



Janes Kummer, BSc

**Experimentelle und numerische Ermüdungsbewertung
schubbeanspruchter Schweißverbindungen
unter Anwendung des Kerbspannungskonzepts**

MASTERARBEIT

zur Erlangung des akademischen Grades

Dipl.-Ing./Master of Science

Masterstudium Maschinenbau

eingereicht an der

Technischen Universität Graz

Betreuer

Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. mont. MBA Leitner Martin

Dipl.-Ing. Dr. techn. Christian Buzzi

Institut für Betriebsfestigkeit und Schienenfahrzeugtechnik

Graz, Februar 2026

Abstract

Welded joints are subjected to cyclic loads in many technical applications and exhibit increased susceptibility to fatigue due to geometric notches, complex residual stress states, and local microstructural changes. Comprehensive reference values are available in the literature for normal stress conditions. However, studies on stress under shear loads are only available in isolated cases, which is why this work focuses on the fatigue strength assessment of welded joints subjected to shear stress.

First, several experimental test series with samples of steels of different strengths and the influence of weld seam post-treatment are investigated and compared on the basis of the nominal stresses. In the numerical part, a mesh parameter study is carried out, taking into account the effects of element type and size on the local notch stress. Based on this study, recommendations for numerical analysis are derived, which serve as a basis for determining the notch stresses at the weld toe and root and for deriving corresponding stress concentration factors.

The final step is to combine the experimental and numerical investigations using the example of the examined butt joint specimens by applying the effective notch stress concept. The resulting local fatigue strengths are discussed and compared with literature values. It can be seen that the FAT classes determined exceed the recommendations of the International Institute of Welding (IIW), with the use of higher-strength steel in particular offering a corresponding advantage. The work thus contributes to a well-founded assessment of the fatigue strength of welds subjected to shear stress and provides a basis for further investigations on this topic.

Kurzfassung

Schweißverbindungen sind in vielen technischen Anwendungen zyklischen Belastungen ausgesetzt und weisen aufgrund geometrischer Kerben, komplexer Eigenspannungszustände sowie lokaler Gefügeänderungen eine erhöhte Ermüdungsanfälligkeit auf. Für Beanspruchungen unter Normalspannung stehen hierfür umfassende Referenzwerte in der Literatur zur Verfügung. Untersuchungen zur Beanspruchung unter Schubspannung sind hingegen nur vereinzelt verfügbar, weshalb der Fokus dieser Arbeit auf der Ermüdungsfestigkeitsbewertung schubbeanspruchter Schweißverbindungen liegt.

Zunächst werden mehrere experimentelle Versuchsreihen mit Proben aus Stählen unterschiedlicher Festigkeit sowie der Einfluss einer Schweißnahtnachbehandlung untersucht und auf Basis der Nennspannungen verglichen. Im numerischen Teil wird eine Netzparameterstudie unter Berücksichtigung der Effekte von Elementtyp und -größe auf die lokale Kerbspannung durchgeführt. Auf Basis dieser Studie werden Empfehlungen zur numerischen Analyse abgeleitet, die als Grundlage für die Ermittlung der Kerbspannungen am Nahtfuß und an der Nahtwurzel sowie für die Ableitung entsprechender Spannungskonzentrationsfaktoren dienen.

Der finale Schritt ist das Zusammenführen der experimentellen und numerischen Untersuchung am Beispiel der untersuchten Stumpfstoßproben durch Anwendung des effektiven Kerbspannungskonzepts. Die daraus resultierenden lokalen Ermüdungsfestigkeitswerte werden diskutiert und mit Literaturwerten verglichen. Es zeigt sich, dass die ermittelten FAT-Klassen über den Empfehlungen des International Institute of Welding (IIW) liegen, wobei insbesondere die Verwendung eines höherfesten Stahls einen entsprechenden Vorteil bringt. Die Arbeit leistet somit einen Beitrag zu einer fundierten Bewertung der Ermüdungsfestigkeit schubbeanspruchter Schweißnähte und stellt eine Basis für weiterführende Untersuchungen zu diesem Thema dar.

Danksagung

Die vorliegende Masterarbeit wurde im Rahmen des Christian Doppler Labors für Strukturintegrität im Schienenfahrzeugbau verfasst. Ich bedanke mich dahingehend für die finanzielle Unterstützung durch das Bundesministerium für Wirtschaft, Energie und Tourismus und die Nationalstiftung für Forschung, Technologie und Entwicklung sowie die Christian Doppler Forschungsgesellschaft.

Besonderer Dank gilt meinen Betreuern für die konstruktiven Ratschläge während der Erstellung der Arbeit. Auch allen anderen Mitarbeitern des Instituts für Betriebsfestigkeit und Schienenfahrzeugtechnik möchte ich danken, welche vor allem bei kleineren Anliegen stets durch tatkräftige Unterstützung auffielen.

Weiters möchte ich mich bei meinen Eltern und Großeltern bedanken, welche mich während des gesamten Studiums unterstützt haben. Ebenfalls möchte ich mich bei allen meinen Freunden bedanken, welche mir auch in anstrengenden Zeiten einen guten Ausgleich zum Studium geboten haben.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Grundlagen	3
2.1	Spannungen	3
2.1.1	Dehnungen und linear-elastischer Zusammenhang	5
2.1.2	Mehrachsigkeit und Beanspruchungszustände	6
2.2	Bewertung der Betriebsfestigkeit geschweißter Bauteile	8
2.2.1	Nennspannungskonzept	8
2.2.2	Strukturspannungskonzept	9
2.2.3	Kerbspannungskonzept	10
2.2.4	S/N-Kurven	12
2.2.5	Ermüdungsversuche	14
3	Experimentelle Untersuchung	17
3.1	Schubprobenprüfstand	17
3.2	Schubproben	18
3.2.1	Allgemeiner Probenaufbau	18
3.2.2	Stumpfstoß-Schubproben	19
3.3	Versuchsablauf	21
3.4	Auswertung der Nennspannungen	21
4	Simulation	27
4.1	Allgemeines	27
4.2	Kreuzstoß	28
4.2.1	Simulationsaufbau	28
4.2.2	Prüfstandsmodell	28
4.2.3	Probenmodell	29
4.2.3.1	Kreuzstoß Probenvarianten	30
4.2.3.2	Modellvorgaben aus der IIW-Richtlinie	31
4.2.3.3	Probenvernetzung	33
4.2.3.3.1	Lineare oder quadratische Elemente	34
4.2.3.3.2	Verfeinerung gegenüber den IIW-Mindestvorgaben	35
4.2.4	Simulationsergebnisse	38
4.2.4.1	Auswertepfade	38
4.2.4.2	Probenform „Aufgeschweißt“	40
4.2.4.3	Probenform „Durchgeschweißt“	41
4.2.4.4	Probenform „Geteilt“	42

4.2.4.5	Probenform „Geteilt R03“	43
4.3	Stumpfstoß	45
5	Ergebnisse	49
5.1	Simulationsvergleich mit Versuchsdaten	49
5.2	Simulationsvergleich mit modifizierten Versuchsdaten	51
5.3	Kerbspannungskonzept	52
6	Zusammenfassung	55
7	Ausblick	57
	Literatur	59

Abbildungsverzeichnis

2.1	Dreidimensionaler Spannungszustand [2, S. 44]	3
2.2	Nennspannung in einem Balken [1, S. 17]	8
2.3	Definition der Hot-Spot-Spannung [1, S. 22]	9
2.4	Typen bei Strukturspannungskonzept [1, S. 23]	10
2.5	Verrundung der Kerben bei Schweißnähten [1, S. 30]	11
2.6	Beispiel einer S/N-Kurve [1, S. 107]	12
2.7	Stahl-Ermüdungsfestigkeit aus IIW-Richtlinie	13
2.8	Zuteilung der Schub-S/N-Kurven nach IIW [1, S. 75]	13
2.9	Varianten des Amplitudenversuchs	14
2.10	Spannungsverlauf bei verschiedenen Spannungsverhältnissen R [10, S. 17]	15
2.11	Belastungsmethoden bei Ermüdungsversuchen [1, S. 103]	15
3.1	Schubprobenprüfstand an der TU-Graz [11, S. 58]	18
3.2	Schematischer Aufbau der Probe mit Einspannbereich, Übergangszone und Messbereich.	19
3.3	Fotos vom Schweißnahtbereich der Stumpfstoßproben	20
3.4	Regressionsanalyse für Zylinderkraft und Dehnung für S700-Proben	22
3.5	Auswertung der Nennspannungen für S355AW	22
3.6	Auswertung der Nennspannungen für S700AW	23
3.7	Auswertung der Nennspannungen für S700G	24
3.8	Auswertung der Nennspannungen für S355AW, S700AW und S700G	25
4.1	Gegenüberstellung Foto und Modell des Schubprobenprüfstands	29
4.2	Skizze der Kreuzstoßvarianten	30
4.3	Kerbradius in Abhängigkeit der Blechdicke nach IIW [1, S. 30]	31
4.4	Schematische Darstellung der empfohlenen Elementaufteilung [1, S. 33]	32
4.5	Exemplarische Vernetzung der Probenform „Aufgeschweißt“	33
4.6	Detailansicht des Netz am Schweißfuß	33
4.7	Detailansicht des Netz an Schweißwurzel	33
4.8	Vergleich von Elementtypen für Probenform „Aufgeschweißt“	34
4.9	Vergleich von Elementtypen für Probenform „Geteilt“	34
4.10	Netzsensitivität der Probenform „Aufgeschweißt“	36
4.11	Netzsensitivität der Probenform „Geteilt“	36
4.12	Kerb-Spannungsquotient in Abhängigkeit vom Elementwinkel	37
4.13	Kreuzstoß-Netzdetails im Schweißbereich	38
4.14	Auswertepfad: <i>Quadrant</i>	38
4.15	Auswertepfad: <i>Nahtfuß</i>	38

4.16	Auswertepfad: <i>DMS-Zone</i>	39
4.17	Auswertepfad: <i>Nahtwurzel</i>	39
4.18	Spannungsverläufe für Probenform „Aufgeschweißt“	40
4.19	Spannungsverläufe für Probenform „Durchgeschweißt“	41
4.20	Spannungsverläufe für Probenform „Geteilt“	42
4.21	Netz im Schweißbereich von Probe „Geteilt R03“	43
4.22	Spannungsverläufe für Probenform „Geteilt R03“	44
4.23	Vernetzte Stumpfstoß-Probe	45
4.24	Auswertepfad: <i>Quadrant</i>	46
4.25	Auswertepfad: <i>Nahtfuß</i>	46
4.26	Auswertepfad: <i>DMS-Zone</i>	46
4.27	Auswertepfad: <i>Nahtwurzel</i>	46
4.28	Spannungsverläufe für Probenform „Stumpfstoß“	47
5.1	Messpunkt auf der realen Probe	49
5.2	S/N-Kurve für max. Schubspannung von S355AW	52
5.3	S/N-Kurve für max. Schubspannung von S700AW	53
5.4	Kerbspannungskonzept für S355AW und S700AW	54

Tabellenverzeichnis

2.1	Übersicht der Spannungsgrößen und zugehörigen Verifizierungskonzepte . . .	8
3.1	Erhöhung der FAT-Klassen basierend auf Nennspannungs-Auswertung . . .	24
4.1	Übersicht der verwendeten Elementtypen und Elementwinkel	37
4.2	Maximale Spannungswerte der Probenform „Aufgeschweißt“	40
4.3	Kerbfaktoren der Probenform „Aufgeschweißt“	40
4.4	Maximale Spannungswerte der Probenform „Durchgeschweißt“	41
4.5	Kerbfaktoren der Probenform „Durchgeschweißt“	41
4.6	Maximale Spannungswerte der Probenform „Geteilt“	42
4.7	Kerbfaktoren der Probenform „Geteilt“	42
4.8	Maximale Spannungswerte der Probenform „Geteilt R03“	44
4.9	Kerbfaktoren der Probenform „Geteilt R03“	44
4.10	Netzparameter und Kerbteilung für Stumpfstoß-Modell	45
4.11	Maximale Spannungswerte der Probenform „Stumpfstoß“	47
4.12	Kerbfaktoren der Probenform „Stumpfstoß“	47
5.1	Vergleich der simulierten und experimentellen Roh-Nennschubspannungen	50
5.2	Vergleich der Roh-Spannungsschwingbreite an der DMS-Position	50
5.3	Vergleich der simulierten und experimentellen modifizierten Nennschubspannungen	51
5.4	Vergleich der modifizierten Spannungsschwingbreite an der DMS-Position	51
5.5	Erhöhung der FAT-Klassen basierend auf Kerbspannungskonzepten	54

Abkürzungs- und Symbolverzeichnis

E	E-Modul
G	Schubmodul
N	Lastwechselspiele
R	Spannungsverhältnis
γ	Schubdehnung
μ_0	Haftreibungskoeffizient
ν	Querkontraktionszahl
σ_1	Maximale Hauptnormalspannung
σ_{Tresca}	Tresca-Vergleichsspannung
σ_{hs}	Strukturspannung
σ_k	Kerbspannung
σ_n	Nennspannung
σ_{vm}	von Mises Vergleichsspannung
σ	Normalspannung
τ_{max}	Maximale Schubspannung
τ	Schubspannung
$\underline{\underline{\sigma}}$	Spannungstensor
$\underline{\underline{\varepsilon}}$	Dehnungstensor
ε	Normaldehnung
φ_e	Elementwinkel
\vec{n}	Normalenvektor
\vec{s}	Spannungsvektor
m	Steigung
q_σ	Spannungsquotient
r	Radius

1 Einleitung

Schweißverbindungen sind im Maschinenbau ein zentrales Element für die feste und dauerhafte Verbindung metallischer Bauteile. Ihre Auslegung erfordert höchste Sorgfalt, da ihre Haltbarkeit oftmals sicherheitsrelevante Funktionen übernimmt. Die Eigenschaften einer Schweißnaht hängen von zahlreichen Parametern ab, die bereits in der Entwurfsphase berücksichtigt werden müssen. Für viele Anwendungen ist es notwendig die Naht sowohl für statische Einzellasten als auch für dynamische Lasten (Lastwechsel) auszulegen. Mit Blick auf eine lange Einsatzzeit ist es notwendig das Verhalten der Schweißnähte auch nach mehreren Millionen Lastwechsel zu analysieren. In der Praxis erfolgt die Bemessung meist auf Grundlage tabellarischer Werte aus Normen und Richtlinien. Die Genauigkeit der Auslegung hängt somit in hohem Maße von der Qualität dieser Literaturwerte ab. Mit dem zunehmenden Einsatz von Leichtbaukonzepten, welche einen höheren Auslastungsgrad anstreben, steigt der Bedarf an präzisen Vergleichswerten. Für manche grundlegende Anwendungsfälle sind notwendige Daten jedoch nur eingeschränkt verfügbar, was eine Optimierung der Konstruktion und eine effiziente Nutzung des eingesetzten Materials erschwert.

In gängigen Richtlinien wie jener des *International Institute of Welding* (IIW) [1] werden zur Bewertung der Betriebsfestigkeit zulässige Beanspruchungen an den Schweißnähten in tabellarischer und grafischer Form zur Verfügung gestellt. Diesen Daten werden Geometrien oder Strukturdetails von Bauteilen zugeordnet, wodurch eine Abschätzung ihrer Lebensdauer möglich ist. Die Ermittlung der zulässigen Beanspruchungen erfolgt durch Versuche an eigens gefertigten Proben und ist aufwendig.

In den Richtlinien des IIW können in Abhängigkeit der zur Verfügung stehenden Informationen zum betrachteten Schweißnahtdetail zur Abschätzung der Ermüdungsfestigkeit die Nennspannungen, Strukturspannungen oder Kerbspannungen herangezogen werden. Erfolgt eine Bewertung der Schweißnähte mittels Nennspannungen kann eine analytische Berechnung ausreichend sein. Für die Bewertung mittels Strukturspannungen und insbesondere für die Kerbspannungen ist ein hoher Detaillierungsgrad der Konstruktion im Bereich der Schweißnaht als auch von der Schweißnaht selbst erforderlich. Hier werden in vielen Fällen numerische Analysen wie eine Finite-Elemente-Modellierung verwendet. Eine Auslegung mittels der Kerbspannungen benötigt viele Detailinformationen zur Schweißnaht, bietet allerdings die Möglichkeit einer Konstruktion, welche Material als auch Gewicht einsparen kann ohne den Sicherheitsaspekt zu vernachlässigen. Besonders im Kontext von Leichtbau, bei dem mitunter besonders teure und fertigungstechnisch anspruchsvolle Materialien verwendet werden, sind bestehende Sicherheitsreserven ein häufig diskutiertes Thema.

In dieser Arbeit soll der hierfür zu durchlaufende Prozess erläutert und an einem realen Anwendungsfall gezeigt werden. Konkret sollen im Stumpfstoß geschweißte Proben modelliert und simuliert werden, um im finalen Schritt in Kombination mit Versuchsdaten ein Kerbspannungskonzept anzuwenden. Dadurch sollen auf Basis der IIW-Richtlinie [1] spezifische Bewertungskurven abgeleitet werden, sodass für einen dieser speziellen Anwendungsfälle künftig Referenzkurven verfügbar sind. Zusätzlich sollen für eine neue Kreuzstoßprobe finale Geometriedaten und Kerbfaktoren durch Simulation identifiziert werden.

2 Grundlagen

In diesem Kapitel sollen die Grundlagen der Festigkeitslehre und Betriebsfestigkeit für die weitere Arbeit erläutert werden. Die referenzierte Literatur bietet hierzu einen umfangreichen Einblick in die behandelten Themen, wodurch ein Grundverständnis für die anschließenden Kapitel vermittelt wird.

2.1 Spannungen

Jede externe Belastung auf ein Material resultiert in einer Reaktion von diesem. In der Mechanik sind das Verdrehungen und Verschiebungen des Bauteils. Kehrt das Material nach der Entlastung in seine Ursprungsform zurück, spricht man von „elastischen“ Verformung. Ab einem gewissen Grenzwert ist das nicht mehr der Fall, wobei hier die „plastische“ Verformung vorliegt. Plastische Verformungen in Bauteilen sind im Allgemeinen unerwünscht, da eine solche meist mit einer Einschränkung ihrer Funktion einhergeht. In dieser Arbeit wird der Fokus daher auf dem elastischen Bereich liegen.

Wird ein Bauteil externen Kräften und Momenten ausgesetzt, entstehen im Inneren entgegengesetzte Reaktionskräfte welche das Gleichgewicht halten. Ist die Massenverteilung homogen, sind auch die Reaktionskräfte gleichmäßig über eine beliebige Querschnittsfläche verteilt. Wird aus einem belastenden Material gedanklich ein kleiner Würfel herausgeschnitten (siehe Abbildung 2.1), kann anhand der Gleichgewichtsbetrachtung seiner Oberfläche, der Spannungszustand definiert werden. Die Querschnittsflächen werden über die Richtung ihres Normalenvektors \vec{n} definiert. Der auf diese Fläche wirkende Spannungsvektor \vec{s} setzt sich aus Normalspannung σ und Schubspannung τ zusammen. Im dreidimensionalen Fall besteht die Schubspannung τ im Allgemeinen aus zwei senkrecht zueinander stehenden Komponenten.

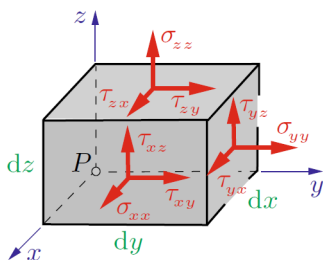


Abbildung 2.1: Dreidimensionaler Spannungszustand [2, S. 44]

Der Spannungstensor $\underline{\underline{\sigma}}$ wird prinzipiell in Tensorform angegeben. Dieser besteht im dreidimensionalen Fall aus 9 Komponenten. Die einzelnen Spannungen werden mit zwei Indizes bezeichnet. Der erste Index i entspricht der Normalenrichtung (x, y, z) und der Zweite j der Wirkrichtung (x, y, z) der Spannung auf der beschriebenen Würfelfläche.

$$\underline{\underline{\sigma}} = \begin{pmatrix} \sigma_{xx} & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} & \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} & \sigma_{zy} & \sigma_{zz} \end{pmatrix} \quad (2.1)$$

Entspricht $i = j$ so handelt es sich um eine Normalspannung σ . Sind die Indizes unterschiedlich, so ist die Spannung eine Schubspannung τ . Wird über eine der Würfelflächen eine Gleichgewichtsbetrachtung aufgestellt, so ergibt sich dass $\tau_{ij} = \tau_{ji}$ sein muss. Dies führt zu folgender Form:

$$\underline{\underline{\sigma}} = \begin{pmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{xy} & \sigma_{yy} & \tau_{yz} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_{zz} \end{pmatrix} \quad (2.2)$$

Zur Beschreibung des gesamten Spannungszustands eines beliebigen Punktes im Material, genügen also drei Normalspannungen $(\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz})$ und drei Schubspannungen $(\tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz})$.

Wird für denselben Punkt der freigeschnittene Würfel gedreht, ändert sich auch die Orientierung der Querschnittsflächen. Dies resultiert folglich auch in einer Änderung der Spannungskomponenten im Tensor. Für jeden Punkt im Material existiert eine Orientierung des Würfels, bei dem alle Schubspannungen τ zu Null werden und im Spannungstensor nur die drei Normalspannungen σ auf der Hauptdiagonale stehen bleiben. Diese Normalspannungen werden daher als Hauptnormalspannungen bezeichnet und werden mit den Zahlen 1, 2 und 3 indexiert. Die Zahlenreihung erfolgt dabei nach der Größe der Hauptnormalspannungen. [3]

$$\underline{\underline{\sigma}} = \begin{pmatrix} \sigma_1 & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_2 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_3 \end{pmatrix} \quad (2.3)$$

2.1.1 Dehnungen und linear-elastischer Zusammenhang

Neben den Spannungen treten infolge äußerer Belastungen auch Dehnungen im Material auf. Dehnungen beschreiben die relative Form- und Längenänderung eines Körpers und stellen die primäre Größe dar, die sowohl in der Finite-Elemente-Methode als auch bei experimentellen Messungen mittels Dehnungsmessstreifen erfasst wird. Die Spannungen ergeben sich daraus über materialabhängige Stoffgesetze. [2]

Analog zum Spannungszustand lässt sich auch der Verzerrungszustand eines Materialpunktes durch einen Tensor beschreiben. Der Dehnungstensor $\underline{\underline{\varepsilon}}$ setzt sich im dreidimensionalen Fall aus drei Normaldehnungen und drei Schubdehnungen zusammen:

$$\underline{\underline{\varepsilon}} = \begin{pmatrix} \varepsilon_{xx} & \frac{1}{2}\gamma_{xy} & \frac{1}{2}\gamma_{xz} \\ \frac{1}{2}\gamma_{xy} & \varepsilon_{yy} & \frac{1}{2}\gamma_{yz} \\ \frac{1}{2}\gamma_{xz} & \frac{1}{2}\gamma_{yz} & \varepsilon_{zz} \end{pmatrix}. \quad (2.4)$$

Im hier relevanten linear-elastischen Bereich besteht zwischen Spannungen und Dehnungen ein linearer Zusammenhang, der durch das verallgemeinerte Hooke'sche Gesetz beschrieben wird. Für isotrope Werkstoffe lässt sich dieser Zusammenhang durch den Elastizitätsmodul E und die Querkontraktionszahl ν vollständig charakterisieren. Die Normaldehnungen ε ergeben sich in diesem Fall zu:

$$\varepsilon_{xx} = \frac{1}{E} (\sigma_{xx} - \nu(\sigma_{yy} + \sigma_{zz})), \quad (2.5)$$

$$\varepsilon_{yy} = \frac{1}{E} (\sigma_{yy} - \nu(\sigma_{zz} + \sigma_{xx})), \quad (2.6)$$

$$\varepsilon_{zz} = \frac{1}{E} (\sigma_{zz} - \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy})), \quad (2.7)$$

Die Schubdehnungen γ stehen mit den Schubspannungen über den Schubmodul G in Beziehung. [2]

$$\gamma_{xy} = \frac{\tau_{xy}}{G} \quad (2.8)$$

$$\gamma_{xz} = \frac{\tau_{xz}}{G} \quad (2.9)$$

$$\gamma_{yz} = \frac{\tau_{yz}}{G} \quad (2.10)$$

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad (2.11)$$

Mit diesen Grundlagen wurde somit auch der Zusammenhang zwischen gemessener Dehnung eines Dehnmessstreifens und der daraus berechneten Spannung geschaffen. [2]

2.1.2 Mehrachsigkeit und Beanspruchungszustände

In realen Bauteilen treten selten einachsige Spannungen auf. Meist wirken mehrere Lastkomponenten gleichzeitig, wodurch ein *dreidimensionaler Spannungszustand* entsteht. Dieser kann beliebige Kombinationen aus Normal- und Schubspannungen enthalten und variiert entlang des Bauteils. Die direkte Bewertung solcher mehrachsigen Spannungszustände anhand einachsiger Werkstoffkennwerte ist nicht möglich, da diese für einachsige Versuche bestimmt wurden.

Für die Festigkeits- und Ermüdungsbewertung wird daher der dreidimensionale Spannungszustand auf eine *einachsige Vergleichsspannung* reduziert. Die Wahl der Vergleichsspannung basiert auf physikalischen Hypothesen über das Versagensverhalten des Werkstoffes:

- **von Mises-Hypothese:** Die von Mises-Hypothese basiert auf dem Prinzip der *energieäquivalenten Verzerrungsarbeit*. Das Versagen eines plastisch verformbaren Werkstoffs tritt demnach ein, wenn die in der Schubspannung gespeicherte Energie einen kritischen Wert erreicht – unabhängig von der Richtung der Hauptspannungen.

Die von Mises-Vergleichsspannung σ_{vm} wird aus den Hauptspannungen $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ wie folgt berechnet:

$$\sigma_{vm} = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]}. \quad (2.12)$$

Die Hypothese erlaubt es, den dreidimensionalen Spannungszustand auf einen einzelnen, energetisch äquivalenten Wert zu reduzieren, wodurch eine direkte Festigkeitsbewertung anhand der bekannten Werkstoffkennwerte möglich wird. [4]

- **Tresca-Hypothese:** Die Tresca-Hypothese basiert auf dem Prinzip der maximalen Schubspannung. Ein Werkstoff versagt demnach, sobald die größte Schubspannung an einem Punkt einen kritischen Wert erreicht – unabhängig von der Orientierung der Hauptspannungen.

Die Tresca-Vergleichsspannung σ_{Tresca} lässt sich aus den Hauptspannungen $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ wie folgt berechnen:

$$\tau_{max} = \frac{1}{2} \max(|\sigma_1 - \sigma_2|, |\sigma_2 - \sigma_3|, |\sigma_3 - \sigma_1|). \quad (2.13)$$

$$\sigma_{Tresca} = 2 \cdot \tau_{max} \quad (2.14)$$

Diese Hypothese reduziert ebenfalls den dreidimensionalen Spannungszustand auf einen einzelnen Wert. Tresca betonte zudem die Konstanz der Schubenergie während der plastischen Fließphase und die Erhaltung des Volumens, wodurch das Materialflussverhalten beschrieben werden kann. [5]

Ein weiterer Vorteil dieser Vergleichsspannung ist, dass sie im später verwendeten Simulationsprogramm *Siemens NX* ebenfalls in Form der doppelten „Max. Shear“-Spannung ausgegeben werden kann und im allgemeinen eine etwas konservativere Grenze darstellt.

Die Reduktion auf eine Vergleichsspannung erlaubt eine direkte Anwendung der bekannten einachsigen Werkstoffkennwerte, sowohl für die *numerische Simulation* als auch für die experimentelle Bewertung. Für duktilen Material wird die von Mises-Hypothese häufig als Standard betrachtet, während Tresca insbesondere als konservative Alternative für sicherheitskritische Bauteile herangezogen werden kann.

Diese Vorgehensweise stellt sicher, dass die Spannungsbewertung sowohl physikalisch fundiert als auch praxisgerecht erfolgt und bildet die Grundlage für die nachfolgenden Berechnungen im Rahmen von FEA (Finite-Elemente-Analysen) und experimentellen Versuchen. [6, S. C5]

2.2 Bewertung der Betriebsfestigkeit geschweißter Bauteile

Die in Kapitel 2.1 vorgestellten Grundlagen für die Zusammenhänge zwischen Dehnungen und Spannungen finden auch bei der Bewertung von Schweißnähten ihre Anwendung. Sie gelten unabhängig von den in den Richtlinien verwendeten Spannungsanteilen und Methoden. Die nachfolgend beschriebenen Verfahren orientieren sich an der Richtlinie des IIW [1], finden sich jedoch auch in der FKM-Richtlinie [7] und der DIN EN 1993 (Eurocode 3) [8]. Die Trennung zwischen den Methoden der Bewertung bezieht sich auf eine globale Betrachtung mittels Nennspannungen und führt über die Verwendung von (fiktiven) Strukturspannung zur lokal auftretenden Kerbspannung direkt an der Schweißnaht.

Tabelle 2.1: Übersicht der Spannungsgrößen und zugehörigen Verifizierungskonzepte

Spannung	Verifizierungskonzept
Nennspannung σ_n	Nennspannungskonzept
Strukturspannung σ_{hs}	Strukturspannungskonzept
Kerbspannung σ_k	Kerbspannungskonzept

2.2.1 Nennspannungskonzept

Die Nennspannung σ_n beschreibt die Spannung in einem betrachteten Bauteilquerschnitt unter Vernachlässigung lokaler Spannungserhöhungen durch Schweißnähte, jedoch unter Einbeziehung makrogeometrischer Effekte wie große Ausschnitte oder Querschnittsänderungen. Es wird ein insgesamt elastisches Verhalten angenommen.

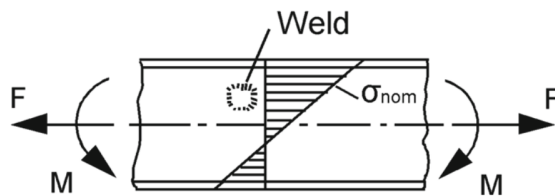


Abbildung 2.2: Nennspannung in einem Balken [1, S. 17]

Für einfache Bauteile kann die Nennspannung mit grundlegenden Methoden der Strukturmechanik unter linear-elastischem Verhalten bestimmt werden (siehe Kapitel 2). Bei komplizierteren Strukturen oder makrogeometrischen Diskontinuitäten kann die Berechnung der Nennspannung mittels Finite-Elemente-Methode erfolgen. Dabei müssen Spannungskonzentrationen aus Details der Schweißnaht ausgeschlossen werden, um die Nennspannung zu erhalten.

Bei experimenteller Bestimmung von Nennspannungen dürfen Messungen keine Spannungskonzentrationen durch Schweißnähte beinhalten. Daher sollten Dehnungsmessstreifen außerhalb des entsprechenden Konzentrationsfeldes angebracht werden. [1]

2.2.2 Strukturspannungskonzept

Die Strukturspannung σ_{hs} beschreibt die Spannung an kritischen Punkten (Hot-Spots), unter Berücksichtigung der makrogeometrischen Details des Bauteils. Sie kann entweder gemessen oder berechnet werden und wird verwendet, wenn aufgrund der Geometrie keine eindeutige Nennspannung ermittelt werden kann, oder wenn aufgrund starker Abweichungen keine Referenz bezüglich ausgearbeiteter Geometrien zulässig ist. Gegenwärtig ist ihre Verwendung auf Versagen im Schweißfußbereich beschränkt und kann nicht direkt auf Versagen in der Schweißwurzel übertragen werden [1, S. 21].

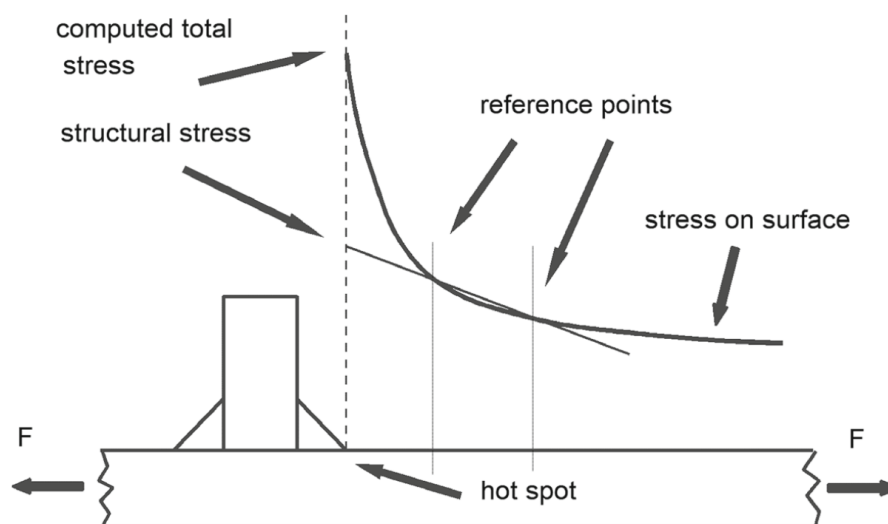


Abbildung 2.3: Definition der Hot-Spot-Spannung [1, S. 22]

Die Spitzenspannung an der Kerbe wird durch Extrapolation von Referenzpunkten zur Nahtkante ermittelt. Dabei wird jedoch die Spannungsüberhöhung aufgrund der Kerbe als Übergang vom Blech zur Schweißnaht außer acht gelassen. Bei den gängigsten Methoden des Strukturspannungskonzeptes werden zwei oder drei dieser Referenzpunkte verwendet, wobei ihre exakte Position in den Richtlinien vorgegeben ist. Typischerweise liegen Punkte $0.4t$, $1.0t$ oder $1.4t$ (Plattenstärke t) vom Schweißnahtfuß entfernt.

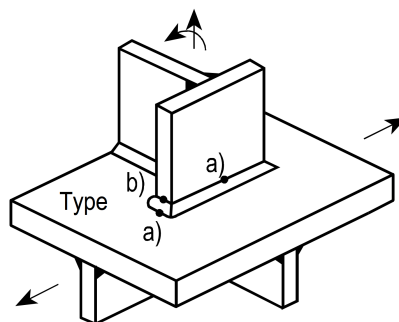


Abbildung 2.4: Typen bei Strukturspannungskonzept [1, S. 23]

Man unterscheidet zwei Typen von Hot-Spots. *Typ A* Hot-Spots liegen an der Hauptfläche von Platten, *Typ B* hingegen auf den Nebenflächen. Diese Unterteilung hat einen maßgeblichen Einfluss auf die Position der Referenzpunkte.

Die tatsächliche Extrapolation kann sowohl linear, als auch quadratisch erfolgen. Werden die Spannungen in den Referenzpunkten durch Berechnungen oder Simulationen ermittelt, so erfolgt die Wahl des Extrapolationsverfahrens in erster Linie aufgrund von Eigenschaften des verwendeten Netzes. Bei mit Dehnmessstreifen ermittelten Spannungen an realen Bauteilen hängt es in erster Linie davon ab, ob ein linearer oder nichtlinearer Spannungsverlauf erwartet wird. [1]

2.2.3 Kerbspannungskonzept

Zur Berechnung von Spannungen in Schweißnahtkerben gibt es weiters das sogenannte Kerbspannungskonzept. Unter der Kerbspannung versteht man die maximale Spannung am Kerbgrund des Schweißfußes oder der Wurzel, wobei auch hier linear-elastisches Materialverhalten vorausgesetzt wird.

Das Kerbspannungskonzept verwendet eine fiktive Verrundung der Kerbe, um die Mikrostützwirkung des Werkstoffs und die damit verbundene lokale Spannungsumlagerung (infolge plastischer Anteile) auf Basis einer rein linear-elastischen Rechnung näherungsweise zu erfassen. Dieser Ansatz stellt sicher, dass Ergebnisse der FEM (Finite-Elemente-Methode) und experimentelle Messungen vergleichbar bleiben und die Ermüdungsbewertung auf realistischen Spannungswerten basiert. Der Referenzradius hängt von der Plattendicke ab. Bei Verwendung eines Radius von $r = 1 \text{ mm}$ wird von der sogenannten *effektiven Kerbspannung* gesprochen (siehe Abbildung 2.5).

Bei der Ermüdungsbewertung muss zwischen Versagen am Schweißnahtfuß und an der Schweißnahtwurzel unterschieden werden. Kerben mit Öffnungswinkeln größer als 90° werden dem Schweißnahtfuß zugeordnet, Kerben mit kleineren Winkeln der Schweißnahtwurzel. Die ermittelte Kerbspannung wird mit geeigneten Zeitfestigkeitsgeraden verglichen, die sowohl vom Versagensort als auch von der Belastungsart abhängen. Zusätzlich ist sicherzustellen, dass die Ermüdungsfestigkeit des Grundwerkstoffs nicht überschritten wird. [1]

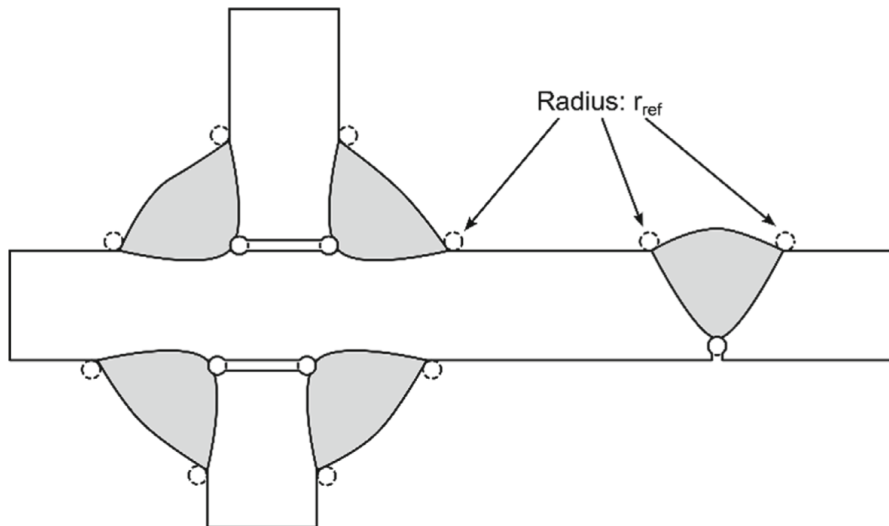


Abbildung 2.5: Verrundung der Kerben bei Schweißnähten [1, S. 30]

Die Anwendung ist auf natürlich entstandene, unbehandelte Schweißnahtfüße und -wurzeln beschränkt. Am Schweißnahtfuß muss eine Mindestkerbwirkung vorhanden sein, beschrieben durch das Verhältnis der Kerbspannung σ_k zur Strukturspannung σ_{hs} . Wird diese Bedingung nicht erfüllt, ist eine Ermüdungsbewertung auf Basis der Strukturspannung durchzuführen. Liegen keine detaillierten Angaben zur Nahtform vor, werden Flankenwinkel von 30° für Stumpfnähte und 45° für Kehlnähte empfohlen. Die Methode ist für Blechdicken $t \geq 0,8$ mm validiert.

Die Bestimmung der Kerbspannung erfolgt in der Regel mittels Finite-Elemente-Analyse oder Randelementmethoden; parametrisierte Näherungsformeln sind nur eingeschränkt anwendbar. Der Referenzradius wird so eingeführt, dass seine Spitze mit dem realen Kerbgrund zusammenfällt. Für eine zuverlässige FEM-Berechnung ist eine ausreichend feine Vernetzung erforderlich, insbesondere im Bereich der Kerbe. Fehlstellungen sind explizit zu berücksichtigen. Eine Reduktion auf ein zweidimensionales Modell ist zulässig, sofern die Belastung überwiegend senkrecht zur Schweißnaht wirkt und Geometrie sowie Belastung im betrachteten Bereich konstant sind. [1]

Zusätzlich ist zu beachten, dass die Kerbspannung nicht nur ein theoretischer Wert ist, sondern direkt die Grundlage für die Lebensdauerabschätzung von geschweißten Bauteilen bildet. Die Festlegung eines geeigneten Referenzradius erlaubt eine standardisierte und reproduzierbare Bewertung unterschiedlicher Nahtgeometrien. In Kombination mit den Hot-Spot- und Nennspannungen lässt sich so ein konsistentes Bewertungssystem etablieren, das sowohl experimentelle Ergebnisse als auch numerische Simulationen berücksichtigt und eine Vergleichbarkeit zwischen Bauteilen und Konstruktionen sicherstellt.

2.2.4 S/N-Kurven

Ein wichtiges Werkzeug bei der Bewertung von Bauteilen bezüglich Ermüdung, sind die sogenannten *S/N-Kurven*. Die Daten für diese Diagramme entstammen veröffentlichten konstanten oder variablen Amplitudentests. Bei diesen Tests wird ein Bauteil zyklisch mit einer Last beansprucht, bis es zum Versagen kommt. Es gibt jedoch verschiedene Definitionen für das Versagenskriterium. Häufig wird der Rissfortschritt durch die gesamte Materialdicke als Kriterium herangezogen. Wird die Spannungsdifferenz der Ober- und Unterspannung bei den Amplitudentests über den Lastspielen N bei Versagenseintritt aufgetragen, und im Anschluss eine statistische Auswertung durchgeführt, erhält man die sogenannten *Mittelwert-S/N-Kurven*. Diese entsprechen einer Überlebenswahrscheinlichkeit von 50%. [1, S. 44]

Für reale Anwendungsfälle ist zusätzlich stets eine ausreichende Sicherheit gegen Ermüdungsversagen zu berücksichtigen. Aus diesem Grund werden sogenannte *Design-S/N-Kurven* abgeleitet. Design-S/N-Kurven sind dadurch definiert, dass aus der Mittelwert-S/N-Kurve ein charakteristischer Kurvenparameter C_k abgeleitet wird. Der charakteristische Wert wird nach

$$\log_{10}(C_k) = \log_{10}(C) - k \cdot \text{Stdv}(\log_{10}(C)) \quad (2.15)$$

berechnet, wobei der Faktor k in Abhängigkeit vom geforderten Sicherheitsniveau Tabellenwerken entnommen wird [1, S. 107]. Dadurch kann auf eine 95%-ige Überlebenswahrscheinlichkeit ausgelegt werden. Auf Basis dieses charakteristischen Parameters ergibt sich die Design-S/N-Kurve zu

$$N = C_k \cdot \Delta\sigma^{-m}. \quad (2.16)$$

Man unterscheidet bei der Ermüdungsbewertung zwischen zwei Bereichen bei den Lastspielzahlen. Bei geringen Spielzahlen verläuft die Kurve steiler (Steigung m kleiner), während sie bei höheren flacher verläuft (Steigung m größer). Der Knickpunkt liegt üblicherweise bei $N_{Knick} = 10^7$ oder $N_{Knick} = 10^8$ Lastspielen.[1, S. 46]

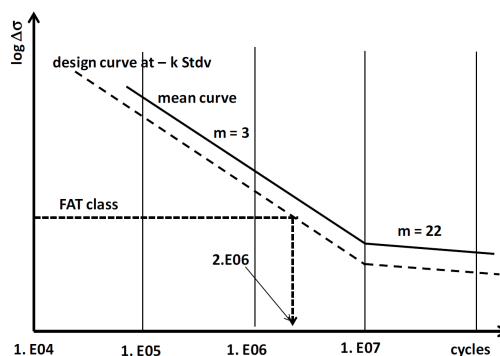


Abbildung 2.6: Beispiel einer S/N-Kurve [1, S. 107]

Eine weitere Charakteristik ist die Spannungsdifferenz bei $N = 2 \cdot 10^6$ Lastspielen in dieser *Design-S/N-Kurve*. Dieser Wert wird als *FAT-Klasse (Fatigue-Klasse)* bezeichnet. Er wird für eine einfache Klassifizierung von Geometrien und Strukturdetails verwendet. Bewertungsmethoden des IIW basieren häufig auf diesem Wert. [1, S. 46]

Das IIW [1] gibt je nach Belastungsfall und Material Empfehlungen für S/N-Kurven aus. Diese werden im allgemeinen Fall zur Auslegung herangezogen. Da, wie in der Einleitung bereits erwähnt, für Schubbelastung nur zwei Empfehlungskurven zur Verfügung stehen, bedarf es hier weiterer Untersuchungen um eine feinere Abstufung, ähnlich wie bei den Normalspannungen (siehe Abbildung 2.7a) zu erreichen.

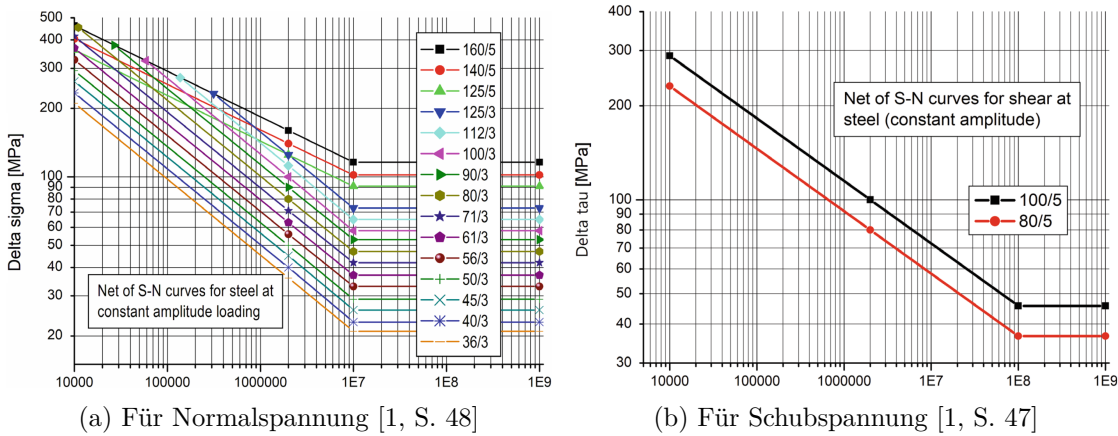


Abbildung 2.7: Stahl-Ermüdungsfestigkeit aus IIW-Richtlinie

Auch im Hinblick auf die relativ grobe Klassifizierung des IIW [1] (siehe Abbildung 2.8), welche den Bauteil-Merkmalen die passende Kurve aus Abbildung 2.7b zuteilt, ist eine Verfeinerung dieser Zuteilung wünschenswert.

No.	Description (St. = steel; Al. = aluminium)	FAT St.	FAT Al.
1	Parent metal or full penetration butt weld; $m = 5$ down to 10^8 cycles	100	36
2	Fillet weld or partial penetration butt weld; $m = 5$ down to 10^8 cycles	80	28

Abbildung 2.8: Zuteilung der Schub-S/N-Kurven nach IIW [1, S. 75]

2.2.5 Ermüdungsversuche

Ermüdungsversuche dienen der Untersuchung des Verhaltens von Werkstoffen und Strukturen unter periodischer Beanspruchung, wobei die auftretenden Spannungen in der Regel unterhalb der Streckgrenze des verwendeten Werkstoffes liegen. Abhängig vom zeitlichen Verlauf der Belastung wird grundsätzlich zwischen Versuchen mit konstanten und variablen Amplituden unterschieden. Diese beiden Verfahren werden in Abbildung 2.9a und Abbildung 2.9b exemplarisch gezeigt. Die Prüffrequenz bleibt dabei üblicherweise über den gesamten Versuchszeitraum konstant.

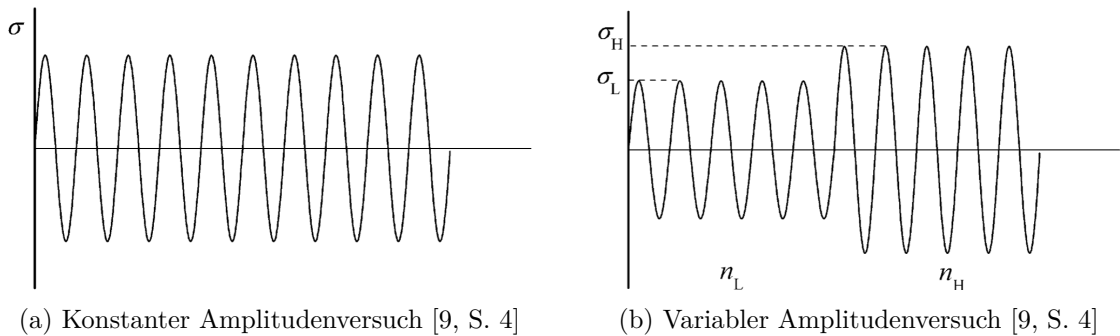


Abbildung 2.9: Varianten des Amplitudenversuchs

Versuche mit konstanter Amplitude lassen sich weiter nach der Lage ihres Schwingbereichs einteilen. Liegt die Belastung ausschließlich im Zug- oder ausschließlich im Druckbereich, spricht man von einer *schwellenden* Belastung. Kommen hingegen sowohl Zug- als auch Druckspannungen zum tragen, liegt eine *wechselnde* Belastung vor. Diese Einteilung lässt sich anschaulich über das Spannungsverhältnis R beschreiben, das als Verhältnis der minimalen zur maximalen Spannung definiert ist:

$$R = \frac{\tau_{min}}{\tau_{max}} . \quad (2.17)$$

Generell ist eine Auswertung bei verschiedenen R -Werten möglich. Abbildung 2.10 zeigt exemplarisch Spannungsverläufe für unterschiedliche Spannungsverhältnisse.

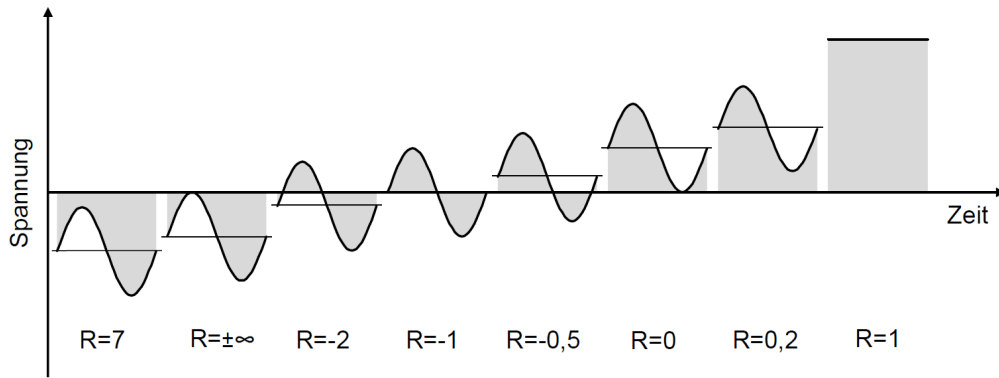


Abbildung 2.10: Spannungsverlauf bei verschiedenen Spannungsverhältnissen R [10, S. 17]

Um eine statistisch aussagekräftige Auswertung zu ermöglichen, empfiehlt das IIW eine minimale Probenanzahl von 10 je Versuchsreihe [1, S. 102]. Diese Empfehlung bildet in der experimentellen Ermüdungsprüfung einen etablierten Richtwert. Für die Wahl der Lastamplituden werden in der Praxis im Wesentlichen zwei Vorgehensweisen angewandt. Man unterscheidet zwischen der *Methode konstanter Lastniveaus* (Load level method) und der sogenannten *Perlenschnur-Methode* (Pearl string method), welche in Abbildung 2.11 exemplarisch dargestellt sind [1, S. 103].

Bei der Methode konstanter Lastniveaus werden mehrere Proben unter identischen Beanspruchungen geprüft. Der Vorteil dieser Vorgehensweise liegt insbesondere in der direkten Erfassung der Streuung der Lebensdauer bei gleichem Lastniveau. Bei der *Perlenschnur-Methode* hingegen werden die Proben jeweils mit unterschiedlichen Lastamplituden belastet. Dadurch lässt sich mit einer vergleichsweise geringen Probenanzahl eine Aussage über die Steigung der resultierenden S/N-Kurve treffen.

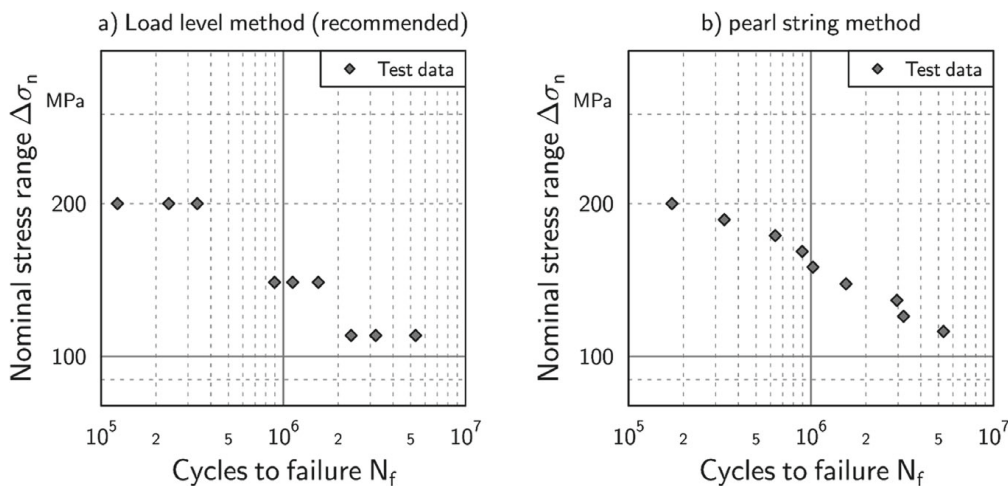


Abbildung 2.11: Belastungsmethoden bei Ermüdungsversuchen [1, S. 103]

3 Experimentelle Untersuchung

Dieser Teil der Arbeit soll sich mit der Aufarbeitung und Aufbereitung von bereits vorhandenen Versuchsdatensätzen beschäftigen. Konkret geht es um drei Versuchsreihen, die dabei näher untersucht werden. Diese Versuchsreihen zeigen das Ermüdungsverhalten geschweißter Stumpfstöße unter Schubbelastung. Die Proben unterscheiden sich dabei hinsichtlich des verwendeten Werkstoffs. In einer Versuchsreihe wurde zusätzlich der Einfluss einer Schweißnaht-Nachbehandlung auf die Ermüdungsfestigkeit untersucht. Alle hier behandelten Versuche wurden am institutseigenen Schubprobenprüfstand durchgeführt, auf welchen im Folgenden zunächst näher eingegangen werden soll.

3.1 Schubprobenprüfstand

Der Schubprobenprüfstand am Institut für Betriebsfestigkeit und Schienenfahrzeugtechnik der Technischen Universität Graz wurde im Rahmen der Masterarbeit „Entwicklung und Inbetriebnahme eines Schubprobenprüfstandes zur Durchführung von Wöhlerversuchen“ [11] von Ernst entwickelt. Mit diesem Prüfstand können unterschiedliche Flachproben mit einer Schublast beansprucht werden, wobei Geometrie und Material variierbar sind.

Der große Vorteil dieses Prüfstandes liegt in der Art der Kraftereinleitung. Da die Probe prinzipiell einer ebenen Platte ähnelt, können verschiedenste Probenformen untersucht werden. Auch diverse Schweißnähte können in einem einzigen Prüfstand getestet werden, was den Vergleich von Werten maßgeblich erleichtert.

Der Prüfstand wird in Abbildung 3.1 schematisch dargestellt. Er besteht aus zwei kinematisch gekoppelten Hebelpaaren. Die Probe wird an den Enden jeweils zwischen ein Hebelpaar geklemmt, wobei die Klemmkraft durch hydraulische Spanneinheiten erzeugt wird. Die Kraftereinleitung zur Probenbelastung erfolgt über einen externen Hydraulikzylinder.

Um den Prüfstand im Betrieb spielfrei zu halten, wurden für die Kraft-Ein- als auch Ausleitung sowie zur kinematischen Kopplung Festkörpergelenke entworfen [11]. Der Prüfstand selbst steht auf einem Aufspannfeld, welches mechanisch entkoppelt vom restlichen Gebäude ist. Das ist nötig um etwaige Schädigungen bei zyklischen Belastungen zu vermeiden. Die Entkopplung des Fundaments erfolgt über Luftfedern, auf denen das gesamte Prüffeld steht.

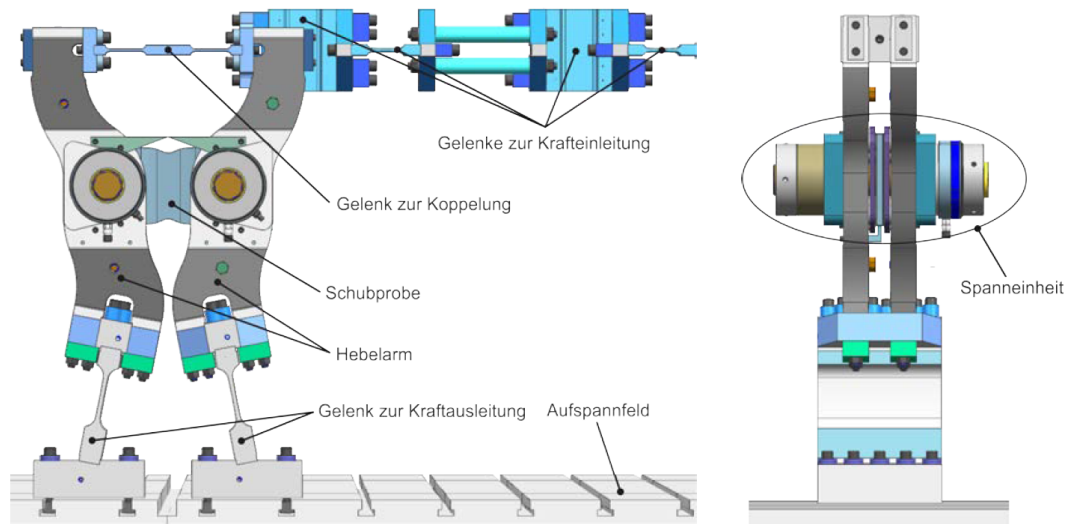


Abbildung 3.1: Schubprobenprüfstand an der TU-Graz [11, S. 58]

3.2 Schubproben

In vielen experimentellen Untersuchungen spielt die Geometrie der Proben eine untergeordnete Rolle. Im Rahmen der hier durchgeführten Versuche ist die Probenform jedoch von zentraler Bedeutung. Durch eine gezielt gewählte Geometrie lässt sich in der Probenmitte ein nahezu homogenes Schubfeld erzeugen, das für präzise Dehnungsmessungen erforderlich ist. Nur so können die daraus abgeleiteten Spannungen über Dehnmessstreifen zuverlässig erfasst und für die weitere Analyse genutzt werden. Im nächsten Schritt soll daher näher auf die Probe selbst eingegangen werden.

3.2.1 Allgemeiner Probenaufbau

Wie bereits erwähnt war die Entwicklung und Auslegung der Standard-Probengeometrie ein zentrales Thema in der Arbeit von Ernst [11]. Die Probe lässt sich in drei funktionale Bereiche unterteilen, die zusammen das gewünschte Schubfeld erzeugen (siehe Abbildung 3.2):

1. **Einspannbereich (grün):** In diesem Bereich wird die externe Last über Kraft- und Formschluss in die Probe eingeleitet. Zwei Hydraulikzylinder fixieren die Probe mittels profilierten Kontaktflächen. Durch die Auslenkung des Prüfstandes wird die gewünschte Verformung erzeugt, wodurch die Last in die Probe übertragen wird. Hier entsteht der erste Kontaktpunkt, an dem die Kräfte in die Struktur gelangen.
2. **Übergangszone (gelb):** Dieser mittlere Bereich wandelt die eingeleiteten Lasten in ein möglichst homogenes Schubfeld um. Die Geometrie lenkt den Kraftfluss so, dass in der Probenmitte eine konstante Schubspannung entsteht.

3. **Messbereich (rot):** Im zentralen Bereich der Probe kann die eigentliche Spannungsermittlung erfolgen. Die Dehnungen müssen über eine größere Fläche nahezu konstant bleiben, um verwertbare und vergleichbare Daten zu erhalten. Die Platzierung der Dehnmessstreifen in diesem Bereich ermöglicht die präzise Bestimmung der Schubspannungen.

Das Zusammenspiel aller drei Bereiche garantiert ein verlässliches Schubfeld und damit aussagekräftige experimentelle Ergebnisse [11].

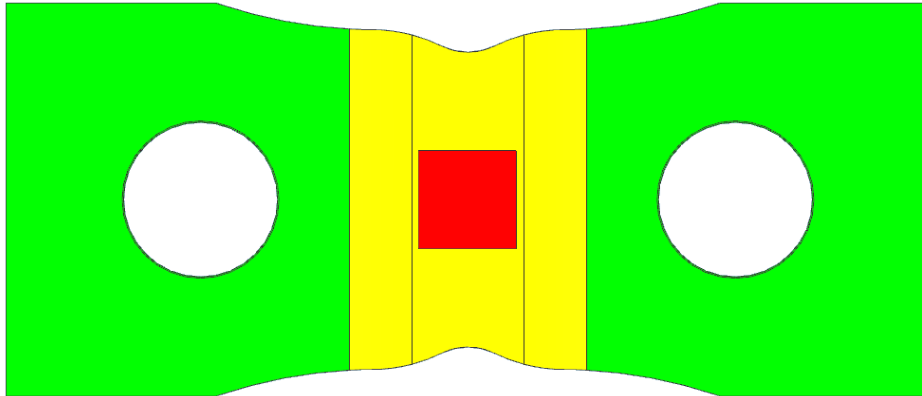


Abbildung 3.2: Schematischer Aufbau der Probe mit Einspannbereich, Übergangszone und Messbereich.

3.2.2 Stumpfstoß-Schubproben

In diesem Teil der Arbeit liegt der Fokus auf geschweißten Proben mit einer mittigen Stumpfnaht. Die in der Abbildung 3.2 gezeigte Standardprobe wurde hierzu mittig geteilt und anschließend wieder zusammengeschweißt. Unterschiedliche Werkstoffe sowie die Auswirkung einer Schweißnaht-Nachbehandlung wurden untersucht. Die einzelnen Varianten der Stumpfstoßproben werden im Folgenden beschrieben:

1. **S355AW:** Diese Probenform wurde bereits von Prötzner [12] untersucht. Da die Versuchsreihe zum Zeitpunkt seiner Arbeitsfinalisierung noch nicht abgeschlossen war, kamen zu seinem ausgewerteten Datensatz noch weitere Datenpunkte hinzu. Es soll eine erneute Validierung stattfinden, in welcher diese neuen Daten verwertet werden.

Die Probe entspricht im weitesten der von Ernst [11] entwickelten Probe mit einer Dicke von $t = 10$ mm. Als Werkstoff wurde S355 Stahl verwendet. Um den Stumpfstoß zu verwirklichen wurde die Probe mittig geteilt und über die komplette Probendicke zusammengeschweißt. Dadurch bildet sich neben dem Schweißfuß auch eine Schweißwurzel auf der Unterseite.

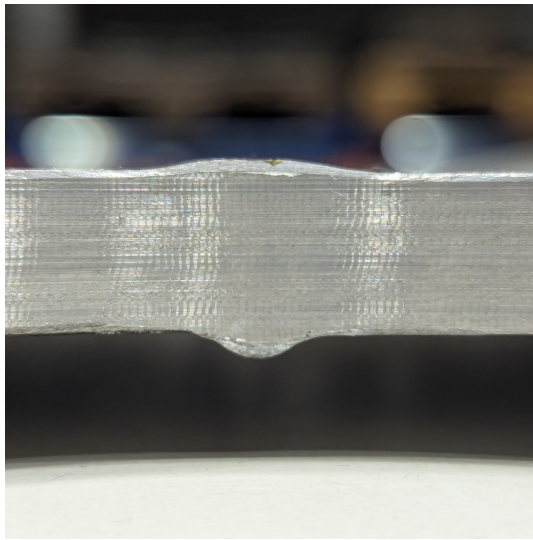
Für diese Probenform wurde die Schweißnaht nicht nachbehandelt, was sich am Bezeichnungszusatz „AW“ erkennen lässt und für „As Welded“ steht.

2. **S700AW**: Die Proben weisen eine geringere Dicke von $t = 8$ mm auf und bestehen aus S700-Stahl. Dieser weist eine höhere Streckgrenze auf, was auch der Grund für die verringerte Probendicke ist. Da die sonstige Geometrie beibehalten wurde, kann dieser Datensatz gut mit jenem der S355AW-Proben verglichen werden.

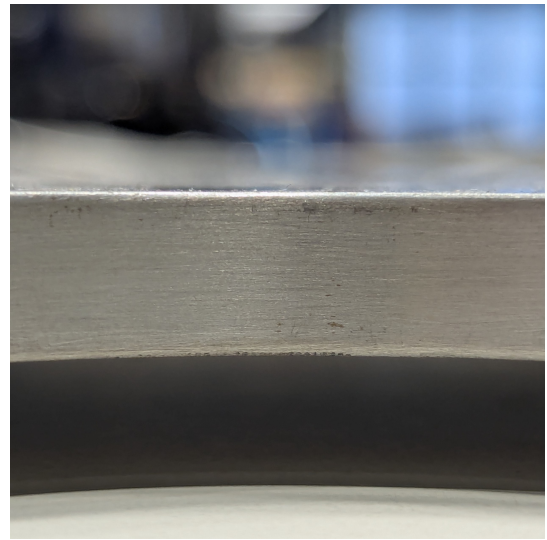
Auch bei dieser Probe liegen die Schweißnähte im unbehandelten Zustand vor, was am Bezeichnungszusatz „AW“ erkennbar ist.

3. **S700G**: Auch die Proben dieser Reihe nutzen die geringere Plattendicke von $t = 8$ mm. Der Unterschied dieser Probenreihe ist die Schweißnaht-Nachbehandlung. Die Proben der S700G-Reihe wurden beschliffen, was mit einem „G“ für das englische „Ground“ gekennzeichnet wurde. Das Beschleifen der Probe eliminiert die Schweißnaht-Überhöhung und somit auch die Schweißnahtkerbe, sodass sie optisch stark einer Standardprobe ohne Schweißnaht ähnelt.

Im Vergleich mit der S700AW-Reihe, bei der keine Nachbehandlung der Schweißnaht erfolgte, sollte sich somit die Wirksamkeit dieser Methode bewerten lassen.



(a) Stumpfstoßprobe im *As Welded*-Zustand



(b) Stumpfstoßprobe im *Ground*-Zustand

Abbildung 3.3: Fotos vom Schweißnahtbereich der Stumpfstoßproben

3.3 Versuchsablauf

Die Grundlagen zu den Ermüdungstests wurden bereits im Kapitel 2.2.5 erläutert. Sämtliche Versuche erfolgten mit konstanter Amplitudenbelastung und einem Spannungsverhältnis von $R = -1$. Die Wahl der Lastamplituden erfolgte gemäß der Perlenschnur-Methode.

Für jede Versuchsreihe wurde eine Probenanzahl von mindestens 10 eingehalten. Die Proben wurden jeweils bis zum vollständigen Bruch belastet. Parallel dazu wurde die Anzahl der Lastwechsel bis zum Auftreten des ersten Anrisses erfasst. Diese Lastwechselzahl wurde in weiterer Folge als maßgebliche Kenngröße für die Auswertung und Darstellung der S/N-Kurven herangezogen.

3.4 Auswertung der Nennspannungen

Im ersten Schritt sollen die in den Versuchen ermittelten Nennspannungen ausgewertet werden. Für diese Auswertung eignen sich alle drei in Kapitel 3.2.2 erwähnten Probenformen, was einen ersten Vergleich ermöglicht. Dazu mussten im ersten Schritt die einzelnen Spannungen ermittelt werden.

Da nicht für alle Versuche Dehnmessstreifen appliziert wurden, konnten die einzelnen Dehnungen und somit auch Spannungen nicht direkt aus den Versuchsdaten ausgelesen werden. Für die Proben der S355AW-Serie gab es wie zuvor erwähnt eine Aufbereitung der Daten durch Prötzner [12]. Auch für seine Auswertung lagen nur für vereinzelte Proben Werte von DMS (Dehnmessstreifen) vor. Auf Basis der vorhandenen Werte führte er eine Regressionsanalyse durch [12, S. 54], um eine lineare Funktion für den Zug- und Druckbereich zu erhalten, mit deren Hilfe von der Zylinderkraft auf die Dehnungen geschlossen werden konnte.

Da die Probendicke bei der Umstellung auf S700-Stahl auf $t = 8$ mm reduziert wurde, ist eine direkte Anwendung seiner Regressionsgeraden auf die vorliegenden Daten nicht möglich. Dieser Ansatz lieferte jedoch verwertbare Ergebnisse, weshalb er auch in dieser Arbeit wieder aufgegriffen wurde. Für die vorhandenen Datensätze wird daher ein Regressionsmodell für den Zusammenhang zwischen Zylinderkraft und Dehnung abgeleitet.

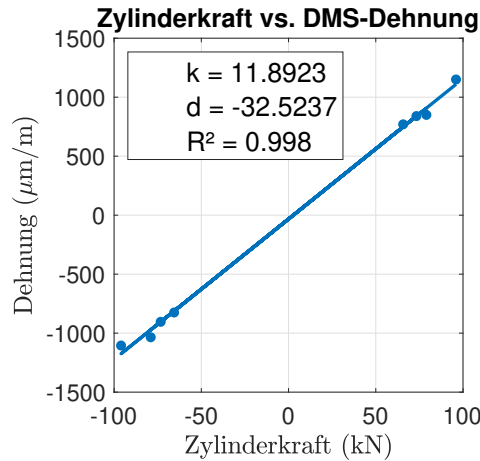


Abbildung 3.4: Regressionsanalyse für Zylinderkraft und Dehnung für S700-Proben

Mit den Daten dieser Regressionsgeraden lassen sich nun auch die Dehnungen für die übrigen Lastniveaus berechnen. Durch die im Kapitel 2.1 angeführten Gleichungen lassen sich daraus die Spannungen errechnen. Für die erste Auswertung sollen diese Nennspannungen in Form von S/N-Kurven aufbereitet werden. Für die „neu“ aufbereiteten Daten der S355AW-Serie lässt sich die Kurve in Abbildung 3.5 ableiten.

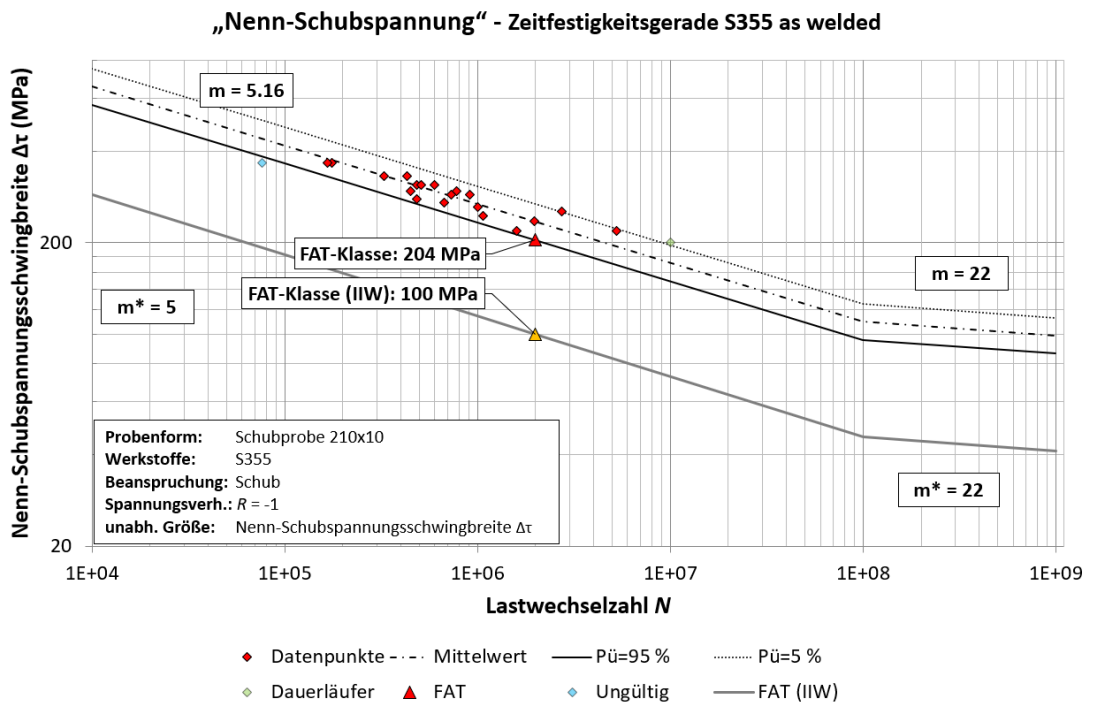


Abbildung 3.5: Auswertung der Nennspannungen für S355AW

Abbildung 3.5 zeigt die Datenpunkte der S355AW-Probe. Die ermittelte FAT-Klasse liegt bei FAT204. Als Referenzwert wurde die Empfehlung des IIW für das Nennspannungskonzept herangezogen. Die Richtlinie unterscheidet in diesem Fall nicht zwischen Normal- und Schubspannungen. Als Referenz sieht die Richtlinie die FAT100-Klasse vor [1, S. 75] mit einer Steigung von $m^* = 5$ im niedrigen Lastwechselbereich und $m^* = 22$ im hohen Lastwechselbereich. Die ermittelte FAT-Klasse entspricht somit einer Erhöhung der Empfehlung um den Faktor 2,04. Die Steigungen der Kurven sind weitestgehend identisch.

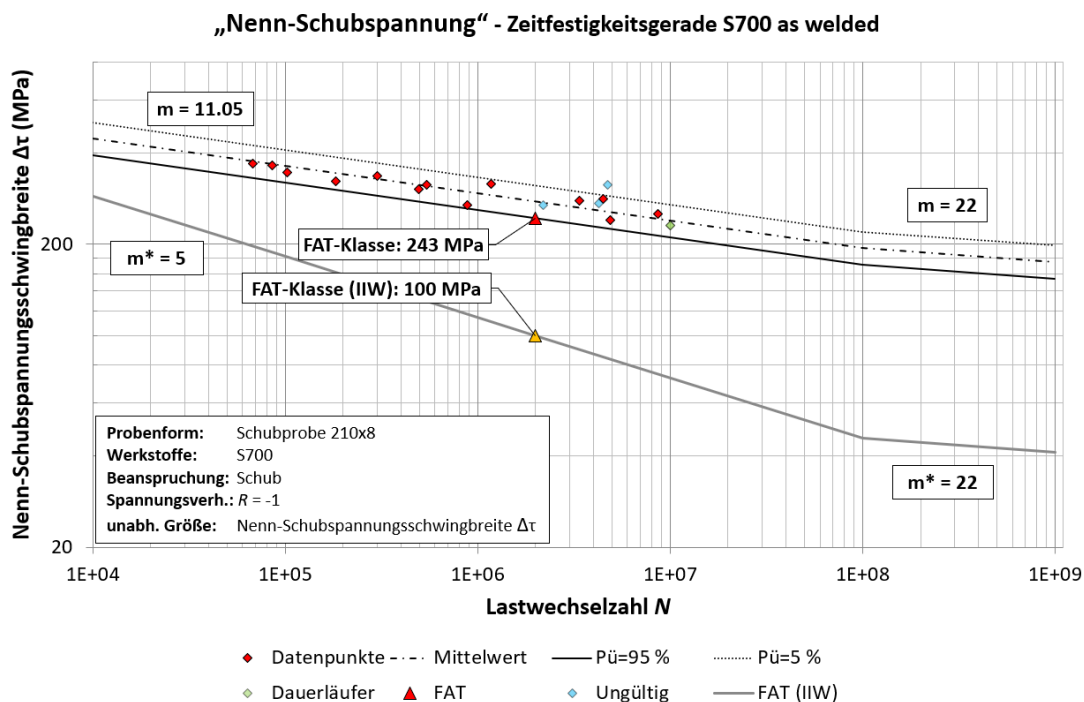
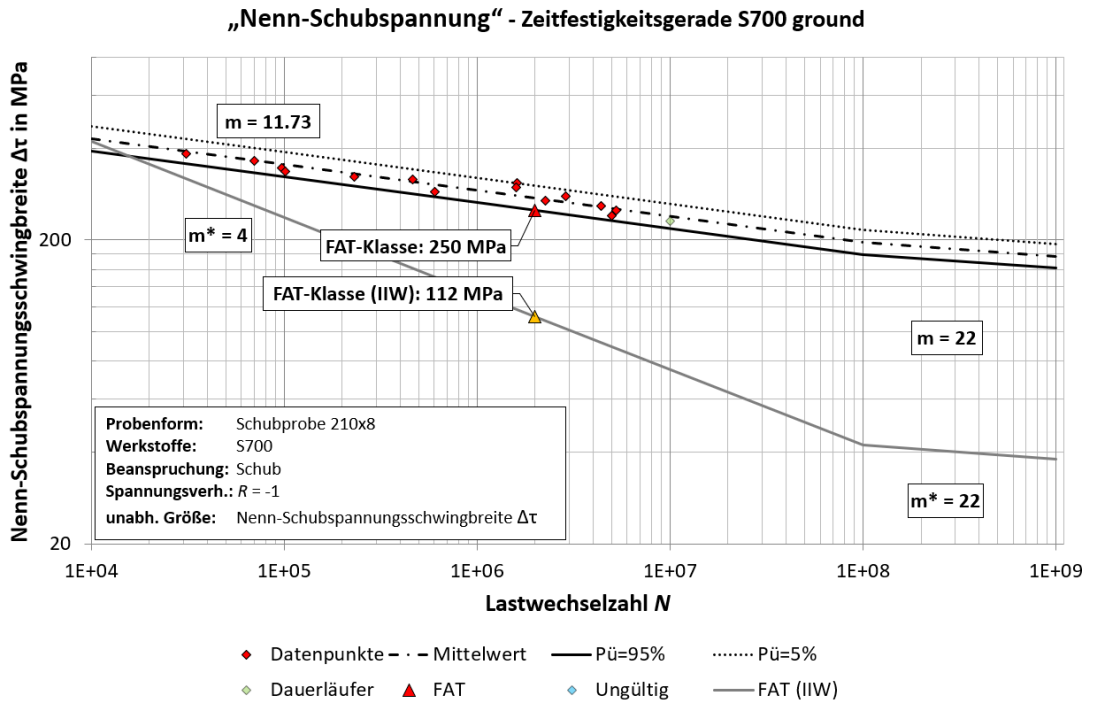


Abbildung 3.6: Auswertung der Nennspannungen für S700AW

Für die S700AW-Proben wurde ebenfalls die FAT100-Klasse als Referenz genutzt. Abbildung 3.6 zeigt, dass auch hier alle Datenpunkte über der Empfehlung liegen. Aus den Messwerten lässt sich die FAT243-Klasse ableiten, was einer Erhöhung um den Faktor 2,43 entspricht. Die ermittelte Zeitfestigkeitsgerade verläuft in diesem Fall wesentlich flacher als jene der Referenz.



Das IIW empfiehlt bei Nennspannungskonzepten für nachträglich beschliffene Nähte die FAT112-Klasse [1, S. 86]. Die Steigung dieser Empfehlungsgeraden beträgt im niedrigen Lastwechselbereich $m^* = 4$ [1, S. 85] und im hohen $m^* = 22$. Abbildung 3.7 zeigt die aus den S700G-Versuchen erhaltenen Werte. Aus den Versuchsdaten wurde FAT250 berechnet, was einer Erhöhung um den Faktor 2.23 entspricht. Die Steigung mit $m = 11,73$ ist wesentlich flacher als die der Empfehlung. Im Vergleich zu den vorherigen Auswertungen, fällt diese Versuchsreihe mit einer geringeren Streuung auf.

Alle drei Auswertungen sind in Tabelle 3.1 zusammengefasst:

Tabelle 3.1: Erhöhung der FAT-Klassen basierend auf Nennspannungs-Auswertung

Probentyp	FAT (Ref.)	FAT _{95%}	rel. Unterschied
S355AW	100	204	+104%
S700AW	100	243	+143%
S700G	112	250	+123%

„Nenn-Schubspannungen“ - Zeitfestigkeitsgerade S355AW/S700AW/S700G

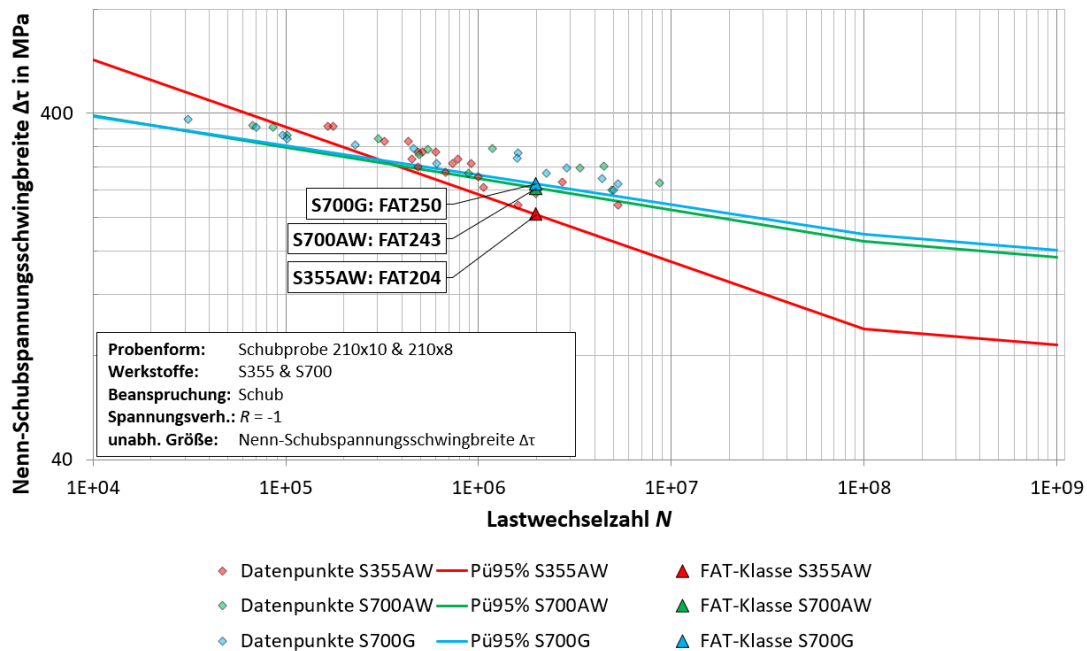


Abbildung 3.8: Auswertung der Nennspannungen für S355AW, S700AW und S700G

Fasst man die zuvor erhaltenen Diagramme in einem zusammen, werden Unterschiede und Trends deutlicher sichtbar (siehe Abbildung 3.8). Der größte Unterschied zwischen den beiden Werkstoffen S355 und S700 zeigt sich in den Steigungen der S/N-Kurven. Beide S700-Datensätze weisen eine ähnliche Steigung auf, wobei die ermittelten Geraden flacher verlaufen als die der S355-Proben.

Die Kurven der beiden S700-Proben sind auch ansonsten nahezu identisch. Die Linie der beschliffenen Proben liegt knapp über den Ungeschliffenen. Ein aussagekräftiger Effekt durch die Schweißnahtnachbehandlung ist daher nicht erkennbar.

Es existiert ein Kreuzungspunkt der Kurven bei ungefähr $N = 3 \cdot 10^5$ Lastwechseln und $\Delta\tau = 280$ MPa. Bei Lastwechselzahlen größer als diesem Wert liegen die S/N-Kurven der S700-Proben über jener der S355-Proben.

4 Simulation

Der numerische Teil dieser Arbeit konzentriert sich auf die Modellierung unterschiedlicher Probenformen und deren Analyse mittels der Finite-Elemente-Methode (FEM), was in der Literatur häufig auch als Finite-Elemente-Analyse (FEA) bezeichnet wird. Die Simulationen wurden mit der Software Siemens NX durchgeführt, welche umfassende Werkzeuge zur Definition der Geometrie, der Materialeigenschaften, der Randbedingungen sowie der anzulegenden Lastfälle bereitstellt.

Besonderes Augenmerk liegt auf der realistischen Abbildung der Probengeometrie, da diese eine entscheidende Rolle für die präzise Berechnung der Spannungs- und Dehnungsverteilungen spielt. Ein weiteres zentrales Element ist die Netzerstellung. Qualität, Dichte und Typ des Finite-Elemente-Netzes beeinflussen direkt sowohl die Genauigkeit als auch die Stabilität der Simulationsergebnisse. Für die Erstellung des Netzes wurden etablierte Richtlinien herangezogen, wobei insbesondere die Empfehlungen des IIW [1] berücksichtigt wurden. Durch eine sorgfältige Netzgestaltung lassen sich detaillierte Einblicke in das mechanische Verhalten der Proben gewinnen, insbesondere hinsichtlich der Verteilung von Spannungen und Dehnungen unter den untersuchten Belastungsszenarien.

Dieses Kapitel beschäftigt sich mit Kreuzstoß- als auch den zuvor experimentell untersuchten Stumpfstoßproben. Das Ziel des numerischen Teiles soll die Ermittlung von Spannungsverläufen und Kerbfaktoren für beide Probenformen sein. Der Fokus soll im ersten Schritt auf den Kreuzstößen liegen. Da die ermittelten Ergebnisse maßgeblich in die Entwicklung der realen Probe einfließen, sollen hier verschiedene Ansätze wie Studien zu den Simulationsparametern durchgeführt werden. Erkenntnisse aus diesen Untersuchungen sollen dann in weiterer Folge auch in die Simulation der Stumpfstoße einfließen.

4.1 Allgemeines

Die Finite-Elemente-Methode (FEM) stellt ein etabliertes numerisches Verfahren zur Lösung mechanischer Probleme dar, bei denen klassische analytische Ansätze aufgrund komplexer Geometrien, nichtlinearer Materialeigenschaften oder heterogener Belastungen nicht ausreichend sind. Durch die Unterteilung eines Bauteils in viele kleine, vernetzte Elemente können die zugrundeliegenden Differentialgleichungen in ein System algebraischer Gleichungen überführt werden, das sich numerisch lösen lässt.

Die Finite-Elemente-Analyse (FEA) bezeichnet die konkrete Anwendung der FEM auf ein spezifisches Problem. Sie umfasst die Modellierung der Geometrie, die Definition der Materialeigenschaften, die Festlegung von Randbedingungen und Lasten sowie die

Erstellung eines geeigneten Finite-Elemente-Netzes. Die Wahl des Elementtyps sowie die Netzqualität sind entscheidend für die Genauigkeit und Stabilität der Simulationsergebnisse. Mittels FEM lassen sich Spannungen, Dehnungen und weitere mechanische Kenngrößen auch in komplexen Strukturen bestimmen, wodurch wertvolle Erkenntnisse über das Verhalten der Proben unter unterschiedlichen Belastungsszenarien gewonnen werden können.

Für alle durchgeführten Simulationen wurde die in *Siemens NX* verfügbare Werkstoffdatenbank genutzt, wobei die Standardwerte für das Material „Steel“ verwendet wurden. Hierbei wird ein E-Modul von $E = 210 \text{ GPa}$ und eine Querkontraktionszahl von $\nu = 0,3$ angenommen.

4.2 Kreuzstoß

Im ersten Schritt sollen wie bereits erwähnt die Kreuzstoß-Proben untersucht werden. Die Modellierung und Simulation verläuft nach Richtlinien des IIW [1]. Auf die Vorgaben wird dezidiert eingegangen und die Umsetzung gezeigt. Ein zentraler Punkt dieses Teils soll weiter die Vernetzung sein, wobei eine Parameterstudie durchgeführt werden soll.

4.2.1 Simulationsaufbau

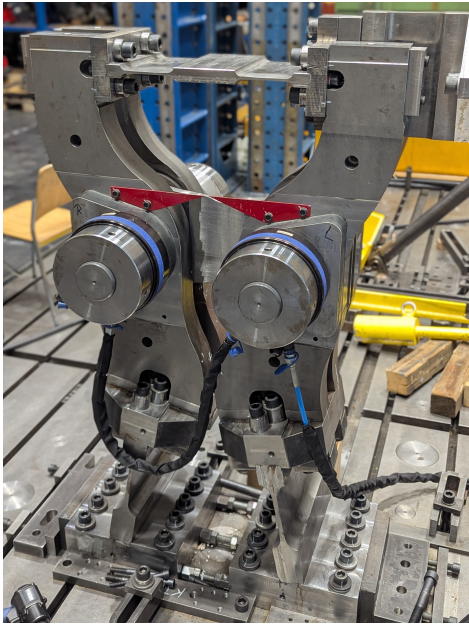
Da die Effekte der Kraftübertragung und Einspannung am realen Prüfstand (siehe Kapitel 3.1) nur schwierig in einer Simulation abzubilden sind, war nicht nur die Probe selbst, sondern der gesamte Prüfstand Teil der Simulation. Vor der eigentlichen Probenmodellierung soll daher noch explizit auf das Prüfstandsmodell eingegangen werden.

4.2.2 Prüfstandsmodell

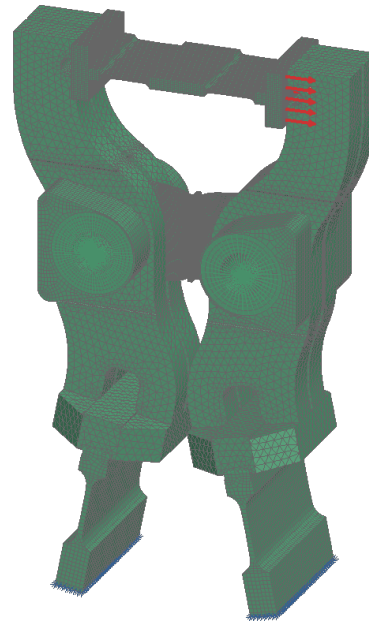
Der reale Aufbau wurde bereits im experimentellen Teil dieser Arbeit im Kapitel 3.1 ausführlich erklärt. Hier wird ausschließlich auf die für die Simulation besonders wichtigen Details, sowie deren Implementierung eingegangen.

Der Prüfstand verwendet drei Festkörpergelenke, um definierte und spielfreie Bewegungen zu ermöglichen. Zwei identische Gelenke verbinden die Hebel mit dem Boden, ein weiteres koppelt die Hebelpaare kinematisch. Festkörpergelenke benötigen eine vergleichsweise hohe Aktionskraft. Daher wurden diese Gelenke im Modell abgebildet und simuliert, um ihre Effekte auf die Kraftübertragung korrekt zu berücksichtigen.

Ein weiteres Merkmal des Prüfstandsmodells ist die Klemmung der Probe. Auf beiden Seiten des Prüfstandes befinden sich zwei Hebelarme, zwischen denen die Probe mittels eines Hydraulikzylinders eingespannt wird. Zwischen Hebel und Zylinder befindet sich jeweils eine *Druckplatte*, mit welcher die Kraft des Zylinders gleichmäßig auf die Hebel übertragen wird.



(a) Foto des Schubprobenprüfstands



(b) Modell des Schubprobenprüfstands

Abbildung 4.1: Gegenüberstellung Foto und Modell des Schubprobenprüfstands

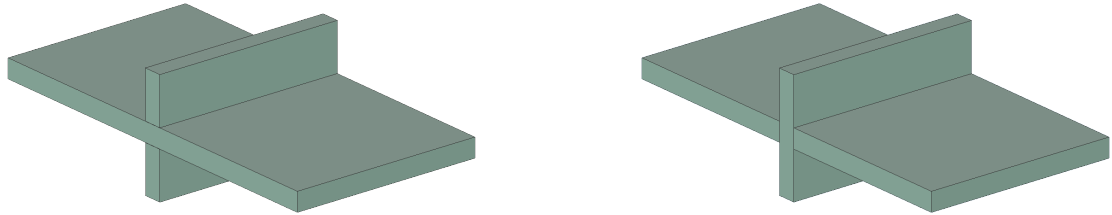
Durch jeweils eine Hälfte des Prüfstandes verläuft eine Schraube, welche den gesamten Prüfstand ausrichtet. Diese wurde genutzt um im Modell die Presskraft der Zylinder zu integrieren. Die „fiktiven“ Enden dieser Schrauben wurden mittels RBE3 Elementen mit den Druckplattenflächen verbunden, an denen in der Realität die Klemmzylinder anliegen. Die Schraube selbst wird dann mit einer Vorspannkraft von 2800kN belastet, was der Presskraft der Zylinder entspricht. An der Kontaktfläche selbst wird ein Haftreibungskoeffizient von $\mu_0 = 0.4$ angenommen [11, S. 43]. Dadurch wird eine realistische Nachbildung der tatsächlichen Klemmung erreicht und eine allein auf Reibung basierende Einspannung der Probe ermöglicht.

4.2.3 Probenmodell

Ein zentraler Aspekt der Probensimulation ist die Erstellung des Finite-Elemente-Netzes, das die Grundlage für die Simulation bildet. Besonderes Augenmerk wurde auf die Einhaltung bewährter Richtlinien gelegt, insbesondere auf die Empfehlungen des IIW [1], um eine hohe Genauigkeit und Stabilität der Ergebnisse zu gewährleisten. Die Qualität des Netzes beeinflusst maßgeblich die Berechnung von Spannungen und Dehnungen, besonders in kritischen Bereichen wie Schweißnahtkerben.

4.2.3.1 Kreuzstoß Probenvarianten

Im Gegensatz zu anderen Schweißformen, wie beispielsweise dem Stumpfstoß, kann bei einem Kreuzstoß die Schweißnaht sowohl lasttragend als auch nicht lasttragend sein. Konkret sollen drei verschiedene Probenformen simuliert werden. Der entscheidende Unterschied liegt darin, ob die Grundplatte, auf der die Einspannbereiche vor dem Schweißen liegen, durchgängig oder geteilt ist.



(a) Probenform „Aufgeschweißt“

(b) Probenform „Geteilt“

Abbildung 4.2: Skizze der Kreuzstoßvarianten

Ist die Hauptplatte durchgängig, wie bei der Probenform „Aufgeschweißt“, ist die Schweißnaht selbst nicht tragend. Die aufgesetzten Platten wirken in diesem Fall wie eine Versteifung und werden aufgrund des Kraftflusses nur sehr gering belastet. Im englischen werden daher auch häufig die Begriffe „non-load-carrying“ beziehungsweise „transverse stiffening“ im Zusammenhang mit dieser Schweißnaht- und Probenform genannt.

Ist die Hauptplatte hingegen geteilt, verläuft der gesamte Kraftfluss über die Schweißnähte. Die Nähte werden dadurch stärker belastet, sodass im Allgemeinen höhere Spannungen bei gleicher Belastung und sonstiger Geometrie zu erwarten sind. Da somit auch der Versagensort in der Wurzel zu erwarten ist, ist bei dieser Form die Abhängigkeit von der Nahtgeometrie besonders groß und muss unbedingt berücksichtigt werden. In der Literatur wird diese Schweißnahtvariante häufig mit „load-carrying“ bezeichnet.

Bei beiden Probenvarianten entsteht aufgrund der Geometrie ein Schweißfuß sowie eine Schweißwurzel. Wird das Material länger und stärker erhitzt, ist jedoch ein vollständiges Auffüllen des Spalts mit Schweißgut möglich. Dadurch entsteht die dritte Probenvariante „Durchgeschweißt“. Hier bildet sich ein Schweißfuß, während die Schweißwurzel aufgrund der Auffüllung entfällt. In der Praxis führt die unterschiedliche Lage der *Wärmeeinflusszone* wahrscheinlich zu Unterschieden in der Betriebsfestigkeit. In der Simulation wird dieser Effekt nicht berücksichtigt, sodass sich das Modell der durchgeschweißten Variante bei beiden Probenformen nicht unterscheidet.

Bei allen Kreuzstoßproben wurde eine einheitliche Probendicke von $t = 8$ mm festgelegt. Die Versteifungen sind hingegen mit einer Plattendicke von $t = 10$ mm definiert.

4.2.3.2 Modellvorgaben aus der IIW-Richtlinie

Die vom *International Institute of Welding* (IIW) [1] herausgegebenen Richtlinien stellen einen international etablierten Standard für die geometrische Idealisierung und numerische Analyse geschweißter Strukturen dar. Sie dienen dazu, Modellierungsansätze zu vereinheitlichen, reproduzierbare Ergebnisse zu ermöglichen und die Streuung zwischen unterschiedlichen Simulationen zu reduzieren. Gerade bei der Bewertung lokaler Spannungskonzentrationen an Schweißnähten ist eine konsistente Vorgehensweise unverzichtbar, da sowohl die Kerbgeometrie als auch die Netzausführung einen wesentlichen Einfluss auf die resultierenden Spannungen haben.

Für die in dieser Arbeit durchgeführten Simulationen wurden spezifische Vorgaben des IIW herangezogen und systematisch umgesetzt. Dies betrifft insbesondere die Definition der Schweißkerben. Die Kerben werden nach einem einheitlichen Schema verrundet, um die real auftretende Streuung der Nahtgeometrien idealisiert, aber reproduzierbar abzubilden. Der nach IIW anzusetzende Kerbradius hängt von der Blechdicke ab. Die verwendeten Radien wurden direkt aus der entsprechenden IIW-Darstellung übernommen, welche den Kerbradius in Abhängigkeit von der Dicke vorgibt.

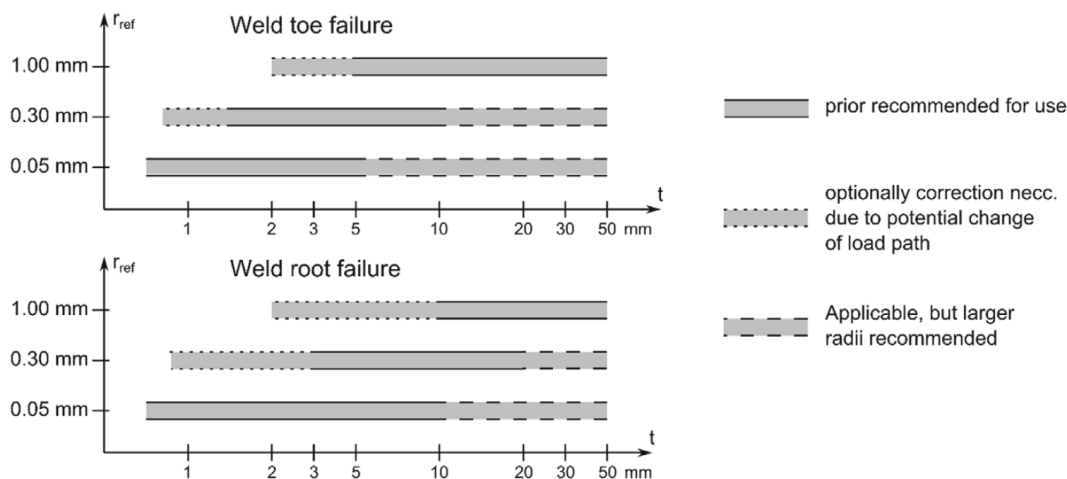


Abbildung 4.3: Kerbradius in Abhängigkeit der Blechdicke nach IIW [1, S. 30]

Für alle untersuchten Probenformen wurde zunächst ein einheitlicher Kerbradius von $r = 1$ mm sowohl an der Schweißfuß- als auch an der Schweißwurzelkerbe angesetzt. Ziel war es, für sämtliche Varianten konsistent die sogenannte *effektive Kerbspannung* zu ermitteln. Diese ist durch die Verwendung von exakt diesem Verrundungsradius definiert. Diese Annahme stellt einen gemeinsamen Ausgangspunkt der Bewertung dar. Aus Abbildung 4.3 geht jedoch hervor, dass bei einer Plattendicke von $t = 8$ mm ein Kerbradius von $r = 1$ mm für ein Versagen im Bereich der Schweißwurzel nicht zulässig ist. Bei wurzelinitiierten Versagen ist ein verringerter Radius von $r = 0,3$ mm anzusetzen. Aus diesem Grund wurde für die Probenform „Geteilt“ eine zusätzliche Simulation durchgeführt, bei welcher der gemäß der Plattendicke zulässige Kerbradius verwendet wurde,

um den Einfluss eines realistischen Wurzelradius auf das mechanische Verhalten gezielt untersuchen zu können.

Für nicht näher definierte Kehlnähte wird gemäß Richtlinie ein Flankenwinkel von 45° festgelegt [1, S. 32]. Der Schweißradius ist so zu modellieren, dass er die reale Kerbkontur tangiert und somit eine geometrisch konsistente, aber standardisierte Abbildung sicherstellt.

Neben den Vorgaben zur Geometrie definiert das IIW auch Empfehlungen für die Vernetzung. Diese betreffen insbesondere Rundungen und Kerbradien, da hier die Genauigkeit des Netzes einen wesentlichen Einfluss auf die resultierenden Spannungen hat. Für eine vollständige 360° -Rundung empfiehlt die Richtlinie entweder 24 quadratische oder 40 lineare Elemente, was einem Elementwinkel φ_e von 15° bzw. 9° entspricht [1, S. 33]. Im Folgenden Kapitel 4.2.3.3 wird noch näher auf diese Teilung eingegangen werden.

Eine schematische Darstellung dieser Elementaufteilung ist in Abbildung 4.4 gezeigt. Zusätzlich wird ein Verhältnis der Elementkantenlängen empfohlen, bei dem die Elemente in radialer Richtung halb so lang sind wie in Umfangsrichtung [1, S. 33]. Dadurch wird die Krümmung ausreichend fein aufgelöst und gleichzeitig eine numerisch stabile Elementqualität gewährleistet.

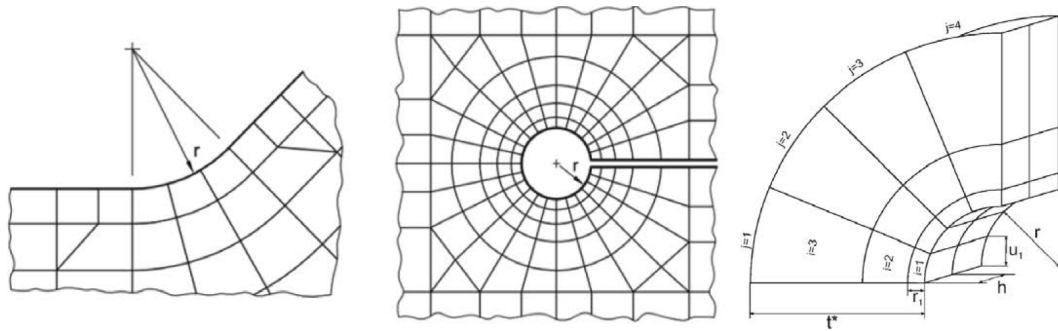


Abbildung 4.4: Schematische Darstellung der empfohlenen Elementaufteilung [1, S. 33]

Diese Vorgaben bilden die Grundlage für die Modellierung und Vernetzung der im weiteren Verlauf dargestellten Probenvarianten und sichern die Vergleichbarkeit der Simulationsergebnisse.

4.2.3.3 Probenvernetzung

Für erste Simulationen wurde strikt den Vorgaben des IIW aus dem vorherigen Kapitel gefolgt. Da diese Vorgaben jedoch nur für bestimmte Bereiche gelten, wurde der restliche Teil der Probe freier vernetzt. Es wurde dennoch darauf geachtet, ausschließlich Hexaeder-Elemente zu verwenden, da mit stark gerichteten Gradienten zu rechnen war und somit im Allgemeinen genauere Ergebnisse zu erzielen sind. Exemplarisch wird hier die Vernetzung an der Probenform „Aufgeschweißt“ gezeigt.

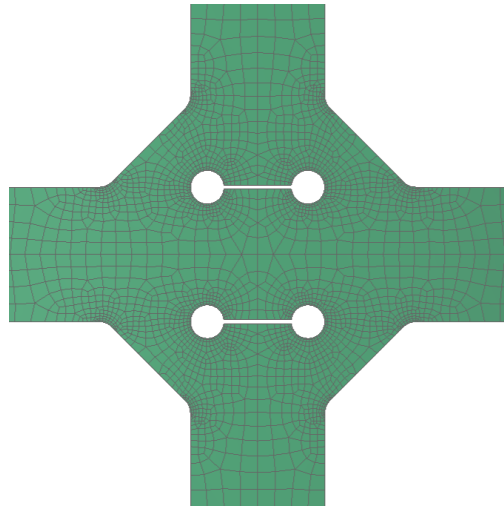


Abbildung 4.5: Exemplarische Vernetzung der Probenform „Aufgeschweißt“

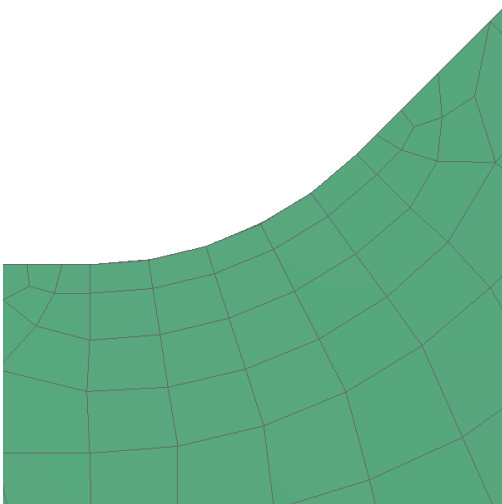


Abbildung 4.6: Detailansicht des Netz am Schweißfuß

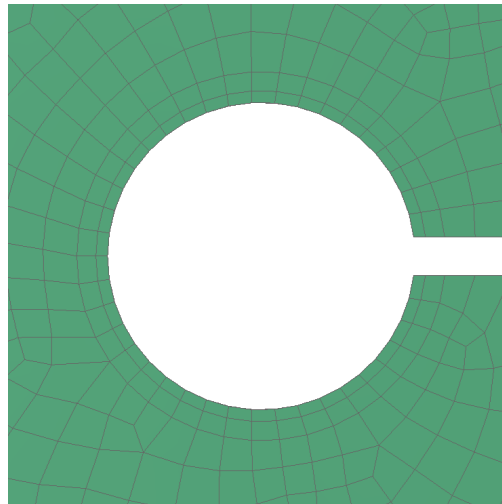


Abbildung 4.7: Detailansicht des Netz an Schweißwurzel

4.2.3.3.1 Lineare oder quadratische Elemente

Das IIW bietet die Wahl zwischen linearen und quadratischen Elementen [1, S. 33]. Zunächst wurde untersucht, welche Unterschiede zwischen beiden Typen zu erwarten sind. Für beide Elementtypen wurde die Mindestteilung der Richtlinie umgesetzt, was bei einem Flankenwinkel von 45° einer Teilung von 5 linearen oder 3 quadratischen Elementen entspricht. Anschließend wurde die Teilung für beide Typen über diese Empfehlung hinaus verfeinert.

Da für die Bewertung der Betriebsfestigkeit nur die maximal auftretende Spannung (Kerbspannung) relevant ist, wurde bei allen Probenformen nur die kritische Stelle verfeinert, um Rechenzeit zu sparen. Konkret bedeutet dies eine Verfeinerung der Fußkerbe für die Probenform „Aufgeschweißt“ und der Wurzelkerbe für die Probenform „Geteilt“. Die Probenform „Durchgeschweißt“ wird hier noch nicht näher untersucht, da die Fußkerbenvernetzung ident zur Probenform „Aufgeschweißt“ ist.

Um die Auswirkung der Verfeinerung auf die Spannungen zu erkennen, wurde als vergleichbarer Wert ausschließlich die maximale von Mises Spannung herangezogen. In allen Fällen war die Oberflächenspannung im Bereich der DMS-Applikationszone weitgehend konstant und betragsmäßig nahezu identisch. Diagramme zu diesen Verläufen folgen im Kapitel 4.2.4.

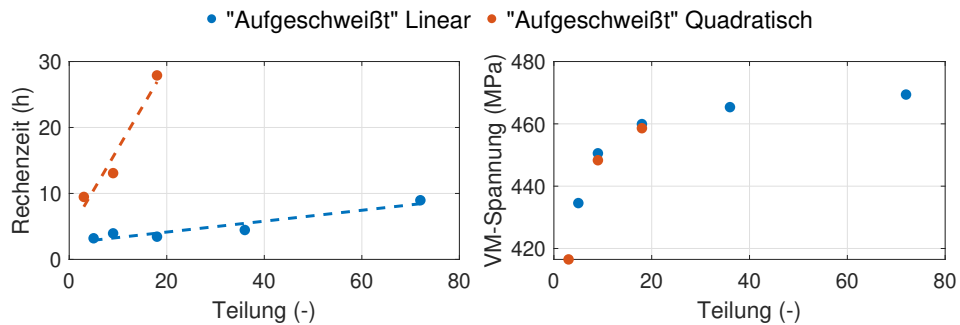


Abbildung 4.8: Vergleich von Elementtypen für Probenform „Aufgeschweißt“

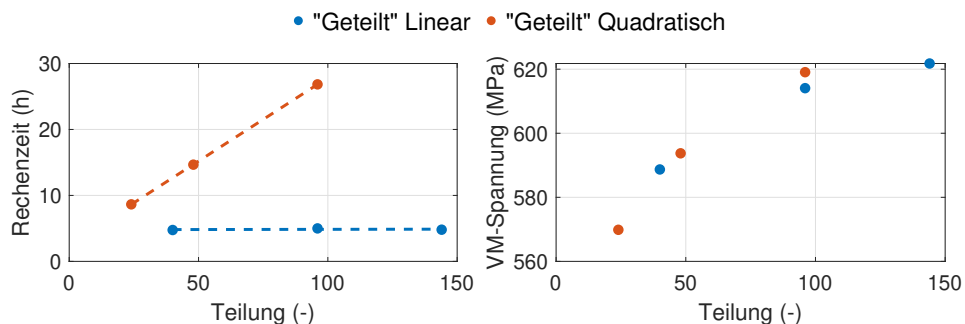


Abbildung 4.9: Vergleich von Elementtypen für Probenform „Geteilt“

Es ist ersichtlich, dass mit einer Verfeinerung gegenüber den IIW-Vorgaben auch eine Erhöhung der Maximalspannung auftritt. Dieses Verhalten wird als Spannungskonvergenz bezeichnet. Es bedeutet, dass mit zunehmender Netzfeinheit die numerische Lösung der FEM der exakten analytischen Lösung ähnelt. Der Nachteil einer höheren Elementanzahl ist der Anstieg der benötigten Rechenleistung.

Bei linearen Elementen steigt die Rechenzeit vergleichsweise moderat, während bei quadratischen Elementen ein wesentlich stärkerer Anstieg erkennbar ist. Zwar erreichen quadratische Elemente die exakte Lösung im Allgemeinen schneller, der Unterschied zu linearen Elementen ist in diesem Fall jedoch im Verhältnis zur erhöhten Rechenzeit vernachlässigbar. Aus diesem Grund wurden für die weiteren Simulationen ausschließlich lineare Elemente verwendet. Es ist anzumerken, dass die benötigte Rechenzeit nicht exakt reproduzierbar ist. Diese Werte sollen vielmehr als Argumentationsgrundlage für eine Reduktion der möglichen Simulationsvarianten gesehen werden.

4.2.3.3.2 Verfeinerung gegenüber den IIW-Mindestvorgaben

Aufgrund der zuvor beschriebenen Spannungskonvergenz stellt sich die Frage, ob eine Vernetzung exakt nach den gezeigten IIW-Mindestvorgaben sinnvoll ist oder ein feineres Netz verwendet werden sollte. Aus den Diagrammen in Abbildungen 4.8 und 4.9 lässt sich erkennen, dass eine moderate Verfeinerung bei linearen Elementen die Rechenzeit nur geringfügig erhöht. Deshalb wurde für die Probenformen „Aufgeschweißt“ und „Geteilt“ eine Analyse zur Netzsensitivität durchgeführt.

Für beide Probenformen wurden drei Simulationen durchgeführt, wobei die Teilung im versagenskritischen Bereich variiert wurde. Als größte Stufe wurde jeweils die Vorgabe aus der IIW-Richtlinie übernommen. Für die aufgeschweißte Probe wurden in der Fußkerbe die Schritte 5, 18 und 96 gewählt, für die geteilte Probe in der Wurzelkerbe 40, 96 und 192. Ein gleiches Verhältnis von Winkeleinheit pro Element war nicht möglich, da in der Wurzel die achtfache Anzahl an Elementen erforderlich gewesen wäre, was die Rechenleistung zu stark erhöht hätte.

Belastet wurde die Probe in drei Laststufen, wobei sich die höchste an der Maschinengrenze orientierte. Die Laststufen wurden gleichmäßig aufgeteilt, was 90 kN, 180 kN und 270 kN Zylinderkraft ergibt. Da der *SOL101-Solver* von *NX-Nastran* linear arbeitet, sind die Ergebnisse für alle drei Laststufen proportional. Die drei Stufen dienen in erster Linie der Plausibilitätsprüfung. Für die Darstellung reicht die niedrigste Laststufe von 90 kN, da sie der realen Belastung am ehesten entspricht.

Ausgegeben wurden drei Spannungen: von Mises Vergleichsspannung, maximale Schubspannung („Max. Shear“ in *NX*) und die größte Hauptnormalspannung („Max. Principal“ in *NX*). Auf die Ausgabe von Spannungsverläufen wurde zunächst verzichtet; nur der Maximalwert wurde verwendet.

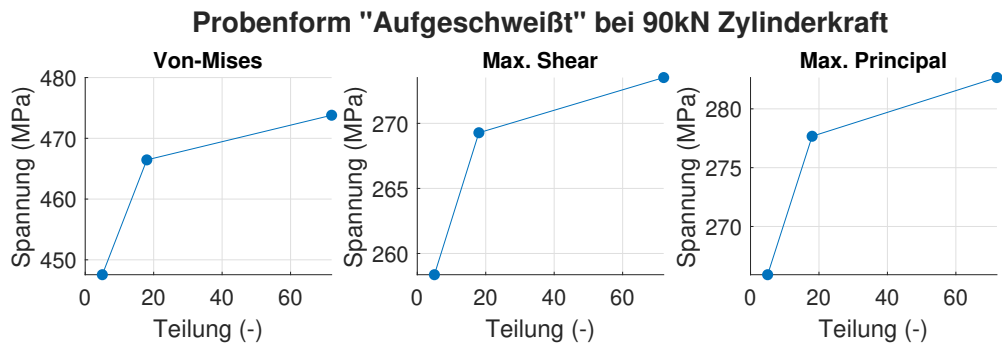


Abbildung 4.10: Netzsensitivität der Probenform „Aufgeschweißt“

Abbildung 4.10 zeigt das Konvergenzverhalten der Maximalspannungen bei der Probenform „Aufgeschweißt“. Die Abszisse beschreibt die Fußteilung, die Ordinate die Maximalspannung. Beide Vergleichsspannungen zeigen dasselbe Verhalten. Auch die größte Hauptspannung, welche in die Berechnung der ersten beiden einfließt (siehe Kapitel 2.1), folgt diesem Muster.

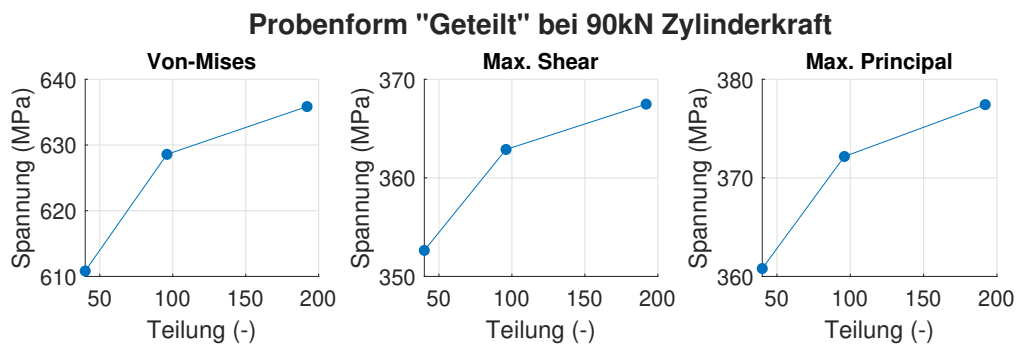


Abbildung 4.11: Netzsensitivität der Probenform „Geteilt“

Bei der geteilten Probe ist die Spannungskonvergenz ebenfalls erkennbar, jedoch weniger stark ausgeprägt als bei der aufgeschweißten Variante. Dies liegt an der unterschiedlichen Elementgröße an der Oberfläche, da die Teilung nicht den Kerbwinkel berücksichtigt: Während sich am Nahtfuß die Teilung auf 45° bezieht, beträgt sie in der Schweißwurzel annähernd 360° .

Um die Daten zusammenzuführen, wurde aus dem Kerbwinkel und der Teilung ein Verhältnis gebildet, das die relative Elementgröße beschreibt und in der Literatur gelegentlich auch Elementwinkel φ_e genannt wird. Die Spannung wurde normiert, indem die Spannungen jeweils durch jene beim größten Netz dividiert wurde, was im Folgenden als Spannungsquotient q_σ bezeichnet wurde. So können alle sechs Diagramme aus Abbildungen 4.10 und 4.11 in einem Diagramm zusammengeführt werden:

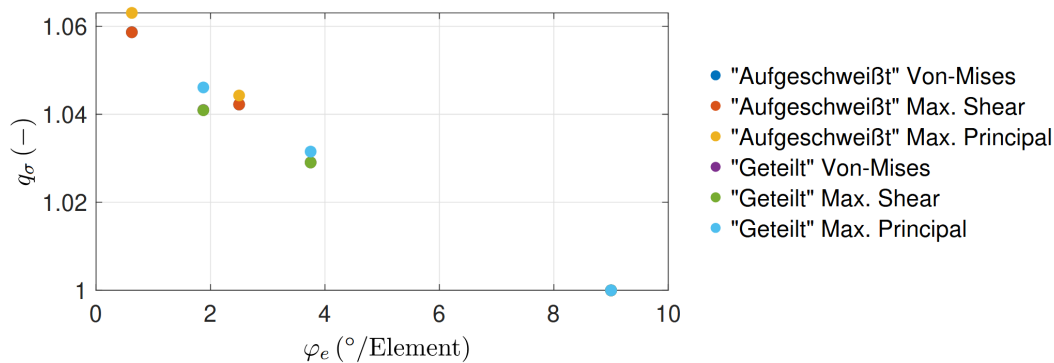


Abbildung 4.12: Kerb-Spannungsquotient in Abhängigkeit vom Elementwinkel

Das Konvergenzverhalten ist auch im zusammengefassten Diagramm erkennbar. Aufgrund der Berechnung des Elementwinkels φ_e , welcher indirekt proportional zur Teilung ist, stellt sich die zuvor beobachtbare Konvergenz nun allerdings als Gerade dar. Die Punkte der von Mises Vergleichsspannung und der maximalen Schubspannung fallen augenscheinlich zusammen, da sie sich der Spannungsquotient q_σ erst ab der fünften Dezimalstelle unterscheidet. Dies liegt an deren Abhängigkeit der Hauptspannungsdifferenzen, wodurch sich im vorliegenden Belastungsfall annähernd identische relative Erhöhungen ergeben.

Aus dem Diagramm lässt sich folgern, dass bereits eine moderate Erhöhung der Elementzahl in den Kerben die Spannungswerte erhöht. Da mit einem feineren Netz im Allgemeinen eine genauere Lösung berechnet werden kann und die Rechenzeit nur geringfügig steigt, wurde für die finalen Simulationen ein feineres Netz in den versagenskritischen Zonen verwendet. Zusammengefasst ergeben sich folgende Netzparameter:

Tabelle 4.1: Übersicht der verwendeten Elementtypen und Elementwinkel

Probenform	Elementtyp	Fußteilung (φ_e)	Wurzelteilung (φ_e)
Aufgeschweißt	Linear	18 (2.5)	40 (9)
Durchgeschweißt	Linear	18 (2.5)	- (-)
Geteilt	Linear	5 (9)	96 (3.75)

4.2.4 Simulationsergebnisse

Anhand der ermittelten Netzparameter wurden für alle drei Kreuzstoß-Varianten die Netze erstellt. Um den Vernetzungsaufwand zu reduzieren, wurde die Symmetrie der Proben genutzt. Der mittlere geschweißte Bereich wurde geachtelt, wobei die Kerben selbst jeweils identische Netze aufweisen. Ein Nebeneffekt dieser Probenaufteilung war die Möglichkeit, Auswertepfade zu definieren, die in den folgenden Kapiteln teilweise zur Analyse von Spannungsverläufen verwendet werden. In Abbildung 4.13 werden die drei Kreuzstoßproben gezeigt, wobei der Ort der Kraft-Ein- und Ausleitung rot markiert wurde.

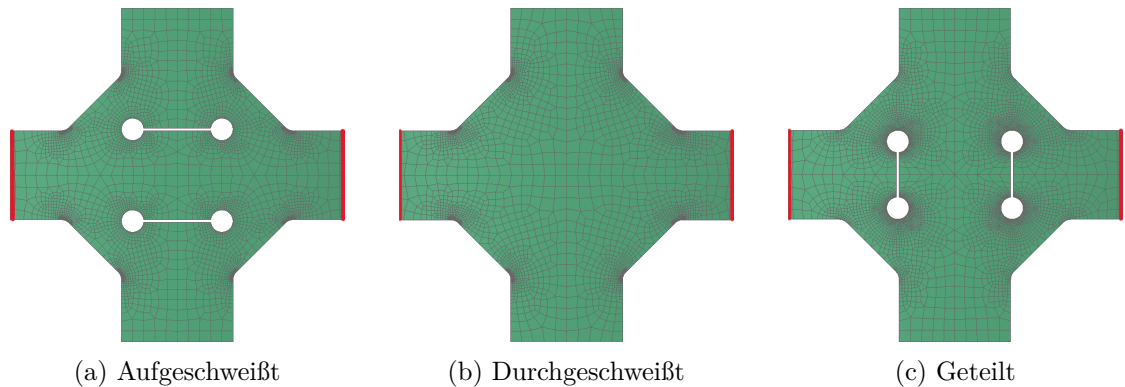


Abbildung 4.13: Kreuzstoß-Netzdetails im Schweißbereich

4.2.4.1 Auswertepfade

Für die finale Simulationsauswertung werden nun nicht nur Maximalwerte ausgegeben, sondern auch Spannungsverläufe entlang definierter Auswertepfade. Die Pfade wurden so gewählt, dass besonders relevante Bereiche abgedeckt werden. Vier solcher Pfade wurden ausgewählt und vor den Ergebnissen dargestellt. Der Startpunkt der Auswertepfade ist mit einem blauen Punkt markiert.

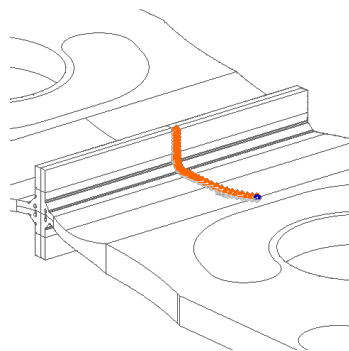


Abbildung 4.14: Auswertepfad: *Quadrant*

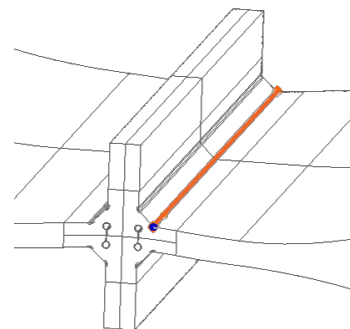


Abbildung 4.15: Auswertepfad: *Nahtfuß*

Der Auswertepfad *Quadrant* verläuft entlang eines Viertels der Probenoberfläche. Er deckt die Übergangszone ab, durchläuft das weitgehend homogene Schubfeld, enthält die Schweißnaht mit den Kerben und endet am Aufschweißstück. In diesem Verlauf sind sowohl die Maximalspannung der Fußkerbe als auch der nahezu konstante Bereich vor der Schweißnaht erkennbar. An diesem Pfad lässt sich der *Kerbfaktor* der Fußkerbe direkt ablesen.

Der Pfad *Nahtfuß* verläuft parallel zur Schweißnaht. Er ermöglicht die Analyse der Spannungsverteilung entlang des Fußes der Kehlnaht und zeigt, an welcher Stelle die Rissentstehung am wahrscheinlichsten ist. Für die vorliegenden Versuche ist die mittige Position des Spannungsmaximums entscheidend, da nicht das Nahtende, sondern die Naht selbst untersucht wird.

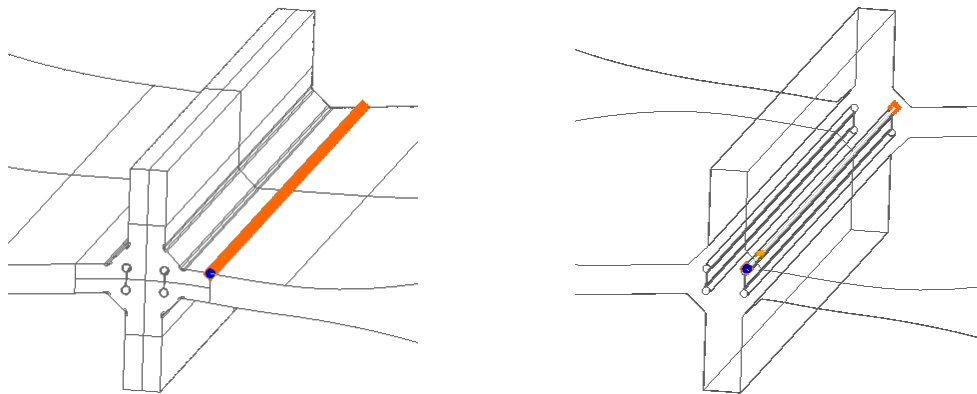


Abbildung 4.16: Auswertepfad: *DMS-Zone* Abbildung 4.17: Auswertepfad: *Nahtwurzel*

Der Auswertepfad *DMS-Zone* verläuft parallel zur Naht durch das homogene Schubfeld in einem Abstand von 25 mm zu der Probenmitte. Diese Zone dient aufgrund ihrer Homogenität als Applikationsbereich für Messmittel wie Dehnmessstreifen (siehe Kapitel 3.2.1). Der oben angeführte Abstand wird standardmäßig für alle Schubproben verwendet, da ein mittiges Platzieren aufgrund von Schweißnähten nicht immer möglich ist. Weiters zeigte Ernst [11, S. 70], dass an diesem Punkt eine hohe Übereinstimmung zwischen Simulations- und Messwerten zu erwarten ist. Wird der Dehnmessstreifen nicht mittig platziert, lässt sich anhand dieses Pfades eine Korrektur des Kerbfaktors vornehmen.

Der Auswertepfad *Nahtwurzel* verläuft entlang der Nahtwurzel. Er ist besonders relevant für die Probenform „Geteilt“, da hier die höchsten Spannungen auftreten und somit der versagenskritische Bereich liegt.

4.2.4.2 Probenform „Aufgeschweißt“

Für die Probenform „Aufgeschweißt“ werden mit den im vorherigen Kapitel angeführten Auswertepfaden, die Diagramme in Abbildung 4.18 abgeleitet.

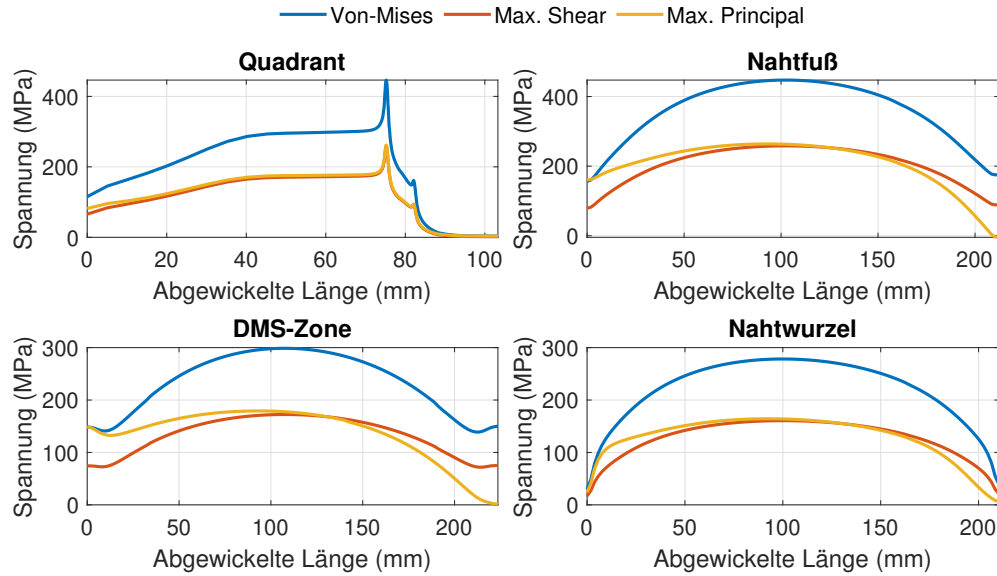


Abbildung 4.18: Spannungsverläufe für Probenform „Aufgeschweißt“

Außerdem wurden die Maximalwerte der Verläufe ermittelt. Die Maximalwerte des *Quadranten*-Pfad wurden nicht ausgegeben, da sie identisch zu jenen aus dem Pfad *Nahtfuß* sind. Für die Bildung der Kerbfaktoren werden die Werte aus Tabelle 4.2 nun weiterverwendet. Dazu wird das Verhältnis von Kerbspannung (Maximalwert der Kerbe) und Nennspannung (Maximalwert DMS-Zone) gebildet. Die daraus resultierenden Kerbfaktoren sind in Tabelle 4.3 angegeben.

Tabelle 4.2: Maximale Spannungswerte der Probenform „Aufgeschweißt“

Auswertepfad	σ_{vm} (MPa)	τ_{max} (MPa)	σ_1 (MPa)
DMS-Zone	298.69	172.42	179.23
Nahtfuß	447.33	258.25	263.87
Nahtwurzel	278.29	160.66	164.23

Tabelle 4.3: Kerbfaktoren der Probenform „Aufgeschweißt“

$K_{t,r=1\text{ mm}}$	σ_{vm}	τ_{max}	σ_1
Nahtfuß	1.50	1.50	1.47
Nahtwurzel	0.93	0.93	0.92

4.2.4.3 Probenform „Durchgeschweißt“

Bei der Probenform „Durchgeschweißt“ entfällt aufgrund der Geometrie der Verlauf entlang der Nahtwurzel. Für die übrigen Spannungen ergeben sich folgende Verläufe:

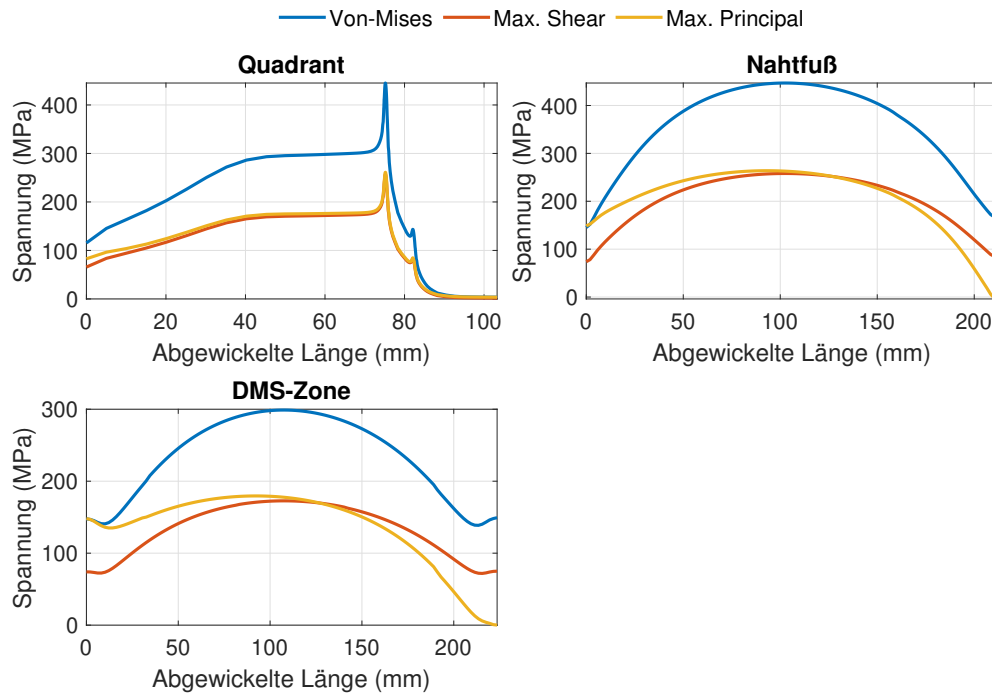


Abbildung 4.19: Spannungsverläufe für Probenform „Durchgeschweißt“

Für die Auswertepfade *DMS-Zone* und *Nahtfuß* wurden wie zuvor die Maximalwerte ausgelesen. Durch das Verhältnis der Fußspannung zur Spannung in der DMS-Zone werden die Kerbfaktoren bestimmt.

Tabelle 4.4: Maximale Spannungswerte der Probenform „Durchgeschweißt“

Auswertepfad	σ_{vm} (MPa)	τ_{max} (MPa)	σ_1 (MPa)
DMS-Zone	298.87	172.71	179.52
Nahtfuß	446.94	258.02	263.81

Tabelle 4.5: Kerbfaktoren der Probenform „Durchgeschweißt“

$K_{t,r=1\text{ mm}}$	σ_{vm}	τ_{max}	σ_1
Nahtfuß	1.50	1.49	1.47

4.2.4.4 Probenform „Geteilt“

Für die Probenform „Geteilt“ lassen sich die folgenden Spannungsverläufe ermitteln:

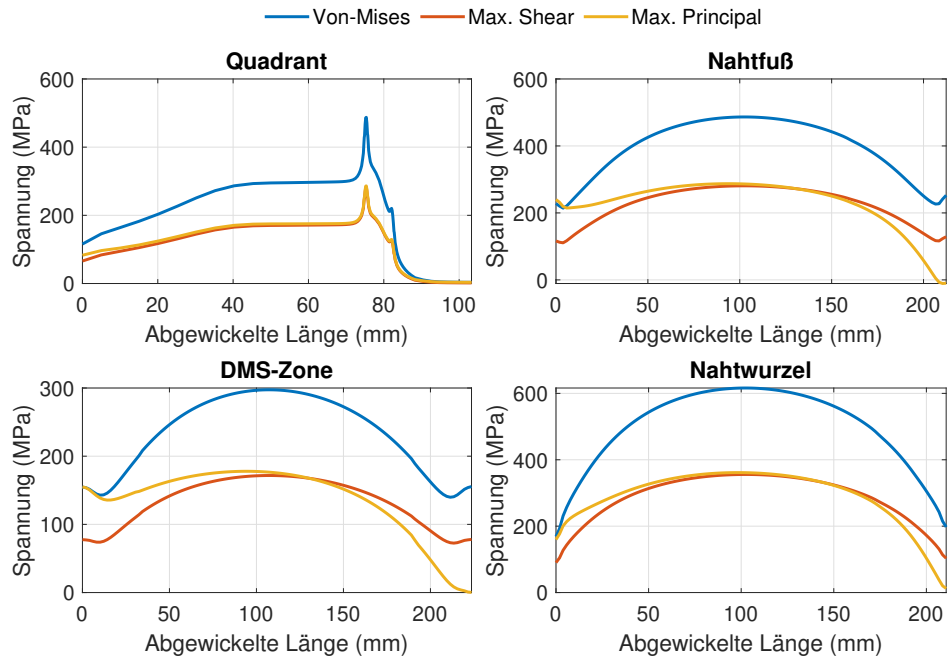


Abbildung 4.20: Spannungsverläufe für Probenform „Geteilt“

Für die Auswertepfade *DMS-Zone*, *Nahtfuß* und *Nahtwurzel* wurden die Maximalwerte bestimmt. Durch das Verhältnis der Fuß- beziehungsweise Wurzelspannung zur Spannung in der DMS-Zone lassen sich die Kerbfaktoren in Tabelle 4.7 ermitteln.

Tabelle 4.6: Maximale Spannungswerte der Probenform „Geteilt“

Auswertepfad	σ_{vm} (MPa)	τ_{max} (MPa)	σ_1 (MPa)
DMS-Zone	297.38	171.67	177.84
Nahtfuß	486.54	280.89	287.25
Nahtwurzel	616.18	355.74	361.35

Tabelle 4.7: Kerbfaktoren der Probenform „Geteilt“

$K_{t,r=1\text{ mm}}$	σ_{vm}	τ_{max}	σ_1
Nahtfuß	1.64	1.64	1.62
Nahtwurzel	2.07	2.07	2.03

4.2.4.5 Probenform „Geteilt R03“

Streng nach IIW [1] liegt die Probenform „Geteilt“ außerhalb des Bereichs, in dem im Kerbspannungskonzept ein Verrundungsradius von $r_{ref} = 1$ mm (siehe Abbildung 4.3) verwendet werden darf. Dies liegt am zu erwartenden Versagensort, welcher bei dieser Probe in der Wurzel liegt. Im ersten Schritt wurde dennoch derselbe Radius gewählt, um die einzelnen Simulationen durch die Berechnung der *effektiven Kerbspannung*, welche über den Verrundungsradius von 1 mm definiert ist, besser vergleichbar zu machen.

Das IIW empfiehlt für diese Probe einen Radius von $r_{ref} = 0.3$ mm. Um diese Variante ebenfalls abzudecken, wurde ein weiteres Modell erstellt, bei dem der Radius auf den empfohlenen Wert reduziert wurde und im Folgenden als Probenform „Geteilt R03“ bezeichnet wird. Alle anderen Maße und Modelleinstellungen entsprechen der normalen Probenform „Geteilt“. Die rot markierten Schnittflächen in Abbildung 4.21 zeigen die Flächen über welche die Kraft-Ein- beziehungsweise Ausleitung in diese Detailansicht erfolgt.

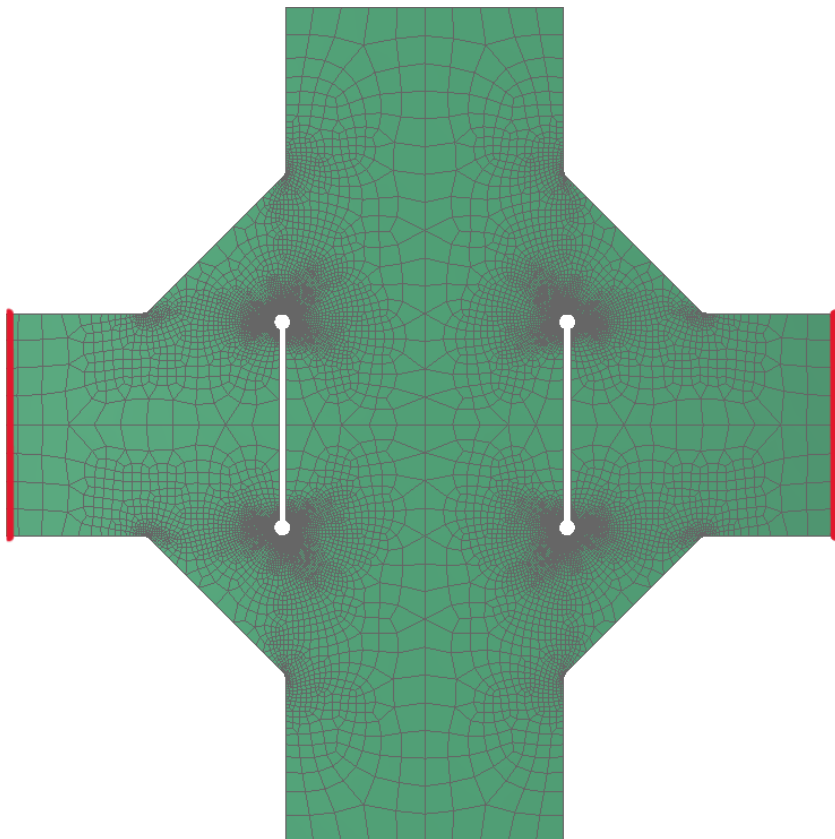


Abbildung 4.21: Netz im Schweißbereich von Probe „Geteilt R03“

Für die Probenform „Geteilt R03“ lassen sich die folgenden Spannungsverläufe ermitteln:

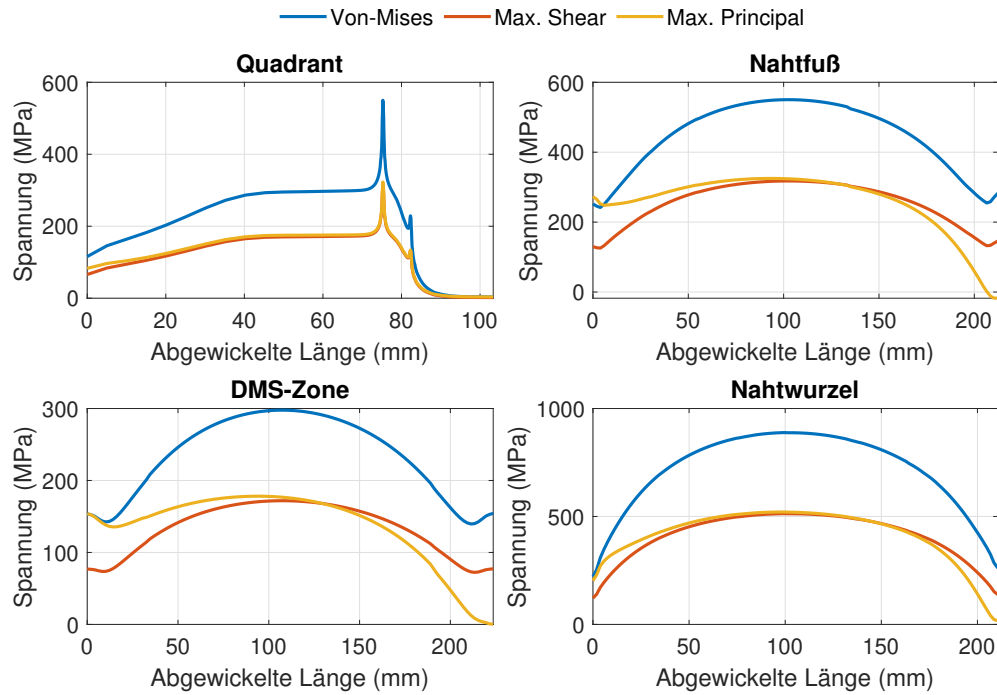


Abbildung 4.22: Spannungsverläufe für Probenform „Geteilt R03“

Für die Auswertepfade *DMS-Zone*, *Nahtfuß* und *Nahtwurzel* wurden die Maximalwerte bestimmt. Das Verhältnis der Fuß- beziehungsweise Wurzelspannung zur τ_{max} Spannung in der DMS-Zone erlaubt die Bestimmung der Kerbfaktoren.

Tabelle 4.8: Maximale Spannungswerte der Probenform „Geteilt R03“

Auswertepfad	σ_{vm} (MPa)	τ_{max} (MPa)	σ_1 (MPa)
DMS-Zone	297.70	171.85	178.16
Nahtfuß	550.26	317.68	324.94
Nahtwurzel	888.49	512.95	520.68

Tabelle 4.9: Kerbfaktoren der Probenform „Geteilt R03“

$K_{t,r=0.3\text{ mm}}$	σ_{vm}	τ_{max}	σ_1
Nahtfuß	1.85	1.85	1.82
Nahtwurzel	2.98	2.98	2.92

4.3 Stumpfstoß

In diesem Kapitel soll nun anstatt des Kreuzstoßes, ein Modell für Stumpfstoßproben mit einer Dicke von $t = 8$ mm erstellt werden. Dazu werden Erkenntnisse aus dem vorherigen Kapitel 4.2 auf die hier vorliegende Probenform angewandt. Im ersten Schritt soll ein Simulationsmodell erstellt werden. Auf eine detaillierte Ausarbeitung soll hier verzichtet werden, da der Ablauf nahezu identisch ist. Die groben Eckpunkte des Simulationsprozesses sollen dennoch angeführt werden. Auf Basis der Ergebnisse aus Kapitel 4.2.3.3 wurde wieder ein Wert für den Elementwinkel in den Kerben von ungefähr $\varphi_e = 2.5^\circ/\text{Element}$ angestrebt. Dadurch ergaben sich folgende Parameter:

Tabelle 4.10: Netzparameter und Kerbteilung für Stumpfstoß-Modell

Probenform	Elementtyp	Fußteilung (φ_e)	Wurzelteilung (φ_e)
Stumpfstoß	Linear	8 (2.37)	12 (2.47)

Das Prüfstandsmodell änderte sich abgesehen von der Probe nicht. Die Vernetzung wurde auch ansonsten ident durchgeführt.

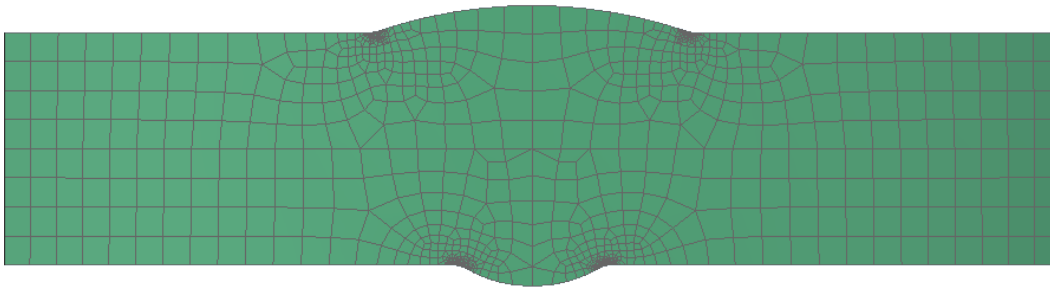


Abbildung 4.23: Vernetzte Stumpfstoß-Probe

Die Prüfkraft, bei der die Spannungen berechnet wurden, wurde wie zuvor mit 90 kN gewählt. Auch an den Auswertepfaden aus Kapitel 4.2.4.1 wurde sich orientiert.

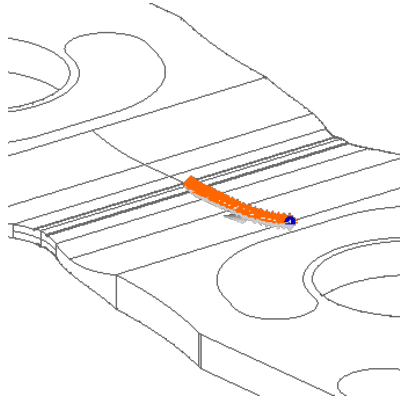


Abbildung 4.24: Auswertepfad: *Quadrant*

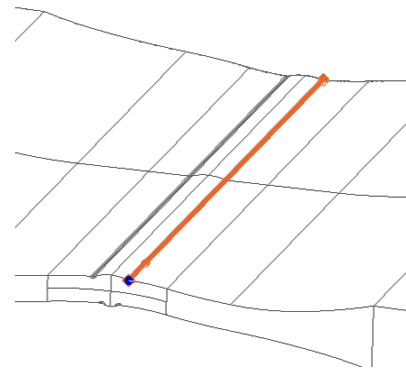


Abbildung 4.25: Auswertepfad: *Nahtfuß*

Während die Auswertepfade *Quadrant* (Abbildung 4.24), *Nahtfuß* (Abbildung 4.25) und *DMS-Zone* (Abbildung 4.26) identisch definiert waren (siehe Kapitel 4.2.4.1), wurde der Auswertepfad *Nahtwurzel* (Abbildung 4.27) bei dieser Probe leicht angepasst. Er wurde gleich definiert wie jener am Nahtfuß, sodass er den Verlauf entlang der Nahtwurzel-Oberfläche abdeckt.

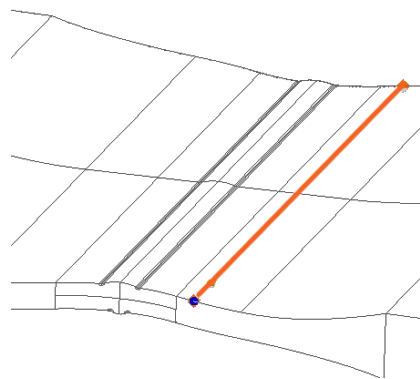


Abbildung 4.26: Auswertepfad: *DMS-Zone*

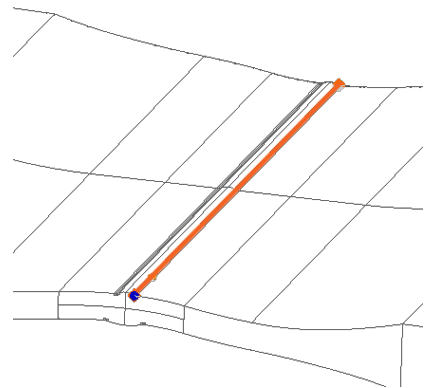


Abbildung 4.27: Auswertepfad: *Nahtwurzel*

Im nächsten Schritt wurden die Spannungen entlang diesen Auswertepfaden ausgelesen und die daraus resultierenden Verläufe in Abbildung 4.28 ausgegeben. Aus diesen Diagrammen wurden anschließend in Tabelle 4.11 die maximalen Spannungen der Verläufe gezeigt.

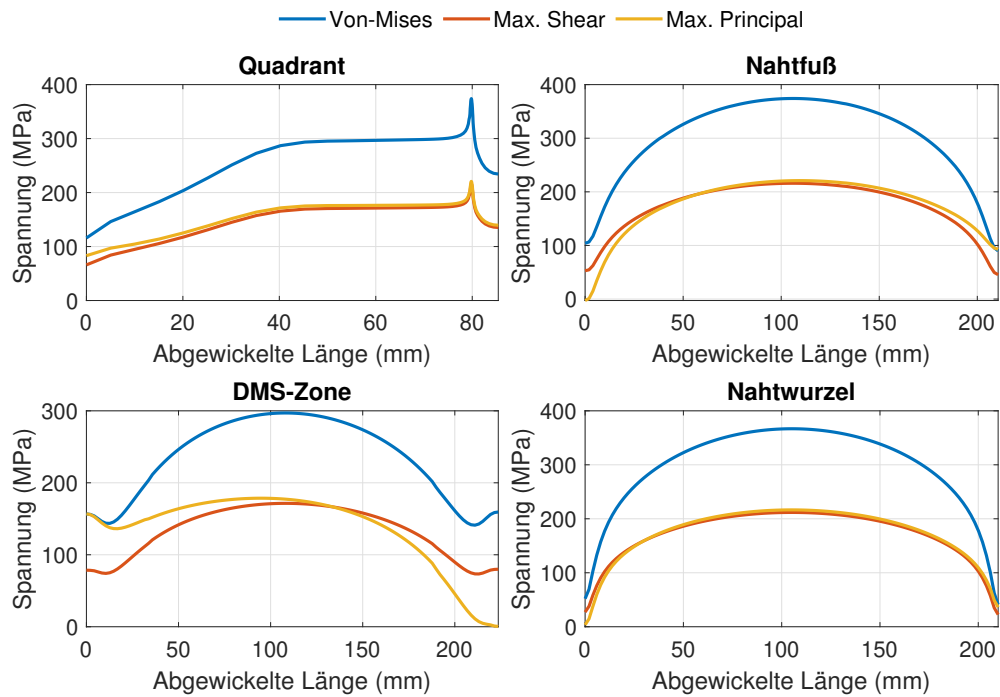


Abbildung 4.28: Spannungsverläufe für Probenform „Stumpfstoß“

Tabelle 4.11: Maximale Spannungswerte der Probenform „Stumpfstoß“

Auswertepfad	σ_{vm} (MPa)	τ_{max} (MPa)	σ_1 (MPa)
DMS-Zone	297.01	171.44	178.59
Nahtfuß	396.25	228.76	234.20
Nahtwurzel	386.86	223.34	228.40

Bezieht man wieder die gerade ermittelten Spannungen auf jeweiligen Nennspannungen in der DMS-Zone, so ergeben sich folgende Kerbfaktoren:

Tabelle 4.12: Kerbfaktoren der Probenform „Stumpfstoß“

$K_{t,r=1\text{ mm}}$	σ_{vm}	τ_{max}	σ_1
Nahtfuß	1.33	1.33	1.31
Nahtwurzel	1.30	1.30	1.28

5 Ergebnisse

In diesem Kapitel erfolgt das Zusammenführen von Simulations- und Versuchsdaten. Dies geschieht über die Ausarbeitung eines Kerbspannungskonzepts (siehe Kapitel 2.2.3). Dabei werden die ermittelten Kerbfaktoren mit tatsächlichen Messergebnissen zu Kerbspannungen verrechnet. Im ersten Schritt soll näher auf die vorhandenen Messergebnisse eingegangen werden.

5.1 Simulationsvergleich mit Versuchsdaten

Da im weiteren Verlauf Simulations- und Versuchsdaten verglichen werden sollen, ist es zunächst wichtig, die Korrelation beider Datensätze zu untersuchen. Während in der Simulation Spannungen an jedem Punkt ausgegeben werden können, ist die Messpunktwahl bei den realen Proben durch die Geometrie eingeschränkt.

Bei allen Versuchen wurde der Dehnmessstreifen an derselben Position appliziert: mittig in Y-Richtung und 25 mm von der Probenmitte in X-Richtung. Der Dehnmessstreifen wurde in einem Winkel von 45° aufgebracht, entsprechend der erwarteten Hauptdehnungsrichtung. [11, S. 68]

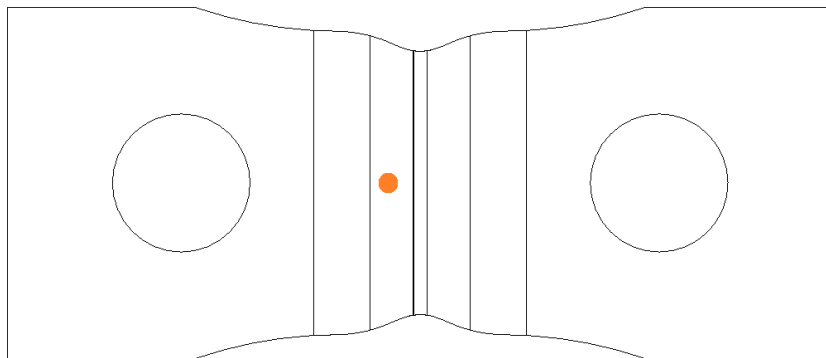


Abbildung 5.1: Messpunkt auf der realen Probe

Die Spannung an der in Abbildung 5.1 markierten Position kann direkt mit den Simulationswerten verglichen werden, da an diesem Punkt ein annähernd identischer Wert zwischen DMS- und Simulations-Schubspannung nach Ernst [11, S. 70] zu erwarten ist.

Für den Vergleich wurden aus den experimentellen Daten vier Laststufen ausgewählt. Für jede Laststufe liegen jeweils ein Zug- und ein Druckwert vor, sodass insgesamt acht Spannungen für den Vergleich zur Verfügung stehen.

Tabelle 5.1: Vergleich der simulierten und experimentellen Roh-Nennschubspannungen

Zylinderkraft (kN)	τ_{Sim} (MPa)	τ_{Exp} (MPa)	rel. Unterschied
96	182.47	185.77	1.78%
-96	-182.47	-178.50	-2.22%
79	150.27	137.31	-9.44%
-79	-150.25	-167.19	10.13%
73.3	139.46	135.69	-2.78%
-73.3	-139.43	-146.03	4.52%
65.7	125.09	124.39	-0.57%
-65.6	-124.81	-133.27	6.35%

Die Werte in Tabelle 5.1 zeigen eine deutliche Korrelation. Auffällig ist die Laststufe bei ± 79 kN, bei der die Abweichungen höher ausfallen als bei den übrigen Lasten. Bei den restlichen Versuchen liegen die relativen Abweichungen im erwartbaren Bereich. Die mittlere Abweichung beträgt 0,97% bei einer Standardabweichung von 6,11%.

Da für die weiteren Betrachtungen nicht die Spannungsniveaus selbst, sondern die Schwingamplituden relevant sind, werden diese ebenfalls verglichen. Die Schwingamplitude wird durch die Differenz der Spannungsmaxima bei Zug- und Druckbelastung berechnet, wodurch ein möglicher Versatz der Nullposition der Versuchsdaten kompensiert wird:

$$\tau_a = \frac{\tau_{\text{max}} - \tau_{\text{min}}}{2} \quad (5.1)$$

Als Maximalwert wurde die Spannung bei Zugbeanspruchung (positive Zylinderkraft), als Minimalwert die Spannung bei Druckbeanspruchung gewählt. Die Ergebnisse nach Gleichung 5.1 wurden in Tabelle 5.2 angegeben.

Tabelle 5.2: Vergleich der Roh-Spannungsschwingbreite an der DMS-Position

Zylinderkraft (kN)	$\tau_{a_{\text{Sim}}}$ (MPa)	$\tau_{a_{\text{Exp}}}$ (MPa)	rel. Unterschied
± 96.0	182.47	182.13	-0.18%
± 79	150.26	152.25	1.31%
± 73.3	139.45	140.86	1.01%
$\pm 65.7^*$	124.95	128.83	3.01%

Die mit * markierte Laststufe wurde aus der leicht unsymmetrischen Laststufe aus Tabelle 5.1 zusammengefasst. Die Abweichungen der Schwingbreiten liegen unter 5%,

was eine gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment darstellt. Es ist kein systematischer Fehler erkennbar. Die mittlere Abweichung beträgt 1,28% bei einer Standardabweichung von 1,32%.

5.2 Simulationsvergleich mit modifizierten Versuchsdaten

Im Kapitel 3.4 wurde bereits erklärt, dass nicht für alle Laststufen DMS appliziert wurden. Es wurde sich daher auf eine Rückrechnung mittels einer Regressionsgeraden entschieden. Mit dieser Regressionsgeraden werden nun die Dehnungen und folglich Spannungen, basierend auf den aufgebrachtten Zylinderkräften berechnet. Um den Effekt dieser Regressionsanwendung zu verdeutlichen, werden die in Tabelle 5.1 angegebenen Spannungen erneut berechnet, dieses Mal jedoch über das Regressionsmodell, um mit den Simulationsdaten verglichen zu werden.

Tabelle 5.3: Vergleich der simulierten und experimentellen modifizierten Nennschubspannungen

Zylinderkraft (kN)	τ_{Sim} (MPa)	$\tau_{\text{Exp(Reg)}}$ (MPa)	rel. Unterschied
96	182.47	179.17	-1.84%
-96	-182.47	-189.68	3.80%
79	150.27	146.51	-2.57%
-79	-150.25	-157.02	4.31%
73.3	139.46	135.56	-2.88%
-73.3	-139.43	-146.07	4.54%
65.7	125.09	120.96	-3.41%
-65.6	-124.81	-131.28	4.93%

Kein Simulationsergebnis weicht mehr als 5% vom Versuchswert ab. Die Simulationsergebnisse entsprechen, verglichen mit den in Tabelle 5.1 verwendeten Spannungen, nun eher den Versuchswerten. Dies zeigt auch die mittlere Abweichung von 0,86% mit einer Standardabweichung von 3,82%.

Auch soll hier wieder die Übereinstimmung mit der Schwingbreite überprüft werden. Die Ergebnisse nach Formel 5.1 sind in Tabelle 5.4 angeführt.

Tabelle 5.4: Vergleich der modifizierten Spannungsschwingbreite an der DMS-Position

Zylinderkraft (kN)	$\tau_{a\text{Sim}}$ (MPa)	$\tau_{a\text{Exp(Reg)}}$ (MPa)	rel. Unterschied
±96.0	182.47	184.42	1.06%
±79	150.26	151.76	0.99%
±73.3	139.45	140.81	0.97%
±65.7*	124.95	126.12	0.93%

Die mit * markierte Laststufe wurde aus der leicht unsymmetrischen Laststufe aus Tabelle 5.3 zusammengefasst. Tabelle 5.4 zeigt, dass durch die Anwendung des Regressionsmodells auch eine höhere Übereinstimmung der Schwingbreiten ermittelt werden konnte. Die mittlere Abweichung beträgt nun nur noch 0,99% bei einer Standardabweichung von 0,06%.

Dieses Regressionsmodell gilt ausschließlich für die S700-Proben, da diese wie bereits erwähnt durch ihre reduzierte Dicke von $t = 8 \text{ mm}$ geometrisch von den S355-Proben abweichen (siehe Kapitel 3.4).

Auf Basis dieser Ergebnisse ist ein Fortfahren mit den in Kapitel 4.3 ermittelten Kerbfaktoren möglich. Es erfolgt keine Kalibrierung der numerischen Modelle. Der Vergleich dient ausschließlich der Plausibilitätsprüfung der lokal ausgewerteten Spannungen.

5.3 Kerbspannungskonzept

Da nun sowohl für die S700-Proben (siehe Kapitel 5.2) als auch für die S355AW-Proben (siehe Prötznner [12]) ein mit Simulationsdaten verglichenes Regressionsmodell vorliegt, können Kerb-Schubspannungen für alle Versuchsergebnisse berechnet werden.

Mit den im Kapitel 4.3 und von Prötznner ermittelten Kerbfaktoren [12, S. 48] lassen sich die in den Versuchen ermittelten Spannungen in Kerbspannungen überführen.

Da das Versagen im höchst belasteten Fall im Allgemeinen zuerst eintritt, genügt die weitere Auswertung für den Nahtfuß-Bereich.

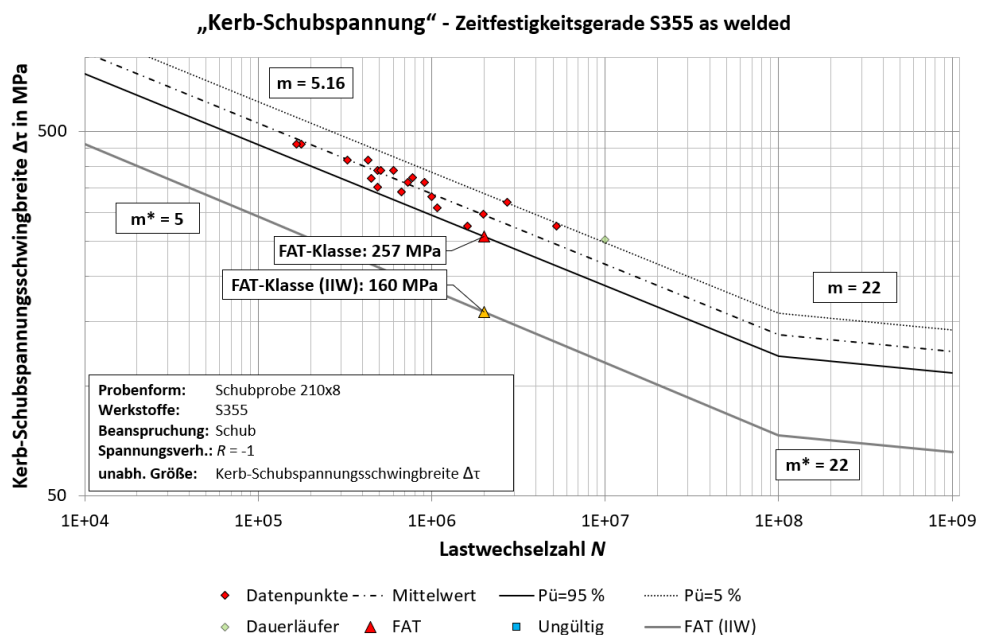


Abbildung 5.2: S/N-Kurve für max. Schubspannung von S355AW

Der von Prötznner [12, S. 48] ermittelte Kerbfaktor für die maximale Schubspannung beträgt $K_{t,r=1mm} = 1,26$. Mit diesem Faktor wurden die aus den Versuchen berechneten Spannungen wieder in Kerbspannungen im Nahtfuß überführt. Das IIW gibt für diesen Kerbspannungsfall die Empfehlung einer FAT-Klasse von FAT160 [1, S. 78]. Dabei wird im niedrigen Lastwechselzahl-Bereich eine Steigung von $m^* = 5$ empfohlen. Im Langzeitfestigkeitsbereich soll die Steigung $m^* = 22$ angenommen werden. Die Datenpunkte aus den Versuchen liegen in Abbildung 5.2 allesamt über der Richtlinien-Geraden. Aus den Versuchen lässt sich eine FAT-Klasse von FAT257 ableiten. Dies entspricht einer Erhöhung um den Faktor 1,61. Die Steigung der ermittelten Geraden beträgt $m = 5,16$ und ist nahezu identisch mit jener der FAT160-Empfehlung ($m^* = 5$).

Für die Kerb-Schubspannung im Nahtfuß der S700AW-Probe wurde zuvor (siehe Tabelle 4.12) ein Kerbfaktor von $K_{t,r=1mm} = 1,33$ berechnet. Dieser Faktor wird nun ebenfalls mit den berechneten Spannungswerten multipliziert, um Rückschlüsse auf die tatsächlich wirkenden Kerbspannungen ziehen zu können.

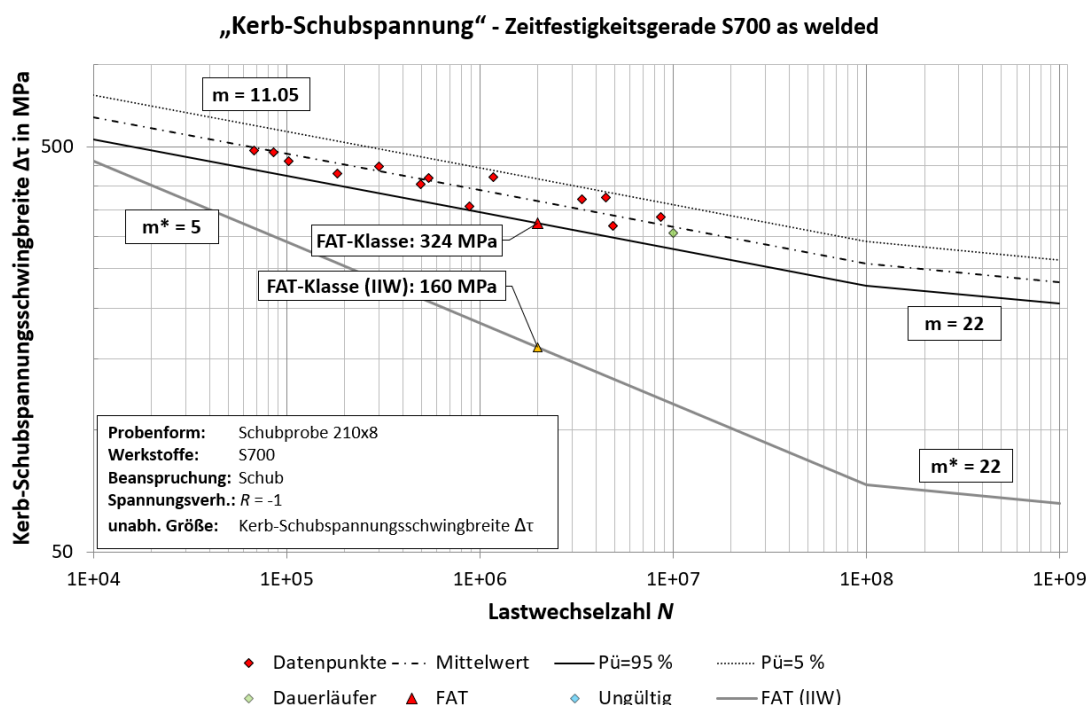


Abbildung 5.3: S/N-Kurve für max. Schubspannung von S700AW

Auch hier gibt das IIW dieselbe FAT160-Empfehlung wie zuvor [1, S. 78]. Abbildung 5.3 zeigt, dass die Werte der Versuche über dieser Empfehlung liegen. Bei den Versuchen wurde eine Klasse von FAT324 ermittelt, was einer Erhöhung um den Faktor 2,03 entspricht.

Auch für die beiden Kerbspannungskonzepte wird die Erhöhung der FAT-Klasse noch einmal explizit zusammengefasst:

Tabelle 5.5: Erhöhung der FAT-Klassen basierend auf Kerbspannungskonzepten

Probentyp	FAT (Ref.)	FAT _{95%}	rel. Unterschied
S355AW	160	257	+61%
S700AW	160	324	+103%

Wie zuvor bei der Auswertung der Nennspannungen (siehe Abbildung 3.8), kann auch für das Kerbspannungskonzept ein kombiniertes Diagramm erstellt werden. Dieses umfasst jedoch nur die beiden „As Welded“-Proben, da bei den „Ground“-Proben kein Kerbspannungskonzept ausgearbeitet werden kann.

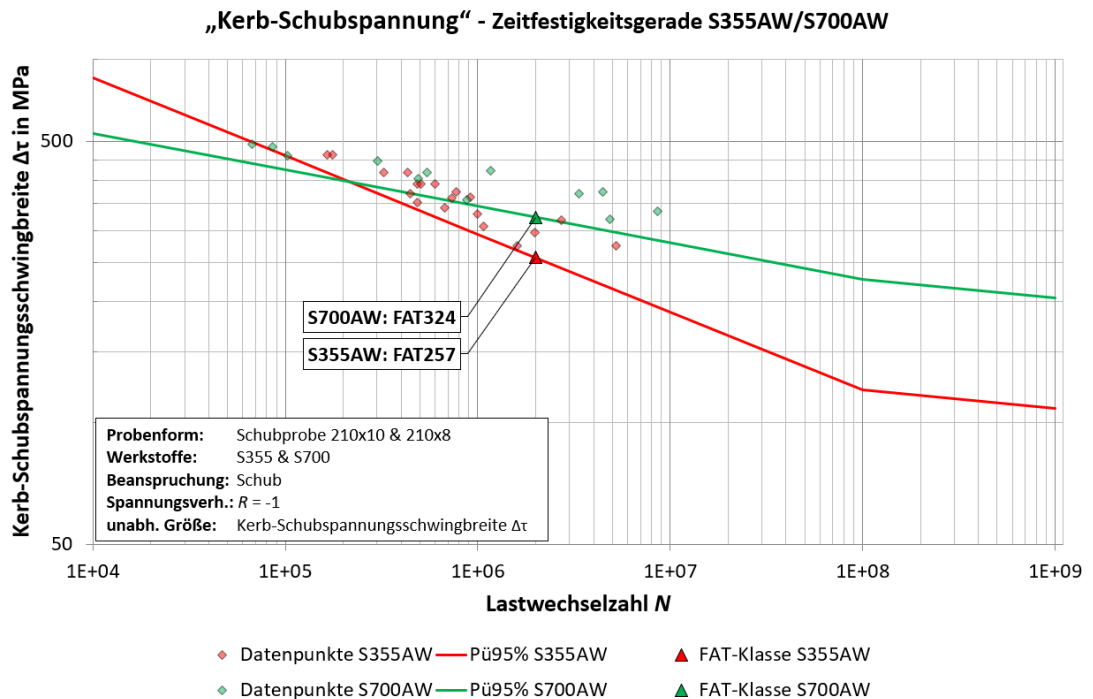


Abbildung 5.4: Kerbspannungskonzept für S355AW und S700AW

Abbildung 5.4 zeigt, dass der Datensatz der S700AW-Proben flacher verläuft als jener der S355AW. Die Zeitfestigkeitsgeraden kreuzen sich bei einer Lastwechselzahl von ungefähr $N = 2 \cdot 10^5$ und einer Schwingbreite von $\Delta\tau = 400$ MPa. Erst bei höheren Lastwechselzahlen liegen die Werte der S700AW-Proben darüber.

6 Zusammenfassung

Im Rahmen dieser Arbeit wurden sowohl Stumpfstoß-Proben, als auch Kreuzstoßproben unter Schubbelastung untersucht. Zunächst erfolgte eine Analyse vorhandener Versuchs- und Messergebnisse. Es wurden drei Versuchsreihen (S355AW, S700AW und S700G) ausgewertet, wobei sich diese durch Werkstoff und Schweißnaht-Nachbehandlung unterscheiden. Zunächst wurde aus Einzelmessungen der Dehnungen und Zylinderkräften ein, für die jeweilige Versuchsserie gültiges, Regressionsmodell erstellt. Ausgewertet wurden diese Versuchsreihen dann nach der Nenn-Schubspannung. Aus diesen Spannungen wurden im Anschluss S/N-Kurven abgeleitet und gegenübergestellt. Die ermittelten FAT-Klassen wurden mit Referenzwerten der IIW-Richtlinie [1] verglichen, wobei sich alle ermittelten FAT-Klassen gegenüber der Empfehlung erhöht hatten. Eine Verbesserung durch die Nutzung von S700 gegenüber von S355 konnte vor allem im Langzeitfestigkeitsbereich festgestellt werden. Durch das Beschleifen der Schweißnaht konnte bei den S700-Schubproben nur eine geringe Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit festgestellt werden.

Der nächste Schritt war die numerische Untersuchung beider erwähnten Schubproben-Schweißvarianten. Begonnen wurde mit den geschweißten Kreuzstößen, um das mechanische Verhalten unter Schubbelastung zu analysieren und die Einflüsse unterschiedlicher Probenvarianten abzuschätzen. Die Simulationen wurden mit der Finite-Elemente-Methode (FEM) in Siemens NX durchgeführt. Hierbei wurden sowohl der Prüfstand als auch die Proben realitätsnah modelliert, inklusive der Klemmung durch Hydraulikzylinder und der kinematischen Kopplung der Hebel. Besonderer Fokus lag auf der Netzgestaltung nach den Richtlinien des International Institute of Welding (IIW) [1], um Spannungskonvergenz und numerische Stabilität zu gewährleisten. Dazu wurde eine Netzstudie durchgeführt und basierend auf deren Ergebnisse das Netz gegenüber der Richtlinie verfeinert. Die untersuchten Probenvarianten „Aufgeschweißt“, „Geteilt“ und „Durchgeschweißt“ zeigten unterschiedliche Spannungsverteilungen und Kerbfaktoren, wobei die Variante „Geteilt“ die höchsten Spannungskonzentrationen an der Schweißwurzel aufwies.

Nach den Kreuzstoßproben wurden auch jene mit einem Stumpfstoß numerisch untersucht. Die Ergebnisse der Netzstudie für den Kreuzstoß wurden bei der Vernetzung der Stumpfstoßproben ebenfalls verwendet. Die Simulation wurde auf gleiche Weise aufgebaut wie bei der ersten Schweißvariante und auch bei der Auswertung wurde dieselbe Methode angewandt. Für die Proben wurden dadurch sowohl Spannungsverläufe, als auch Kerbfaktoren abgeleitet.

Im letzten Schritt wurde das Kerbspannungskonzept an den vorliegenden Schweißproben angewandt. Dazu wurden die vorhandenen Versuchsergebnisse mit den, aus der numerischen Analyse ermittelten Kerbspannungsfaktoren, kombiniert. Nachdem die Nenn-Schubspannungen der Simulation mit jenen der Versuchsdaten abgeglichen wurden, erfolgte die Berechnung der Kerb-Schubspannungen. Es folgte eine statistische Auswertung nach der IIW-Richtlinie [1], wodurch Zeitfestigkeitsgeraden abgeleitet werden konnten.

Durch den Vergleich der Kerbspannungskonzepte konnten Unterschiede zwischen den Versuchsreihen dargestellt werden. Eine Verbesserung durch die Verwendung von höherfesten Stahl wurde vor allem für den Langzeitfestigkeitsbereich gefunden. Auch hier wurden wieder die von der IIW [1] empfohlenen FAT-Klassen den berechneten gegenübergestellt, wobei auch hier eine Verbesserung gegenüber der Empfehlung festgestellt werden konnte.

7 Ausblick

Diverse Publikationen [13]–[16] zeigen, dass eine höhere Festigkeitsklasse nicht automatisch eine höhere Ermüdungsfestigkeit bedeutet. In einigen Fällen kann sogar eine leichte Abnahme beobachtet werden. Als mögliche Ursachen werden unter anderem der erhöhte Einfluss von Eigenspannungen nach dem Schweißen [17], eine verringerte Materialdämpfung [16] sowie die spezifische Metallurgie der Schweißnaht [15] genannt.

Um eine Erhöhung der Zeitfestigkeit über den gesamten Belastungsbereich zu erreichen, können Nachbehandlungen der Schweißnaht zielführend sein. In der Literatur werden diese unter dem Überbegriff *PWT* (Post-Weld-Treatment) zusammengefasst. Methoden wie *HFMI* (High Frequency Mechanical Impact) zeigen laut verschiedenen Studien vielversprechende Ergebnisse [14], [17], [18]. Neben einer allgemeinen Erhöhung der Zeitfestigkeit konnten Fueki et al. [19] sogar eine „Reparatur“ kleiner geometrischer Defekte beobachten.

Auch das Beschleifen von Schweißnähten führt in manchen Fällen zu einer Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit. So konnten Pedersen et al. [20, S. R213] für einen beschliffenen T-Stoß eine Erhöhung der FAT-Klasse um 39% gegenüber dem „As Welded“-Zustand feststellen. Tsutsumi et al. [21] bestätigten ebenfalls eine Steigerung und validierten die Ergebnisse zusätzlich mittels FE-Analyse. Ahola et al. [22] zeigten außerdem, dass eine Bewertung mittels der *4R-Methode* zielführend sein kann, da so noch mehr Variablen berücksichtigt werden können.

Darüber hinaus bleibt die Fortführung der Ermüdungsbewertung der Kreuzstoß-Proben relevant. Die theoretische Basis hierfür wurde mittels Simulationen gelegt und sollte im nächsten Schritt mit den experimentell ermittelten Daten abgeglichen werden. Auch bei dieser Schweißform dürfte eine Untersuchung nicht nur im *As Welded*-Zustand, sondern auch unter Anwendung verschiedener Nachbehandlungen besonders aussichtsreich sein.

Literatur

- [1] A. Hobbacher und J. Baumgartner, *Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components* (IIW Collection), 3rd edition. Cham: Springer, 2024, ISBN: 9783031576676. DOI: 10.1007/978-3-031-57667-6.
- [2] D. Gross, W. Hauger, J. Schröder und W. A. Wall, *Technische Mechanik 2: Elastostatik* (Springer-Lehrbuch), 10. Aufl. 2009. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2009, ISBN: 9783642005657. DOI: 10.1007/978-3-642-00565-7. Adresse: <http://nbn-resolving.org/urn:nbn:de:bsz:31-epflicht-1498649>.
- [3] M. Munzinger, „Optimierung von Klebeverbindungen nach dem Vorbild der Natur,“ Diss., 2006.
- [4] R. v. Mises, „Mechanik der festen Körper im plastisch-deformablen Zustand,“ *Nachrichten von der Gesellschaft der Wissenschaften zu Göttingen*, S. 582–592, 1913.
- [5] H. E. Tresca, „Sur l'Écoulement des corps solides soumis à de fortes pressions,“ 1864.
- [6] K.-H. Grote und J. Feldhusen, Hrsg., *Taschenbuch für den Maschinenbau: Mit Tabellen ; [Extras im Web]*, 22., neubearb. und erw. Aufl. Berlin, Heidelberg und New York: Springer, 2007, ISBN: 9783540497141.
- [7] R. Rennert, Hrsg., *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen* (FKM-Richtlinie), 7., überarbeitete Auflage. Frankfurt am Main: VDMA Verlag, 2020, ISBN: 9783816307433.
- [8] DIN, *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-9: Ermüdung; Deutsche Fassung EN 1993-1-9:2005 + AC:2009*, 2010.
- [9] J. Lin, W. Li, S. Yang und J. Zhang, „Vibration Fatigue Damage Accumulation of Ti-6Al-4V under Constant and Sequenced Variable Loading Conditions,“ *Metals*, Jg. 2018, Nr. 8, 2018. DOI: 10.3390/met8050296.
- [10] S. Götz und K.-G. Eulitz, *Betriebsfestigkeit: Bauteile sicher auslegen!* Wiesbaden und Heidelberg: Springer Vieweg, 2020.
- [11] M. Ernst, „Entwicklung und Inbetriebnahme eines Schubprobenprüfstandes zur Durchführung von Wöhlerversuchen,“ Masterarbeit, Technische Universität Graz, Graz, 2020.
- [12] V. Prötzner, „Fatigue design of shear-loaded weld joints by experimental and numerical investigations,“ Masterarbeit, Technische Universität Graz, Graz, 2024.

- [13] C. Sonsino, Tadeusz Łagoda und Guiseppe Demofonti, „Damage accumulation under variable amplitude loading of welded medium- and high-strength steels,“ *International Journal of Fatigue*, Jg. 26, Nr. 5, S. 487–495, 2004, ISSN: 01421123. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2003.10.001.
- [14] H. P. Lieurade, I. Huther und F. Lefebvre, „Effect of Weld Quality and Postweld Improvement Techniques on the Fatigue Resistance of Extra High Strength Steels,“ *Welding in the World*, Jg. 2013, Nr. 52, S. 106–115, 2008.
- [15] J. C. Hrabowski, „Ermüdungsverhalten von Schweißverbindungen aus höchstfestem Stahl im Kurzzeitfestigkeitsbereich,“ Diss., Karlsruher Institut für Technologie, 2018. DOI: 10.5445/KSP/1000094296.
- [16] M. S. Gümüş und M. Kalyoncu, „Fatigue failure of high strength steels under extreme vibrations of military standards: A comparative study,“ *Journal of Mechanical Science and Technology*, Jg. 38, Nr. 3, S. 1059–1068, 2024, ISSN: 1738-494X. DOI: 10.1007/s12206-024-0204-z.
- [17] T. Nykänen und T. Björk, „A new proposal for assessment of the fatigue strength of steel butt-welded joints improved by peening (HFMI) under constant amplitude tensile loading,“ *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Jg. 39, Nr. 5, S. 566–582, 2016, ISSN: 8756-758X. DOI: 10.1111/ffe.12377.
- [18] J. Lago, L. Trško, M. Jambor u. a., „Fatigue Life Improvement of the High Strength Steel Welded Joints by Ultrasonic Impact Peening,“ *Metals*, Jg. 9, Nr. 6, S. 619, 2019. DOI: 10.3390/met9060619.
- [19] R. Fueki, K. Takahashi und M. Handa, „Fatigue Limit Improvement and Rendering Defects Harmless by Needle Peening for High Tensile Steel Welded Joint,“ *Metals*, Jg. 9, Nr. 2, S. 143, 2019. DOI: 10.3390/met9020143.
- [20] M. M. Pedersen, O. Mouritsen, M. R. Hansen, J. G. Andersen und J. Wenderby, „Comparison of post-weld treatment of high-strength steel welded joints in medium cycle fatigue,“ *Welding in the World*, Jg. 2013, Nr. 54, 2013.
- [21] S. Tsutsumi, K. Takata und R. Fincato, „Effects of additional weld and grinding on fatigue life extension of non-load-carrying cruciform joints,“ *J-Stage*, Jg. 38, Nr. 2, S. 172–176, 2020.
- [22] A. Ahola, A. Muikku, M. Braun und T. Björk, „Fatigue strength assessment of ground fillet-welded joints using 4R method,“ *International Journal of Fatigue*, Jg. 142, S. 105916, 2021, ISSN: 01421123. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2020.105916.