



Montanuniversität Leoben
Department Product Engineering
Lehrstuhl für Allgemeinen Maschinenbau



**Bruchmechanische Bewertung
defektbehafteter Gussbauteile mittels
numerischer und analytischer Methoden**

Masterarbeit

Stefan Pusterhofer, BSc.

Betreuer:

Ass.Prof. Dipl.-Ing. Dr.mont. Martin Leitner, MBA

Assoz.Prof. Dipl.-Ing. Dr.mont. Michael Stoschka

Leoben, 3. Oktober 2018

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand im Rahmen des Christian Doppler Labors für Fertigungsprozessbasierte Bauteilauslegung (Manufacturing Process based Component Design) an der Montanuniversität Leoben.

Dem Leiter des Lehrstuhls für Allgemeinen Maschinenbau, Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.mont. Florian Grün danke ich für die Schaffung der Voraussetzung zur Durchführung dieser Arbeit.

Mein Dank geht an Ass.Prof. Dipl.-Ing. Dr.mont. Martin Leitner, MBA und Assoz.Prof. Dipl.-Ing. Dr.mont. Michael Stoschka für die wissenschaftliche Unterstützung, sowie die Betreuung dieser Arbeit.

Bei Dipl.-Ing. Manuel Schuscha, Dipl.-Ing. Roman Aigner und Dipl.-Ing. Sebastian Pomberger möchte ich mich für die gute Zusammenarbeit und Unterstützung bedanken.

Ich bedanke mich für die finanzielle Unterstützung durch das Bundesministerium für Digitalisierung und Wirtschaftsstandort und die Nationalstiftung für Forschung, Technologie und Entwicklung.

Mein besonderer Dank gilt meinen Eltern, die mir ein Studium in Leoben ermöglichen.

Eidesstattliche Erklärung

Ich erkläre an Eides statt, dass ich die vorliegende Arbeit selbstständig verfasst, andere als die angegebene Quellen und Hilfsmittel nicht benutzt und mich auch sonst keiner unerlaubten Hilfsmittel bedient habe.

Affidavit

I declare in lieu of oath, that I wrote this thesis and performed the associated research myself, using only literature cited in this volume.

Leoben, am
Stefan Pusterhofer

Kurzfassung

Die Ermüdungsfestigkeit von Gussbauteilen wird wesentlich durch innenliegende Imperfektionen, wie beispielsweise Poren oder intermetallische Phasen, sowie durch die Kerbschärfe der Gusshaut beeinflusst. Diese wirken wie geometrische Kerben und verursachen eine lokale Spannungsüberhöhung, welche unter zyklischer Beanspruchung zu einer Schädigung des Materials durch Initiierung eines Ermüdungsrissses führen können.

Für die Charakterisierung derartiger geometrischer Ungenügen hat sich vor allem das Konzept nach Murakami bewährt, wobei die 2D-projizierte Defektkontur normal zur Beanspruchungsrichtung als ebener Riss betrachtet und durch einen Spannungsintensitätsfaktor bewertet wird. In der analytischen Berechnung der Spannungssingularität fließt ein dimensionsloser Geometriefaktor ein, welcher die Form und Lage des rissähnlichen Defektes berücksichtigt. Ebenso ist eine fundierte Evaluierung des bruchmechanischen Materialverhaltens hinsichtlich des Aufbaus von Rissschließeffekten und Wachstums notwendig.

Ziel dieser Arbeit ist es, ausgehend von numerischen Analysen mit Hilfe der Softwarepakete ABAQUS® und FRANC3D®, eine Parameterstudie für eine bruchmechanische Bewertung von Gussdefekten zu liefern. Anhand umfangreicher numerischer Studien werden analytische Lösungen von Geometriefaktoren für einfachere Anwendungsfälle ergänzt, wobei zusätzliche Form- und Lageparameter für die Bestimmung der Spannungsintensitätsfaktoren berücksichtigt werden. Es konnte festgestellt werden, dass vor allem der Abstand zur Oberfläche einen wesentlichen Einfluss auf die maximale vorliegende Spannungssingularität an der Rissfront aufweist. Daraus folgt, dass eine Vernachlässigung des Randeinflusses zu einer nicht-konservativen Abschätzung der Rissinitiierung führen kann.

Ein weiterer Teil der Untersuchungen ist die Auswertung von bruchmechanischen Versuchen an SENB-Proben zur Erfassung der Materialparameter. Die Variation der Aufbaulänge der rauhigkeits- und oxidinduzierten Rissschließeffekte zeigt, dass eine Vernachlässigung dieser Mechanismen in einer ebenfalls nicht-konservativen Lebensdauervorhersage resultiert. Durch die Analyse von Initialrissen gleicher Fläche, jedoch unterschiedlicher Form und Lage, konnte die Auswirkung auf das Risswachstum bewertet werden. Aus der Gegenüberstellung der Simulationsergebnisse geht hervor, dass die Defektkontur nicht nur einen Einfluss auf die Rissinitiierung, sondern auch auf die Lebensdauer hat, wodurch die in dieser Arbeit umfassend numerisch evaluierten Geometriefaktoren einen wesentlichen Beitrag zur Steigerung der Genauigkeit bruchmechanischer Auslegung liefern.

Abstract

The fatigue strength of cast components is significantly influenced by either interior inhomogeneities, such as porosity or intermetallic phases, as well as the notch acuity of the as-cast surface layer. These imperfections act as geometric notches and cause a local stress concentration, which leads to a damage of the material by initiating a fatigue crack under cyclic loading.

To examine the influence of such inhomogeneities on the fatigue behavior, the application of the concept according to Murakami is proven to be feasible. Therefore, a stress intensity factor of a planar crack in shape of the 2D-projected defect area perpendicular to the load direction is evaluated. For the consideration of the defect shape and location, a dimensionless geometry factor is utilized, which has to take the defects geometry into account. Beside an accurate geometric description of the inhomogeneities, a profound knowledge of the material behavior regarding crack closure mechanisms as well as crack growth is needed.

The aim of this work is to improve the accuracy of fracture mechanical concepts on the characterization of casting defects. For the parametric study, numerical analysis utilizing the software ABAQUS[®] and FRANC3D[®] are carried out. In addition to common analytic solutions of geometry factors, more complex shape and location parameters are examined within the numerical studies. It is found that especially the distance to the surface has a major influence on the maximum stress intensity factor along the crack front. Hence, neglecting the defect location in respect to the surface may cause a non-conservative assessment of crack initiation.

An additional part of the work is the analysis of crack growth data collected in cyclic tests of SENB-specimens. The variation of the length within roughness and oxide induced crack closure is fully build-up and reveals that an exclusion of such mechanism also leads to non-conservative lifetime assessment. Based on various numeric simulations on initial cracks with identical area, but different shape and location, the influence on the crack growth is evaluated. A final comparison of the results concludes that the defect contour not only influences the crack initiation but also the fatigue lifetime, validating that the numerically evaluated geometry factors in this work significantly contribute to an improved fracture propagation based fatigue design.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Stand der Technik	3
2.1	Ermüdungsfestigkeit von Gussbauteilen	3
2.2	Spannungsintensitätsansatz	6
2.3	Rissinitiierungskonzepte	8
2.4	Risswachstum	9
2.4.1	Kurzrisswachstum	10
2.4.2	Langrisswachstum	14
2.5	Numerische Rissfortschrittsanalyse	16
2.5.1	J-Integral	16
2.5.2	Methode der Viertelpunktelemente	17
3	Versuchsmethodik	19
3.1	Bauteil/Entnahmestellen/Proben	20
3.1.1	Versuchsproben Aluminiumguss	20
3.1.2	Versuchsproben Stahlguss	22
3.2	Ermüdungsversuche	23
3.2.1	Fraktographie	23
3.2.2	Computertomographie	24
3.3	Bruchmechanische Versuche	25
3.3.1	Rissöffnungsfunktion nach Newman	25
3.3.2	NASGRO-Gleichung	29
3.3.3	R-Kurve	31
4	Numerische Analysen	35
4.1	Numerische Berechnung von Geometriefaktoren	36
4.1.1	SENB–Probe	36
4.1.2	Form- und Lageeinfluss elliptischer Risse	40
4.1.3	Elliptischer Innenriss unter Kerbeeinfluss	49
4.1.4	Parametrisierte Sternrisse	53
4.2	Anwendung Rissfortschrittssimulation	55
4.2.1	Rissfortschrittsanalyse an Mikroporen	58
4.2.2	Rissfortschrittsanalyse an einer Makropore	61
5	Ergebnisdiskussion	64
5.1	Einflüsse auf die Dauerfestigkeit	64
5.2	Einflüsse auf die Lebensdauer	67
6	Zusammenfassung und Ausblick	72

Abbildungsverzeichnis	75
Tabellenverzeichnis	80
Literaturverzeichnis	81

Symbolverzeichnis

Symbol	Einheit	Erläuterung
a	mm	Risslänge
A_0	–	Newman-Koeffizient 0
C_{FM}	$\frac{nm}{MPa\sqrt{m}^{m_P}}$	Forman-Mettu Koeffizient
C_{th+}	–	Newman Konstante für positive R-Verhältnisse
C_{th-}	–	Newman Konstante für negative R-Verhältnisse
da/dN	nm/LW	Risswachstumsgeschwindigkeit
ECD	mm	Äquivalenter Durchmesser
K	$MPa\sqrt{m}$	Spannungsintensitätsfaktor
l_1	mm	Aufbaulänge plastisches Riss schließen
l_2	mm	Aufbaulänge rauigkeits- oxidinduziertes Riss schließen
m_P	–	Steigung im Parisbereich
N	–	Lastwechselzahl
p	–	Steigung der Rissfortschrittskurve im Bereich I
$r_{\text{äqui}}$	mm	Äquivalenter Kreisradius
R	–	Spannungsverhältnis
v_1	–	Anteil plastisches Riss schließen
v_2	–	Anteil rauigkeits- oxidinduziertes Riss schließen
Y	–	Geometriefaktor
γ	–	Rissöffnungsfunktion nach Newman
ρ	mm	Kerbradius
Δa	mm	Rissverlängerung
$\Delta\sigma$	MPa	zyklische Spannungsschwingbreite
$\Delta\sigma_D$	MPa	Dauerfestigkeit
$\Delta\sigma_{th}$	MPa	Schwellwertspannung
ΔK	$MPa\sqrt{m}$	zyklischer Spannungsintensitätsfaktor
ΔK_{th}	$MPa\sqrt{m}$	Langrisschwellwert
$\Delta K_{th,0}$	$MPa\sqrt{m}$	Langrisschwellwert bei $R = 0$
$\Delta K_{eff,th}$	$MPa\sqrt{m}$	mikrostruktureller Schwellwert

Häufig verwendete Abkürzungen

ASTM	American Society for Testing and Materials
CT	Computertomographie
EDZ	Ebener Dehnungszustand
ESZ	Ebener Spannungszustand
HCF	High Cycle Fatigue
LW	Lastwechsel
SENB	Single edge notched bending

Dezimaltrennzeichen

Die Darstellung der Zahlen erfolgt, wie im Englischen, durch die Verwendung von „Punkt“ als Dezimaltrennzeichen.

1 Einleitung

Durch die hohe Flexibilität in der Formgebung und geringe Produktionskosten bei großen Stückzahlen ist die Verwendung von Gussbauteilen im Maschinenbau sehr verbreitet. Die Forderung nach einem möglichst ressourcenschonendem Materialeinsatz macht den Leichtbau zu einem immer wichtigerem Kriterium für solche Komponenten [1]. Grundlage einer belastungsoptimierten Formgebung ist eine möglichst exakte Vorhersage der lokalen Festigkeit. Sehr viele Bauteile, wie etwa gegossene Kurbelgehäuse, unterliegen in ihrem Einsatz zyklische Beanspruchungen. Das Versagen unter solcher Belastung erfolgt durch die Initiierung und den Wachstum eines Ermüdungsrisses. Bruchmechanische Konzepte beschreiben den Wachstum von Rissen in Materialien und haben sich für die Abschätzung der Lebensdauer von zyklisch beanspruchten Komponenten bewährt [2]. Anfangspunkte für Rissinitiierung sind unter anderem Gussdefekte, wie Poren oder Oberflächenfehler sowie Rauheitstäler. Ein bewährtes Konzept für die Charakterisierung von Fehlstellen ist diese als ebenen Riss zu betrachten und mit dem zyklischen Spannungsintensitätsfaktor ΔK zu bewerten. Dies ist ein Parameter aus der Bruchmechanik, der die Spannungssingularität an einer Rissspitze beschreibt. Für eine Vielzahl von Risskonfigurationen existieren analytische Lösungen zur Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren, wobei die Rissform und Lage durch den dimensionslosen Geometriefaktor Y berücksichtigt wird. Neben einer möglichst exakten Bewertung der Fehlstellen ist ebenso eine detaillierte Kenntnis der Werkstoffeigenschaften notwendig. Der Widerstand gegen Rissinitiierung, sowie das Wachstum von Ermüdungsrissen, wird durch bruchmechanische Materialparameter beschrieben. Einer dieser Parameter ist der Schwellwert ab dem ein Riss in den Wachstum übergeht. Die nötige Belastung, welche überschritten werden muss, ist abhängig von der Rissverlängerung und wird durch den mikrostrukturellen Schwellwert $\Delta K_{eff,th}$ und Langrisschwellwert ΔK_{th} begrenzt. Der Anstieg des Schwellwertes mit fortlaufender Rissverlängerung Δa wird durch Aufbau verschiedener Rissschließmechanismen verursacht und durch die R-Kurve beschrieben. Diese Parameter sind ebenso Eingangsgrößen für Rissinitiierungskonzepte, beispielsweise das Kitagawa-Takahashi-Diagramm [3] und davon abgeleitete Ansätze, wie etwa das \sqrt{area} -Konzept nach Murakami [4]. Durch diese Konzepte

wird eine Grenzkurve beschrieben, ab welcher Belastung es zur Rissinitiierung und zum Risswachstum kommt. Nach einer gewissen Rissverlängerung Δa sind die Riss-schließeffekte vollkommen ausgebildet und die weitere bruchmechanische Beschreibung erfolgt durch Risswachstumskurven. Ein Ansatz, welcher alle drei Bereiche des Wachstums (Schwellwertbereich, stabiler Risswachstum, instabiler Restbruch) beschreibt ist die NASGRO-Gleichung [5]. Die resultierende Kurve beschreibt die Risserweiterung pro Lastzyklus da/dN eines Risses belastet unter einer zyklischen Spannungsintensität ΔK .

Ziel dieser Arbeit ist durch numerische Analysen einen Beitrag zu einer noch präziseren bruchmechanischen Bewertung von Gussdefekten zu liefern. Die Defekte werden dabei als ebener Riss betrachtet und mit Hilfe des zyklischen Spannungsintensitätsfaktors ΔK bewertet. Im Zuge von Parameterstudien mit den Softwarepaketen ABAQUS® und FRANC3D® sollen eine noch umfangreichere Lösungsdatenbasis für Geometriefaktoren Y generiert werden. Die ermittelten Faktoren sollen es ermöglichen zusätzliche Form- und Lageparameter von Gussdefekten für die Anwendung in Rissinitiierungs-Konzepten zu berücksichtigen. Die Kontur der Modell-Risse soll dabei aus den Ergebnissen fraktographischer und computertomographischer Auswertungen von Proben realer Gussbauteile abgeleitet werden. Durch die Generierung umfangreicher Rissgeometrien ist eine effiziente Bewertung der rissinitiierenden Gussdefekte gewährleistet. Aufbauend auf diesen Auswertungen wird das Risswachstum, ausgehend von einem Initialriss, simuliert und mit Versuchsergebnissen verglichen. Als Eingangsgröße für die Simulation dienen bruchmechanische Materialparameter, welche durch Auswertung von Rissfortschritts-Versuchen ermittelt werden. Durch die Untersuchungen können für die jeweiligen Werkstoffe der Aufbau der Riss-schließeffekte (R-Kurve) und das Risswachstum (Modified-NASGRO-Gleichung) beschrieben werden. Die Simulations-Modelle entsprechen in der Abmessung und Beanspruchung denen von durchgeführten Ermüdungsversuchen an HCF-Proben. Der Initialriss wird aus der fraktographischen Auswertung der jeweiligen Bruchflächen entnommen. Im Zuge der Rissfortschritts-Simulation wird beurteilt, inwieweit Riss-schließeffekte und die Form- und Lage des Initialrisses einen Einfluss auf die berechnete Gesamtlebensdauer haben. Der Vergleich der in den Ermüdungsversuchen erreichten Lastwechselzahl mit jenen aus der Simulation dient zur Beurteilung, wie die bruchmechanischen Vorgänge in Gussbauteilen durch numerische Berechnungen erfasst werden können.

2 Stand der Technik

2.1 Ermüdungsfestigkeit von Gussbauteilen

Die Ermüdungsfestigkeit von Gussbauteilen hängt entscheidend von den im Gefüge enthaltenen Defekten ab. Diese Defekte sind unter anderem Hohlräume wie Poren, welche während der Erstarrung beim Gießvorgang entstehen. Grundsätzlich kann zwischen zwei verschiedenen Arten unterschieden werden, Gasporen und Schwindungsporen (Lunker). Die Voraussetzungen und Mechanismen für die Entstehung solcher Defekte kann weiterführender Literatur entnommen werden [6]. Poren können ebenso nach ihrer Größe kategorisiert werden, wobei jene mit einer Ausdehnung $< 0.5\text{mm}$ als Mikroporen und Poren $> 0.5\text{mm}$ als Makroporen bezeichnet werden. Die im Gussgefüge enthaltenen Hohlräume können nicht nur gleichmäßig, sondern auch gehäuft in Form von Porennestern vorhanden sein [7]. Neben den innen liegenden Poren entsteht beim Gießvorgang eine gussraue Oberfläche, welche sich durch den Kontakt mit der Sandform bildet [8]. Wird diese Oberfläche nicht spannend nachbearbeitet und in ihrer Ursprungsform gelassen beeinflusst diese ebenso die Ermüdungsfestigkeit signifikant [9–11]. Die Fehlstellen im Gefüge und an der Gussoberfläche wirken wie Kerben und verursachen eine Spannungsüberhöhung in deren Umgebung. Unter zyklischer Beanspruchung kann es in diesen Bereichen der Spannungskonzentration zur Bildung eines Ermüdungsrisses kommen, wobei zwischen der Phase der Rissinitiierung und des Mikrorisswachstums (KurZRisswachstum) unterschieden wird. Zur Beurteilung, ob es zu einer Rissbildung unter einer Beanspruchung kommt existieren zahlreiche Modelle und Rissinitiierungskonzepte über welche im Kapitel 2.3 ein methodischer Überblick gegeben wird. Der darauf folgende Bereich des Rissfortschritts setzt sich aus dem stabilen Makrorisswachstums (Langrisswachstum) und dem Restbruch (instabiler Risswachstum) zusammen. Dieser Bereich der Risserweiterung wird durch Risswachstumsmodelle beschrieben, wobei eine nähere Beschreibung im Kapitel 2.4 gegeben wird. Die Gesamtlebensdauer eines Bauteils ist die Summe dieser vier Phasen.

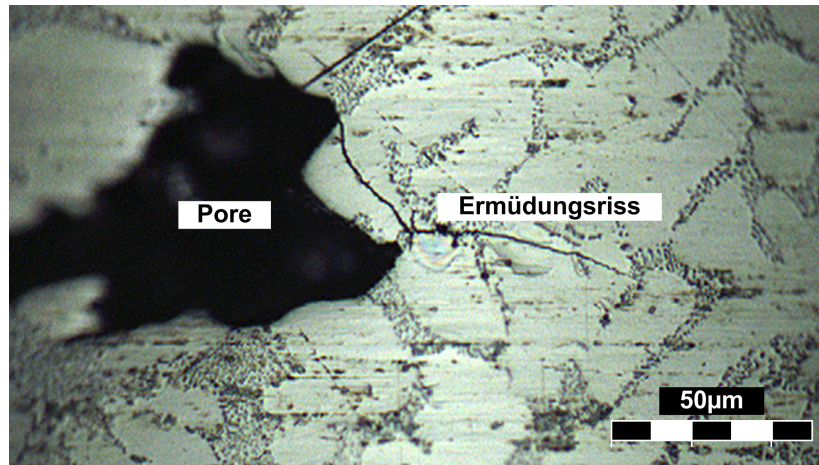


Abbildung 2.1: Im Wachstum befindlicher Ermüdungsriß ausgehend von einer Pore in einem Aluminiumgussbauteil.

Lebensdauer			
Rissbildung		Rissfortschritt	
Rissentstehung	Mikrorisswachstum	Makrorisswachstum	Restbruch

Abbildung 2.2: Die Vier Phasen der Lebensdauer eines Bauteiles nach [12, S. 27].

Zahlreiche Untersuchungen an Gussbauteilen verschiedener Werkstoffe und Legierungen zeigen einen direkten Zusammenhang zwischen der Schwingfestigkeit und der im Bauteil vorhandenen Poren [13, 14]. Der Ermüdungsriß der zum Versagen führt wird dabei überwiegend von den größten vorhandenen Defekten initiiert. Darüber hinaus konnte nachgewiesen werden, dass nicht nur die Größe, sondern auch die Lage, der Poren ebenso als Parameter für die Beurteilung der Ermüdungsfestigkeit relevant ist. Kritisch sind jene Hohlräume die nahe zur Oberfläche liegen oder durch spanende Nachbearbeitung freigelegt sind [15–17]. Poren, die in geringer Distanz zueinander liegen, können sich in ihrem Schadensmechanismus wie ein großer Defekt verhalten. Dies hat zur Folge, dass Porennester für eine defektbasierende Auslegung als eine zusammenhängender Fehlstelle betrachtet werden müssen [18, 19]. Die Gegenüberstellung der Größe der rissinitiiierenden Fehlstelle mit der erreichten Lastwechselzahl zeigt, dass mit zunehmender Porengröße die Schwingfestigkeit sinkt [20]. Darauf aufbauend kann für Aluminiumgussbauteile durch Parameter der Mikrostruktur die Schwingfestigkeit abgeleitet werden. Der sekundäre Dendritenarmabstand DAS des Aluminium-Silizium Eutektikums korreliert mit der vorherrschenden Porosität, wobei mit größerem DAS die Porengröße ebenso steigt. Folglich zeigen Auswertungen unter Berücksichtigung der Mikrostruktur, dass mit steigendem DAS die Schwingfestigkeit sinkt [21–23]. Wenn

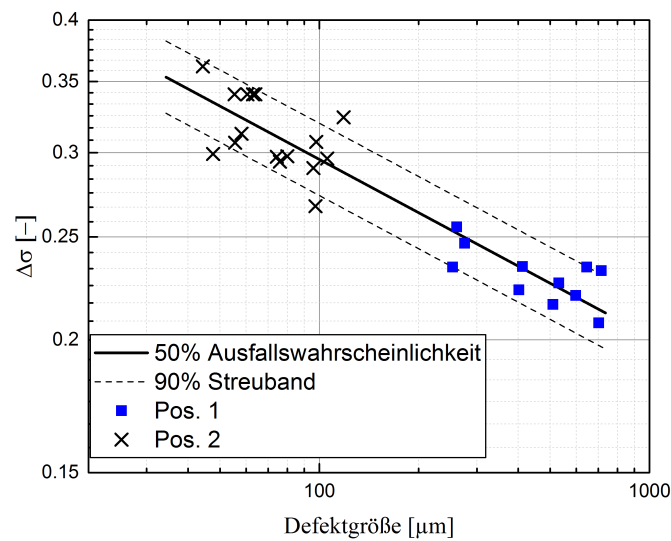


Abbildung 2.3: Zusammenhang zwischen der Größe der rissinitiierenden Defekte und der ertragbaren Beanspruchung $\Delta\sigma$.

die im Gefüge enthaltenen Poren ähnlich kleine Abmessungen wie Parameter der Mikrostruktur annehmen, folgt ein Wechsel im Schadensmechanismus und die Porengröße ist nicht mehr der maßgebliche Parameter für die Ermüdungsfestigkeit. Die Rissbildung erfolgt nicht mehr an Defekten sondern an Gleitbändern [24–26].

Die Form der Defekte hat keinen signifikanten Einfluss auf die Dauerfestigkeit wie Untersuchungen von Murakami zeigen [27]. Für die Anwendung von Rissinitiierungskonzepten ist alleine die 2D-projizierte Fläche des Defektes relevant, wie im Kapitel 2.3 näher beschrieben ist. Die Defektform hat einen bedeutenden Einfluss auf die Zeitfestigkeit. Je höher die durch die Fehlstelle hervorgerufene Spannungsüberhöhung ist, desto früher kommt es zur Rissbildung und zum Risswachstum. Zur vergleichbaren Quantifizierung der Defekte wird unter anderem die Spannungskonzentration K_t und der zyklische Spannungsintensitätsfaktor ΔK verwendet. Der Parameter K_t ist die lokale Spannungsüberhöhung an einem gekerbten Querschnitt mit definierter Nennspannung σ_N . Ein Überblick über die Kerbspannungslehre ist durch Neuber in [28] gegeben. Bei der bruchmechanischen Quantifizierung mit dem zyklischen Spannungsintensitätsfaktor ΔK wird die 2D-projizierte des Defektes als ebener Riss betrachtet.

2.2 Spannungsintensitätsansatz

Der Spannungsintensitätsansatz hat seinen Ursprung aus der Bruchmechanik, wobei wichtige Grundlagen durch Ausarbeitungen von Griffith definiert wurden [29]. Dieses Teilgebiet der Kontinuumsmechanik befasst sich mit der mathematischen Beschreibung von Rissen in Körpern. Die Geometrie eines Risses wird dabei als ein idealer Schnitt durch einen Körper definiert, wobei die Rissspitze einen Kerbradius von $\rho = 0$ aufweist. Diese Definition ist zulässig, obwohl physikalische Risse einen endlichen Kerbradius $\rho > 0$ besitzen, da dieser in Relation zur Risslänge vergleichsweise klein ist. Eine umfassende Einführung in die Grundlagen der Bruchmechanik ist durch weiterführender Literatur gegeben [30]. Irwin erkannte, dass die möglichen Spannungszustände an der Rissspitze durch drei verschiedene Belastungsarten (Moden) beschrieben werden können [31].

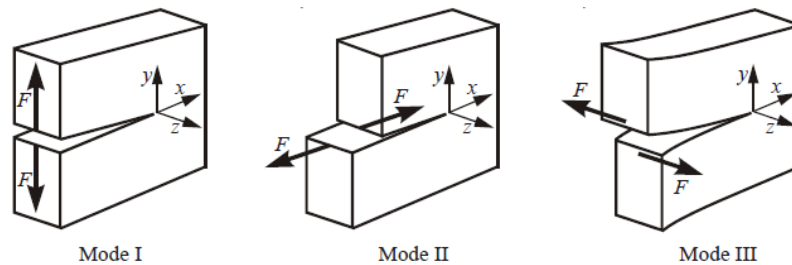


Abbildung 2.4: Die drei verschiedenen Belastungsarten eines Risses nach [12, S. 52].

Die Nahfeldlösung des Spannungszustandes für ein linear-elastisches Materialverhalten ergibt eine Singularität, welche folgende Form annimmt.

$$\begin{aligned}
 K_I &= \sigma_{yy} \cdot \sqrt{2\pi \cdot x} \\
 K_{II} &= \tau_{yx} \cdot \sqrt{2\pi \cdot x} \\
 K_{III} &= \tau_{yz} \cdot \sqrt{2\pi \cdot x}
 \end{aligned}
 \tag{2.1}$$

Die Spannungsintensitätsfaktoren K_I , K_{II} , K_{III} haben die Einheit $MPa\sqrt{m}$ bzw. $MPa\text{mm}^{3/2}$ und stellen ein Maß für die Stärke der Singularität $1/\sqrt{x}$ dar.

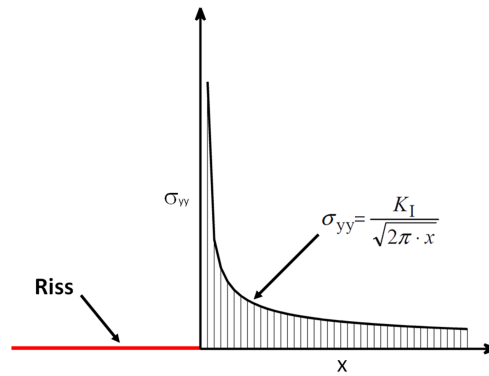


Abbildung 2.5: Spannungssingularität eines Risses unter Modus I Belastung.

Der Spannungsintensitätsfaktor ist abhängig von der Höhe der Beanspruchung, der Belastungsart (Mode I,II,III) und der Geometrie des Körpers und des Risses. Liegt eine zyklische Belastungen vor, errechnet sich der zyklische Spannungsintensitätsfaktor ΔK_I für Mode I Belastung laut Gleichung 2.2, wobei a der Risslänge entspricht und $\Delta\sigma$ die Schwingbreite der Brutto-Nennspannung im Fernfeld des Risses ist. Die Geometrie des Körpers und des Risses wird durch den dimensionslosen Faktor Y berücksichtigt. Für eine Vielzahl von Rissgeometrien existieren Näherungslösungen und Approximationsfunktionen für Y , die aus einschlägiger Literatur entnommen werden können [32, 33].

$$\Delta K = \Delta\sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot Y \quad (2.2)$$

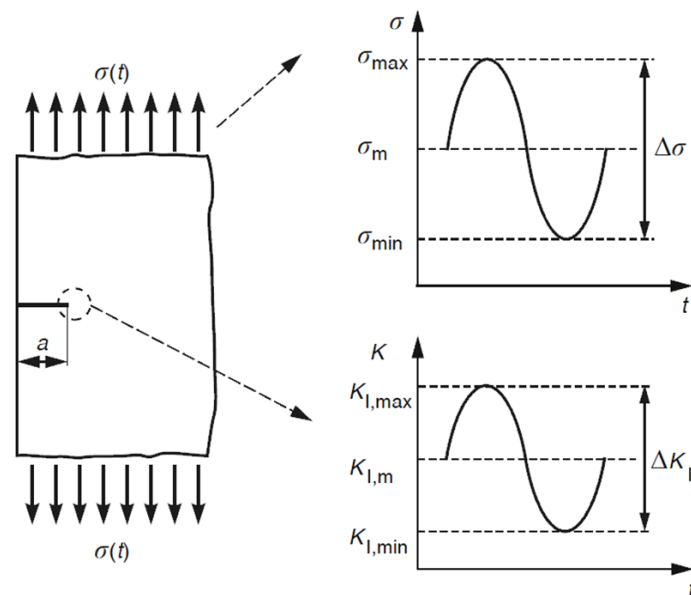


Abbildung 2.6: Zyklischer Spannungsintensitätsfaktor nach [34, S. 51].

2.3 Rissinitiierungskonzepte

Ein bewährtes Modell zur Beschreibung, ob es zu einer Rissinitiierung unter einer Belastung kommt ist das Kitagawa-Takahashi-Diagramm [3]. Die darin enthaltene Schwellwertkurve beschreibt den Zusammenhang zwischen der Spannungsschwingbreite, ab dem ein Riss in den Wachstum übergeht in Abhängigkeit einer Ausgangsrisslänge a . Unterhalb der Schwellwertkurve erfolgt kein Wachstum, oberhalb kommt es zur Rissinitiierung und Rissverlängerung. Ein Zusammenhang zwischen der zulässigen Schwellwertspannung $\Delta\sigma_{th}$ und der Risslänge gilt jedoch nur für Risse mit $a > a_0$. Für Risse $a < a_0$ entspricht die zulässige Beanspruchung der Dauerfestigkeit $\Delta\sigma_D$ einer rissfreien Probe. Die Berechnung von a_0 erfolgt durch das Verhältnis von der Dauerfestigkeit und dem Schwellwert ΔK_{th} laut Glg. 2.3. Der Schwellwert ΔK_{th} ist eine Materialkonstante und ist definiert als jener zyklischer Spannungsintensitätsfaktor der bei Überschreitung, an einem initiierten Ermüdungsriss, zum Risswachstum führt.

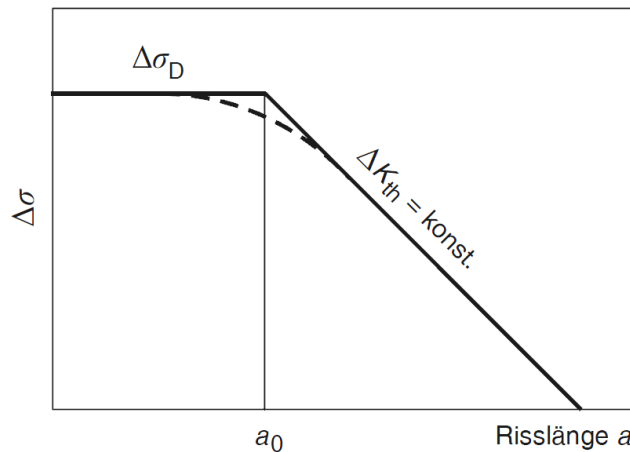


Abbildung 2.7: Kitagawa-Takahashi-Diagramm nach [3]

$$a_0 = \frac{1}{\pi} \cdot \left(\frac{\Delta K_{th}}{\Delta\sigma_D} \right)^2 \quad (2.3)$$

Die Risslänge a_0 ist eine Materialkonstante und wird für die Beschreibung der Schwellwertkurve laut El-Haddad als fiktive Eigenrisslänge des Werkstoffs definiert [35]. Die Schwellwertspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{th}$ berechnet sich in Abhängigkeit von der Risslänge a , a_0 und ΔK_{th} . Die Form- und Lage des Risses wird durch den dimensionslosen Geometriefaktor Y berücksichtigt.

$$\Delta\sigma_{th} = \frac{\Delta K_{th}}{\sqrt{\pi \cdot (a + a_0)} \cdot Y} \quad (2.4)$$

Murakami erweiterte das Kitagawa-Takahashi Diagramm für die Beurteilung, ob an Defekten in einem Gefüge Risse initiieren. Für kleine Fehlstellen in einem Bauteil kann die Wurzel der 2D-projizierten Defektfläche senkrecht zur maximalen Hauptspannung als Risslänge näherungsweise verwendet werden [4]. Oberflächendefekte werden mit dem Geometriefaktor $Y = 0.65$ bewertet, innenliegende Fehlstellen mit $Y = 0.5$.

$$\Delta\sigma_{th} = \frac{\Delta K_{th}}{\sqrt{\pi \cdot \sqrt{area} \cdot Y}} \quad (2.5)$$

Die effektive Defektfläche von unregelmäßig geformten Fehlstellen ist dabei die konvexe Umhüllende. Ist der Abstand zwei benachbarter Fehlstellen kleiner der Abmessung des kleineren Defektes, ist die effektive Fläche eine konvexe Umhüllende beider Fehlstellen. Das von ihm abgeleitete Modell wird \sqrt{area} -Konzept genannt.

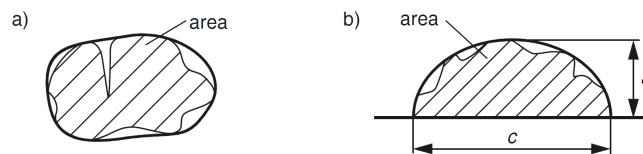


Abbildung 2.8: Effektive Rissfläche von Defekten nach Murakami [27].

2.4 Risswachstum

Der Wachstum eines initiierten Ermüdungsrisses setzt sich aus dem Bereich des Kurzrischwachstums und einem nachfolgenden Bereich des Langrischwachstum zusammen. Beide werden durch Modelle beschrieben, welche Materialparameter als Eingangsgrößen benötigen. Die Ermittlung dieser Parameter erfolgt durch bruchmechanische Versuche. Als Versuchsprobe dient eine gekerbte Biegeprobe (SENB-Probe), deren Geometrie durch die ASTM-Norm E399 [36] definiert ist. Eine von ASTM vorgeschlagene Methode ist den Versuch mit abnehmender zyklischer Spannungsintensität durchzuführen [37]. Für die Bestimmung des Schwellwertes im Kurzrischwachstum und zur Ermittlung der Rissfortschrittskurve haben sich hingegen Methoden mit zunehmender zyklischer Spannungsintensität bewährt [38].

Im Kerbgrund der Probe wird durch Beanspruchung im schwellenden Druckbereich ein Riss eingebracht. Das Anschwingen im Druckbereich hat den Vorteil, dass die Rissflanke bei Entlastung geöffnet bleibt und somit Riss schließen bei

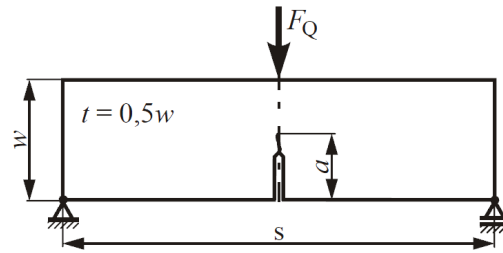


Abbildung 2.9: Geometrie einer SENB-Probe nach ASTM-Norm E399 [36].

Versuchsbeginn keinen Einfluss hat [39]. Der erste Abschnitt des Versuchs mit zyklischen Spannungsintensitätsfaktoren ΔK_I kleiner dem Langrisssschwellwert ΔK_{th} ist der Bereich des Kurzrissswachstum mit resultierender R-Kurve. Belastungen oberhalb von ΔK_{th} werden dem Langrisswachstum zugeordnet und durch die Risswachstumkurve beschrieben.

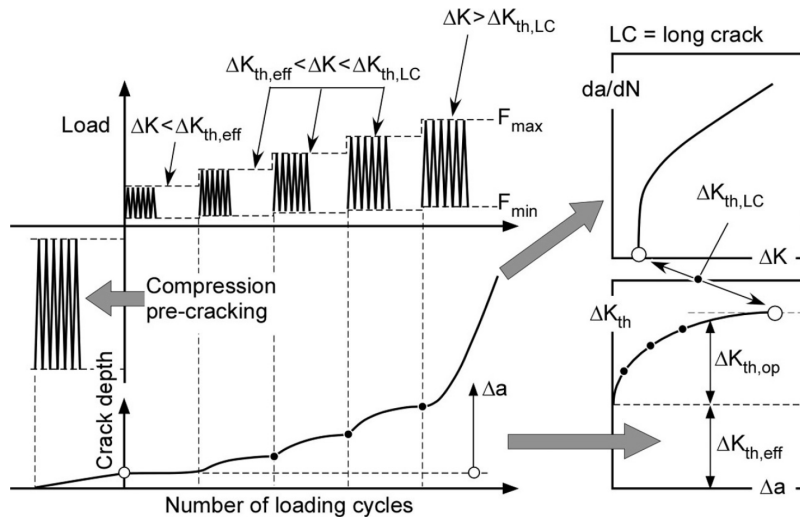


Abbildung 2.10: Schematischer Versuchsablauf zur Ermittlung bruchmechanischer Materialparameter mit resultierender R-Kurve und Risswachstumskurve nach [40, S. 5].

2.4.1 Kurzrissswachstum

Bei Versuchsbeginn wird die Belastung stufenweise so lange erhöht bis der mikrostrukturelle Schwellwert $\Delta K_{eff,th}$ überschritten wird und sich Risswachstum einstellt. Der mikrostrukturelle Schwellwert $\Delta K_{eff,th}$ gilt für einen Riss der über den gesamten Zeitraum eines Lastwechsels geöffnet ist, was bedeutet das die Rissflanken keinen Kontakt aufweisen. Bei gleichbleibender Last und einer gewissen Rissverlängerung Δa kommt es zum Rissstop. Die Last muss wieder erhöht werden, um Risswachstum einzuleiten. Dieser Anstieg des Schwellwertes wird durch

zunehmenden Aufbau von Rissschließeffekten hervorgerufen [41–43]. Nach einer gewissen Verlängerung Δa erreicht der Schwellwert ein konstantes Niveau, welches dem des Langrissschwellwertes ΔK_{th} entspricht. Der Anstieg des Schwellwerts wird durch die R-Kurve (Resistance-Curve) dargestellt. Die drei wesentlichsten Rissschließmechanismen sind:

- plastisch induziertes Rissschließen
- rauigkeitsinduziertes Rissschließen
- oxidinduziertes Rissschließen

Plastisch induziertes Rissschließen

Durch die hohen Spannungen an der Rissspitze kommt es zum plastischen Verformen des Werkstoffs. Der Aufbau der plastischen Zone hat zur Folge, dass Material an die Rissspitze gezogen wird, was wiederum dazu führt, dass die Rissflankentopographie nicht mehr zueinander kompatibel ist.

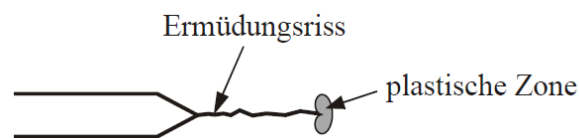


Abbildung 2.11: Plastische Zone an der Spitze eines Ermüdungsrisses nach [12, S. 117].

Rauhigkeitsinduziertes Rissschließen

Insbesondere bei sehr niedrigem, zyklischen Spannungintensitätsfaktor erfolgt die Risserweiterung durch Schubspannung herbeigeführte Einfachgleitungen innerhalb der Kristallstruktur von Körnern. Dies führt zur Ablenkung der Risserweiterung in Mode II Belastungsrichtung und zu sägezahnförmigen Rissflanken, welche sich bei Entlastung vorzeitig berühren und ein vollkommenes Schließen des Risses verhindern.

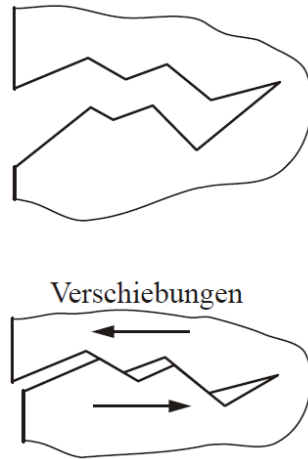


Abbildung 2.12: Rauigkeitsinduziertes Riss schließen nach [12, S. 117].

Oxidinduziertes Riss schließen

Durch wechselnde Bildung und Zerrüttung von Oxidschichten an den neu gebildeten Flanken kommt es zum Materialeintrag an der Risspitze, welcher verhindert das sich der Riss bei Entlastung vollkommen schließen kann.

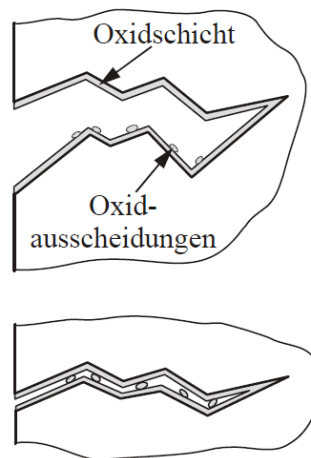


Abbildung 2.13: Oxidinduziertes Riss schließen nach [12, S. 117].

Je niedriger das Spannungsverhältnis desto stärker sind Riss schließeffekte ausgeprägt. Für Spannungsverhältnisse $R > 0.6 - 0.7$ bleibt der Riss über die gesamte Schwingbreite geöffnet und der zyklische Langriss schwellwert ΔK_{th} entspricht dem mikrostrukturellen Schwellwert $\Delta K_{eff,th}$.

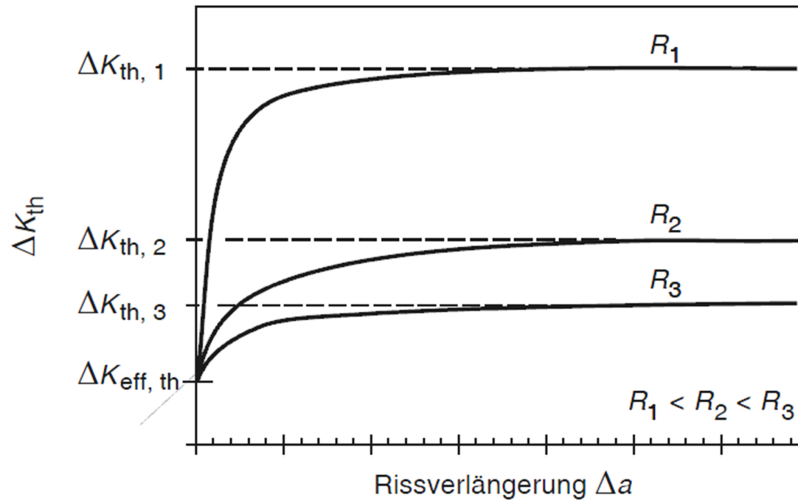


Abbildung 2.14: Abhängigkeit des Langriss-schwellwertes ΔK_{th} vom Spannungs-verhältnis R nach [44, S. 205].

Der Anstieg des Schwellwertes durch den Aufbau von Rissschließeffekten wird durch die R-Kurve beschrieben. Ein analytische Formel zur Beschreibung der Form der R-Kurve ist durch Maierhofer in [45] gegeben. Der Schwellwert $\Delta K_{th, \Delta a}$ in Abhängigkeit der Risserweiterung Δa berechnet sich laut Glg. 2.6 aus den bruchmechanischen Materialparametern $\Delta K_{eff, th}$ und ΔK_{th} sowie den empirischen Parametern l_i sowie v_i .

$$\Delta K_{th, \Delta a} = \Delta K_{eff, th} + \left(\Delta K_{th} - \Delta K_{eff, th} \right) \cdot \left[1 - \sum_{i=1}^n v_i \cdot \exp \left(- \frac{\Delta a}{l_i} \right) \right] \quad (2.6)$$

wobei gilt

$$\sum_{i=1}^n v_i = 1 \quad (2.7)$$

Die Gleichung beschreibt die R-Kurve als Summe der einzelnen Rissschließeffekte. Die Länge l_i ist ein Fitparameter, welcher die nötige Rissverlängerung zum Aufbau widerspiegelt. Der Parameter v_i stellt die Gewichtung des Beitrages der einzelnen Mechanismen zur R-Kurve dar. Die einzelne Betrachtung der verschiedenen Mechanismen ist dadurch begründet, dass diese je nach Werkstoff sehr unterschiedlich stark ausgeprägt sind. Generell kann festgestellt werden, dass sich plastische Rissschließeffekte bereits nach sehr geringer Risserweiterung ($< 0.1mm$)

vollständig aufgebaut haben, hingegen rauigkeits- und oxidinduzierte Riss-schließeffekte mehrere Millimeter bis zum Erreichen des konstanten Niveaus erfordern. Die Ermittlung der empirischen Parameter l_i und v_i erfolgt durch Anpassen an die Versuchsergebnisse.

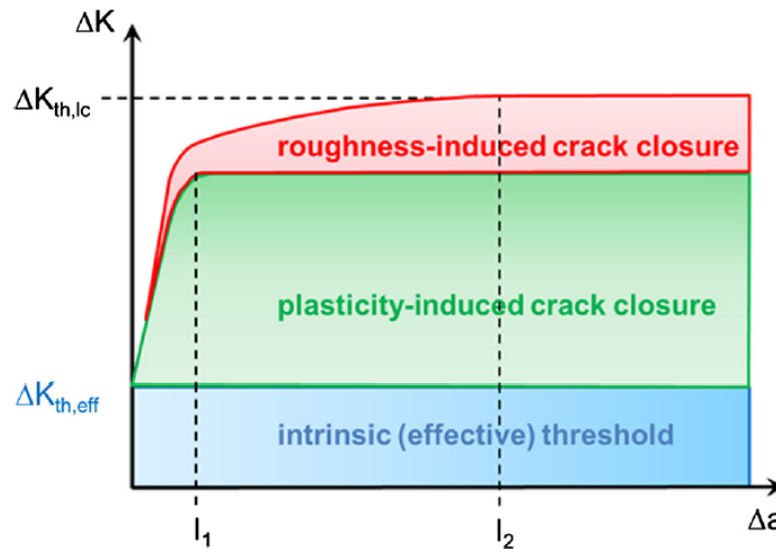


Abbildung 2.15: Beitrag der einzelnen Riss-schließmechanismen zur R-Kurve nach [45, S. 504].

2.4.2 Langrisswachstum

Sind die Riss-schließeffekte eines Ermüdungsris-ses zur Gänze ausgebildet, erfolgt die Beschreibung des Wachstums pro Lastwechsel da/dN durch die Rissfortschrittskurve. Diese kann in drei Bereiche unterteilt werden. Der erste Bereich wird durch den Langriss-schwellwert ΔK_{th} begrenzt. Im nachfolgenden Bereich des stabilen Risswachstums, erfolgt die Beschreibung durch die Paris-Gerade laut Glg.2.8 [46, 47]. Die Parameter C (Paris-Koeffizient) und m_P (Paris-Exponent) sind werkstoff-abhängige Größen. Wird die Bruchzähigkeit ΔK_{IC} des Werkstoffs überschritten, breitet sich der Riss instabil aus und es erfolgt der abrupte Restbruch. Zur Beschreibung der Rissfortschrittskurve existieren zahlreiche Näherungsfunktionen. Die NASGRO-Gleichung (2.9) wurde von Forman und Mettu definiert und beschreibt alle drei Bereiche des Rissfortschritts für Risse unter Mode I Belastung [5].

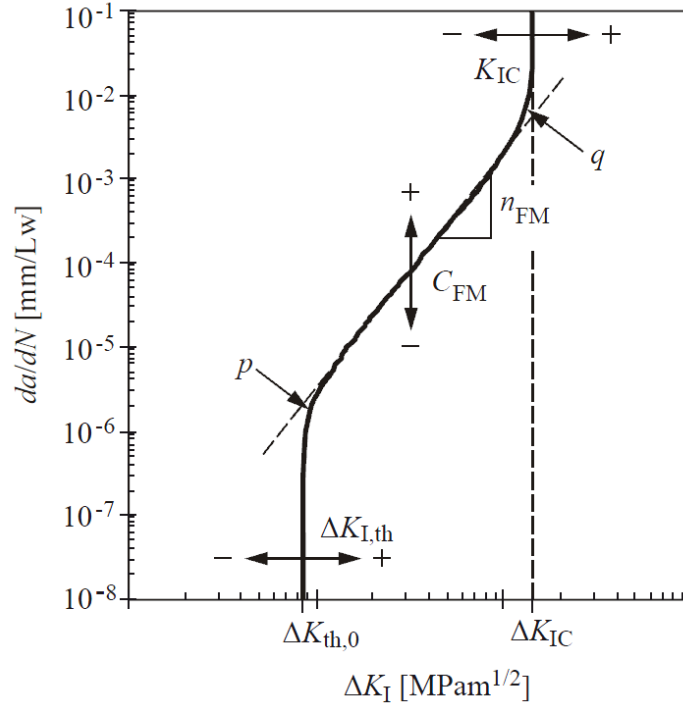


Abbildung 2.16: Schematische Darstellung der Parameter der NASGRO-Gleichung nach [12, S. 125].

Die Parameter C_{FM} , m_P , p und q sind Materialkonstanten, welche durch Anpassung an experimentell ermittelte Rissfortschrittskurven bestimmt werden. Das R -Verhältnis wird durch die Risschließfunktion von Newman durch den Parameter γ berücksichtigt (Glg.2.10), welcher das Verhältnis von maximaler Spannungsintensität K_{max} zu Rissöffnungs-Spannungsintensität K_{op} beschreibt [48].

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^{m_P} \quad (2.8)$$

$$\frac{da}{dN} = C_{FM} \cdot \left[\left(\frac{1-\gamma}{1-R} \right) \cdot \Delta K_I \right]^{m_P} \cdot \frac{\left(1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K} \right)^p}{\left(1 - \frac{\Delta K_{IC}}{\Delta K} \right)^q} \quad (2.9)$$

$$\gamma = \frac{K_{op}}{K_{max}} \quad (2.10)$$

$$\gamma = \begin{cases} \max(R, A_0 + A_1 \cdot R + A_2 \cdot R^2 + A_3 \cdot R^3) & \text{für } R \geq 0 \\ A_0 + A_1 \cdot R & \text{für } -2 \leq R < 0 \end{cases}$$

Die Koeffizienten A_0 bis A_3 berechnen sich aus dem Faktor α und dem Verhältnis von maximaler Spannung σ_{max} zur Fließspannung σ_F . Der Faktor α variiert

zwischen 1 für den ebenen Spannungszustand und 3 für den ebenen Verzerrungszustand.

$$\begin{aligned}
 A_0 &= \left(0.825 - 0.34 \cdot \alpha + 0.05 \cdot \alpha^2\right) \cdot \left[\cos\left(\frac{\pi}{2} \cdot \frac{\sigma_{max}}{\sigma_F}\right)\right]^{1/\alpha} \\
 A_1 &= \left(0.415 - 0.071 \cdot \alpha\right) \cdot \frac{\sigma_{max}}{\sigma_F} \\
 A_2 &= 1 - A_0 - A_1 - A_3 \\
 A_3 &= 2 \cdot A_0 + A_1 - 1
 \end{aligned} \tag{2.11}$$

Mit Hilfe der Rissöffnungsfunktion γ , dem Newman-Koeffizienten A_0 und der Konstante C_{th} lässt sich der Langrisschwellwert K_{th} in Abhängigkeit des Spannungsverhältnisses R berechnen. Für die Konstante C_{th} wird zwischen C_{th+} für positive R-Verhältnisse und C_{th-} für negative R-Verhältnisse unterschieden. Der von Newman definierte Zusammenhang gilt jedoch nur für eine gewisse Spannbreite von R-Verhältnissen. Ab einem Verhältnis $R > 0.6 - 0.7$ und einem negativen Verhältnis $R < R_p$ bleibt der Schwellwert konstant, da oberhalb dieser Beanspruchungen kein Riss schließen mehr auftritt.

$$\Delta K_{th} = \Delta K_0 \left[\frac{1 - \gamma}{(1 - A_0) \cdot (1 - R)} \right]^{-\left(1 + C_{th} \cdot R\right)} \tag{2.12}$$

2.5 Numerische Rissfortschrittsanalyse

Für komplexe Bauteile und Rissgeometrien existieren keine analytischen Lösungen für die vorhandene Spannungsintensität an einer Risspitze. In diesem Fall müssen numerische Methoden angewendet werden. Zur Bestimmung der Spannungsintensitätsfaktoren existieren zahlreiche Vorgehensweisen, welche zumeist auf der Methode der Finiten Elemente aufbauen [49–51].

2.5.1 J-Integral

Durch Berechnung der Spannungs- und der Verschiebungsvektoren im Nahfeld des Risses kann mit Hilfe des J-Integrals auf die existierende Spannungsintensität an einem beliebigen Riss geschlossen werden. Das J-Integral wurde erstmals von Cherepanov und Rice definiert und hat sich seitdem in der Bruchmechanik umfangreich bewährt [52]. Die Berechnung erfolgt laut Glg. 2.13 durch das Linienintegral einer Kontur C um eine Risspitze, mit Bezug auf die Energiedichte W (Glg. 2.14)

und dem Spannungsvektor \vec{v} . Die Integration erfolgt über die Bogenlänge der Kontur s . Für die Annahme von linear-elastisches Materialverhalten ist das J-Integral unabhängig von der Größe der Kontur, welche die Rissspitze umhüllt.

$$J = \int_C \left(W dy - \vec{\sigma} \frac{\partial \vec{u}}{\partial x} \right) ds \quad (2.13)$$

$$W = \frac{1}{2} \sigma_{ij} \epsilon_{ij} \quad (2.14)$$

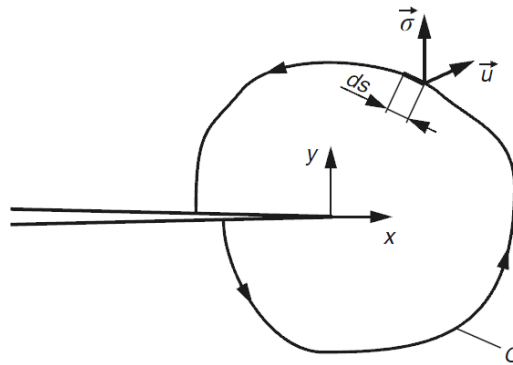


Abbildung 2.17: Definition der Kontur C zur Ermittlung des J-Integrals nach [34, S. 50].

Der Zusammenhang zwischen der Lösung des J-Integrals und des Spannungsintensitätsfaktor ΔK_I ist für linear-elastisches Materialverhalten mit E-Modul E und Querkontraktionszahl ν unter Mode I Belastung

$$J = \frac{K_I^2}{E} \quad (2.15)$$

für den ebenen Spannungszustand und

$$J = \frac{1 - \nu^2}{E} \cdot K_I^2 \quad (2.16)$$

für den ebenen Verzerrungszustand.

2.5.2 Methode der Viertelpunktelemente

Die Methode der Viertelpunktelemente basiert auf der Vernetzung der Rissfront mit modifizierten isoparametrischen Elementen mit quadratischer Ansatzfunktion [53]. Durch Veränderung der Position der Mittelknoten, welche auf Kanten liegen

die zur Rissspitze weisen, nimmt das Spannungs- und Verzerrungsfeld innerhalb der Elemente die für ein Rissnahfeld übliche Form $1/\sqrt{x}$ an (Glg. 2.1). Dieser Fall tritt ein, wenn die Position der Knoten vom Mittelpunkt zur Viertelposition gelegt werden, was dazu führt das eine nichtlineare Abbildung zwischen den natürlichen (parametrischen) und globalen (geometrischen) Koordinaten auftritt. Diese Veränderung wird auch knotendistortierte Ansatzfunktion genannt.

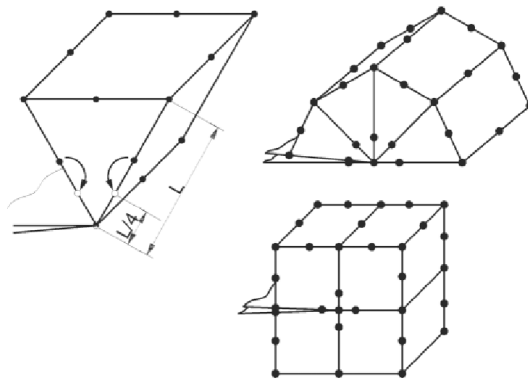


Abbildung 2.18: Verschiedene Viertelpunkt-Elemente für die Vernetzung von Rissspitzen nach [51, S. 199].

3 Versuchsmethodik

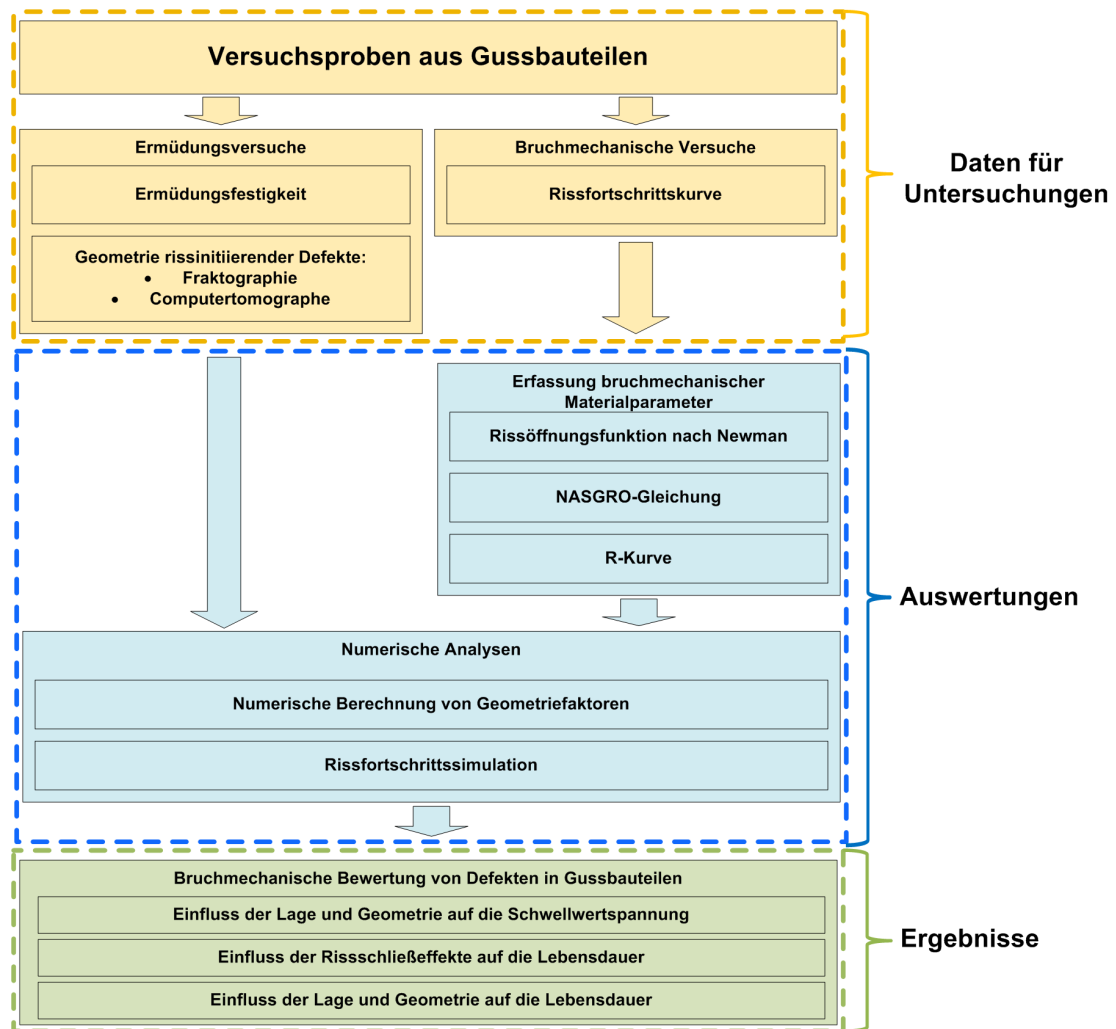


Abbildung 3.1: Schematische Darstellung der Versuchsmethodik.

Wie im Kapitel 2.1 dargestellt, können unter zyklischer Belastung Risse an Gussdefekten initiieren und zum Versagen des Bauteiles führen. Eine akkurate bruchmechanische Bewertung von Defekten ist deshalb für die Lebensdauerabschätzung von hohem Nutzen. In diesem Kapitel wird der Versuchsablauf beschrieben, welcher in Verbindung mit numerischen Analysen (Kapitel 4) eine präzise bruchmechanische Bewertung von Gussdefekten unterstützt. Die zu untersuchenden Defekte werden

dabei als ebener Riss betrachtet und mit Hilfe des zyklischen Spannungsintensitätsfaktors ΔK_I (siehe Kapitel 2.2) analysiert und verglichen. Für die Untersuchungen stehen Versuchsproben aus Aluminium- und Stahlgussbauteilen zur Verfügung, über welche in Kapitel 3.1 ein Überblick gegeben wird. In Kapitel 3.2 werden die Ermüdungsversuche diskutiert, welche in Verbindung mit fraktographischen und computertomographischen Auswertungen die nötigen Geometrieinformationen der rissinitiierenden Defekte liefern. Durch Variation der Lage und Geometrie von Rissen gleicher Fläche soll der Einfluss dieser Parameter auf die Lebensdauer, sowie die Rissinitiierung evaluiert werden. Die erreichten Lastwechselzahlen bei den geprüften Nennspannungsamplituden dienen zum Validieren der Simulationsergebnisse. Um den Einfluss der Rissschließmechanismen auf die Lebensdauer zu erfassen, wird die Aufbauhöhe der rauigkeits- und oxidinduzierten Rissschließeffekte in der Rissfortschrittsrechnung variiert. Durch Auswertung von experimentellen Versuchen werden die bruchmechanischen Materialparameter erfasst (siehe Kapitel 3.3), welche für Rissfortschrittssimulationen benötigt werden.

3.1 Bauteil/Entnahmestellen/Proben

3.1.1 Versuchsproben Aluminiumguss

Für die Untersuchungen stehen gegossene Kurbelgehäuse mit der Legierungsbezeichnung EN AC-46200 T6 zu Verfügung, aus welchen die Versuchsproben gefertigt wurden. Die Zusammensetzung entspricht einer untereutektischen Legierung aus Aluminium und Silizium, wobei das Erstarrungsgefüge durch Dendriten geprägt ist. Die im Bauteil auftretende Porosität ist lokal sehr unterschiedlich und beinhaltet Schwindungs- und Gasporosität mit einer Größe von bis zu $300\mu m$.

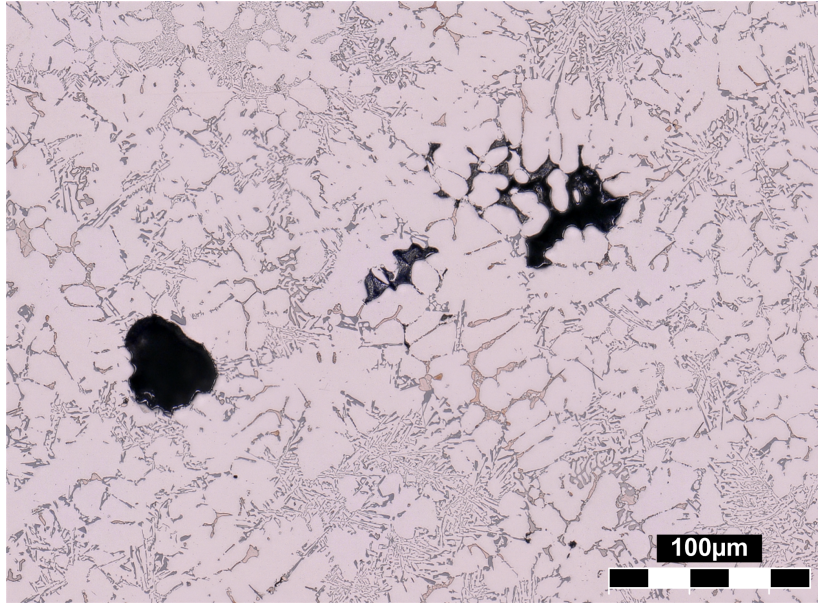


Abbildung 3.2: Schliffbild des AlSi-Gefüges der Legierung EN AC-46200 T6 mit einer enthaltenen Gaspore, Ansammlung von Schwindungsporen.

Als Entnahmestelle sind zwei funktionsrelevante Positionen definiert, welche im Betrieb hohen mechanischen Kräften ausgesetzt sind und für eine bruchmechanische Untersuchung von Interesse sind. An der Position A wurden Rundproben entnommen welche für Ermüdungsversuche(HCF) verwendet wurden. SENB-Proben zur Ermittlung der bruchmechanischen Materialparameter wurden ebenso aus diesem Bereich entnommen. Aus Position B wurden Biegeproben gefertigt, wobei die gussraue Oberfläche in ihrer Ursprungsform vorliegt. Die vorhandenen Rauheitstäler verursachen ähnlich wie Poren eine Spannungsüberhöhung in ihrer Umgebung. Das Ermüdungsverhalten dieser Proben wird zusätzlich zu den inneren Gussdefekten von der gussrauen Oberfläche beeinflusst. Die Kontur der Oberfläche wird durch den Kontakt mit der Sandform beim Abguss geschaffen.

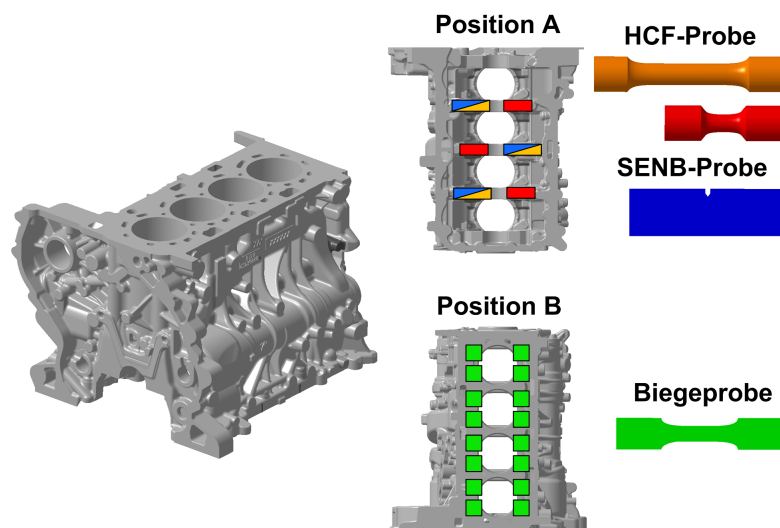


Abbildung 3.3: Entnahmestellen der Versuchsproben aus Aluminiumgussbauteilen der Legierung EN AC-46200 T6.

3.1.2 Versuchsproben Stahlguss

Die Versuchsproben aus Stahlguss bestehen aus einer G21Mn5+N-Legierung, welche durch eine Temperaturnachbehandlung ein normalisiertes Gefüge aufweisen. Zur Nachbildung von in realen Stahlgussbauteilen vorkommenden Gussdefekten wurden Referenzproben angefertigt. Durch eine optimierte Abgussgeometrie kommt es zu einer gezielten Bildung einer Makropore im Prüfquerschnitt, welche eine Ausdehnung von 5 bis 15mm hat.

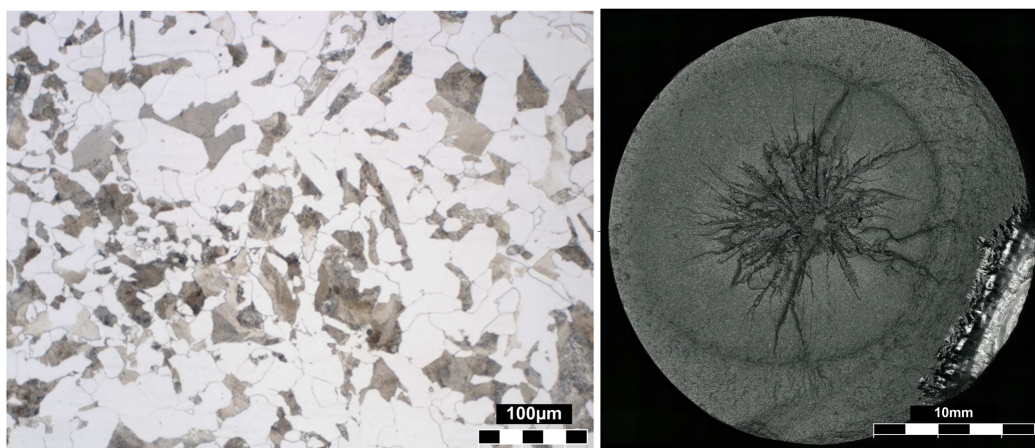


Abbildung 3.4: Schlichtbild des normalisierten Gefüges G21Mn5+N, Bruchfläche einer Rundprobe mit enthaltener Makropore.

Aus diesen Referenzproben sind Rundproben gefertigt worden, die in weiterer Folge für Ermüdungsversuche verwendet wurden. Eine Y-Probe ist eine standardisierte Abgussgeometrie zur Prüfung von Gusswerkstoffen, welche ebenso für die Untersu-

chungen verwendet wurde. Die daraus gefertigten Prüfkörper waren SENB-Proben für Rissfortschritts-Versuche. Die Abgussgeometrie der Y-Proben unterbindet die Bildung von Makroporen, und enthält nur einen geringen Anteil von Mikroporen, womit der Einfluss der Gussdefekte gering ist. Eine genaue Beurteilung der bruchmechanischen Materialparameter wird dadurch gewährleistet.

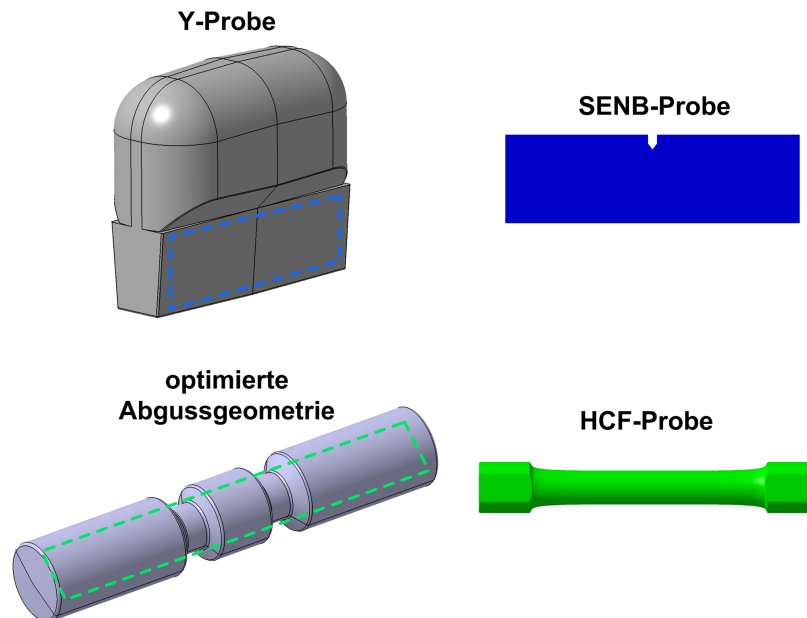


Abbildung 3.5: Entnahmestellen der Prüfkörper aus Stahlgussbauteilen der Legierung G21Mn5+N.

3.2 Ermüdungsversuche

Die Ermüdungsversuche wurden im Langzeitfestigkeitsbereich (HCF High-Cycle-Fatigue) mit Hilfe von Resonanzprüfmaschinen bei Raumtemperatur durchgeführt. Als Last wurde eine konstante Amplitude bei einem Spannungsverhältnis von $R = -1$ bzw. $R = 0$ gewählt.

3.2.1 Fraktographie

Die Bruchflächen der Proben aus den Ermüdungsversuchen sind mit Hilfe eines Lichtbildmikroskops und Rasterelektronenmikroskops fraktographisch untersucht worden. Ziel der Untersuchung ist, die Stelle an dem der Ermüdungsriss initiierte, zu detektieren. In den meisten Fällen konnte eine Pore oder eine Ansammlung von Poren als Ausgangspunkt des Risswachstum eingegrenzt werden. Von den

rissinitiierenden Defekten werden die auf der Bruchfläche erkennbaren Geometrien erfasst. Diese 2D-Kontur dient zum ermitteln der Defektfläche und wird zur Modellierung von Initialrissen in der Simulation herangezogen.

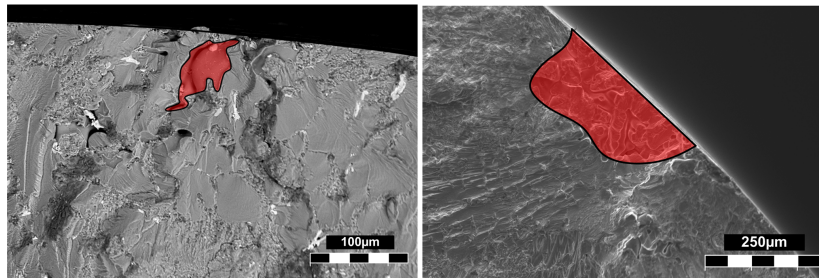


Abbildung 3.6: 2D-Kontur rissinitiierender Poren aus Ermüdungsversuchen.

3.2.2 Computertomographie

Von ausgewählten HCF-Proben der Aluminiumgussbauteile, welche für Ermüdungsversuche verwendet wurden, waren CT-Scans im ungebrochenen Zustand vorhanden. Durch Auswertung des gescannten Volumens konnten alle enthaltenen Poren, welche eine Abmessung $> 15\mu\text{m}$ haben, detektiert werden. Die Computertomographie liefert somit 3D-Informationen über die räumliche Lage, Volumen und Ausdehnung der vorhandenen Defekte. Die CT-Scans wurden von den höchst beanspruchten Volumen der Proben angefertigt. In diesem kommt es mit großer Wahrscheinlichkeit zur Bildung des Ermüdungsrisses und somit ist dieser Abschnitt der Probe für die Beurteilung von potentiell rissinitiierenden Defekten von Interesse. Die 2D-projizierten Konturen der erfassten Poren dienten ebenso als Beispielgeometrie für Parameterstudien in der Simulation.

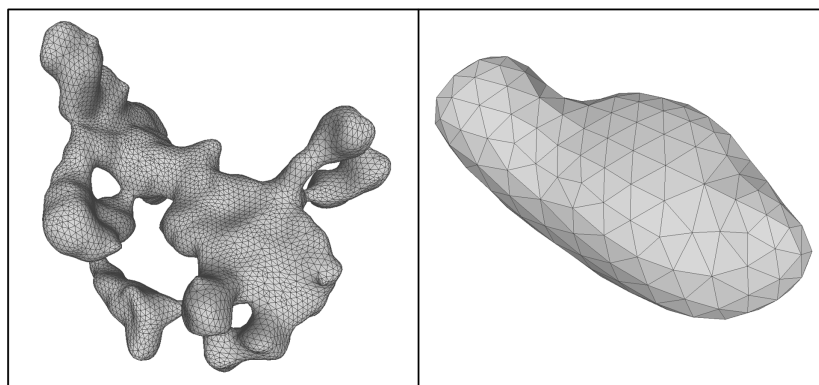


Abbildung 3.7: 3D-Kontur detektierter Poren aus dem Prüfquerschnitt einer HCF-Probe.

3.3 Bruchmechanische Versuche

Die Aufnahme der zyklischen Rissfortschrittskurven wurde an einer Resonanzprüfmaschine mit steigendem Spannungsintensitätsfaktor an SENB-Proben durchgeführt (siehe Kapitel 2.4). Je Werkstoff sind mehrere Versuche bei unterschiedlichen Spannungsverhältnissen geprüft worden. Die Messung der Risslängenveränderung erfolgte mit der Gleichstrompotentialmethode. Dabei wird eine Spannung an der Probe angelegt und die Potentialveränderung während der Versuchsdurchführung gemessen. Durch Risswachstum kommt es zu einer Querschnittsveränderung und einem Spannungsabfall. Mit Hilfe dieser Methode können Risslängenänderungen bis auf $1\mu m$ genau gemessen werden. Durch die Aufzeichnung der geprüften Lastzyklen kann eine durchschnittliche Risswachstumsgeschwindigkeit da/dN berechnet werden. Der zyklische Spannungsintensitätsfaktor ΔK_I in Abhängigkeit der Risslänge a und der Schwingbreite $\Delta\sigma$ kann durch eine Näherungsformel nach ASTM Norm E399 [36] berechnet werden (Glg. 4.2 und 4.3). Im Kapitel 4.1.1 ist die numerische Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren eines Risses in einer SENB-Probe mit der Simulationssoftware FRANC3D[®] erläutert. Es konnte eine Abweichung zwischen der Näherungsformel nach ASTM und den numerischen Ergebnissen festgestellt werden. Aufbauend darauf wurde eine korrigierte Näherungsformel für die Auswertung der bruchmechanischen Versuche formuliert und für die weitere Analyse der Versuche verwendet. Die experimentellen Ergebnisse der Rissfortschrittskurve waren in Form einer Datenpunktwolke vorhanden, wobei für einen zyklischen Spannungsintensitätsfaktor ΔK_I eine zugehörige Rissfortschrittsgeschwindigkeit da/dN protokolliert wurde.

3.3.1 Rissöffnungsfunktion nach Newman

Durch die Rissöffnungsfunktion γ nach Newman kann der Zusammenhang zwischen dem Langrisssschwellwert ΔK_{th} und dem Spannungsverhältnis R (siehe Kapitel 2.4) beschrieben werden. Die für die Auswertung benötigten Langrisssschwellwerte aus Versuchen werden mit Hilfe einer benutzerdefinierten Auswerteroutine aus den aufgenommenen Rissfortschrittskurven ermittelt. Eine Rissfortschrittskurve beinhaltet den Bereich in dem Riss-schließeffekte mehrmaligen Rissstop hervorrufen und den anschließenden Bereich des stabilen Risswachstums. Die Auswerteroutine nutzt die gemessenen Werte die dem Langrissbereich angehören, um auf den Anfangspunkt der Wachstumskurve bis zum Schwellwert ΔK_{th} zurück zu interpolieren.

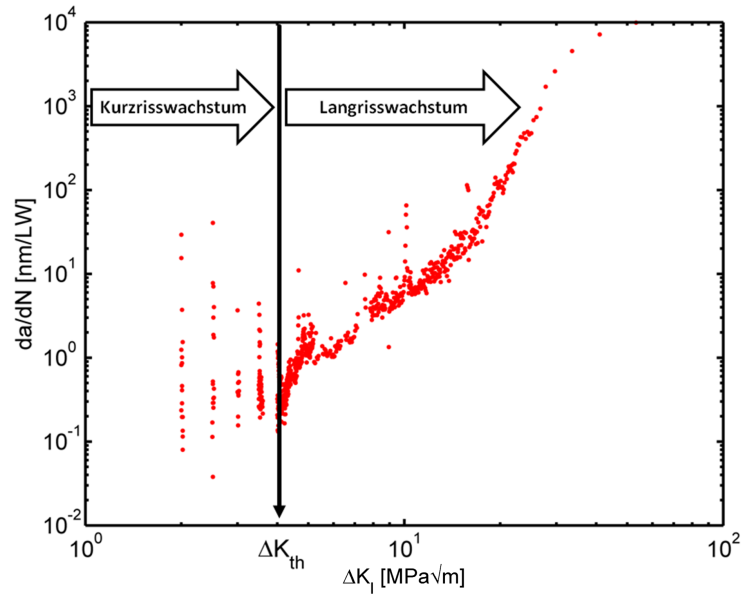


Abbildung 3.8: Datenpunktewolke aus SENB-Versuch mit den Bereichen des Kurzriss- und Langrisswachstums abgegrenzt durch den Langrisssschwellwert ΔK_{th} .

Der Langrisssschwellwert wird für Spannungsverhältnisse von $R = 0$ und $R = -1$ bestimmt. Für den Stahlgusswerkstoff sind zusätzlich Versuchsergebnisse einer Probe mit $R = 0.5$ vorhanden. Für die Berechnung der Rissöffnungsfunktion werden die Materialkonstanten σ_{max}/σ_F sowie α benötigt. Diese Parameter sind in der FRANC3D[®]-Materialdatenbank hinterlegt und können für die Berechnung der Newman-Koeffizienten (Glg. 2.11) und in weiterer Folge für die Evaluierung der Rissöffnungsfunktion γ (Glg.2.10) verwendet werden. Da für viele metallische Werkstoffe wie Stahl und Aluminium diese Parameter identisch sind, können die zu untersuchenden Werkstoff durch eine einheitliche Rissöffnungsfunktion γ beschrieben werden.

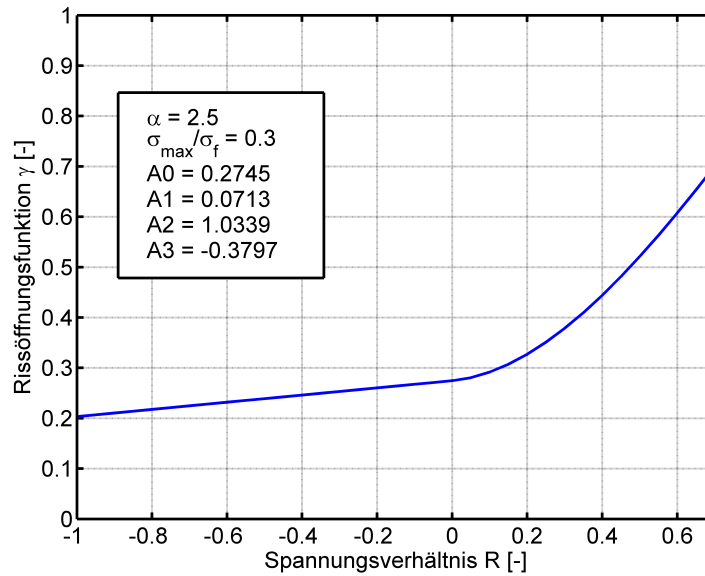


Abbildung 3.9: Rissöffnungsfunktion γ in Abhängigkeit des Spannungsverhältnisses R für die Werkstoffe EN AC-46200 T6 und G21Mn5+N.

Der Langriss-schwellwert ΔK_{th} in Abhängigkeit des R -Verhältnisses berechnet sich laut Gleichung 2.12. Neben den bereits bekannten Parametern $\Delta K_{th,0}$ und A_0 werden ebenso zwei Parameter C_{th+} und C_{th-} benötigt. Diese werden so gewählt, dass die aus Versuchen ermittelten Schwellwerte ΔK_{th} minimal zu der resultierenden Schwellwertkurve abweichen. Die Limits, ab dem Riss schließen auftritt und der Zusammenhang nach Newman gilt, wurden auf $R \leq 0.7$ und $R \geq -1$ eingegrenzt. Außerhalb dieser Limits wird erwartet, dass der Schwellwert konstant bleibt.

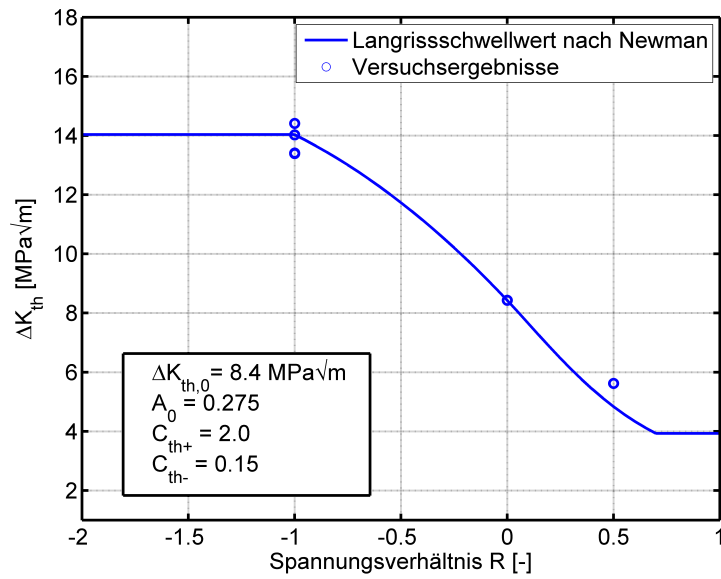


Abbildung 3.10: Langrisschwellwert ΔK_{th} in Abhängigkeit des Spannungsverhältnisses R für Stahlgusswerkstoff G21Mn5+N.

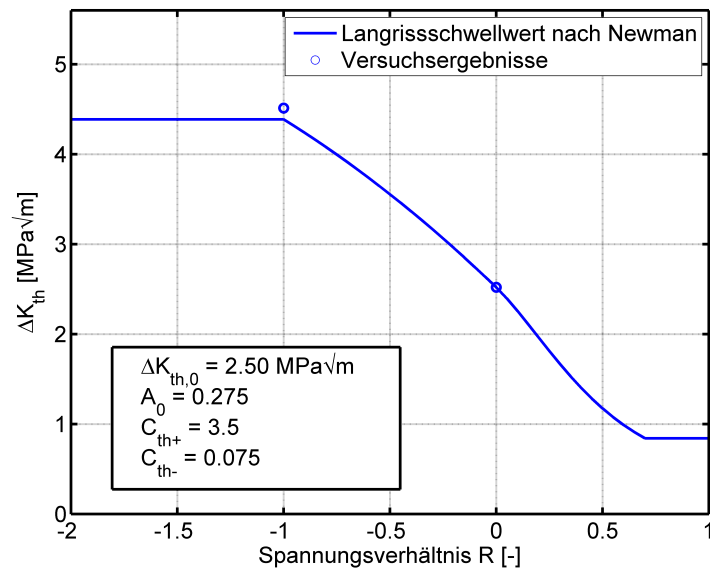


Abbildung 3.11: Langrisschwellwert ΔK_{th} in Abhängigkeit des Spannungsverhältnisses R für Aluminiumgusswerkstoff EN AC-46200 T6.

3.3.2 NASGRO-Gleichung

Die NASGRO-Gleichung beschreibt die Rissfortschrittskurve von Rissen unter Mode I Beanspruchung (siehe Kapitel 2.4). Die Eingangsgrößen aus der Versuchsdurchführung sind das Spannungsverhältnis R und der zyklische Spannungsintensitätsfaktor ΔK_I . Aus den Auswertungen zur Rissöffnungsfunktion nach Newman sind die Parameter γ sowie ΔK_{th} bekannt. Zur Beschreibung aller Bereiche der Rissfortschrittskurve werden fünf zusätzliche bruchmechanische Materialparameter benötigt.

Symbol	Einheit	Erläuterung
C_{FM}	$\frac{nm}{MPa\sqrt{m}^{m_P}}$	Forman-Mettu Koeffizient
m_P	–	Paris Exponent
ΔK_{th}	$MPa\sqrt{m}$	Langrisschwellwert
ΔK_{Ic}	$MPa\sqrt{m}$	Bruchzähigkeit
p	–	Steigung im Bereich I
q	–	Steigung im Bereich III

Tabelle 3.1: Bruchmechanische Materialparameter der NASGRO-Gleichung.

Die aus den bruchmechanischen Versuchen gewonnenen Rissfortschrittsraten da/dN bei zyklischen Spannungsintensitätsfaktoren $\Delta K_I > \Delta K_{th}$ sind für die Ermittlung der Parameter der NASGRO-Gleichung nötig. Die Auswertung erfolgt mit den Ergebnissen bei einem Spannungsverhältnis von $R = 0$. Da die Versuche ohne dem im Bereich III auftretenden instabilen Restbruchs durchgeführt sind, können ausschließlich die Parameter C_{FM} , m_P und p bestimmt werden. Diese sind unabhängig von dem Spannungsverhältnis und können somit für die Beschreibung beliebiger Risswachstumskurven genutzt werden. Die Berechnung der Parameter erfolgt mit Hilfe der Methode der kleinsten Quadrate [54]. Dabei werden die Variablen einer Funktion solange schrittweise einem Wert angenähert bis die Summe der Abweichungen von Funktion und Versuchsdatenpunkten ein Minimum erreicht. Durch Näherung der Parameter mit dieser Fit-Methode, hat die resultierende Rissfortschrittskurve der NASGRO-Gleichung eine minimale Abweichung zu den aus den Versuchen gewonnenen Datenpunkten.

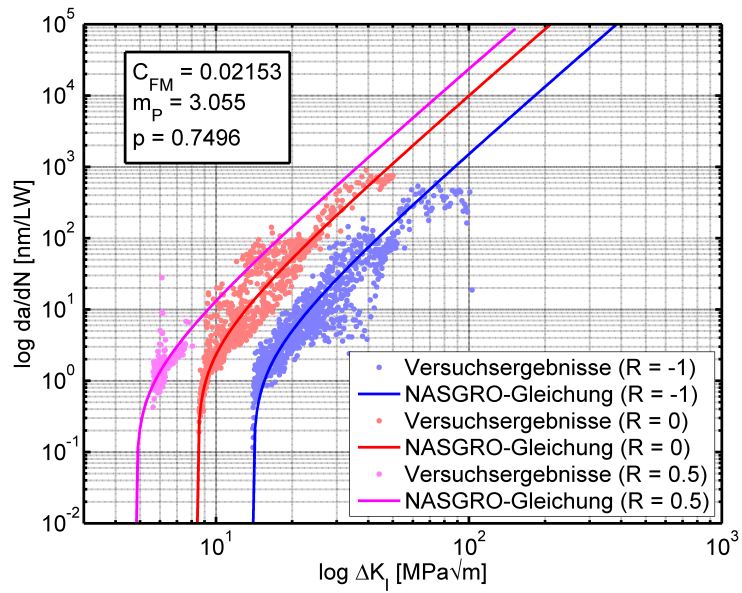


Abbildung 3.12: Rissfortschrittskurve verschiedener Spannungsverhältnisse R für Stahlgusswerkstoff G21Mn5+N.

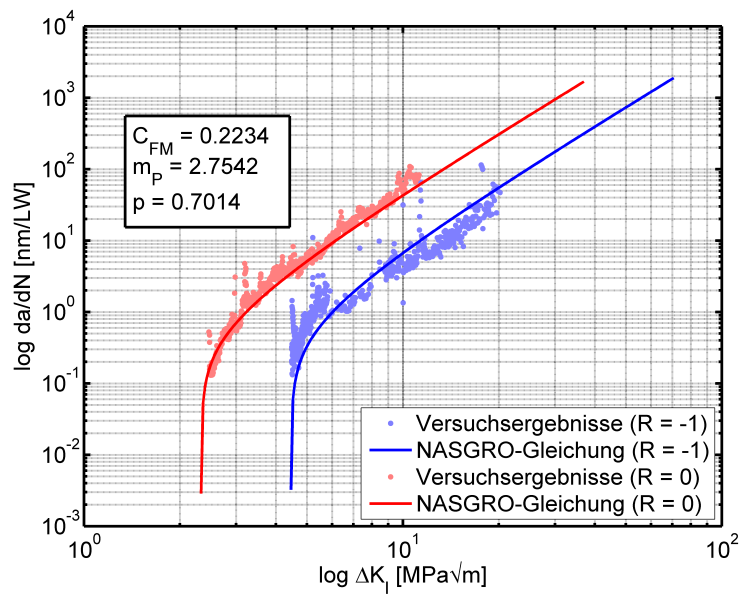


Abbildung 3.13: Rissfortschrittskurven verschiedener Spannungsverhältnisses R für Aluminiumgusswerkstoff EN AC-46200 T6.

3.3.3 R-Kurve

Wie im Abschnitt 2.4 beschrieben führt der Aufbau von Rissschließeffekten zu mehrmaligen Rissstop im ersten Abschnitt der bruchmechanischen Versuche. Durch eine Auswerterroutine wurden die Versuchsdaten analysiert und die zyklischen Spannungsintensitätsfaktoren über der Rissverlängerung bei den jeweiligen Punkten des Rissstops erfasst. Als Rissstop wurde der Punkt definiert an dem die Rissfortschrittsgeschwindigkeit $da/dN < 0.01nm/LW$ beträgt. Die so ermittelten Schwellwerte beschreiben den mittleren Teil der R-Kurve.

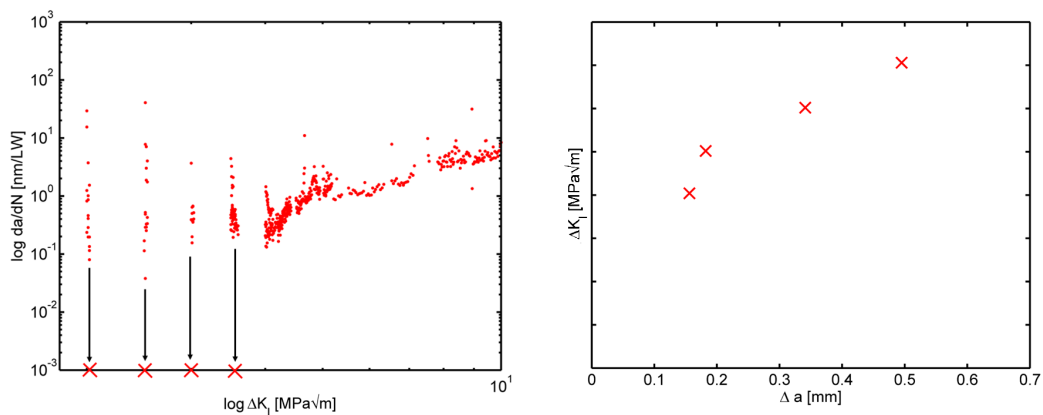


Abbildung 3.14: Punkte des Rissstops im Kurzriszbereich durch Aufbau von Rissschließeffekten in Abhängigkeit der Risserweiterung Δa .

Der Maximalwert des Schwellwertes an dem kein weiterer Aufbau von Rissschließeffekten auftritt, wird durch den Langrissschwellwert ΔK_{th} gegeben. Dieser ist bereits durch vorangegangene Auswertungen bekannt. Aus den Rohdaten der bruchmechanischen Versuche kann die Rissverlängerung abgelesen werden, nach welcher sich der Schwellwert ΔK_{th} einstellt. Wie aus gemessenen R-Kurven metallischer Werkstoffe bekannt ist, kommt es bereits nach sehr geringem Wachstum zu einem starken Anstieg des Schwellwertes $\Delta K_{th,\Delta a} > \Delta K_{eff,th}$, verursacht durch plastisches Rissschließen. Die Punkte der R-Kurve aus den Versuchsergebnissen zeigen keinen solchen deutlichen Anstieg. Der mikrostrukturelle Schwellwert kann aus diesen Ergebnissen nicht abgeleitet werden. Die Kurvenform entspricht jenem Bereich in dem sich rauigkeits- und oxidinduziertes Rissschließen aufbauen. Dies lässt darauf zurückschließen, dass der Versuchsaufbau eine zu geringe Auflösung zur Bestimmung des Anfangsbereichs der R-Kurve aufweist. Der mikrostrukturelle Schwellwert $\Delta K_{eff,th}$ kann aus den Auswertungen zur Rissöffnungsfunktion nach Newman entnommen werden. Für Spannungsverhältnisse $R > 0.7$ entspricht der Langrissschwellwert einem konstantem Niveau und ist gleich dem Schwell-

wert $\Delta K_{eff,th}$, da bei diesen Beanspruchungen Riss schließen keinen Einfluss hat. Durch Ergänzung dieses Schwellwertes für eine Rissverlängerung $\Delta a = 0\text{mm}$ sind Datenpunkte aus allen Bereichen der R-Kurve vorhanden.

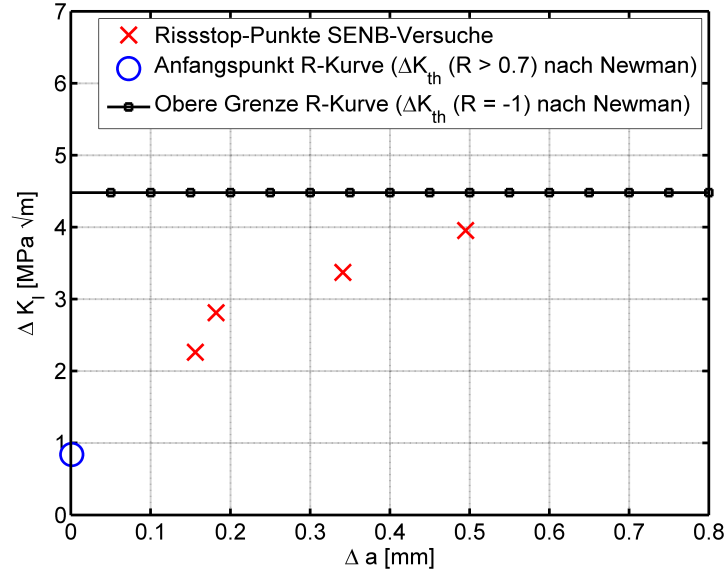


Abbildung 3.15: Zusammensetzung der Datenpunkte zur Erfassung der R-Kurve für den Werkstoff EN AC-46200 T6 bei einem Spannungsverhältnis $R = -1$.

Die Beschreibung der R-Kurve mit bruchmechanischen Materialparametern erfolgt nach dem Ansatz von Maierhofer [44] mit Glg. 2.6. Dieser Ansatz stellt die R-Kurve als Summe der einzelnen Riss schließeffekte dar. Die Eingangsgrößen sind die Schwellwerte $\Delta K_{eff,th}$, ΔK_{th} , die Rissverlängerung Δa , sowie die empirischen Parameter der jeweiligen Riss schließmechanismen v_i und l_i . Die resultierende Kurve liefert den Schwellwert in Abhängigkeit der Rissverlängerung $\Delta K_{th,\Delta a}$. Für die Auswertung wird angenommen das Rauheits- und Oxidinduziertes Riss schließen so ähnlich sind, dass sie als ein Mechanismus betrachtet werden können. Mit Einbezug der plastischen Riss schließeffekte sind somit vier Parameter (v_1, l_1, v_2, l_2) den Datenpunkten anzupassen. Die Berechnung erfolgte mit der Methode der kleinsten Quadrate, wobei Startwerte für die Eingrenzung der Lösung gegeben werden. Die R-Kurven wurden für ein Spannungsverhältnis von $R = -1$ und $R = 0$ ermittelt.

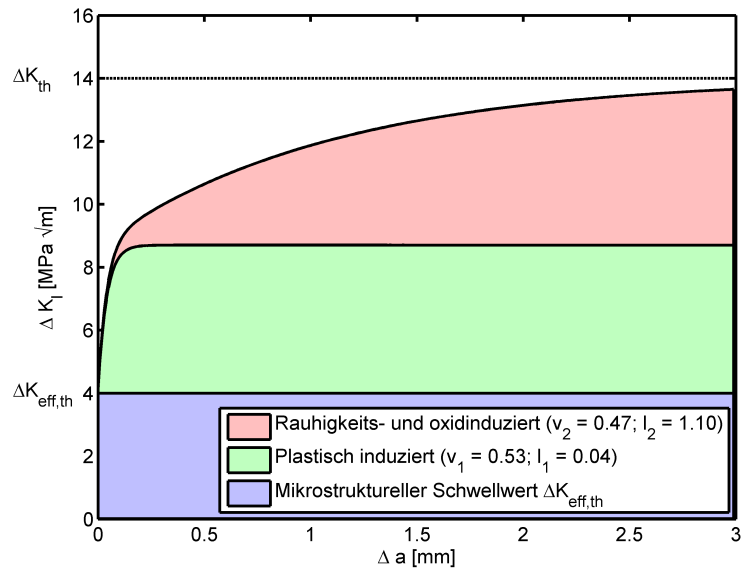


Abbildung 3.16: R-Kurve für G21Mn5+N bei einem Spannungsverhältnis $R = -1$ dargestellt durch den Ansatz nach Maierhofer [44].

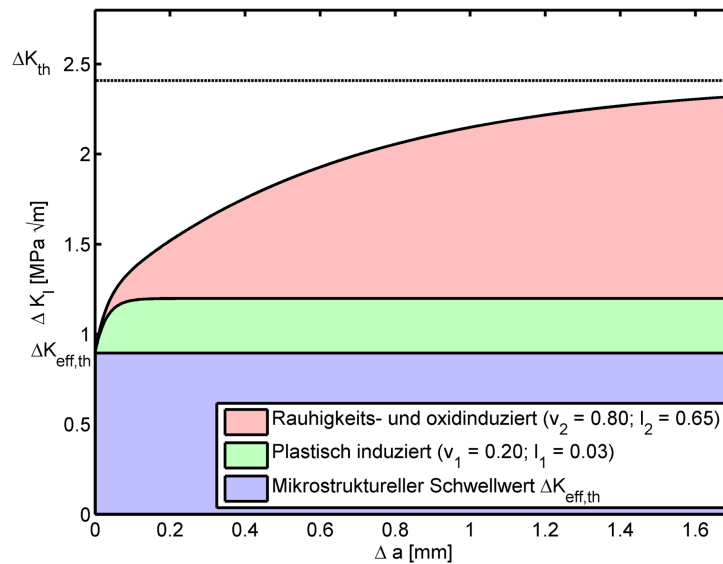


Abbildung 3.17: R-Kurve für EN AC-46200 T6 bei einem Spannungsverhältnis $R = 0$ dargestellt durch den Ansatz nach Maierhofer [44].

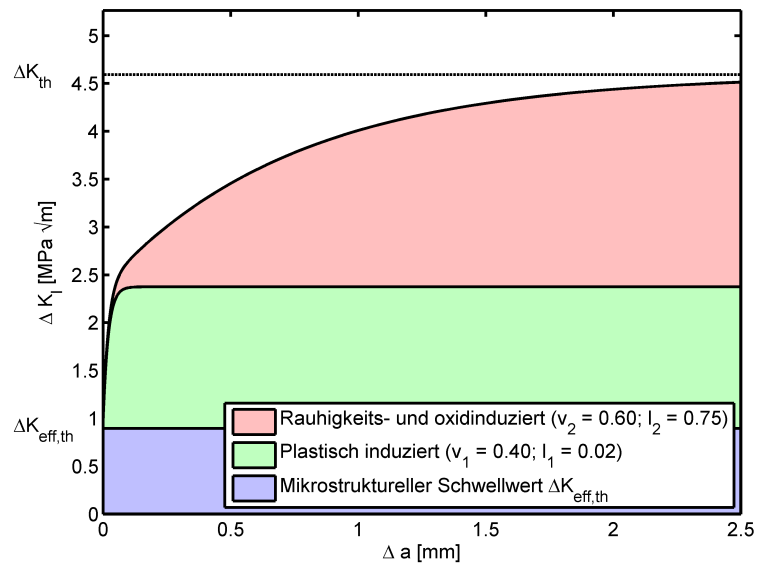


Abbildung 3.18: R-Kurve für EN AC-46200 T6 bei einem Spannungsverhältnis $R = -1$ dargestellt durch den Ansatz nach Maierhofer [44].

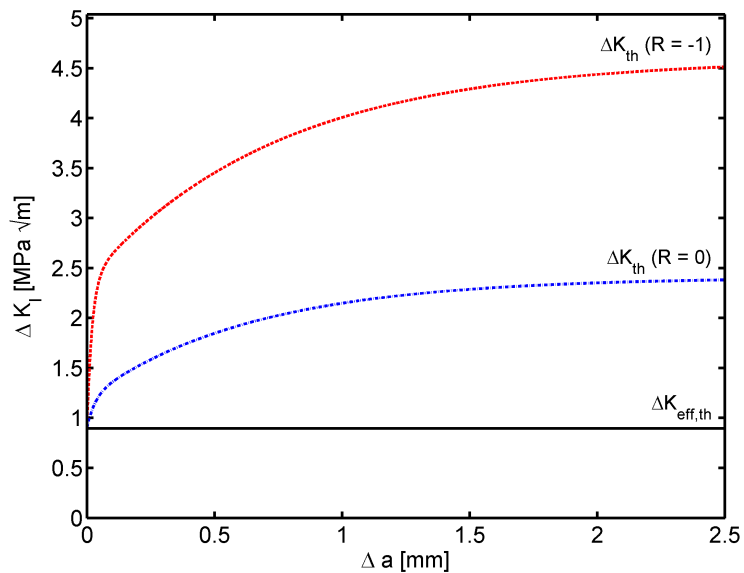


Abbildung 3.19: Gegenüberstellung der R-Kurven für EN AC-46200 T6.

4 Numerische Analysen

Die numerischen Analysen wurden mit der Software FRANC3D[®] durchgeführt. Dies ist ein auf FEM basierendes Pre- und Post-Processing für bruchmechanische Simulationen. Für die Anwendung ist zusätzlich eine Software für die Generierung und Berechnung von FEM-Modellen notwendig. Im Zuge dieser Arbeit wurde auf das Programm ABAQUS[®] zurückgegriffen. FRANC3D[®] gibt dem Anwender die Möglichkeit in ein existierendes FEM-Modell einen Riss beliebiger Geometrie einzufügen [55]. Der Riss und das umgebende Volumen wird anschließend neu vernetzt, wobei die Rissspitze mit Viertelpunkt-Elementen zur Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren versehen wird.

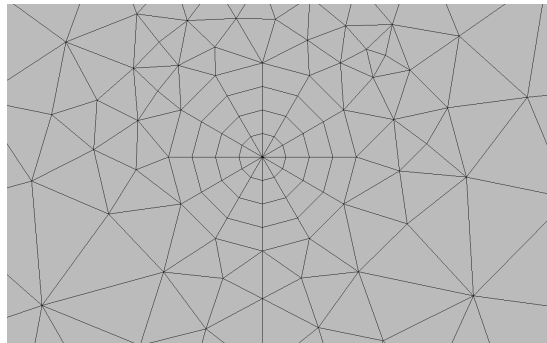


Abbildung 4.1: Durch FRANC3D[®] mit Viertelpunkt-Elementen vernetzte Rissspitze.

Die Berechnungen der Spannungs- und Verschiebungsvektoren der Rissspitzelemente wird durch ABAQUS[®] durchgeführt. Durch Einlesen der FEM-Ergebnisse berechnet FRANC3D[®] die Spannungsintensitätsfaktoren K_I , K_{II} , K_{III} . Die Faktoren können sowohl durch das J-Integral, als auch durch die Methode der Viertelpunktelemente bestimmt werden. Durch die Definition von bruchmechanischen Materialparametern kann, ausgehend von einem Initialriss, ein Risswachstum bis zum Versagen simuliert werden. Dabei wird schrittweise wiederholend eine neue Rissfront vernetzt, berechnet und die Spannungsintensitätsfaktoren bestimmt. Die Module von FRANC3D[®] sind in C++ programmiert und können über die Programmiersprache Python aufgerufen und gesteuert werden. Durch Erstellung von Python-Scripts können somit numerische Analysen automatisiert werden, um

eine große Bandbreite von Risskonfigurationen auszuwerten.

4.1 Numerische Berechnung von Geometriefaktoren

Wie im Kapitel 2.2 erläutert kann jedes ebene Rissproblem unter Mode I Belastung durch die Glg. 4.1 beschrieben werden.

$$K_I = \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot Y \quad (4.1)$$

Für sehr viele Rissgeometrien sind die Geometriefaktoren Y bereits tabelliert und können somit aus einschlägiger Literatur entnommen werden. Im Zuge dieser Arbeit wurden speziell ausgewählte Rissgeometrien numerisch analysiert und der Geometriefaktor Y bestimmt. Die Methodik der Simulation ist dementsprechend aufgebaut, dass ein Riss mit einer definierten Abmessung a in einem Körper mit Nennspannung σ modelliert wird und eine numerische Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors K_I entlang der Rissfront erfolgt. Durch Umformen von Gleichung 4.1 lässt sich der Geometriefaktor Y bestimmen.

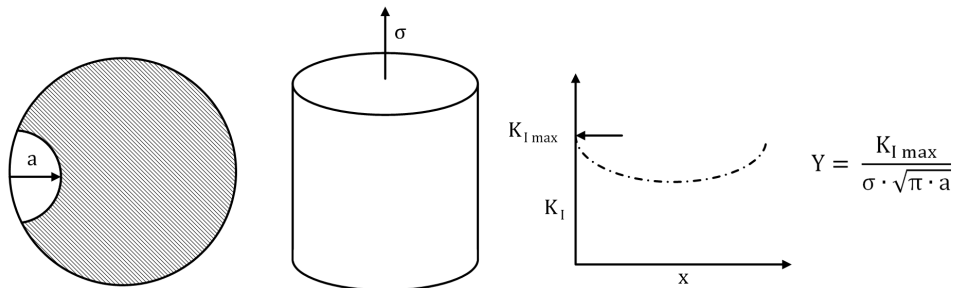


Abbildung 4.2: Schematischer Ablauf zur numerischen Berechnung von Geometriefaktoren Y .

4.1.1 SENB–Probe

Die SENB-Probe ist eine genormte Probengeometrie zur Durchführung von Versuchen zur Ermittlung von bruchmechanischen Materialparametern. Die Berechnung des zyklischen Spannungsintensitätsfaktors ΔK_I während der Versuchsdurchführung erfolgt über die Belastung F_Q , den Abmessungen s und w , der Risstiefe a und dem Geometriefaktor Y , welcher sich aus dem Verhältnis a/w berechnet.

$$\Delta K_I = \frac{\Delta F_Q \cdot s}{t \cdot w^{(3/2)}} \cdot Y\left(\frac{a}{w}\right) \quad (4.2)$$

Der Geometriefaktor Y ist gegeben durch:

$$Y = 3\sqrt{\frac{a}{a}} \cdot \frac{1.99 - \left(\frac{a}{w}\right) \cdot \left(1 - \frac{a}{w}\right) \cdot \left[2.15 - 3.93\left(\frac{a}{w}\right) + 2.7\left(\frac{a}{w}\right)^2\right]}{2\left(1 + 2\frac{a}{w}\right) \cdot \left(1 - \frac{a}{w}\right)^{3/2}} \quad (4.3)$$

Diese Geometriefaktorfunktion in der ASTM Norm E399 [36] wurde durch numerische Analysen von Gross und Srawley aufgestellt [56, 57] und aus verschiedenen 2D-Rissstudien im ebenen Spannungszustand ermittelt. Durch die zu Verfügung stehende Software kann eine SENB-Probe mit verschiedenen Risstiefen in 3D modelliert, berechnet und mit der 2D-Lösung verglichen werden. Als Belastung liegt ein Biegemoment von $M_B = 1152\text{Nmm}$ vor, was einer Nennspannung in der Randfaser von $\sigma_N = 1\text{MPa}$ entspricht. Die Randbedingungen sind so gesetzt, dass auf einer Stirnfläche das Biegemoment eingeleitet wird und die gegenüberliegende Stirnfläche als Einspannung dient. In das Modell werden Risse mit einer Länge von $a = 1.5\text{mm}$ bis $a = 18.5\text{mm}$ initiiert, wobei die Risslänge schrittweise um 0.5mm erhöht wird.

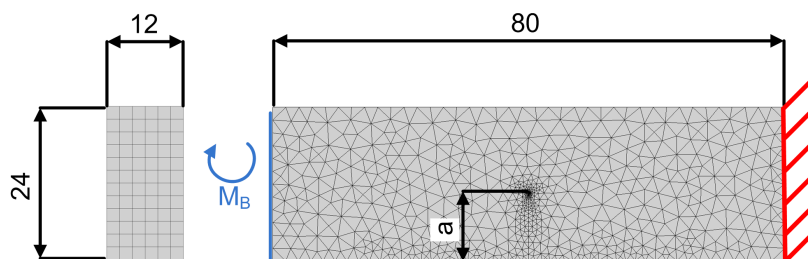


Abbildung 4.3: Schematisches Simulationsmodell einer SENB-Probe zur numerischen Berechnung eines Geometriefaktors.

Die Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren K_I entlang der Rissfront erfolgt durch das J-Integral. Die Ergebnisse zeigen einen nicht konstanten Verlauf der Spannungsintensität. An den beiden Randbereichen der Probe herrscht der ebene Spannungszustand. Hier entspricht die numerische Lösung des 3D-Modells der 2D-Lösung der Formel nach ASTM Norm E399 [36]. Im Kern des Körpers liegt der ebene Dehnungszustand vor, hier erreicht K_I ein Maximum. Dieser Verlauf stimmt mit den Ergebnissen von Vorel und Leidich in [58] überein. Zur Gegenüberstellung mit der 2D-Lösung nach Glg. 4.2 muss ein repräsentativer Mittelwert der

3D-Ergebnisse evaluiert werden. Im Bereich des stabilen Risswachstums kann der Wachstum mit Hilfe der Paris-Erdogan Gleichung beschrieben werden. Die Rissfortschrittsgeschwindigkeit steigt dabei exponentiell mit dem Paris-Exponenten m_P . So führt beispielsweise eine doppelt so hohes ΔK_I zu einer 2^{m_P} höheren Risswachstumsgeschwindigkeit. Der Mittelwert der Spannungsintensitätsfaktoren für eine Rissfront wird deswegen für den stabilen Risswachstum durch Gewichtung mit dem Paris-Exponenten berechnet. Zum Abdecken der meisten im Maschinenbau vorkommenden Werkstoffe werden die Mittelwerte für $m_P = [1 ; 3 ; 5 ; 10 ; 20]$ laut Glg. 4.4 berechnet.

$$K = \frac{\sum_{i=1}^n K_i^{m_P}}{\sum_{i=1}^n K_i^{m_P-1}} \quad (4.4)$$

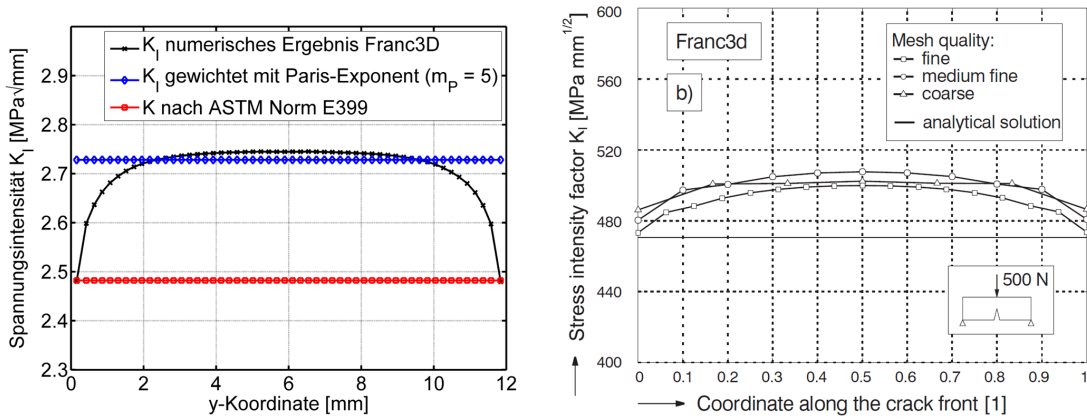


Abbildung 4.4: Numerisch berechneter Spannungsintensitätsfaktor K entlang der Rissfront einer SENB-Probe mit $a = 3,5\text{mm}$ und $M_B = 1152\text{Nmm}$, Simulationsergebnisse nach Vorel und Leidich in [58, S. 5].

Durch Umformen von Glg. 4.2 kann der numerisch berechnete Geometriefaktor Y für eine Risslänge a bestimmt werden.

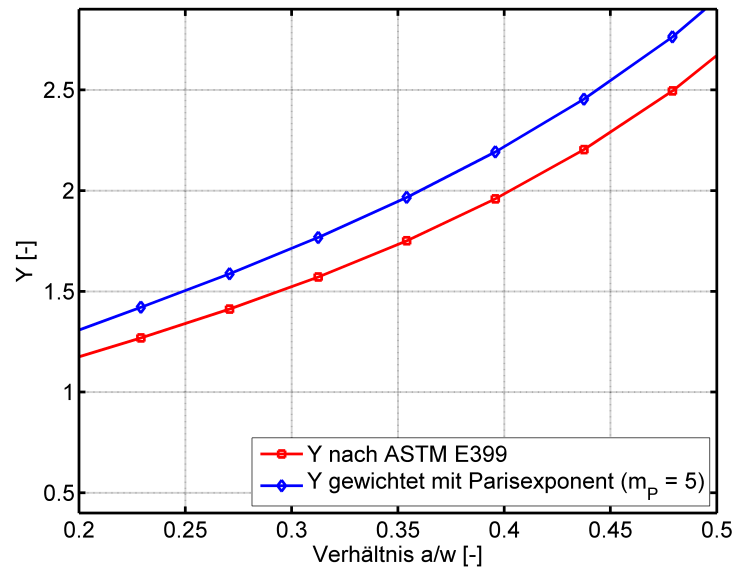


Abbildung 4.5: Numerisch berechnete Geometriefaktoren Y gewichtet nach dem Paris-Exponenten m_P in Abhängigkeit des Verhältnisses a/w für eine SENB-Probe.

Zur Bestimmung einer korrigierten Geometriefaktorfunktion werden die fünf Konstanten in der ursprünglichen Glg. 4.3 durch Fitparameter α_1 bis α_5 ersetzt. Die Parameter werden durch Interpolation an die bestimmten Geometriefaktoren Y angepasst. Durch die Berechnung von fünf verschiedenen Mittelwerten je Risslänge und Gewichtung nach m_P , resultieren aus den Auswertungen fünf korrigierte Funktionen für den Geometriefaktor mit den Fitparametern α_1 bis α_5 .

$$Y = 3\sqrt{\frac{a}{w}} \cdot \frac{\alpha_1 - \left(\frac{a}{w}\right) \cdot \left(1 - \frac{a}{w}\right) \cdot \left[\alpha_2 - \alpha_3\left(\frac{a}{w}\right) + \alpha_4\left(\frac{a}{w}\right)^2\right]}{2\left(1 + \alpha_5\frac{a}{w}\right) \cdot \left(1 - \frac{a}{w}\right)^{3/2}} \quad (4.5)$$

m_P	α_1	α_2	α_3	α_4	α_5
1	2,98	5,28	5,16	6,82	-1
3	2,98	5,25	5,11	6,77	-1
5	2,98	5,24	5,09	6,73	-1
10	2,98	5,20	5,01	6,63	-1
20	2,97	5,14	4,89	6,49	-1

Tabelle 4.1: Fitparameter der korrigierten Geometriefaktor-Funktion einer SENB-Probe gewichtet mit dem Paris-Exponenten m_P

Bei der Gegenüberstellung der Abweichung der numerisch berechneten Geometriefaktoren mit der Lösung nach ASTM Norm E399 [36] ist zu erkennen, dass die

maximale Abweichung bei einem a/w -Verhältnis 0.3 auftritt.

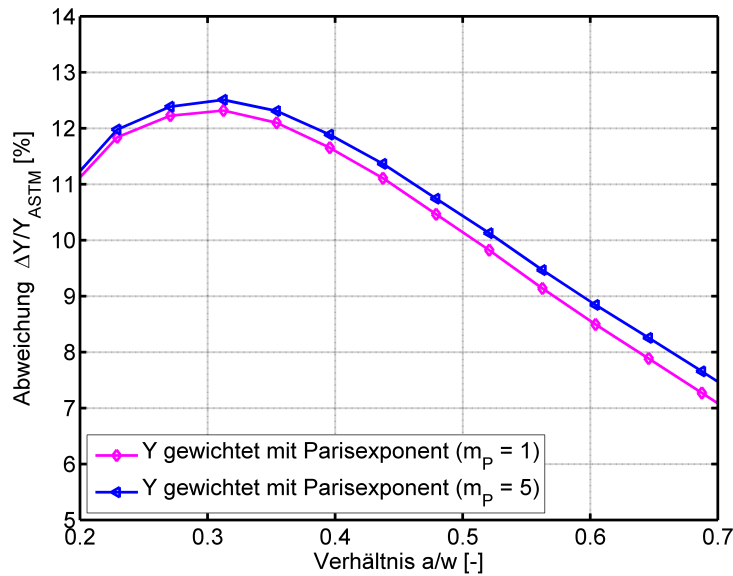


Abbildung 4.6: Abweichung der numerisch berechneten Geometriefaktoren Y gewichtet nach dem Paris-Exponenten m_P für eine SENB-Probe.

4.1.2 Form- und Lageeinfluss elliptischer Risse

Ziel der numerischen Analysen ist die rissinitiierenden Poren der HCF-Rundproben aus Aluminiumgussbauteilen effektiv bewerten zu können. Durch eine fraktographische Analyse der Bruchflächen sind diese Versuche essenziell für die Erstellung defektbasierender Lebensdauermodelle. Bei den vorliegenden fraktographischen Auswertungen wurden fünf Parameter erfasst, welche die Geometrie und Lage des rissinitiierenden Defektes beschreiben [59]. Dies waren der minimale und maximale Abstand zum Rand e_{min} e_{max} , die Winkellage α , die Fläche A und die maximale Abmessung d_{max} . Aus der Fläche wird der äquivalente Durchmesser ECD (Glg.4.11) und die Wurzel der Fläche \sqrt{A} berechnet. Die Defekte können durch die aufgenommenen Parameter näherungsweise durch eine Ellipse beschrieben werden. Die Hauptachse c entspricht dabei $d_{max}/2$, die Nebenachse a wird so gewählt, dass die resultierende Ellipse den gleichen Flächeninhalt wie der 2D-projizierte Defekt besitzt. Der Abstand vom Zentrum zum Rand entspricht t . Die Winkellage α der repräsentativen Ellipse entspricht jener der Defektfläche. Freigelegte Poren an der Oberfläche können ebenso annähernd durch eine Ellipse beschrieben werden, wobei der Abstand von der Oberfläche zur Spitze der Länge a entspricht und die Abmessung der Nebenachse c sich durch die Defektfläche berechnet. Um eine möglichst genaue Quantifizierung der Spannungsintensitätsfaktoren von De-

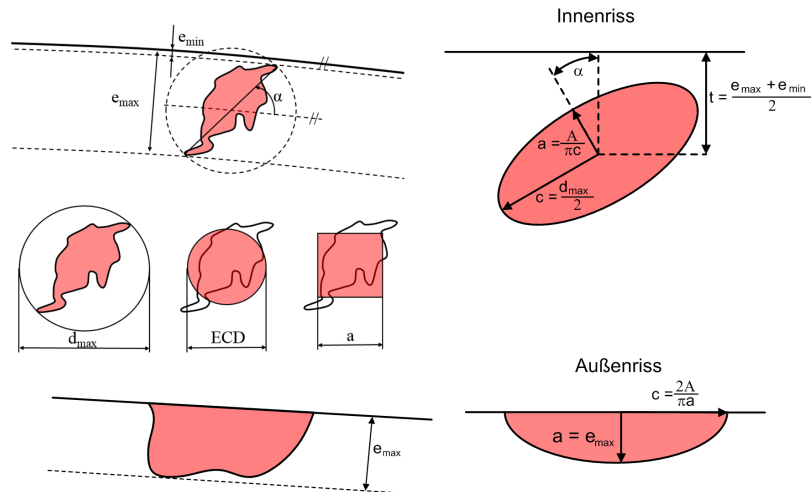


Abbildung 4.7: Geometrieinformationen rissinitiierender Poren aus fraktographischen Auswertung nach [59, S. 3] mit näherungsweise Beschreibung durch eine Ellipse.

fekten unter Modus I Belastung zu ermöglichen werden die Geometriefaktoren elliptischer Innen- und Außenrisse verschiedener a/c -Verhältnisse betrachtet. Die Abmessungen der Risse sind dabei im Verhältnis zum Durchmesser der Rundprobe so gewählt, dass die Erhöhung der globalen Nennspannung vernachlässigbar klein bleibt. Das FEM-Modell für die Risskonfigurationen ist ein Zylinder mit einem Durchmesser $d = 10\text{mm}$ und einer Höhe $H = 7.5\text{mm}$, welcher in Zugrichtung mit einer Nennspannung $\sigma_{N,z} = 1\text{MPa}$ belastet wird. Die Risse werden auf Höhe $H/2 = 3.75\text{mm}$ eingebracht. Zur Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren existieren bereits einige analytische Lösungen für Geometriefaktoren. Im Zuge dieser Arbeit werden diese Geometriefaktoren aus der Literatur durch die numerisch berechneten Lösungen verglichen sowie durch zusätzliche Risskonfigurationen erweitert.

Elliptischer Innenriss

Für diesen Teil der Untersuchung werden im Zentrum der Rundprobe elliptische Innenrisse mit einem a/c -Verhältnis von 0.2 bis 1 initiiert und der Spannungsintensitätsfaktor entlang der Rissfront mit Hilfe des J-Integrals berechnet. Die Nebenachse hat für alle a/c -Verhältnisse die Länge $c = 0.5\text{mm}$. Aus den numerischen Berechnungen geht hervor, dass an den Spitzen eines elliptischen Innenrisses die minimale Spannungsintensität herrscht und an den Seiten ein Maximum vorliegt.

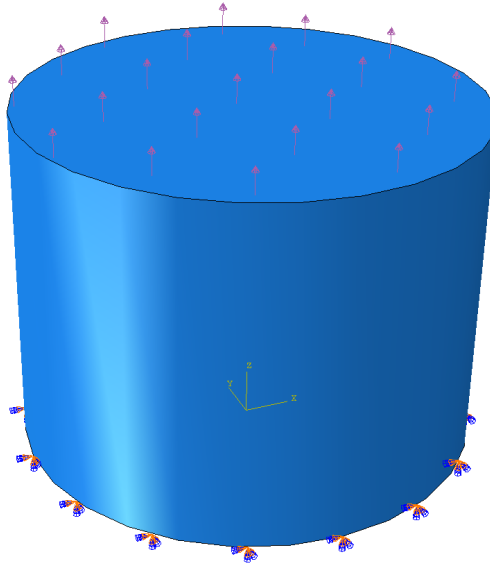


Abbildung 4.8: FEM-Modell einer Rundprobe zur Ermittlung verschiedener Geometriefaktoren elliptischer Innen- und Außenrisse.

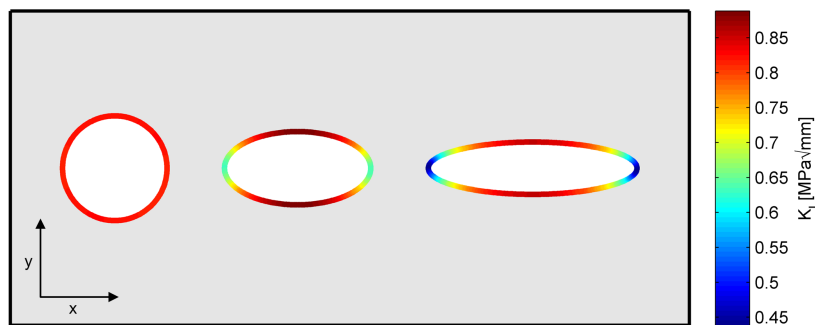


Abbildung 4.9: Spannungsintensitätsfaktor entlang der Rissfront verschiedener Innenrisse gleicher Fläche mit einer anliegenden Nennspannung $\sigma_{N,z} = 1MPa$.

Es werden zwei Geometriefaktoren berechnet, Y_{min} für die Spitzen und Y_{max} für die Seiten. Die repräsentative Risslänge a für das Berechnen von Y ist die Länge der Hauptachse. Das Ergebnis der Auswertungen ist ein Zusammenhang von Geometriefaktor Y zum Achsenverhältnis a/c . Für den Vergleich mit einer analytischen Lösung werden die Ergebnisse mit dem Ansatz nach Radaj [60] gegenübergestellt, welcher sich aus den Gleichungen 4.6 ergibt.

$$\begin{aligned}
 E_k &= \sqrt{1 + 1,47 \left(\frac{a}{c}\right)^{1,64}} \\
 Y_{max} &= \frac{1}{E_k} \\
 Y_{min} &= Y_{max} \sqrt{\left(\frac{a}{c}\right)}
 \end{aligned}
 \tag{4.6}$$

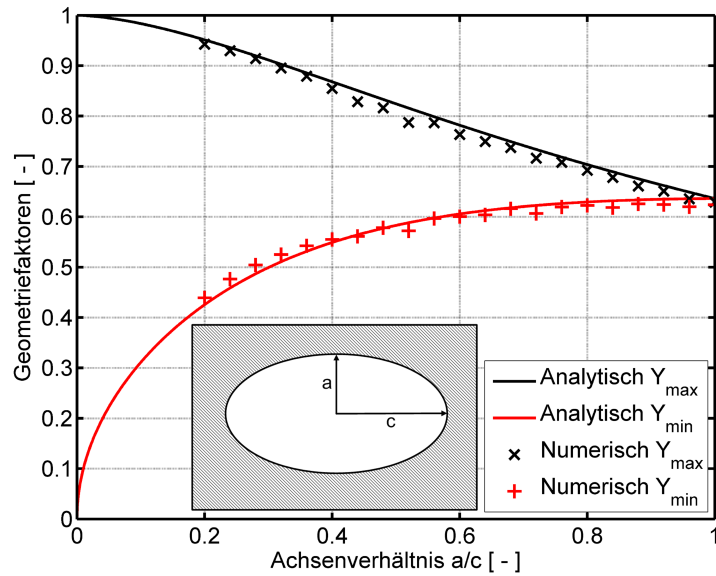


Abbildung 4.10: Gegenüberstellung der numerisch berechneten Geometriefaktoren eines elliptischen Innenrisses in Abhängigkeit von dem Achsenverhältnis a/c mit der analytischen Lösung nach Radaj [60].

Elliptischer Innenriss in Oberflächennähe

Ein weiterer Teil der Untersuchungen ist die Berechnung eines Korrektur-Geometriefaktors, welcher den Randeinfluss eines elliptischen Innenrisses nahe der Oberfläche berücksichtigt. Durch den geringen Abstand zur Oberfläche erhöht sich die lokale Spannungsintensität eines Innenrisses, wie auch Auswertungen von Radaj [60] und Shah [61] zeigen.

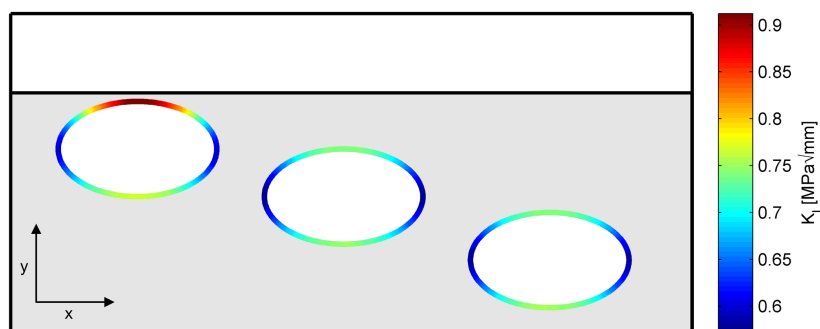


Abbildung 4.11: Spannungsintensitätsfaktor entlang der Rissfront eines elliptischen Innenrisses in verschiedenen Abständen zum Rand mit einer anliegenden Nennspannung $\sigma_{N,z} = 1 \text{ MPa}$.

Für die numerischen Analysen werden die Geometrien der Innenrisse gleich wie in den vorangegangenen Berechnungen von Y_{Min} und Y_{Max} gewählt. Die Erfassung des Randeinflusses erfolgt durch schrittweises Annähern der Innenrisse an die

Oberfläche, wobei die Seite der Ellipse den geringsten Abstand zum Rand aufweist. Der Abstand t entspricht der Distanz zwischen dem Zentrum des Risses und der Oberfläche. Durch die Berechnung des maximalen Spannungsintensitätsfaktors an der Rissfront kann der resultierende Gesamt-Geometriefaktor Y_{Gesamt} bestimmt werden. Aus den vorangegangenen Auswertungen sind die Geometriefaktoren für elliptische Innenrisse ohne Randeinfluss bekannt. Der Korrektur-Geometriefaktor Y_{Rand} wird durch Umformen von Gleichung 4.7 berechnet.

$$Y_{Rand} = \frac{Y_{Gesamt}}{Y_{Max}} \quad (4.7)$$

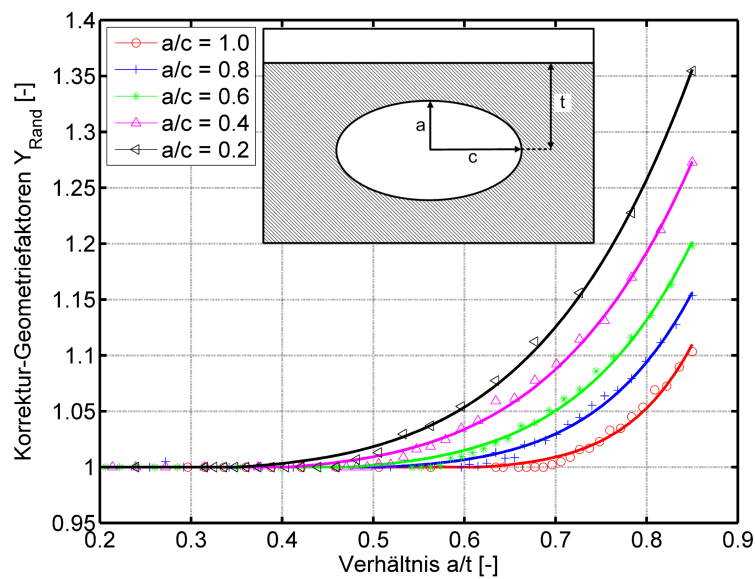


Abbildung 4.12: Numerisch berechneter Korrektur-Geometriefaktor Y_{Rand} eines elliptischen Innenrisses in Abhängigkeit des Verhältnisses a/t .

Um die Ausrichtung des Innenrisses nahe der Oberfläche ebenso zu berücksichtigen, wird der Winkel α variiert. Bei kleinem Winkelversatz α herrscht die maximale Spannungsintensität am Punkt mit geringstem Abstand zum Rand. Mit zunehmendem Winkelversatz beeinflusst das a/c -Verhältnis den Punkt des Maximums.

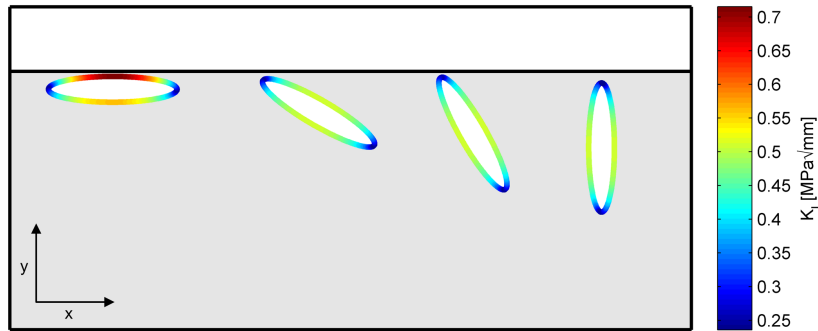


Abbildung 4.13: Spannungsfeld entlang der Rissfront eines elliptischen Innenrisses mit $a/c = 0.2$ in verschiedenen Winkellagen zur Oberfläche mit einer anliegenden Nennspannung $\sigma_{N,z} = 1MPa$.

Bei sehr länglichen Ellipsen liegt das Maximum für alle Winkel α an der Seite, trotz der Erhöhung der lokalen Spannungsfeldintensität an der Spitze durch den Randeinfluss. Je näher die Ellipse der Kreisform kommt, desto eher befindet sich der Punkt der maximalen Spannungsfeldintensität an jenem mit geringstem Abstand zur Oberfläche.

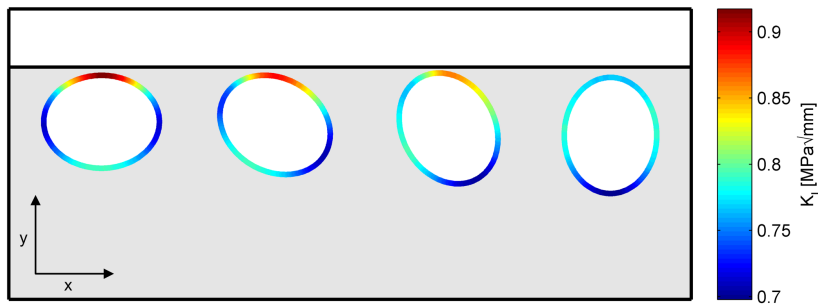


Abbildung 4.14: Spannungsfeld entlang der Rissfront eines elliptischen Innenrisses mit $a/c = 0,8$ in verschiedenen Winkellagen zur Oberfläche mit einer anliegenden Nennspannung $\sigma_{N,z} = 1MPa$.

Für die Auswertung wurden Ellipsen verschiedener a/c -Verhältnisse mit einer Winkellage von $\alpha = [0^\circ ; 30^\circ ; 60^\circ ; 90^\circ]$ in unterschiedlichen Abständen a/t zum Rand analysiert und ausgewertet. Die vorangegangene Untersuchung mit der Seite der Ellipse im geringsten Abstand zum Rand entspricht $\alpha = 0^\circ$.

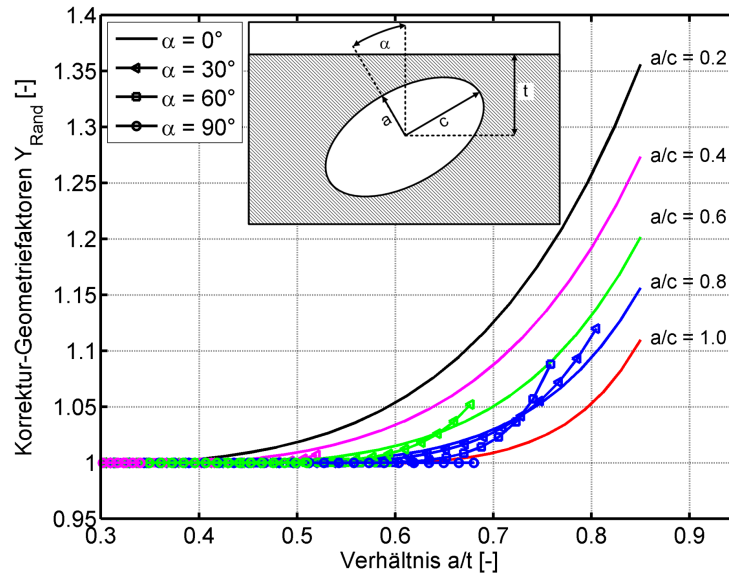


Abbildung 4.15: Numerisch berechneter Korrektur-Geometriefaktor Y_{Rand} eines elliptischen Innenrisses in Abhängigkeit des Verhältnisses a/t und der Winkellage α .

Elliptischer Außenriss

Für diese Risskonfiguration werden in eine Rundprobe elliptische Außenrisse mit einem a/c -Verhältnis von 4 bis 0.2 initiiert, wobei die Hauptachse a normal zur Oberfläche steht. Die Länge der Nebenachse ist konstant mit $c = 0.5\text{mm}$ definiert. Ist das Verhältnis $a/c > 0.8$ liegt die maximale Spannungsintensität am Punkt der Rissfront an der Oberfläche, andernfalls befindet sich der Punkt des Maximums an der Spitze.

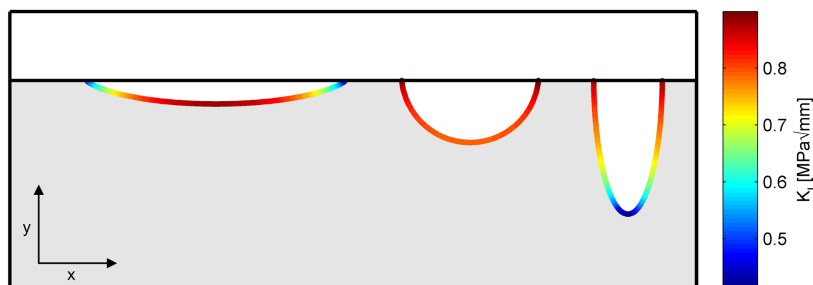


Abbildung 4.16: Spannungsintensitätsfaktor entlang der Rissfront verschiedener elliptischer Außenrisse gleicher Fläche mit einer anliegenden Nennspannung $\sigma_{N,z} = 1\text{MPa}$.

Für die verschiedenen Rissgeometrien werden die Geometriefaktoren Y_{Seite} und Y_{Spitze} berechnet. Die Darstellung der evaluierten Geometriefaktoren erfolgte über das Verhältnis von a/c .

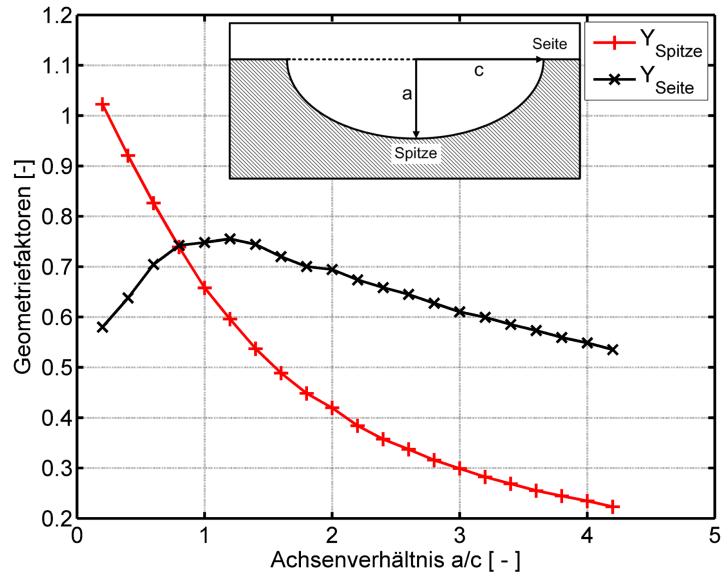


Abbildung 4.17: Numerisch berechnete Geometriefaktoren eines elliptischen Außenrisses in Abhängigkeit des Verhältnisses a/c .

Aus der Abbildung ist zu entnehmen, dass der Verlauf der Kurve Y_{Spitze} sich für $a/c = 0$ der analytischen Lösung eines Außenrisses in einer unendlich ausgedehnten Scheibe $Y = 1.122$ annähert. Die Ergebnisse für einen halbkreisförmigen Außenriss ($a/c = 1$) haben eine gute Übereinstimmung mit der analytischen Lösung nach Radaj von $Y_{Spitze} = 0.637$ und $Y_{Seite} = 0.777$.

Elliptischer Außenriss Lageeinfluss

Die Ermittlung der Geometriefaktoren Y_{Spitze} und Y_{Seite} erfolgte unter der Annahme, dass die Hauptachse des elliptischen Außenrisses normal zur Oberfläche steht. Für die Abdeckung von möglichst vielen Risskonfigurationen ist der Einfluss der Winkellage von großem Interesse. Dazu werden elliptische Außenrisse mit a/c -Verhältnissen von [1 ; 1.5 ; 2 ; 3 ; 4] untersucht. Die Länge der Nebenachse wird, wie in der vorangegangenen Konfigurationen konstant mit $c = 0.5\text{mm}$ definiert. Der Parameter α ist der Winkel zwischen der Hauptachse a und der Oberflächennormalen. Die Spannungsintensitätsfaktoren werden für Winkellagen von $\alpha = 0^\circ$ bis 60° ermittelt. Aus der Simulation geht hervor, dass das Maximum an jener Stelle herrscht, an der Rissfront die Oberfläche in einem spitzen Winkel schneidet.

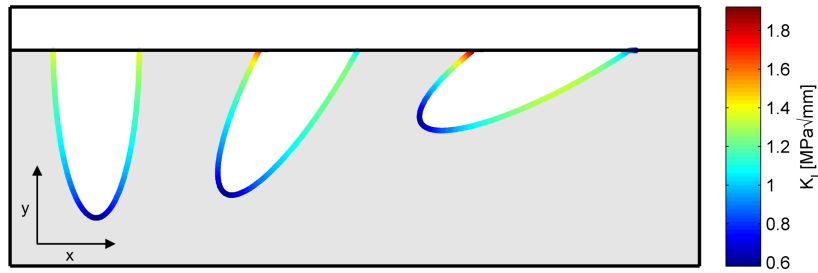


Abbildung 4.18: Spannungintensitätsfaktor entlang der Rissfront eines elliptischen Außenrisses in verschiedenen Winkellagen zur Oberfläche mit einer anliegenden Nennspannung $\sigma_{N,z} = 1MPa$.

Aus den Ergebnissen wird der Geometriefaktor für jede Winkellage berechnet. Die Umrechnung in einen Korrektur-Geometriefaktor erfolgt durch Division mit der Lösung für einen Winkel $\alpha = 0^\circ$ (siehe Glg.4.8). Für einen Halbkreisförmigen Außenriss ($a/c = 1$) existiert sinngemäß kein Winkeleinfluss, was $Y_{Winkel} = 1$ entspricht.

$$Y_{Winkel,i} = \frac{Y_{\alpha_i}}{Y_{\alpha=0^\circ}} \quad (4.8)$$

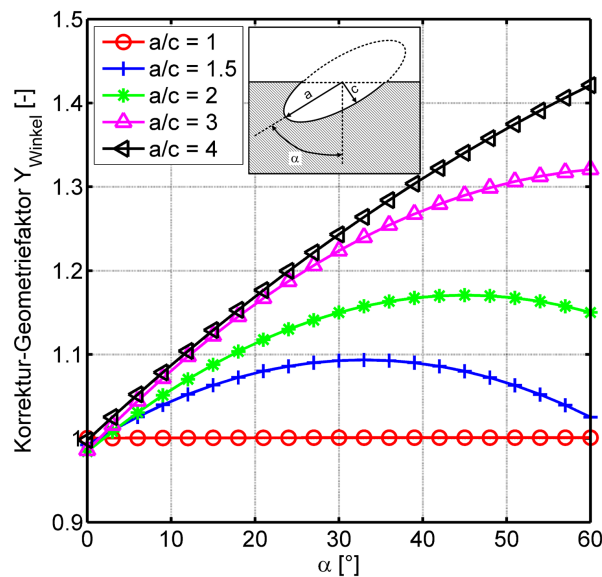


Abbildung 4.19: Numerisch berechneter Geometriefaktor Y_{Winkel} eines elliptischen Außenrisses in Abhängigkeit des Verhältnisses a/c und der Winkellage α .

Aus der Ergebnissen ist zu entnehmen das Y_{Winkel} mit zunehmenden α ansteigt. Für niedrige a/c -Verhältnisse erreicht der Korrekturfaktor ein Maximum, welches mit zunehmendem a/c -Verhältnis ansteigt und in weiterer Folge nicht mehr vorhanden ist.

4.1.3 Elliptischer Innenriss unter Kerbeinfluss

Die für die Untersuchungen verwendeten Biegeproben enthalten eine gussrauhe Oberfläche (siehe Kapitel 3.1). Das Ermüdungsverhalten wird zusätzlich zu den innen liegenden Poren von den Rauheitstälern der Oberfläche beeinflusst. Aus den vorangegangenen Simulationen geht hervor, dass mit geringer werdendem Abstand eines Innenrisses zur Oberfläche die Spannungsintensität steigt. Ziel der Untersuchung ist die Beurteilung des Anstieges der Spannungsintensität eines Innenrisses, welcher im geringem Abstand zu einem Rauheitstal liegt. Das FEM-Modell für die Risskonfigurationen ist ein Würfel mit Kantenlänge 5mm , welcher mit einem Biegemoment von $M_B = 20.8\text{Nm}$ beansprucht wird, was einer Nennspannung in der Randfaser von $\sigma_{N,z} = 1\text{MPa}$ entspricht.

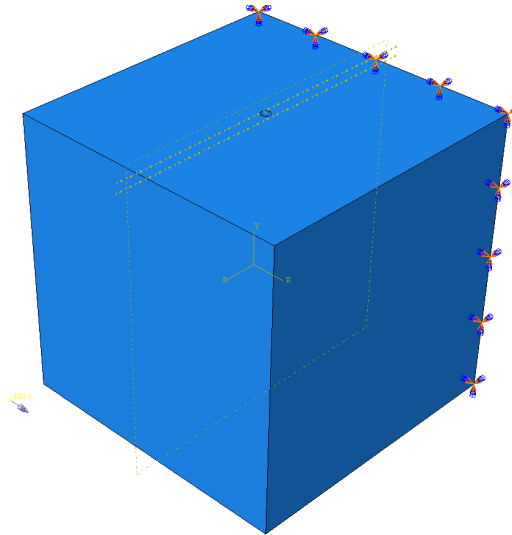


Abbildung 4.20: FEM-Modell einer Biegeprobe zur Ermittlung verschiedener Geometriefaktoren elliptischer Innenrisse im Nahfeld einer Kerbe.

Es werden Innenrisse in verschiedenen Abständen zu definierten Kerben an der Oberfläche initiiert und die Spannungsintensitätsfaktoren bestimmt. Der Kerbradius ρ wird zwischen 0.05mm und 1.2mm variiert, wobei die Tiefe d konstant 0.05mm beträgt. Die Risse werden als kreisförmige ($a/c = 1$) und elliptische Innenrisse ($a/c = 0.2$) modelliert und miteinander verglichen. Entgegen der Erwartung weist ein Riss bei $\rho = 0.05\text{mm}$ eine geringere Spannungsintensität auf als bei $\rho = 0.1\text{mm}$, obwohl mit geringer werdendem Kerbradius die Spannungsüberhöhung im Kerbgrund steigt. Für sehr große Radien ρ ist wiederum ein Abfall von K_I feststellbar. Dieser Zusammenhang ist sowohl für kreisförmige als auch elliptische Innenrisse gegeben.

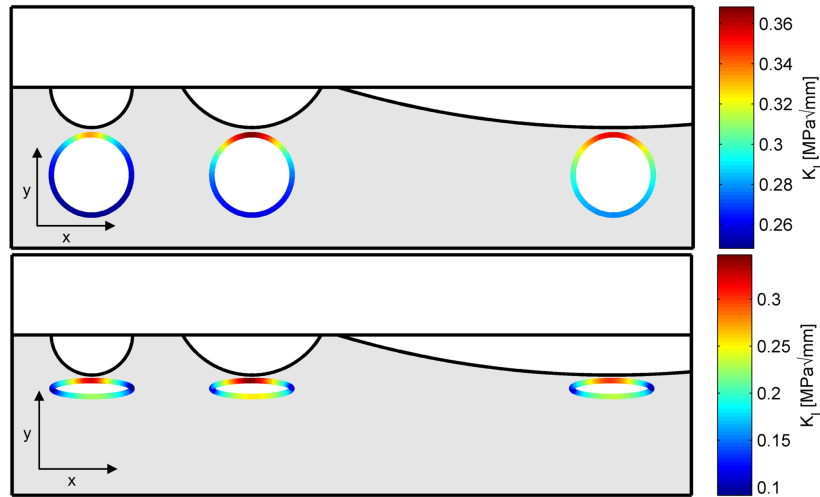


Abbildung 4.21: Spannungsfeld entlang der Rissfront elliptischer und kreisförmiger Außenrisse im Nahfeld von Kerben mit Radius $[\rho = 0.5\text{mm}; 0.1\text{mm}; 1.2\text{mm}]$ in einer Biegeprobe mit einer anliegenden Nennspannung $\sigma_{N,z} = 1\text{MPa}$.

Für die Berechnung des Geometriefaktors eines Risses in einer Biegeprobe muss der Spannungsgradient berücksichtigt werden. Die lokale Nennspannung $\sigma(t)$ eines Risses mit Abstand t zur Oberfläche in einer Biegeprobe mit Höhe h und Nennspannung in der Randfaser σ_N berechnet sich wie folgt:

$$\sigma(t) = \sigma_N \cdot \left(1 + \frac{h}{2t}\right) \quad (4.9)$$

Der Korrektur-Geometriefaktor für den Randeinfluss im Nahfeld einer Kerbe berechnet sich analog zu den Auswertungen elliptischer Innenrisse in einer Rundprobe laut Glg. 4.7. Wie durch die Betrachtung der Spannungsfeldverteilung bereits festgestellt, haben Risse unmittelbar unter einer Kerbe mit $\rho = 0.05\text{mm}$ eine geringere Spannungsfeldverteilung, als mit $\rho = 0.1\text{mm}$. Folglich ist der Korrektur-Geometriefaktor für sehr geringe Abstände t bei $\rho = 0.05\text{mm}$ ebenso niedriger. In der Gegenüberstellung aller berechneter Korrektur-Geometriefaktoren für kreisförmige Innenrisse ist zu erkennen, dass mit zunehmendem Abstandsverhältnis a/t jene Kerben mit größerem ρ zunehmenden an Einfluss gewinnen und eine größere Überhöhung Y_{Rand} herbeiführen. Die größte Überhöhung für sehr geringe Abstände zum Kerbgrund wird durch Kerben mit $\rho = 0.3\text{mm}$ hervorgerufen.

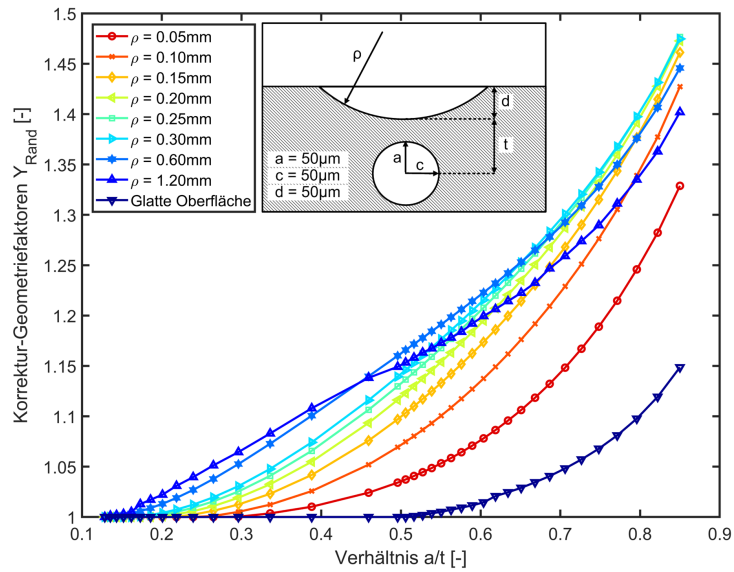


Abbildung 4.22: Numerisch berechneter Korrektur-Geometriefaktor Y_{Rand} eines kreisförmigen Innenrisses im Nahfeld einer Kerbe mit Radius ρ in Abhängigkeit des Verhältnisses a/t .

Für elliptische Innenrisse können die gleichen Zusammenhänge wie für den Korrektur-Geometriefaktor festgestellt werden. Das Kerben mit großem ρ mehr an Einfluss gewinnen ist jedoch nur bei geringeren a/t -Verhältnissen erkennbar. Die größte Überhöhung der Spannungsintensität von Rissen wird durch Kerben mit $\rho = 0.15\text{mm}$ hervorgerufen.

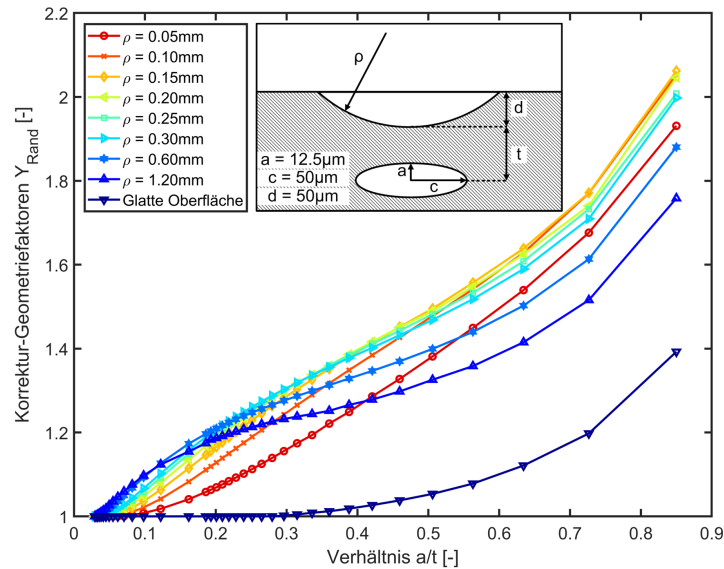


Abbildung 4.23: Numerisch berechneter Korrektur-Geometriefaktor Y_{Rand} eines elliptische Innenrisses im Nahfeld einer Kerbe mit Radius ρ in Abhängigkeit des Verhältnisses a/t .

Die Ursache für den Wechsel der maßgebenden Kerbe mit der größten Überhöhung Y_{Rand} kann durch Darstellung der Spannungsverteilung im Nahfeld der Kerben begründet werden. Mit Hilfe von ABAQUS® kann der Spannungsverlauf in den verschiedenen Kerben der Biegeproben ohne initiierte Risse bestimmt werden. Aus den Ergebnissen kann abgeleitet werden, desto geringer der Kerbradius ρ ist, umso höher ist die Spannungsüberhöhung im Kerbgrund und desto höher ist der Spannungsgradient. Dies hat zur Folge, dass Risse in größerem Abstand vom Kerbgrund stärker durch stumpfe Kerben beeinflusst werden. Durch die Vernetzung der Risspitze mit Elementen können diese nicht in beliebig geringem Abstand zum Kerbgrund modelliert werden. Die Simulation von Rissen, welche durch sehr scharfe Kerben mit $\rho = 0.05\text{mm}$ maßgebend beeinflusst werden, ist somit nicht möglich.

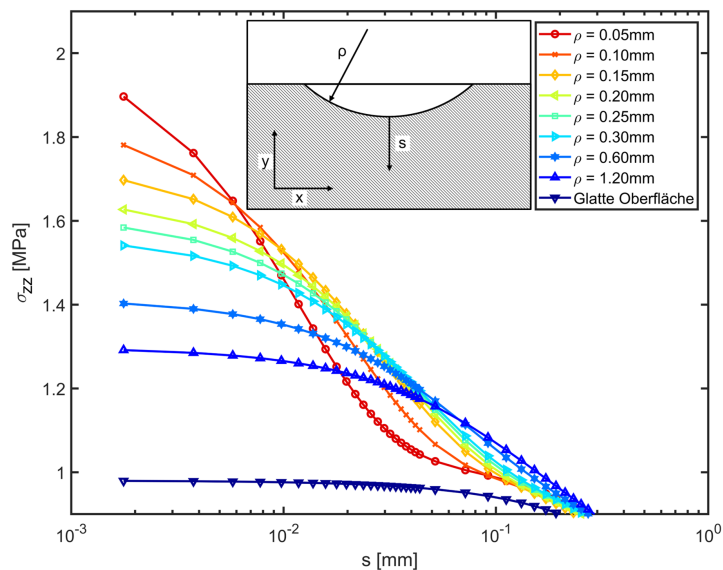


Abbildung 4.24: Numerisch berechnete Spannungsverteilung im Nahfeld einer Kerbe in einer Biegeprobe in Abhängigkeit vom Kerbradius ρ .

4.1.4 Parametrisierte Sternrisse

Aus fraktographischen und computertomographischen Auswertungen an Versuchsproben aus Gussbauteilen geht hervor, dass Schwindungsporen teilweise nur sehr bedingt durch die Geometrie einer Ellipse abgebildet werden können.

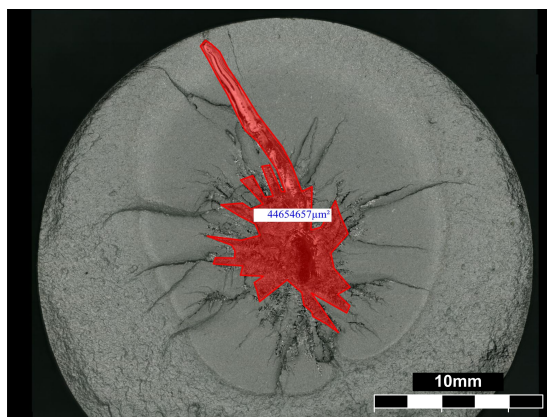


Abbildung 4.25: Sternförmige Schwindungspore im Prüfquerschnitt einer Rundprobe aus einem Stahlgussbauteil G21Mn5+N.

Für die Beurteilung eines Geometriefaktors einer Schwindungspore werden parametrisierte Sterne mit unterschiedlicher Anzahl von Ästen modelliert. Als FEM-Modell wird der Rundkörper aus den vorangegangenen Auswertungen verwendet, wobei die Risse im Zentrum platziert werden, um einen Randeinfluss auszuschließen. Die Polarkoordinaten eines Sternes mit innerem Durchmesser d_i und n Anzahl

an Ästen berechnet sich laut Glg. 4.10, wobei b die Länge der Äste beeinflusst.

$$r(\phi) = \left(d_i + \left(\frac{1}{b} \right) \sin(n \cdot \phi) \right) \quad (4.10)$$

Die maximale Spannungsintensität tritt in den Tälern zwischen den Ästen auf und erreicht ein Minimum an den Spitzen. Die Differenz nimmt mit geringer werdender Astlänge ab.

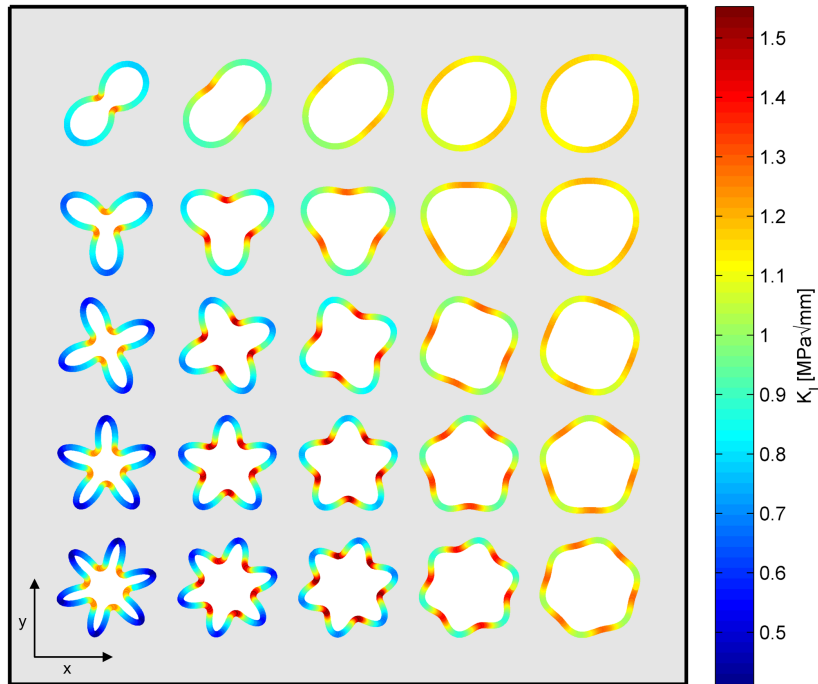


Abbildung 4.26: Spannungsfeld entlang der Rissfront parametrisierter Sterne mit unterschiedlicher Anzahl und Länge an Ästen mit einer anliegenden Nennspannung $\sigma_{N,z} = 1MPa$.

Als repräsentative Risslänge zur Berechnung eines Geometriefaktors wird der äquivalente Radius $r_{\text{Äqui}}$ verwendet. Dieser berechnet sich laut Glg. 4.11 und entspricht dem Radius eines Kreises mit dem gleichem Flächeninhalt wie die Rissfläche.

$$r_{\text{Äqui}} = \sqrt{\frac{A_{\text{Riss}}}{\pi}} \quad (4.11)$$

Um die Form der verschiedenen Risse vergleichen zu können, wird der Formfaktor F nach S.A. Saltykov verwendet [62]. Dieser Parameter beschreibt, wie weit die Geometrie einer Fläche von einem Kreis abweicht und berechnet sich laut Gleichung 4.12 aus dem Umfang U und der Fläche A des Risses. Ein idealer Kreis

entspricht dem Formfaktor $F = 1$. Je stärker die Fläche von einem Kreis abweicht, desto kleiner wird der Formfaktor $F < 1$.

$$F = 4\pi \frac{A}{U^2} \quad (4.12)$$

Das Ergebnis aus den Auswertungen ist ein Geometriefaktor Y in Abhängigkeit des Formfaktors F . Risse, welche annähernd der Kreisform $F = 1$ entsprechen nähern sich der analytischen Lösung von $Y = 0.633$. Die dem Trendverlauf abweichenden Punkte ergeben sich durch eine numerische Begrenzung des Krümmungsradiuses bei scharfen Kerben.

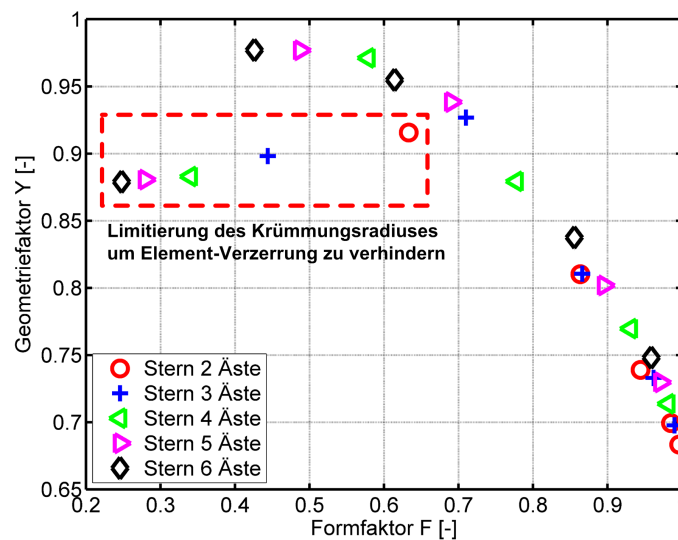


Abbildung 4.27: Numerisch berechneter Geometriefaktor Y sternförmiger Innenrisse mit unterschiedlicher Anzahl von Ästen in Abhängigkeit des Formfaktors F .

4.2 Anwendung Rissfortschrittssimulation

Im Zuge einer numerischen Simulation wird analysiert, ob an einem Gussdefekt unter einer gegebenen zyklischen Belastung Risswachstum auftritt bzw. wie viele Lastwechsel bis zum abrupten Restbruch erreicht werden. Als Initialrisse dienen reale 2D-Konturen von Gussdefekten, welche aus fraktographischen Auswertungen stammen, bzw. davon abgeleitete repräsentative Rissgeometrien. Durch Veränderung von Form- und Lage der Initialrisse sowie durch Variation der Parameter von Risschließeffekten, lassen sich Einflüsse auf die Vorhersage der Lebensdauer abschätzen. Mit Hilfe von FRANC3D[®] und ABAQUS[®] kann der Spannungintensitätsfaktor K_I entlang einer Rissfront bei einer Nennspannung $\sigma_{N,z} = 1\text{MPa}$

bestimmt werden. Da der Spannungsintensitätsansatz auf der linear-elastischen Bruchmechanik basiert, kann der resultierende zyklische Spannungsintensitätsfaktor ΔK_I sehr einfach durch Multiplikation mit der entsprechenden Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ berechnet werden. Es kommt zu einer Rissverlängerung wenn der lokale Spannungsintensitätsfaktor über dem materialbedingten Schwellwert liegt. Da es sich bei Poren um Hohlräume handelt, wird angenommen, dass die Initialrisse vollkommen geöffnet sind und keine Riss-schließeffekte aufgebaut sind ($\Delta a = 0$). Der Schwellwert ab dem Risswachstum einsetzt entspricht dem mikrostrukturellen Schwellwert, welcher für den vorliegenden Aluminiumgusswerkstoff bei $\Delta K_{eff,th} = 0.84MPa\sqrt{m}$ liegt. Anhand von Risswachstum-Modellen kann eine lokale Risswachstumsgeschwindigkeit da/dN an der Rissfront in Abhängigkeit von ΔK_I abgeschätzt werden. Unter der Annahme, dass für eine geringe Anzahl von Lastwechseln die Veränderung der vorherrschenden zyklischen Spannungsintensität klein ist, kann eine Rissverlängerung Δa für N Lastwechsel bestimmt werden. Die Punkte der lokalen Rissverlängerung bilden eine neue Rissfront, von welcher wiederum die lokalen zyklischen Spannungsintensitätsfaktoren berechnet werden. Dieser Vorgang wird solange wiederholt bis entweder an allen Punkten der Rissfront ΔK_I unter dem Schwellwert liegt oder an einem Punkt die Bruchzähigkeit ΔK_{IC} überschritten wird und es zum abrupten Restbruch kommt. Ein Risswachstums-Modell, welches sowohl Kurz- als auch Langrisswachstum

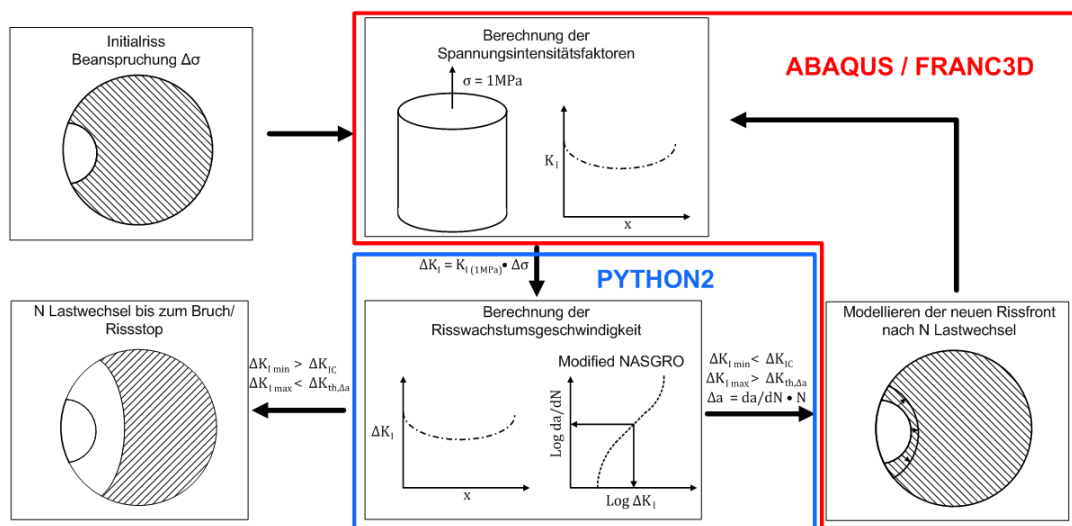


Abbildung 4.28: Schematischer Ablauf der numerischen Rissfortschrittssimulation.

beschreiben kann, ist die Modified-NASGRO-Gleichung nach Maierhofer [44]. Die Berücksichtigung des Aufbaus von Riss-schließmechanismen erfolgt durch die von ihm definierten Parameter zur Beschreibung der R-Kurve (siehe Kapitel 2.4.1).

Die Parameter F und K_{th} der originalen NASGRO-Gleichung werden dabei nicht als konstant, sondern abhängig von der Rissverlängerung Δa angenommen. Der Faktor F beschreibt die effektive Rissöffnung und liegt zwischen 1 für $\Delta a = 0$ und F_{lc} , bei welchem die Rissschließeffekte vollkommen aufgebaut sind. F_{lc} entspricht der Lösung in der ursprünglichen NASGRO-Gleichung und berechnet sich aus der Newman-Rissöffnungsfunktion γ und dem Spannungsverhältnis R .

$$F_{lc} = \left(\frac{1 - \gamma}{1 - R} \right) \quad (4.13)$$

$$F = 1 - (1 - F_{lc}) \cdot \left[1 - \sum_{i=1}^n v_i \cdot \exp \left(- \frac{\Delta a}{l_i} \right) \right] \quad (4.14)$$

Der Parameter $\Delta K_{th,\Delta a}$ liegt wie in der R-Kurve beschrieben zwischen $\Delta K_{eff,th}$ für $\Delta a = 0$ und ΔK_{th} für Langrisswachstum (siehe Glg. 2.6). Daraus folgt, dass die resultierende Risswachstumskurve von einem kurven Riss einen niedrigeren Schwellwert besitzt und bei gleichem zyklischen Spannungsintensitätsfaktor ΔK_I eine höhere Wachstumsgeschwindigkeit da/dN aufweist. Da die Rissfortschrittsskurve zur Erfassung der NASGRO-Parameter ohne den Bereich III des instabilen Restbruchs durchgeführt wurde, wird vereinfachend die Paris-Gerade bis zur Bruchzähigkeit ΔK_{IC} verlängert. Da die Rissfortschrittsgeschwindigkeit da/dN im Bereich III bereits sehr hoch ist, würde die Berücksichtigung des Parameters q der originalen NASGRO-Gleichung die resultierende Lastwechselzahl N nur um wenige Zehntelprozent ändern.

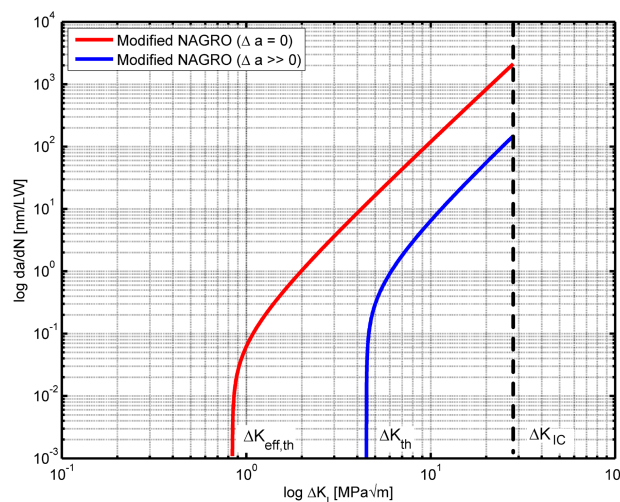


Abbildung 4.29: Rissfortschrittsskurven der Modified-NASGRO-Geichung nach [44] mit Vereinfachung des Bereichs III.

4.2.1 Rissfortschrittsanalyse an Mikroporen

Für die Rissfortschrittsanalyse an Mikroporen werden Gussdefekte von den zu untersuchenden Aluminiumgussbauteilen betrachtet. Durch die fraktographische Auswertung der Bruchflächen von Ermüdungsversuchen sind Geometrieinformationen der rissinitiierenden Poren bekannt. Die bruchmechanischen Materialparameter zur Anwendung der Modified-NASGRO-Gleichung stammen aus den vorherigen Auswertungen, wobei die Bruchzähigkeit ΔK_{IC} aus der FRANC3D-Materialdatenbank entnommen wurde.

Parameter	Einheit	Wert
C_{FM}	$\frac{nm}{MPa\sqrt{m}^{m_P}}$	0.2234
m_P	-	2.7542
p	-	0.7014
γ	-	0.21
ΔK_{th}	$MPa\sqrt{m}$	4.48
$\Delta K_{eff,th}$	$MPa\sqrt{m}$	0.84
ΔK_{IC}	$MPa\sqrt{m}$	28
v_1	-	0.4
l_1	mm	0.02
v_2	-	0.6
l_2	mm	0.75

Tabelle 4.2: Bruchmechanische Materialparameter zur Durchführung der numerischen Rissfortschrittsanalyse für den Werkstoff EN AC-46200 T6 bei einem Spannungsverhältnis $R = -1$.

Als Initialriss dient eine repräsentative Ellipse deren Abmessungen a und c , sich aus den gemessenen Parametern A , e_{max} , e_{min} und α laut Abb. 4.7 bestimmen lässt. Das FEM-Modell in dem die Risse modelliert werden entspricht, wie in den realen Ermüdungsversuchen einer Rundprobe mit Durchmesser $D = 9mm$, wobei die Höhe mit $H = 10mm$ festgelegt wird. Die untere Stirnfläche dient als fixe Einspannung, an der oberen Stirnfläche wird eine konstante Zugspannung von $1MPa$ aufgebracht. Ziel der Simulation ist drei reale Versuche nachzubilden.

		$\Delta\sigma$ [MPa]	Lastwechsel [-]
Probe 1	Durchläufer	160	DL
	wiedereingesetzt	180	1 235 000
Probe 2	Durchläufer	140	DL
	wiedereingesetzt	220	311 500
Probe 3		150	3 194 100

Tabelle 4.3: Versuche zur Validierung der numerischen Rissfortschrittssimulation für den Werkstoff EN AC-46200 T6 bei einem Spannungsverhältnis $R = -1$.

An zwei Lastniveaus kam es zu Durchläufern, was bedeutet, dass es nach $10^6 LW$ zu keinem Versagen gekommen ist. Diese Proben wurden anschließend bei höherer Belastung wiedereingesetzt und bis zum Bruch geprüft. Die Berechnung der maximalen zyklischen Spannungsintensitätsfaktoren $\Delta K_{I_{max}}$ bei den gegebenen Belastungen zeigt, dass an allen Initialrissen der Schwellwert $K_{eff,th} = 0.84 MPa\sqrt{m}$ überschritten wird und es zum Risswachstum kommt.

	a [μm]	c [μm]	α [$^\circ$]	$\Delta\sigma_z$ [MPa]	$\Delta K_{I_{max}}$ [MPa \sqrt{m}]
Probe 1	136	30	-	160	1.56
				180	1.76
Probe 2	554	90	-	140	2.45
				220	3.85
Probe 3	115	410	54.5	150	2.81

Tabelle 4.4: Geometrieparameter und maximaler zyklischer Spannungsintensitätsfaktor der elliptischen Initialrisse an geprüften Lastniveaus.

Zur Nachbildung der realen Versuche wird zuerst der Initialriss mit dem Durchläufer-Lastniveau simuliert, wie beispielsweise die Simulation 1 der Probe 1 in Abb. 4.30 zeigt.

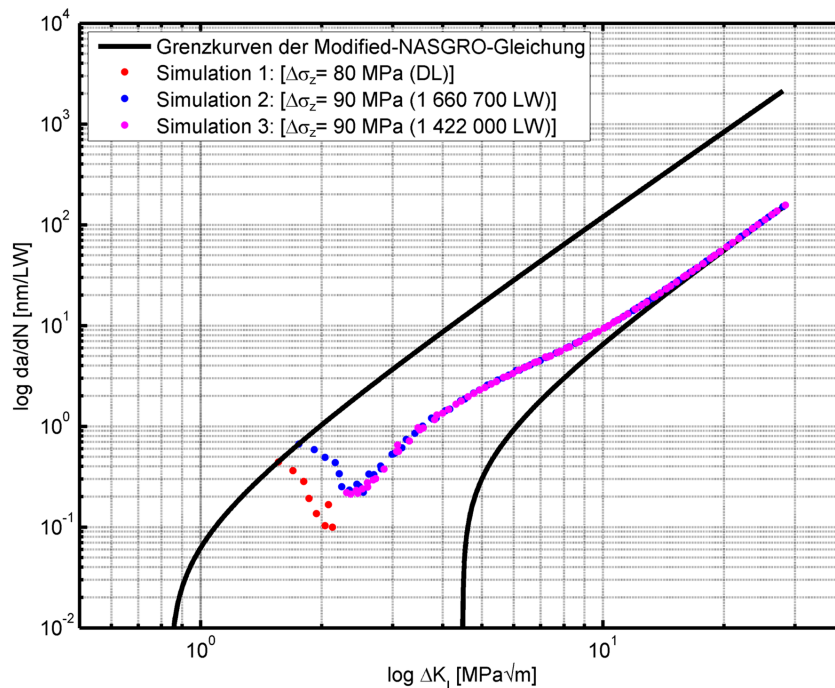


Abbildung 4.30: Rissfortschrittskurven der numerischen Simulationen der Probe 1.

Durch den zunehmenden Aufbau von Risschließeffekten nimmt die Risswachstumsgeschwindigkeit da/dN ab und der Schwellwert $\Delta K_{th,\Delta a}$ steigt entsprechend

der R-Kurve an. In diesem Bereich des Kurzriszwachstums kann der Anstieg des Schwellwertes schneller erfolgen, als die Zunahme der zyklischen Spannungintensität ΔK_I , was bedeutet, dass es zum Rissstop kommt. In diesem Fall ist das Ergebnis der Simulation ein Durchläufer.

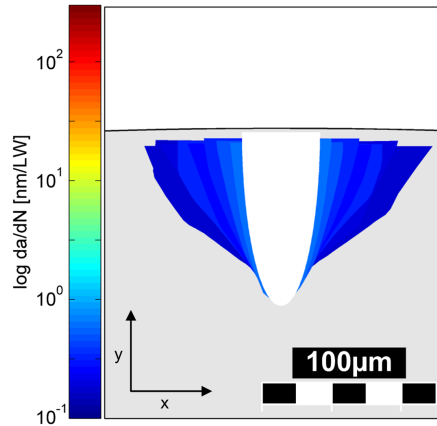


Abbildung 4.31: Numerische Simulation 1 der Probe 1 bei einer Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_z = 160\text{MPa}$ nach zehn Millionen Zyklen.

Die Darstellung des Risswachstums in Abb. 4.31 zeigt, dass selbst wenn das Ergebnis der Simulation einen Rissstop vorhersagt eine gewisse Rissverlängerung stattgefunden hat. Die Nachbildung der wiedereingesetzten Proben erfolgt mit und ohne Berücksichtigung des vorhergegangenen Risswachstums (Simulation 2 u. 3 der Probe 1 in Abb. 4.30). Bei Berücksichtigung des Reihenfolgeeinflusses entspricht der Startriss der Simulation der Rissfront gemäß Probe 1 nach zehn Millionen Zyklen im Durchläuferbereich. Zum Vergleich erfolgt eine Analyse bei gleichem Lastniveau in welcher der Startriss dem elliptischen Initialriss entspricht.

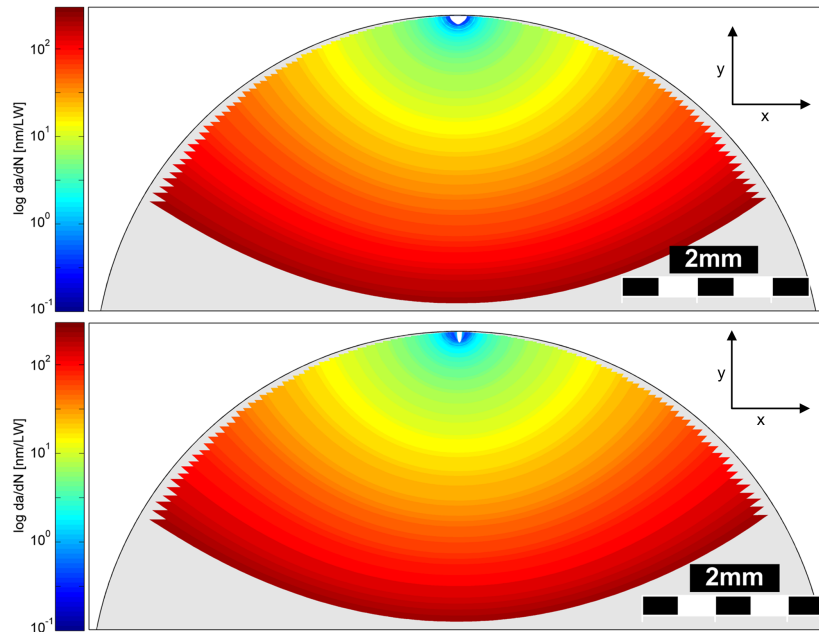


Abbildung 4.32: Numerische Simulationen 2 u. 3 der Probe 1 mit und ohne Berücksichtigung des Reihenfolgeeinflusses bei einer Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_z = 180\text{MPa}$.

4.2.2 Rissfortschrittsanalyse an einer Makropore

Die HCF-Proben aus dem Werkstoff G21Mn5+N enthalten in ihrem Prüfquerschnitt, durch eine optimierte Abgussgeometrie, eine Makropore. Im Zuge der numerischen Analyse soll ein Wachstum eines Initialrisses, welcher annähernd die gleiche Kontur wie eine Makropore aufweist, simuliert werden. Die 2D-projizierte Defektkontur wird dabei durch fraktographische Auswertung einer Bruchfläche entnommen.

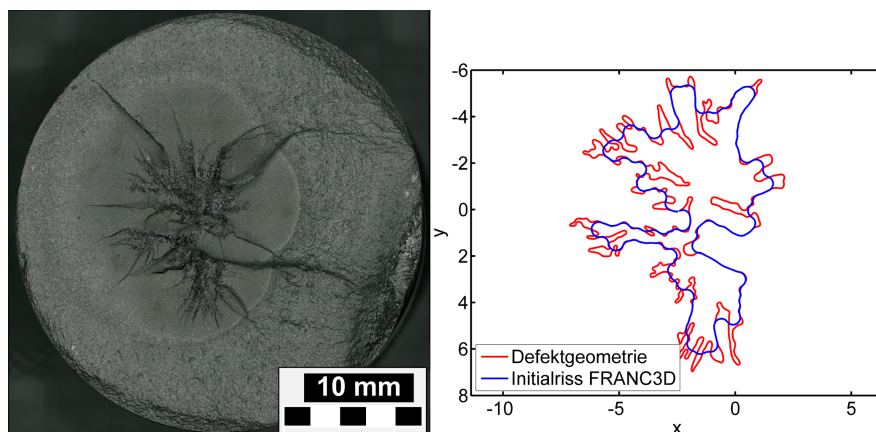


Abbildung 4.33: Bruchfläche einer HCF-Probe mit der gemessenen Defektkontur und dem geglätteten Initialriss für die Simulation.

Durch die sehr geringen Krümmungsradii der originalen Defektgeometrie ist eine

Glättung der Rissfront notwendig, um eine Element-Verzerrung zu verhindern und eine Modellierung in FRANC3D® zu ermöglichen. Das FEM-Modell entspricht, wie der realen Probengeometrie, einem Zylinder mit Durchmesser $D = 30\text{mm}$. Wie bereits in der Rissfortschrittsanalyse an Mikroporen angewendet, erfolgt die Simulation des Wachstums durch die Modified-NASGRO-Gleichung. Die bruchmechanischen Materialparameter sind durch die vorangegangenen Auswertungen bekannt und in der Tabelle 4.5 angeführt.

Parameter	Einheit	Wert
C_{FM}	$\frac{nm}{\text{Zyklus}} \frac{1}{MPa\sqrt{m}^{m_P}}$	0.02153
m_P	-	3.055
p	-	0.7496
γ	-	0.27
ΔK_{th}	$MPa\sqrt{m}$	8.4
$\Delta K_{eff,th}$	$MPa\sqrt{m}$	4.0
ΔK_{IC}	$MPa\sqrt{m}$	100
v_1	-	0.2
l_1	mm	0.04
v_2	-	0.8
l_2	mm	1.1

Tabelle 4.5: Bruchmechanische Materialparameter zur Durchführung der numerischen Rissfortschrittsanalyse für den Werkstoff G21Mn5+N bei einem Spannungsverhältnis $R = 0$.

Wie bereits aus der numerischen Analyse parametrisierter Sternrisse bekannt ist, befindet sich der maximale Spannungsintensitätsfaktor in den Tälern der Äste (siehe Abb.4.26). Dies führt dazu, dass in diesen Bereichen eine lokal höhere Rissfortschrittsgeschwindigkeit vorliegt. Im Anfangsstadium des Wachstum findet ausschließlich in diesen Bereichen nennenswerte Rissverlängerung statt. Hat der Riss die Form der konvex Umhüllenden angenommen, kommt es zu einem Abfall der Rissfortschrittsgeschwindigkeit da/dN und der Wachstum erfolgt annähernd konstant über die gesamte Rissfront. Durch den fortschreitenden Wachstum nimmt die Rissfläche zu und es kommt erneut zu einer Zunahme der Geschwindigkeit da/dN . Die Simulation erfolgt bis zur Ausbildung eines kreisförmigen Innenrisses.

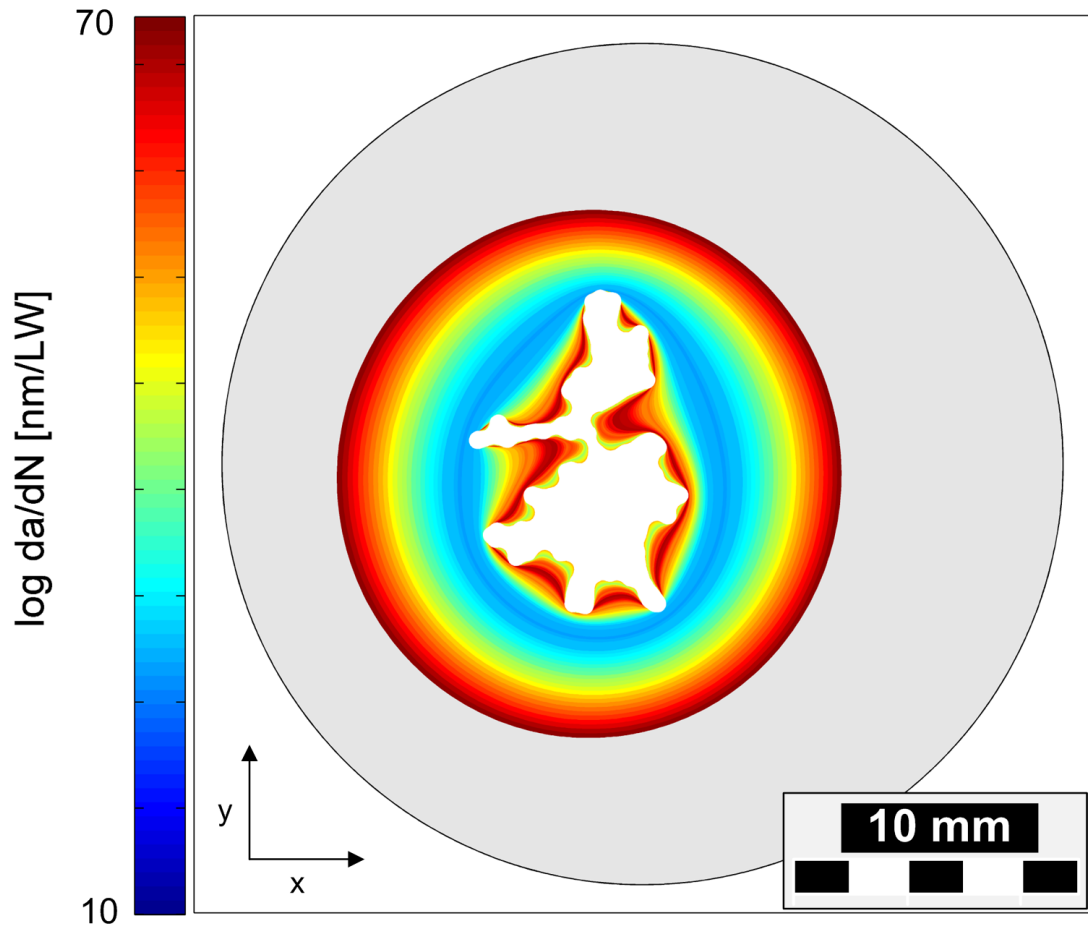


Abbildung 4.34: Numerische Rissfortschrittssimulation einer Makropore bei einer Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_z = 150\text{MPa}$.

5 Ergebnisdiskussion

5.1 Einflüsse auf die Dauerfestigkeit

Zur analytischen Beschreibung der Dauerfestigkeit $\Delta\sigma_D$ und Schwellwertspannung $\Delta\sigma_{th}$ existieren Rissinitiierungskonzepte, wie etwa das Kitagawa-Takahashi-Diagramm. Ein davon abgeleitetes Modell zur Kategorisierung von Defekten ist das \sqrt{area} -Konzept nach Murakami (siehe Kapitel 2.3). Als Eingangsparameter für die Bewertung dient die Fläche der konvex Umhüllenden der 2D-projizierten Defektkontur, sowie der Langrisschwellwert ΔK_{th} . Die Berücksichtigung der Rissform erfolgt durch den Geometriefaktor Y . Eine etablierte Methode ist Außenrisse mit $Y = 0.65$ und Innenrisse mit $Y = 0.50$ zu bewerten. Diese Geometriefaktoren entsprechen einem halbkreisförmigen Außenriss bzw. einem kreisförmigen Innenriss. Im Zuge der numerischen Analysen konnte festgestellt werden, dass der maximale Spannungsintensitätsfaktor von Rissen wesentlich durch die Form und die Lage beeinflusst wird. So hat beispielsweise ein Innenriss mit geringem Abstand zur Oberfläche eine niedrigere Schwellwertspannung $\Delta\sigma_{th}$ als ein Innenriss gleicher Fläche ohne Randeinfluss. Die in den umfangreichen Parameterstudien generierten Geometriefaktoren ermöglichen durch die Anwendung in Rissinitiierungskonzepten eine exaktere Bewertung von Gussdefekten. In Abb. 5.1 ist die relative Schwellwertspannung verschiedener elliptischer Innenrisse mit einer Fläche $A = 1\text{mm}^2$ ohne Randeinfluss dargestellt, wobei $\Delta\sigma_{th} = 1$ einem kreisförmigen Innenriss entspricht.

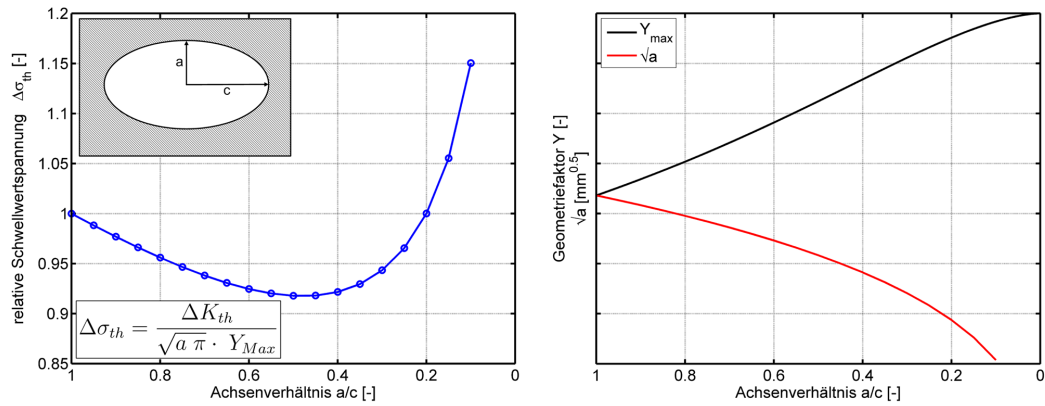


Abbildung 5.1: Relative Schwellwertspannung $\Delta\sigma_{th}$ elliptischer Innenrisse mit einer Fläche $A = 1mm^2$, schematischer Verlauf von Y_{max} und \sqrt{a} .

Aus den Ergebnissen kann entnommen werden, dass eine Vernachlässigung des Achsenverhältnisses a/c zu einer nicht-konservativen Abschätzung der Rissinitiierung führen kann. Ab einem Achsenverhältnisse von $a/c > 0.2$ liegt die Schwellwertspannung höher, als für einen kreisförmigen Riss gleicher Fläche. Dies kann damit begründet werden, dass das Verhältnis von Y_{max} und \sqrt{a} über das a/c -Verhältnis nicht konstant ist, wie schematisch aus Abb.5.1 entnommen werden kann. Die Bewertung von Innenrisen kann durch Einbezug der Korrektur-Geometriefaktoren für den Randeinfluss Y_{Rand} erweitert werden. Das in der numerischen Analysen verwendete dimensionslose Abstandsverhältnis a/t , kann in den Absolut-Abstand e_{min} umgerechnet werden.

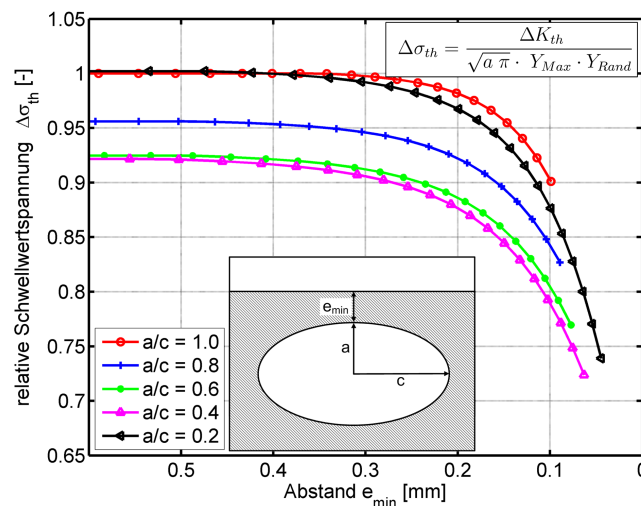


Abbildung 5.2: Relative Schwellwertspannung $\Delta\sigma_{th}$ elliptischer Innenrisse mit einer Fläche $A = 1mm^2$ in Abhängigkeit des Abstandes zum Rand e_{min} .

Anhand der numerischen Analysen verschiedener elliptischer Außenrisse kann der Einfluss der Geometrie (Abb. 5.3) und Winkellage (Abb. 5.4) ebenfalls durch Geometriefaktoren berücksichtigt werden. Der Einfluss des Achsenverhältnisses a/c auf die relative Schwellwertspannung $\Delta\sigma_{th}$, bezogen auf einen halbkreisförmigen Außenriss, zeigt einen ähnlichen Verlauf wie bereits für Innenrisse festgestellt werden konnte.

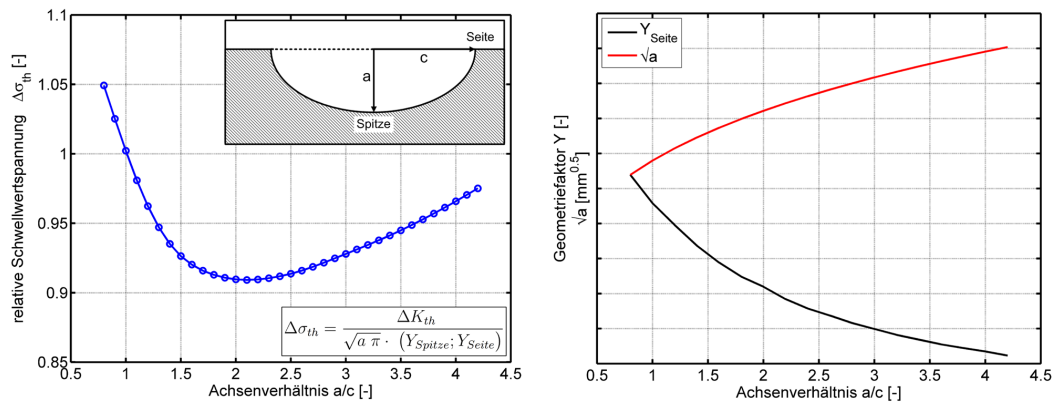


Abbildung 5.3: Relative Schwellwertspannung $\Delta\sigma_{th}$ elliptischer Außenrisse mit einer Fläche $A = 1\text{mm}^2$, schematischer Verlauf von Y_{Seite} und \sqrt{a} .

Ebenso wie für elliptische Risse können die berechneten Geometriefaktoren für Innenrisse im Nahfeld einer Kerbe, sowie bei geometrisch komplexeren Sternrisse für die Bewertung von dementsprechenden Gussdefekten angewendet werden. Die Auswertungen veranschaulichen den wesentlichen Einfluss von Geometrie und Lage von Defekten in der Anwendung von Rissinitiiierungskonzepten hat. Die Vereinfachung, nur zwischen kreisförmigen Innen- und Außenrisse zu unterscheiden, kann zu einer nicht-konservativen Berechnung der zulässigen Schwellwertspannung $\Delta\sigma_{th}$ führen.

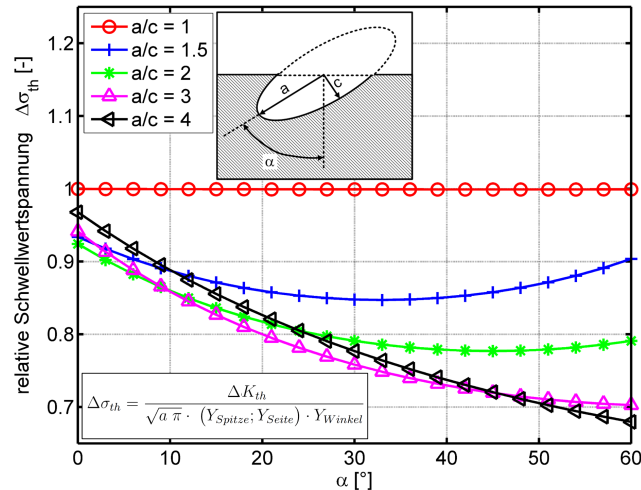


Abbildung 5.4: Relative Schwellwertspannung $\Delta\sigma_{th}$ elliptischer Außenrisse mit einer Fläche $A = 1\text{mm}^2$ in Abhängigkeit der Winkellage.

5.2 Einflüsse auf die Lebensdauer

Durch die Auswertung bruchmechanischer Versuche an SENB-Proben sind umfangreiche Materialparameter zur Beschreibung des Rissfortschritts vorhanden. Im Zuge der numerischen Analysen konnte eine Abweichung der Geometriefaktor-Funktion nach ASTM E399 [36] für SENB-Versuche festgestellt werden. Die Berücksichtigung des ebenen Verzerrungszustandes im Zentrum der Probe führt zu einer höheren Spannungsintensität, wie sie in der genormten Versuchsdurchführung festgelegt ist. Ausgehend von den durch FRANC3D[®] berechneten Spannungsintensitätsfaktoren wurde eine korrigierte Geometriefaktor-Funktion gewichtet mit dem Paris-Exponenten m_P generiert und für die Auswertungen herangezogen. Dadurch verschieben sich die gemessenen Rissfortschrittsgeschwindigkeiten da/dN zu höheren ΔK_I -Werten, was zu einer Änderung der aus den Versuchen bestimmten Parameter führt. Vor allem eine kleine Abweichung des Parameters C_{FM} , der die Paris-Gerade beschreibt, hat eine große Auswirkung auf die resultierende Lastwechselzahl einer Rissfortschrittsrechnung. C_{FM} , welcher durch die Methode nach ASTM ermittelt wurde, führt zu einer signifikant zu niedrigen Lastwechselzahl.

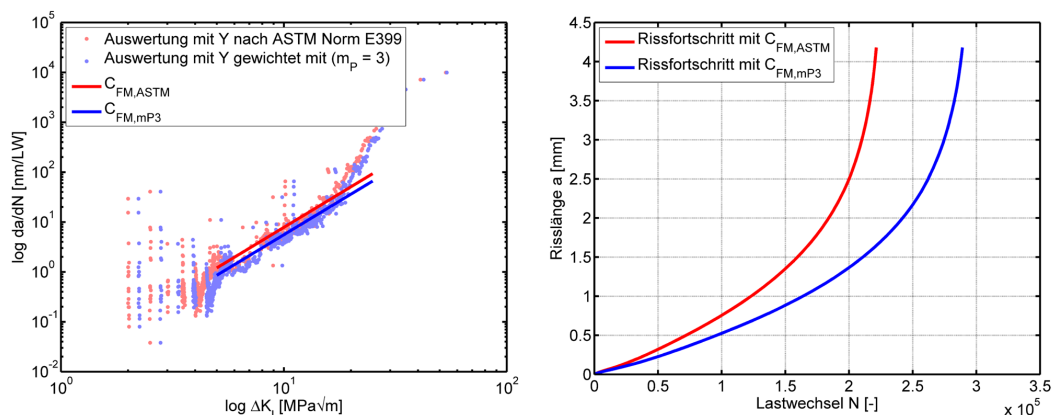


Abbildung 5.5: Auswirkung der korrigierten Geometriefaktor-Funktion auf den Parameter m_p und die resultierende Lastwechselzahl einer Rissfortschrittsrechnung.

Durch die Auswertung des Kurzrißbereichs der bruchmechanischen Versuche und die Anwendung der Rissöffnungsfunktion nach Newman ist es möglich den Aufbau der Risschließeffekte zu beschreiben. Dies ermöglicht die Anwendung der Modified-NASGRO-Gleichung, welche sowohl Lang- als auch Kurzrißwachstum umfasst. Anhand der Nachbildung von realen Versuchen in der numerischen Rissfortschrittssimulation ist ein Vergleich möglich, wie exakt die bruchmechanischen Vorgänge in einer Probe numerisch nachgebildet werden können. Die Ergebnisse zeigen das die resultierende Lastwechselzahl bis zum Versagen bei Variation der Eingangsparameter sowohl im konservativen Bereich als auch nicht-konservativen Bereich liegen können.

		LW Versuch [-]	LW Simulation [-]
Probe 1	Durchläufer	DL	DL
	wiedereingesetzt	1 235 000	1 660 700
Probe 2	Durchläufer	DL	1 229 000
	wiedereingesetzt	311 500	230 100
Probe 3		3 194 100	1 523 000

Tabelle 5.1: Gegenüberstellung der erreichten Lastwechselzahl LW von Versuch und Simulation für den Werkstoff EN AC-46200 T6 bei einem Spannungsverhältnis $R = -1$.

Durch die Betrachtung einer Pore als Initialriß, der zu Beginn keine Risschließeffekte ausgebildet hat, kommt es zu einer höheren Risswachstumsgeschwindigkeit im Anfangsbereich, als durch die etablierten Langrißwachstumskurven vorhergesagt wird. Vor allem rauhigkeits- und oxidinduziertes Risssschließen ist erst nach einer weit fortgeschrittenen Rissverlängerung vollkommen ausgebildet. Eine zu

geringe Beurteilung der Länge zum Aufbau der Schließeffekte l_2 resultiert in einer wesentlichen Änderung in der ertragbaren Lastwechselzahl und kann zu einer nicht-konservativen Lebensdauervorhersage führen.

	l_2 [mm]	LW [–]
Simulation 1	0.75	855 984
Simulation 2	0.56	1 093 227
Simulation 3	0.38	DL
Versuch	0.75	1 256 700

Tabelle 5.2: Einfluss der Aufbau­länge rau­hig­keits- und oxidinduzierter Riss­schlie­ße­ffekte l_2 auf die resultierende Last­wech­sel­zahl der numeri­schen Riss­fort­schritt­si­mu­lation.

Im Zuge der numeri­schen Riss­fort­schritt­si­mu­lationen wurden eben­so der Ein­fluss der Riss­ge­o­met­rie und Lage un­ter­sucht. Wie be­reits aus den Pa­ra­me­ter­studien zur Be­rech­nung von Ge­o­met­rie­fak­to­ren her­vor­ge­gan­gen ist, hat die Form, der Ab­stand zur Ober­fläche sowie die Win­kel­lage einen wesent­liche Aus­wir­kung auf die re­sultierende maxi­male Span­nungs­in­ten­si­tät an der Riss­front. Durch den ex­ponen­tiellen An­stieg der Riss­wach­stums­ge­schwin­dig­keit da/dN mit zu­neh­mender Riss­länge a be­fin­det sich die Riss­front zu einem Groß­teil der Ge­samtlebens­dauer in un­mittelbarer Um­ge­bung zum In­itial­riss, wie aus Abb. 5.6 zu ent­neh­men ist.

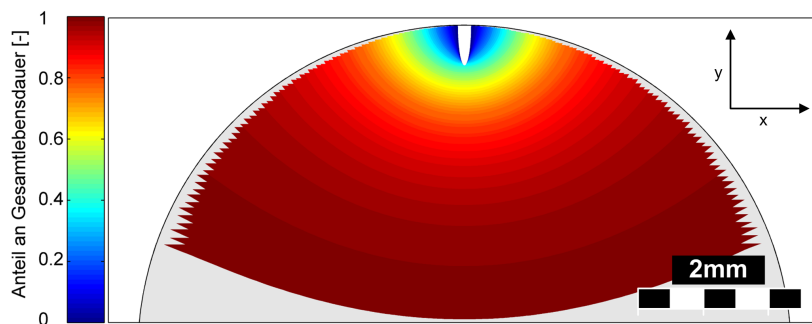


Abbildung 5.6: Position der Riss­front zum jewei­ligen Zeit­punkt der Ge­samtlebens­dauer.

Durch die Simulation verschiedener Risse gleicher Fläche, jedoch unterschiedlicher Geometrie und Lage, kann abgeschätzt werden, ob die Lebensdauer, ebenso wie die Schwellwertspannung durch die Parameter Abstand zur Oberfläche, Winkel­lage und Form beeinflusst wird. Die Berechnung des Rissfortschritts erfolgt bis zum Punkt an dem der Riss sich als halbkreisförmiger Außenriss von 1mm Länge ausgebildet hat. Dies entspricht der etablierten Definition eines technischen Anrisses. Als Referenzsimulation dient ein halbkreisförmiger Außenriss bzw. ein kreisförmiger Innenriss ohne Randeinfluss.

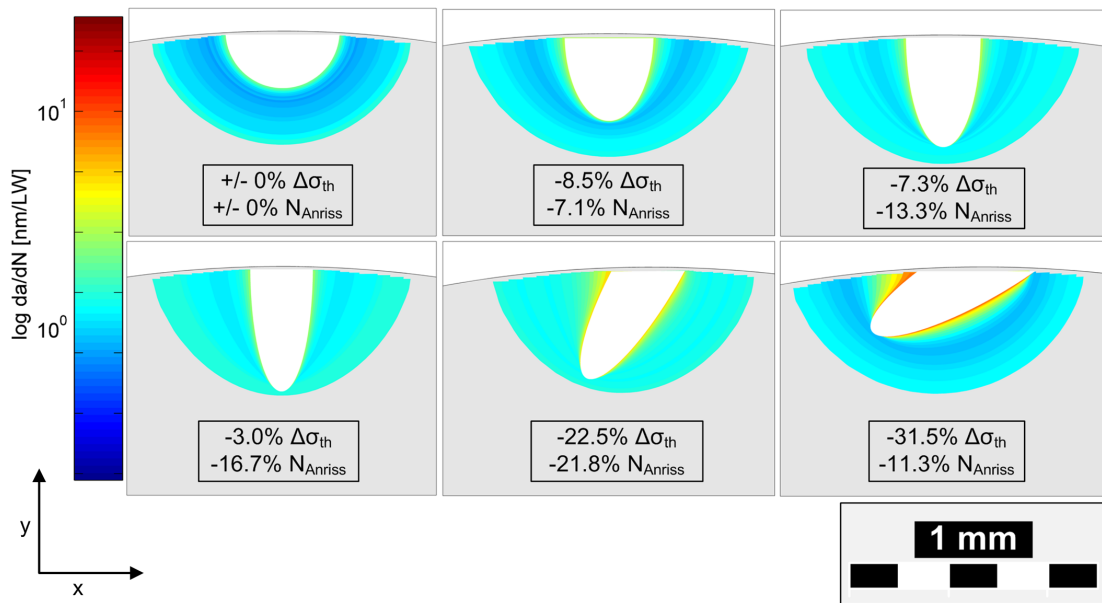


Abbildung 5.7: Einfluss der Rissform- und Lage auf die Schwellwertspannung $\Delta\sigma_{th}$ sowie die Lastwechselzahl N_{Anriss} auf verschiedene ellipsenförmige Außenrisse gleicher Fläche.

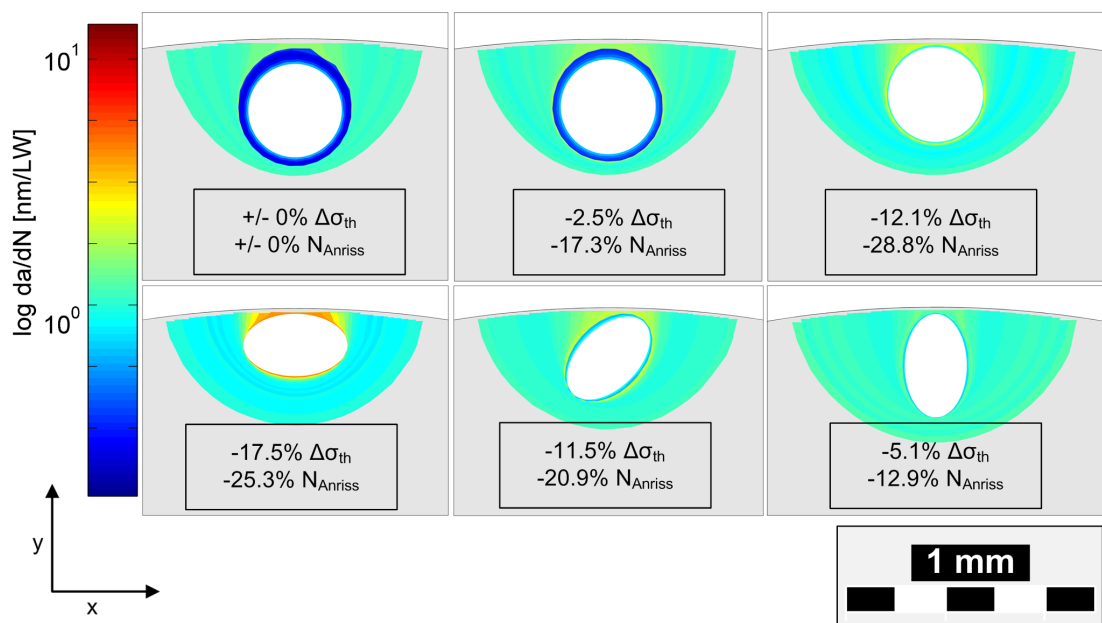


Abbildung 5.8: Einfluss der Rissform und Lage auf die Schwellwertspannung $\Delta\sigma_{th}$ sowie die Lastwechselzahl N_{Anriss} auf verschiedene ellipsenförmige Innenrisse gleicher Fläche.

Im Zuge der numerischen Rissfortschrittsanalyse an Makroporen wurde ein Wachstum ausgehend von einer annähernd realen Defektkontur bis zur Ausbildung eines kreisförmigen Innenriss simuliert. Die Rissfront liegt dabei annähernd im Zentrum des Körpers und ist somit nicht durch die Oberfläche beeinflusst. Aus der Auswertung verschiedener sternförmiger Innenrisse kann entnommen werden, dass in den Tälern der Rissfront ein Maximum des Spannungsintensitätsfaktors vorliegt. Dieses Maximum führt dazu, dass die Schwellwertspannung eines sternförmigen Risses wesentlich niedriger ist, als für einen kreisförmigen Riss gleicher Fläche. Für die Evaluierung des Einflusses der Kontur auf die Lebensdauer erfolgt eine Simulation ausgehend von einem kreisförmigen Initialriss mit gleicher Fläche und Flächenschwerpunkt.

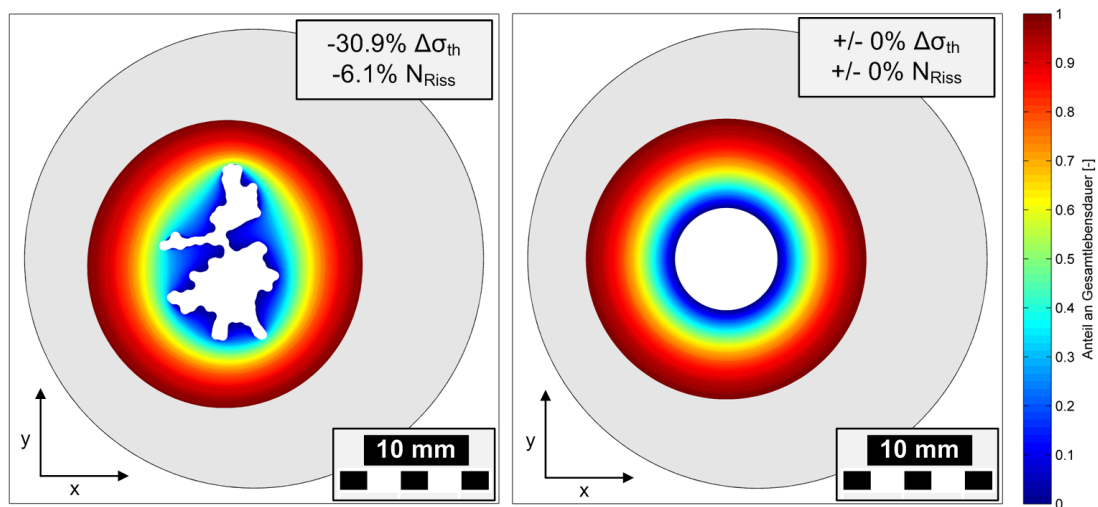


Abbildung 5.9: Einfluss der Rissform einer Makropore auf die Schwellwertspannung $\Delta\sigma_{th}$, sowie die Lastwechselzahl N_{Riss} im Vergleich mit einem kreisförmigen Innenriss gleicher Fläche.

Die Gegenüberstellung der Veränderung der Lastwechselzahl verschiedener elliptischer und eines sternförmigen Risses zeigt, dass die Form- und Lage nicht nur einen Einfluss auf die Schwellwertspannung, sondern ebenso auf die Lebensdauer hat. Die Abnahme der Parameter korreliert jedoch nicht linear zueinander. Es kann ausschließlich abgeleitet werden, dass ein höherer Spannungsintensitätsfaktor am Initialriss die Lebensdauer ebenso senkt.

6 Zusammenfassung und Ausblick

Es wurde untersucht welche Auswirkungen eine fertigungstechnisch geprüfte Variation von Form- und Lageparametern von Gussdefekten auf die bruchmechanische Bewertung bezüglich Lebensdauer und Schwellwertspannung hat. Die 2D-projizierte Kontur der zu untersuchenden Poren wird dabei nach Murakami als ebener Riss betrachtet und mit Hilfe des Spannungsintensitätsfaktors unter Verwendung von Geometriefaktoren bewertet. Die aus dem Stand der Technik entnommenen analytischen Lösungen für Geometriefaktoren wurden durch numerisch bestimmte Faktoren ergänzt. Für die dreidimensionale Berechnung und Modellierung von Rissen in Körpern wurde auf die Simulationssoftware FRANC3D® sowie ABAQUS® zurückgegriffen.

Im Zuge der Auswertungen wurden unterschiedliche Innen- und Außenrisse verschiedener Abmessungen betrachtet. Durch die komplexe Geometrie von Gussdefekten, insbesondere Schwindungsporen, ist eine repräsentative Abschätzung der Rissform notwendig. Die 2D-Kontur des Defektes wurde dabei durch eine Ellipse gleicher Fläche und Lage zur Oberfläche näherungsweise abgebildet. Einen sehr großen Einfluss auf den maximalen Spannungsintensitätsfaktor an der Rissfront hat die Lage. Steht die Nebenachse der Ellipse normal zur Außenfläche, liegt der größte Einfluss vor. Wenn der Abstand vom Zentrum des Risses zur Oberfläche 1.2x der Länge der Nebenachse entspricht, liegt an der Rissfront eine bis zu 1.35x höhere Spannungsintensität vor als ohne Randeinfluss.

Die Auswertung verschiedener elliptischer Außenrisse zeigt, dass es zusätzlich zu einer Überhöhung durch einen Winkeleinfluss kommen kann. Beträgt beispielsweise das Achsenverhältnis $a/c = 4$ und der Winkel zwischen Hauptachse und Oberflächennormale $\alpha = 60^\circ$, so liegt eine 1.45x höhere Spannungsintensitätsfaktor an der Rissfront vor.

Da das Ermüdungsverhalten von Gussbauteilen nicht nur von innen-liegenden Defekten, sondern auch von der gussrauen Oberfläche beeinflusst wird, sind

elliptische Innenrisse im Nahfeld zu Kerben an der Oberfläche numerisch analysiert worden. Aus den Ergebnissen kann abgeleitet werden, dass durch einen geringen Abstand zum Kerbgrund eine Überhöhung der Spannungsintensität auftritt. Der Einfluss wird bestimmt durch den geringen Abstand zur Oberfläche, als auch durch die von der Kerbe verursachte Spannungskonzentration. Es konnte festgestellt werden, dass die Betrachtung des Spannungsgradienten für die Interpretation der Ergebnisse wesentlich ist.

Da Schwindungsporen und Makrolunker nur unzureichend durch eine Ellipse dargestellt werden können, wurden zusätzlich verschiedene sternförmige Risskonstrukturen untersucht. Die Geometrien wurden durch eine parametrisierte Darstellung berechnet, wobei die Länge und Anzahl der Äste verändert werden konnte. Die Berechnung der lokalen Spannungsintensitätsfaktoren entlang der Rissfront zeigt, dass an den Tälern zwischen den Ästen ein Maximum vorliegt und an den Spitzen ein Minimum. Aus der Auswertung der Geometriefaktoren geht hervor, dass ein sternförmiger Riss eine höhere Spannungsintensität hervorruft als ein kreisförmiger Riss gleicher Fläche.

Die generierten Geometriefaktoren ermöglichen durch die Anwendung in Schwellwertkonzepten, wie etwa das Kitagawa-Takahashi-Diagramm, eine Vorhersage der ertragbaren Schwellwertspannung $\Delta\sigma_{th}$ von porenbehafteten Bauteilen.

Im Zuge einer numerischen Rissfortschrittsimulation wurde erfasst welchen Einfluss die Berücksichtigung von Riss-schließeffekten auf die Lebensdauervorhersage hat. Die Beschreibung des Rissfortschritts der zu untersuchenden Werkstoffe erfolgte durch Materialparameter, welche durch die Auswertung von bruchmechanischen Versuchen an SENB-Proben bestimmt wurden. Die gemessenen Rissfortschrittskurven wurden mit einer korrigierten Geometriefaktor-Funktion für SENB-Proben, ermittelt durch FRANC3D[®], ausgewertet. Besonders der Anstieg des Schwellwertes mit zunehmendem Aufbau von Riss-schließeffekten stand im Fokus der Auswertungen. Dadurch war es möglich die Modified-NASGRO-Gleichung anzuwenden, welche sowohl Kurzriss- als auch Langrisswachstum beschreibt. Da eine Pore als Initialriss ohne aufgebaute Riss-schließmechanismen betrachtet werden muss, kommt es im Schwellwertbereich zu höheren Risswachstumsgeschwindigkeiten als durch etablierte Langrisswachstumskurven beschrieben wird. Eine Vernachlässigung des Kurzrissbereichs führt zu einer nicht-konservativen Lebensdauervorhersage, wie ein Vergleich verschiedener Simulationen zeigt.

Für die Beurteilung, welche Auswirkung die Lage und Form der rissinitiiierenden Poren auf die Lebensdauer hat, wurden elliptische Innen- und Außenrisse gleicher Fläche, jedoch unterschiedlicher Winkellage und Nähe zur Oberfläche in

numerischen Rissfortschrittssimulationen verglichen. Als Vergleichswert diente die Lastwechselzahl bis zur Ausbildung eines halbkreisförmigen Außenrisses von 1mm . Das Referenzergebnis ist eine Simulation eines halbkreisförmigen Außenrisses bzw. eines kreisförmigen Innenrisses ohne Randeinfluss. Durch die numerische Rissfortschrittsanalyse einer Makropore kann der Einfluss einer sternförmigen Kontur auf die Lebensdauer untersucht werden. Die Ergebnisse zeigen, dass wie die Schwellwertspannung, die Anrisslastwechselzahl ebenso durch Form- und Lage beeinflusst wird. Es kann abgeleitet werden, dass ein höherer Spannungsintensitätsfaktor am Initialriss die Lebensdauer senkt, wobei die Abnahme nicht unbedingt mit jener der Schwellwertspannung korreliert.

Ausblick

In dieser Arbeit wurde aufgezeigt, inwieweit Form- und Lageparameter von porenähnlichen Defekten, die Schwellwertspannung und Lebensdauer von Gussbauteilen beeinflussen. Besonderer Fokus stand auf der Auswertung von Defektkonturen durch repräsentative ellipsenförmige Risse. Aus den computertomographischen und fraktographischen Auswertungen geht hervor, dass ein Großteil der rissinitiiierenden Poren sehr stark von der Ellipsenform abweicht. Diese Gegebenheit war Anlass weiterführende numerische Analyse an parametrisierten Sternrissen durchzuführen. Die Auswertungen zeigten auf, dass der maximale Spannungsintensitätsfaktor an der Rissfront eines sternförmigen Defektes höher ist, als jener eines kreisförmigen Risses gleicher Fläche. Als repräsentative Risslänge wurde der äquivalente Porenradius verwendet. Um eine umfassend bruchmechanische Bewertung von statistisch variierender Porengeometrien zu gewährleisten, sind zukünftig noch weitere numerische Analysen derart komplexer Geometrien geplant. Abschließend soll die dargestellte Methode auf dreidimensionale Rissfronten bzw. multiaxiale Beanspruchungen erweitert werden.

Abbildungsverzeichnis

2.1	Im Wachstum befindlicher Ermüdungsriss ausgehend von einer Pore in einem Aluminiumgussbauteil.	4
2.2	Die Vier Phasen der Lebensdauer eines Bauteiles nach [12, S. 27].	4
2.3	Zusammenhang zwischen der Größe der rissinitiierenden Defekte und der ertragbaren Beanspruchung $\Delta\sigma$	5
2.4	Die drei verschieden Belastungsarten eines Risses nach [12, S. 52]. .	6
2.5	Spannungssingularität eines Risses unter Modus I Belastung. . . .	7
2.6	Zyklischer Spannungsintensitätsfaktor nach [34, S. 51].	7
2.7	Kitagawa-Takahashi-Diagramm nach [3]	8
2.8	Effektive Rissfläche von Defekten nach Murakami [27].	9
2.9	Geometrie einer SENB-Probe nach ASTM-Norm E399 [36].	10
2.10	Schematischer Versuchsablauf zur Ermittlung bruchmechanischer Materialparameter mit resultierender R-Kurve und Risswachstumskurve nach [40, S. 5].	10
2.11	Plastische Zone an der Spitze eines Ermüdungsrisses nach [12, S. 117].	11
2.12	Rauhigkeitsinduziertes Riss schließen nach [12, S. 117].	12
2.13	Oxidinduziertes Riss schließen nach [12, S. 117].	12
2.14	Abhängigkeit des Langrisschwellwertes ΔK_{th} vom Spannungsverhältnis R nach [44, S. 205].	13
2.15	Beitrag der einzelnen Riss schließmechanismen zur R-Kurve nach [45, S. 504].	14
2.16	Schematische Darstellung der Parameter der NASGRO-Gleichung nach [12, S. 125].	15
2.17	Definition der Kontur C zur Ermittlung des J-Integrals nach [34, S. 50].	17
2.18	Verschiedene Viertelpunkt-Elemente für die Vernetzung von Riss spitzen nach [51, S. 199].	18
3.1	Schematische Darstellung der Versuchsmethodik.	19
3.2	Schliffbild des AlSi-Gefüges der Legierung EN AC-46200 T6 mit einer enthaltenen Gaspore, Ansammlung von Schwindungsporen. .	21

3.3	Entnahmestellen der Versuchsproben aus Aluminiumgussbauteilen der Legierung EN AC-46200 T6.	22
3.4	Schliffbild des normalisierten Gefüges G21Mn5+N, Bruchfläche einer Rundprobe mit enthaltener Makropore.	22
3.5	Entnahmestellen der Prüfkörper aus Stahlgussbauteilen der Legierung G21Mn5+N.	23
3.6	2D-Kontur rissinitiierender Poren aus Ermüdungsversuchen.	24
3.7	3D-Kontur detektierter Poren aus dem Prüfquerschnitt einer HCF-Probe.	24
3.8	Datenpunktwolke aus SENB-Versuch mit den Bereichen des Kurzriss- und Langrisswachstums abgegrenzt durch den Langrisswellwert ΔK_{th}	26
3.9	Rissöffnungsfunktion γ in Abhängigkeit des Spannungsverhältnisses R für die Werkstoffe EN AC-46200 T6 und G21Mn5+N.	27
3.10	Langrisswellwert ΔK_{th} in Abhängigkeit des Spannungsverhältnisses R für Stahlgusswerkstoff G21Mn5+N.	28
3.11	Langrisswellwert ΔK_{th} in Abhängigkeit des Spannungsverhältnisses R für Aluminiumgusswerkstoff EN AC-46200 T6.	28
3.12	Rissfortschrittskurve verschiedener Spannungsverhältnisse R für Stahlgusswerkstoff G21Mn5+N.	30
3.13	Rissfortschrittskurven verschiedener Spannungsverhältnisses R für Aluminiumgusswerkstoff EN AC-46200 T6.	30
3.14	Punkte des Rissstops im Kurzrissbereich durch Aufbau von Riss-schließeffekten in Abhängigkeit der Risserweiterung Δa	31
3.15	Zusammensetzung der Datenpunkte zur Erfassung der R-Kurve für den Werkstoff EN AC-46200 T6 bei einem Spannungsverhältnis $R = -1$	32
3.16	R-Kurve für G21Mn5+N bei einem Spannungsverhältnis $R = -1$ dargestellt durch den Ansatz nach Maierhofer [44].	33
3.17	R-Kurve für EN AC-46200 T6 bei einem Spannungsverhältnis $R = 0$ dargestellt durch den Ansatz nach Maierhofer [44].	33
3.18	R-Kurve für EN AC-46200 T6 bei einem Spannungsverhältnis $R = -1$ dargestellt durch den Ansatz nach Maierhofer [44].	34
3.19	Gegenüberstellung der R-Kurven für EN AC-46200 T6.	34
4.1	Durch FRANC3D [®] mit Viertelpunkt-Elementen vernetzte Risspitze.	35
4.2	Schematischer Ablauf zur numerischen Berechnung von Geometriefaktoren Y	36

4.3	Schematisches Simulationsmodell einer SENB-Probe zur numerischen Berechnung eines Geometriefaktors.	37
4.4	Numerisch berechneter Spannungsintensitätsfaktor K entlang der Rissfront einer SENB-Probe mit $a = 3,5mm$ und $M_B = 1152Nmm$, Simulationsergebnisse nach Vorel und Leidich in [58, S. 5].	38
4.5	Numerisch berechnete Geometriefaktoren Y gewichtet nach dem Paris-Exponenten m_P in Abhängigkeit des Verhältnisses a/w für eine SENB-Probe.	39
4.6	Abweichung der numerisch berechneten Geometriefaktoren Y gewichtet nach dem Paris-Exponenten m_P für eine SENB-Probe.	40
4.7	Geometrieinformationen rissinitiierender Poren aus fraktographischen Auswertung nach [59, S. 3] mit näherungsweise Beschreibung durch eine Ellipse.	41
4.8	FEM-Modell einer Rundprobe zur Ermittlung verschiedener Geometriefaktoren elliptischer Innen- und Außenrisse.	42
4.9	Spannungsintensitätsfaktor entlang der Rissfront verschiedener Innenrisse gleicher Fläche mit einer anliegenden Nennspannung $\sigma_{N,z} = 1MPa$	42
4.10	Gegenüberstellung der numerisch berechneten Geometriefaktoren eines elliptischen Innenrisses in Abhängigkeit von dem Achsenverhältnis a/c mit der analytischen Lösung nach Radaaj [60].	43
4.11	Spannungsintensitätsfaktor entlang der Rissfront eines elliptischen Innenrisses in verschiedenen Abständen zum Rand mit einer anliegenden Nennspannung $\sigma_{N,z} = 1MPa$	43
4.12	Numerisch berechneter Korrektur-Geometriefaktor Y_{Rand} eines elliptischen Innenrisses in Abhängigkeit des Verhältnisses a/t	44
4.13	Spannungsintensitätsfaktor entlang der Rissfront eines elliptischen Innenrisses mit $a/c = 0.2$ in verschiedenen Winkellagen zur Oberfläche mit einer anliegenden Nennspannung $\sigma_{N,z} = 1MPa$	45
4.14	Spannungsintensitätsfaktor entlang der Rissfront eines elliptischen Innenrisses mit $a/c = 0,8$ in verschiedenen Winkellagen zur Oberfläche mit einer anliegenden Nennspannung $\sigma_{N,z} = 1MPa$	45
4.15	Numerisch berechneter Korrektur-Geometriefaktor Y_{Rand} eines elliptischen Innenrisses in Abhängigkeit des Verhältnisses a/t und der Winkellage α	46
4.16	Spannungsintensitätsfaktor entlang der Rissfront verschiedener elliptischer Außenrisse gleicher Fläche mit einer anliegenden Nennspannung $\sigma_{N,z} = 1MPa$	46

4.17	Numerisch berechnete Geometriefaktoren eines elliptischen Außenrisses in Abhängigkeit des Verhältnisses a/c	47
4.18	Spannungsintensitätsfaktor entlang der Rissfront eines elliptischen Außenrisses in verschiedenen Winkellagen zur Oberfläche mit einer anliegenden Nennspannung $\sigma_{N,z} = 1MPa$	48
4.19	Numerisch berechneter Geometriefaktor Y_{Winkel} eines elliptischen Außenrisses in Abhängigkeit des Verhältnisses a/c und der Winkel- lage α	48
4.20	FEM-Modell einer Biegeprobe zur Ermittlung verschiedener Geometriefaktoren elliptischer Innenrisse im Nahfeld einer Kerbe. . .	49
4.21	Spannungsintensitätsfaktor entlang der Rissfront elliptischer und kreisförmiger Außenrisse im Nahfeld von Kerben mit Radius [$\rho = 0.5mm$; $0.1mm$; $1.2mm$] in einer Biegeprobe mit einer anliegenden Nenn- spannung $\sigma_{N,z} = 1MPa$	50
4.22	Numerisch berechneter Korrektur-Geometriefaktor Y_{Rand} eines kreis- förmigen Innenrisses im Nahfeld einer Kerbe mit Radius ρ in Ab- hängigkeit des Verhältnisses a/t	51
4.23	Numerisch berechneter Korrektur-Geometriefaktor Y_{Rand} eines el- liptische Innenrisses im Nahfeld einer Kerbe mit Radius ρ in Ab- hängigkeit des Verhältnisses a/t	52
4.24	Numerisch berechnete Spannungsverteilung im Nahfeld einer Kerbe in einer Biegeprobe in Abhängigkeit vom Kerbradius ρ	53
4.25	Sternförmige Schwindungspore im Prüfquerschnitt einer Rundprobe aus einem Stahlgussbauteil G21Mn5+N.	53
4.26	Spannungsintensitätsfaktor entlang der Rissfront parametrisierter Sterne mit unterschiedlicher Anzahl und Länge an Ästen mit einer anliegenden Nennspannung $\sigma_{N,z} = 1MPa$	54
4.27	Numerisch berechneter Geometriefaktor Y sternförmiger Innen- risse mit unterschiedlicher Anzahl von Ästen in Abhängigkeit des Formfaktors F	55
4.28	Schematischer Ablauf der numerischen Rissfortschrittssimulation.	56
4.29	Rissfortschrittsschrittsskurven der Modified-NASGRO-Geichung nach [44] mit Vereinfachung des Bereichs III.	57
4.30	Rissfortschrittsschrittsskurven der numerischen Simulationen der Probe 1.	59
4.31	Numerische Simulation 1 der Probe 1 bei einer Spannungsschwing- breite $\Delta\sigma_z = 160MPa$ nach zehn Millionen Zyklen.	60

4.32	Numerische Simulationen 2 u. 3 der Probe 1 mit und ohne Berücksichtigung des Reihenfolgeeinflusses bei einer Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_z = 180MPa$	61
4.33	Bruchfläche einer HCF-Probe mit der gemessenen Defektkontur und dem geglättete Initialriss für die Simulation.	61
4.34	Numerische Rissfortschrittssimulation einer Makropore bei einer Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_z = 150MPa$	63
5.1	Relative Schwellwertspannung $\Delta\sigma_{th}$ elliptischer Innenrisse mit einer Fläche $A = 1mm^2$, schematischer Verlauf von Y_{max} und \sqrt{a}	65
5.2	Relative Schwellwertspannung $\Delta\sigma_{th}$ elliptischer Innenrisse mit einer Fläche $A = 1mm^2$ in Abhängigkeit des Abstandes zum Rand e_{min}	65
5.3	Relative Schwellwertspannung $\Delta\sigma_{th}$ elliptischer Außenrisse mit einer Fläche $A = 1mm^2$, schematischer Verlauf von Y_{Seite} und \sqrt{a}	66
5.4	Relative Schwellwertspannung $\Delta\sigma_{th}$ elliptischer Außenrisse mit einer Fläche $A = 1mm^2$ in Abhängigkeit der Winkellage.	67
5.5	Auswirkung der korrigierten Geometriefaktor-Funktion auf den Parameter m_P und die resultierende Lastwechselzahl einer Rissfortschrittsrechnung.	68
5.6	Position der Rissfront zum jeweiligen Zeitpunkt der Gesamtlebensdauer.	69
5.7	Einfluss der Rissform- und Lage auf die Schwellwertspannung $\Delta\sigma_{th}$ sowie die Lastwechselzahl N_{Anriss} auf verschiedene ellipsenförmige Außenrisse gleicher Fläche.	70
5.8	Einfluss der Rissform und Lage auf die Schwellwertspannung $\Delta\sigma_{th}$ sowie die Lastwechselzahl N_{Anriss} auf verschiedene ellipsenförmige Innenrisse gleicher Fläche.	70
5.9	Einfluss der Rissform einer Makropore auf die Schwellwertspannung $\Delta\sigma_{th}$, sowie die Lastwechselzahl N_{Riss} im Vergleich mit einem kreisförmigen Innenriss gleicher Fläche.	71

Tabellenverzeichnis

3.1	Bruchmechanische Materialparameter der NASGRO-Gleichung. . .	29
4.1	Fitparameter der korrigierten Geometriefaktor-Funktion einer SENB- Probe gewichtet mit dem Paris-Exponenten m_P	39
4.2	Bruchmechanische Materialparameter zur Durchführung der nume- rischen Rissfortschrittsanalyse für den Werkstoff EN AC-46200 T6 bei einem Spannungsverhältnis $R = -1$	58
4.3	Versuche zur Validierung der numerischen Rissfortschrittssimulation für den Werkstoff EN AC-46200 T6 bei einem Spannungsverhältnis $R = -1$	58
4.4	Geometrieparameter und maximaler zyklischer Spannungsintensi- tätsfaktor der elliptischen Initialrisse an geprüften Lastniveaus. . .	59
4.5	Bruchmechanische Materialparameter zur Durchführung der nume- rischen Rissfortschrittsanalyse für den Werkstoff G21Mn5+N bei einem Spannungsverhältnis $R = 0$	62
5.1	Gegenüberstellung der erreichten Lastwechselzahl LW von Versuch und Simulation für den Werkstoff EN AC-46200 T6 bei einem Spannungsverhältnis $R = -1$	68
5.2	Einfluss der Aufbauhöhe rauigkeits- und oxidinduzierter Riss- schließeffekte l_2 auf die resultierende Lastwechselzahl der numeri- schen Rissfortschrittssimulation.	69

Literatur

- [1] D. Radaj. *Ermüdungsfestigkeit. Grundlagen für Leichtbau, Maschinen- und Stahlbau*. Radaj, Dieter (author.) Berlin, Heidelberg und s.l.: Springer Berlin Heidelberg, 1995. 401 S.
- [2] K. Heckel. „Einführung in die technische Anwendung der Bruchmechanik“. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 2 (1970), S. 279.
- [3] H. Kitagawa und S. Takahashi. „Applicability of fracture mechanics to very small cracks or the cracks in the early stage“. In: *Proceedings of the Second International Conference on Mechanical Behavior of Materials* (1976), S. 627–631.
- [4] Y. Murakami. „Material defects as the basis of fatigue design“. In: *International Journal of Fatigue* 41 (2012). Fatigue Design & Material Defects, S. 2–10.
- [5] R. G. Forman und S. R. Mettu. „Behavior of Surface and Corner Cracks“. In: *NASA Technical Memorandum 102165* (1990).
- [6] F. Ostermann. *Anwendungstechnologie Aluminium*. VDI-Buch. Berlin: Springer, 1998. 718 S.
- [7] Bundesverband der deutschen Gießerei-Industrie, Hrsg. *Volumendefizite von Gussstücken aus Aluminium-, Magnesium- und Zinkgusslegierungen*. 2010.
- [8] S. Hasse. *Giesserei-Lexikon*. 19., [überarb.] Aufl. Berlin: Schiele & Schön, 2008. 1457 S.
- [9] M. S. Starkey und P. E. Irving. „A comparison of the fatigue strength of machined and as-cast surfaces of SG iron“. In: *International Journal of Fatigue* 4 (1982), S. 129–136.
- [10] H. Jiang, P. Bowen und J. F. Knott. „Fatigue performance of a cast aluminium alloy Al-7Si-Mg with surface defects“. In: *Journal of Materials Science* 34 (1999), S. 719–725.

- [11] X. Wang, X. Lu und D. H. Wang. „Investigation of surface fatigue microcrack growth behavior of cast Mg–Al alloy“. In: *Materials Science and Engineering: A* 364 (2004), S. 11–16.
- [12] H. A. Richard und M. Sander. *Ermüdungsrisse. Erkennen, sicher beurteilen, vermeiden*. 2., erw. Aufl. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, 2012. 259 S.
- [13] Q. G. Wang, D. Apelian und D. A. Lados. „Fatigue behavior of A356-T6 aluminum cast alloys. Part I. Effect of casting defects“. In: *Journal of light metals* 1 (2001).
- [14] B. Atzori, G. Meneghetti und L. Susmel. „Fatigue behaviour of AA356-T6 cast aluminium alloy weakened by cracks and notches“. In: *Engineering Fracture Mechanics* 71 (2004), S. 759–768.
- [15] P. Lorenzino u. a. „Effect of small defect orientation on fatigue limit of carbon steels“. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 38 (2015), S. 1076–1086.
- [16] R. Guerchais, F. Morel und N. Saintier. „Effect of defect size and shape on the high-cycle fatigue behavior“. In: *International Journal of Fatigue* 100 (2017). *Multiaxial Fatigue 2016: Experiments and Modeling*, S. 530–539.
- [17] M. Groza, Y. Nadot und K. Varadi. „Defect size map for nodular cast iron components with ellipsoidal surface defects based on the defect stress gradient approach“. In: *International Journal of Fatigue* 112 (2018), S. 206–215.
- [18] P. Li u. a. „Quantification of the interaction within defect populations on fatigue behavior in an aluminum alloy“. In: *Acta Materialia* 57 (2009), S. 3539–3548.
- [19] C. Garb, M. Leitner und F. Grün. „Application of $\sqrt{\text{area}}$ -concept to assess fatigue strength of AlSi7Cu0.5Mg casted components“. In: *Engineering Fracture Mechanics* 185 (2017). XVIII International Colloquium Mechanical Fatigue of Metals, S. 61–71.
- [20] M. Tiryakioğlu. „Relationship between Defect Size and Fatigue Life Distributions in Al-7 Pct Si-Mg Alloy Castings“. In: *Metallurgical and Materials Transactions A* 40 (2009), S. 1623–1630.
- [21] R. Minichmayr und W. Eichelseder. „Ermüdung von Aluminium-Gussbauteilen unter Berücksichtigung der Gefügemerkmale Dendritenabstand und Porosität“. In: *Giesserei-Rundschau* 51 (2004).

- [22] D. Powazka u. a. „Fertigungsbedingte Einflüsse auf die Schwingfestigkeit von Al-Gussbauteilen. Leitner, H.; Eichelseder, W.; Oppermann, H.“ In: *Giesserei* 97 (2010).
- [23] S. Redik. *Mikrostrukturelle Einflüsse auf das HCF-Ermüdungsverhalten von AlSi-Gusslegierungen*. 2014.
- [24] B. Zhang. „Effect of solidification cooling rate on the fatigue life of A356.2-T6 cast aluminium alloy“. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 23 (2000).
- [25] Q. G. Wang, D. Apelian und D. A. Lados. „Fatigue behavior of A356/357 aluminum cast alloys. Part II \pm Effects of microstructural constituents“. In: *Journal of light metals* 1 (2001).
- [26] X. Zhu u. a. „Effects of microstructure and temperature on fatigue behavior of E319-T7 cast aluminum alloy in very long life cycles“. In: *International Journal of Fatigue* 28 (2006), S. 1566–1571.
- [27] Y. Murakami und S. Beretta. „Small Defects and Inhomogeneities in Fatigue Strength. Experiments, Models and Statistical Implications“. In: *Extremes* 2 (1999). Jun, S. 123–147.
- [28] H. Neuber. *Kerbspannungslehre. Theorie der Spannungskonzentration Genaue Berechnung der Festigkeit*. ger. 4. Auflage. Klassiker der Technik. Berlin und Heidelberg: Springer, 2001. 326 S.
- [29] A. A. Griffith. „The Phenomena of Rupture and Flow in Solids“. In: *Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences* 221 (1921), S. 163–198.
- [30] D. Gross und T. Seeliger. *Bruchmechanik. Mit einer Einführung in die Mikromechanik*. 6. Auflage. Lehrbuch. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg, 2016. 205 S.
- [31] G. R. Irwin. „Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Traversing a Plate“. In: *Journal of Applied Mechanics* (1957).
- [32] Y. Murakami. *Stress intensity factors handbook*. Oxford: Pergamon Press, 1987. 640 S.
- [33] H. Tada, P. C. Paris und G. R. Irwin. *The stress analysis of cracks handbook*. 3. ed. Tada, H. (editor) Paris, P. C. (editor) Irwin, G. R. (editor). New York: ASME Press, 2000. 677 S.

- [34] M. Sander. *Sicherheit und Betriebsfestigkeit von Maschinen und Anlagen. Konzepte und Methoden zur Lebensdauervorhersage*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2008.
- [35] M. H. El Haddad, T. H. Topper und K. N. Smith. „Prediction of non propagating cracks“. In: *Engineering Fracture Mechanics* 11 (1979), S. 573–584.
- [36] ASTM International, Hrsg. *Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness K_{Ic} of Metallic Materials ASTM E399-17*. 2017.
- [37] ASTM International, Hrsg. *Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates*. West Conshohocken, PA: ASTM International, 2008.
- [38] B. Tabernig und R. Pippan. „Determination of the length dependence of the threshold for fatigue crack propagation“. In: *Engineering Fracture Mechanics* 69 (2002), S. 899–907.
- [39] R. Pippan u. a. „Use of fatigue specimens precracked in compression for measuring threshold values and crack growth“. In: *Journal of Testing and Evaluation* 22 (1994), S. 98–103.
- [40] J. Maierhofer u. a. „The cyclic R-curve – Determination, problems, limitations and application“. In: *Engineering Fracture Mechanics* 198 (2017), S. 45–64.
- [41] E. Wolf. „Fatigue crack closure under cyclic tension“. In: *Engineering Fracture Mechanics* 2 (1970), S. 37–45.
- [42] Schijve, J. *Fatigue Crack Closure Observations and Technical Significance*. TU Delft Report LR-485. 1986.
- [43] P. K. Liaw. „Overview of Crack Closure at Near-Threshold Fatigue Crack Growth Levels“. In: *Mechanics of Fatigue Crack Closure*. Hrsg. von J. C. Newman und W. Elber. ASTM International, 1988, S. 62-62-31.
- [44] J. Maierhofer, R. Pippan und H.-P. Gänser. „Modified NASGRO equation for physically short cracks“. In: *International Journal of Fatigue* 59 (2014), S. 200–207.
- [45] J. Maierhofer, H. -P Gänser und R. Pippan. „Modified Kitagawa–Takahashi diagram accounting for finite notch depths“. In: *International Journal of Fatigue* 70 (2015), S. 503–509.
- [46] P. Paris und F. Erdogan. „A Critical Analysis of Crack Propagation Laws“. In: *Journal of Basic Engineering* 85 (1963), S. 528.

- [47] F. Erdogan und M. Ratwani. „Fatigue and fracture of cylindrical shells containing a circumferential crack“. In: *International Journal of Fracture Mechanics* 6 (1970).
- [48] J. C. Newman. „A crack opening stress equation for fatigue crack growth“. In: *International Journal of Fracture* 24 (1984).
- [49] H. P. Rossmanith. *Finite Elemente in der Bruchmechanik*. Vienna und s.l.: Springer Vienna, 1982. 372 S.
- [50] B. J. Carter, P. A. Wawrzynek und A. R. Ingraffa. *Automated 3D Crack Growth Simulation*. 2003. 40 S.
- [51] Meinhard Kuna. *Numerische Beanspruchungsanalyse von Rissen. Finite Elemente in der Bruchmechanik*. 1. Aufl. s.l.: Vieweg+Teubner (GWV), 2008. 453 S.
- [52] J. R. Rice. „A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks“. In: *Journal of Applied Mechanics* 35 (1968), S. 379.
- [53] C. Manu. „Quadratic isoparametric elements as transition elements“. In: *Engineering Fracture Mechanics* 24 (1986), S. 509–512.
- [54] N. Bronštejn und K. A. Semendjaev. *Taschenbuch der Mathematik*. 5., überarb. und erw. Aufl., unveränd. Nachdr. 2001.
- [55] P. A. Wawrzynek, B. J. Carter und A. R. Ingraffa. *Advances in Simulation of Arbitrary 3D Crack Growth using FRANC3D/NG*. 2010.
- [56] B. Gross und Srawley J. E. „Stress-Intensity Factors for Single-Edge-Notch Specimens in Bending or Combined Bending and Tension by Boundary Collocation of a Stress Function“. In: *NASA TN D-2395* (1964).
- [57] J. E. Srawley. „Wide Range Stress Intensity Factor Expressions for ASTM E399 Standard Fracture Toughness Specimens“. In: *Int. Journal of Fracture* 12 (1976), S. 475–476.
- [58] M. Vorel und E. Leidich. „Accuracy of Determining Stress Intensity Factors in Some Numerical Programs“. In: *Acta Polytechnica* 41 (2001).
- [59] R. Aigner, M. Leitner und M. Stoschka. „Fatigue strength characterization of Al-Si cast material incorporating statistical size effect“. In: *MATEC Web Conf* 165.14002 (2018).
- [60] D. Radaaj. „Geometriekorrektur zur Spannungsintensität an elliptischen Rissen“. In: *Schweißen und Schneiden* 29 (1977), S. 398–402.

- [61] R. C. Shah und A. S. Kobayashi. „Stress Intensity Factor for an Elliptical Crack Approaching the Surface of a Plate in Bending“. In: *Stress Analysis and Growth of Cracks: Proceedings of the 1971 National Symposium on Fracture Mechanics: Part 1*. Hrsg. von H. T. Corten und J. P. Gallagher. ASTM International, 1972.
- [62] S. A. Saltykov. *Stereometrische Metallographie*. von S. A. Saltykov. 1. Auflage, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig 1974. Bd. 6. 1975. 397 S.