	12	5.6	2.1	1.8	40	1.10	1	0.77	1.19
S	BWT	8.0	AW	5	5.6	2.1	1.8	40	1.10	1	0.77	1.19
S	BWT	8.0	AW	8	5.6	2.1	1.8	40	1.10	1	0.77	1.19
S	BWT	8.0	AW	10	5.6	2.1	1.8	40	1.10	1	0.77	1.19
S	BWT	8.0	AW	11	5.6	2.1	1.8	40	1.10	1	0.77	1.19
X	FWT	8.8	AW	25	84.0	2.6	3.2	66	1.04	1	0.77	1.25
X	FWT	8.9	AW	34	97.4	2.2	3.4	61	1.05	1	0.77	1.24
X	FWT	8.7	AW	27	97.4	2.2	3.4	61	1.05	1	0.77	1.24
X	FWT	8.8	AW	26	97.4	2.2	3.4	61	1.05	1	0.77	1.24
X	FWT	8.7	AW	32	97.4	2.2	3.4	61	1.05	1	0.77	1.24
X	FWT	8.9	AW	35	97.4	2.2	3.4	61	1.05	1	0.77	1.24
X	FWT	8.8	AW	33	97.4	2.2	3.4	61	1.05	1	0.77	1.24
X	FWT	8.8	AW	28	97.4	2.2	3.4	61	1.05	1	0.77	1.24
X	FWT	8.5	AW	29	97.4	2.2	3.4	61	1.05	1	0.77	1.24
X	FWT	8.8	AW	30	97.4	2.2	3.4	61	1.05	1	0.77	1.24
X	FWT	8.4	AW	36	97.4	2.2	3.4	61	1.05	1	0.77	1.24
X	FWT	8.5	AW	31	97.4	2.2	3.4	61	1.05	1	0.77	1.24
X	FWT	7.9	GR	37	81.0	2.3	3.4	64	1.05	1	0.77	1.24

Material	Type	$t$ in mm	Treatment	Number	$c$ in MPa/kN	$G$ in 1/mm	$K_P$	$l_{\sigma, st}$ in mm	$\eta_{st}$	$\eta_{bm}$	$K_{R,P}$	$f_{RAM}$
X	FWT	7.9	GR	45	96.2	2.6	3.5	63	1.05	1	0.77	1.24
X	FWT	8.0	GR	38	96.2	2.6	3.5	63	1.05	1	0.77	1.24
X	FWT	8.4	GR	40	96.2	2.6	3.5	63	1.05	1	0.77	1.24
X	FWT	7.9	GR	39	96.2	2.6	3.5	63	1.05	1	0.77	1.24
X	FWT	8.0	GR	46	96.2	2.6	3.5	63	1.05	1	0.77	1.24
X	FWT	8.5	GR	42	96.2	2.6	3.5	63	1.05	1	0.77	1.24
X	FWT	8.5	GR	41	96.2	2.6	3.5	63	1.05	1	0.77	1.24
X	FWT	7.9	GR	44	96.2	2.6	3.5	63	1.05	1	0.77	1.24
X	FWT	7.9	GR	43	96.2	2.6	3.5	63	1.05	1	0.77	1.24
X	FWT	8.5	GR	47	96.2	2.6	3.5	63	1.05	1	0.77	1.24
X	FWR	8.2	AW	13	143.2	2.3	4.1	69	1.04	1	0.77	1.25
X	FWR	8.4	AW	24	166.3	1.8	4.0	63	1.05	1	0.77	1.24
X	FWR	8.4	AW	15	166.3	1.8	4.0	63	1.05	1	0.77	1.24
X	FWR	8.5	AW	20	166.3	1.8	4.0	63	1.05	1	0.77	1.24
X	FWR	8.7	AW	14	166.3	1.8	4.0	63	1.05	1	0.77	1.24
X	FWR	8.4	AW	21	166.3	1.8	4.0	63	1.05	1	0.77	1.24
X	FWR	8.4	AW	22	166.3	1.8	4.0	63	1.05	1	0.77	1.24
X	FWR	8.5	AW	19	166.3	1.8	4.0	63	1.05	1	0.77	1.24
X	FWR	8.0	AW	16	166.3	1.8	4.0	63	1.05	1	0.77	1.24
X	FWR	8.5	AW	18	166.3	1.8	4.0	63	1.05	1	0.77	1.24
X	FWR	8.7	AW	23	166.3	1.8	4.0	63	1.05	1	0.77	1.24
X	FWR	8.0	AW	17	166.3	1.8	4.0	63	1.05	1	0.77	1.24
X	FWT	40.9	AW	67	34.2	2.1	5.4	49	1.07	1	0.77	1.21
X	FWT	40.9	AW	66	34.2	2.1	5.4	49	1.07	1	0.77	1.21
X	FWT	40.9	AW	69	34.2	2.1	5.4	49	1.07	1	0.77	1.21
X	FWT	41.0	AW	68	34.2	2.1	5.4	49	1.07	1	0.77	1.21
X	FWT	40.8	AW	70	34.2	2.1	5.4	49	1.07	1	0.77	1.21
X	FWT	40.6	AW	65	34.2	2.1	5.4	49	1.07	1	0.77	1.21
X	FWT	40.7	AW	63	34.2	2.1	5.4	49	1.07	1	0.77	1.21
X	FWT	40.8	AW	71	34.2	2.1	5.4	49	1.07	1	0.77	1.21
X	FWT	40.0	AW	62	34.2	2.1	5.4	49	1.07	1	0.77	1.21
X	FWT	40.6	AW	61	34.2	2.1	5.4	49	1.07	1	0.77	1.21
X	FWT	40.8	AW	72	34.2	2.1	5.4	49	1.07	1	0.77	1.21
X	FWT	40.5	AW	64	34.2	2.1	5.4	49	1.07	1	0.77	1.21
X	FWT	40.8	GR	79	33.1	2.4	6.2	49	1.07	1	0.77	1.21
X	FWT	40.8	GR	78	33.1	2.4	6.2	49	1.07	1	0.77	1.21
X	FWT	41.0	GR	80	33.1	2.4	6.2	49	1.07	1	0.77	1.21

Material	Type	$t$ in mm	Treatment	Number	$c$ in MPa/kN	$G$ in 1/mm	$K_P$	$l_{\sigma, st}$ in mm	$n_{st}$	$n_{bm}$	$K_{R,P}$	$f_{RAM}$
X	FWT	40.9	GR	76	33.1	2.4	6.2	49	1.07	1	0.77	1.21
X	FWT	40.8	GR	82	33.1	2.4	6.2	49	1.07	1	0.77	1.21
X	FWT	41.0	GR	81	33.1	2.4	6.2	49	1.07	1	0.77	1.21
X	FWT	41.2	GR	75	33.1	2.4	6.2	49	1.07	1	0.77	1.21
X	FWT	40.7	GR	74	33.1	2.4	6.2	49	1.07	1	0.77	1.21
X	FWT	40.8	GR	83	33.1	2.4	6.2	49	1.07	1	0.77	1.21
X	FWT	40.9	GR	77	33.1	2.4	6.2	49	1.07	1	0.77	1.21
X	FWT	40.6	GR	73	33.1	2.4	6.2	49	1.07	1	0.77	1.21
X	FWT	40.6	GR	84	33.1	2.4	6.2	49	1.07	1	0.77	1.21
X	FWR	40.6	AW	60	65.9	1.2	10.7	41	1.09	1	0.77	1.19
X	FWR	40.6	AW	59	65.9	1.2	10.7	41	1.09	1	0.77	1.19
X	FWR	40.4	AW	53	65.9	1.2	10.7	41	1.09	1	0.77	1.19
X	FWR	40.7	AW	55	65.9	1.2	10.7	41	1.09	1	0.77	1.19
X	FWR	40.5	AW	51	65.9	1.2	10.7	41	1.09	1	0.77	1.19
X	FWR	40.7	AW	50	65.9	1.2	10.7	41	1.09	1	0.77	1.19
X	FWR	40.7	AW	57	65.9	1.2	10.7	41	1.09	1	0.77	1.19
X	FWR	40.9	AW	58	65.9	1.2	10.7	41	1.09	1	0.77	1.19
X	FWR	40.7	AW	56	65.9	1.2	10.7	41	1.09	1	0.77	1.19
X	FWR	40.5	AW	52	65.9	1.2	10.7	41	1.09	1	0.77	1.19
X	FWR	40.6	AW	49	65.9	1.2	10.7	41	1.09	1	0.77	1.19
X	FWR	40.7	AW	54	65.9	1.2	10.7	41	1.09	1	0.77	1.19



Tab. D.6.: Parameter zur Bewertung mit dem Strukturgrößenkonzept.

Material	Type	$t$ in mm	Treatment	Number	$u_a$ in mm	$F_{\max}$ in kN	$F_{\min}$ in kN	$u_{\max}$ in mm	$u_{\min}$ in mm	$P_{\text{RAM,HS}}$ in MPa	$N_{\text{calc}}$
S	FWT	8.0	AW	96	9.00	61.91	-20.17	8.90	8.97	3000	1
S	FWT	8.0	AW	94	7.00	41.63	-15.73	6.93	6.97	2315	3
S	FWT	8.0	AW	84	5.00	42.02	-19.00	4.93	4.97	1547	15
S	FWT	8.0	AW	82	5.00	37.59	-15.01	4.94	4.97	1550	15
S	FWT	8.0	AW	92	5.00	36.77	-15.49	4.94	4.97	1550	15
S	FWT	8.0	AW	89	4.00	29.48	-12.52	3.95	3.98	1218	41
S	FWT	8.0	AW	80	3.00	24.56	-12.44	2.96	2.98	927	125
S	FWT	8.0	AW	81	3.00	23.69	-11.87	2.96	2.98	928	125
S	FWT	8.0	AW	91	3.00	21.31	-10.37	2.96	2.98	929	124
S	FWT	8.0	AW	90	2.00	13.60	-8.00	1.98	1.99	610	682
S	FWT	8.0	AW	95	1.80	10.76	-7.16	1.78	1.79	544	1084
S	FWT	8.0	AW	86	1.50	10.91	-8.49	1.48	1.49	445	2443
S	FWT	8.0	AW	83	1.00	8.12	-8.12	0.99	0.99	289	13996
S	FWT	8.0	AW	88	1.00	8.67	-8.07	0.99	0.99	289	13996
S	FWT	8.0	AW	85	1.00	8.31	-7.25	0.99	0.99	289	13996
S	FWT	8.0	AW	93	0.50	2.02	-2.56	0.50	0.50	143	240670
S	FWT	8.0	GR	107	8.00	45.91	-16.09	7.92	7.97	2601	1
S	FWT	8.0	GR	103	7.00	41.36	-14.64	6.93	6.98	2247	3
S	FWT	8.0	GR	106	5.00	29.05	-12.95	4.95	4.98	1524	18
S	FWT	8.0	GR	111	5.00	31.68	-13.32	4.95	4.98	1523	18
S	FWT	8.0	GR	102	5.00	32.16	-12.84	4.95	4.98	1523	18
S	FWT	8.0	GR	114	4.00	31.39	-13.61	3.95	3.98	1182	53
S	FWT	8.0	GR	100	3.00	22.35	-11.25	2.96	2.98	907	161
S	FWT	8.0	GR	105	3.00	19.12	-8.88	2.97	2.99	908	160
S	FWT	8.0	GR	110	3.00	21.22	-10.78	2.96	2.98	907	161
S	FWT	8.0	GR	115	2.00	15.86	-9.54	1.97	1.98	599	911
S	FWT	8.0	GR	104	2.00	13.59	-7.81	1.98	1.99	600	905
S	FWT	8.0	GR	112	1.50	10.84	-8.76	1.48	1.49	438	3367
S	FWT	8.0	GR	108	1.50	11.18	-8.42	1.48	1.49	438	3367
S	FWT	8.0	GR	109	1.50	9.75	-7.65	1.48	1.49	438	3367
S	FWT	8.0	GR	101	1.00	5.90	-7.10	0.99	0.99	286	19959
S	FWT	8.0	GR	113	0.80	5.33	-6.27	0.79	0.79	226	53340
S	FWT	30.0	AW	248	3.00	135.86	-248.14	2.77	2.58	1628	11
S	FWT	30.0	AW	249	2.50	110.33	-260.21	2.32	2.06	1435	19
S	FWT	30.0	AW	148	2.50	108.08	-235.64	2.32	2.11	1446	18
S	FWT	30.0	AW	141	2.00	71.38	-229.70	1.88	1.62	1247	32

Material	Type	$t$ in mm	Treatment	Number	$u_a$ in mm	$F_{\max}$ in kN	$F_{\min}$ in kN	$u_{\max}$ in mm	$u_{\min}$ in mm	$P_{\text{RAM,HS}}$ in MPa	$N_{\text{calc}}$
S	FWT	30.0	AW	242	2.00	69.27	-275.15	1.88	1.54	1231	34
S	FWT	30.0	AW	150	1.50	66.08	-210.56	1.39	1.15	1027	69
S	FWT	30.0	AW	142	1.50	46.66	-184.28	1.42	1.19	1046	64
S	FWT	30.0	AW	143	1.00	83.59	-98.97	0.86	0.83	740	248
S	FWT	30.0	AW	240	1.00	85.65	-100.19	0.86	0.83	738	250
S	FWT	30.0	AW	149	0.70	49.48	-70.32	0.62	0.58	531	900
S	FWT	30.0	AW	241	0.70	48.43	-67.27	0.62	0.59	534	880
S	FWT	30.0	AW	243	0.50	31.79	-48.09	0.45	0.42	384	3166
S	FWT	30.0	GR	164	3.00	119.88	-287.02	2.80	2.52	1606	13
S	FWT	30.0	GR	166	2.50	104.19	-258.89	2.33	2.07	1426	21
S	FWT	30.0	GR	263	2.50	116.72	-234.46	2.30	2.11	1433	21
S	FWT	30.0	GR	260	2.00	82.14	-276.00	1.86	1.54	1219	40
S	FWT	30.0	GR	162	2.00	85.06	-270.88	1.86	1.55	1220	40
S	FWT	30.0	GR	265	1.50	72.46	-210.46	1.38	1.15	1033	79
S	FWT	30.0	GR	161	1.50	75.70	-201.54	1.37	1.16	1035	78
S	FWT	30.0	GR	262	1.00	89.83	-92.67	0.85	0.84	762	269
S	FWT	30.0	GR	160	1.00	63.77	-113.87	0.89	0.81	772	256
S	FWT	30.0	GR	261	0.70	59.40	-64.44	0.60	0.59	546	1031
S	FWT	30.0	GR	165	0.70	49.62	-68.76	0.62	0.58	554	972
S	FWT	30.0	GR	163	0.50	48.20	-33.88	0.42	0.44	394	3831
S	BWT	8.0	AW	3	1.40	289.24	-300.76	0.92	0.90	1638	12
S	BWT	8.0	AW	7	1.30	266.69	-290.21	0.85	0.81	1501	17
S	BWT	8.0	AW	6	1.20	262.37	-259.39	0.76	0.77	1398	23
S	BWT	8.0	AW	1	1.10	203.85	-281.83	0.76	0.63	1221	41
S	BWT	8.0	AW	4	1.00	216.14	-229.04	0.64	0.62	1151	52
S	BWT	8.0	AW	9	0.80	174.27	-182.71	0.51	0.49	954	111
S	BWT	8.0	AW	2	0.70	177.22	-135.58	0.40	0.47	850	178
S	BWT	8.0	AW	12	0.60	155.68	-112.12	0.34	0.41	735	321
S	BWT	8.0	AW	5	0.50	114.58	-109.76	0.31	0.32	620	639
S	BWT	8.0	AW	8	0.60	149.95	-119.65	0.35	0.40	728	334
S	BWT	8.0	AW	10	0.40	106.45	-74.29	0.22	0.28	483	1754
S	BWT	8.0	AW	11	0.25	84.85	-27.17	0.11	0.20	298	12364
X	FWT	8.8	AW	25	4.00	27.50	-13.80	4.00	4.00	1251	32
X	FWT	8.9	AW	34	4.00	27.40	-13.80	4.00	4.00	1251	32
X	FWT	8.7	AW	27	4.00	21.90	-11.40	4.00	4.00	1251	32
X	FWT	8.8	AW	26	5.00	17.60	-9.40	5.00	5.00	1574	13
X	FWT	8.7	AW	32	3.00	18.10	-11.80	3.00	3.00	944	96

Material	Type	$t$ in mm	Treatment	Number	$u_a$ in mm	$F_{\max}$ in kN	$F_{\min}$ in kN	$u_{\max}$ in mm	$u_{\min}$ in mm	$P_{\text{RAM,HS}}$ in MPa	$N_{\text{calc}}$
X	FWT	8.9	AW	35	2.00	14.50	-10.00	2.00	2.00	648	402
X	FWT	8.8	AW	33	1.70	15.80	-9.90	1.70	1.70	558	711
X	FWT	8.8	AW	28	2.50	11.40	-7.50	2.50	2.50	797	182
X	FWT	8.5	AW	29	1.70	11.10	-7.70	1.70	1.70	558	711
X	FWT	8.8	AW	30	1.30	12.80	-9.20	1.30	1.30	436	1819
X	FWT	8.4	AW	36	1.20	8.80	-5.90	1.20	1.20	404	2431
X	FWT	8.5	AW	31	1.30	8.30	-7.00	1.30	1.30	436	1819
X	FWT	7.9	GR	37	4.00	33.50	-9.70	4.00	4.00	1626	13
X	FWT	7.9	GR	45	5.00	32.00	-15.80	5.00	5.00	2030	5
X	FWT	8.0	GR	38	5.00	27.60	-10.30	5.00	5.00	2030	5
X	FWT	8.4	GR	40	2.50	26.60	-13.60	2.50	2.50	1004	86
X	FWT	7.9	GR	39	4.00	22.60	-10.00	4.00	4.00	1626	13
X	FWT	8.0	GR	46	2.50	23.50	-13.80	2.50	2.50	1004	86
X	FWT	8.5	GR	42	1.70	21.70	-12.40	1.70	1.70	691	375
X	FWT	8.5	GR	41	1.70	14.90	-10.20	1.70	1.70	691	375
X	FWT	7.9	GR	44	1.30	14.00	-8.50	1.30	1.30	538	1003
X	FWT	7.9	GR	43	1.30	13.20	-7.50	1.30	1.30	538	1003
X	FWT	8.5	GR	47	0.80	9.30	-7.00	0.80	0.80	339	6146
X	FWT	40.9	AW	67	8.00	64.80	-54.00	8.00	8.00	1071	37
X	FWT	40.9	AW	66	7.50	63.00	-53.80	7.50	7.50	1015	45
X	FWT	40.9	AW	69	5.00	53.50	-48.20	5.00	5.00	726	141
X	FWT	41.0	AW	68	6.50	50.00	-44.80	6.50	6.50	904	67
X	FWT	40.8	AW	70	4.50	52.10	-47.50	4.50	4.50	665	190
X	FWT	40.6	AW	65	6.00	49.80	-44.90	6.00	6.00	845	84
X	FWT	40.7	AW	63	5.00	44.90	-40.80	5.00	5.00	726	141
X	FWT	40.8	AW	71	3.00	42.50	-39.90	3.00	3.00	471	611
X	FWT	40.0	AW	62	4.00	41.00	-37.50	4.00	4.00	601	267
X	FWT	40.6	AW	61	2.50	33.90	-29.80	2.50	2.50	400	1062
X	FWT	40.8	AW	72	2.00	33.00	-29.20	2.00	2.00	323	2192
X	FWT	40.5	AW	64	2.00	25.80	-24.10	2.00	2.00	323	2192
X	FWT	40.8	GR	79	8.00	65.20	-54.80	8.00	8.00	1124	36
X	FWT	40.8	GR	78	7.50	62.50	-53.80	7.50	7.50	1066	44
X	FWT	41.0	GR	80	6.50	57.00	-49.90	6.50	6.50	948	67
X	FWT	40.9	GR	76	6.00	56.00	-48.00	6.00	6.00	888	84
X	FWT	40.8	GR	82	4.50	51.00	-47.00	4.50	4.50	698	197
X	FWT	41.0	GR	81	5.00	52.00	-46.00	5.00	5.00	762	144
X	FWT	41.2	GR	75	5.00	46.80	-43.80	5.00	5.00	762	144

Material	Type	$t$ in mm	Treatment	Number	$u_a$ in mm	$F_{\max}$ in kN	$F_{\min}$ in kN	$u_{\max}$ in mm	$u_{\min}$ in mm	$P_{\text{RAM,HS}}$ in MPa	$N_{\text{calc}}$
X	FWT	40.7	GR	74	4.00	44.10	-41.40	4.00	4.00	632	279
X	FWT	40.8	GR	83	3.00	43.50	-40.00	3.00	3.00	495	660
X	FWT	40.9	GR	77	3.00	40.00	-37.80	3.00	3.00	495	660
X	FWT	40.6	GR	73	2.50	38.90	-34.10	2.50	2.50	422	1158
X	FWT	40.6	GR	84	2.00	35.00	-28.80	2.00	2.00	341	2452
X	BWT	8.9	AW	5	1.00	124.50	-114.30	1.00	1.00	1525	15
X	BWT	8.2	AW	1	0.80	120.49	-105.00	0.80	0.80	1275	30
X	BWT	8.2	AW	6	0.90	99.40	-96.40	0.90	0.90	1404	21
X	BWT	8.8	AW	10	0.80	112.90	-115.50	0.80	0.80	1275	30
X	BWT	8.2	AW	2	0.60	84.40	-95.50	0.60	0.60	1006	75
X	BWT	8.7	AW	7	0.70	104.60	-107.70	0.70	0.70	1143	46
X	BWT	8.8	AW	9	0.60	97.80	-105.70	0.60	0.60	1006	75
X	BWT	8.9	AW	3	0.50	88.00	-88.10	0.50	0.50	865	133
X	BWT	8.0	AW	8	0.40	68.00	-76.20	0.40	0.40	715	276
X	BWT	8.2	AW	4	0.40	71.20	-71.20	0.40	0.40	715	276

Tab. D.7.: Wöhlerlinien-Parameter zur Bewertung mit dem Strukturgrößenkonzept.

Material	Type	$t$ in mm	Treatment	FAT in MPa	$\alpha_w$	$K_{E,inv}$ <sup>4</sup>	$f_t$	$\sqrt{\sigma_{\text{entr}} \cdot \varepsilon_{\text{entr}} \cdot E}$ in MPa	$P_{\text{RAM,HS,Stat}}$ in MPa	$P_{\text{RAM,HS,FAT}}$ in MPa	$k$
S	FWT	8.0	AW	100	0.9	1.00	1.100	3405	3065	85	4.04
S	FWT	8.0	GR	112	0.9	1.00	1.100	3405	3065	95	4.17
S	FWT	30.0	AW	100	0.9	1.00	0.947	3405	3065	73	3.88
S	FWT	30.0	GR	112	0.9	1.00	0.964	3405	3065	83	4.02
S	BWT	8.0	AW	100	0.9	1.00	1.100	3405	3065	85	4.04
X	FWT	8.8	AW	100	1.0	0.79	1.100	3131	3131	67	3.81
X	FWT	8.0	GR	112	1.0	0.79	1.100	3131	3131	75	3.92
X	FWT	40.8	AW	100	1.0	0.65	0.863	3131	3131	43	3.39
X	FWT	40.8	GR	112	1.0	0.65	0.907	3131	3131	51	3.52
X	BWT	8.7	AW	100	1.0	0.79	1.100	3131	3131	67	3.81

<sup>4</sup>Gemäß der FKM-Richtlinie [80] sind für spannungsarm geglühte Bauteile geringe Eigenspannungen ( $K_{E,inv} = 1,0$ ), für quer beanspruchte Schweißnähte an Bauteilen bis 10 mm Blechdicke mäßige Eigenspannungen ( $K_{E,inv} = 0,79$ ) und für dickere Bauteile hohe Eigenspannungen ( $K_{E,inv} = 0,65$ ) anzunehmen.

Tab. D.8.: Bewertung der Kreuzstöße (mit Änderungen entnommen aus [83]).

Material	Type	$R$	$\sigma$	$P_{\text{RAM,HS}}$ in MPa	$N_{\text{exp}} = N_{\text{rupture}}$	$N_{\text{calc}}$
S960M	DHV	0.1	113	159	718000	157430
S960M	DHV	0.1	135	190	605000	76690
S960M	DHV	0.1	158	222	439000	40597
S960M	DHV	0.1	180	253	195000	23966
S960M	DHV	0.1	203	285	80800	14738
S960M	DHV	0.1	225	316	70500	9722
S960M	DHV	0.1	248	349	46800	6559
S960M	DHV	0.1	270	380	40000	4652
S960M	DHV	0.1	315	443	25500	2494
S960M	DHV	0.1	360	506	12800	1458
S960M	DHV	0.1	450	622	8110	633
S960M	DHV	-1	250	259	325000	21863
S960M	DHV	-1	300	311	92100	10461
S960M	DHV	-1	300	311	111000	10461
S960M	DHV	-1	450	466	28900	2030
S960M	DHV	-1	500	518	15800	1326
S960M	DHV	-1	550	569	11500	902
S960M	DHV	-1	600	621	7440	634
S960M	DHV	-1	600	621	9060	634
S960M	DHV	-1	650	673	6000	459
S960M	Fillet	0.1 <sup>5</sup>	113	160	718000	153436
S960M	Fillet	0.1	135	191	718000	74744
S960M	Fillet	0.1	135	191	216000	74744
S960M	Fillet	0.1	158	223	188000	39567
S960M	Fillet	0.1	158	223	98200	39567
S960M	Fillet	0.1	180	255	147000	23358
S960M	Fillet	0.1	180	255	99000	23358
S960M	Fillet	0.1	203	287	65200	14364
S960M	Fillet	0.1	203	287	49500	14364
S960M	Fillet	0.1	203	287	42600	14364
S960M	Fillet	0.1	225	318	47000	9476
S960M	Fillet	0.1	225	318	35200	9476
S960M	Fillet	0.1	248	351	25300	6393
S960M	Fillet	0.1	248	351	26400	6393
S960M	Fillet	0.1	270	382	24600	4534
S960M	Fillet	0.1	270	382	19000	4534

Material	Type	$R$	$\sigma$	$P_{\text{RAM,HS}}$ in MPa	$N_{\text{exp}} = N_{\text{rupture}}$	$N_{\text{calc}}$
S960M	Fillet	0.1	450	615	5230	659
S960M	Fillet	-1	250	260	70000	21308
S960M	Fillet	-1	350	365	32000	5467
S960M	Fillet	-1	400	417	23700	3186
S960M	Fillet	-1	400	417	15000	3186
S960M	Fillet	-1	450	469	14400	1979
S960M	Fillet	-1	450	469	20000	1979
S960M	Fillet	-1	550	573	10200	879
S960M	Fillet	-1	650	677	5330	447
1.4541	DHV	-1	200	207	794000	30910
1.4541	DHV	-1	250	262	308000	12584
1.4541	DHV	-1	250	262	216000	12584
1.4541	DHV	-1	300	322	82000	5773
1.4541	DHV	-1	300	322	80800	5773
1.4541	DHV	-1	350	383	37700	2966
1.4541	DHV	-1	350	383	37700	2966
1.4541	Fillet	0.1	135	197	725000	37459
1.4541	Fillet	0.1	135	197	736000	37459
1.4541	Fillet	0.1	180	276	274000	10334
1.4541	Fillet	0.1	180	276	727000	10334
1.4541	Fillet	0.1	203	321	166000	5849
1.4541	Fillet	0.1	203	321	221000	5849
1.4541	Fillet	0.1	225	369	132000	3425
1.4541	Fillet	-1	200	207	412000	30863
1.4541	Fillet	-1	200	207	198000	30863
1.4541	Fillet	-1	250	261	175000	12774
1.4541	Fillet	-1	250	261	167000	12774
1.4541	Fillet	-1	250	261	160000	12774
1.4541	Fillet	-1	300	321	50800	5859
1.4541	Fillet	-1	300	321	46500	58589
1.4541	Fillet	-1	350	382	42300	3007
1.4541	Fillet	-1	350	382	17700	3007

<sup>5</sup>In Tab. 11-8 in [83] scheinen die Zahlenwerte zu dieser Versuchsserie eine Zeile verrutscht zu sein. Die hier angegebenen Werte wurden an Abb. 4-28 in [83] angepasst.

Tab. D.9.: Bewertung der T-Stöße aus S235JR (mit Änderungen entnommen aus [24]).

$u_a$ in mm	Number	Frequency in Hz	$P_{RAM,HS}$ in MPa	$N_{exp} = N_{rupture}$	$N_{calc}$
2.5	8	0.1	939	375	43
2.5	9	0.1	939	430	43
2.0	5	0.1	788	510 (interrupted)	84
2.0	1	1.0	788	620	84
2.0	4	1.0	788	628	84
1.5	3	1.0	620	1028	207
1.5	6	1.0	620	2312	207
1.0	2	1.0	440	5000	750
1.0	7	1.0	440	8400	750