

Zum Einfluss gängiger Gussfehler auf die Werkstoffkennwerte des duktilen Gusseisens EN-GJS-400

Zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften

der Fakultät für Maschinenbau
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

genehmigte

Dissertation

von

Dipl.-Phys. Martina Suty

geboren am 19.9.1980

in Bad Säckingen

Tag der mündlichen Prüfung: 12. September 2011
Hauptreferent: Prof. Dr. Oliver Kraft
Korreferent: Prof. Dr. Alexander Wanner

Zum Einfluss gängiger Gussfehler auf die Werkstoffkennwerte des duktilen Gusseisens EN-GJS-400

Die vorliegende Arbeit charakterisiert und beschreibt den Einfluss verschiedener Populationen von Hohlstellen auf eine duktile Gusseisenmatrix. Anhand eines realen Gussfehlers werden die zu betrachtenden Populationen klassifiziert und in Form eines Flachzugversuchs an Gusseisen mit Kugelgraphit der Sorte EN-GJS-400 mit zusätzlich eingebrachter Population experimentell nachgestellt. Diese Versuche sind die Grundlage zur Erstellung von Materialmodellen, deren Anwendbarkeit zur Beschreibung des Materialverhaltens mittels Finiter Elemente Simulation verifiziert wird. Hierfür wird über die gesamte Versuchsdauer das lokale Dehnungsverhalten mittels digitaler Bildkorrelation ausgewertet. Ein Versagenskriterium wird auf Basis eines plastischen Kollapses formuliert und mit Gefügeparametern in Verbindung gebracht. Es wird gezeigt, dass die gängige Betrachtung der Lochpopulation als durchgehende Störstelle oder Oberflächenriss überkonservativ ist.

On the influence of common casting defects on the material properties of ductile cast iron EN-GJS-400

This thesis characterizes and describes the influence of different void populations on a ductile cast iron matrix. Studying a real casting flaw, the respective populations are classified and are reproduced experimentally by means of a flat tensile test on ductile cast iron EN-GJS-400 with additionally introduced void populations. These experiments provide the basis for development of material models whose applicability to material behavior description is verified through finite element simulation. For this purpose, the local expansion behavior is evaluated over the entire test duration by means of digital image correlation. A failure criterion is formulated based on a plastic collapse and is correlated to the structure parameters. It is shown that the prevailing consideration of void populations as being continuous flaws or surface cracks is overconservative.

Inhaltsverzeichnis

Kurzzusammenfassung	ii
Einleitung	1
1. Grundlagen	5
1.1. Grundbegriffe und Methoden	5
1.1.1. Kraft und Spannung	5
1.1.2. Verformungen	7
1.1.3. Werkstoffkennwerte	8
1.1.4. Festigkeitshypothesen und plastisches Fließen	13
1.1.5. Poröse Plastizität und duktile Schädigung	15
1.1.6. Konzept der Spannungskonzentration	17
1.2. Bruchmechanik	19
1.2.1. Bruchzähigkeit	19
1.2.2. Bestimmung der Bruchzähigkeit	21
1.3. Strukturmechanische Methoden	27
1.3.1. Denkwerkzeug Schubviereck	27
1.3.2. Methode der Zugdreiecke	28
1.4. Mechanische Eigenschaften von Gusseisen mit Kugelgraphit	28
1.5. Ziel der Arbeit	32
2. Werkstoffcharakterisierung durch statische Flachzugversuche	33
2.1. Versuchsaufbau und Durchführung der mechanischen Prüfung	37
2.2. Ergebnisse der mechanischen Flachzugprüfung an EN-GJS-400	38
2.2.1. Festigkeitskennwerte	40
2.2.2. Verformungskennwerte	44
2.2.3. Dehn- und Spannungszunahmegeschwindigkeiten	46
2.2.4. Vergleichsmessungen am Werkstoff S235-JR	48
2.3. Ergebnisse der lokalen Dehnungsmessung mittels digitaler Bildkorrelation	52
2.3.1. Bestimmung des lokalen Fließverhaltens	54
2.4. Fraktographie und Verformungsverhalten	58
2.4.1. Gefügeparameter	59
2.4.2. Bruchflächen und Bruchverhalten	61
2.4.3. Oberflächen	63
2.4.4. Fraktographie von S235-JR	65

2.5.	Diskussion der Ergebnisse	68
2.5.1.	Vergleich der Festigkeitskennwerte	68
2.5.2.	Vergleich der Verformungskennwerte	77
2.5.3.	Strukturmechanische Betrachtungen der fraktographischen Ergebnisse	80
3.	Modellierung der Flachzugversuche mittels Finiter Elemente	87
3.1.	Materialmodelle für EN-GJS-400	89
3.1.1.	Ergebnisse - Materialmodell auf Basis der lokalen Dehnungsmessung	90
3.2.	Ergebnisse der simulierten Flachzugversuche	93
3.2.1.	Simulation Ende elastischer Bereich	94
3.2.2.	Simulation des maximalen Belastungszustandes	97
3.3.	Diskussion der FE-Betrachtungen	100
3.3.1.	Simulation einer unterteilten Referenzprobe	100
3.3.2.	Vergleich von unterteilter Referenzprobe und Geometrieprobe	103
3.3.3.	Dreidimensionale Simulation zur Fehlerabschätzung	104
3.3.4.	Fazit der Simulation des fehlerhaften Gefüges im Hinblick auf die Erstellung eines lokalen Versagenskriteriums	106
4.	Bruchmechanische Betrachtungen an SENT-Flachzugproben	109
4.1.	Versuchstechnik und Messaufbau	109
4.1.1.	Probenform	109
4.2.	Ergebnisse	111
4.2.1.	Bestimmung der Energie zur Rissinitierung	113
4.2.2.	Bestimmung der Energie bei maximaler Belastung	114
4.2.3.	Bestimmung der Gesamtenergie	115
4.3.	Ergebnisse der Vergleichsmessungen am Stahl S235-JR	116
4.3.1.	Bestimmung der Energie zur Rissinitierung	117
4.3.2.	Maximallast	119
4.3.3.	Gesamtenergie	119
4.4.	Diskussion der Ergebnisse	120
4.4.1.	Rissstartkräfte von EN-GJS-400	120
4.4.2.	Fehlerhaftes Gefüge als Oberflächenriss	121
4.4.3.	Vergleichende Betrachtungen des fehlerhaften Bereichs im Hinblick auf einen Oberflächenrisses	123
4.4.4.	Energetische Betrachtungen des fehlerhaften Bereichs im Hinblick auf bruchmechanische Kennwerte	126
4.4.5.	Betrachtung des fehlerhaften Gefüges mittels äquivalenter Risslänge im Gegensatz zu einem Oberflächenriss	131
5.	Zusammenfassung	135

A. Anhang	139
A.1. Flachzugversuche - Festigkeit	139
A.2. Flachzugversuche - Verformung	141
A.3. Fraktographie und Verformungsverhalten	145
A.4. Finite Elemente Simulationen der Flachzugversuche	148
A.5. Bruchmechanik - Kennwerte	150
Abkürzungen und Symbole	153
Literaturverzeichnis	157

Einleitung

Gießen ist ein thermodynamisch komplexer Vorgang [1] der hohen Anforderungen genügen muss. Der genauen Legierungszusammensetzung und den Gießparametern Temperatur und Abkühlgeschwindigkeit sind enge Grenzen gesetzt, um ein möglichst homogenes, fehlerfreies Gefüge zu erhalten [2, 3]. Änderungen dieser Parameter wirken sich auf das erhaltene Gefüge und somit auf das Bruchverhalten des Werkstoffs aus [4]. Trotz aller Bemühungen sind Gussfehler wie Lunker, Seigerungen u. ä. wenn auch in geringer Menge und Abmessung unvermeidlich. Oftmals unterliegen gegossene Bauteile und die hierfür verwendeten Materialien strengen Sicherheitsanforderungen [5, 6], so dass solche Ungängen lediglich bis zu einer geringen Größe zulässig sind.

Der Sicherheitsnachweis eines solchen Bauteils erfolgt u. a. über bruchmechanische Gewährleistungswerte [7]. Daher sind die Auswirkungen einer Fehlstellenpopulation auf die mechanischen Eigenschaften des Werkstoffs von wesentlicher Bedeutung. Eine genaue Fehlercharakterisierung ist für quantitative Aussagen unablässig. Zwar können Ungängen in Werkstücken mittels zerstörungsfreier Verfahren detektiert werden [8]. Um jedoch Fehlstellen im Gefüge exakt vermessen zu können, sind destruktive Methoden erforderlich, bei denen das Material beispielsweise schichtweise abgetragen und Fehler mittels Farbeindringprüfung vermessen werden.

Die entscheidene Frage ist, in wieweit eine Fehlstellenpopulation Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften des Werkstoffes und im Zusammenspiel mit der Geometrie auf die Integrität des Werkstücks hat. Generell ist es möglich Ungängen auf bekannte Fehlergeometrien zurückzuführen, um diese konservativ zu beschreiben [9]. Eine Abschätzung als durchgehender Lunker in der Größe des kompletten, fehlerbehafteten Gebiets bzw. als ein Oberflächenloch, welches von der Oberfläche bis zur Fehlstelle reicht, ist zwar konservativ aber ungenau.

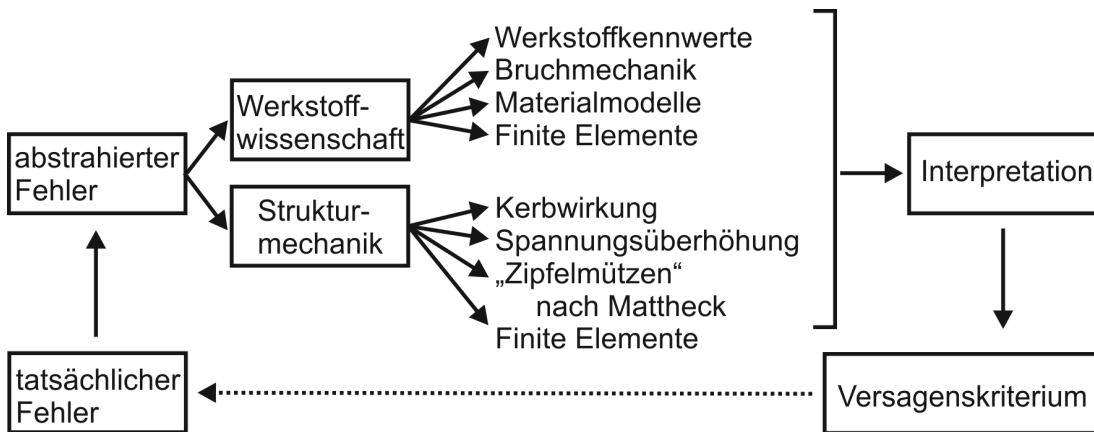
Bisherige Modellvorstellungen von Gefügefehlstellen [9] berücksichtigen nicht, inwiefern einzelne Fehlstellen und deren gegenseitige Wechselwirkung auf das Materialverhalten Einfluss nehmen. Dies ist jedoch für ein detaillierteres Verständnis und zur Bewertung der zu Grunde liegenden werkstoffmechanischen Mechanismen notwendig.

Die Verwendung und Auslegung von Gusseisen mit Kugelgraphit ist in Regelwerken abhängig von der Bauteilgröße und -anwendung umfassend geregelt [9, 10]. Seine Verwendung beispielsweise als Material für abschirmende Transport- und Lagerbehälter für radioaktive Stoffe [6, 7] erfordert die Zulassung durch Sicherheitsgutachten [11] welche auf dem Basisgutachten der Bundesanstalt für Materialprüfung und -forschung (BAM) basieren [8]. So sind in sicherheitstechnisch relevanten Bauteilen die Entnahmeorte für Proben zur Bestimmung von Materialkennwerten in den jeweiligen Zulassungsbestimmungen vorgeschrieben [8]. Taucht der Fehler dagegen an einem beliebigen Ort auf, kann keine Probe entnommen werden, ohne das Werkstück zu beschädigen oder gar zu zerstören. Dies wäre mitunter kostenintensiv und könnte die erforderliche Reproduzierbarkeit nicht garantieren. Eine Probenentnahme in erforderlicher Anzahl ist auf Grund der geringen Fehlerabmessungen nicht möglich. Eine gezielte Herstellung eines fehlerhaften Gusses ist jedoch im Zulassungsverfahren nicht vorgesehen, da so die tatsächlichen Gussbedingungen lediglich bedingt nachempfunden werden könnten [5]. So sprechen gegen eine systematische Anwendung mechanischer und bruchmechanischer Prüfmethode das lokal begrenzte Auftreten, die Form und Häufigkeitsverteilung der zu untersuchenden Gefügeungänge. Es bedarf einer alternativen Lösung zur Probenherstellung, um die Auswirkungen einer Fehlstellenpopulation im Labor systematisch nachbilden zu können.

Ebenfalls bedarf es zur Beurteilung einer Fehlstellenpopulation einer detaillierten theoretischen Beschreibung des Materialverhaltens mittels mikromechanischer Simulationen [12]. Dem Gusswerkstoff EN-GJS-400 wird hierbei generell porös-plastisches Verformungsverhalten zugrunde gelegt [13]. Hierbei findet das mikromechanische Gursonmodell Anwendung, welches der homogenisierten Matrix eine Porosität zuweist [14]. Die Wechselwirkung der dabei als Löcher angenommenen Graphiteinschlüsse finden Berücksichtigung in der Erweiterung des Gurson-Modells durch Tvergaard und Needleman [15]. Hierbei bleiben jedoch etwaige Gefügedefekte außer Acht. Eine mathematisch korrekte, mikromechanische Beschreibung des Gusseisens mit zusätzlicher Fehlstellenpopulation stellt eine homogene duktile Matrix dar, welche zwei unterschiedliche Lochpopulationen aufweist [16]. Dabei werden die Auswirkungen der Populationen, welche jeweils stark unterschiedlich sein können, auf das Materialverhalten ebenfalls mittels Finiter Elemente Simulation untersucht [17]. Eine Verallgemeinerung auf beliebige Lochpopulationen, z. B. in Form einer homogenisierten Darstellung des fehlerhaften Bereichs, steht noch aus.

Vorgehen und Betrachtungsweisen

Die vorliegende Arbeit bedient sich zweier wesentlicher Konzepte zur Betrachtung einer bzw. mehrerer Fehlstellenpopulationen in einem Festkörper. Der grundlegende Zusammenhang ist in unten stehendem Flussdiagramm schematisch dargestellt. Der abstrahierte Fehler kann neben der wesentlicheren werkstoffmechanischen Untersuchung auch strukturmechanisch betrachtet werden. Einerseits beschäftigt sich die Werkstoffwissenschaft mit mechanischen Kenngrößen, beispielsweise aus Zugversuchen und bruchmechanischen Versuchen, was u.a. vergleichende energetische Betrachtungen erlaubt. Auf der anderen Seite bedient sich die Strukturmechanik grundlegender Konzepte, die universell gültig und materialunabhängig sind, so dass eine generalisierte Betrachtung möglich ist.



Durch die Zusammenführung messbarer Größen aus unterschiedlichen Versuchen und zusätzlich grundlegender, strukturmechanischer Zusammenhänge erlaubt diese Vorgehensweise eine umfassende Interpretation. So soll ein verfeinertes Versagenskriterium gefunden werden, welches Aussagen über den Einfluss des tatsächlichen Fehlers zulässt.

Aufbau und Inhalt der Arbeit

Zur Durchführung der genannten Vorgehensweise sind mehrere Arbeitsschritte notwendig:

- Abstraktion des realen Gussfehlers und Erstellung einer Modellvorstellung
- Durchführung von Experimenten an unterschiedlichen Lochpopulationen
- Identifikation von Materialparametern

- Verknüpfung der Kennwerte mit Gefügeparametern durch Analyse der Bruchflächen und der Gefügeschliffe
- Nachbildung der Experimente mittels der Methode der Finiten Elemente
- Erstellung und Verifikation eigener Materialmodelle
- Formulierung eines Schädigungs- bzw. Versagenskriteriums
- Untersuchung der Auswirkungen auf eine bruchmechanische Charakterisierung

Zunächst werden in Kapitel 1 Notationen und theoretische Grundlagen eingeführt. Speziell in Abschnitt 1.3 werden die für die strukturmechanische Betrachtung benötigten Denkwerkzeuge vorgestellt. Anschließend wird auf die mechanischen Eigenschaften und Besonderheiten von Gusseisen mit Kugelgraphit, speziell der Sorte EN-GJS-400 (Abschnitt 1.4) eingegangen. Im Hinblick auf eine sicherheitsrelevante Anwendung wird das Ziel der Arbeit (Abschnitt 1.5) erläutert. Kapitel 2 widmet sich den an Flachzugproben durchgeführten Experimenten. Der experimentelle Aufbau (Abschnitt 2.1) sowie die hierfür verwendete Versuchstechnik werden vorgestellt. In Abschnitt 2.3 wird das Verfestigungsverhalten bestimmt. Dies dient als Basis für die Erstellung der Materialmodelle zur Nachbildung der Flachzugversuche mittels numerischer Simulation. Auf der Basis des Verformungsverhaltens wird ein Versagenskriterium für eine duktile Matrix mit verschiedenen Lochpopulationen aufgestellt. Die motivierten Materialmodelle werden in Kapitel 3 vorgestellt und mit Literaturmodellen verglichen. In Kapitel 4 wird anhand eines energetischen Vergleichs der Einfluß der Lochpopulationen bruchmechanisch abgeschätzt. Fraktografische Untersuchungen der Bruchflächen und des Gefüges bringen die bestimmten Materialparameter mit Gefügekenwerten in Verbindung.

1. Grundlagen

Bevor auf die wesentlichen Untersuchungen der Arbeit eingegangen wird, sollen grundlegende Notationen eingeführt werden. An geeigneter Stelle wird auf weiterführende Literatur verwiesen.

1.1. Grundbegriffe und Methoden

1.1.1. Kraft und Spannung

Die Kraft F ist eine vektorielle Größe. Ihre Einheit ist Newton.

$$\vec{F} = \text{Masse } m \cdot \text{Beschleunigung } \vec{a} \quad (1.1)$$

$$[F] = [m \cdot a] = \text{kg} \cdot \frac{\text{m}}{\text{s}^2} = 1 \text{ N} \quad (1.2)$$

Wirken auf einen ruhenden oder gleichmäßig beschleunigten Körper äußere Kräfte werden dadurch innere Kräfte - die Spannungen - im Material hervorgerufen. Wird die Kraft ΔF auf das Flächenelement ΔA bezogen, so gilt

$$\vec{\sigma} = \lim_{\Delta A \rightarrow 0} \frac{\Delta \vec{F}}{\Delta A} = \frac{d\vec{F}}{dA} \quad (1.3)$$

Spannung trägt die Einheit Pascal

$$[\sigma] = [F/A] = \frac{\text{N}}{\text{m}^2} = 1 \text{ Pa} \quad (1.4)$$

Durch diese Definition ist auch die Spannung eindeutig durch Betrag und Richtung definiert. Somit kann der Spannungsvektor $\vec{\sigma}$ in einen Normalspannungsanteil σ_n senkrecht zu ΔA und einen Schubspannungsanteil τ zerlegt werden. Der Schubspannungsanteil setzt sich zusammen aus τ_x und τ_y , Abb. 1.1.

Die Symmetrie des Spannungstensors $\sigma_{ij} = \sigma_{ji}$ kann graphisch durch die Methode der Schubvierecke veranschaulicht werden, Abschnitt 1.3.

Aus der Gleichgewichtsbedingung der inneren Momente folgt [18]

$$\tau_{xy} = \tau_{yx} \quad \tau_{xz} = \tau_{zx} \quad \tau_{yz} = \tau_{zy} \quad (1.5)$$

1. Grundlagen

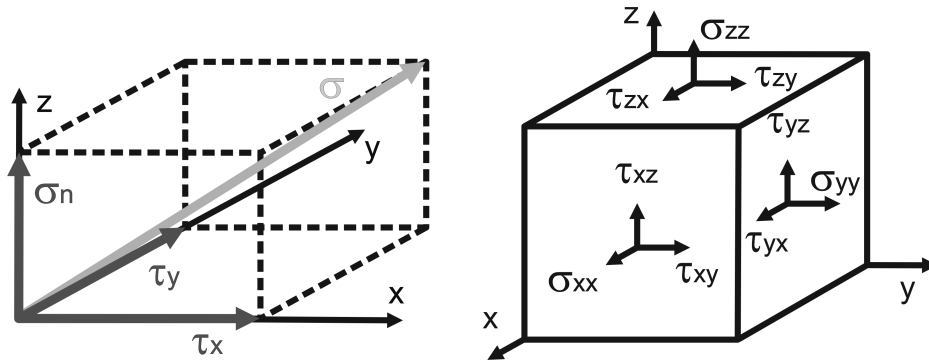


Abb. 1.1.: Links: Zerlegung des Spannungsvektors in kartesischen Koordinaten, rechts: Komponenten des Spannungstensors an einem infinitesimalen Volumenelement

Somit gilt für den Spannungstensor eines allgemeinen, räumlichen Spannungszustandes

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \dots & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \dots & \dots & \sigma_z \end{pmatrix} \quad (1.6)$$

Der Tensor kann auf Hauptnormalform gebracht werden. D. h. es existiert ein Koordinatensystem, so dass alle Schubspannungskomponenten τ_{ij} mit $i, j = x, y, z$ verschwinden

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_1 & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_2 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_3 \end{pmatrix} \quad (1.7)$$

wobei für die Hauptnormalspannungen o.B.d.A. $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$ gilt.

Ein besonderer Spannungszustand ist der Ebene Spannungszustand. Er tritt auf, wenn in nur einer Ebene Spannungen auftreten. Ein Beispiel sind Oberflächen oder in Näherung dünne, ebene Geometrien wie zum Beispiel Bleche, da hier in der dritten Raumrichtung keine Kräfte angreifen, bzw. sie vernachlässigt werden können. Es gilt

$$\sigma_z = \tau_{xz} = \tau_{yz} = 0 \quad (1.8)$$

Die Hauptnormalspannungen ergeben sich aus

$$\sigma_{1,2} = \frac{1}{2}(\sigma_x + \sigma_y) \pm \sqrt{\frac{1}{4}(\sigma_x - \sigma_y)^2 + \tau_{xy}^2} \quad , \quad \sigma_3 = 0 \quad (1.9)$$

1.1.2. Verformungen [19]

Spannungen bewirken in einem Körper Formänderungen. Um den Verzerrungszustand eines Punktes zu bestimmen betrachtet man die Verschiebungen u, v, w eines Volumenelements in x, y, z -Richtung, die Dehnungen $\epsilon_x, \epsilon_y, \epsilon_z$ bezogen auf die Kantenlängen des Elements und die Scherungen/Gleitungen $\gamma_{xy}, \gamma_{yz}, \gamma_{zx}$ der Eckwinkel des Elements. Abb. 1.2 zeigt die Zusammenhänge in zwei Dimensionen. Es gilt für die Dehnungen

$$\epsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x}, \epsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y}, \epsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z}, \quad (1.10)$$

sowie für die Gleitungen

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y}, \gamma_{xz} = \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z}, \gamma_{yz} = \frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z}. \quad (1.11)$$

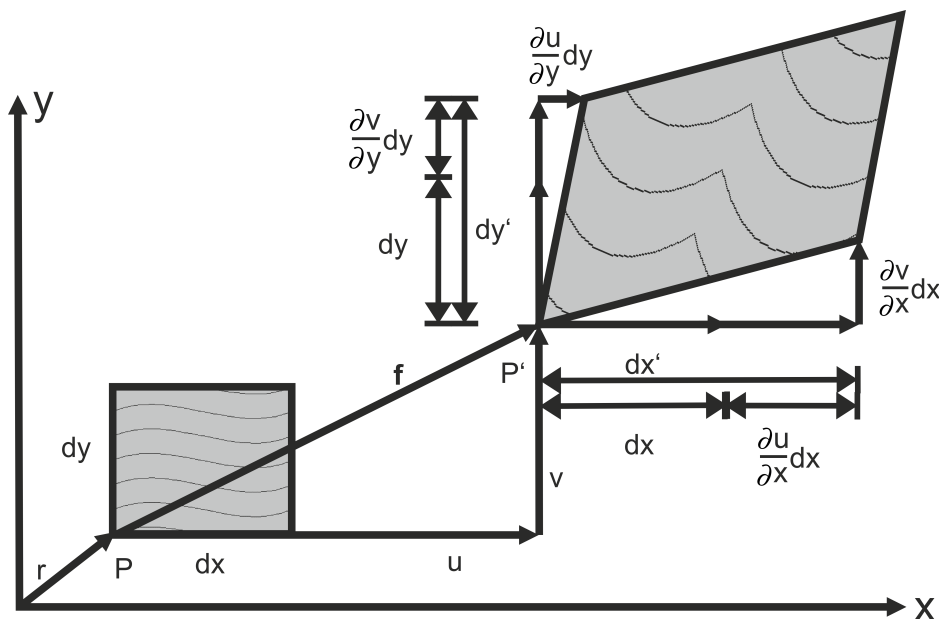


Abb. 1.2.: Zweidimensionale Darstellung von Verzerrungen

Bei linear-elastischem Materialverhalten sind Spannungen und Dehnungen durch elastische Konstanten miteinander verknüpft, im isotropen Fall gilt:

- Elastizitätsmodul E ($\sigma = E \cdot \epsilon$)
- Schubmodul G ($\tau = G \cdot \gamma$)
- Querkontraktionszahl ν ($\epsilon_{\text{senkrecht}} = -\nu \cdot \epsilon_{\text{parallel}}$)

Es gilt der Zusammenhang

$$2 \cdot G = \frac{E}{1 + \nu} \quad (1.12)$$

Somit kann man die Dehnungen als Funktion der Spannungen in Form des verallgemeinerten Hookeschen Gesetzes ausdrücken

$$\epsilon_x = \frac{1}{E} [\sigma_x - \nu(\sigma_y + \sigma_z)] \quad (1.13)$$

$$\epsilon_y = \frac{1}{E} [\sigma_y - \nu(\sigma_z + \sigma_x)] \quad (1.14)$$

$$\epsilon_z = \frac{1}{E} [\sigma_z - \nu(\sigma_x + \sigma_y)] \quad (1.15)$$

$$(1.16)$$

1.1.3. Werkstoffkennwerte [20]

Materialkennwerte werden meist im einachsigen Zugversuch ermittelt [21]. Der sogenannte einachsige Spannungszustand liegt dann vor, wenn nur eine Hauptnormalspannung ungleich Null ist. In einer beliebigen Ebene in einem Zugstab, an dem die Spannung σ_1 anliegt schließt der Normalenvektor \vec{n} mit der Belastungsrichtung den Winkel α ein. Dann ist die Normalspannung gegeben durch

$$\sigma_n = \sigma_1 \cdot \cos^2 \alpha \quad (1.17)$$

Auf dieser Ebene setzt plastische Verformung, d. h. Versetzungsbewegung ein, wenn die Streckgrenze des Materials erreicht ist. Hierfür ist die resultierende Schubspannung τ relevant. Sie berechnet sich aus der Zugspannung σ_1 als

$$\tau = \sigma_1 \cdot \cos \alpha \cdot \sin \beta \quad (1.18)$$

mit β dem Winkel zwischen Zug- und Gleitrichtung. Die Schubspannung erreicht ihren höchsten Wert für $\alpha = \beta = 45^\circ$ [22].

Die wichtigsten Kennwerte des Zugversuchs sind in Bild 1.3 schematisch aufgezeigt. Die materialtypische Spannungs-Dehnungskurve stellt das elastisch-plastische Werkstoffverhalten dar. Den Anfangsbereich der Kurve kennzeichnet die Hookesche Gerade. Ihre Steigung ist gegeben durch den Elastizitätsmodul E . Den Übergang von elastischem zu plastischem Bereich beschreibt die Dehngrenze R_p . Bei Werkstoffen ohne ausgeprägte Streckgrenze R_{eS} wird eine Ersatzdehngrenze angegeben zum Beispiel $R_{p0,1}$ (wenn 0,1% plastische Dehnung erreicht sind). Das Maximum der Kurve gibt die maximal ertragbare

Spannung, die sogenannte Zugfestigkeit R_m des Materials an. Bis hierhin hat sich das Material gleichmäßig gedehnt. Nun beginnt es sich bei zunehmender Belastung einzuschnüren, was einen Abfall der nominellen, nicht aber der realen Spannung zur Folge hat, da hier die tatsächliche Querschnittsfläche stärker als in der restlichen Probe abnimmt (gestrichelte Linie in Abb. 1.3). Aus diesem Diagramm lassen sich auch die zugehörigen Dehnungen ablesen. Durch eine Parallelverschiebung der Hookeschen Geraden lassen sich elastischer und plastischer Anteil voneinander unterscheiden. So können die Bruchdehnung A und die Gleichmaßdehnung bestimmt werden. Wohingegen die Brucheinschnürung Z an der Probe selbst ausgemessen werden muss.

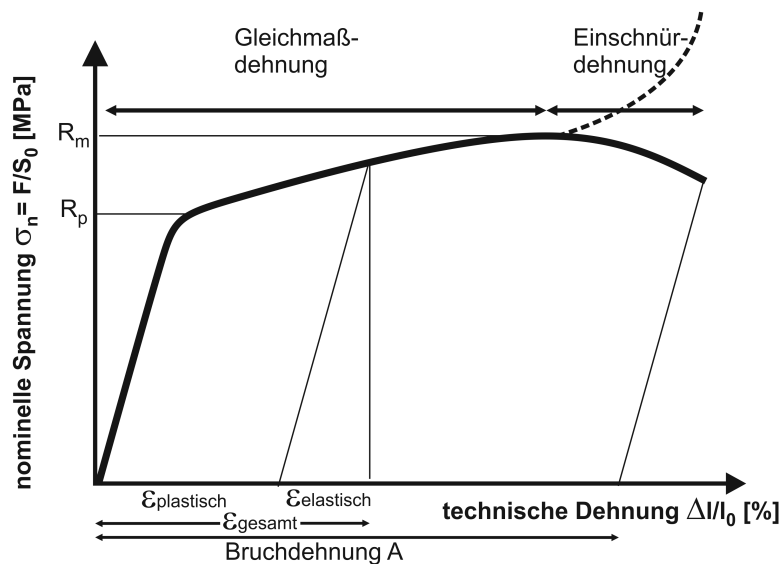


Abb. 1.3.: Schematische Darstellung eines Spannungs-Dehnungs-Diagramms zur Bestimmung der Werkstoffkennwerte; gestrichelt eingezeichnet ist der wahre Spannungsanstieg

In der gemessenen Fließkurve werden die technische Dehnung und die nominelle Spannung aufgetragen. Diese Größen beschreiben jedoch die tatsächlichen Vorgänge im Werkstoff nicht ausreichend. So ist es sinnvoll die Spannung auf den aktuellen Probenquerschnitt zu beziehen. Es gilt für die sogenannte wahre Spannung $\sigma_w = F/S$. Ebenfalls ist es sinnvoll den Dehnungszuwachs, d.h. den Verlängerungszuwachs bezogen auf die momentane Probenlänge zu betrachten. Demnach gilt für die wahre Dehnung $\epsilon_w = \ln l/l_0$. Der Zusammenhang zwischen den gemessenen technischen und den wahren Größen ist gegeben durch die Volumenkonstanz. Es gilt [23]

$$\sigma_{wahr} = \sigma_{techn} \cdot (1 + \epsilon_{techn}), \epsilon_{wahr} = \ln(1 + \epsilon_{techn}) \quad (1.19)$$

Bestimmung der Dehngeschwindigkeit

Neben der Messtechnik (Steifigkeit der Prüfmaschine, Lasteinleitung, etc.) haben auch Probengeometrie und Dehngeschwindigkeit Einfluss auf das ermittelte Werkstoffverhalten. Aufgrund der Abhängigkeit der Materialkennwerte und des gesamten Fließverhaltens von der Belastungsgeschwindigkeit wird die Dehngeschwindigkeit bestimmt. Der Kurvenverlauf kann in einen elastischen t_{el} und einen plastischen t_{pl} Bereich unterschieden werden, siehe Abbildung 1.4. Der gemessene Spannungsverlauf wird über die Zeit aufgetragen. Da die Dehnungskomponenten über den gesamten Versuchsverlauf nicht konstant sind, werden diese im jeweiligen Bereich gemittelt, gemäß der Vorgehensweise in [24]. Durch zeitliche Ableitung der in der Messlänge gemessenen Dehnung werden elastischer und plastischer Bereich jeweils für sich gemittelt.

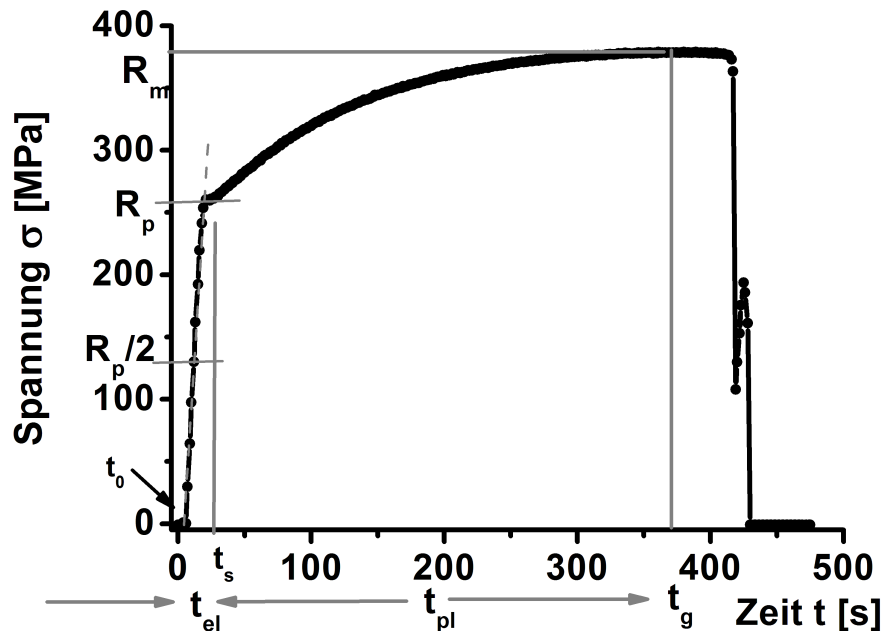


Abb. 1.4.: Bestimmung der mittleren Dehngeschwindigkeiten für elastischen und plastischen Bereich am Beispiel einer EN-GJS-400-Messkurve bei konstanter Belastungsgeschwindigkeit.

Im elastischen Bereich ist die mittlere elastische Dehngeschwindigkeit $\bar{\epsilon}_{el}$ gleich dem Mittelwert über den Kurvenanstieg bis zum Erreichen der 0,1%-Dehngrenze. Die am Ende des elastischen Bereichs erreichte Dehngeschwindigkeit beträgt

$$\dot{\epsilon}_{el} = \frac{R_{p0,1}}{E \cdot t_{el}}, \text{ mit } t_{el} = t_s - t_0, \quad (1.20)$$

wobei der Elastizitätsmodul als dehngeschwindigkeitsunabhängig angenom-

men wird. Die Zeit t_{el} ist die Zeit von Beginn bis zum Erreichen des Endes des elastischen Bereichs. Die Zeit t_0 wird bestimmt durch den Schnittpunkt der Geraden durch die Punkte $R_{p0,1}$ und $R_{p0,1}/2$ mit der Zeitachse, so dass die beim Zugversuch anfänglich geringere Dehngeschwindigkeit unberücksichtigt bleibt.

Die mittlere plastische Dehngeschwindigkeit $\bar{\dot{\epsilon}}_{pl}$ ist gleich dem Mittelwert der Dehngeschwindigkeit ab dem Erreichen der $R_{p0,1}$ -Dehngrenze bis zum Erreichen der Zugfestigkeit. Die plastische Dehngeschwindigkeit wird bestimmt mittels der Gesamtdehnung A_{gt} bezogen auf die Messlänge L_0 und der Zeit t_{pl} für den plastischen Bereich der Fließkurve bzw. der Gesamtzeit t_g bis zum Erreichen der Zugfestigkeit

$$\dot{\epsilon}_{pl} = \frac{A_{gt}}{t_{pl}}, \text{ mit } t_{pl} = t_g - t_s. \quad (1.21)$$

Der plastische Anteil an der Gesamtdehnung überwiegt bei Weitem den Zuwachs an elastischen Anteil jenseits der Streckgrenze. Letzterer kann daher vernachlässigt werden.

Gemäß Tabelle 3 in [21] muss die Spannungszunahmegeschwindigkeit bei der Bestimmung der Dehngrenze in den Grenzen $\Delta MPa/s = 6$ bis maximal 60 liegen für ein Material mit einem Elastizitätsmodul größer $150000 MPa$. Bei der Bestimmung der $R_{p0,2}$ -Dehngrenze muss die Dehngeschwindigkeit zwischen $\dot{\epsilon}_{el} = 0,00025/s$ und $0,0025/s$ liegen. Bei der Bestimmung der Zugfestigkeit darf die Dehngeschwindigkeit $\dot{\epsilon}_{pl} = 0,008/s$ nicht überschritten werden.

Multilineare Approximation von Materialkennlinien mittels Sekantenmodul

Bei linear-elastischem Materialverhalten genügt zur mathematischen Beschreibung die Kenntnis des Elastizitätsmoduls E und der Querkontraktion ν . Es gilt das Hookesche Gesetz

$$\sigma = E \cdot \epsilon \quad (1.22)$$

Das plastische Verfestigungsverhalten eines Materials wird im Folgenden analog zur Vorgehensweise in [25] abschnittsweise beschrieben (Abb. 1.5) durch die Gleichung

$$R = R(\epsilon_{pl}) \text{ mit } R(0) = R_{pl} \quad (1.23)$$

wobei R die maximal mögliche Spannung für gegebene plastische Verformung ϵ_{pl} ist, $\sigma \leq R$, mit der Fließbedingung $|\sigma| = R$ als notwendige Bedingung für plastische Verformung.

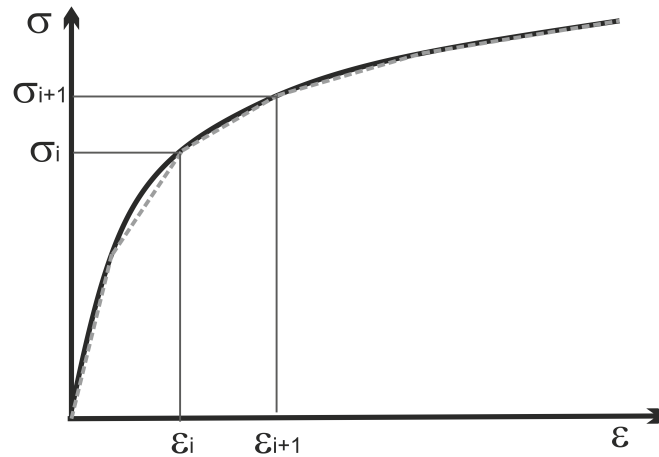


Abb. 1.5.: Multilineare Approximation der Messkurve (gepunktet)

Zur mathematischen Beschreibung des gemessenen Verfestigungsverhaltens muss eine Funktion gefunden werden, die zudem die spezifischen Kennwerte korrekt wiedergibt.

Durch die Verfestigungskurve sind $m + 1$ Wertepaare $\{\epsilon_i, \sigma_i\}, i = 0, \dots, m$ vorgegeben. Für den i -ten Kurvenabschnitt gilt

$$\sigma = \sigma_i + T_i \cdot (\epsilon - \epsilon_i) \quad , \quad i \geq 0 \quad , \quad \sigma_0 = 0 \quad , \quad \epsilon_0 = 0 \quad (1.24)$$

mit dem Sekantentenmodul

$$T_i = \frac{\sigma_{i+1} - \sigma_i}{\epsilon_{i+1} - \epsilon_i} \quad (1.25)$$

wobei $T_0 = E$ dem Elastizitätsmodul im Ursprung zugeordnet werden kann. Elastische und plastische Deformationen verhalten sich additiv und die Fließfunktion kann geschrieben werden als

$$R(\epsilon_{pl}) = R_i + T_i^{pl} \cdot \epsilon_{pl} \quad (1.26)$$

dabei ist $T_i^{pl} = E \cdot T_i / (E - T_i)$ der plastische Sekantentenmodul für den Bereich i .

Die gesamte darzustellende Materialkennkurve setzt sich zusammen aus den abschnittsweisen definierten Geradenstücken

$$\sigma = \sigma_j + T_j \cdot (\epsilon - \epsilon_j) \quad , \quad \text{für } j = 0 \text{ bis } m + 1 \quad (1.27)$$

wobei das Geradenstück $(m + 1)$ eine numerische Extrapolation für sehr große Verformungen darstellt. Diese dient zur Absicherung der Simulation mittels finiter Elemente.

Potenzapproximation nach Ramberg-Osgood

Zur Beschreibung der Verfestigung eines Materials kann die uniaxiale Spannungs-Dehnungs-Kurve durch die Gleichung

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_0} = \underbrace{\frac{\sigma}{\sigma_0}}_{\epsilon_{el}/\epsilon_0} + \alpha \cdot \underbrace{\left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^n}_{\epsilon_{pl}/\epsilon_0} \quad \text{für } \alpha > 0, n \geq 1 \quad (1.28)$$

approximiert werden (Ramberg-Osgood-Gesetz) [26]. Die Dehnung setzt sich additiv aus elastischem und plastischem Anteil zusammen. Der Exponent n steht hierbei für die Verfestigung des Materials. Das Gesetz geht für $n = 1$ in vollständig lineares Verhalten über und nähert sich für $n \rightarrow \infty$ elastisch-idealplastischem Materialverhalten an.

1.1.4. Festigkeitshypothesen und plastisches Fließen

Um ein Versagen eines realen Bauteils zu verhindern, dürfen zulässige Belastungshöchstwerte nicht überschritten werden. Diese sind abhängig vom Materialverhalten. Die hierzu benötigten Materialkennwerte (Zugfestigkeit R_m , Streckgrenze R_p , etc.) werden meist unter einachsiger Belastung ermittelt. Das reale Bauteilverhalten entspricht einer solchen Idealisierung jedoch nicht. Deswegen bedienen sich die Festigkeits- oder auch Bruch- und Versagenshypothesen einer sogenannten Vergleichsspannung σ_v , um mit ihrer Hilfe Aussagen darüber zu machen, unter welchen Voraussetzungen ein bestimmtes Material versagt. So ist es möglich, den komplizierteren räumlichen Spannungszustand in eine skalare Größe zu überführen.

Liegt sprödes Materialverhalten vor, versagt das Material durch einen Normalspannungsbruch, wenn die größte anliegende Zugspannung σ_1 die Zugfestigkeit R_m erreicht (Hauptspannungshypothese). Es gilt

$$\sigma_v = \sigma_1 \quad (1.29)$$

wobei der Einfluß der anderen Hauptspannungen σ_2 und σ_3 vernachlässigt wird.

Liegt jedoch duktiler Materialverhalten vor, ist der Zustand kritisch, wenn plastische Verformung einsetzt. Gemäß Gleichung 1.23 (Fließbedingung) setzt plastisches Fließen genau dann ein, wenn, abhängig vom Spannungszustand, der Materialkennwert R_p erreicht bzw. überschritten wird. Dann ist ein dreiachsiger Spannungszustand $\vec{\sigma}$ hinsichtlich der Materialbeanspruchung äquivalent zu einem einachsigen Spannungszustand $\vec{\sigma}_v$. Für das Einsetzen plastischer Verformung sind zwei Hypothesen die gebräuchlichsten:

Hauptschubspannungshypothese

Das Kriterium der maximalen Schubspannung (S-Kriterium) oder auch Tresca-Kriterium wird meist bei statischen Belastungsbedingungen angewendet. Es besagt, dass die maximale Schubspannung τ_{max} für das Materialversagen verantwortlich ist. Wenn die Hauptspannungen bekannt sind, gilt

$$\sigma_v = 2\tau_{max} = \sigma_1 - \sigma_3 = R_p \quad (1.30)$$

wobei, gemäß Gleichung 1.7, σ_1 die maximale und σ_3 die minimale Hauptspannung sind.

Gestaltänderungsenergiehypothese

Versagen bei diesem Kriterium, welches auch von Mises-Kriterium genannt wird, tritt ein, wenn die Gestaltänderungsenergie einen kritischen Wert erreicht. Dieses Versagenskriterium wird hauptsächlich dann angewendet, wenn plastische Verformung oder Ermüdung das Versagen des Bauteils bestimmen. Allgemein gilt im dreiachsigen Fall Vergleichsspannung oder von Mises Spannung

$$\sigma_v = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - \sigma_x\sigma_y - \sigma_x\sigma_z - \sigma_y\sigma_z + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2)} \quad (1.31)$$

Für den ebenen Spannungszustand ($\sigma_z = 0$) ergibt sich

$$\sigma_v = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x\sigma_y + 3\tau_{xy}^2} \quad (1.32)$$

Wenn die Hauptspannungen bekannt sind, ergibt sich allgemein

$$\sigma_v = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (1.33)$$

bzw. im ebenen Spannungszustand

$$\sigma_v = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1\sigma_2} \quad (1.34)$$

Eine Fließbedingung kann verstanden werden als Fläche im Spannungsraum, dargestellt in Abb. 1.6 in zwei Dimensionen. Im Fall der von Miseschen Fließbedingungen ist dies eine Ellipse. Im Falle der Trescaschen Fließbedingung, die davon ausgeht, dass Fließen einsetzt, wenn die maximale Schubspannung einen bestimmten Wert erreicht, ist die Fließfläche ein hexagonales Prisma, dessen Mittelachse mit der hydrostatischen Geraden ($\sigma_1 = \sigma_2$) zusammenfällt. Analog zur von Miseschen Spannung kann eine plastische Vergleichsdehnung $\varepsilon_{p,v}$ definiert werden. Mit Hilfe dieser sogenannten von Mises-Dehnung

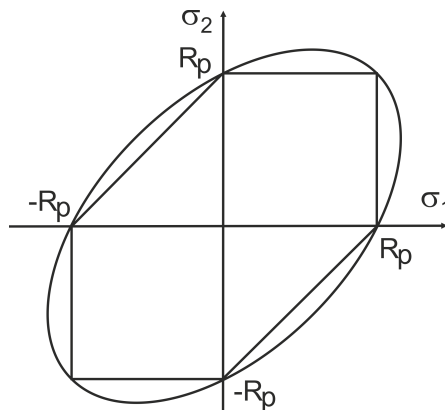


Abb. 1.6.: Fließbedingungen nach von Mises und Tresca im zweidimensionalen Spannungsraum

können mehrachsige Dehnungszustände auf eine äquivalenten einachsige Dehnung zurückgeführt werden. Sie berechnet sich gemäß

$$\varepsilon_{p,v} = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2} \quad (1.35)$$

wobei $\varepsilon_1, \varepsilon_2$ und ε_3 die plastischen Hauptdehnungen sind, für die gilt $\varepsilon_1 > \varepsilon_2 > \varepsilon_3$. Die Hypothese kann mit den Definitionen nach von Mises sowohl für ein Vergleichsspannung σ_v als auch für eine entsprechende Vergleichsdehnung $\varepsilon_{p,v}$ definieren.

1.1.5. Poröse Plastizität und duktile Schädigung

Zur späteren Beschreibung des Gusseisens EN-GJS-400 bedarf es eines Materialmodells, welches die Eisenmatrix mit den kugelförmigen Graphiteinschlüssen beschreibt. Diesen Anforderungen genügt das Gurson-Tvergaard-Needleman-Modell (GTN) [15]. Diesem Modell liegt das sogenannte Gurson-Modell [14] zugrunde, welches von sphärischen Hohlräumen in einem unendlich ausgedehnten plastischen Festkörper ausgeht. Das plastische Fließen hängt nicht nur von der plastischen Dehnung ab, sondern auch vom plastischen Fließen des porösen Kontinuums. Letzteres ist abhängig vom Hohlraumvolumenanteil f . Bei Einsetzen duktiler Schädigung wird sein Wachstum beschrieben durch

$$\dot{f} = \dot{f}_{\text{Keimbildung}} + \dot{f}_{\text{Wachstum}} \text{ mit } f(t_0) = f_0, \quad (1.36)$$

wobei der Anfangshohlraumanteil f_0 gleich dem Volumen der Graphiteinschlüsse ist [27]. Die skalare Größe f beschreibt somit eine Volumenänderung [28].

Das Gurson-Modell geht davon aus, dass die Mikroporen keine gegenseitige Beeinflussung erfahren. Die Fließbedingung lautet

1. Grundlagen

$$\sigma = \frac{\sigma_v^2}{\sigma_M^2} + 2f \cosh\left(\frac{3\sigma_h}{2\sigma_M}\right) - 1 - f^2 = 0. \quad (1.37)$$

Hierbei sind σ_v die makroskopische von Mises Vergleichsspannung und σ_M die aktuelle, effektive, räumlich konstante Fließspannung des Matrixmaterials (Streckgrenze). Sie beschreibt den in Wirklichkeit inhomogenen Fließ- und Verfestigungszustand des Matrixmaterials. Das Gurson-Modell beinhaltet den Spezialfall: Für verschwindendes Hohlraumvolumen $f = 0$ verschwindet der Einfluß der hydrostatischen Spannung σ_h und Gleichung 1.37 geht in die von Misessche Fließbedingung über [29].

Da die Poren jedoch durchaus verschmelzen, modifizierten Tvergaard und Needleman die Gursonsche Fließfunktion, [30]. Die Fließbedingung des sogenannten GTN-Modells wird zu

$$\sigma = \frac{\sigma_v^2}{\sigma_M^2} + 2q_1 f^* \cosh\left(\frac{3}{2}q_2 \frac{\sigma_h}{\sigma_M}\right) - (1 + q_3 f^{*2}) = 0 \quad (1.38)$$

wobei σ_M^2 eine mittlere einachsige Vergleichsspannung des Matrixmaterials darstellt [13]. Die Parameter q_i sind Materialparameter, für die in der Literatur die Werte $q_1 = 1,5$, $q_2 = 1$ und $q_3 = q_1^2$ empfohlen werden [30,31].

Die Funktion $f^*(f)$ steht für den effektiven Porenvolumenanteil, bezeichnet die Schädigung des Materials und wird so gewählt, dass völliges Materialversagen bei realistischerer Schädigung als beim Gursonmodell eintritt. Tatsächlich ist der Tragfähigkeitsverlust ab einer bestimmten Schädigung beschleunigt [13].

Für die bilineare Funktion $f^*(f)$ gilt

$$f^*(f) = \begin{cases} f & \text{für } f \leq f_c \\ f_c + \kappa(f - f_c) & \text{für } f > f_c \text{ mit } \kappa = \frac{f_u^* - f_c}{f_f - f_c} \end{cases} \quad (1.39)$$

mit dem kritischen Porenvolumenanteil f_c , bei dem die Poren beginnen sich zu vereinigen. Diese Definition berücksichtigt Porenneuentstehung, sich verstärkende Wechselwirkung der Poren untereinander, sowie ihre schließliche Vereinigung bei ihrem Wachstum. Bei Erreichen des (realen) finalen Porenvolumens f_f versteht man den makroskopischen Bruch der Probe, mit der zugehörigen Schädigung und mathematischen Größe f_u^* , d./h. Materialversagen tritt dann ein, wenn die Bedingung $f^*(f_f) = 1/q_1$ erreicht ist und das Material den Zusammenhalt verliert. Veranschaulicht bedeutet dies ein Schrumpfen der Fließfläche im Spannungsraum mit zunehmendem Hohlraumvolumenanteil. In der Literatur werden für Gusseisen mit Kugelgraphit folgende Werte verwendet: $f_0 = 0,005$, $f_c = 0,15$, $\kappa = 5,16$, [31].

1.1.6. Konzept der Spannungskonzentration

Die Annahme einer homogenen Spannungsverteilung sieht einen konstanten oder graduell veränderlichen Querschnitt vor. Oft geben jedoch Bauteilgeometrie oder Defekte eine erhebliche Querschnittsänderung vor. Die Anwesenheit von Kerben, Knicken, Löchern u. ä. resultiert in einer Änderung der einfachen homogenen Spannungsverteilung. Im Falle einer Kerbe erhöht sich die Nennspannung bereits allein aufgrund des verkleinerten Querschnitts. Sie ist jedoch nicht gleichmäßig über den Restquerschnitt verteilt, sondern im Bereich des Kerbgrundes deutlich erhöht, so dass lokal hohe Spannungen auftreten, Abb. 1.7.

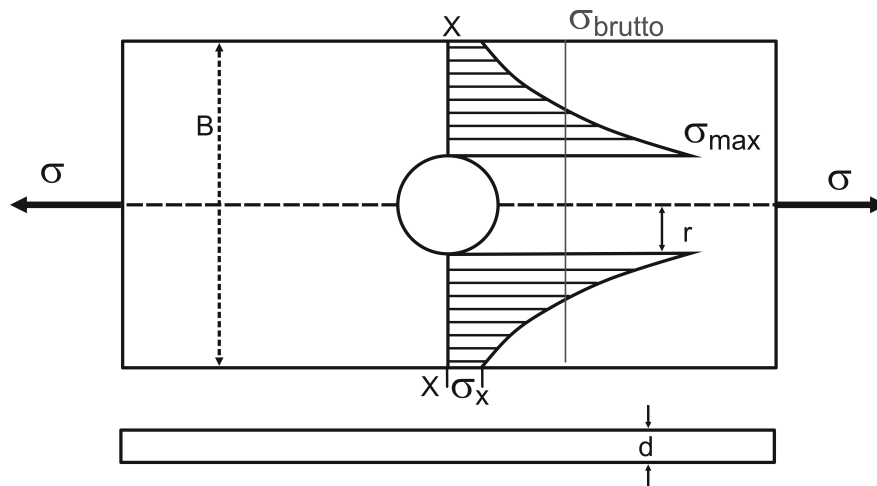


Abb. 1.7.: Spannungskonzentration um Loch mit Radius r in Platte der Breite B und Dicke d . Bei Abwesenheit des Loches ergibt sich die homogene Spannung σ_{brutto} über den Querschnitt [32].

Diese Lokalisierung wird Spannungskonzentration genannt und kann quantifiziert werden durch den Spannungskonzentrationsfaktor K_t . Er ist definiert durch das Verhältnis von Kerbhöchstspannung σ_{max} im gestörten Bereich zur Nennspannung σ_{nenn} [33].

$$K_t = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{nenn}} \quad (1.40)$$

wobei der Index t angibt, dass es sich um einen theoretischen Wert handelt.

In einer gelochten Scheibe mit Breite B , Dicke d und Lochradius r tritt unter uniaxialem Zug die höchste Spannung σ_{max} im Kerbgrund auf. Sie lässt sich zum einen auf die Brutto-Nennspannung σ_g und zum anderen auf die tatsächliche Netto-Nennspannung σ_n beziehen [33]

1. Grundlagen

$$\sigma_g = \frac{F}{B \cdot d} \quad (1.41)$$

$$\sigma_n = \frac{F}{(B - 2r) \cdot d} \quad (1.42)$$

so dass die jeweiligen im Allgemeinen verschiedenen Spannungskonzentrationsfaktoren K_{tg} bzw. K_{tn} geschrieben werden können als

$$K_{tg} = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_g} = \frac{\sigma_{max} \cdot B \cdot d}{F} \quad (1.43)$$

$$K_{tn} = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_n} = \frac{\sigma_{max} \cdot (B - 2r) \cdot d}{F} = K_{tg} \cdot \frac{B - 2r}{B} \quad (1.44)$$

Die Kerbgeometrie bestimmt maßgeblich die auftretende Spannungskonzentration, wobei sich unterschiedliche Kerbeffekte weitgehend voneinander unabhängig überlagern. In der Praxis wird die Kerbgeometrie durch Kerbradius ρ , Kerbtiefe t , Flankenwinkel ω und der halben Breite des kleinsten Querschnitts a beschrieben (links in Bild 1.8). Je stärker die Kraftflussumlenkung, desto größer ist die Spannungsüberhöhung. Sie steigt über alle Grenzen, wenn der Kerbradius sich einem scharfen Riss annähert (rechts in Bild 1.8). In realen Werkstoffen ist dieser sogenannte ideale Riss jedoch nicht realisierbar, da es bereits bei geringsten mikroplastischen Verformungen zur Rissabstumpfung kommt.

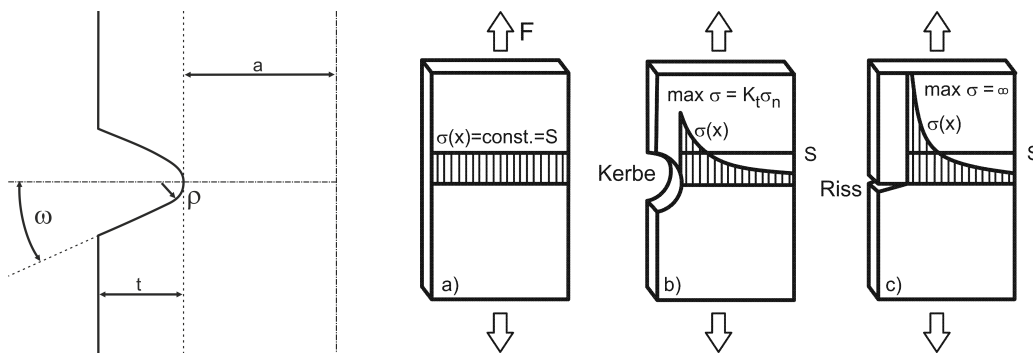


Abb. 1.8.: Links: Kerbradius ρ , -tiefe t , Flankenwinkel ω und halbe Breite des engsten Querschnitts a quantifizieren den Kerb [34]. Rechts: Spannungsverlauf in a) ungestörter, b) gekerbter, c) angerissener Zugprobe

Kerbformoptimierung

Allgemein treten an Konturübergängen wie Kerben und Rissen Kraftflußumlenkungen auf. Zur Reduktion der entstehenden Kerbspannung ist es sinnvoll den Konturübergang so zu gestalten, dass das Werkstück möglichst gleichmäßig belastet ist. Eine Methode zur Verringerung und Vermeidung von Spannungsüberhöhungen an Kerben stellt die Methode der Zugdreiecke in Abschnitt 1.3.2 dar.

1.2. Bruchmechanik

Die technische Bruchmechanik basiert auf kontinuumsmechanischen Konzepten. Sie lässt mikroskopische Phänomene grundsätzlich außer Acht. Das makroskopische Verhalten des Risses wird mittels des sogenannten K-Konzepts der linear elastischen Bruchmechanik (LEBM) beschrieben, wobei jedem infinitesimal kleinen Volumenelement das Verhalten des gesamten Materials zugeschrieben wird. Die Bruchzähigkeit K_c ist ein Materialparameter, der angibt, welchen Widerstand ein Material einem sich ausbreitenden Riss entgesetzt.

1.2.1. Bruchzähigkeit

Risse entstehen meist unter der Einwirkung mechanischer Last. Es können drei unterschiedliche Rissöffnungsmodi unterschieden werden. Die an der Rissfront auftretenden Spannungssingularitäten lassen sich in drei Grundbeanspruchungsarten zerlegen, Abb. 1.9.

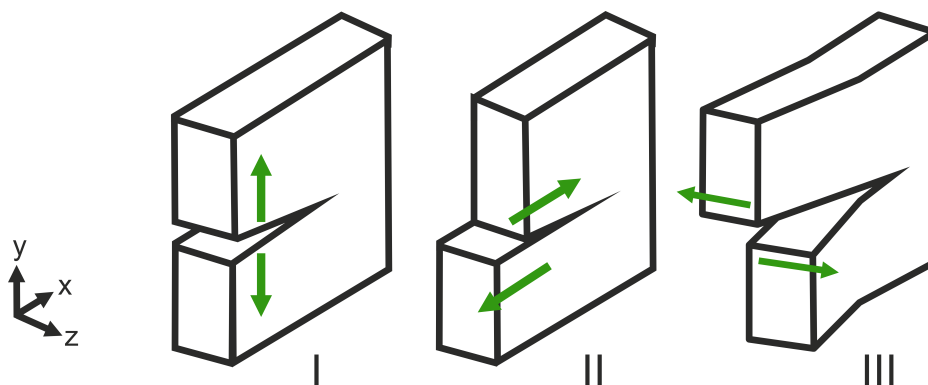


Abb. 1.9.: Rissbeanspruchungsarten: I. Zug senkrecht zur Rissebene, II. Schub senkrecht zur Rissfront, III. Schub längs der Rissfront

Der technisch bedeutendste ist Modus I. Ihm ist der Spannungsintensitätsfaktor K_I zugeordnet. Für eine Scheibe mit Innenriss der Länge $2a$, die unter der angreifenden Spannung σ steht gilt

$$K_I = \sigma \cdot \sqrt{a} \cdot f(a/B) \quad (1.45)$$

wobei eine Funktion $f(a/B)$ Belastung, Risslänge und Scheibengeometrie berücksichtigt.

Erreicht $K_I = K_{Ic}$ einen kritischen Wert, breitet sich der zunächst ruhende Riss senkrecht zur Belastungsebene aus. Die kritische Spannungsüberhöhung an der Risspitze, die ein Material maximal ertragen kann, ist für die drei Modi verschieden. Hierbei ist K_{Ic} der Wert, der in der Regel am ehesten erreicht wird. Er wird für die konservative Angabe der Bruch- oder Risszähigkeit, die experimentell ermittelt werden muss, hauptsächlich verwendet.

Dickenabhängigkeit der Bruchzähigkeit

Abhängig vom Spannungszustand bildet sich vor der Risspitze eine plastische Zone aus. Nach von Mises ist die Kontur der Größe $r_{pl}(\varphi)$ im Modus I in Abhängigkeit vom Winkel φ beschrieben durch

$$r_{pl}(\varphi) = \frac{K_I^2}{2\pi R_p^2} \cos^2 \frac{\varphi}{2} \begin{cases} [3 \sin^2 \frac{\varphi}{2} + (1 - 2\nu)^2] & \text{(EDZ)} \\ [3 \sin^2 \frac{\varphi}{2} + 1] & \text{(ESZ)} \end{cases} \quad (1.46)$$

mit der Fließgrenze R_p . Den deutlichen Größenunterschied der Fließbedingungen nach von Mises und Tresca zeigt Abb. 1.10. Das sogenannte Hundeknochenmodell (rechts) zeigt die Form der plastischen Zone in dicken Proben mit $d \gg r_{pl}$. Im Inneren der Probe herrscht näherungsweise ein ebener Dehnzustand (EDZ), wobei eine Dehnungskomponente gleich null ist. An der Oberfläche herrscht ein ebener Spannungszustand (ESZ), wobei für den ESZ gilt, dass eine Spannungskomponente (z.B. $\sigma_3 = 0$) verschwindet.

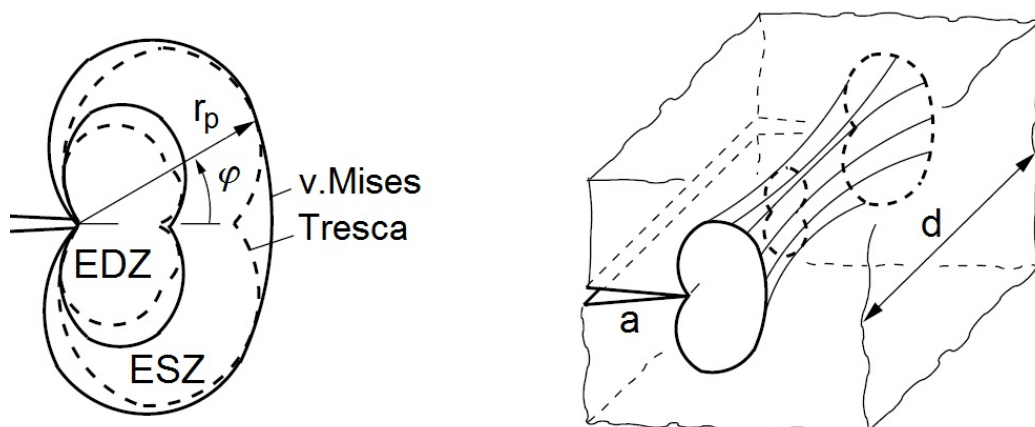


Abb. 1.10.: Plastische Zone vor der Risspitze [35, 36]. Links: Größenverhältnisse von EDZ und ESZ, sowie der Formunterschiede nach von Mises und Tresca. Rechts: Hundeknochenmodell mit Probendicke d und Risslänge a .

Voraussetzung für das Vorliegen des Ebenen Dehnzustandes ist eine hinreichend große Probendicke. Dies zieht eine Abhängigkeit des kritischen Spannungsintensitätsfaktors K_c nach sich. K_{Ic} gibt den unteren Grenzwert der Bruchzähigkeit für große Probenabmessungen unter Modus-I-Belastung an und kann somit als geometrieunabhängige Werkstoffkenngröße betrachtet werden, Abb. 1.11.

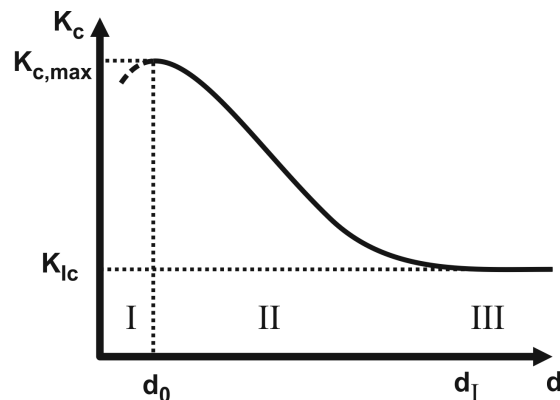


Abb. 1.11.: Dickenabhängigkeit des kritischen Spannungsintensitätsfaktors

Bei einer Dicke d_0 liegt ein reiner Ebener Spannungszustand vor, gekennzeichnet durch einen vollständigen Scherbruch. Der Normalspannungsbruchanteil nimmt bis zu einer Dicke d_1 zu. Hier treten lediglich kleine Scherbruchanteile auf der Probenoberfläche auf. Diese Abhängigkeit lässt sich beschreiben durch Gleichung 1.47 [37].

$$d = \frac{1}{\beta} \left(\frac{K_I}{R_p} \right)^2, \text{ für } \begin{array}{ll} \beta < 1 \dots 1,3 & \text{(III) Normalspannungsbruch} \\ \beta = 4 \dots 6 & \text{(II) Übergang zum ESZ} \\ \beta > 10 & \text{(I) vollständig scherflächig} \end{array} \quad (1.47)$$

1.2.2. Bestimmung der Bruchzähigkeit

Zur Bestimmung der Bruchzähigkeit wird die untere Grenze des Widerstands eines Materials gegen einen sich ausbreitenden Riss ermittelt. Unter quasistatischen Bedingungen kann bei hinreichend großen Probenabmessungen ein Scherlippenanteil vernachlässigt werden. Die vor der Risspitze auftretende plastische Zone soll dabei klein sein im Vergleich zur Probenquerschnittsfläche. Zur Ermittlung der Bruchzähigkeit müssen Probendicke d und Risslänge a bestimmte Größenbedingungen einhalten, [38]

$$d, a \geq 2,5 \left(\frac{K_{Ic}}{R_p} \right)^2, \quad 0,45 \leq a/B \leq 0,55 \quad (1.48)$$

1. Grundlagen

mit der Probenbreite B . Jedoch können diese Bedingungen als zu strikt bewertet werden [39]. Munz und Keller [40] formulieren weniger strikte Anforderungen

$$B - a \geq \beta \cdot \left(\frac{K_{Ic}}{R_p} \right)^2 \quad \text{mit } \beta = 0,4 \quad (1.49)$$

$$d \geq \alpha \cdot \frac{K_{Ic}^2 \cdot (1 - \nu^2)}{E \cdot R_p} \quad \text{mit } 25 < \alpha < 50 \quad (1.50)$$

mit den Faktoren α , β und der Querkontraktionszahl ν .

Für die Wahl der Probengröße muss der K_{Ic} zunächst geschätzt werden. Die Probe muss mittels zyklischer Belastung mit einem scharfen Anriss versehen werden. Die erreichte Spannungsintensität K_{max} darf $0,8 \cdot K_{Ic}$ nicht überschreiten. Bei Erreichen der endgültigen Anrisslänge darf die Belastung maximal $0,6 \cdot K_{Ic}$ betragen. So wird eine zu große plastische Zone vor der Rissspitze und insbesondere vorzeitiges Versagen der Probe vermieden. Die angerissene Probe wird weggesteuert bis zum Versagen belastet. Aus den Kraft-Verformungs-Kurven wird die kritische Last F_Q je nach Kurventyp bestimmt, Abb. 1.12.

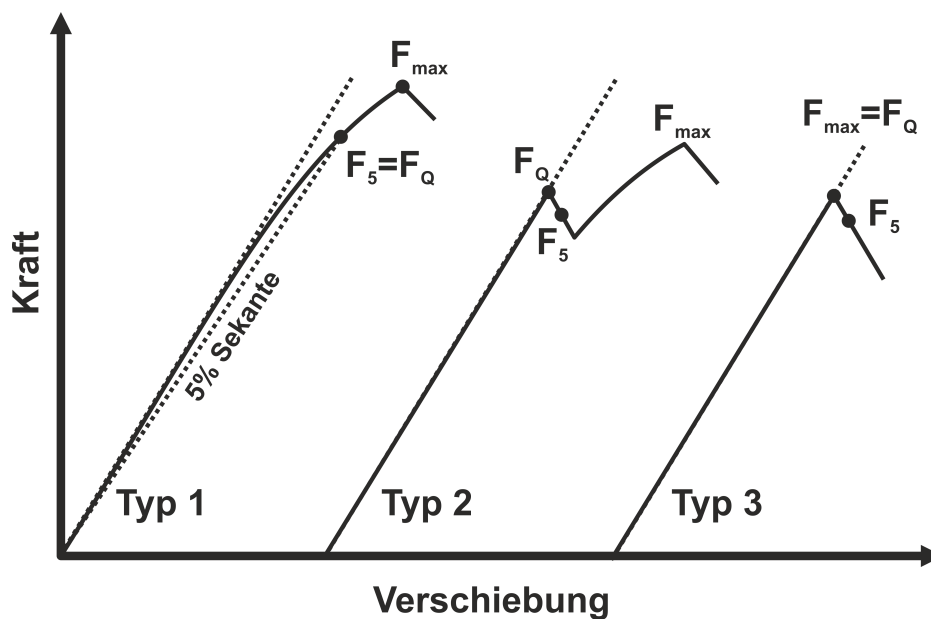


Abb. 1.12.: Bestimmung der kritischen Last F_Q gemäß [38]

Die Risslänge wird anhand der Bruchfläche an äquidistanten Punkten ausgemessen und gemittelt. Eine provisorische Bruchzähigkeit kann dann mittels des Zusammenhangs

$$K_Q = \frac{F_Q}{d \sqrt{B}} \cdot f(a/B) \quad (1.51)$$

bestimmt werden, wobei $f(a/B)$ eine dimensionslose Funktion des Quotienten a/B ist. Für drei Probenotypen sind im Folgenden die geometriespezifischen Funktionen aufgelistet [41].

Dreipunktbiegeprobe (Single-edge-notched bend specimen loaded in three-point bending, kurz SENB)

$$f_{SENB} = \frac{3 \frac{S}{B} \sqrt{\frac{a}{B}}}{2 \left(1 + 2 \frac{a}{B}\right) \left(1 - \frac{a}{B}\right)^{3/2}} \left[1,99 - \frac{a}{B} \left(1 - \frac{a}{B}\right) \left(2,15 - 3,93 \frac{a}{B} + 2,7 \left(\frac{a}{B}\right)^2 \right) \right] \quad (1.52)$$

mit dem Auflagerabstand S

Kompaktprobe (Compact Tension, kurz CT)

$$f_{CT} = \frac{2 + \frac{a}{B}}{\left(1 - \frac{a}{B}\right)^{3/2}} \left[0,886 + 4,64 \frac{a}{B} - 13,32 \left(\frac{a}{B}\right)^2 + 14,72 \left(\frac{a}{B}\right)^3 - 5,60 \left(\frac{a}{B}\right)^4 \right] \quad (1.53)$$

Seitengekerbte Zugprobe (Single-edge-notched Tension Panel, kurz SENT)

$$f_{SENT} = \frac{\sqrt{2 \tan \frac{\pi a}{2B}}}{\cos \frac{\pi a}{2B}} \left[0,752 + 2,02 \frac{a}{B} + 0,37 \left(1 - \sin \frac{\pi a}{2B}\right)^3 \right] \quad (1.54)$$

Der aus der Gleichung 1.51 berechnete Wert für K_Q ist ein gültiger kritischer Materialkennwert K_{Ic} , wenn zusätzlich zu Gleichung 1.48 und den Bedingungen des Ermüdungsanreißen das folgende Kriterium erfüllt ist

$$F_{max} \leq 1,10 F_Q \quad (1.55)$$

Gültige K_{Ic} -Messungen in den Anwendungsgrenzen dieser sogenannten linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM) sind für gewöhnlich nur möglich für relativ spröde Materialien oder sehr große Proben. Viele Materialien zeigen jedoch nichtlineares d.h. plastisches Verhalten. Im Folgenden werden zwei Parameter der elastisch-plastischen Bruchmechanik (EPBM) eingeführt. Das J-Integral nach Rice [42] und die Verschiebung der Risspitzenöffnung $CTOD$ δ (engl.: crack tip opening displacement) beschreiben die Risspitzenbedingungen in elastisch-plastischen Materialien und können als Bruchkriterium verwendet werden [43]. Die Bestimmung dieser Parameter ist genormt in ASTM E1820 [44]. Hierbei sind die Anwendungsvoraussetzungen wesentlich weniger

strikt als die Vorgaben der Norm ASTM E399 [38].

J-Integral

Die Norm ASTM E1820 [44] bietet die Möglichkeit, die Bruchzähigkeit eines Materials indirekt mittels des sogenannten J-Integrals nach Rice zu bestimmen [42]. Die Berechnungen und die Anforderungen an die Probengröße sind in den Prüfvorschriften E399 und E1820 im Wesentlichen gleich, wobei letztere weniger strenge Vorgaben an die Probengeometrie stellt [38,44]. Da die aktuelle Rissverlängerung Δa zu jedem J -Wert nur anhand der Bruchfläche bestimmt werden kann, wird eine Mehrprobentechnik verwendet, um eine sogenannte Risswiderstandskurve zu erhalten.

Hierzu wird J in einen elastischen und einen plastischen Anteil unterteilt

$$J = J_{el} + J_{pl} \quad (1.56)$$

Der elastische Anteil bestimmt sich aus der elastischen Spannungsintensität

$$J_{el} = \frac{K^2(1 - \nu^2)}{E} \quad (1.57)$$

mit dem Elastizitätsmodul E , der Querkontraktionszahl ν und für K gelten die Gleichungen 1.51 bis 1.54, je nach Probenform.

Der plastische Anteil bestimmt sich aus der plastischen Energie, die der Fläche U_{pl} unter der Kraftverschiebungskurve entspricht

$$J_{pl} = \frac{\eta U_{pl}}{d(B - a_0)} \quad (1.58)$$

mit der dimensionslosen Konstante η [45], Probendicke d , Anfangsrisslänge a_0 . $B - a_0$ ist die Restligamentlänge zu Beginn des Versuchs. Bei reiner Biegung ist $\eta = 2$ und für eine Kompaktprobe ist $\eta = 2 + 0,522 \cdot \frac{B - a_0}{B}$.

Für eine detaillierte Konstruktionsanleitung des kritischen J-Integrals sei an dieser Stelle auf die Literatur verwiesen [39, 44]. Die hiernach bestimmten, gültigen Werte des J-Integrals erfüllen die Bedingung

$$d, a_0 \geq \frac{25J_Q}{R_p} \quad (1.59)$$

Die Probengrößen sind so um bis zu zwei Größenordnungen kleiner als durch die Prüfnorm E399 vorgegeben. Somit können mit wesentlich kleineren Probenabmessungen gültige Kennwerte bestimmt werden.

Sind alle Bedingungen erfüllt, kann durch den Zusammenhang

$$K_{Ic} = \sqrt{\frac{J_{Ic} \cdot E}{1 - \nu^2}} \quad (1.60)$$

der Materialkennwert K_{Ic} bestimmt werden, sofern J_{Ic} im linear-elastischen und plastischen Bereich gleiche Werte annehmen.

Verschiebung der Rissspitzenöffnung CTOD

Die Norm ASTM E1820 [44] sowie auch der British Standard BS ISO 27306 [46] beinhalten neben dem Verfahren zur Bestimmung des kritischen J-Integrals auch die Möglichkeit zur Bestimmung der Rissspitzenöffnung CTOD δ an einer seitengekerbten Dreipunktbiegeprobe, links in Abb. 1.13 [47].

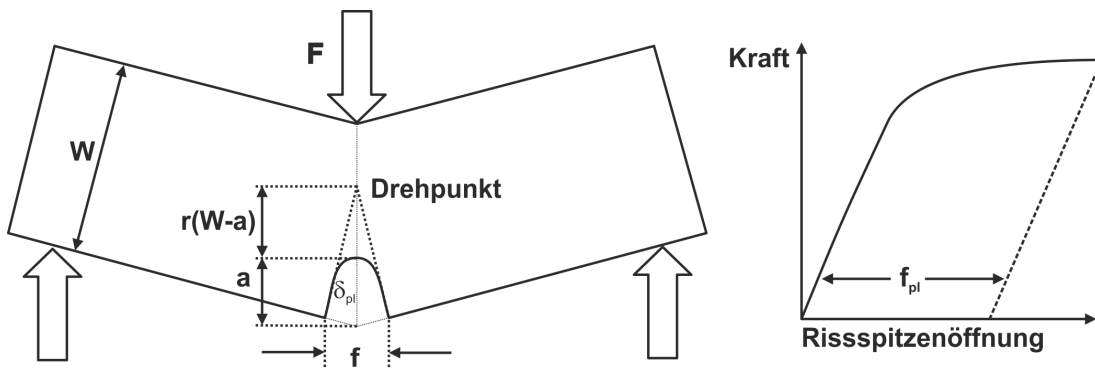


Abb. 1.13.: Modell für die plastischen Verschiebungen in einer Dreipunktbiegeprobe

Analog zum J-Integral wird das CTOD in einen elastischen und einen plastischen Anteil zerlegt [39]. Anhand der Kraftverschiebungskurve (rechts) geschieht dies durch die Parallelverschiebung der elastischen Geraden im Anfangsbereich. Das elastische CTOD wird aus dem elastischen K bestimmt. Die plastische Komponente bestimmt sich aus der Rotation um ein Drehzentrum der Probe. Die Rissspitzenöffnung ist im ebenen Dehnzustand gegeben durch

$$\delta = \delta_{el} + \delta_{pl} = \frac{K^2(1 - \nu)}{2R_e E} + \frac{r_{pl}(W - a_0)f_{pl}}{r_{pl}(W - a_0) + a_0} \quad (1.61)$$

mit der plastischen Komponente f_{pl} der gemessenen Verschiebung f und einem plastischen Fließbehinderungsfaktor gleich 2 [48]. Hierbei dominiert der elastische Anteil bei linearen Bedingungen. Der die Drehung beschreibende plastische Anteil dominiert bei vorwiegend plastischer Rissöffnung. Der plastische Rotationsfaktor beträgt

1. Grundlagen

$$r_{pl} = 0,44 \quad \text{für Dreipunktbiegeproben bzw. (1.62)}$$

$$r_{pl} = 0,4 \left\{ 1 - \left[\left(\frac{a_0}{b_0} \right)^2 + \frac{a_0}{b_0} + 0,5 \right]^{1/2} - 2 \left[\frac{a_0}{b_0} + 0,5 \right] \right\} \quad \text{für CT-Proben (1.63)}$$

Im Falle der CT-Probe ist die Aufweitung f gleich der Lastlinienverschiebung. Dies ist bei der Dreipunktbiegeprobe nicht der Fall. Die Kenntnis dieser Verschiebungsmessung ist jedoch notwendig, da mit ihrer Hilfe die plastische Energie, die die Probe absorbiert, bestimmt wird. Bei bekanntem Rotationsfaktor r_{pl} kann das J-Integral aus einer Kraft-Aufweitungskurve bzw. das CTOD aus einer Kraft-Lastverschiebungskurve abgeleitet werden. Zur Erstellung der Risswiderstandskurve $\delta - R$ gemäß ASTM E1820 muss hierbei anstelle der Anfangsrisslänge die aktuelle Risslänge sowie die aktuelle Aufweitung. Hieraus kann die Rissspitzenöffnung δ_{Ic} bei einsetzendem duktilen Risswachstum in ähnlicher Weise wie das kritische J-Integral bestimmt werden. Nach Abzug von Rissabstumpfung und Anwendung von Größenkriterien bestimmt sich die Bruchzähigkeit δ_{Ic} analog zum J-Integral aus dem Schnittpunkt der $\delta - R$ -Kurve mit der um $0,2\text{-mm}$ verschobenden Linie, siehe z.B. [39].

Abb. 1.14 zeigt mögliche Kraft-Verschiebungskurven.

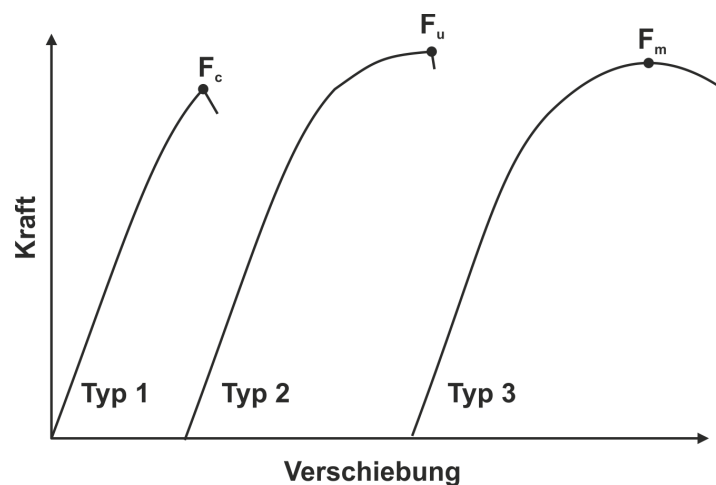


Abb. 1.14.: Unterschiedliche Last-Verschiebungskurven von CTOD-Versuchen

Beendet instabiles Risswachstum den Versuch (Typ 1 und 2), so werden die Werte δ_c und δ_u entsprechend F_c und F_u als Rissspitzenöffnung angesehen, je nachdem ob die Probe ein nennenswertes stabiles Risswachstum durchlaufen hat oder nicht. Bei duktilem Materialverhalten (Typ 3) ist es für gewöhnlich nicht möglich, eine Risswiderstandskurve $\delta - R$ oder eine kritische Rissspitzenöffnung δ_{Ic} abzuleiten. In diesem Fall kann jedoch der Rissspitzenöffnungswert des Maximalkraftplateaus δ_m angegeben werden. Bei Erreichen dieses Maximalwertes beginnt nach bislang zunehmender Verfestigung das duktile

Risswachstum, welches eine Einschnürung der Probe verursacht. Der Wert δ_m ist somit charakteristisch für einen duktilen Werkstoff. Allerdings unterliegen die Werte einer starken Abhängigkeit von der verwendeten Probengröße.

1.3. Strukturmechanische Methoden

Die strukturmechanischen Betrachtungen basieren auf dem Denkwerkzeug Schubviereck und der Methode der Zugdreiecke. Im Folgenden werden diese Methoden nach Mattheck erläutert [49].

1.3.1. Denkwerkzeug Schubviereck

Das Schubviereck nach Mattheck [50] ist eine graphische Methode zur Veranschaulichung von Kraftflüssen in mechanisch belasteten Bauteilen, Abb. 1.15

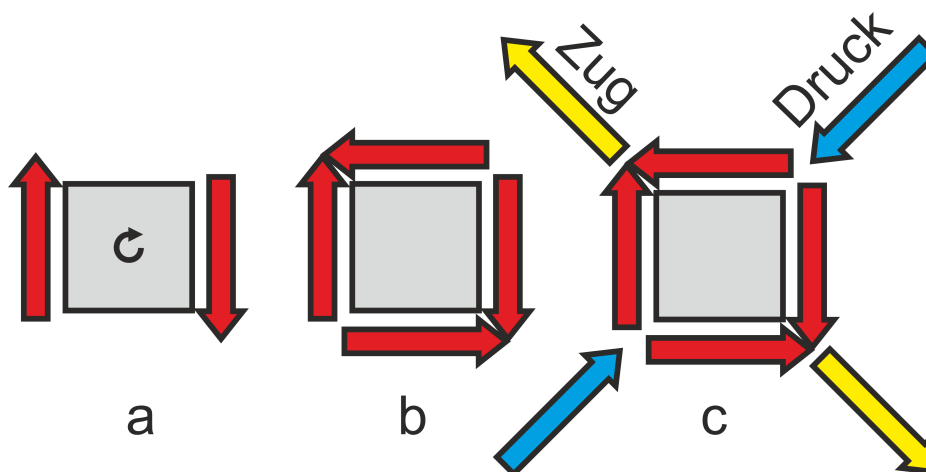


Abb. 1.15.: Prinzip der Schubvierecke nach Mattheck [49]

Man betrachtet ein frei drehbar gelagertes Quadrat, an dem Schubspannungen (rot) angreifen (a). Damit es jedoch nicht in Rotation versetzt wird, muss ein gleich großer Querschub horizontal entgegenwirken (b). Durch Superposition der Schubkräfte (c) resultieren unter $\pm 45^\circ$ Grad die Zug- (gelb) und Druckrichtungen (blau) [51]. Unter $\pm 45^\circ$ zu den von der äußeren Belastung induzierten Gleitlinien [52] sind die Hauptspannungen geneigt. Die Methode der Schubvierecke ist die graphische Veranschaulichung der Symmetrie des Spannungstensors $\sigma_{ij} = \sigma_{ji}$, Gleichung 1.6. Eine Addition von Kraftvektoren ist bei der Schubvierecksmethode zwar nicht zulässig, dennoch ist sie anschaulicher als der rechnerisch korrekte Mohrsche Spannungskreis, bei der der doppelte Drehwinkel aufgetragen wird [53].

1.3.2. Methode der Zugdreiecke

Die Schubvierecke dienen als Grundlage für die Methode der Zugdreiecke. Die Methode der Zugdreiecke [54] wurde als rein graphische Methode zur Kerbformoptimierung entwickelt, Abb. 1.16.

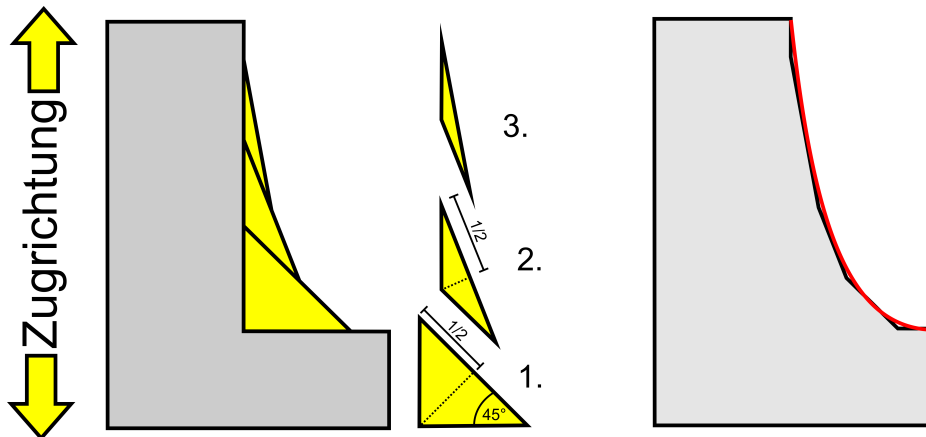


Abb. 1.16.: Konstruktion der Zugdreiecke [55]

Ausgehend von einer scharfen Kerbe (hier 90°) wird ein erstes Zugdreieck mit einem Winkel von 45° über die Ecke gelegt. Um nun die Kerbe weiter zu entschärfen wird ein weiteres, ebenfalls gleichschenkliges Dreieck konstruiert, dessen Schenkel halb so lang sind wie die Hypotenuse des ersten Dreiecks. Dieses wird entlang der Belastungsrichtung angelegt. Das dritte Dreieck wird analog zum zweiten konstruiert. Für eine optimierte Kerbform müssen die äußeren Linien der Dreiecke mit Hilfe von Tangentialbögen verrundet werden. So gelingt es mittels der Konstruktion einfacher Dreiecke, Spannungsüberhöhungen an Kerben zu vermeiden bzw. zu verringern [55].

1.4. Mechanische Eigenschaften von Gusseisen mit Kugelgraphit

Reines Eisen liegt bei Raumtemperatur kubisch raumzentriert vor und hat eine Gitterkonstante von $2,87 \text{ \AA}$ [56]. Viele Elemente kommen in verschiedenen Kristallstrukturen vor und gehen bei Druck- und Temperaturänderungen von der einen in die andere über.

Gusseisen mit Kugelgraphit oder auch Sphäroguss ist in DIN EN 1563 [57] genormt und durch das Zeichen GJS gekennzeichnet. Die mechanischen Eigenschaften des Eisen-Kohlenstoff-Gusswerkstoffs mit Magnesiumzusatz, dessen Kohlenstoffanteil nahezu vollständig als kugelförmiger Graphit vorliegt, sind vom metallischen Gefüge abhängig, Abb. 1.17. Die vorwiegend ferritische Ma-

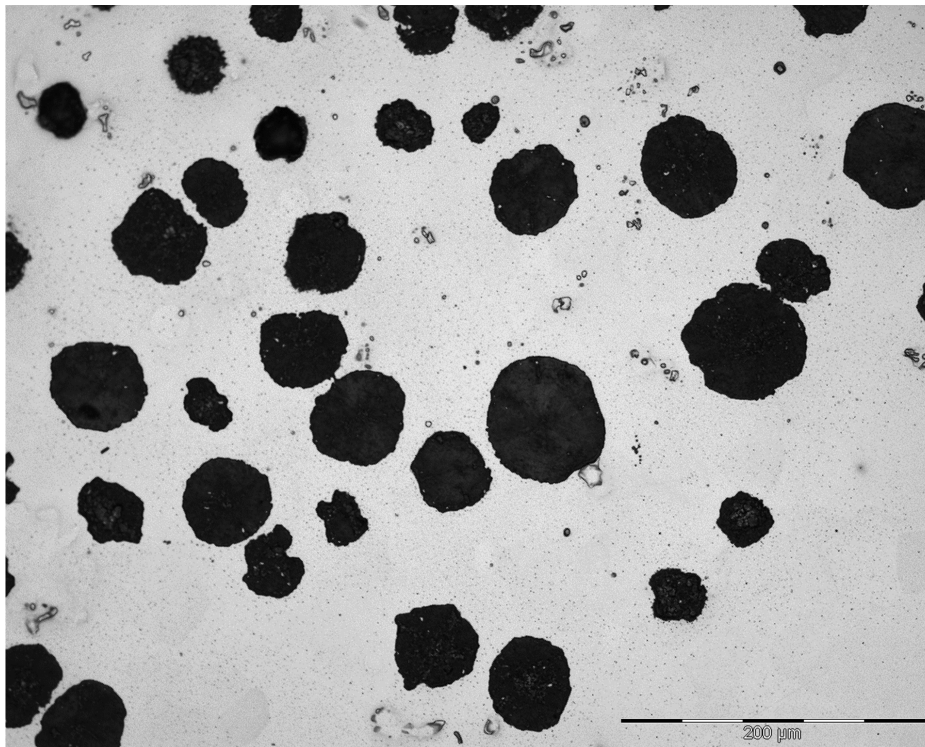


Abb. 1.17.: Gusseisen mit kugelförmiger Graphitbildung EN-GJS-400

trix ist kohlenstoffarm und liegt in der kubisch-raumzentrierten Elementarzellenstruktur vor [58].

Als Ferrit bezeichnet man den α -Mischkristall (im stabilen System $Fe-C$). Es ist ein praktisch kohlenstoffreies Eisen, das nur relativ niedrige Härte und geringe Festigkeit besitzt. Perlit besteht aus α -Mischkristall und Eisencarbid Fe_3C (Zementit). In einem perlitischen Gefüge ist der Zementit innerhalb des Ferrits lamellenförmig eingelagert. Die Einteilung in Festigkeitsklassen zeigt Tabelle 1.1, wobei die Zugfestigkeitswerte im Bereich 350 - 900 MPa liegen und Bruchdehnungen von über 20% erreicht werden können.

Die Legierungen enthalten 3,2% bis 3,8% C, 2,4% bis 2,8% Si und weniger als 0,5% Mn. Während des Herstellungsverfahrens wird der Schmelze etwa 0,5% Mg zugesetzt, so dass sich das Graphit globular ausbildet. Verglichen mit lamellarem Graphit hat dies eine wesentlich geringere innere Kerbwirkung zur Folge.

In der vorliegenden Arbeit wird das Gusseisen EN-GJS-400 untersucht. Bei einem maximalen Anteil von 20% Perlit im ferritischen Gefüge beträgt die Zugfestigkeit bei statischer Prüfung 400 MPa. Das Spannungs-Dehnungs-Diagramm zeigt einen ausgeprägten Hookeschen Bereich mit einem Elastizitätsmodul von 160 bis 200 GPa. Die 0,2%-Dehngrenze liegt bei 235 MPa. Der

1. Grundlagen

Bezeichnung	Zugfestigkeit	Dehngrenze	Bruchdehnung
	min. R_m [MPa]	min. $R_{p0,2}$ [MPa]	min. A [%]
EN-GJS-350-22-LT	350	220	22
EN-GJS-400-18-LT	400	240	18
EN-GJS-400-15	400	250	15
EN-GJS-500-7	500	320	7
EN-GJS-600-3	600	370	3
EN-GJS-700-2	700	420	2
EN-GJS-800-2	800	480	2
EN-GJS-900-2	900	600	2

Tab. 1.1.: Mechanische Eigenschaften verschiedener Gusseisen mit Kugelgraphit [57] entnommen

Werkstoff weist eine Bruchzähigkeit von mindestens $K_{Ic} \geq 50 \text{ MPa} \sqrt{m}$ auf.

Anwendungen und Anforderungen an EN-GJS-400

Natürlich liegt Eisen als Eisenerz vor. Am häufigsten ist das rote Hämatit Fe_2O_3 [59]. Als das vierthäufigste Element [60] in der Erdkruste hat Eisen eine jahrtausendealte technologische Tradition. Bereits vor 2500 Jahren waren die Griechen in der Lage Eisenerz zu schmelzen und zu gießen [61], da der hohe Kohlenstoffgehalt für einen niedrigen Schmelzpunkt sorgt. Eisenlegierungen von mehr als 1,7 Gew.-% werden als Gusseisen bezeichnet [62]. Die Verwendung eines Rohstoffs bestimmt sich aus der Verfügbarkeit, den technologischen Möglichkeiten und nicht zuletzt aus den hiermit verbundenen Kosten [63]. Trotz ständiger Verfügbarkeit fand sich jedoch kaum Anwendung für das spröde Erzeugnis. Das Gusseisen musste aufwendig bearbeitet und geschmiedet werden. Mit fortschreitenden Giessfertigkeiten wurde es dann seit dem auslaufenden Mittelalter für die Herstellung von Kanonen eingesetzt [59] und wurde im 19. Jhd zum Universalwerkstoff, z. B. für Brücken, Maschinenbauteile und Konsumgüter [62].

Eine Sonderform des Gusseisens stellt das Gusseisen mit Kugelgraphit dar. Die metallographischen und mikrostrukturellen Unterschiede auf Grund der Graphitausbildung [64] manifestieren sich in abweichendem Verformungsverhalten [65]. Die positiven Eigenschaften der Kugelgraphitsorten können auf die innere Kerbwirkung zurückgeführt werden [66]. Seine Geburtsstunde war die Entdeckung, dass sich durch die Zugabe von Magnesium zur Schmelze der Graphit globular ausbildet [67]. Durch das Legieren von geringen Mengen an Magnesium 0,005 bis 0,07%, d. h. durch die kugelige Ausbildung des Graphits konnten Festigkeit und Zähigkeit enorm gesteigert werden [68].

Die Herstellung stellt hohe Anforderungen an das Ausgangsmaterial und erfordert technologische Besonderheiten. Der Herstellungsprozess wird stetig weiterentwickelt [69]. Gusseisen mit Kugelgraphit wurde zunächst für niedrigbelastete Bauteile verwendet, mit dem Hauptargument der guten Giesseigenschaften, der leichteren Bearbeitbarkeit und der preisgünstigen Herstellung. Heute ist Gusseisen mit Kugelgraphit oder auch duktiler Gusseisen in seinen mechanischen Eigenschaften dem Stahlguss ebenbürtig oder überlegen [70]. Es ist möglich hochfeste Gusseisen mit Kugelgraphit herzustellen [71]. Eine Übersicht der Materialeigenschaften findet sich in [10]. Neben den mechanischen Eigenschaften sind Dauerfestigkeit, Kerbempfindlichkeit und Dämpfungseigenschaften mechanischer Schwingungen zunehmend von Bedeutung. Insbesondere werden Teile mit höheren Schwingbeanspruchungen wie beispielsweise Kurbelwellen aus Gusseisen mit Kugelgraphit gefertigt [72]. Allgemein ist es für Fahrwerkteile wegen seiner guten Dämpfungseigenschaften von Bedeutung, nachteilig ist hierbei allerdings das hohe Gewicht [73]. Das Material eignet sich auf Grund seiner Fließeigenschaften der Schmelze auch für kompliziert geformte Bauteile mit hoher Festigkeit [68].

Die Fortschritte in der Gießtechnologie ermöglichen auch sehr dickwandige Bauteile mit beständiger Duktilität herzustellen [74]. Es werden große Gussteile mit bis zu 240 t Einzelgewicht gefertigt [68]. Je nach Anforderung unterliegen diese meist sicherheitsrelevanten Bauteile Zulassungsbedingungen. Um die hierfür [7] und für die Qualitätssicherung erforderlichen bruchmechanischen Kennwerte [75] garantieren zu können wird der Werkstoff umfassend charakterisiert [76]. Nach der Veröffentlichung des Eignungsnachweises als Behälter für radioaktive Materialien [77] wurden enorme Leistungssteigerungen bei der Giessfertigkeit verzeichnet. Dieses Basisgutachten beschreibt die Sicherheitsphilosophie und erläutert die festgelegten qualitätssichernden Maßnahmen. In [11] wird die praktische Umsetzung des Sicherheitskonzepts erläutert. Auch international ist die Verwendung von Gusseisen mit Kugelgraphit für radioaktive Materialien geregelt [78]. [79] enthält eine Empfehlung für den Sicherheitsnachweis für sprödebruchgefährdete Behälterbauteile. Generell ist die Herstellung und die Sicherheitsbewertung eines Bauteils hinsichtlich etwaiger Gussfehler reglementiert, z. B. [9]. Diese Leitlinien umfassen neben den Werkstoffkennwerten auch numerisch geführte Sicherheitsnachweise [6]. In diese gehen ermittelte bruchmechanische Kennwerte ein [80] und bewerten Fehler abhängig von Fehlergröße, Beanspruchungshöhe und Rissfähigkeit. [9] gilt für Eisengussbauteile unterhalb der Kriechtemperatur und gibt einen einheitlichen strukturierten Berechnungsablauf vor, der in abgestufter Konservativität erfolgen kann. So ermöglicht die Richtlinie eine Sicherheitsbewertung. Infolgedessen sind höchstzulässige Beanspruchung und Mindestwerkstoffduktilität zu begrenzen, so dass es je nach Spezifikation nicht zum Bruch kommen kann.

Auch heute ist Gusseisen mit Kugelgraphit ein hochaktuelles Forschungsgebiet. Neuen Gusseisensorten wie beispielsweise ADI (austenitisches duktiles Gusseisen) [81] wird enormes Potential prophezeit.

1.5. Ziel der Arbeit

Die vorliegende Arbeit soll neue Erkenntnisse bezüglich des Einflusses gängiger Fehler des Gussgefüges [82] auf die Materialcharakteristika des Sphäroguss-Werkstoffs EN-GJS-400 liefern und mögliche Verfahren aufzeigen, die die tatsächlichen Auswirkungen von realen Gussfehlern hinsichtlich einer Bauteilbewertung genauer beschreiben. Dadurch soll die überkonservative Betrachtung des Fehlers als durchgehende Fehlstelle verfeinert werden [9]. Die Auswirkungen eines Fehlers auf das Materialverhalten sollen systematisch untersucht werden.

Hierfür wird folgender Weg gewählt: Ausgehend vom bekannten Verhalten des ungeschädigten Materials werden die Auswirkungen einer schwammförmigen Schädigung auf das sonst fehlerfreie Material betrachtet. Die Zielsetzung der Dissertation ist es, Aussagen zu ermöglichen, in wiefern Fehlstellen im Gussgefüge von EN-GJS-400 bei duktiler Schädigung im Hinblick auf eine Bewertung zu berücksichtigen sind. Auf der Basis zulässiger Höchstwerte für die Fehlerabmessungen soll anhand von Finite-Elemente-Simulationen (FE) geklärt werden, in wie weit die Werkstoffkennwerte garantiert werden können. Aus einem dickwandigen Bauteil entnommene Proben dienen der Ermittlung von Werkstoffkennwerten, zur mikroskopischen Gefüge- und zur Bruchflächenanalyse. Zudem werden anhand dieser Proben Werkstoff-Parameter für die FE-Analyse bestimmt.

2. Werkstoffcharakterisierung durch statische Flachzugversuche

Die Charakterisierung eines Materials erfordert eine ausreichend große Probenzahl des zu untersuchenden Werkstoffs. Für die vorliegende Aufgabenstellung ist jedoch nur unzureichend Probenmaterial vorhanden, da es sich bei der hier betrachteten Gefügeungänze [1] um einen lokal begrenzten Defekt handelt. Technisch bedingt wurde der seltene und lokal begrenzte Fehler in seiner ursprünglichen Form bereits durch die Vermessung per schichtweiser Abtragung zerstört [83]. Weiterhin sind insbesondere bei Bauteilen für sicherheitsrelevante Anwendungen die Entnahmeorte des Probenmaterials vorgeschrieben [6,7]. Eine Probennahme an beliebiger anderer Stelle würde das Bauteil unbrauchbar machen. Es wäre denkbar, das fehlerhafte Material separat herzustellen; dies ist jedoch in der Prüfvorschrift nicht vorgesehen [8]. Eine alternative Vorgehensweise wird benötigt.

Im Folgenden wird ausgehend von der Betrachtung und Quantifizierung des wahren Fehlers dieser abstrahiert und unversehrtes Probenmaterial mit eingebrachten Fehlern zur Werkstoffcharakterisierung mittels statischer Flachzugversuche in unterschiedlichen Größen untersucht (Abschnitt 2.2). Die Festigkeits- und Verformungskennwerte werden in den Abschnitten 2.2.1 und 2.2.2 bestimmt. Dies geschieht in Anlehnung an [21], da bei der Probenwahl von der Norm abgewichen werden musste. Die Dehngeschwindigkeiten werden in Abschnitt 2.2.3 bestimmt und die Ergebnisse in Literaturwerte eingeordnet, Abschnitt 2.5.1.

Aus bekannten Gegebenheiten ist es möglich, Auswirkungen kleinerer Änderungen durch Finite Elemente Simulationen abzuschätzen. Hierfür ist es notwendig das Materialverhalten durch ein Modell zu beschreiben. Die Ergebnisse der lokalen Dehnungsmessungen, Abschnitt 2.3, dienen zur Bestimmung des lokalen Fließverhaltens, Abschnitt 2.3.1, und sind damit die Grundlage das verwendete Materialmodell, das speziell das Verhalten der Flachzugproben mit eingebrachten Störstellen beschreibt (Kapitel 3).

Betrachtung des wahren Fehlers

Eine mögliche Ursache für das Auftreten einer lokal begrenzten Gefügeinhomogenität ist die schwammartige Erstarrung [1]. Das hiermit verbundene, reale Fehlervorkommen kann im Allgemeinen anhand der mechanischen und chemischen Eigenschaften charakterisiert werden, d.h. anhand von Partikelverteilungen, Form von Partikeln, Volumenanteilen der Legierungsbestandteile. Mittels zerstörungsfreier Prüfmethode können Gefügefehler sichtbar gemacht werden. Bei einer Ultraschalluntersuchung [84] können so Dichteunterschiede detektiert werden. Bei größeren Wandstärken muss jedoch für eine absolute Größenbestimmung der Fehler mittels Abfräsen freigelegt werden. Abb. 2.1 (links) zeigt die Computertomographie-Aufnahme einer Gefügeungänze. Hierbei zeigt sich eine hinreichend große Inhomogenität im Grauwertkontrast, siehe z. B. [85, 86]. Abb. 2.1 (rechts) zeigt einen ähnlichen Ungänzebereich (in Fehlfarben), der mittels Abfräsen freigelegt wurde, so dass er anschließend optisch mittels Farb-Eindring-Prüfung vermessen werden konnte. Hierbei wird ein Farbmittel auf die freigelegte Fläche aufgebracht und die sogenannte Durchblutung des Gefüges mittels eines Abzugs festgehalten.

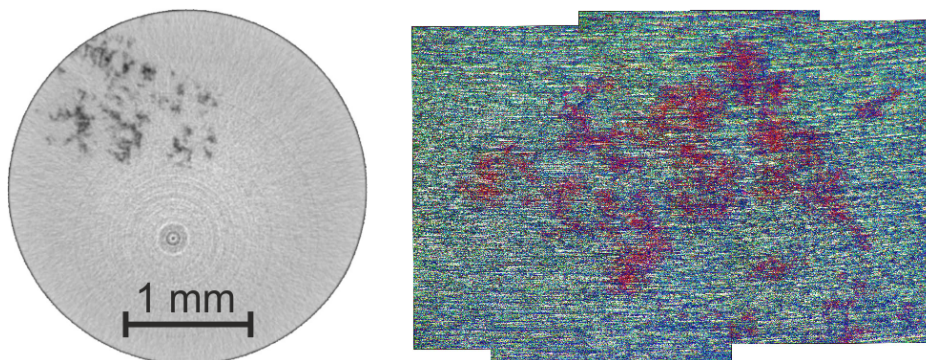


Abb. 2.1.: Links: CT-Aufnahme der Gefügeungänze. Rechts: Abzug der Farbeindringprüfung [83].

Um Aussagen über die Auswirkungen solcher Fehlstellen treffen zu können, müssen die mechanischen Eigenschaften von Auflockerungen und Gefüge bekannt sein. Weiterhin sind die Auswirkungen auf das umliegende Gefüge von Interesse. Essentiell für jede Beschreibung einer Ungänze ist die exakte geometrische Vermessung. Hierfür erfolgte eine Farbeindringprüfung, wobei das fehlerhafte Material schichtweise abgetragen und untersucht wurde. Abb. 2.2 zeigt die gemessenen Einzelfehlergrößen. Durch die mechanische Bearbeitung (Fräsen) wird das Bauteil zerstört. Die Farbeindringprüfung verdeutlicht, dass die Ungänze aus Hohlstellen besteht, so dass im Folgenden der Fehler als Loch im umliegenden, sonst ungeschädigten Gefüge abstrahiert wird.

Auf der Basis der gemessenen Fehlergrößen wurden die einzelnen Störstellen auf Grund ihrer Häufigkeits- und Größenverteilung in zwei unterschiedliche

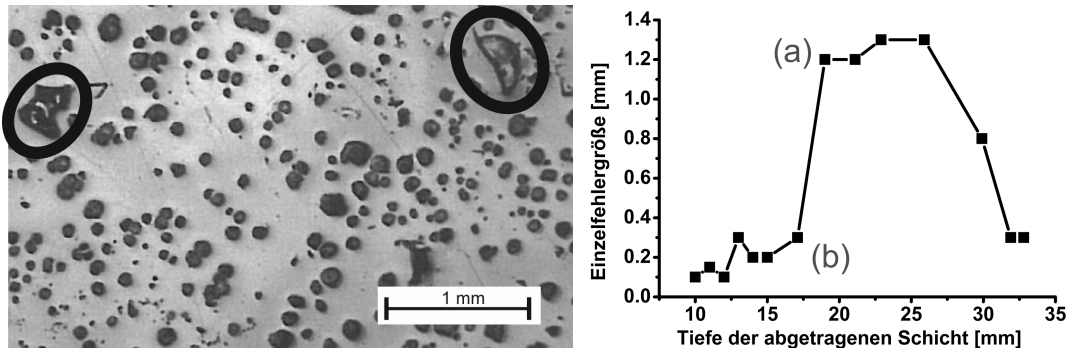


Abb. 2.2.: Die Vermessung der Gussfehler erfolgte anhand der Kontaktabzüge der Farbeindringprüfung. Links: Beispiel für Kontaktabzug der Schnitttiefe 17,1 mm; markiert sind die Einzelfehler der Ungänze. Rechts ist die Einzelfehlergröße über die Schnitttiefe aufgetragen. Die (a) größeren Einzelfehler ab 1 mm Durchmesser werden getrennt von den (b) kleineren Fehlstellen 150 - 300 μm betrachtet.

Lochpopulationen aufgeteilt. Die größeren Einzelfehler ab 1 mm Durchmesser werden im Folgenden durch Bohrlöcher in 4 mm dicken Flachzugproben aus Gusseisen mit Kugelgraphit nachempfunden. Die kleineren Störstellen von 150 bis 300 μm Durchmesser werden mit Hilfe von Laserbohrungen in 1 mm dicke Flachzugproben eingebracht und untersucht. Letztere Proben sind in den relevanten Abmessungen sowie der eingebrachten Löcher im Vergleich zu den 4 mm dicken Proben maßstäblich um den Faktor 4 verkleinert. Im Hinblick auf einen möglichen Größeneffekt werden beide Lochpopulationen getrennt voneinander untersucht.

Abstraktion des Fehlers

Bisherige Modellvorstellungen zur Beschreibung dickwandiger Gussteile mit benachbarten innenliegenden Fehlstellen gehen von einem zusammengefassten Fehler in sonst gesundem Gefüge aus [87]. Die resultierende Fehlergröße entspricht der Einhüllenden aller Einzelfehler, Abb. 2.3. Diese Modellbildung ist hinsichtlich der zu erwartenden Materialkennwerte konservativ [88]. Generell entscheiden Form und Position einer vorhandenen Störstelle über die tatsächliche Modellierung. So wird beispielsweise ein oberflächennaher Innenfehler als Oberflächenriss, d. h. einem Riss von der Oberfläche bis zum Ort der Gefügeungänze hin modelliert.

Um im Vergleich zu den genannten Betrachtungsweisen eine genauere Beschreibung zu realisieren, werden im Rahmen dieser Arbeit die einzelnen kugelförmigen Hohlräume in einer dreidimensionalen Matrix der Dicke B auf zwei Dimensionen projiziert, Abb. 2.4. Dieser neue Ansatz entspricht einer dünnen Platte der Dicke d mit zylindrischen Löchern. Die einzelnen Fehler werden genauer dargestellt im Vergleich zur Einhüllenden in Abb. 2.3. Es

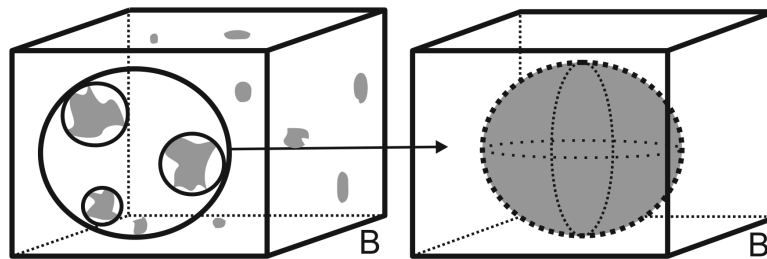


Abb. 2.3.: Schematische Darstellung der Einhüllenden des schwammartigen Gusfehlers.

wird somit mehr tragendes Material berücksichtigt. Einzelfehler unterhalb einer bestimmten Einzelfehlergröße werden bei beiden Betrachtungen nicht berücksichtigt.

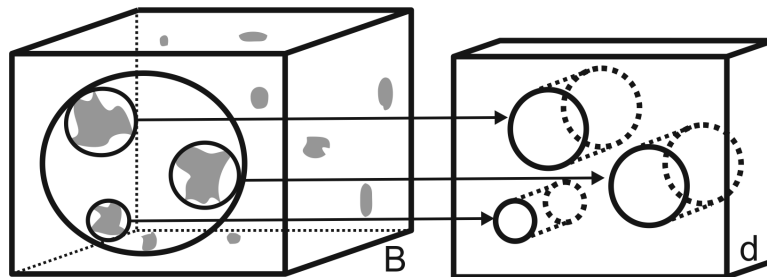


Abb. 2.4.: Übergang von dreidimensionaler Pore zu zweidimensionalen Zylinderloch mit Tiefe d . Grau eingefärbt ist der tatsächliche Gusfehler.

Das reale Fehlervorkommen wird somit zu einem zweidimensionalen Modell abstrahiert. Dieses neue Modell beschreibt anschaulich eine Fräsebene der zerstörenden Prüfung (rechts in Abb. 2.1) bzw. eine Ebene mit endlicher Dicke d im dickwandigen Gussmaterial.

Konstruktion des Ersatzfehlers - Fehlergeometrien und Einhüllende

Die technische Realisierung der realen Lochverteilungen erfolgt anhand exemplarischer Lochgeometrien in dünnen Flachzugproben. In Abb. 2.5 werden die untersuchten Fehlergeometrien vorgestellt und im Folgenden mit den Ziffern 1 bis 3 benannt.

Durch die experimentelle Umsetzung in Form von verschiedenen Lochgrößen und die Variation der Lochabstände können beliebige relative Position einzelner Fehler angenähert werden. Schließlich soll auf beliebige Lochgeometrien und Abstände geschlossen werden können, um somit eine Homogenisierung des geschädigten Materialbereichs zu erreichen.

Abhängig von den gewählten Lochdurchmessern d_L und -abständen l_L gilt

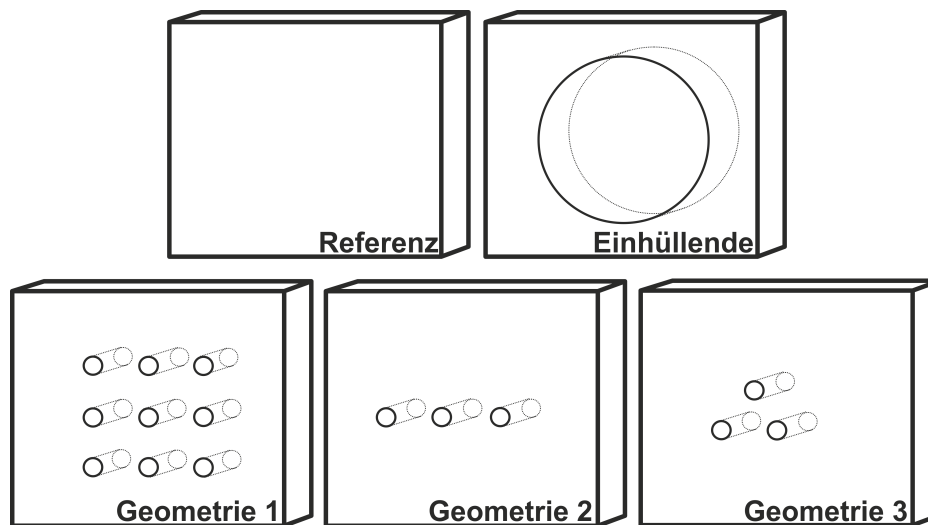


Abb. 2.5.: Schematische Darstellung der zu untersuchenden Proben. Oben: ungestörte Referenzprobe (Ref) und Einhüllende (H), unten: untersuchte Geometrien (Geo 1 bis Geo 3).

für den Durchmesser der Einhüllenden $D_{\text{Hülle}}$ die folgende Konstruktionsvorschrift,

The diagram shows three circles arranged horizontally. The middle circle is flanked by two other circles. The distance between the center of the middle circle and the center of each outer circle is labeled l_L . The diameter of the outer circle is labeled d_L . To the right of the diagram is the equation:

$$D_{\text{Hülle}} = d_L + 2 \cdot l_L \quad (2.1)$$

wobei der Abstand der Löcher ausgehend von den Lochmittelpunkten gemessen wird.

2.1. Versuchsaufbau und Durchführung der mechanischen Prüfung

Die mechanischen Prüfungen wurden unter statischen Bedingungen weggesteuert durchgeführt. Die Bestimmung der Werkstoffkennwerte erfolgte in Anlehnung an [21]. Das lokale Verformungsverhalten der Flachzugversuche wurde mittels dreidimensionaler digitaler Bildkorrelation mit dem System Aramis von gomTM untersucht.

Mechanische Prüfung mit lokaler Dehnungsmessung

Zur Durchführung der mechanischen Versuche an EN-GJS-400, sowie die Vergleichsmessungen an Baustahl S235-JR wurde eine servohydraulische Universalprüfmaschine Hydropuls der Fa. Schenck verwendet, die eine Nennlast von

2. Werkstoffcharakterisierung durch statische Flachzugversuche

160 kN erreicht, Abb. 2.6. Die Flachzugproben wurden hydraulisch eingespannt und mit einer Verfahrgeschwindigkeit von 40-53 $\mu\text{m/s}$ bis zum Probenbruch belastet. Die Kraftmessung erfolgte über die Kraftmessdose der Prüfmaschine. Die dreidimensionale Dehnungsmessung der Oberfläche erfolgte durch eine Serie von Einzelbildern zweier Kameras. Diese waren unter dem Winkel von $52,9^\circ$ auf die Probe gerichtet. Die jeweiligen linken und rechten Bilder wurden der Analysesoftware von Aramis übergeben und mit dem aktuellen Kraftwert verknüpft. Dies erlaubt die Korrelation der anliegenden Spannung mit der ermittelten lokalen Dehnung.

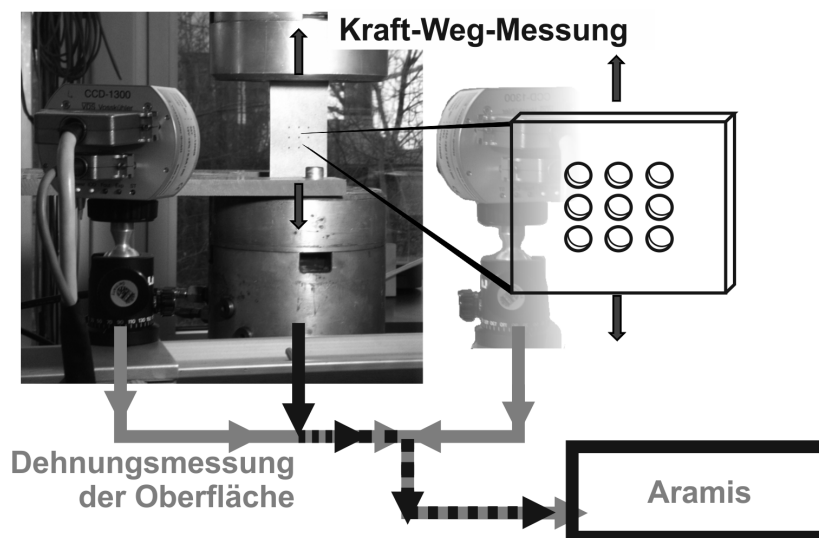


Abb. 2.6.: 3D-Messaufbau mit servohydraulischer Prüfmaschine (160 kN) und Skizze einer Lochgeometrie, nicht maßstabsgetreu

Die maßstäblich verkleinerten Proben, Abb. 2.7, wurden ebenfalls an einer servohydraulischen Prüfmaschine der Fa. Schenk geprüft. Sie stammt ebenfalls aus der Serie Hydropuls PSA und verfügt über eine 10 kN Kraftmessdose. Die Messung erfolgte analog mit lediglich einer Kamera, die frontal auf die Probe ausgerichtet wurde. Diese zweidimensionale Bildkorrelation erlaubte eine Punktverlaufsanalyse der Oberfläche; liefert jedoch keine Tiefeninformation.

2.2. Ergebnisse der mechanischen Flachzugprüfung an EN-GJS-400

Für die mechanischen Untersuchungen wurden aus einem dickwandigen Gussstück Flachzugproben mit der Kennzeichnung 51505/2 1-27 [83], oben in Abb. 2.8, hergestellt. Die geprüften Kleinproben, (unten) wurden aus den Einspannstücken der Großproben gefertigt. Die Qualitätssicherung des Herstellers garantiert u.a. folgende Kennwerte [21,57]



Abb. 2.7.: 2D-Messaufbau mit hydraulischer Prüfmaschine (10 kN) mit maßstäblich verkleinerten Proben

- Zugfestigkeit $R_m = 320 - 360 \text{ MPa}$
- Bruchdehnung $A = 15 - 24 \%$
- Bruchzähigkeit $K_{Ic} > 50 \text{ MPa} \sqrt{m}$
- Kohlenstoffgehalt 3,4 - 3,8 %

In die Flachzugproben wurden die abstrahierten Ersatzfehlergeometrien aus Abb. 2.5 eingebracht und unter einachsiger, quasi-statischer Belastung untersucht. Vergleichende Messungen an Baustahl S235-JR, einem Material welches über ähnliche mechanische Charakteristika verfügt, ergänzen die Betrachtung (Abschnitt 2.2.4).

Wesentlicher Versuchsparameter war hier die eingebrachte Lochpopulation. Es wurden jeweils ungestörte Referenzproben (Ref), dieselben drei Lochgeometrien (Geo 1, 2, 3) mit den Einzellochdurchmessern $d_L = 1 \text{ mm}$ und $1,2 \text{ mm}$ in den größeren Flachzugproben mit 60 mm Breite, sowie Lochpopulationen in den Größen $150 \text{ bis } 300 \mu\text{m}$ in den kleinen Proben mit 15 mm Breite untersucht. Die Bohrungen wurden jeweils mit dem dreifachen Lochdurchmesser als Lochabstand eingebracht. Außerdem wurden für beide Probengrößen die Einhüllenden getestet. Tab. 2.1 zeigt die getesteten Parameter. Aus der Konstruktionsvorschrift (Gl. 2.1) ergibt sich für $3 \cdot d_L = l_L$ ein Hüllendurchmesser von $D_H = 7 \cdot d_L$. Mit $d_H = 8 \text{ mm}$ wurde somit für die GJS-Großproben ein Kompromiss der Einzellochgrößen $1,0$ und $1,2 \text{ mm}$ untersucht. An den GJS-Kleinproben wurden Hüllengrößen von $0,5$ bis $1,2 \text{ mm}$ untersucht.

2. Werkstoffcharakterisierung durch statische Flachzugversuche

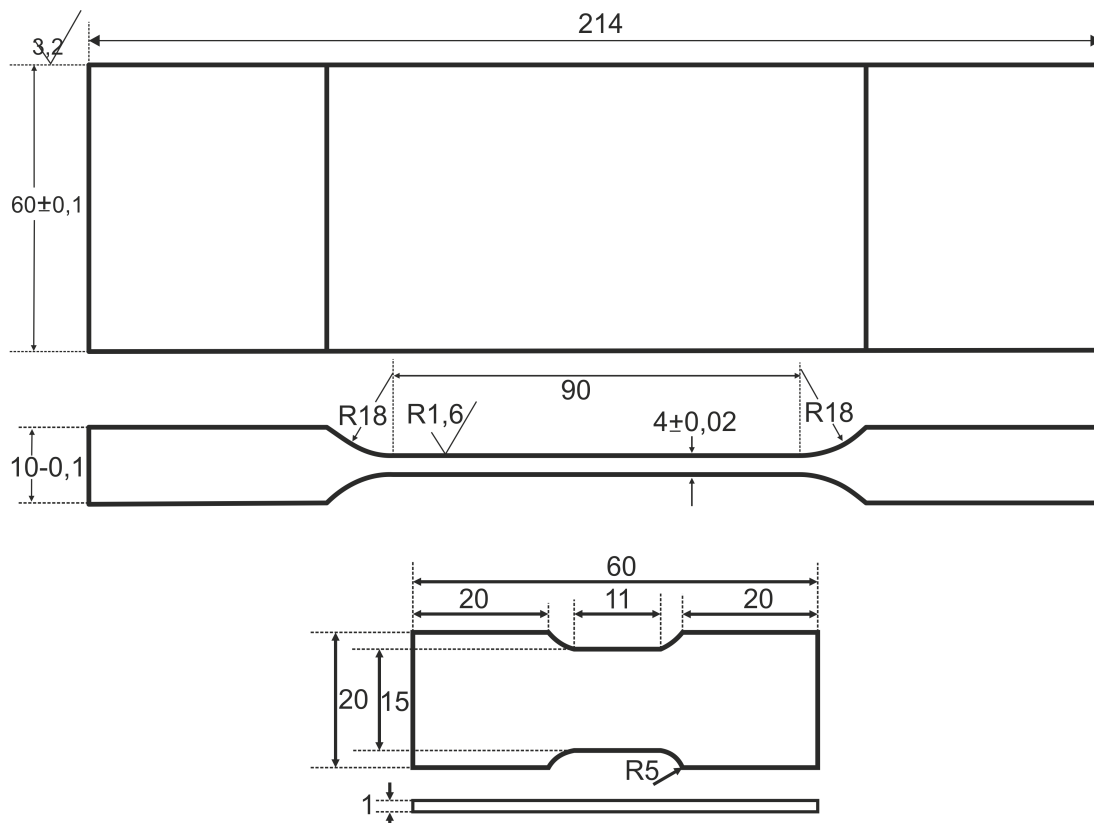


Abb. 2.8.: Schematische Darstellung der Flachzug-Großproben (oben), sowie der Kleinproben (unten), nicht maßstabsgetreu.

	Werkstoff	d_L [mm]	d_H [mm]
Großproben	EN-GJS-400	1; 1,2	8
Großproben	S235-JR	1; 1,5; 3	-
Kleinproben	EN-GJS-400	0,15 - 0,3	0,5 - 1,2

Tab. 2.1.: Untersuchte Lochgrößen der Flachzugversuche

2.2.1. Festigkeitskennwerte

Die Proben wurden in den beschriebenen Versuchsaufbauten bis zum Bruch belastet. Anhand der gemessenen Kraft-Verformungs-Messungen wurden Spannungs-Dehnungs-Diagramme erstellt. Abb. 2.9 zeigt das prinzipielle Verhalten der Flachzugproben aus EN-GJS-400 jeweils am Beispiel einer ungestörten Referenzprobe.

Da Gusseisen normalerweise keine ausgeprägte Streckgrenze aufweist wurde die 0,1%-Dehngrenze $R_{p0,1}$ bezogen auf die Nettoquerschnittsfläche ermittelt. Die Ergebnisse finden sich in Abb. 2.10. Die erreichte Maximalkraft wurde ebenfalls auf die Nettoquerschnittsfläche bezogen und so die Zugfestigkeit R_m bestimmt, Abb. 2.13. Bei den Messungen kann ein etwaiger Biegeanteil weitest-

2.2. Ergebnisse der mechanischen Flachzugprüfung an EN-GJS-400

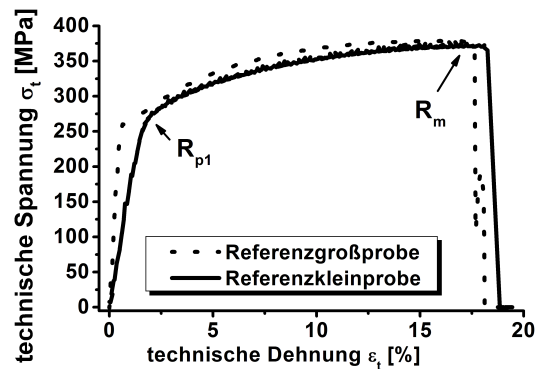


Abb. 2.9.: Technische Fließkurve einer EN-GJS-400 Groß- und Kleinprobe.

gehend ausgeschlossen werden, auf Grund einer passgenauen Probenaufnahme. Da sich die Proben einzig durch die eingebrachten Löchern unterscheiden, wurden die Versuchsergebnisse gegen den aufsummierten Lochdurchmesser (3 bzw. 3,6 mm) aufgetragen. Dieser stellt somit den entscheidenden Prüfparameter dar.

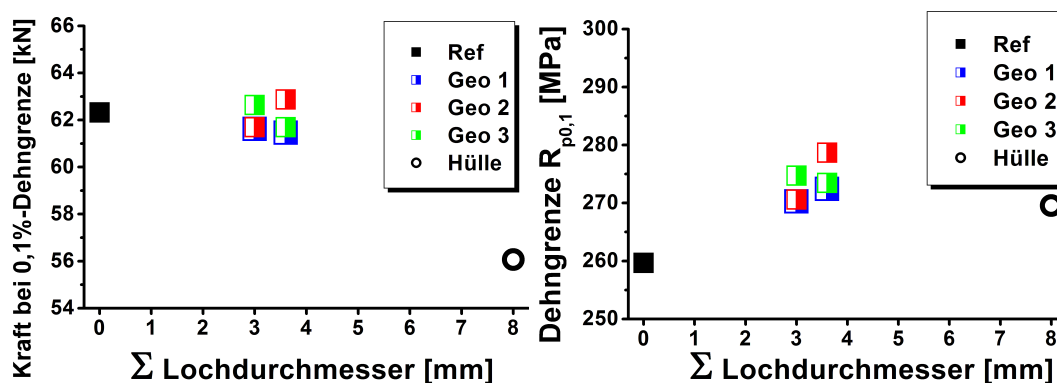


Abb. 2.10.: Dehngrenzen R_p der Großproben bezogen auf S_{netto} von GJS in Abhängigkeit der Summe der Lochdurchmesser

Im Rahmen der Messgenauigkeit erreichen die Referenz- (volles, schwarzes Quadrat) und die Geometrieproben (offene Quadrate, 1. blau, 2. rot, 3. grün) der Großproben die Dehngrenze bei denselben Kraftwerten. Die Einhüllende mit dem Lochdurchmesser 8 mm (schwarzer Kreis) erreicht das elastischen Limit bei 90% des Wertes. Die berechnete Dehngrenze $R_{p0,1}$ der Geometrieproben ist vergleichbar mit dem Wert der Hüllenprobe und erhöht gegenüber dem Referenzwert. Die exakten Werte befinden sich im Anhang in Tabelle A.1.

Die Ergebnisse der maßstäblich verkleinerten Proben finden sich in Abb. 2.11. Die Referenzproben erreichen bei $3,62 \pm 0,23$ kN die $R_{p0,2}$ -Dehngrenze. Gemittelt über alle getesteten Geometrien erreichen die gebohrten Proben diese Grenze bei $3,64 \pm 0,15$ kN. Die Hüllenproben mit nur einer zentralen Bohrung verzeich-

2. Werkstoffcharakterisierung durch statische Flachzugversuche

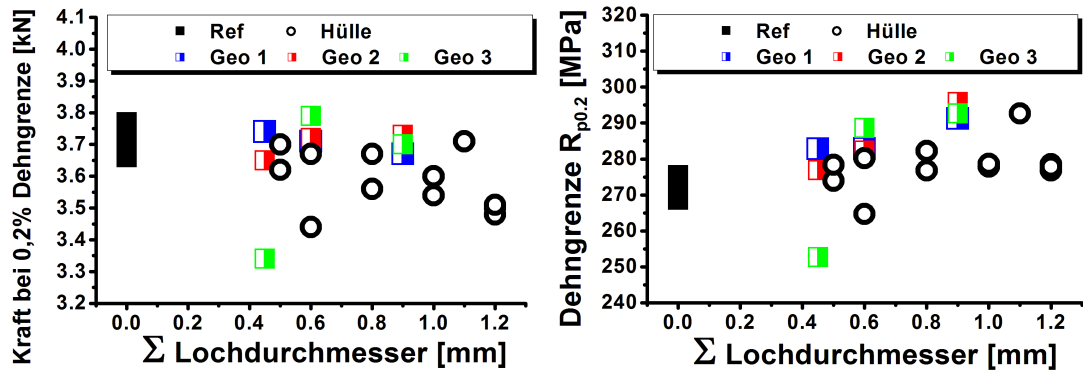


Abb. 2.11.: Dehngrenzen $R_{p0,2}$ der Kleinproben bezogen auf S_{netto} von GJS in Abhängigkeit der Summe der Lochdurchmesser

nen mit zunehmendem Lochdurchmesser einen absteigenden Trend. Für eine Lochgröße von 1,2 mm liegt $F_{p0,2}$ bei 97 % des Kraft-Referenzwertes. Die $R_{p0,2}$ -Werte der Geometrien steigen für größere Bohrradien an. Die Werte für die Einzelbohrungen zeigen keinen ausgeprägten Trend. Die exakten Werte finden sich im Anhang in Tabelle A.2.

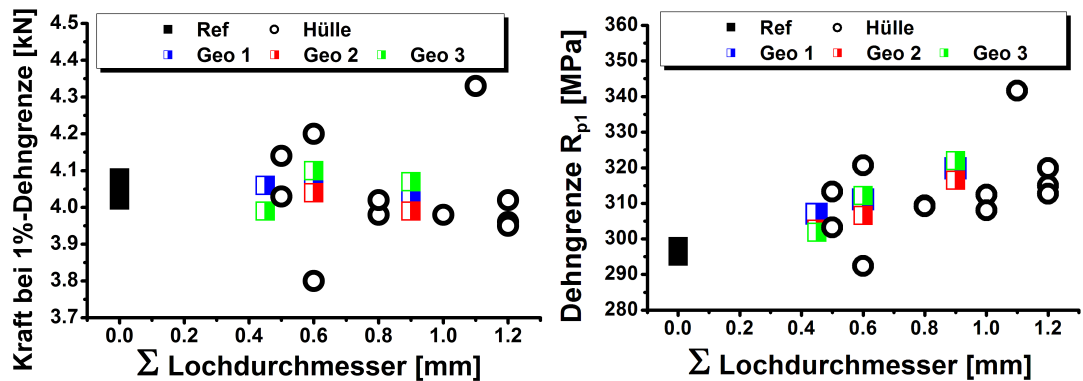


Abb. 2.12.: Dehngrenzen R_{p1} der Kleinproben bezogen auf S_{netto} von GJS in Abhängigkeit der Summe der Lochdurchmesser

Da bei der Ermittlung der 0,2 % Dehngrenze kein wesentlicher Unterschied ermittelt werden konnte, wurde zudem die 1%-Dehngrenze bestimmt, siehe Abb. 2.12. Die ermittelten Kennwerte F_{p1} und R_{p1} bestätigen das Verhalten der 0,2%-Dehngrenze, wobei die Mittelwerte der Kraft F_{p1} bei Erreichen der 1%-Dehngrenze einen leichten Abfall verzeichnen. Die Dehngrenze R_{p1} steigt ebenfalls an mit der Summe der Lochdurchmesser.

Der Einfluss des reduzierten Restquerschnitts zeigt sich in der Maximallast, den die jeweilige Probe vor Bruch erträgt, siehe Abb. 2.13. Die Referenzprobe zeigte einen Maximalwert von 90,92 kN. Gemittelt über die verschiedenen Geometrien einer Lochgröße erreichten die gebohrten Proben ein Maximum

2.2. Ergebnisse der mechanischen Flachzugprüfung an EN-GJS-400

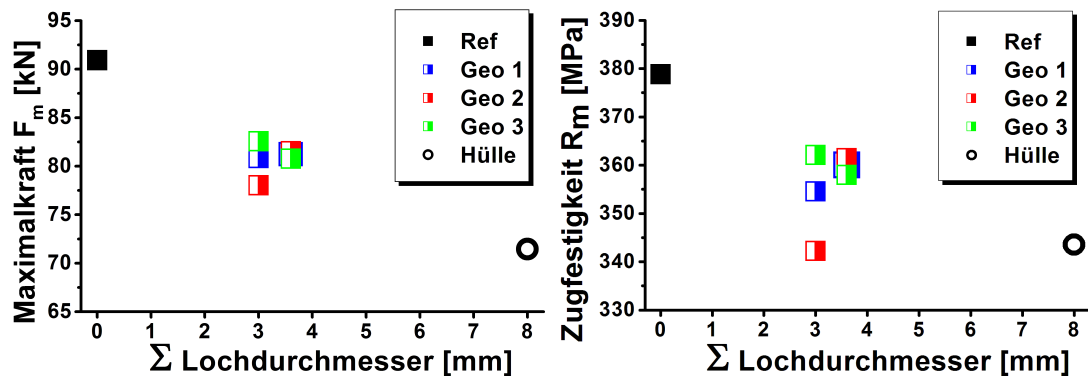


Abb. 2.13.: Maximalkraft F_m und Zugfestigkeiten R_m der Großproben in Abhängigkeit der Summe der Lochdurchmesser

von $80,48 \pm 0,39$ kN für die 1 mm-Bohrungen und $81,18 \pm 0,39$ kN für die 1,2 mm-Bohrungen. Die Einhüllende erreichte 71,46 kN, bevor Versagen eintrat.

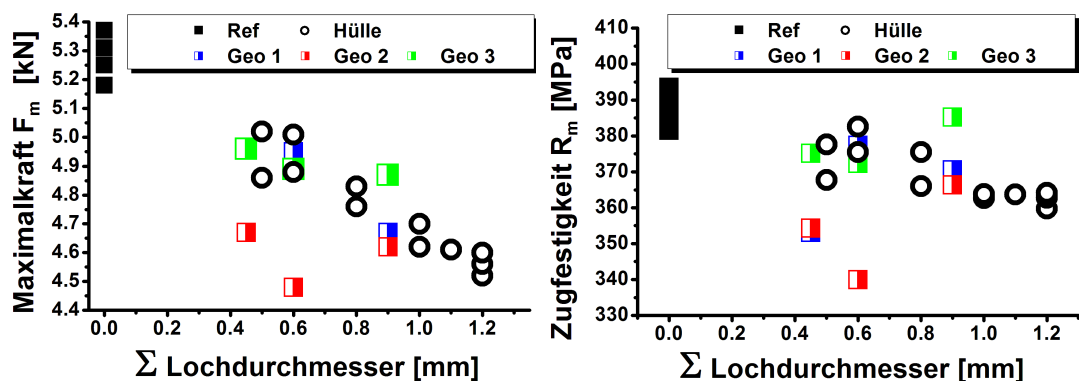


Abb. 2.14.: Maximalkraft F_m und Zugfestigkeiten R_m der Kleinproben in Abhängigkeit der Summe der Lochradien

Im verkleinerten Maßstab zeigt sich dieselbe Auswirkung des reduzierten Restquerschnitts auf die Maximallast wie bei den Großproben, Abb. 2.14. Mit steigendem Lochdurchmesser fällt die ertragbare Maximallast. Die Messungen der Einhüllenden zeigen denselben Effekt in der gleichen Größenordnung.

Aufgrund der wesentlich kleineren Probenabmessungen führen geringste Abweichungen beim Einbringen der Bohrlöcher durch Laserbeschuss oder konventionellem Bohrer bereits zu größeren Streuungen. Eine Genauigkeit von 5 Hunderstel Millimeter bei der Herstellung wirkt sich mit 5 % auf die Kraftwerte aus. Die geprüften Geometrien wurden durch Laserbeschuss hergestellt. Die Probenoberfläche anschließend abgeschliffen. Die Hüllenproben wurden vor dem Einbringen des Bohrloches geschliffen. So ist von einer leicht erhöhten Rauigkeit am gebohrten Lochrand auszugehen verglichen mit den Rändern der Laserlöcher. Eine für diese Betrachtung ausreichende Messtechnik zur hin-

reichend exakten Vermessung der Laserlöcher war nicht verfügbar, daher kann für diese keine Genauigkeit angegeben werden.

2.2.2. Verformungskennwerte

Um das Verformungsverhalten zu quantifizieren, wurden Bruchdehnung A und Brucheinschnürung Z bestimmt. Aufgrund der stark zerklüfteten Bruchfläche, siehe Abb. 2.15 und Abschnitt 2.4, muss bei der Auswertung der Brucheinschnürung von einer nicht zu vernachlässigenden Ungenauigkeit ausgegangen werden.

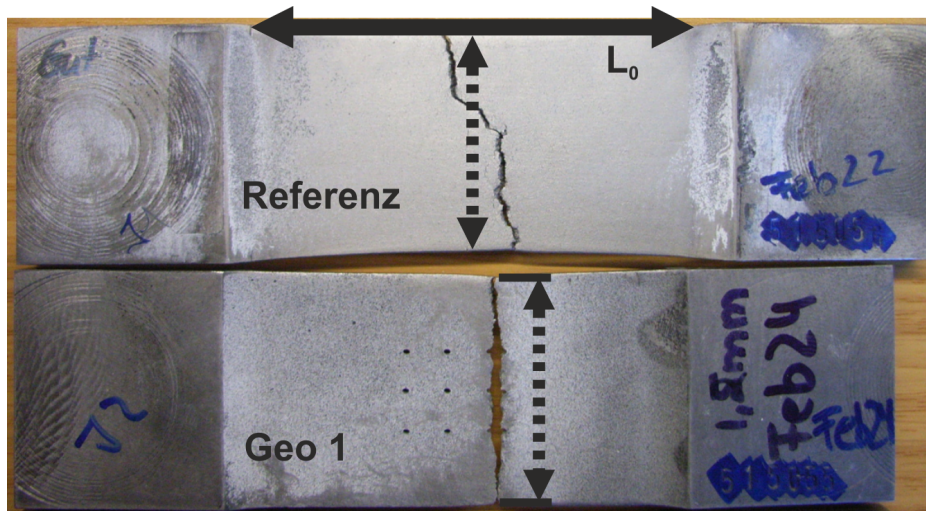


Abb. 2.15.: Bestimmung der Verformungskennwerte der GJS-Großproben am Bsp. der Referenz und der Geometrie 1

Für die Bestimmung der projizierten Bruchfläche wurde an mehreren Stellen die Dicke gemessen und anschließend gemittelt. Für die Probenbreite der gebrochenen Probe wurde die dünnste Stelle der Probe verwendet. Die Fertigungstoleranzen sind den Probenzeichnungen (Abb. 2.8) zu entnehmen. In Abb. 2.16 sind die Brucheinschnürungen und die Bruchdehnungen über dem Lochdurchmesser aufgetragen.

Im Rahmen der Messgenauigkeit weichen die Geometrien beider Lochgrößen sowie der Einhüllenden (Mittelwerte von 11,75 bis 12,86 %) in gleichem Maße vom Referenzwert $Z_{Ref} = 19,79\%$ ab. Die detaillierten Messwerte befinden sich im Anhang in Tabelle A.4. Die Gesamtverlängerung der Probe ΔL_t wurde bezogen auf die Messlänge L_0 sowie auf die Gesamtlänge der Probe L_t . Da die Einspannstücke praktisch unverformt blieben, ergibt sich die Verlängerung der Messlänge L_0 zu $\Delta L_0 = \Delta L_t$. Die Messlänge L_0 wurde bestimmt aus der Gesamtlänge L_t minus der unverformten Einspannstücke der Probe. Dieses Vorgehen berücksichtigt die unterschiedlichen Radien des Übergangs von verjüngtem

2.2. Ergebnisse der mechanischen Flachzugprüfung an EN-GJS-400

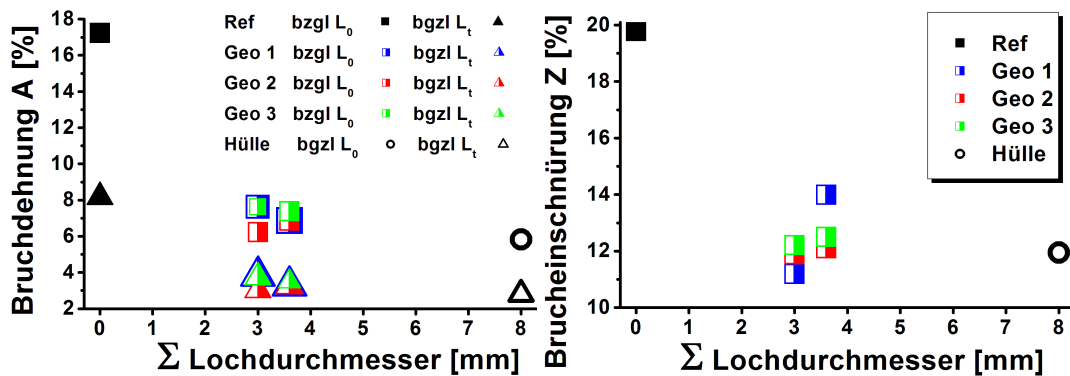


Abb. 2.16.: Bruchdehnung A und Brucheinschnürung Z der GJS-Großproben in Abhängigkeit der Summe der Lochdurchmesser

Bereich der Probe zum Einspannstück. Es stellt sicher, dass der gesammte verformte Bereich in der Ausgangsmesslänge L_0 enthalten ist. Die vollständigen Werte befinden sich im Anhang in Tabelle A.5.

Die ungestörte Referenzprobe erreichte eine Bruchdehnung von 17,2% und liegt somit im Bereich der Herstellerangaben. Die Geometrien der Lochgröße 1,2 mm erreichen eine Bruchdehnung $\bar{A}_{L_0,1,2mm} = 7,04 \pm 0,30\%$. Die Geometrien der Größe 1 mm erreichen geringfügig höhere Werte von $\bar{A}_{L_0,1mm} = 7,15 \pm 0,81\%$. Die konservative Abschätzung als Einhüllende liefert eine Bruchdehnung $A_{Hülle} = 5,83\%$.

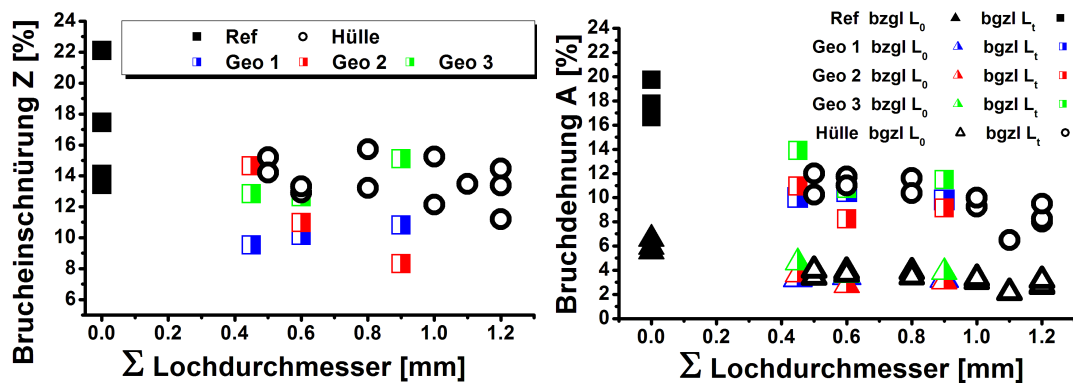


Abb. 2.17.: Bruchdehnungen A und Brucheinschnürungen Z der GJS-Kleinproben in Abhängigkeit der Summe der Lochdurchmesser

Dieselben Überlegungen für die Messgenauigkeit der Großproben ergeben sich für die geprüften Kleinproben, siehe Abb. 2.17. Hinzu kommt der größere Einfluss der Probenabmessungen. Dies erklärt die größere Streuung der Messwerte. Der Mittelwert der Referenzprobe liegt bei $\bar{Z}_{Ref} = 16,92 \pm 3,45\%$. Die Geometrien verzeichnen keinen Trend unabhängig von ihrem Lochdurchmesser.

2. Werkstoffcharakterisierung durch statische Flachzugversuche

Die Mittelwerte bewegen sich zwischen 11,3 und 12,3%. Die Mittelwerte der Einzelbohrungen zeigen abfallende Werte für zunehmenden Bohrdurchmesser von $\bar{Z}_{0,5\text{mm}} = 14,72\%$ auf $\bar{Z}_{1,2\text{mm}} = 12,84\%$.

2.2.3. Dehn- und Spannungszunahmegeschwindigkeiten

Zur Klassifizierung der ermittelten Festigkeits- und Verformungskennwerte werden die mittleren elastischen und plastischen Dehngeschwindigkeiten über den elastischen bzw. plastischen Bereich der Fließkurve gemittelt, siehe Abschnitt 1.1.3, und in Abbildung 2.18 aufgetragen. Die Darstellung erfolgt ebenfalls über die Summe der Lochdurchmesser. Die Spannungszunahmegeschwindigkeit wurde als konstant angenommen und über den elastischen Bereich von Versuchsstart bis zum Erreichen der Dehngrenze bestimmt. Die Verfahrensgeschwindigkeit der Prüfmaschine betrug 40 bis 53 $\mu\text{m/s}$.

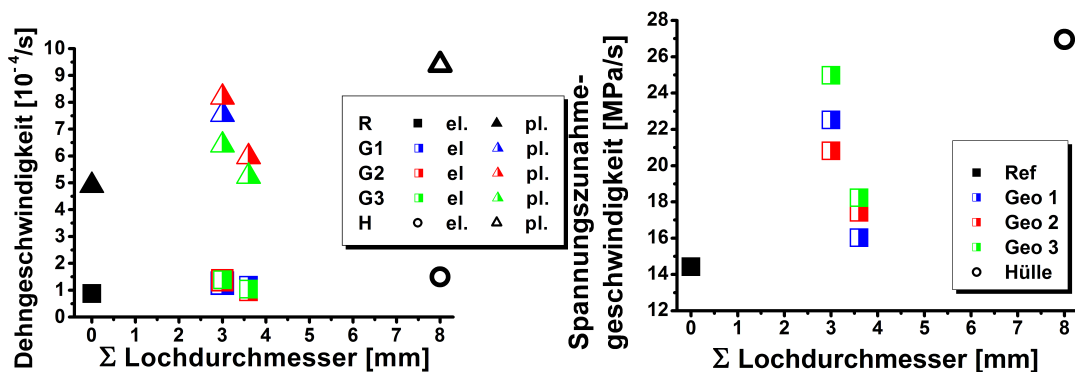


Abb. 2.18.: Dehn- und Spannungszunahmegeschwindigkeiten der GJS-Großproben in Abhängigkeit der Summe der Lochdurchmesser

Mit sinkendem Restquerschnitt steigt die mittlere elastische Dehngeschwindigkeit von $\bar{\epsilon}_{el,Ref} = 1,22 \cdot 10^{-4}/s$ auf $\bar{\epsilon}_{el,Hülle} = 1,82 \cdot 10^{-4}/s$ an. Gemäß Gleichung 1.20 ist dieser Anstieg darin begründet, dass Geometrieproben sowie die Einhüllende einen (geringen) Anstieg der Dehngrenze zeigen. Ebenfalls erreichen die Proben diesen Wert in kürzerer Zeit; es gilt: $t_{el,Hülle} < t_{el,Geo} \approx t_{el,Ref}$, Tabelle A.8.

Nach Gleichung 1.21 wird die plastische Dehngeschwindigkeit über den gesamten Kurvenverlauf gemittelt. Zwar erreichen die Proben mit zunehmendem Lochdurchmesser geringere Bruchdehnungen, jedoch ist die zugehörige Zeit t_{pl} wesentlich geringer, so dass gilt: $t_{pl,Hülle} \ll t_{pl,Geo} \ll t_{pl,Ref}$. Die mittlere plastische Dehngeschwindigkeit steigt von $\bar{\epsilon}_{pl,Ref} = 5,6 \cdot 10^{-4}/s$ auf $\bar{\epsilon}_{pl,Hülle} = 9,4 \cdot 10^{-4}/s$ an, Tabelle A.8. Zudem muss bei der Bestimmung dieser Werte beachtet werden, dass die Prüfmaschine für eine Nennlast von 160 kN und einen Nennweg von 200 mm ausgerichtet ist. Es ist davon auszugehen, dass sie die geringen

2.2. Ergebnisse der mechanischen Flachzugprüfung an EN-GJS-400

vorgegebenen Geschwindigkeiten während der ersten Messsekunden langsamer nachfährt als vorgegeben. Somit sind die Werte mit einem Fehler behaftet und leicht nach oben zu korrigieren.

Die Dehngeschwindigkeiten der GJS-Kleinproben wurden gemittelt bis zum Erreichen der 0,2% Dehngrenze bzw. der 1% Dehngrenze. Abb. 2.19 zeigt die elastischen und plastischen Geschwindigkeiten, siehe auch Tabelle A.9. Während die elastischen Werte keinen erkennbaren Trend verzeichnen, bestätigen die plastischen Geschwindigkeiten das Verhalten der Großproben. Hierbei erhöht sich die Geschwindigkeit in ähnlichem Maß: $3 - 5 \cdot 10^{-4}/s$ bei einer vergleichbaren Reduktion des tragenden Querschnitts (im Mittel 10%).

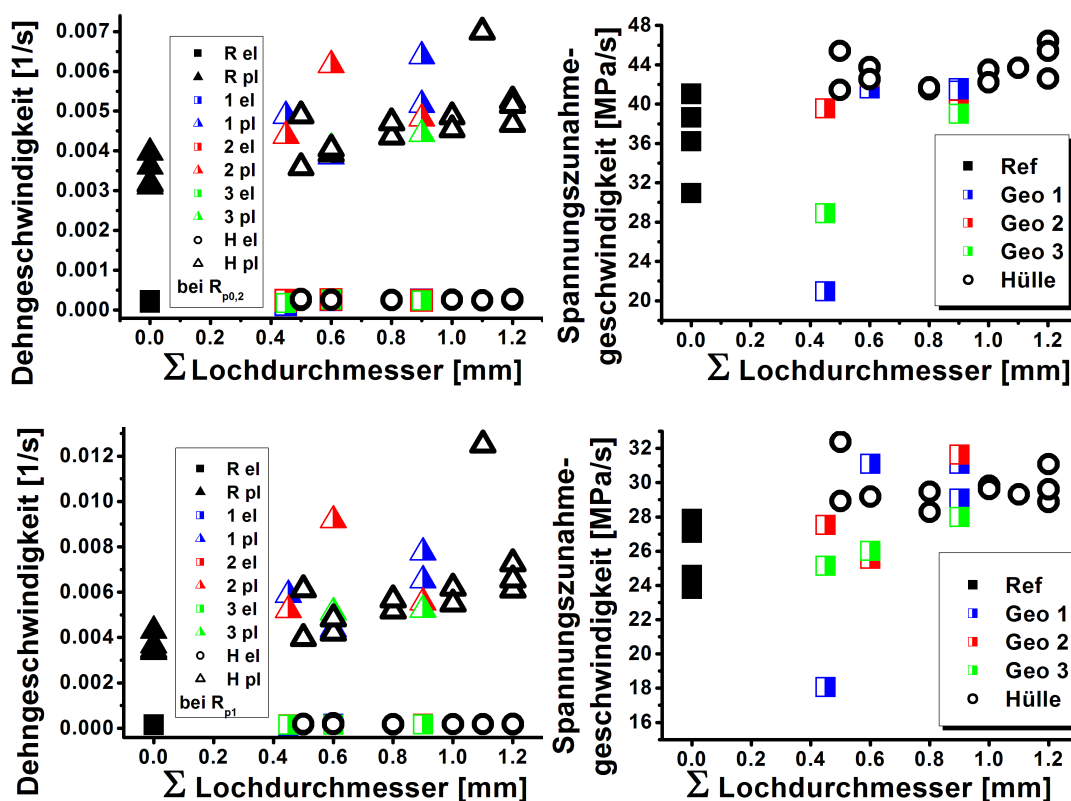


Abb. 2.19.: Dehn- und Spannungszunahmegeschwindigkeiten der GJS-Kleinproben in Abhängigkeit der Summe der Lochdurchmesser bei Erreichen der $R_{p0,2}$ -Dehngrenze (obere Reihe) und bei Erreichen der R_{p1} -Dehngrenze (untere Reihe)

Zur Bestimmung der Streckgrenze soll die Dehngeschwindigkeit laut Prüfnorm [21] zwischen $2,5 \cdot 10^{-4}/s$ und $2,5 \cdot 10^{-3}/s$ liegen. Die verwendete servohydraulische Prüfmaschine ist auf einen Nennweg von 200 mm ausgelegt, so dass die vorgegebene Verfahrensgeschwindigkeit erst nach wenigen Sekunden erreicht wird. So ist davon auszugehen, dass die tatsächlich erreichte elastische Dehngeschwindigkeit geringfügig höher ist als die ermittelte. Für den plastischen

2. Werkstoffcharakterisierung durch statische Flachzugversuche

Kurvenanteil gilt eine Höchstgrenze von $8 \cdot 10^{-3}/s$. Die Zunahme der Spannung innerhalb des elastischen Bereichs muss für einen Werkstoff mit einem E-Modul größer 150 GPa im Intervall von 6 bis 60 MPa/s liegen [89].

Die gemessenen Werte liegen mit maximal 27 MPa/s (Großproben) bzw. 47 MPa/s (Kleinproben) unterhalb der erlaubten Höchstgrenzen und erfüllen diesbezüglich die Anforderungen an einen statischen Versuch.

2.2.4. Vergleichsmessungen am Werkstoff S235-JR

Um den Einfluß der Lochpopulationen auf einen bekannten Werkstoff überprüfen zu können, wurden Vergleichsmessungen an Baustahl durchgeführt. Hier ist der Kohlenstoff homogen in der Eisenmatrix eingebettet. Der verwendete Baustahl S235-JR verfügt für Wandstärken $\leq 16 \text{ mm}$ über folgende Eigenschaften [90]

- Zugfestigkeit $R_m = 340 - 470 \text{ MPa}$
- Dehngrenze $R_e = 235 \text{ MPa}$
- Bruchdehnung $A = 26\%$

Die Probenabmessungen der zur Verfügung stehenden Stahlproben weichen leicht von denen des Gusseisens ab, 2.20. Die Probendicke d beträgt 5 mm und die Messlänge L_0 beträgt 90 mm . Probenpräparation und verwendete Prüfapparatur stimmen mit den vorherigen Messungen überein.

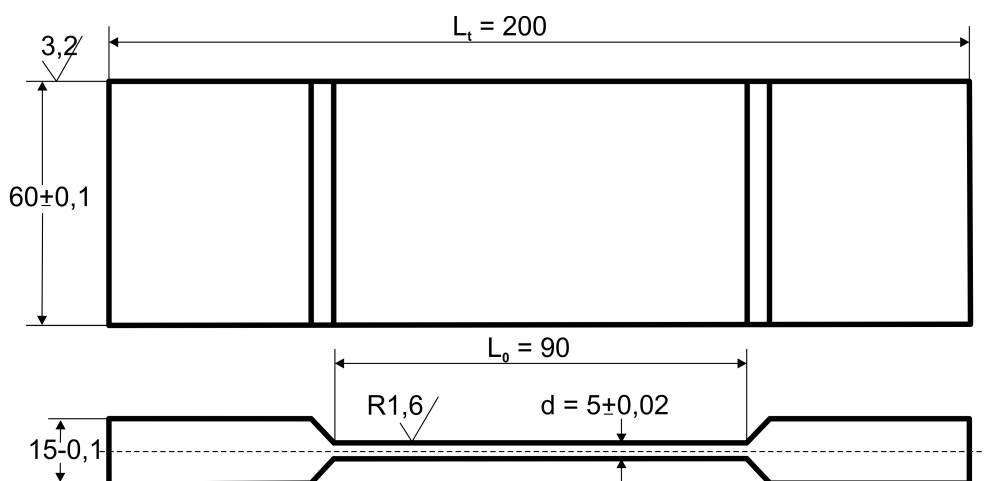


Abb. 2.20.: Technische Zeichnung der S235-JR-Stahlproben

Festigkeitskennwerte

Die Stahlproben wurden mit denselben Parametern wie die Gusseisenproben gemessen, so dass die Ergebnisse später verglichen werden können. Zu beachten ist hierbei die größere Probendicke. Der Stahl zeigt eine ausgeprägte Streckgrenze, Abb. 2.21.

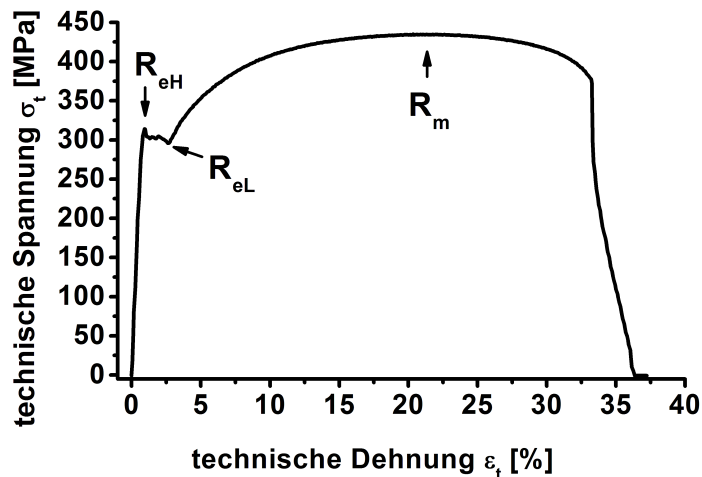


Abb. 2.21.: Technische Fließkurve der Referenzmessung der Stahl-Großprobe ohne eingebrachte Störgeometrie. Eingezeichnet sind die Fließgrenze, obere R_{eH} und untere Streckgrenze R_{eL} .

Mit steigendem Bohrdurchmesser zeigen die Kraftwerte bei Erreichen der oberen Streckgrenze einen eindeutigen Abwärtstrend, Abb. 2.22. Im Mittel reduziert eine Querschnittsabsenkung bis 7,5% die Kraft bei Erreichen der oberen Streckgrenze F_{eH} um 3,2% bzw. hat keinen messbaren Einfluss auf die Kraft bei Erreichen der unteren Streckgrenze F_{eL} . Die Reduktion des tragenden Querschnitts um 15% senkt die Kraft F_{eH} um 11,7 bzw. F_{eL} um 10,1%; jeweils bezogen auf die Werte der Referenzprobe, siehe auch Tabelle A.3.

Aus diesen Werten wurden die Streckgrenze R_e bestimmt, bezogen auf den jeweiligen Nettoquerschnitt (rechte Spalte). Obere und untere Streckgrenze zeigen einen vergleichbaren Anstieg bei kleiner werdendem Restquerschnitt. Jedoch ist bei diesen Werten eine höhere Streuungen zu beachten (vgl. angegebene Standardabweichungen). Um dennoch Aussagen über allgemeine Auswirkungen der Störgeometrien treffen zu können, wurden die Geometrieergebnisse gemittelt. Einzelne Abweichungen erfahren somit weniger Gewichtung.

Die mittlere obere Streckgrenze $\overline{R_{eH}}$ aller gebohrten Proben beträgt, unabhängig vom Bohrdurchmesser, $323,8 \pm 5,8 \text{ MPa}$; $\overline{R_{eL}}$ beträgt $315,5 \pm 3,3 \text{ MPa}$, jeweils bezogen auf den Nettoquerschnitt. Somit erhöht eine Reduktion des tragenden Querschnitts um bis zu 15% die obere Streckgrenze um maximal 3,5 bzw.

2. Werkstoffcharakterisierung durch statische Flachzugversuche

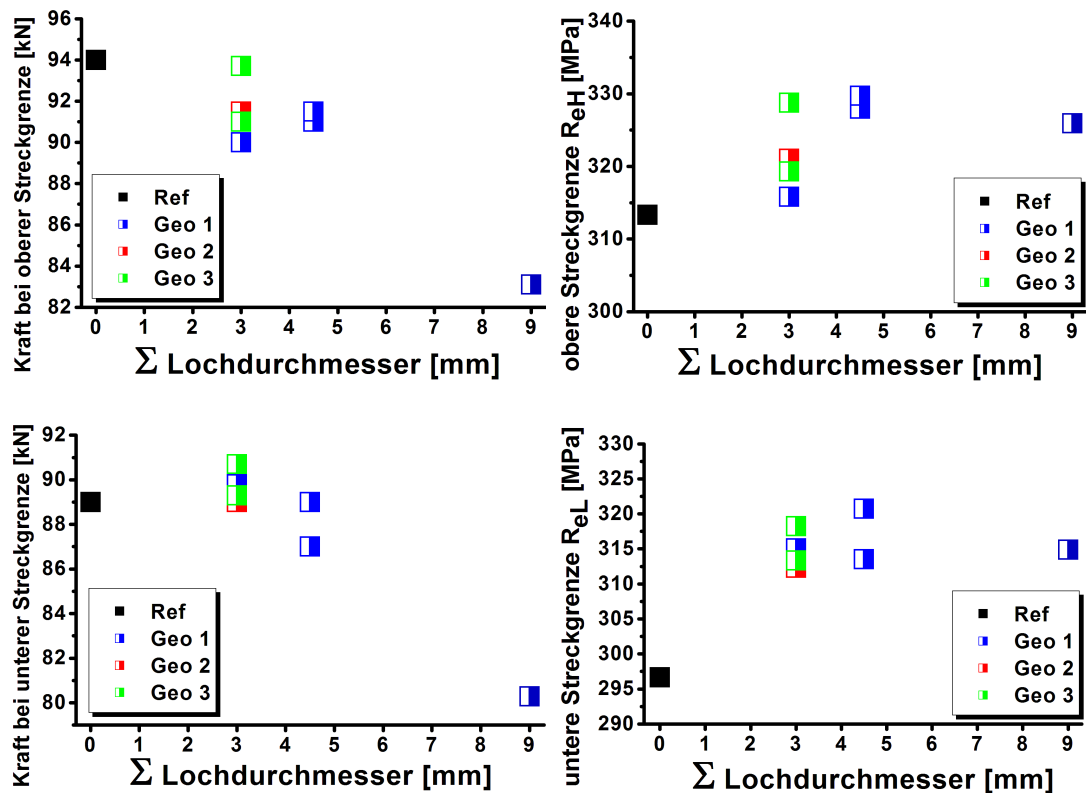


Abb. 2.22.: Oben: Obere Streckgrenze R_{eH} , unten: Untere Streckgrenze R_{eL} von S235-JR in Abhängigkeit der Summe der Lochdurchmesser.

die untere Streckgrenze R_{eL} um maximal 6,2%. Die eingebrachten Bohrungen zeigen somit keinen erheblichen Einfluss auf die Fließgrenze des Werkstoffs S235-JR.

Die Stahlreferenzprobe erreicht ihr Lastmaximum vor Probenbruch bei 130,3 kN, Abb. 2.23. Durch das Einbringen von Lochgeometrien mit einem Einzellochdurchmesser von 1 bis 1,5 mm fällt dieses Maximum auf einen Mittelwert von $127,5 \pm 1,2$ kN ab. Dies ist gleichbedeutend mit einem Anstieg der Zugfestigkeit bezogen auf den Nettoquerschnitt von 434,3 kN auf $451,3 \pm 7,0$ kN. Das Einbringen der Geometrie 1 mit einer Reduktion des Querschnitts um 3,3 mm resultierte in einem weiteren Anstieg um 5 MPa, wobei das Kraftmaximum bereits bei 116,4 kN erreicht wurde, siehe auch Tabelle A.3 im Anhang.

Verformungskennwerte

Abb. 2.24 zeigt die ermittelten Verformungskennwerte. Wie bereits in Abschnitt 2.2.2 hingewiesen sind auch hier große Messungenauigkeit zu berücksichtigen. Wegen des vollständig scherflächigen Bruchs der Stahlproben (Abb. 2.46) erhöht sich diese Problematik zudem. Die Brucheinschnürung Z verzeich-

2.2. Ergebnisse der mechanischen Flachzugprüfung an EN-GJS-400

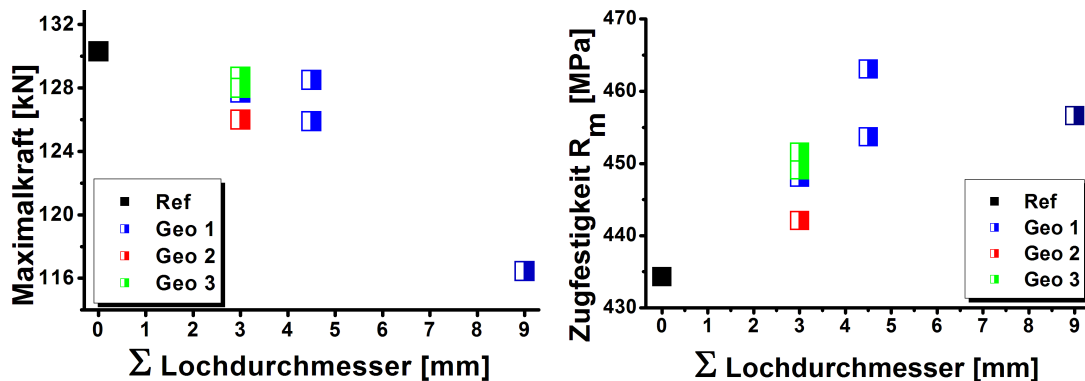


Abb. 2.23.: Zugfestigkeiten R_m von S235-JR in Abhängigkeit der Summe der Lochdurchmesser

net keinen eindeutigen Trend. Durch die eingebrachten Bohrungen bis 1,5 mm Einzeldurchmesser sinkt die Bruchdehnung auf $34,5 \pm 3,9\%$ der Referenzmessung ($Z_{\text{Ref}} = 52,7\%$). Die Probe mit den 3 mm-Bohrungen zeigt einen Wiederanstieg auf $Z = 50,7\%$.

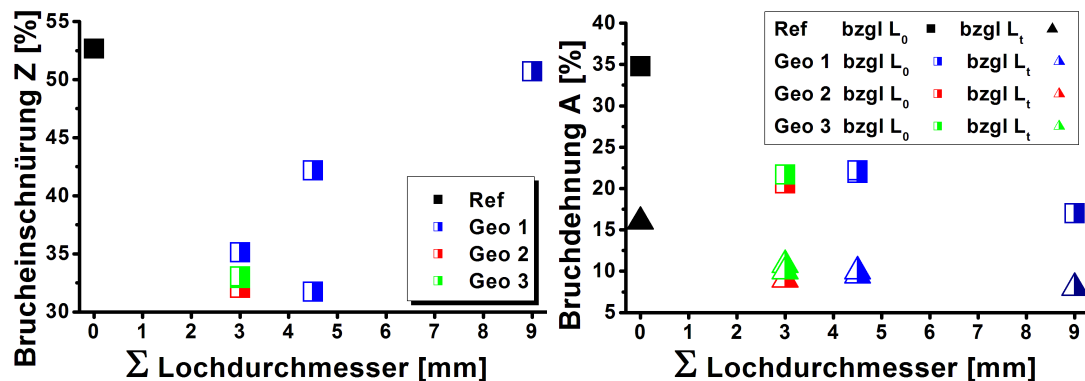


Abb. 2.24.: Bruchdehnungen A und Bruchdehnungen Z von Baustahl in Abhängigkeit der Summe der Lochdurchmesser

Die Bruchdehnung A wurde bezogen auf die Messlänge $L_0 = 90 \text{ mm}$. Zudem ist die Bruchdehnung A_t bezogen auf die Gesamtlänge $L_t = 200 \text{ mm}$ aufgetragen. Der Referenzwert $A_{\text{Ref}} = 34,8\%$ liegt über der Materialspezifikation. Die Reduktion der Probenbreite um 3 bzw. 4,5 mm bedeutet ein Absinken der Bruchdehnung im Mittel auf $A_{\text{Geo}} = 21,7 \pm 1,0\%$. Die Reduktion um 9 mm resultiert in einem weiteren Absinken auf 17%, Tabelle A.7.

2.3. Ergebnisse der lokalen Dehnungsmessung mittels digitaler Bildkorrelation

Zur Darstellung des typischen, jeweiligen Materialverhaltens werden in Kapitel 3 zwei signifikante Belastungszustände simuliert.

1. Das Erreichen der Fließgrenze (elastisches Limit).
2. Der Bereich der maximalen Belastung.

Zur genaueren Untersuchung wurde mittels digitaler Bildkorrelation das lokale Verschiebungsfeld während der Verformung abgebildet. Gezeigt werden im Folgenden die lokalen Verzerrungsfelder dieser beiden Zustände am Beispiel der ungestörten Referenz- sowie einer Geometrieprobe, Abb. 2.25.

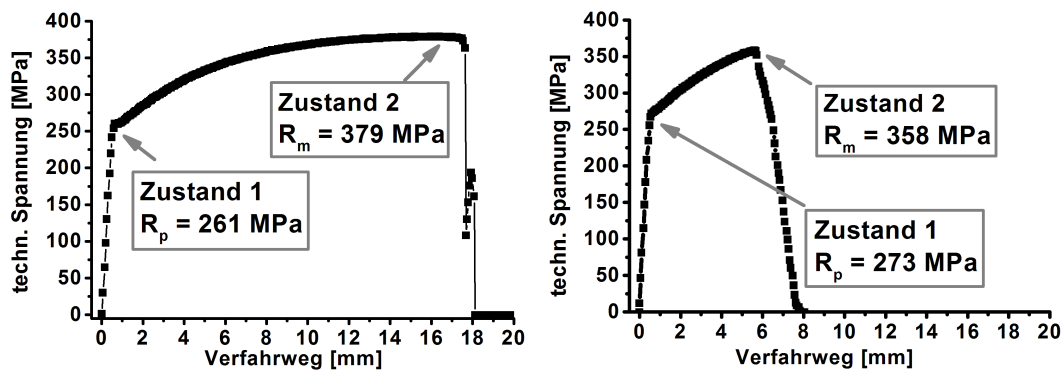


Abb. 2.25.: Ausgewählte signifikante Zustände am Beispiel der Materialkennkurven der ungestörten Referenz- (links) sowie einer Probe mit eingebrachter Geometrie 3 mit 1,2 mm Bohrdurchmesser (rechts).

Mit Hilfe der verwendeten Software von Aramis™ wird anschließend aus den Verschiebungsfeldern an bestimmten signifikanten Punkten der Probenoberfläche die lokale Dehnung ausgelesen. Mittels dem den Bildern zugeordneten Kraft-Verfahrweg wird die momentane lokale Verschiebung mit der momentanen Nennspannung im Probenquerschnitt verknüpft.

Verformungszustand bei Erreichen des elastischen Limits - Zustand 1

Abb. 2.26 zeigt das homogene Dehnungsfeld der Referenzprobe (links), sowie das der Beispielsgeometrie (rechts) am Ende des Hooke'schen Bereichs. Die Prüfmaschine gibt zu diesem Zeitpunkt einen Verfahrweg von circa 0,4 mm vor, was circa einer technischen Dehnung von 0,38 % entspricht. Zur Veranschaulichung ist jeweils ein Kamerabild der digitalen Dehnungsmessung unterlegt.

2.3. Ergebnisse der lokalen Dehnungsmessung mittels digitaler Bildkorrelation

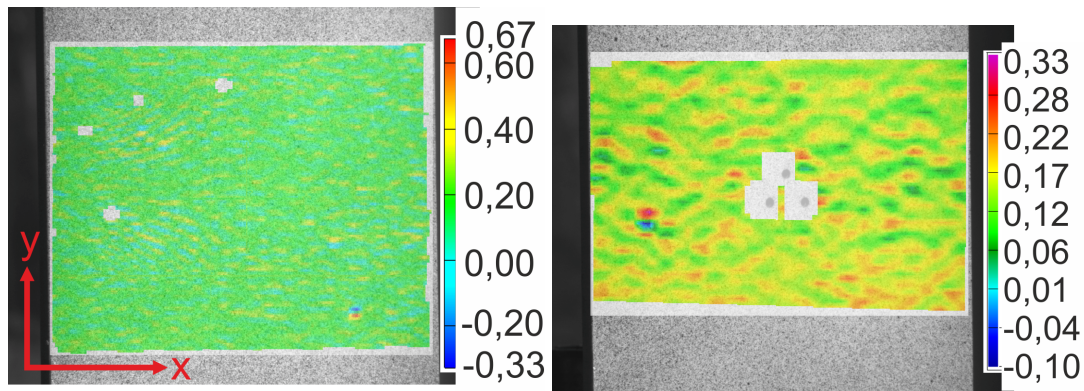


Abb. 2.26.: Komponente ϵ_y des lokalen Dehnungsfeldes (parallel zur Belastungsrichtung). Die Skala zeigt die techn. Dehnung [%] der ungestörten Referenzprobe (links) und der Geometrie 3 mit Lochdurchmesser 1,2 mm (rechts) im Zustand 1. Aufgrund des fehlenden Kontrasts am Ort der Löcher kann die Software hier kein Dehnungsbild ausgeben, so dass die zugehörigen Facetten weiss bleiben.

Aufgetragen ist die Komponente ϵ_y parallel zur Zugrichtung in Einheiten der technischen Dehnung in Prozent. Das Dehnungsverhalten der Geometrieproben ist bis zum Fließbeginn homogen im Rahmen normaler Schwankungen. Es ist kein Einfluss der Störgeometrien erkennbar.

Verformungszustand bei maximaler Belastung - Zustand 2

Die grafische Darstellung des Dehnungsfeldes bei Erreichen der Zugfestigkeit zeigt Abb. 2.27.

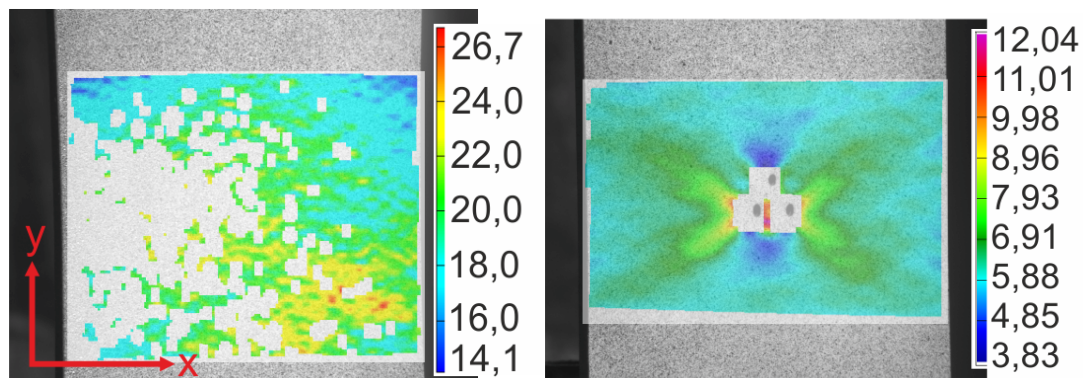


Abb. 2.27.: Komponente ϵ_y des lokalen Dehnungsfeldes (parallel zur Belastungsrichtung). Die Skala zeigt die techn. Dehnung [%] der ungestörten Referenzprobe (links) und der Geometrie 3 mit Lochdurchmesser 1,2 mm (rechts) im Zustand 2.

Auf Grund der von der Referenzprobe hohen erreichten Dehnungen (bis zu

25%) löst sich der für die Messung notwendige Lack teilweise und ungleichmäßig von der Probenoberfläche. So können nicht alle Facetten berechnet werden (weiße Felder). Die Referenzprobe zeigt bis zu hohen Verformungswerten ein weitestgehend homogenes Dehnungsfeld, Abb. 2.28. Die Proben mit eingebrachten Bohrgeometrien zeigen ausgehend von diesen mit zunehmender plastischer Verformung ein signifikantes Dehnungsmuster, Abb. 2.29. Angegeben sind jeweils die Bildnummern, wobei die Erhöhung der Nummer um 1 einem zeitlichen Abstand von 1,5 Sekunden entspricht. Hierbei werden die höchsten Dehnungen unter $\pm 45^\circ$ zur Belastungsrichtung, sowie zwischen den einzelnen Löchern der Geometrie erreicht (rote Bereiche). Die niedrigsten Werte werden in Belastungsrichtung vor bzw. hinter der Bohrgeometrie erreicht.

2.3.1. Bestimmung des lokalen Fließverhaltens

Für eine realitätsnahe Simulation der Flachzugversuche (Kapitel 3) wird das genaue Fließverhalten benötigt und gemäß Abschnitt 1.1.3 approximiert. Im Folgenden wird beispielhaft an einer ungestörten Referenzprobe, sowie an einer Geometrie lokal eine Spannungs-Dehnungs-Kennkurve aus den Messdaten bestimmt, Abb. 2.30. An mehreren Orten, die jeweils symmetrisch die Probenoberfläche abdecken, wurden verschiedene Dehnungskomponenten ausgelesen.

Lokale Materialkennkurven der ungestörten Referenzprobe

Abb. 2.31 zeigt die im vorliegenden Falle technisch bedeutsamste Komponente ε_y parallel zur Belastungsrichtung. Sie ist dargestellt bezüglich der Bildnummern (oder auch Deformationsstufen der zunehmenden Belastung). Hierbei bedeutet 0 die unverformte Probe. Jede weitere Stufe wurde jeweils im Abstand von 1,5 Sekunden aufgenommen. Jede Bildnummer gibt so die Verformung an, die die Probe bezüglich der undeformierten Probe erfahren hat. Entsprechend bedeuten eine Messzeit von 100 Sekunden einen Verfahrensweg von $100 \cdot 40 \mu\text{m/s} = 4 \text{ mm}$. Die Probe erreicht bei Nummer 12 das Ende des elastischen Bereichs. Die Aufzeichnung endet bei Nummer 285. Hier erfährt die Probe die maximale Belastung. Bei beginnender Rissausbreitung erfahren beim weggesteuerten Versuch einige Probenbereiche Entlastung (Einknicken der Kurven 2 und 3).

Unter der Annahme einer homogenen Spannungsverteilung kann die nominelle Spannung aus der Kraftmessung der Prüfmaschine bestimmt werden und gegen die lokale Dehnungsmessung aufgetragen werden, rechts in Abb. 2.31. Bis zu hohen Deformationsgraden bleibt die Dehnung weitestgehend homogen über den Probenquerschnitt verteilt, wie die Bilderserie in Abb. 2.28 erkennen lässt. Mit fortschreitender Verformung ist die lokale Dehnung im Probeninnern erhöht gegenüber dem Randbereich. Kurz vor Materialversagen

2.3. Ergebnisse der lokalen Dehnungsmessung mittels digitaler Bildkorrelation

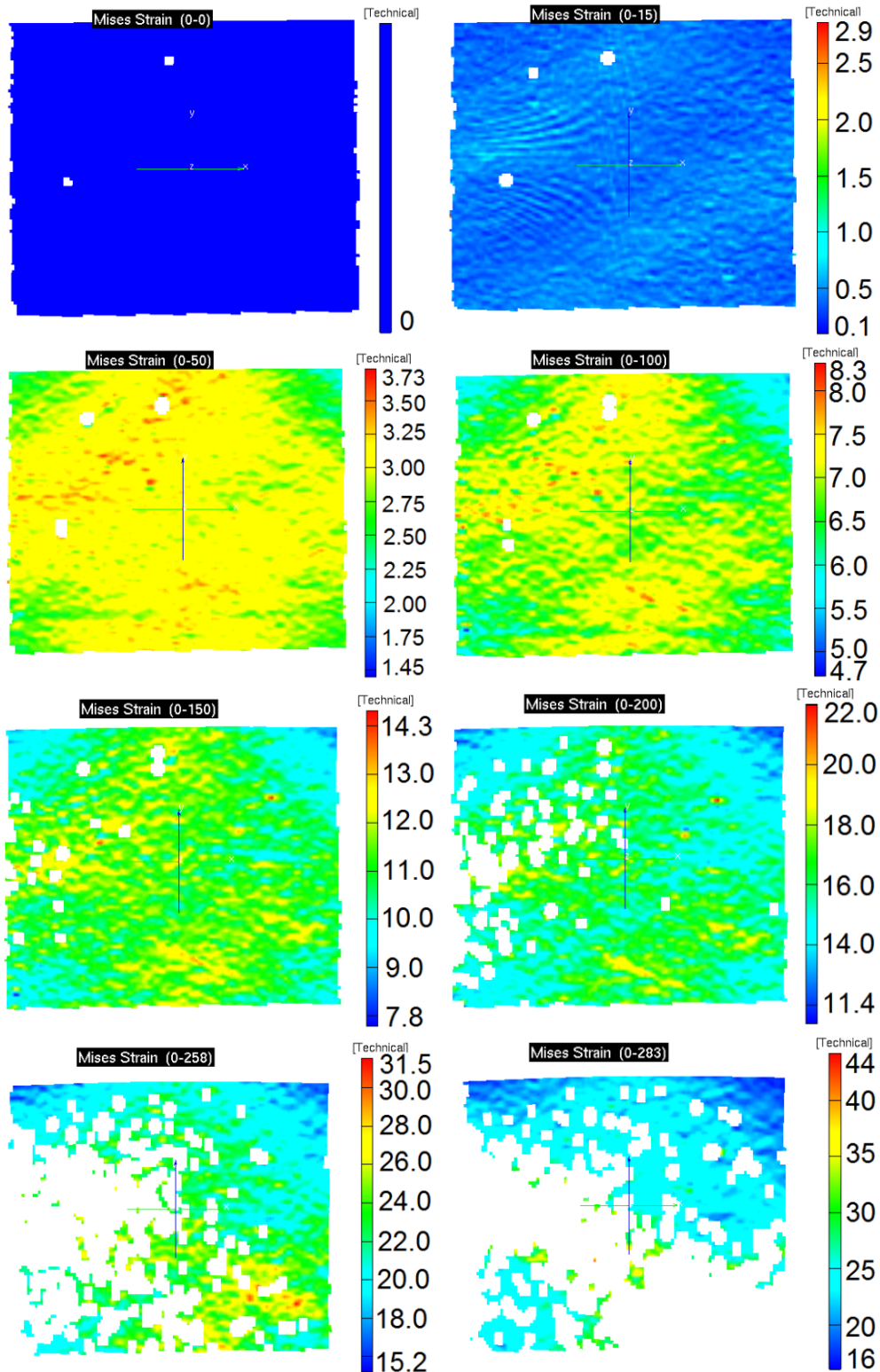


Abb. 2.28.: Von Mises Vergleichsdehnung der Referenzprobe in unterschiedlichen Belastungsstadien, beginnend bei Null (Versuchsstart) bis 283 (Aufzeichnungsende). Jede Belastungsstufe entspricht 1,5 s Messzeit.

2. Werkstoffcharakterisierung durch statische Flachzugversuche

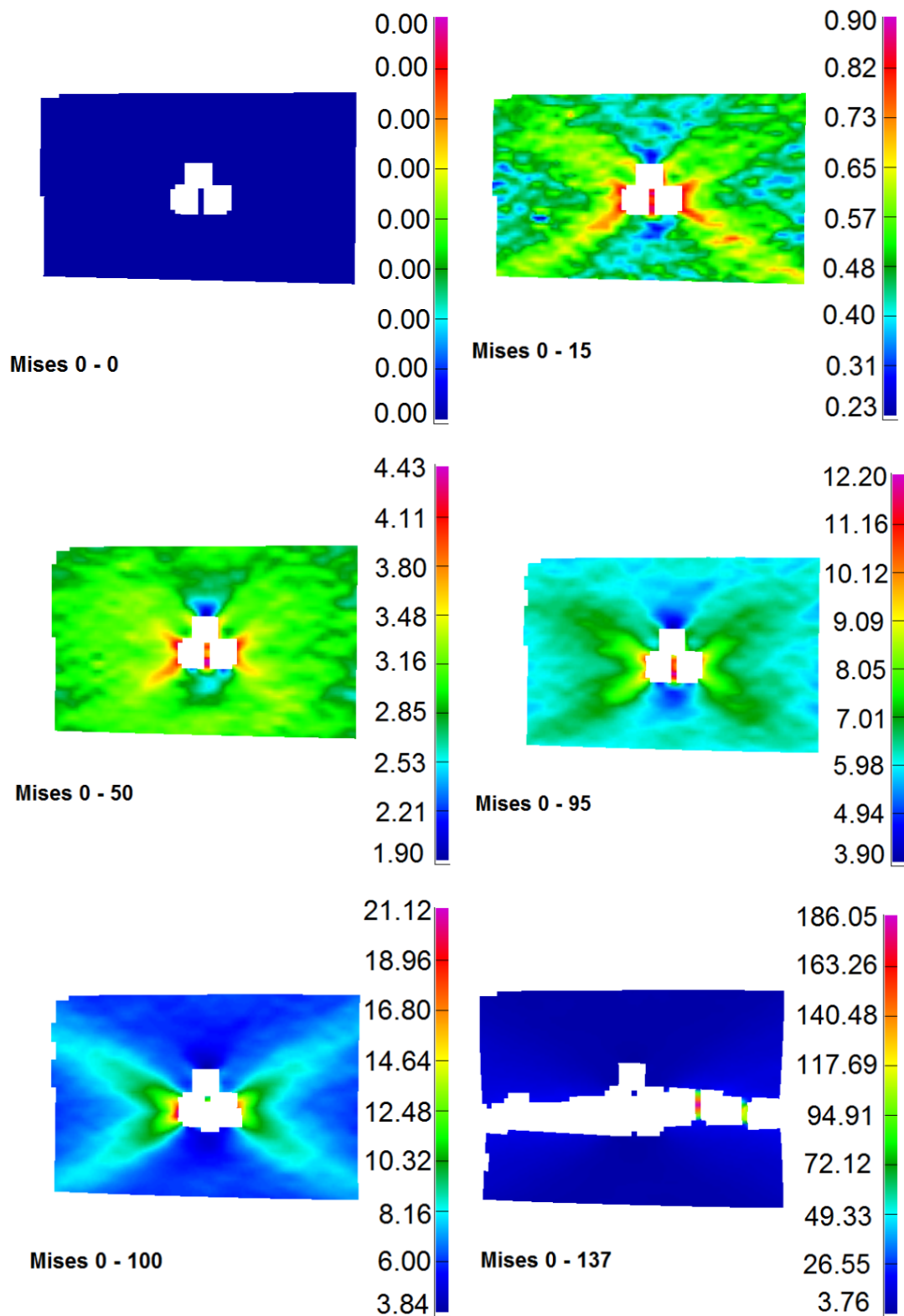


Abb. 2.29.: Von Mises Vergleichsdehnung einer Geometrie 3 Probe in unterschiedlichen Belastungsstadien. Jede Stufe entspricht 1,5 s Messzeit.

2.3. Ergebnisse der lokalen Dehnungsmessung mittels digitaler Bildkorrelation

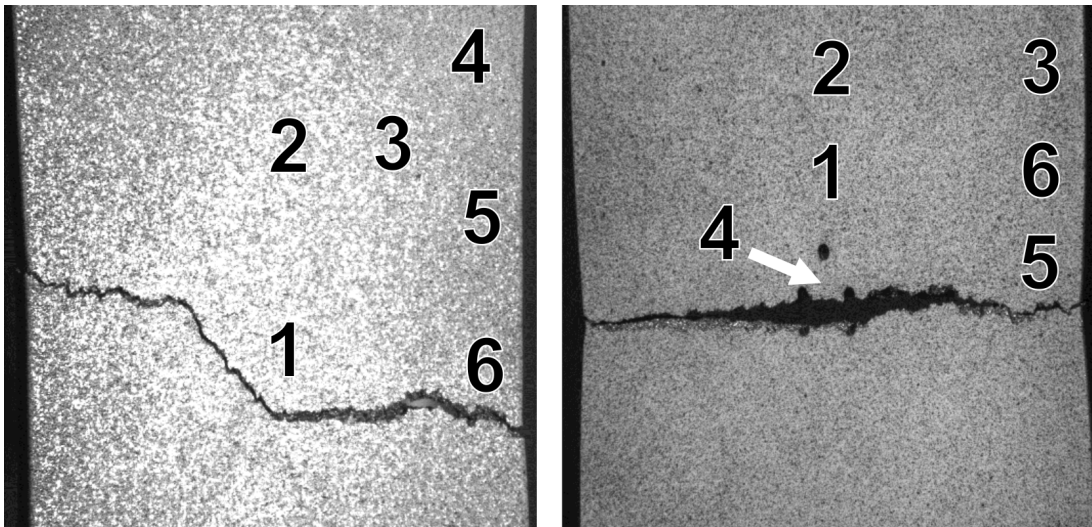


Abb. 2.30.: Entnahmeorte für lokale Dehnungsmessung der ungestörten Referenzprobe (links) und der Geometrie 3 mit 1,2 mm Lochdurchmesser.

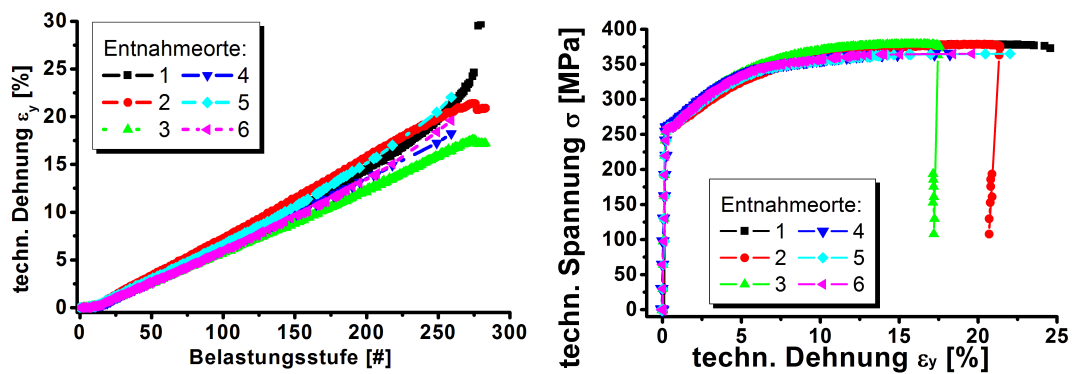


Abb. 2.31.: Links: ausgelesene, lokale Dehnungen der Referenzprobe in Y-Richtung, aufgetragen über die Deformationsstufen. Rechts: Lokale Spannungs-Dehnungs-Kurven der Entnahmepunkte 1-6 gemäß Abb. 2.30 unter der Annahme homogener Spannungsverteilung.

erreicht vom Zentrum am weitesten entfernte Ort (Ausleseort 4) bis zu 40% geringere Dehnungswerte als das Probenzentrum (Ausleseort 1).

Lokale Materialkennkurve einer Bohrgeometrie

An den Proben mit den eingebrachten Störstellen wurde das lokale Verzerungsfeld ebenfalls aufgezeichnet. Im Folgenden wird am Beispiel der dritten Bohrgeometrie das lokale Fließverhalten an den in Abb. 2.30 ausgewählten Stellen untersucht. Analog zur Referenzprobe wurde hier ebenfalls die Dehnungskomponente parallel zur angelegten Spannung ausgelesen. Eine Besonderheit dieser Bohrgeometrie ist der Versatz des dritten/oberen Loches im Gegensatz

2. Werkstoffcharakterisierung durch statische Flachzugversuche

zu den anderen Bohrgeometrien. Die lokale Verzerrung konnte ebenfalls zwischen den Bohrlöchern ausgewertet werden, Abb. 2.32.

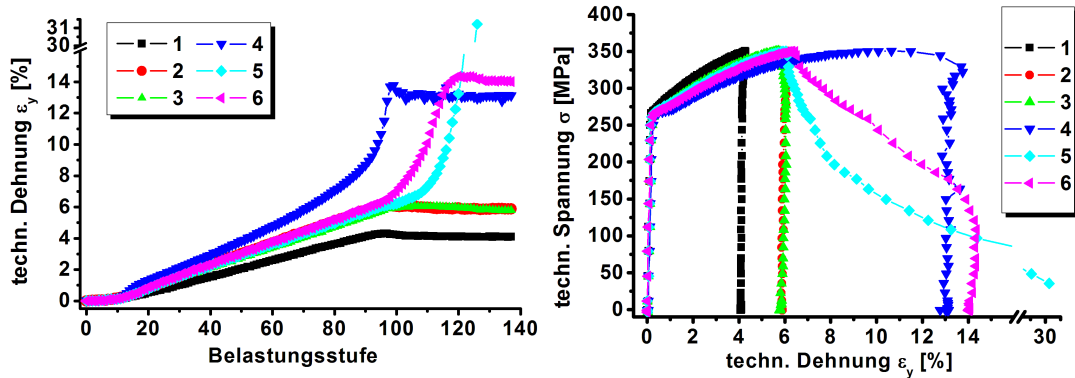


Abb. 2.32.: Dehnungskomponente ϵ_y aufgetragen über die Belastungsstufen (links) der Entnahmepunkte 1-6 gemäß Abb. 2.30. Rechts: zugehörige lokale Spannungs-Dehnungs-Kurven unter der Annahme homogener Spannungsverteilung.

Nach anfänglich homogener Verformung verlässt die Geometrieprobe den elastischen Bereich bei Bildnummer 10, Bilderserie Abb. 2.29. Bei zunehmender, plastischer Verformung erreichen die Orte 4 bis 6 höhere Dehnungswerte verglichen mit denen im direkten Spannungsschatten der Bohrlöcher (Orte 1 und 2). Ort 3 liegt weit entfernt, am oberen Rand des Beobachtungsfensters und erfährt somit ebenfalls keine erhöhten Dehnungen.

Der Einfluß der Bohrgeometrie zeigt sich somit nach Erreichen der Fließgrenze in Form einer Varianz der Dehnungswerte über die Probenoberfläche. Die weit von den Bohrungen entfernten Orte spiegeln das globale Verhalten der Geometrieprobe wieder. Die Verformung konzentriert sich innerhalb der Bohrgeometrie sowie in den auslaufenden Randbereichen. Die Werte erreichen bis zu 70% der mittleren Dehnungswerte einer Referenzprobe.

Mit Hilfe von Finiten Elemente Simulationen lassen sich zudem lokale Spannungsverteilungen bestimmen. Die Ergebnisse der lokalen Dehnungsmessung liefern die Grundlage zur Erstellung der hierfür benötigten (lokalen) Materialkennkurven sowie des experimentellen Abgleichs, Kapitel 3.

2.4. Fraktographie und Verformungsverhalten

Für eine Einordnung bzw. weitere Verwendung obiger Ergebnisse müssen diese mit Gefügeparametern in Verbindung gebracht werden. Hierfür wurden die Bruch- und Oberflächen der Proben untersucht. Desweiteren wurde eine 3D-Profilanalyse der Bruchflächen durchgeführt.

2.4.1. Gefügeparameter

Die Gefügeanalyse wird gemäß [91] durch visuelle Auswertung durchgeführt. Die Graphitform des Probenausgangsmaterials entspricht überwiegend den Formen V und VI, Abb. 2.33 (vgl. Abb. 2.34). Desweiteren beträgt der Anteil von Perlit im sonst ferritischen Gefüge maximal 20 %, [83].

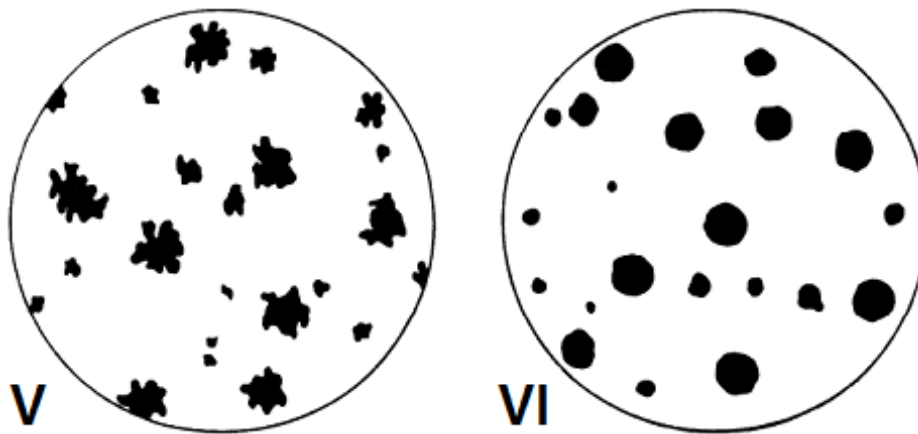


Abb. 2.33.: Hauptformen von Graphit in Gusseisenwerkstoffen – Richtreihenbilder [92]

Korngrößen

Die Korngrößen wurden an geätzten Schlibfbildern im unverformten Probenbereich bestimmt, Abb. A.1 im Anhang. Im Mittel beträgt die Ferritkorngröße 48 μm , Tabelle A.10.

Größenverteilung

An ungeätzten Gefügeschliffen, Abb. 2.34 wurde die Größenverteilung der Graphitpartikel bestimmt in Abb. 2.35.

Hierfür wurden Größenklassen eingeführt, Tabelle A.11, in welche die Einzelpartikel einsortiert wurden, Abb. 2.35. Die absoluten Partikelzahlen sind nicht aussagekräftig da unterschiedlich große Bildausschnitte untersucht wurden. Aufgetragen wurden die Partikel pro eingeteilte Größenklasse. Auf der Abszisse sind die Anfangswerte der Klassen aufgetragen.

Eingeteilt in die Größenklassen 4, 5 und 6 der Norm, Tabelle 1 in [91] ergibt sich die prozentuale Verteilung rechts in Abb. 2.35. Im unverformten Bereich der Referenzprobe entfallen 87% der Partikel auf die Größen 5 und 6, sowie 13,2% mit einer Zugehörigkeit zu kleineren Größen als Größe 6; 0% entfallen auf Größe 4. Im Mittel entfallen in den gemessenen verformten Bereichen 86,6% auf die Größen 5 und 6, 8,9% auf Größe 4 und circa 4,5% auf sonstige Größen. Die Werte sind zusammengefasst in Tabelle 2.2.

2. Werkstoffcharakterisierung durch statische Flachzugversuche

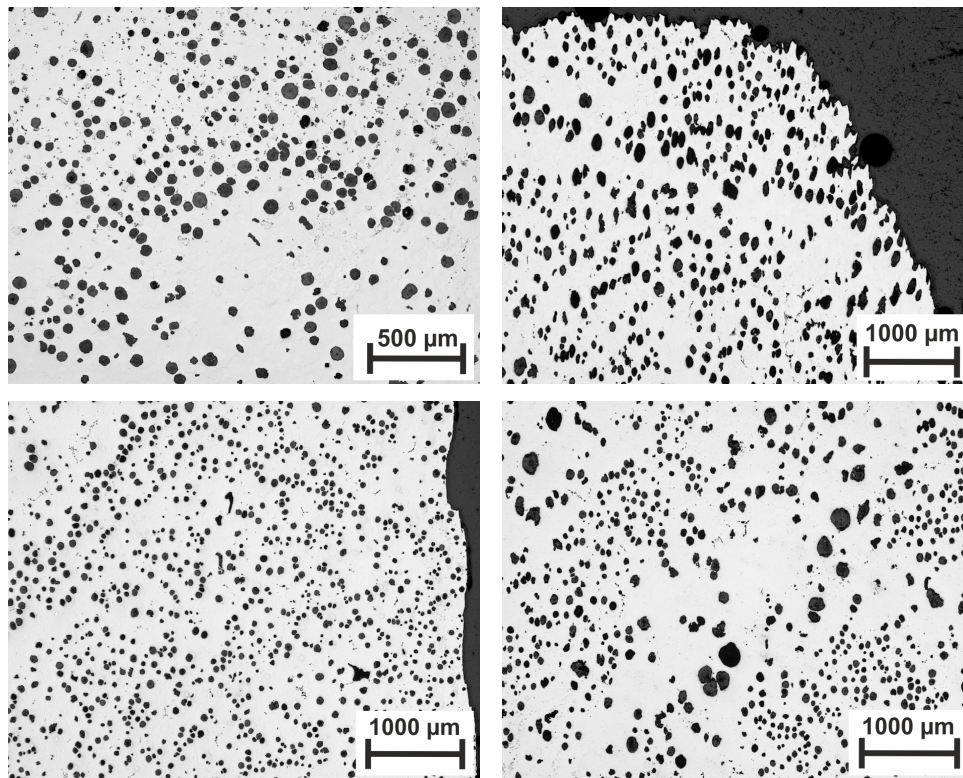


Abb. 2.34.: Oben: Gefügeschliffe der Referenzprobe, des unverformten Einspannbereichs (links) und der Bruchzone (rechts). Unten: Gefügeschliffe der Geometrie 2 (links) und Geometrie 3 (rechts).

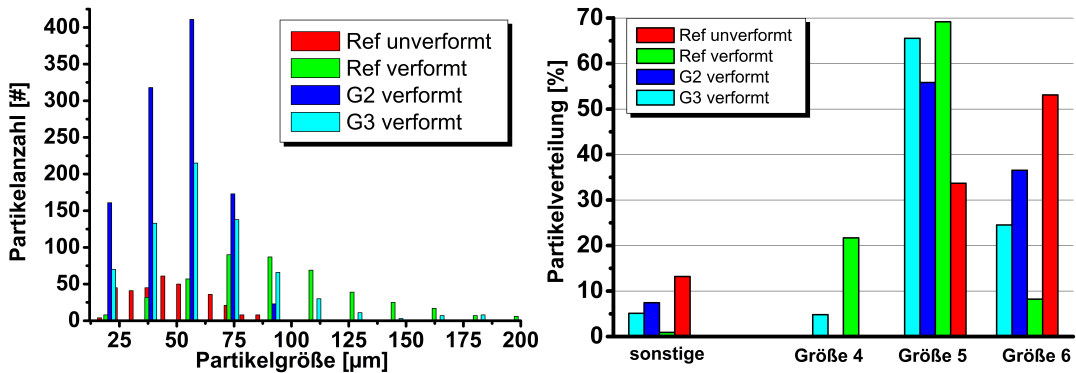


Abb. 2.35.: Partikelverteilung der GJS-Großproben eingeteilt in Klassen, links in absoluten Größen, rechts in Prozent bezogen auf die Größenteilung von [91].

Bestimmt man aus der mittleren Klassenzugehörigkeit, Tabelle A.12, die mittlere Größe eines Partikels, so ergibt sich für die unverformte Referenzprobe $49,6 \mu\text{m}$. Über alle verformten Bereiche gemittelt beträgt die Partikelgröße $68,7 \mu\text{m}$.

Desweiteren wurden in den jeweiligen Klasseneinteilungen, Tabelle A.11, die

Bereich	Größen 5 & 6	Größe 4	sonstige	Größe [μm]
unverf.	86,8%	0 %	13,2%	49,6
verformte	86,6%	8,9%	4,5%	68,7

Tab. 2.2.: Prozentuale Größenverteilung der Graphitpartikel, Tabelle 1 in [91] und mittlere Partikelgröße.

mittleren Formfaktoren, die Graphitflächen und deren mittlerer Durchmesser, sowie der mittlere Abstand der nächsten Nachbarn bestimmt.

Der Formfaktor $f_K = 4\pi \cdot A/U^2$, mit Fläche A und Umfang U , ist ein Maß für die innere Kerbwirkung eines Graphitteilchens. Für $f_K = 1$ ist der Graphitpartikel ideal rund. Gemessen wurde im Mittel $f_K = 0,80$. Der Abstand zum nächsten Nachbarn beträgt im Mittel $89 \mu m$, siehe Tabelle A.12 im Anhang.

2.4.2. Bruchflächen und Bruchverhalten

Die materialtypische Mikrotopographie eines Werkstoffs ist abhängig von den Belastungsbedingungen. Gusseisen mit Kugelgraphit besteht aus einer duktilen Eisenmatrix mit eingebetteten Graphitkugeln. Bei Zugbelastung können diese idealisiert als starr betrachtet werden, da sie am Verformungsverhalten nicht teilnehmen. Sie stellen Einschlüsse in Hohlräumen dar, die sich bei Belastung vergrößern. Die Eisenmatrix deformiert unter Bildung und Wachstum von Poren bis schließlich Materialtrennung zwischen den Poren erfolgt, Abb. 2.36.

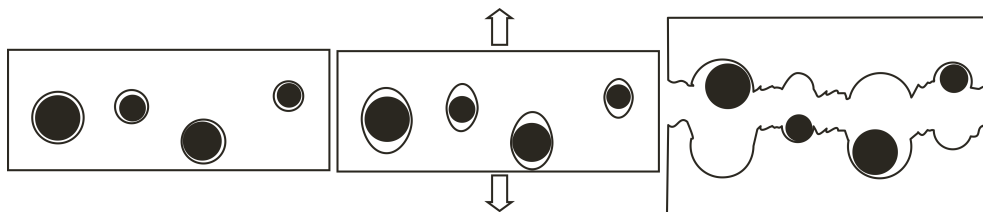


Abb. 2.36.: Bruchflächenentstehung bei Gusseisen mit Kugelgraphit schematisch. Die Pfeile markieren die Belastungsrichtung: a) unbelastet, b) leicht verformt unter Belastung, c) Bruch.

Der Vielkristall verformt unter Abgleiten der Kristallebenen. Unter zunehmender Belastung schnüren die Zwischenbereiche ein. So entsteht die charakteristische Wabenstruktur mit spitz zulaufenden Wabenrändern [93]. Im Wabeninnern sind die Graphiteinschlüsse sichtbar. Alle Bruchflächen der untersuchten EN-GJS-400-Proben zeigen diese typischen Erscheinungsformen, abgebildet in Abb. 2.37 für unterschiedliche Vergrößerungen.

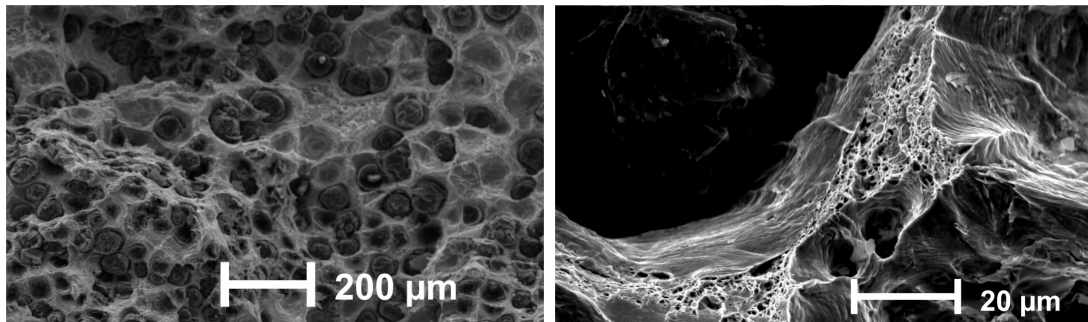


Abb. 2.37.: Bruchflächen der Referenz und einer Geometrieprobe mit typischen Erscheinungen der hauptsächlich ferritischen Matrix. Elektronenmikroskopische Aufnahme der Bruchfläche bei 20 kV Beschleunigungsspannung.

3D-Profilanalyse der Bruchflächen

Anhand unter geringem Winkel gegeneinander verkippter REM-Aufnahmen kann eine dreidimensionale Profilanalyse durchgeführt werden. Hierfür wird ein dreidimensionales digitales Oberflächenmodell (DOM) konstruiert, mit dessen Hilfe projizierte Längen und Flächen auf der Bruchoberfläche vermessen werden können. Abb. 2.38 zeigt exemplarisch für die Auswertung das DOM der ungestörten Probe an einer der ausgewerteten Stellen der Bruchfläche. Die REM-Aufnahmen wurden unter dem Verkipfungswinkel $T = 9,4^\circ$ bei 200-facher Vergrößerung in einem Arbeitsabstand von 10 mm aufgenommen.

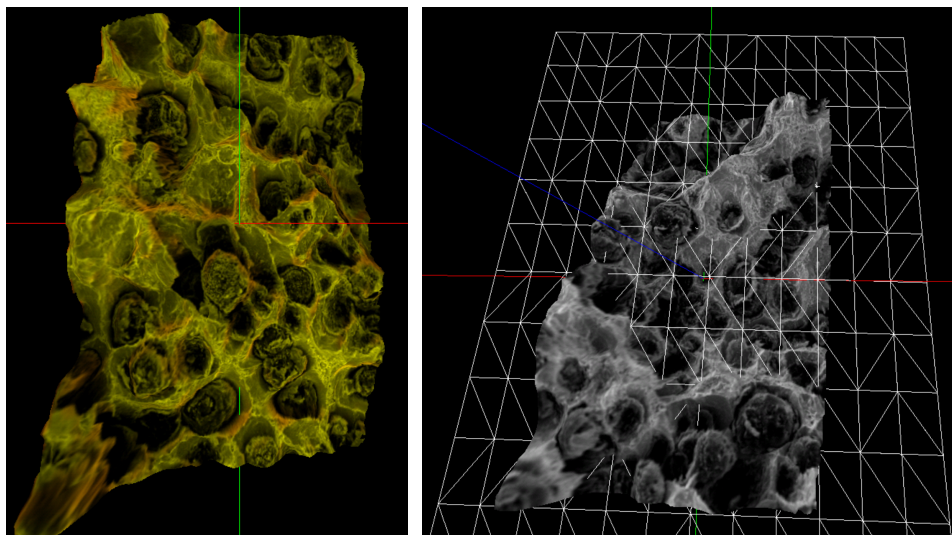


Abb. 2.38.: Digitales Oberflächenmodell (DOM) zur Bestimmung des Anteils der kritischen Porenflächen an der Gesamtbruchfläche (links), definierte Projektionsebene (rechts).

Die auf Grund des duktilen Bruchs stark zerklüfteten Bruchflächen zeigen ein

Höhenprofil wie in Abb. 2.39 zu sehen. Das Bild zeigt in Übereinstimmung mit den gemessenen Gefügeparametern am Beispiel der Geometrie-2-Probe mit $d_L = 1,5 \text{ mm}$ den Verlauf eines $300 \mu\text{m}$ -langen Pfades über die vollständig wabenförmige Oberfläche. Alle untersuchten Groß- und Kleinproben zeigen dieses Bruchbild.

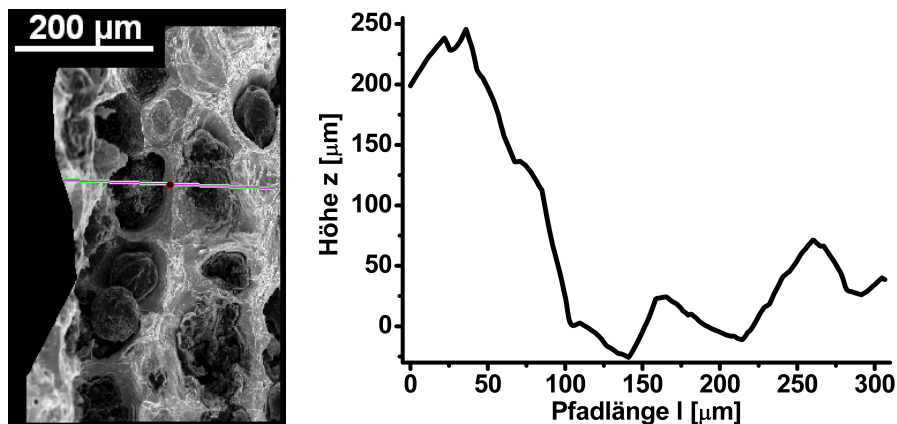


Abb. 2.39.: Mittleres Primärprofil der horizontalen Bruchfläche einer Geometrie-2-Probe, mit Lochdurchmesser $1,5 \text{ mm}$ und Lochabstand 3 mm . Aufgetragen ist die Höhe z gegen den auf eine definierte Ebene projizierten Pfad l .

An der Referenzprobe, sowie an den Geometrieproben mit $d_L = 1 \text{ mm}$ wurden zudem die kritischen Porenflächenanteile $f_P = S_{\text{Pore}}/S_{\text{gesamt}}$ quantitativ erfasst, Abb. 2.40. Im Rahmen der Messgenauigkeit kann in Abhängigkeit der Prüfstellen kein Trend ausgemacht werden. Hierbei entspricht 1 dem Ort der eingebrachten Störstellen. Der Mittelwert der gemessenen Porenflächenanteile beträgt $\bar{f}_P = 0,677 \pm 0,0147$. Für die spätere Simulation der Flachzugversuche (Kapitel 3) ist dieser Wert mit der sogenannten kritischen Porosität f_c zu verknüpfen.

2.4.3. Oberflächen

Die Oberflächen der Flachzugproben geben weiteren Aufschluss über das Verformungs- und Rissausbreitungsverhalten. Der Rissstart erfolgt bei eingebrachter Störgeometrie im Kerbgrund der Bohrungen. Im Falle der Referenzprobe startet der Riss im Probeninnern. Betrachtet man den Bruchverlauf, so ist die Bruchfläche der Referenzprobe nicht senkrecht zur Belastungsrichtung. Durch Einbringen der Störgeometrien in die Großproben nähert sich die Bruchfläche der Normalenebene an, Abb. 2.41.

Dieser Effekt ist bei den Kleinproben weniger deutlich ausgeprägt. Ein Einfluß auf die Rissausbreitung ist ab einem Einzellochdurchmesser von $300 \mu\text{m}$ zu beobachten, Abb. 2.42. Jedoch zeigen die Proben mit allen Bohrgrößen zumindest teilweise Rissverläufe unter 45° in weiterer Entfernung zur Störgeometrie

2. Werkstoffcharakterisierung durch statische Flachzugversuche

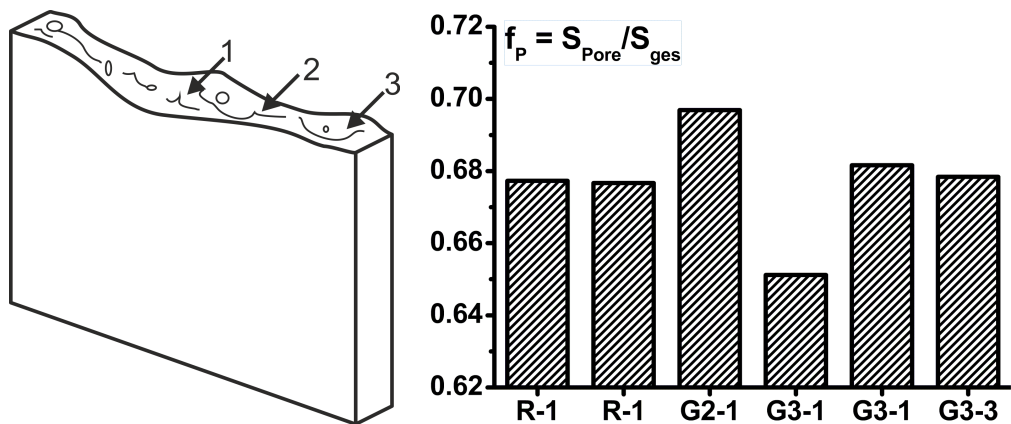


Abb. 2.40.: Bestimmung der Porenflächenanteile an verschiedenen Positionen der Bruchfläche.

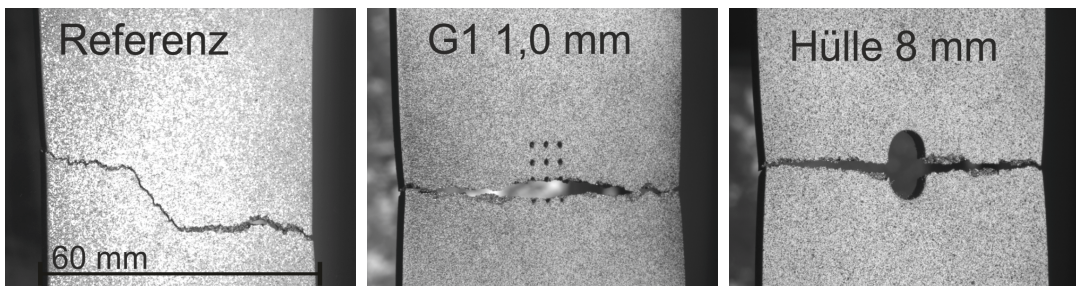


Abb. 2.41.: Seitenansichten der Referenzgroßprobe, einer Geometrie-2-Probe ($d_{\text{Loch}} = 1,2 \text{ mm}$), sowie der Einhüllenden ($d_{\text{Loch}} = 8 \text{ mm}$)

bzw. zur Einhüllenden.

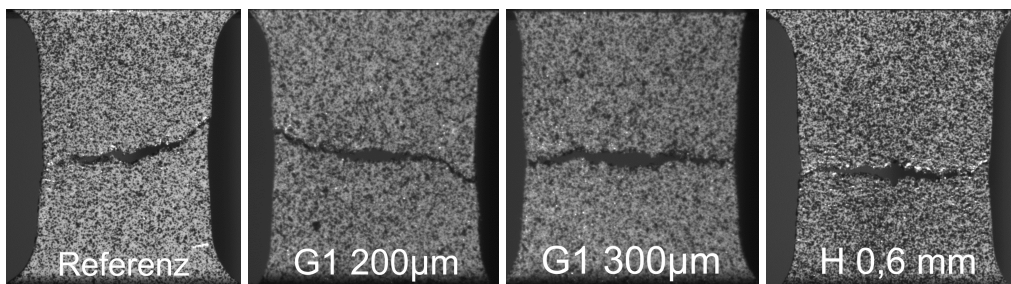


Abb. 2.42.: Seitenansichten von Referenz-, einer Geometrie- mit $200 \mu\text{m}$, bzw. $300 \mu\text{m}$, sowie einer Einhüllendenprobe mit $0,6 \text{ mm}$ Lochdurchmesser.

Rissbildungen

Bei elektronenmikroskopischer Betrachtung finden sich auf den kompletten Oberflächen aller Proben mikroskopische Risse. Je nach relativer Position zur

eingebrachten Störgeometrie jedoch in unterschiedlicher Ausprägung. Die Referenzprobe weist eine homogene plastische Verformung und damit eine gleiche Verteilung von Rissen auf der gesamten Probenoberfläche auf, Abb. 2.43.

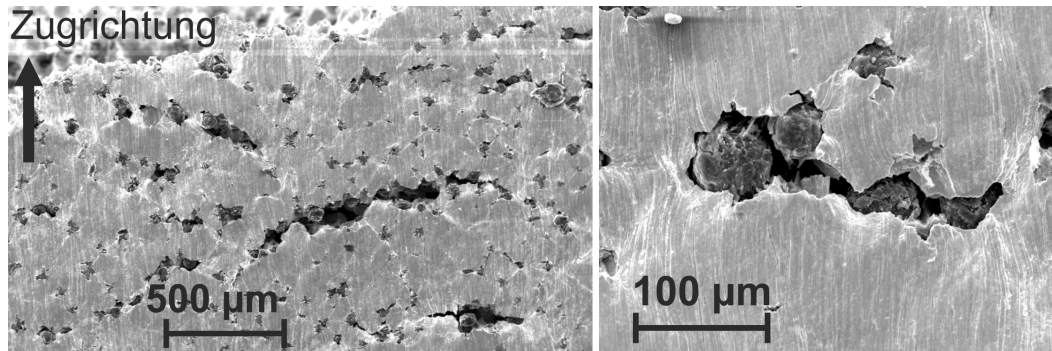


Abb. 2.43.: Elektronenmikroskopische Aufnahme der Mikrorisse auf der Oberfläche der Referenz-Großprobe.

Die untersuchten Geometrieproben weisen ein abweichendes Verhalten auf. Im „Spannungsschatten“ eines Bohrlochs ist die plastische Verformung stark reduziert, Abb. 2.44.

- Zu erkennen sind hauptsächlich die Spuren der mechanischen Bearbeitung der Probe, sowie kleine, unter 45° auslaufende Risse.
- Im Bereich zwischen den Löchern ist die plastische Verformung ausgeprägt.
- Die plastischen Verformungen im Randbereich entsprechen einer homogenen Verteilung der plastischen Oberflächenfrakturen.

Mikroskopisch startet die Rissbildung an den Graphiteinschlüssen und verläuft von einem Einschluss zum nächsten. Der makroskopische Riss startet, wie im Versuch beobachtet wurde, im Kerbgrund am Ort der größten Spannungsüberhöhung, [94]. Der Riss verläuft zunächst zwischen den eingebrachten Bohrlöchern und führt bei zunehmender Belastung zur vollständigen Materialtrennung der rechts- und linksliegenden Restligamente.

Die elektronenmikroskopischen Untersuchungen der Kleinproben bestätigen das Verhalten der Großproben, 2.45. Auch hier ist im Spannungsschatten $>45^\circ$ zur Belastungsrichtung eine deutliche Verringerung des plastischen Verformungsgrades zu erkennen. Unabhängig von der Wahl der eingebrachten Geometrie ist zwischen den Bohrlöchern, sowie im Randbereich eine deutliche plastische Verformung zu erkennen. Rissverlauf und wabenförmige Bruchfläche zeigen das duktile Verhalten des Werkstoffs.

2.4.4. Fraktographie von S235-JR

Die chemische Zusammensetzung des untersuchten Stahls lässt einen Scherbruch erwarten [95]. Abb. 2.46 zeigt das typische Bruchbild der Stahl-Vergleichsproben. Außerhalb der eingebrachten Bohrungen zeigt die gebrochene Probe

2. Werkstoffcharakterisierung durch statische Flachzugversuche

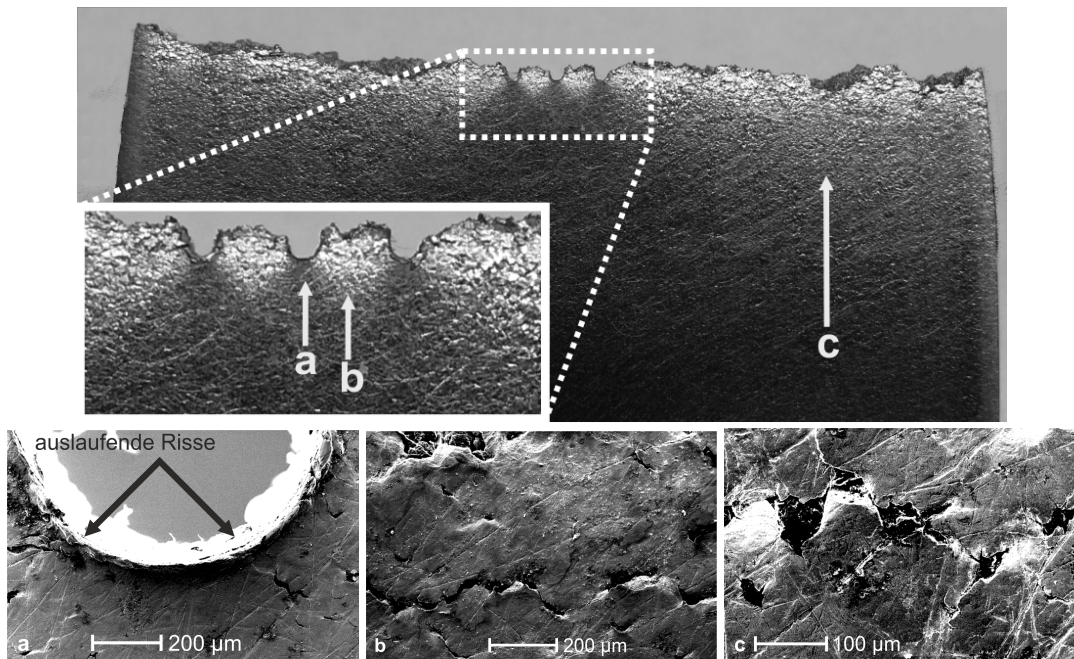


Abb. 2.44.: Oberfläche der Geometrieprobe G1 mit 1,0 mm Lochdurchmesser. a) auslaufende Risse nahe des Kerbgrunds, b) + c) Mikrorisse senkrecht zur Belastungsrichtung.

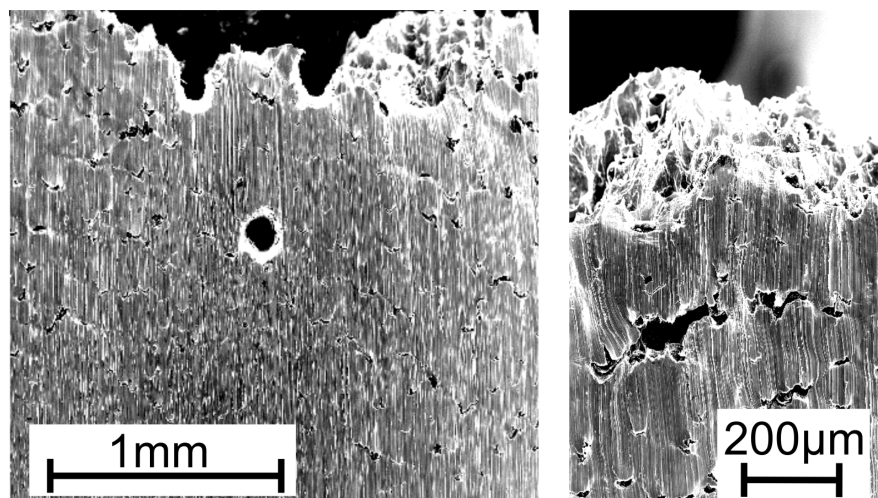


Abb. 2.45.: Links: Geometrieprobe G3 mit 200 µm Lochdurchmesser mit unterschiedlich starker Rissausprägung, rechts: wabenförmige Bruchfläche und Mikrorisse auf der Probenoberfläche des Randbereichs.

einen vollständig scherflächigen Bruch, der auf einen ESZ in dünner Scheibe schließen lässt [96].

Zwischen den eingebrachten Bohrlöchern zeigt der Stahl Scherlippen an den Bruchrändern und einen wabenförmigen Bruch im Probeninnern. Der Proben-

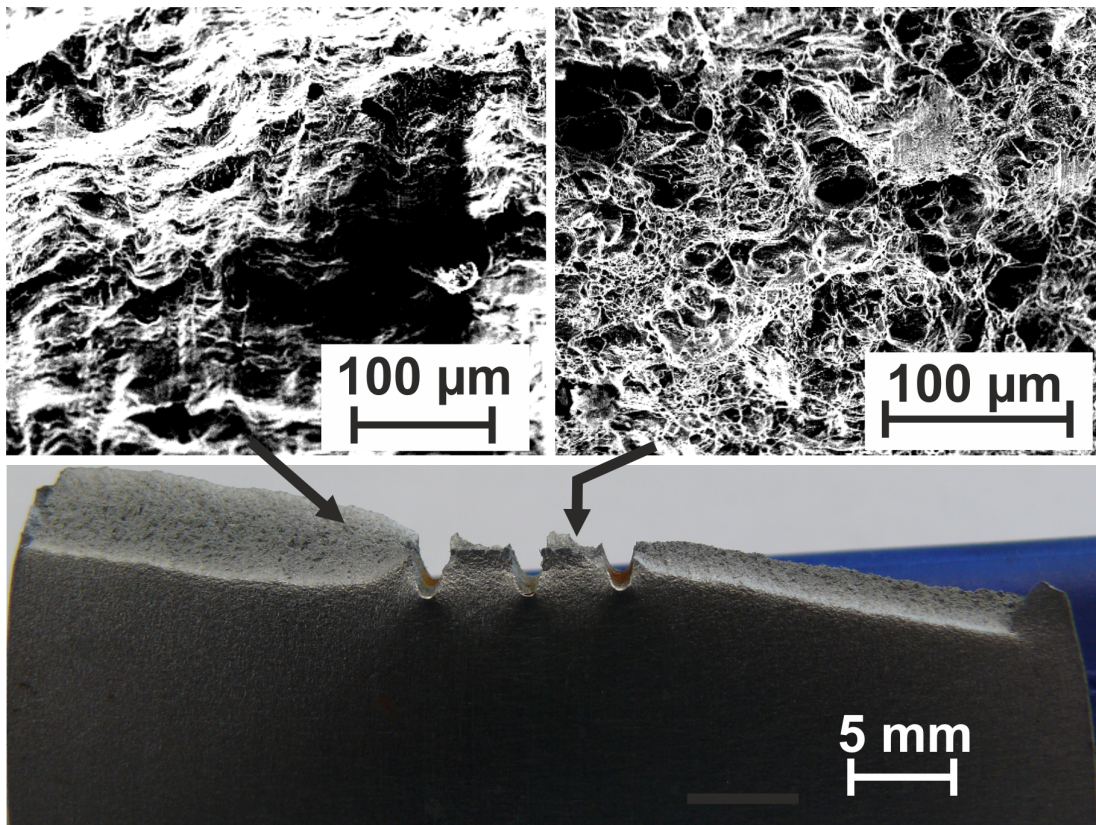


Abb. 2.46.: Elektronenmikroskopische Aufnahme der Bruchfläche des Stahls S235-JR bei 10 kV Beschleunigungsspannung und Seitenansicht des scherflächigen Bruchs einer Stahlvergleichsmessung mit Geometrie 1 mit Lochdurchmesser 1,5 mm.

bruch erfolgt ausgehend von den gebohrten Löchern von Loch zu Loch und folgt bis zum Probenäußeren unter 45° zur Belastungsrichtung einer Hauptschubspannungsrichtung.

2.5. Diskussion der Ergebnisse

Es wurden statische Flachzugversuche mit lokaler Dehnungsmessung bei Raumtemperatur an den Werkstoffen EN-GJS-400 und S235-JR mit eingebrachten Schädigungen durchgeführt. Die Zugprüfungen wurden für den Werkstoff EN-GJS-400 zusätzlich an maßstäblich verkleinerten Probengeometrien durchgeführt.

In Abschnitt 2.5.1 werden die Ergebnisse der Werkstoffe miteinander und mit normgerechten Messungen verglichen. Es wird gezeigt, dass die Verformungskennwerte die größten Auswirkungen erfahren. Basierend auf dem Materialparameter Bruchdehnung A wird in Abschnitt 2.5.2 ein Versagensmechanismus aufgezeigt. Die fraktographischen Untersuchungen werden in Abschnitt 2.5.3 strukturmechanisch betrachtet. Es wird gezeigt, dass das Verformungsverhalten weitgehend materialunabhängig ist. Die lokale Dehnungsmessung dient als Grundlage zur Erstellung eigener Materialmodelle und wird in Kapitel 3 weiter verwendet.

2.5.1. Vergleich der Festigkeitskennwerte

EN-GJS-400 Großproben

Die GJS-Großproben zeigen im Hookeschen Bereich kaum messbare Unterschiede. Die Fließgrenzen aller untersuchten Geometrien weichen innerhalb der Messauflösung kaum voneinander ab. Tabelle 2.3 zeigt die gemittelten Ergebnisse der 3 Geometrien gemittelt über den jeweiligen Einzelfehlerdurchmesser (1,0 bzw. 1,2 mm).

	S_n [%]	$F_{p0,1}$ [%]	F_m [%]	$R_{p0,1}$ [%]	R_m [%]
Geo 1,0 mm	-5	-0,55	-10,72	+4,66	-6,83
Geo 1,2 mm	-6	-0,5	-11,49	+5,82	-5,02
Einhüllende 8 mm	-13,33	-10,03	-21,4	+3,79	-9,31

Tab. 2.3.: Übersicht der gemittelten prozentualen Änderungen der Werkstoffkennwerte der Geometrieproben und der Einhüllenden der GJS-Großproben bezogen auf die ungestörte Referenzmessung, siehe auch Tabelle A.1.

Die Bohrgeometrien mit 1,0 bis 1,2 mm Einzellochdurchmesser senken die Kraft F_p bei Erreichen der Fließgrenze um durchschnittlich 0,53%, wobei kein Einfluß der jeweiligen Geometrie berücksichtigt wurde. Die Hüllenbohrung mit 8 mm Lochdurchmesser senkt diese Kraft um 10%. Entsprechend verhalten sich die Spannungen, bezogen auf die Bruttoquerschnittsflächen. Diese Werte entsprechen einer Erhöhung der Nettonominalspannung um 5,24% durch eine Geometrie- bzw. um 3,79% durch die einhüllende Bohrung. Der direkte Vergleich der Messkurven in Abb. 2.47 zeigt die Koinkidenz der Referenz- und der

Geometrieproben im Hookeschen Bereich. Die Bohrungen haben demzufolge keinen messbaren Einfluß auf die elastischen Eigenschaften. Einzig die Steigung am Ende des elastischen Bereichs der Einhüllenden fällt etwas geringer aus. Hier ist der Kurvenverlauf nicht koinzident.

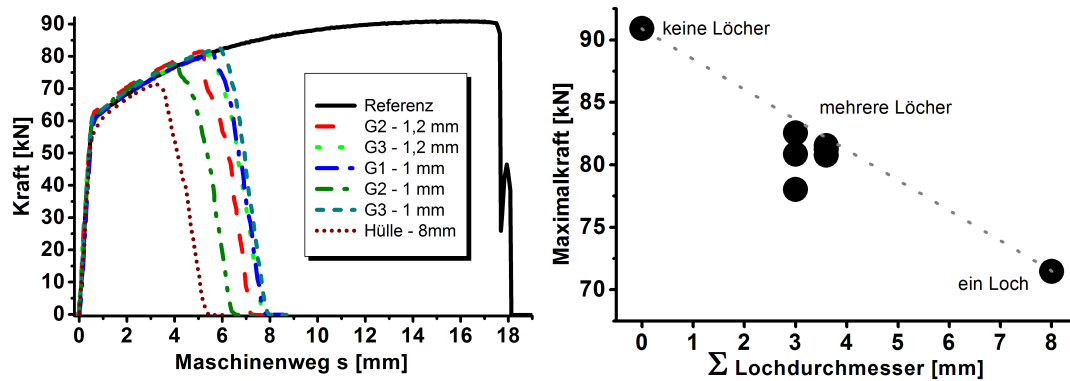


Abb. 2.47.: Links: Direkter Vergleich der Kraftverlaufskurven der GJS-Großproben. Die sogenannte Einhüllende gibt den Kurvenverlauf der Geometrieproben konservativ wieder. Rechts: Näherungsweise linearer Abfall der Maximalkraft der GJS-Großproben im Zugversuch.

Die Maximalkraft fällt unabhängig von der Art der Bohrung annähernd linear mit fallendem Restquerschnitt. Eine 13,3 prozentige Absenkung des Querschnitts bewirkt somit eine 21,4% geringere Maximalkraft. Die gepunktete Linie zwischen Referenzmessung und der Einhüllenden deutet ideales lineares Verhalten an. Offenbar ist die Herabsenkung der Maximalkraft durch mehrere Löcher stärker als dies durch eine einzige Bohrung desselben Gesamtllochdurchmessers geschehen würde (vgl. Position zur gestrichelten Linie). Somit ist anzunehmen, dass die Anwesenheit und damit die gegenseitige Wechselwirkung mehrerer Löcher die Zugfestigkeit stärker beeinflusst, als dies ein einziges, aufsummiertes Loch täte; wohingegen der Einfluss im Vergleich zur Einhüllenden jedoch geringer ist.

Bezogen auf die Nettoquerschnittsflächen zu Versuchsbeginn bedeutet dies einen Abfall der Zugfestigkeit durch die Geometriebohrungen im Mittel um 5,9% bzw. durch die Hüllenbohrung um 9,3%. Folglich hat die Anwesenheit der Störstellen hauptsächlich Einfluss auf den plastischen Bereich. Die Bruchdehnung wird in Abschnitt 2.5.2 genauer betrachtet.

Fazit für die Betrachtung des fehlerbehafteten Bereichs als durchgehende Störstelle

Die Einhüllende muss in ihren Abmessungen derart gewählt sein, dass sie eine Geometriebohrung abdeckt. Dies hätte für die 1,2 mm-Bohrungen bei

2. Werkstoffcharakterisierung durch statische Flachzugversuche

(vom Zentrum aus betrachtet) 3 mm Bohrabstand für die Geometrie 1 einen Mindestradius von $r_{H,Geo1} = 4,84 \text{ mm}$ zur Folge; blauer Pfeil in Abb. 2.48.

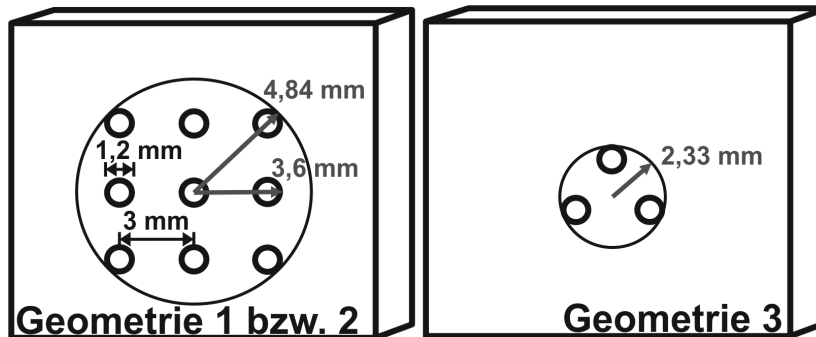


Abb. 2.48.: Mindestabmessungen für die Wahl der Einhüllenden für die jeweilige Bohrgeometrie mit Einzelfehlerdurchmesser 1,2 mm.

Geometrie 2 reduziert den fehlerhaften Bereich auf die Reduktion des tragenden Querschnitts und vernachlässigt im Spannungsschatten befindliche Löcher. Wie der rote Pfeil in Abb. 2.48 beschreibt würde Geometrie 2 bereits durch $r_{H,Geo2} = 3,6 \text{ mm}$ umschlossen. Bei der Wahl des Bohrradiuses der Einhüllenden soll der Forderung Rechnung getragen werden ab einer gewissen Einzelfehlergröße, den den Fehler umfassenden Bereich als durchgängige Störstelle zu betrachten. Der gewählte Radius $r_{Hülle} = 4 \text{ mm}$ stellt somit einen Kompromiss der drei verschiedenen Geometrien dar.

Da die werkstoffmechanischen Untersuchungen für diesen Bohrdurchmesser geringere Werte liefern als für die Geometriebohrungen ist dieser Radius im Hinblick auf eine Bewertung durch Zugversuche als zu groß zu betrachten. Tatsächlich ist der Reduktion des tragenden Querschnitts die größte Bedeutung zuzuschreiben, so dass mögliche relative Positionen der Löcher zueinander mitberücksichtigt werden müssen. Diesen Umstand beschreibt Geometrie 3 durch die Versetzung der Löcher. Der Umkreismittelpunkt des gleichseitigen Dreiecks in Geometrie 3 zuzüglich des halben Bohrdurchmessers liefert einen Mindestradius $r_{H,Geo3} = 2,33 \text{ mm}$. Hierbei wurden die Abstände l_L zwischen den Löchern so groß gewählt, dass sie gerade noch eine gegenseitige Wechselwirkung erfahren, [94].

Für die Betrachtung als durchgehende Störstelle ab einer bestimmten Einzelfehlergröße (siehe auch Abb. 2.2) kann zusammenfassend ausgesagt werden, dass die Auswirkungen auf die Materialkennwerte höher sind als durch die detailliertere Beschreibung. Bei ersterer wird generell ein geringerer Restquerschnitt angenommen als tatsächlich vorhanden. Im Vergleich zur verwendeten Abstraktion bedeutet dies den Wegfall von 7,8% des tragenden Materials. Kleinere Defekte werden bei beiden Betrachtungen nicht berücksichtigt. Der Einfluß letzterer kann als Entlastungsbohrungen interpretiert werden, [94].

Hierbei befindet sich eine Kerbe mit gutmütigerem Kerbradius in Belastungsrichtung vor der eigentlichen Kerbe. Der Kraftfluß wird vorzeitig umgelenkt; die Spannungsüberhöhung an der eigentlichen Kerbe sinkt.

Somit erfordert eine realistischere Darstellung fehlerhafter Bereiche die Berücksichtigung der Einzelfehlergrößen, sowie möglicher relativer Positionen der Störstellen. Hierbei sollten diejenigen im Spannungsschatten weniger und die den Querschnitt reduzierenden Einzelfehler mehr Gewichtung erfahren.

S235-JR Großproben

Die Vergleichsmessungen am Stahl S235-JR wurden mit denselben Parametern wie die Messungen an EN-GJS-400 durchgeführt. Im Folgenden wird speziell auf die Unterschiede zu den Ergebnissen der GJS-Großproben eingegangen. Zu beachten ist, dass die Probenabmessungen leicht variieren; der tragende Querschnitt wurde in vergleichbarer Größenordnung reduziert (vgl. Tabelle 2.3). Da S235-JR eine ausgeprägte Streckgrenze zeigt, wurden obere und untere Streckgrenze, sowie die Zugfestigkeit ausgewertet. Die gemittelten, prozentualen Änderungen dieser Werkstoffkennwerte zeigt Tabelle 2.4.

	S_n [%]	F_{eH} [%]	F_{eL} [%]	F_m [%]	R_{eH} [%]	R_{eL} [%]	R_m [%]
Geo 1,0	-5,0	-2,61	+0,79	-2,07	+2,52	+6,09	+3,08
Geo 1,5	-7,5	-2,93	-1,12	-2,38	+4,95	+6,89	+5,54
Geo 3	-15,0	-11,59	-9,79	-10,64	+4,02	+6,13	+5,13

Tab. 2.4.: Gemittelte prozentuale Änderungen der Werkstoffkennwerte der Stahl-Geometrieproben, siehe auch Tabelle A.3

Abb. 2.49 zeigt die Kraftwerte bei Erreichen der oberen bzw. unteren Streckgrenze. Auffällig ist hierbei, dass die Kraft bei Erreichen der oberen Streckgrenze bereits um 2,6% bei den 1 mm Geometrien absinkt, während die Kraft bei der unteren Streckgrenze im Mittel um 0,8% steigt (Pfeil). Erst bei den größeren Bohrungen mit 1,5 mm Einzellochdurchmesser sinkt auch die untere Streckgrenze im Mittel.

Im Vergleich mit der Kraft bei oberer Streckgrenze zeigt die Maximalkraft einen vergleichbaren Rückgang (vgl. Pfeile). Die Werte differieren lediglich um 0,5 - 1%. Dies stellt einen grundsätzlichen Unterschied zum Materialverhalten des Gusseisens dar. Hierbei sank die Fließgrenze kaum bzw. deutlich geringer ab als die Maximalkraft.

Für weitergehende Aussagen muss also das komplette Fließverhalten betrachtet werden. Abb. 2.50 zeigt die gemessenen Kraft-Weg-Kurven im Vergleich. Die Steigungen aller gemessenen Proben sind im Hookeschen Bereich deckungsgleich. Somit kann auch für den geprüften Baustahl angenommen wer-

2. Werkstoffcharakterisierung durch statische Flachzugversuche

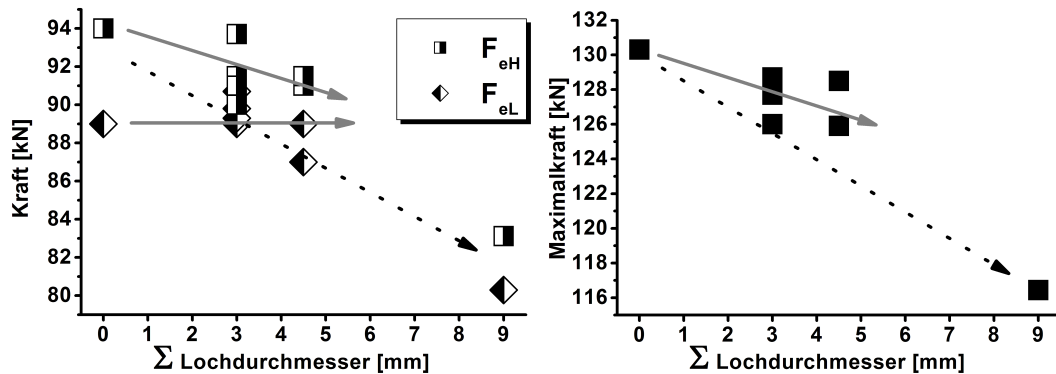


Abb. 2.49.: Auswirkungen der Bohrgeometrien auf obere und untere Streckgrenze und die Maximalkraft der Stahlproben.

den, dass die wesentlichen Einflüsse der eingebrachten Bohrungen erst bei bzw. nach Erreichen der Fließgrenze zu finden sind.

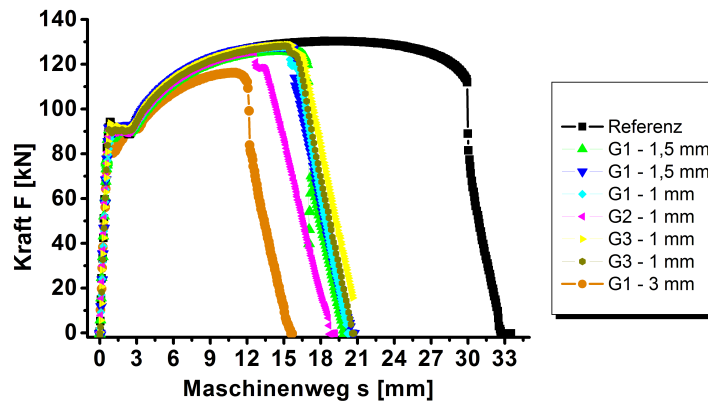


Abb. 2.50.: Direkter Vergleich der Kraftverlaufskurven der Stahl-Großproben.

Bis einschließlich der Geometrien mit Einzellochdurchmesser 1,5 mm überlagern sich die Messkurven bis zum (vorzeitigen) Erreichen der Zugfestigkeit. Folglich hat das Einbringen dieser Störstellen bei S235-JR ebenfalls keine Auswirkungen auf die ermittelten Bruttospannungen im plastischen Bereich und auf das generelle Verformungsverhalten, sondern lediglich auf den Grad der Verformung. Für größere Einzellochdurchmesser (Geometrie mit $d_L = 3 \text{ mm}$) gilt dies nicht mehr. Die Verfestigung scheint vermindert.

Ein weiterer wesentlicher Unterschied zu EN-GJS-400 wird deutlich bei Betrachtung der technischen Fließkurve, Abb. 2.51. Während die Zugfestigkeit des Gusseisens mit sinkendem Restquerschnitt fällt, übersteigen bei S235-JR die Fließkurven den Referenzwert der ungeschädigten Probe.

Für das Festigkeitsverhalten kann generell zusammengefasst ausgesagt werden, dass das plastische Verformungsverhalten von EN-GJS-400 und S235-JR in vergleichbarem Maße durch das Einbringen von Störbohrungen beeinflusst

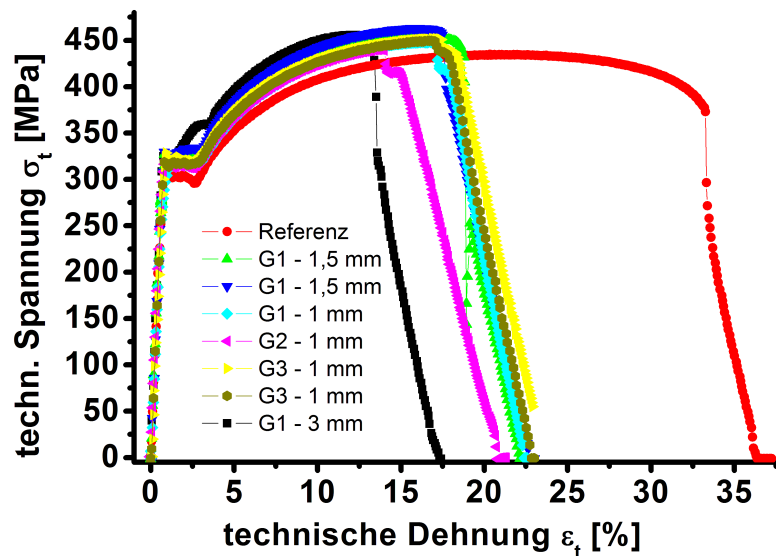


Abb. 2.51.: Direkter Vergleich der Spannungsverlaufskurven der Stahl-Großproben.

wird. Die Stahl-Werte zeigen lediglich bei Fließbeginn abweichendes Verhalten. Ebenfalls ist es notwendig die Verformungskennwerte der Stahlproben genauer zu betrachten, Abschnitt 2.5.2, die größten Auswirkungen der eingebrachten Störstellen sind ebenfalls im Vergleich der Bruchdehnungen zu erwarten.

EN-GJS-400 Kleinproben

Die im Maßstab 1 : 4 gefertigten Kleinproben verhalten sich im Allgemeinen wie die zuvor getesteten Großproben. Die wesentlichen Ergebnisse beinhaltet Tabelle 2.5. Ausgewertet wurden hier die 0,2%- sowie die 1%-Dehngrenze. Es fällt auf, dass das Einbringen der mit 1,2 mm größten Bohrung die Kraft zum Erreichen der 0,2%-Dehngrenze lediglich um 0,03% erhöht.

Im Rahmen der Messgenauigkeit entsprechen diese Werte einer durchschnittlichen Erhöhung der 0,2%-Dehngrenze von 2% ($d_L = 150 \mu m$) bis 10% ($d_L = 300 \mu m$). Eine merkliche Änderung tritt erst bei der 1%-Dehngrenze ein. Sie verzeichnet mit wenigen Ausnahmen eine sinkende Tendenz. Ähnlich der GJS-Großproben fällt die Maximalkraft um die gleiche Größenordnung bei vergleichbarer Reduktion des tragenden Querschnitts. Der direkte Vergleich der Kraftverläufe der Kleinproben in Abb. 2.52 zeigt das charakteristische Verhalten der Großproben.

Auch hier sind die Kurven der Referenz- und der Geometriemessungen koizident bis auf wenige Ausnahmen. Es kann also auch bei den Kleinproben davon ausgegangen werden, dass die Anwesenheit der Bohrungen lediglich den erreichbaren Grad der Verformung herabsetzt und nicht das plastische Materialverhalten an sich. Wobei zu beachten ist, dass die Geometrien mit

2. Werkstoffcharakterisierung durch statische Flachzugversuche

	S_n [%]	$F_{p0,2}$ [%]	F_{p1} [%]	F_m [%]	$R_{p0,2}$ [%]	R_{p1} [%]	R_m [%]
Geo 0,15	-3,00	0,01	-0,17	-9,55	1,95	3,14	-6,62
Geo 0,2	-3,98	-0,03	1,33	-9,42	7,14	5,21	-6,01
Geo 0,3	-5,99	-0,02	-0,44	-11,10	10,05	7,70	-3,91
H 0,5	-3,33	-0,01	1,62	-6,26	3,96	4,63	-3,56
H 0,6	-4,00	0,02	-0,50	-6,17	2,58	4,06	-1,92
H 0,8	-5,33	0,00	-0,50	-9,01	5,23	4,99	-4,06
H 1,0	-6,64	0,01	-1,00	-11,57	4,76	5,32	-6,01
H 1,2	-7,99	0,03	-1,08	-13,47	4,57	7,23	-6,28

Tab. 2.5.: Übersicht der gemittelten prozentualen Änderungen der Werkstoffkennwerte der Geometrieproben und der Einhüllenden der GJS-Kleinproben bezogen auf den jeweiligen Mittelwert der ungestörten Referenzmessungen. Gemittelt wurde jeweils über alle drei Geometrien des jeweiligen Einzelbohrdurchmessers, siehe auch Tabelle A.2

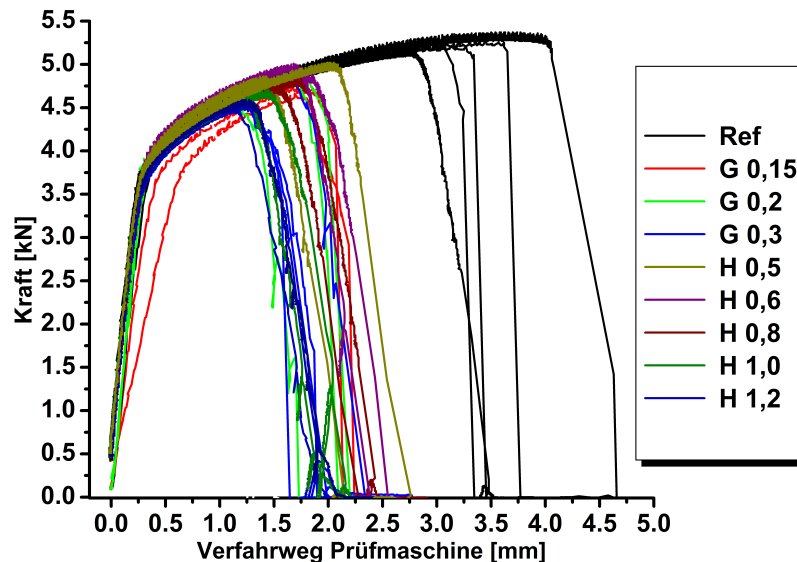


Abb. 2.52.: Direkter Vergleich der Kraft-Verfahrwegkurven der GJS-Kleinproben.

einer Einzellochgröße von $150 \mu\text{m}$ bereits im obersten Grenzbereich der Graphitkugelgrößen liegen, siehe auch Abschnitt 2.4. Es entsteht somit ein Bereich in dem größere 'Kugeln' als im umliegenden Material vorliegen. Diese weisen auf Grund der unmittelbaren Nähe zueinander zusätzlich gegenseitige Wechselwirkungen auf. Eine erhöhte innere Kerbwirkung ist die Folge.

Somit ist anzunehmen, dass Störungen bzw. Materialdefekte dieser Größenordnung das repräsentative Volumenelement (RVE) der mikroskopischen Matrix ändern und damit die elastischen und plastischen Eigenschaften des Werkstoffes beeinflussen. Dies erklärt die geringeren Steigungen und die geringere Verfestigung der beiden roten Kurven in Abb. 2.52.

Die kleineren Abmessungen der Kleinproben sorgen dafür, dass etwaige Inhomogenitäten des Gusswerkstoffes größere Auswirkungen nach sich ziehen. Dieselben Überlegungen gelten ferner für Oberflächen- und Randeffekte. Aufgrund des um den Faktor 4 größeren Oberflächen zu Volumenverhältnisses fallen deren Auswirkungen stärker als bei den Großproben ins Gewicht. Dies erklärt die Streuung der Referenzmesskurven. Bei den Geometrie- und Hüllproben sind die eingebrachten Bohrungen der limitierende Faktor, so dass hier Rand und Oberfläche eine geringere Rolle spielen. Die Streuungen dieser Messungen fallen folglich geringer aus. Um derartigen Effekten entgegen zu wirken, wird im Folgenden jeweils über mehrere Messwerte gemittelt.

Fazit für die Betrachtung des fehlerbehafteten Bereichs als durchgehende Störstelle auf Basis der Kleinproben

Die getesteten Geometrie-Kleinproben entsprechen den kleineren Fehlern; (b) in Abb. 2.2. Sie befinden sich unterhalb der linearen Regression, welche der Betrachtung als durchgehende Störstelle entspricht. Der folgende Vergleich der Festigkeitskennwerte zeigt jedoch, dass die getesteten Geometrien der Kleinproben ab einer Lochgröße von $200 \mu\text{m}$ durch eine einzige Bohrung ersetzt werden können, wenn der Bohrradius der Summe der Geometrie-Einzellochdurchmesser entspricht.

Da sich analog zu den GJS-Großproben kaum Änderungen auf die 0,2%- und die 1%-Dehngrenzen der Kleinproben zeigen, wird die Maximallast betrachtet. Die prozentualen Änderungen der Maximalkraft in Abhängigkeit der Summe der Lochdurchmesser Abb. zeigt 2.53.

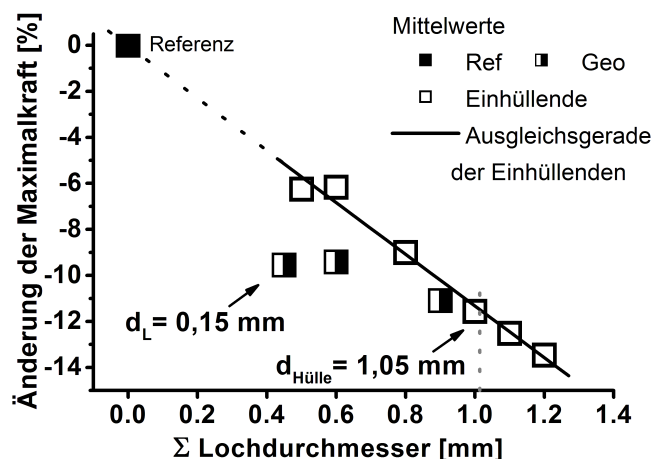


Abb. 2.53.: Prozentuale Änderung der Zugfestigkeit der GJS-Kleinproben in Abhängigkeit der Summe der Lochdurchmesser

Bei gleicher Summe der Lochdurchmesser weisen die Geometrieproben im

2. Werkstoffcharakterisierung durch statische Flachzugversuche

Vergleich zur Bohrung mit der Größe der Summe der Einzelbohrdurchmesser geringere Maximalkräfte auf. Dies erklärt sich durch die gegenseitige Beeinflussung der Einzellöcher, da hier zahlenmäßig mehr und zudem kleinere Kerbradien für verstärkte Singularitäten sorgen im Vergleich zu einem größeren Loch mit größerem Kerbradius. Die Geometrien mit Einzellochdurchmesser von $0,15\text{ mm}$ reichen in den Größenbereich der Graphitkugelgrößen des Gefüges hinein. Die starke Abhängigkeit von der Gefügeausbildung [97] und der inneren Kerbwirkung [98, 99] sind für das Materialverhalten maßgeblich, so dass dies die stärkere Herabsenkung der Geometrien erklärt. Der Durchmesser der zugehörigen Einhüllenden beträgt $1,05\text{ mm}$; der zugehörige Wert ist vergleichbar mit dem Messpunkt mit dem Bohrdurchmesser $1,00\text{ mm}$. Die entsprechenden Maximalkräfte sind vergleichbar mit einer Differenz von zwei Prozentpunkten. Somit kann für die Einzelfehlerabmessungen von $0,15\text{ mm}$ die Näherung als durchgehende Störstelle angenommen werden. Für Fehlergrößen ab $0,2\text{ mm}$ und größer ist diese Betrachtung jedoch bereits stark überkonservativ. Das Verhalten der Großproben zeigt in diesem Vergleich ebenfalls überkonservatives Verhalten, Abb.2.47.

Da die Geometrien mit $150\text{ }\mu\text{m}$ Bohrdurchmesser schon im elastischen Bereich eine geringere Steigung aufweisen als die Geometrien mit größeren Bohrdurchmessern, ist erwartungsgemäß die Zugfestigkeit früher erreicht bei gleichbleibend plastischer Verformbarkeit. Ein Einfluss auf die plastischen Eigenschaften kann hier nicht abgeleitet werden. Die größeren Bohrgeometrien (200 und $300\text{ }\mu\text{m}$) bestätigen die erreichten Zugfestigkeiten der Einzellochproben.

Einordnung und Vergleich der Flachzugversuche mit Literaturdaten

Den Vergleich der gemessenen Dehngrenzen und Zugfestigkeiten der GJS-Großproben mit Messwerten an normgerechten Rundzugproben aus einem chemisch ähnlichen Gusseisen mit Kugelgraphit [100] zeigt Abb. 2.54. Der Vergleich lässt tendentielle Aussagen zu.

Dargestellt sind die $0,2\%$ -Dehngrenzen sowie die Zugfestigkeiten der GJS-Proben in Abhängigkeit der erreichten elastischen bzw. der plastischen Verformungsgeschwindigkeit. Aus Gründen der Übersichtlichkeit wurden von den Kleinproben lediglich die gemittelten Werte aufgetragen. Die verwendete Prüfgeschwindigkeit befindet sich an der unteren Grenze für statischen Bedingungen [21]. Offenbar lässt die Abhängigkeit der Kennwerte von der Prüfgeschwindigkeit für höhere Geschwindigkeiten höhere Kennwerte erwarten.

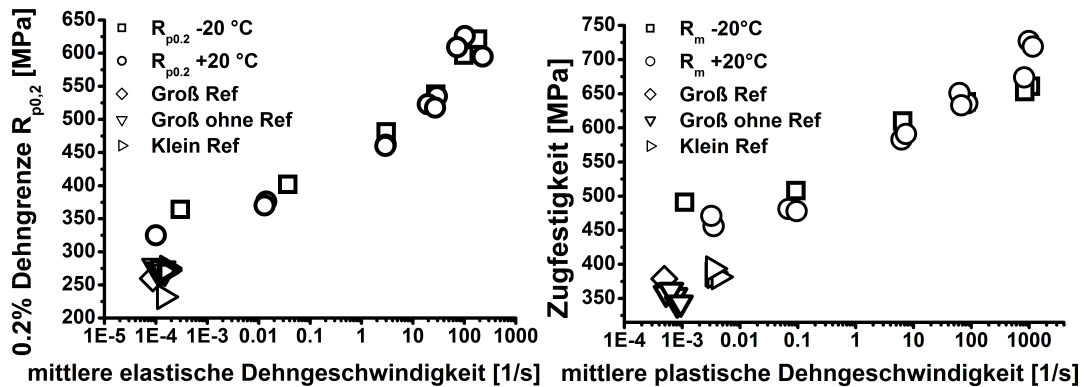


Abb. 2.54.: Einordnung der Ergebnisse der GJS-Flachzugversuche (Groß- und Kleinproben) in Literaturwerte für Dehngrenze und Zugfestigkeit für $\pm 20^\circ\text{C}$ [100].

2.5.2. Vergleich der Verformungskennwerte

Die gezeigten Kraft-Verformweg-Kurven, Abb. 2.47, 2.50, 2.52, zeigen den größten Einfluß der eingebrachten Störstellen auf die Verformungskennwerte. Im vorangegangenen Abschnitt wurde gezeigt, dass die im plastischen Bereich erreichte Dehnung bei Anwesenheit der Störstellen die deutlichsten Auswirkungen, d. h. die größte Abnahme zeigt. Aufgrund der Beschaffenheit der Bruchflächen unterliegen die Werte der Brucheinschnürung Z großen Messungenauigkeiten. Aus diesem Grund wird im Folgenden ausschließlich die Bruchdehnung A betrachtet. In Abb. 2.55 sind die Bruchdehnungen der GJS-Versuche aufgetragen in Abhängigkeit der Summe der Lochdurchmesser.

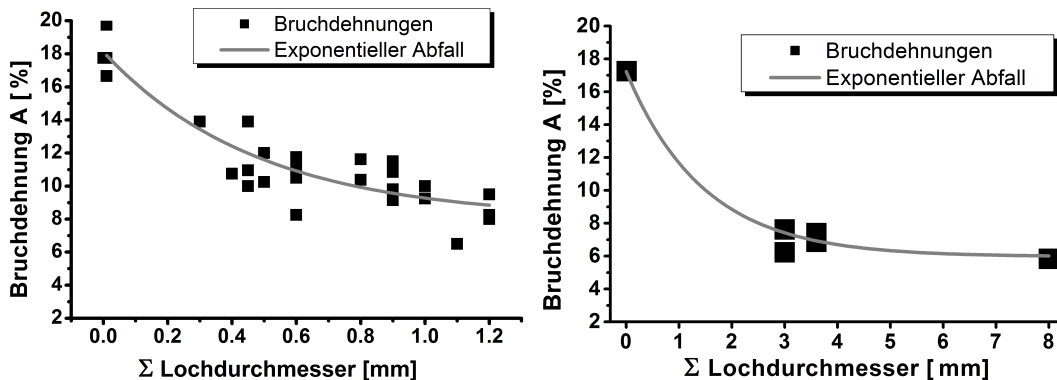


Abb. 2.55.: Darstellung der Bruchdehnungen der GJS-Proben Kleinproben (links) und Großproben (rechts) mittels exponentiellem Abfall.

Mit steigendem Gesamtllochdurchmesser fallen die Bruchdehnungen der Kleinproben exponentiell ab (links). Das Verhalten der Großproben kann ebenfalls mittels exponentiellem Abfall dargestellt werden (rechts).

Abb. 2.56 (links) zeigt den direkten Vergleich der Bruchdehnungen der Gusseisen- und der Stahlproben in Abhängigkeit des Gesamtllochdurchmessers.

2. Werkstoffcharakterisierung durch statische Flachzugversuche

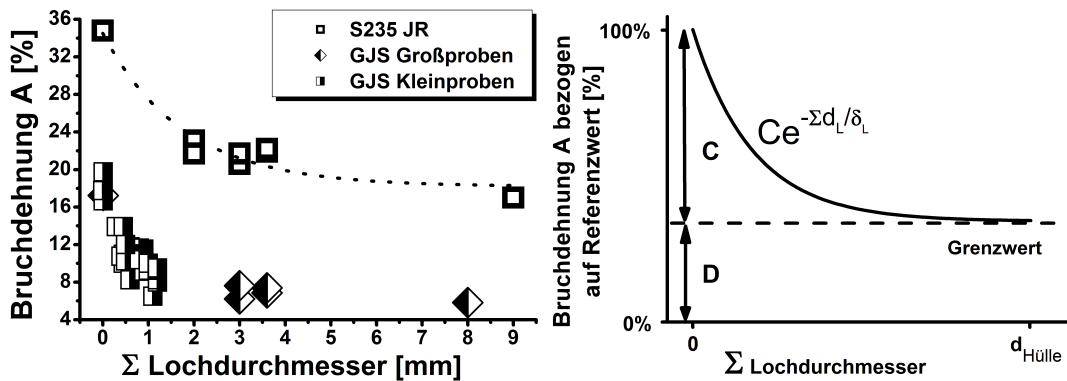


Abb. 2.56.: Darstellung der Bruchdehnungen der gemessenen Proben mittels exponentiellem Abfall.

Die Auswirkungen der eingebrachten Fehlstellen kann mit Hilfe eines exponentiellen Zusammenhangs dargestellt werden, wobei die untersuchten Stahlproben generell höhere Verformungskennwerte liefern. Hierbei ist ersichtlich, dass schon geringe Querschnittsänderungen bei beiden untersuchten Materialien und beiden Probengrößen die erreichte plastische Verformung des Werkstoffs merklich herabsetzen. Im Allgemeinen gilt mit den Koeffizienten in Tabelle 2.6, für die untersuchten Proben

$$A = C \cdot \exp\left(-\frac{\Sigma d_L}{\delta_L}\right) + D \quad (A\text{-Kriterium}) \quad (2.2)$$

	D [%]	C [%]	δ_L [mm]
GJS Großproben	5,97	11,34	1,46
GJS Kleinproben	8,01	10,11	0,48
S235-JR Großproben	18,20	16,29	1,78

Tab. 2.6.: Parameter zur Beschreibung der Bruchdehnungen der GJS- und der Stahlproben durch exponentiellen Abfall.

Graphisch veranschaulicht ist dies rechts in Abb. 2.56. Die Konstante D entspricht dem Grenzwert für große Löcher, d. h. dem überkonservativen Wert der Bruchdehnung bei Beschreibung der Löcher durch die Einhüllende. Das tatsächliche Verhalten der Bruchdehnungen setzt sich jedoch additiv aus dem Wert für die Einhüllende und dem in Gleichung 2.2 beschriebenen exponentiellen Anteil zusammen. Sind keine Löcher vorhanden, so ist $\Sigma d_L = 0$ und es ergibt sich $C + D = A_{\text{Ref}}$. Der Parameter δ_L hat somit die Bedeutung des Gesamtlochdurchmessers bei dem die Bruchdehnung auf das $D + C/e$ -fache abgesunken ist. Dieser exponentielle Zusammenhang erlaubt es auf der Basis der in dieser Arbeit untersuchten Probenform und Materialien eine maximale Gesamtfehlergröße, abhängig von Material und Probengröße, zu definieren,

deren schädigende Auswirkungen gerade noch tolerierbar sind (A-Kriterium).

Um generelle Vergleichbarkeit des unterschiedlichen Werkstoffverhaltens sowie der Probengrößen zu ermöglichen wurden die prozentualen Änderungen der Bruchdehnungen betrachtet und in Abb. 2.57 in Abhängigkeit der Änderung des tragenden Restquerschnitts aufgetragen.

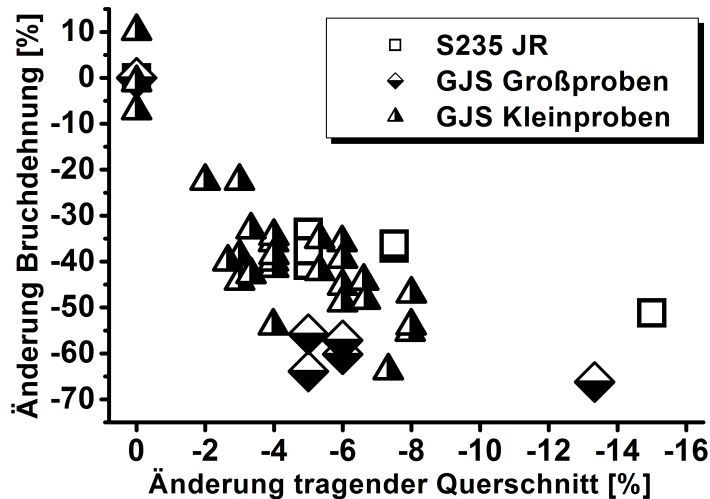


Abb. 2.57.: Prozentuale Änderungen der Bruchdehnungen aller Proben bezüglich der prozentualen Änderung des tragenden Ausgangsquerschnitts.

In diesem direkten Vergleich zeigt sich die prinzipielle Übereinstimmung des Verhaltens aller Messungen. Jedoch büßt die Bruchdehnung der Stahlgroßprobe bei Reduktion seines Querschnitts um beispielsweise 5% 20 Prozentpunkte weniger ein als die GJS-Großprobe; bezogen jeweils auf 100% des Bruchdehnungswertes der jeweiligen Referenzmessung. Die Auswirkungen des reduzierten Restquerschnitts hat somit einen stärkeren Einfluss auf das Gusseisen. Die GJS-Kleinproben versagen frühzeitiger als die GJS-Großproben und zeigen einen geringeren Abfall der Bruchdehnung. Somit bedeutet eine gleiche Lochgröße für die kleineren Proben einen größeren Verlust der Tragfähigkeit. Eine mögliche Erklärung der geringeren Verformbarkeit der Kleinproben im Vergleich zu den GJS-Großproben liegt im Verhältnis der Bohrlochgröße zur Korngröße des Materials begründet. Bei einer mittleren Ferritkorngröße von $48 \mu\text{m}$, siehe Abschnitt 2.4 grenzen an ein 1 mm großes Bohrloch zahlenmäßig erheblich mehr Körner an als an ein $300 \mu\text{m}$ großes Loch. Für die kleinen Löcher ist somit die Wahrscheinlichkeit wesentlich geringer für die von den Löchern ausgehende Versetzungsbewegung günstig ausgerichtete Körner zu finden. Bei weiterer Verkleinerung der Bohrlöcher ist von einer Verstärkung dieses Effekts auszugehen.

Somit kann der Parameter δ_L , Gleichung 2.2, als Maß für die Reduktion des Verformungsgrades eingesetzt werden. Die Darstellung mittels exponentiellem Abfall schafft so die Möglichkeit der direkten Vergleichbarkeit der Materialien. Der Zusammenhang erlaubt eine maximale Gesamtlochgröße, abhängig von Material, Probenvolumen und Anforderungen, zu definieren, deren schädigende Auswirkungen gerade noch tolerierbar sind (A-Kriterium). Ebenso kann hierbei rechnerisch die Überbewertung des geschädigten Bereichs als durchgehende Störstelle bestimmt werden.

2.5.3. Strukturmechanische Betrachtungen der fraktographischen Ergebnisse

Die fraktographischen Untersuchungen, insbesondere der Probenseitenflächen, können mittels der vorgestellten Denkwerkzeuge nach der Natur, Abschnitt 1.3, verstanden werden. Zugdreiecke und Schubvierecke sind universell gültige Methoden und kommen in vielen natürlichen Zusammenhängen vor [49].

Ausgehend von der in der Probe vorliegenden Spannungsverteilung werden zunächst Rissstart und die Aktivierung der Gleitebenen erläutert. Desweiteren können Rissphänomene, die nicht zum Probenbruch führen, anhand von Schubvierecken veranschaulicht werden. Die Methode der Zugdreiecke erklärt die lokalen Unterschiede im plastischen Verformungsverhalten der gelochten Flachzugproben.

Schließlich motiviert eine grundlegende strukturmechanische Überlegung zum geschädigten Bereich die weitere Betrachtung des schwammigen Gefüges als homogenisiertes Ersatzmaterial.

Spannungsüberhöhungen an Kerben und Rissstart

In einer zugbelasteten Platte herrscht die Spannung σ homogen über den Querschnitt. Bei Anwesenheit mehrerer Kerben, die im vorliegenden Beispiel durch runde Bohrungen dargestellt sind, liegt eine Spannungsverteilung gemäß Abb. 2.58 vor.

Die Anwesenheit der Bohrlöcher verursacht lokale Spannungsüberhöhungen, siehe Abschnitt 1.1.6. Der Kerbspannungshöchstwert σ_{\max} tritt an der Verbindungslinie der Kreismittelpunkte an den Lochrändern auf. Bei zunehmender Belastung setzt die plastische Verformung des Materials ein. Erwartungsgemäß beginnt der Rissstart bei allen Proben im Punkt der höchsten Spannung, [94].

Die Existenz der Löcher verhindert eine einheitliche Verformung. Es kommt lediglich nahe der Ebene des geringsten Restquerschnitts zur plastischen Verformung. Ist hier lokal der makroskopisch gültige Bruchdehnungswert erreicht, tritt bereits Versagen ein. Große Bereiche der Probe verformen sich lediglich

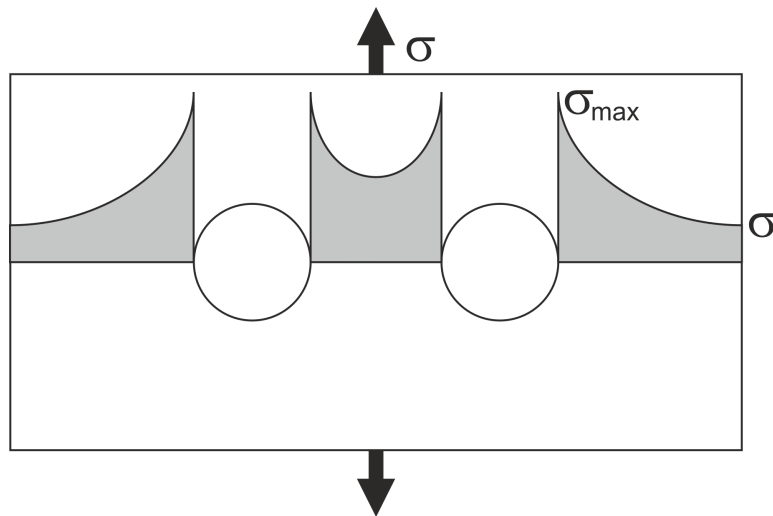


Abb. 2.58.: Schematische Darstellung der Spannungsverteilung in Zugprobe mit mehreren Löchern.

geringfügig. So verfügt die Lochplatte im Vergleich zu einer ungelochten Platte über weniger plastisch verformbares Volumen. Dies erklärt die makroskopisch gemessenen (Abschnitt 2.2.2), geringeren Bruchdehnungen der gelochten Flachzugproben.

Einsetzen der plastischen Verformung

Alle untersuchten Proben zeigen dieselbe charakteristische Form der plastisch verformten Bereiche auf den Probenoberflächen, Abb. 2.59, ähnlich einer mittig angerissenen Platte [101]. Die dunkleren Bereiche im Spannungsschatten der Löcher zeigen nur die Spuren mechanischer Bearbeitung bei der Probenherstellung. Glänzend metallisch sind die stark beanspruchten, plastisch verformten Zonen. Sie beginnen nahe des Kerbgrunds unter 45° zur Belastungsrichtung und laufen mittig zusammen.

Dies deckt sich mit der Zerlegung des zuginduzierten Schubs (gelbe Pfeile parallel zur Belastungsrichtung) in die zugehörigen Schubkräfte gemäß der Methode der Schubvierecke. Die Folge ist bei zunehmender Belastung die einsetzende, schubinduzierte plastische Verformung.

Im Spannungsschatten der Löcher ist die Spannung geringer, so dass die Elastizitätsgrenze nicht überschritten wird und diese Bereiche nicht plastifizieren.

Betrachtet man die Übergangszonen zwischen Spannungsschatten und plastischer Verformungszone genauer, sind unter circa 45° auslaufende Risse erkennbar. Diese führen zwar nicht zum Bruch, sind jedoch typisch für das Erscheinungsbild der mikroplastischen Verformung von Gusseisen mit Kugel-

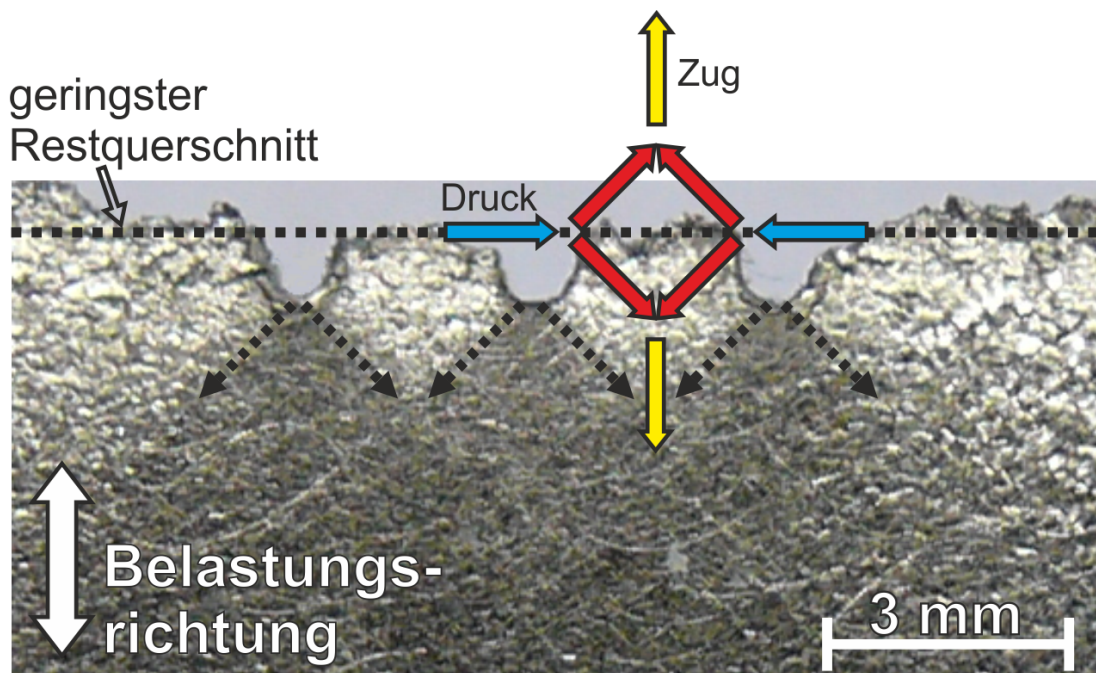


Abb. 2.59.: Strukturmechanische Betrachtung zum Rissstart und zur Aktivierung der plastischen Verformung in der gelochten Flachzugprobe.

graphit. Die Anwesenheit der Graphitkugeln bedingt die geringfügige Abweichung insofern, dass sich der auslaufende Riss von Hohlraum zu Hohlraum fortpflanzen möchte. Der Rissverlauf wird daher abgelenkt. Die Rissinitiierung unter 45° ist in Abbildung 2.60 mittels eines eingezeichneten Schubvierecks veranschaulicht.

Der Bereich im Spannungsschatten folgt dem von der Prüfmaschine vorgegebenen Verfahrensweg. Der belastete Bereich erfährt einen Längsschub entlang der Belastungsrichtung. Gemäß der Methode der Schubvierecke ergibt sich das Schubviereck durch Hinzufügen des dagegen drehenden Querschubs (rote Pfeile). Daraus resultiert eine zum Lochrand tangentielle Zugbelastung (gelbe Pfeile). Der Rissstart erfolgt senkrecht zu dieser Zugrichtung (Richtung der blauen Pfeile).

Erklärung der unterbelasteten Bereiche mittels Zugdreiecken

Die unterbelasteten Bereiche im Spannungsschatten der Bohrungen können mittels der Methode der Zugdreiecke verstanden werden. Die Konstruktion der sogenannten Zipfelmützen geschieht gemäß [102]. Abb. 2.61 zeigt die resultierenden unterbelasteten Bereiche (gelb) einer Flachzugprobe mit eingebrachter Geometrie 2. Diese laufen zipfelförmig aus; daher resultiert die Benennung 'Zipfelmützen'. Proben mit Schlitzen liefern nahezu die gleichen Bruchlasten wie Proben mit zugehörigen Zipfelmützen, [49].

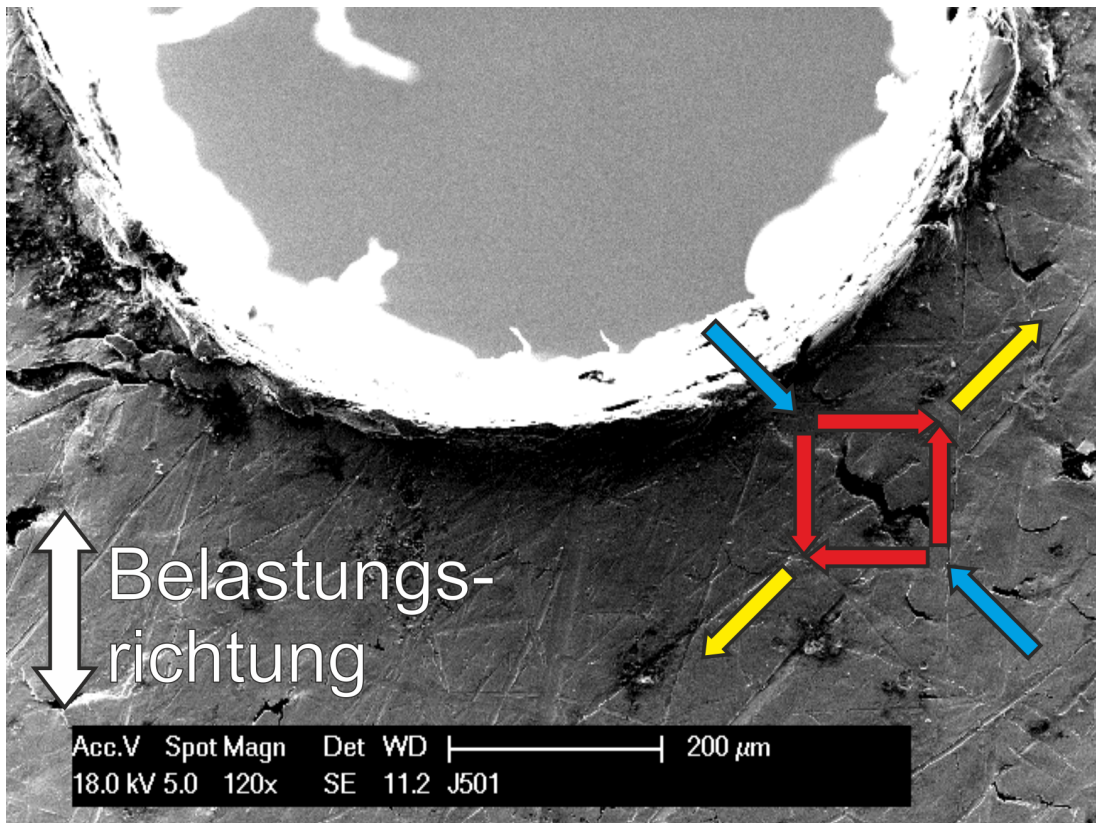


Abb. 2.60.: Elektronenmikroskopische Aufnahme der unter 45° auslaufenden Risse.

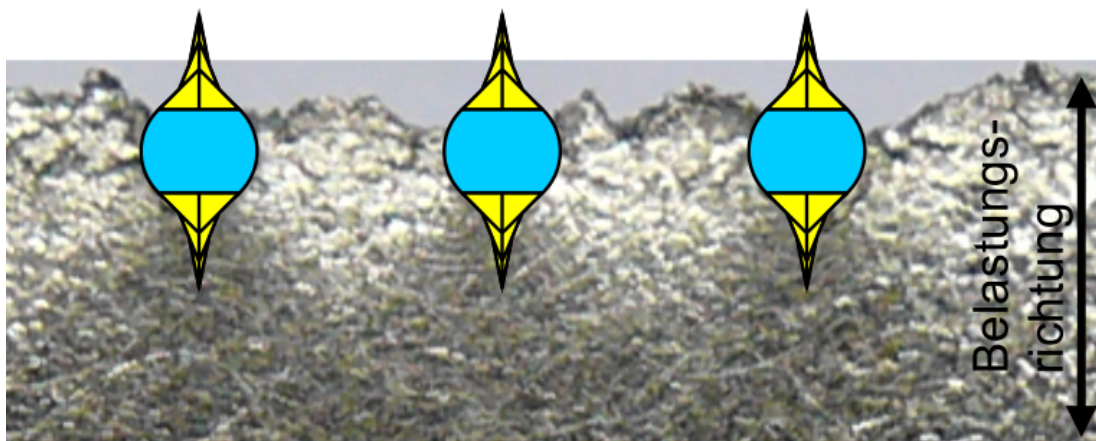


Abb. 2.61.: Anwendung der Zugdreiecke zur Erklärung der unterbelasteten Bereiche im Spannungsschatten am Beispiel der GJS-Großprobe mit 1 mm Lochdurchmesser.

Für Zugproben mit runden Löchern ergeben computerunterstützte Berechnungen nahezu dieselben Kraftflussverläufe wie für die zugehörigen Zipfelmützen [49].

Betrachtung der Lochgeometrien mittels einer Zugdreieckskurve

Gemäß der Betrachtung des schwammigen Gefüges als durchgehende Störstelle würde die Lochreihe als durchgehender Schlitz aufgefasst werden. Es resultiert dann ein einziger zugehöriger, zipfelförmiger Bereich [102] wie in Abb. 2.62 links dargestellt.

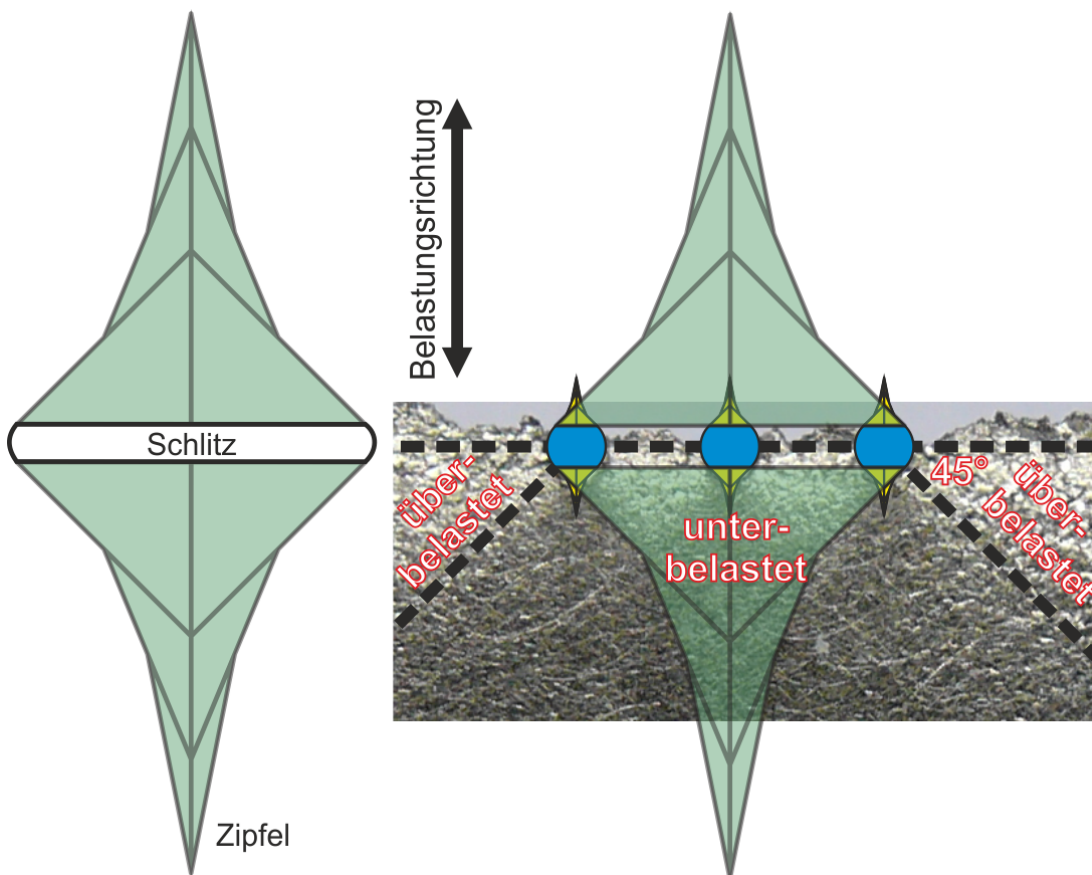


Abb. 2.62.: Links: Anwendung der Zugdreiecke auf eine durchgehende Störstelle / Schlitz nach [102]. Rechts: Betrachtung der Lochreihe als idealisiert homogenes Ersatzmaterial (grün) mit Reststeifigkeit in Anlehnung an die Methode der Zugdreiecke.

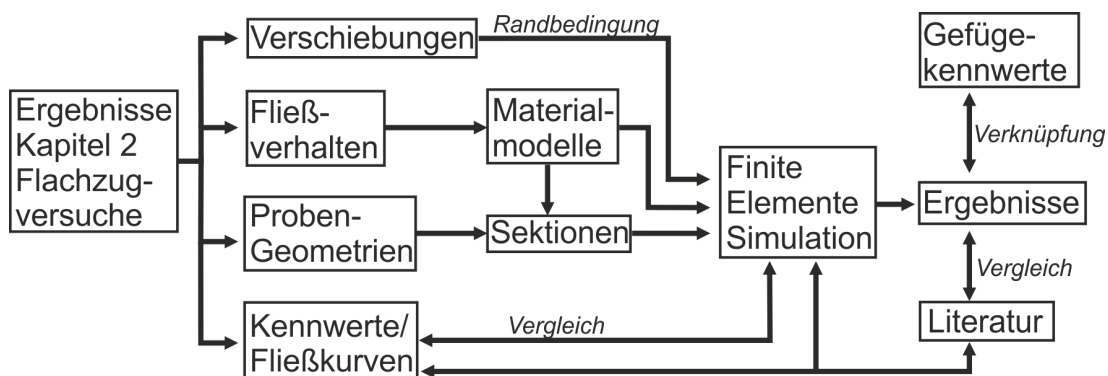
Im Falle der betrachteten Bohrgeometrien ist die Entfernung der Einzellöcher voneinander klein, so dass sie zwar eine gegenseitige Beeinflussung erfahren, jedoch verfügt der Innenbereich im Gegensatz zur Betrachtung als Schlitz über tragendes Material zwischen den Löchern. Um dies zu berücksichtigen wird dem Innenbereich, in Anlehnung an die Methode der Zugdreiecke, ein homogenes Ersatzmaterial zugeschrieben, rechts in Abb. 2.62. Dieses weist gegenüber dem durchgehenden Schlitz eine Reststeifigkeit auf und hat offenbar andere Eigenschaften als das Ursprungsmaterial, da hierbei das tragende Material zwischen den Einzellöchern mitberücksichtigt wird.

Diese Grundlage, sowie die lokalen Dehnungsmessungen mittels digitaler Bildkorrelationen dienen als Basis für die nachfolgenden Simulationen, Kapitel 3.

2. Werkstoffcharakterisierung durch statische Flachzugversuche

3. Modellierung der Flachzugversuche mittels Finiter Elemente

Das Ziel dieser Finiten Elemente Simulation ist das Verhalten einer Flachzugprobe mit eingebrachter Störstellenpopulation, ohne die explizite Modellierung der Bohrlöcher, korrekt wiederzugeben. Für das Materialmodell, welches das fehlerhafte Gefüge homogenisiert beschreibt, werden die Ergebnisse der statischen Flachzugversuche aus Kap. 2 verwendet. Die Zusammenhänge sind als Flussdiagramm zusammengestellt.



An jeweils mehreren Stellen der Probenoberflächen wurde in Abschnitt 2.3.1 das lokale Fließverhalten beschrieben. Die erhaltenen Kennlinien gehen in die Erstellung der Materialmodelle ein. Die unterschiedlichen Probengeometrien werden jeweils modelliert. Dabei wird der Teilbereich, der die Bohrgeometrie enthält in eine sogenannte Sektion abgegrenzt. Diese erhält ein Materialmodell, welches auf der zugehörigen lokalen Fließkurve basiert. Anschaulich bedeutet dies, dass ein Material ein zweites mit abweichender Charakteristik inne liegend hat, Abb. 3.1. Unterschiede zeigen sich in den zugehörigen Materialkennkurven und den daraus resultierenden Verfestigungsexponenten. Hierbei wird eine homogene Spannungsverteilung über den Querschnitt angenommen ($\sigma_1 = \sigma_2$), wobei sich die Spannung aus der globalen Kraftmessung der Prüfmaschine bestimmt. So kann zusammen mit der lokalen Dehnungsmessung (Kapitel 2) ein unterschiedliches Spannungs-Dehnungsverhalten bestimmt werden.

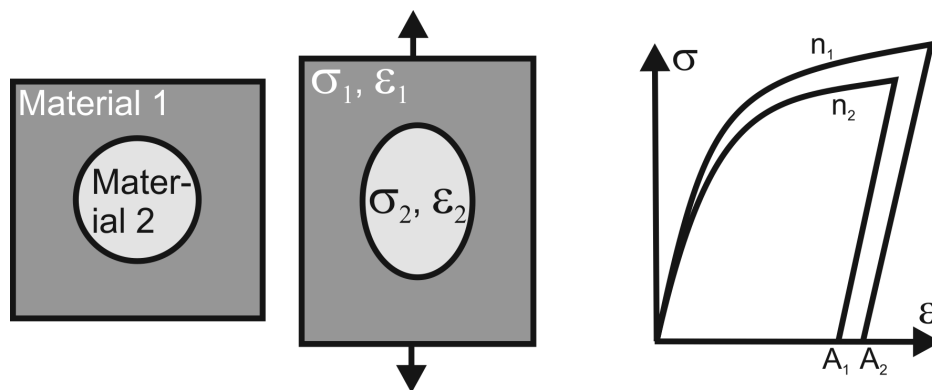


Abb. 3.1.: Schematische Darstellung eines zweikomponentigen Materials (links), welches zugbeansprucht wird (mitte). Spannungs-Dehnungs-Verhalten des jeweiligen Materials (rechts).

Die während des Zugversuchs bei verschiedenen Belastungszuständen erreichten Dehnungen bzw. Verschiebungen gehen als Randbedingung in die Simulation ein.

Ein Vergleich mit dem Fließverhalten der Probe gibt Aufschluß, ob das Materialverhalten korrekt wiedergegeben wird. Der durch den Spannungssprung am Materialübergang zu erwartende Fehler wird abgeschätzt. Existierende Messungen vergleichbarer Materialien für das ungeschädigte Vollmaterial [100, 103] werden ebenfalls zum Vergleich herangezogen. Schließlich kann der Einfluss des Gussfehlers auf den Werkstoff abgeschätzt und beschrieben werden. Die Ergebnisse dieses Verfahrens müssen mit den separat zu bestimmenden Gefügekenntnissen verknüpft werden, da in die Simulation Parameter eingehen, die von der Mikrostruktur abhängen (Abschnitte 1.1.5 und 2.4.2). Ebenso hängen Materialkennwerte und Gefügeausbildung zusammen [10].

Im Folgenden werden zunächst die benötigten Materialmodelle beschrieben (Abschnitt 3.1). Für kleine Verformungen werden in linearer Näherung die elastischen Konstanten bestimmt (Abschnitt 3.2.1). Anschließend werden die Flachzugversuche elastisch-plastisch und porös-plastisch für große Verformungen simuliert (Abschnitt 3.2.2). In Abschnitt 3.3 werden aussagekräftige Fälle motiviert und die Materialmodelle angewendet. Der anschließende Vergleich (Abschnitt 3.3.2) liefert die gewünschte Übereinstimmung von explizit simuliertem Fehler mit dem homogenisiert dargestellten. Im Hinblick auf ein Versagenskriterium wird eine Möglichkeit zur Abschätzung lokal erreichter Bruchdehnungswerte aufgezeigt (Abschnitt 3.3.4).

3.1. Materialmodelle für EN-GJS-400

Da Gusseisen mit Kugelgraphit bereits bei geringer Belastung plastische Verformung zeigt, ist die Näherung als rein elastisches Material nur für sehr kleine Verformungen zulässig. Aufgrund der Graphiteinschlüsse ist die ansonsten kohlenstoffarme, duktile Eisenmatrix porös. Bei Zugbelastung nimmt der kugelförmig ausgebildete Graphit nicht am Verformungsverhalten teil, so dass allein die Eigenschaften der porös-plastischen Eisenmatrix betrachtet werden müssen.

Elastische und plastische Eigenschaften

Die elastischen Eigenschaften des Materials werden beschrieben durch die Angaben von Elastizitätsmodul E und Querkontraktionszahl ν . Die Werte des E-Moduls des für die Flachzugproben verwendeten Gussmaterials schwanken zwischen 159 GPa und 196 GPa gemäß Herstellerangaben [83]. Die Querkontraktion wurde für alle Simulationen mit $\nu = 0.272$ angenommen, soweit nicht anders angegeben.

Die plastischen Eigenschaften eines Materialmodells werden beschrieben durch den plastischen Anteil der wahren Fließkurven im Verfestigungsbereich. Für die Simulationen wurde das FE-Programm Abaqus CAE™ verwendet. Die Fließspannung des Matrixmaterials σ_F muss somit als Funktion der wahren plastischen Dehnung $\varepsilon_{w,pl}$ dargestellt werden.

Die wahren Spannungs-Dehnungs-Kurven werden multilinear approximiert, siehe Abschnitt 1.1.3. Die erhaltenen spezifischen Wertepaare sind bspw. die Zugfestigkeit R_m und die 0,2%-Dehngrenze $R_{p0,2}$ mit den zugehörigen wahren Dehnungen.

Es folgt für die 0,2%-Dehngrenze mit der zugehörigen plastischen Dehnung ε_{pl}

$$R_{p0,2} \rightarrow \varepsilon_{pl} \Rightarrow \sigma_w = R_{p0,2} \left(1 + \varepsilon_{pl} + \frac{R_{p0,2}}{E} \right) \quad (3.1)$$

Für die Zugfestigkeit gilt in Verbindung mit der erreichten plastischen Dehnung sowie der Gleichmaßdehnung A_G

$$R_m \rightarrow \varepsilon_{pl}, A_G \Rightarrow \sigma_w = R_m \left(1 + A_G + \frac{R_m}{E} \right) \quad (3.2)$$

Zusammen ergibt dies

$$\varepsilon_{w,pl} = \varepsilon_w - \varepsilon_{w,el} = \ln(1 + \varepsilon_t) - \frac{\sigma_w}{E} \quad (3.3)$$

Für eine genauere Nachbildung der Materialkennkurve können beliebig viele

Wertepaare ausgelesen werden.

Porös-plastische Eigenschaften

Nachdem die elastischen und verfestigenden Eigenschaften des Materials separat festgelegt wurden, werden neben der Fließbedingung für die Definition eines porös-plastischen Materials weitere Angaben benötigt. Die relative Dichte ρ_{rel} bzw. der Hohlraumanteil f hängen über die Gleichung $f = 1 - \rho_{rel}$ zusammen. Der Hohlraumanteil oder auch Porosität ist definiert als das Verhältnis des Volumens aller Hohlräume zum gesamten Volumen des Materials. Das Verhältnis kann experimentell bestimmt werden. Es wurde, falls nicht anders angegeben, für die relative Dichte der Wert $\rho_{rel} = 0,91139$ angenommen. Dieser Wert entspricht dem Verhältnis der Dichte des Gusseisens zur Dichte von reinem Eisen. Für ein porös-plastisches Material kann die Fließbedingung nach Gurson, Tvergaard und Needleman angewendet werden (Gleichung 1.38 in Abschnitt 1.1.5) [104, 105]. In den nachfolgenden Simulationen wurden die in der Literatur für Gusseisen mit Kugelgraphit empfohlenen Werte $q_1 = 1,5$, $q_2 = 1$ und $q_3 = 2,25$ verwendet [13, 104, 106].

3.1.1. Ergebnisse - Materialmodell auf Basis der lokalen Dehnungsmessung

Mit dem bekannten Zusammenhang zwischen technischen und wahren Größen (Gl. 1.19) wurden aus lokalem Dehnungsverhalten und globaler, nomineller Spannung Fließkurven erstellt. An der ungestörten Referenzprobe und am Beispiel der Geometrie 3 wird im Folgenden das zugehörige Materialmodell erstellt. Hierfür wird zunächst die lokale, wahre Fließkurve approximiert und der elastische Anteil subtrahiert. Diese Werte dienen als Eingabe für die Simulation mittels Abaqus CAE™. Die detaillierten Werte finden sich in Tabelle A.13.

Materialmodell der ungestörten Referenzprobe (Mat-R)

Abb. 3.2 zeigt das technische und wahre Fließverhalten der ungestörten Referenzprobe exemplarisch für einen Entnahmeort in der Probenmitte. Die Fließkurven sind erwartungsgemäß für alle Entnahmeorte deckungsgleich, so dass die resultierenden Materialmodelle identisch sind.

Materialmodell einer Geometrieprobe (Mat-G3)

Abb. 3.3 zeigt das plastische Verhalten der Geometrie 3 mit 1,2 mm Bohrdurchmesser inmitten der Störgeometrie. Die Vorgehensweise erfolgt analog zum

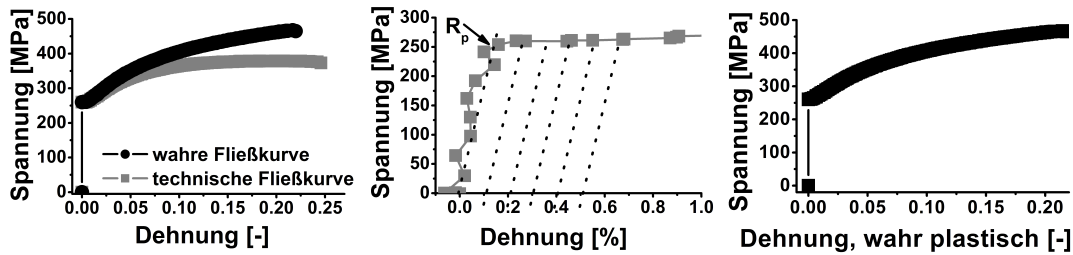


Abb. 3.2.: Links: technische und wahre Fließkurve der Referenzprobe; mitte: Subtraktion des elastischen Anteils; rechts: plastischer wahrer Anteil der Fließkurve.

Referenzmodell. Da die Dehnungen der Geometrieprobe lokal unterschiedlich sind, zeigt die Abbildung die Resultate exemplarisch für den Entnahmeort 4 (siehe Abschnitt 2.3.1), d. h. im Zentrum der Lochpopulation.

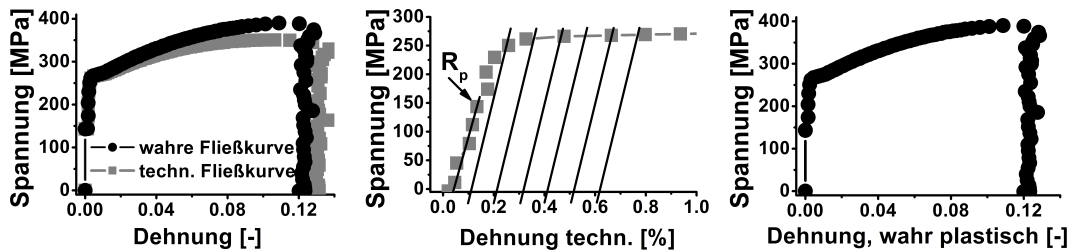


Abb. 3.3.: Links: technisches und wahres Fließverhalten der Geometrie 3 im Entnahmeort 4; hierbei wurde die globale Spannung aus der Kraftmessung bestimmt und über dem lokalen Dehnungsverhalten im Zentrum der Probenmitte aufgetragen. Mitte: Subtraktion des elastischen Anteils; rechts: plastischer wahrer Anteil der Fließkurve

In das Materialmodell Mat-G3 geht der streng monoton steigende Teil der plastischen, wahren Fließkurve ein. Anschaulich beschreibt Mat-G3 das Materialverhalten von EN-GJS-400 in unmittelbarer Nähe einer Gefügeinhomogenität, d. h. es beinhaltet die direkten Auswirkungen einer Störstelle. Angewendet auf einen Bereich ohne explizit dargestellte Störstellen stellt dies eine Homogenisierung dieses Bereichs durch eine einheitliche Matrix dar, welche jedoch die Auswirkungen der Fehlstellen im Dehnungsverhalten mit berücksichtigt.

Vergleichsparameter aus Literaturdaten [100, 103]

Zu Vergleichszwecken wurden der Literatur Materialdaten entnommen. Abb. 3.4 zeigt Messungen an Gusseisen mit Kugelgraphit der Materialprüfungsanstalt Stuttgart. Aufgetragen sind die wahren Spannungen gegen wahre, bzw. wahre plastische Dehnung. Die Daten entstammen normgerechten, statischen Rundzugversuchen [21]. Das gemessene Fließverhalten wurde bereits in ausführlichen Simulationen erprobt [13]. Das zugrunde liegende Material variiert jedoch in der genauen chemischen Zusammensetzung und dem Herstell-

3. Modellierung der Flachzugversuche mittels Finiter Elemente

lungsprozess. Der Werkstoff ist zwar ähnlich, so dass grundsätzlich dasselbe Materialmodell zur Simulation angewendet werden kann. Jedoch weicht das Fließverhalten zu sehr von dem des in dieser Arbeit verwendeten Materials ab.

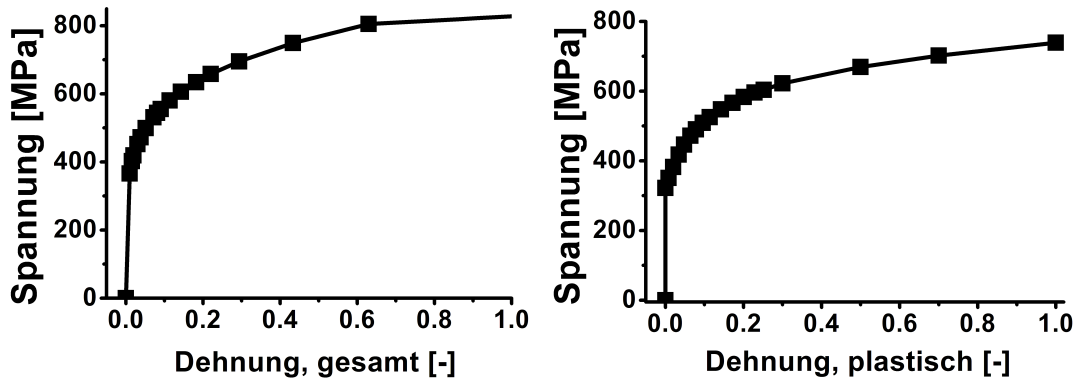


Abb. 3.4.: Materialmodell MPA, Links: wahre Fließkurve des Materialmodells, rechts: wahrer plastischer Anteil, [100] entnommen.

Eine weitere Vergleichsmöglichkeit basiert auf Messungen der TU Bergakademie Freiberg [103]. Die genauen Werte finden sich in Tabelle A.14. Abb. 3.5 zeigt das gemessene technische Fließverhalten an ungestörtem Vollmaterial sowie die umgerechneten wahren Größen. Das zugrunde liegende Material ähnelt stark dem in dieser Arbeit untersuchten. Die Parameter der TU Freiberg gleichen den an den ungestörten Flachzugproben bestimmten.

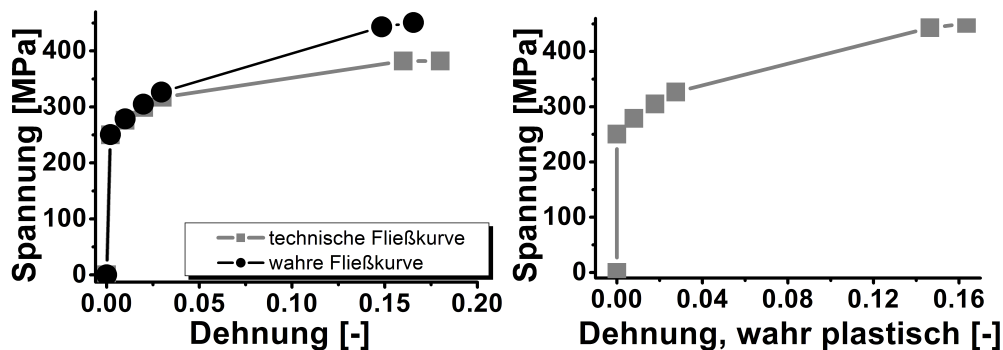


Abb. 3.5.: Links: technische und wahre Fließkurve aus Messungen der TU Freiberg; rechts: plastischer, wahrer Anteil der Fließkurve

Somit kann davon ausgegangen werden, dass das Materialverhalten der ungestörten Flachzugproben dem einer normgerechten Zugprobe entspricht. Im Folgenden wird dem ungestörten Material das Modell Mat-R zugrunde gelegt.

3.2. Ergebnisse der simulierten Flachzugversuche

Analog zur lokalen Dehnungsmessung mittels digitaler Bildkorrelation werden die signifikanten Zustände simuliert, wie in Abb. 2.25 beschrieben. Hierfür wurden die oben beschriebenen Probengeometrien und Materialmodelle in Abaqus/CAE™ erstellt. Die Probengeometrien wurden mit dem Elementtyp CPE3 (Linear triangle) vernetzt. Die vorgegebene Belastung des jeweiligen, zu modellierenden Versuchs wurde aus den Messwerten bestimmt und in Form einer Randbedingung vorgegeben. Zunächst wird zur Validierung der elastischen Konstanten der elastische Bereich mit rein elastischen Modellen nachgebildet, Abschnitt 3.2.1. Aufgrund des materialcharakteristischen Verhaltens ist es sinnvoll, als zweiten signifikanten Zustand den maximaler Belastung nachzubilden, Abschnitt 3.2.2. Vorgänge der Entlastung, des Risswachstums sowie der Probenbruch werden nicht simuliert. Dennoch ist nahezu der komplette Kurvenverlauf enthalten, da im weiteren Versuchsverlauf bei geringfügig größerer Probenverlängerung bereits Materialversagen eintritt.

Im direkten Vergleich der Materialmodelle wird gezeigt, dass die statischen Flachzugversuche aus Kapitel 2 mit Hilfe der auf den lokalen Dehnungsmessungen basierenden Materialmodelle beschrieben werden können.

Symmetrieverhältnisse und Randbedingungen

Durch die vorhandenen Symmetrien beträgt der Simulationsbereich bei zweidimensionaler Simulation ein Viertel der Probe. Abb. 3.6 zeigt ein vernetztes Modell im Vergleich zu einer technischen Probenzeichnung.

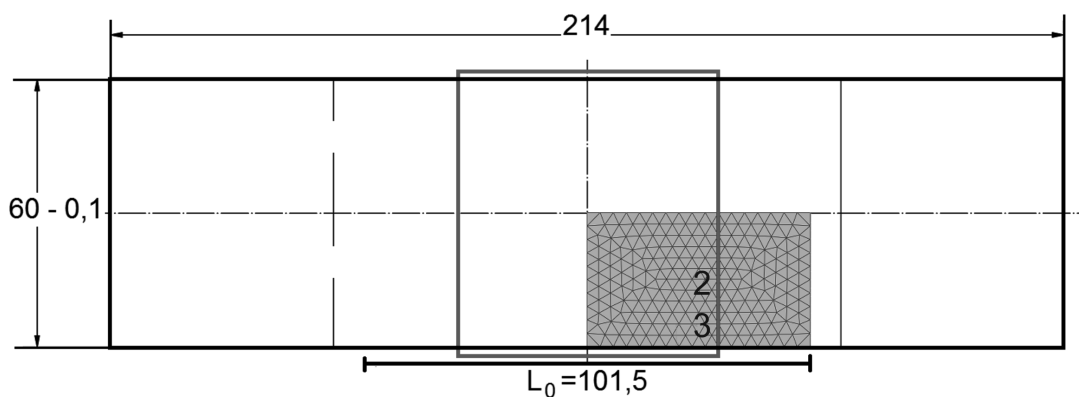


Abb. 3.6.: Simulationsbereich einer Flachzugprobe (graue Fläche). Der Rahmen markiert den Beobachtungsbereich für die lokale Dehnungsmessung mittels digitaler Bildkorrelation. Die Punkte 2 und 3 entsprechen den Auslesungsstellen der lokalen Dehnung der Oberfläche.

3. Modellierung der Flachzugversuche mittels Finiter Elemente

Aus den lokalen Dehnungsmessungen wurde in verschiedenen Punkten (Abb. 2.30) auf die tatsächliche gesamte Verlängerung der Probe geschlossen. Diese wird in Form einer Randbedingung für die Simulation vorgegeben gemäß Abb. 3.7.

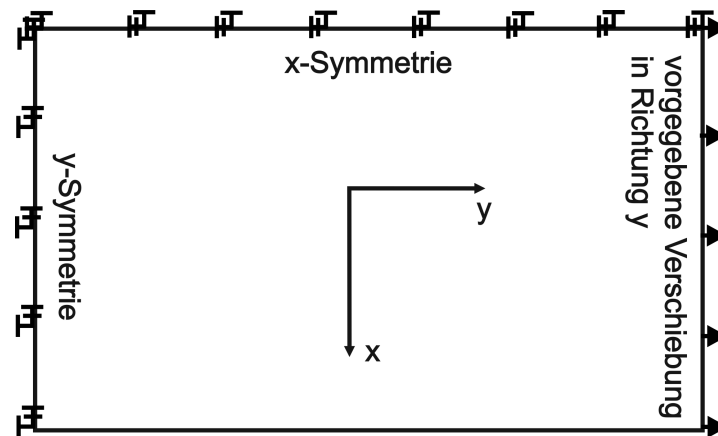


Abb. 3.7.: Symmetrieverhältnisse und Randbedingungen des Simulationsbereichs der EN-GJS-400-Zugproben.

3.2.1. Simulation Ende elastischer Bereich

Es sind lediglich die elastischen Konstanten Elastizitätsmodul E und Querkontraktionszahl ν als Materialmodell anzugeben. Gemäß Herstellerangaben variiert der E -Modul im Bereich von 159 - 196 GPa , [83]. Die berechneten, zur Belastungsrichtung parallelen Komponenten von Spannung und Dehnung wurden am Rand des Beobachtungsfenster (Rahmen in Abb. 3.6) ausgelesen. Zusätzlich zu den Simulationsergebnissen wurden die Messkurven, d. h. die Spannungen gegen die lokalen Dehnungsmessung in den Punkten 2 und 3 (Abb. 2.30) aufgetragen. Diese Simulationen zeigen, dass die gewählten elastischen Konstanten das elastische Verhalten beschreiben.

Abb. 3.8 zeigt die Simulation des näherungsweise elastischen Bereichs der Referenzprobe, d. h. ohne eingebrachte Störgeometrien. Bis zu einer Dehnung von $\varepsilon = 0,1\%$ (vgl. Abschnitt 2.2.2) verhält sich das Material nahezu elastisches Verhalten. Die aufgetragene Spannung bestimmt sich aus der Kraftmessung der Prüfmaschine. Unter Nichtberücksichtigung der Messungenauigkeit der hochaufgelösten Dehnungsmessung kann dieser Bereich somit linear genähert werden. Gemittelt über 3 Ausleseorte zeigt die Variation des E -Moduls Übereinstimmung bei $E = 164 GPa$.

Das elastische Limit von Geometrie 2 wurde ebenfalls simuliert mit den E -Moduln 150 bis 210 GPa . Die Resultate in Abb. 3.9 wurden an einem Element im Bereich der Ausleseorte 2 und 3 ausgelesen und mit den entsprechenden

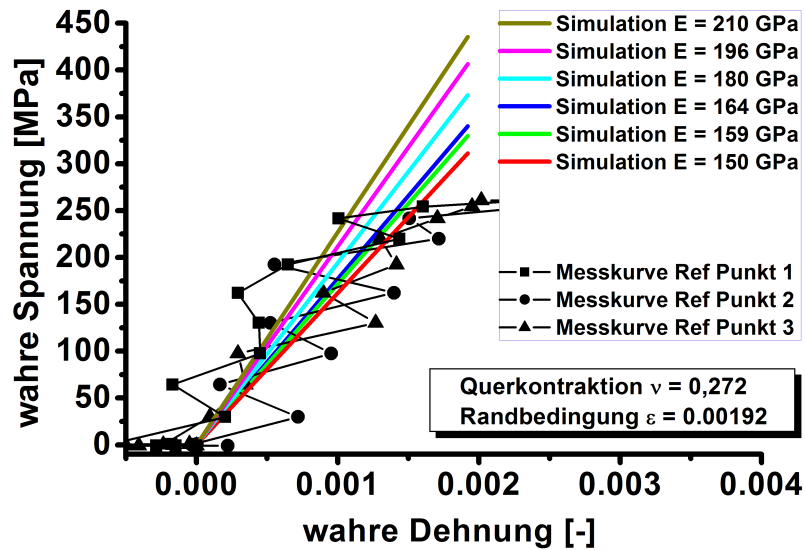


Abb. 3.8.: Simulation der ungestörten Referenzprobe mit elastischem Materialmodell mit variierendem Elastizitätsmodul bei einer Querkontraktion $\nu = 0,272$. Im Vergleich aufgetragen ist die zugehörige Dehnungsmessung der ungestörten Referenzprobe (Ref) an den Auslesungsorten 1 bis 3. Diese unterliegen den für kleine Dehnungen typischen messtechnischen Schwankungen.

Messkurven verglichen. Die Geometrieprobe weist eine geringere Steigung im Hookeschen Bereich auf. Das elastische Limit wird ebenfalls bei circa $\varepsilon = 0,1\%$ erreicht. Die Spannungswerte der Messungen ergeben sich aus der globalen Messung der Kraft und werden in wahre Größen umgerechnet.

Aus den dargestellten Messbereichen ist zu erkennen, dass der Elastizitätsmodul $E = 164 \text{ GPa}$ bereits kurz nach Versuchsbeginn abfällt. Dieser sogenannte Ursprungsmodul wird durch geeignete plastische Fließparameter berücksichtigt. Der Einfluss der Lochgeometrien zeigt sich in Form geringerer Dehnungswerte bei vergleichbaren Spannungswerten. Der näherungsweise elastische Bereich des Fließverhaltens der Geometrieproben wird am besten durch $E = 150 \text{ GPa}$ beschrieben. Die Wahl der Querkontraktionszahl zeigt kaum Einfluss und wird im Folgenden auf $0,272$ festgelegt, entsprechend der Materialspezifikation.

Spannungsverteilung über Probenquerschnitt - Fehlerabschätzung

Bei der ungestörten Referenzprobe (Ref) kann generell von einer homogenen Spannungsverteilung im Einspann- sowie über den kompletten Probenquerschnitt ausgegangen werden. Hierbei wurde die Spannung aus der Kraftmessung der Prüfmaschine bezogen auf den Netto-Ausgangsquerschnitt bestimmt. Im Gegensatz hierzu herrscht im Falle einer eingebrachten Störgeometrie eine inhomogene Spannungsverteilung. In den vorangegangenen Simulationen

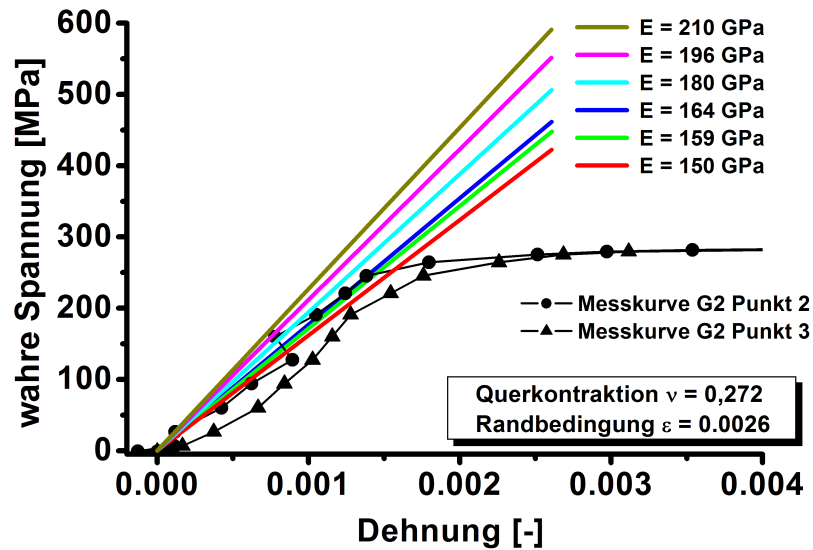


Abb. 3.9.: Simulation der Geometrie 2 mit elastischem Materialmodell bei variablem E-Modul $E = 150 - 164 \text{ GPa}$ im Vergleich zu den Messungen der Geometrie 1 an den Ausleseorten 2 und 3.

wurden zum Vergleich die Messungen mitaufgeführt. Hierbei wurde jedoch ebenfalls eine homogene Spannungsverteilung angenommen; die Spannung bestimmte sich aus der Kraftmessung der Prüfmaschine bezogen auf den Nettoquerschnitt der Probe. Zur Verifizierung dieser Näherung und des damit verbundenen Fehlers in der Spannungsdarstellung werden im Folgenden die Spannungsverteilungen durch mehrere Querschnitte der Probe mit eingebrachter Lochgeometrie 2 (Geo 2) im elastischen Zustand betrachtet, Abb. 3.10. So können die tatsächlichen Unterschiede in den Punkten 2 und 3 abgeschätzt werden.

Hierbei entspricht 0 (*mm*) der Probenmitte und 30 (*mm*) dem rechten Probenrand. Weg a liegt direkt oberhalb der zu untersuchenden Lochpopulation. Das lokale Spannungsfeld zeigt hier erhebliche Unterschiede. Weg b entspricht dem oberen Rand des Betrachtungsfensters der Digitalen Bildkorrelation. Auf diesem liegen die Auslesungspunkte 2 und 3, gemäß Abb. 2.30. Hier beträgt der Spannungsunterschied zwischen Probenmitte (Punkt 2, direkt über der Lochpopulation) und dem Probenrand (Punkt 3, weit entfernt von der Population) 2 *MPa*. Diese Differenz wird in den folgenden Simulationen vernachlässigt. Die Kraftflussumlenkung durch die Lochgeometrien ist auf dieser Höhe bereits auf sehr geringes Niveau zurückgegangen. Weg c führt am oberen Probenrand entlang. Die Simulation geht an den Ober- und Unterseiten des Modells von einer festen Einspannung, an denen die Last in Form einer vorgegebenen Verschiebung angreift, aus. Die Kraftflusseinleitung ist somit homogen, so dass die Spannungsverteilung entlang dieses Weges erwartungsgemäß kei-

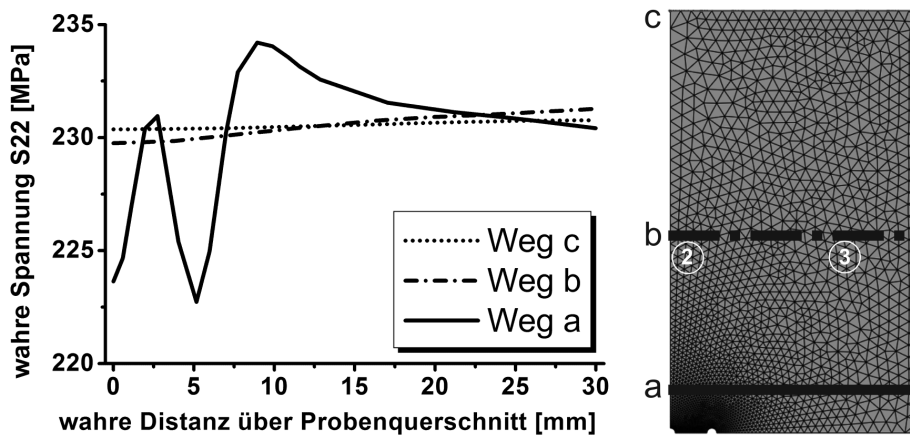


Abb. 3.10.: Spannungsverlauf über verschiedene Querschnitte senkrecht zur Belastungsrichtung am Ende des elastischen Limits für $E = 164 \text{ GPa}$. Rechts: Skizze der Wege auf der Probenoberfläche, die Punkte 2 und 3 markieren Auslesungsorte der Dehnungsbestimmung.

nen Unterschied zwischen Probenmitte und -rand zeigt. Dies entspricht dem Spannungszustand, den die reale Probe in hinreichender Entfernung von der Lasteinleitung aufweist.

3.2.2. Simulation des maximalen Belastungszustandes

Da der Kurvenverlauf elastisch-plastisches Verhalten mit Verfestigung zeigt, kann der Versuchsverlauf bis zur Zugfestigkeit simuliert werden. Generell kann die Messung direkt mit der Simulation verglichen werden. Abb. 3.11 zeigt die zur Belastung parallele Komponente der Dehnung. Die Simulationen zeigen die charakteristischen, gemessenen Dehnungsfelder. Wie erwartet zeigt die gemessene technische Dehnung geringfügig kleinere Werte als die berechneten wahren Dehnungen der Simulation.

Hier können zwar qualitative Aussagen gemacht werden, jedoch kann dieser Bereich nicht direkt mit den Simulationen verglichen werden. Die Auflösung der digitalen Bildkorrelation wurde auf die gesamte Probenoberfläche optimiert und löst somit den Bereich zwischen den einzelnen Bohrungen nicht hinreichend genau auf. Ab einer geringen Entfernung jedoch geben die Simulationen die gemessenen Dehnungen adäquat wider. Im Folgenden werden simulierte Spannung und Dehnung in hinreichender Entfernung zur Störgeometrie ausgelesen, so dass auch hier das globale Probenverhalten verglichen werden kann.

3. Modellierung der Flachzugversuche mittels Finiter Elemente

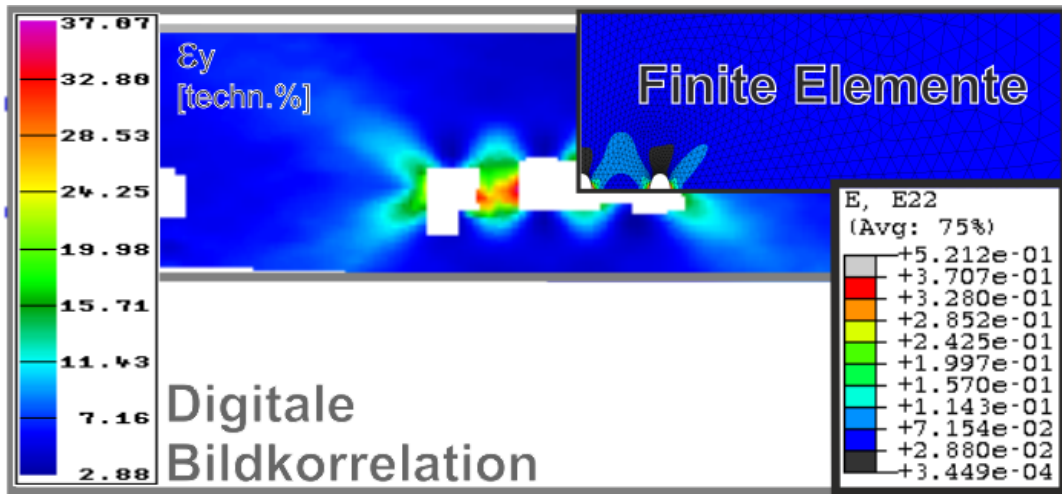


Abb. 3.11.: Direkter Vergleich zwischen digitaler Dehnungsmessung (grauer Rahmen) und Simulation mittels Finiter Elemente (schwarz eingerahmt).

Simulation der Referenzprobe bei maximaler Belastung

Abb. 3.12 zeigt die Simulationen des Zugversuchs an der ungestörte Referenzprobe für elastisch-plastisches sowie für porös-plastisches Materialverhalten. Hierbei wurde das Materialmodell auf die komplette Probe angewendet.

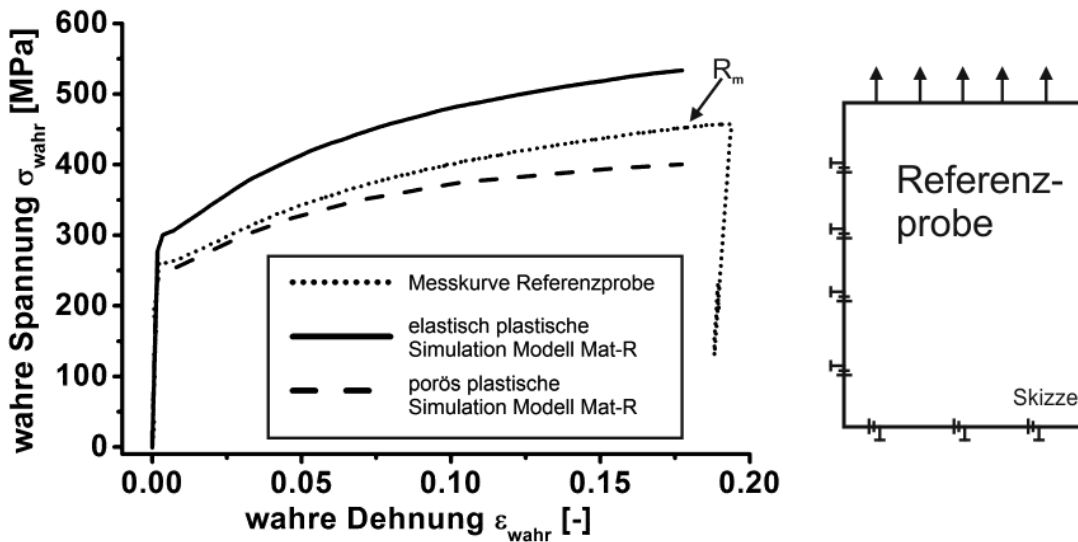


Abb. 3.12.: Ergebnisse der Simulation der ungestörten Referenzprobe mit elastisch-plastischem sowie porös-plastischem Materialmodell. Rechts: Skizze der Referenzprobe mit Randbedingungen.

Beide Modelle sind trotz großer vorgegebener Verformung stabil. Deutlich zu erkennen ist die Absenkung der Festigkeit durch Hinzunahme der porös-plastischen Materialeigenschaft. Das porös-plastische Materialmodell GTN

Mat-R zeichnet den Kurvenverlauf der Flachzugmessung für kleine Verformungen nach; für größere Verformungen weicht es zu geringeren Festigkeitswerten ab. Somit ist ein Modell gefunden, welches das Verhalten der Flachzugproben konservativ beschreibt.

Simulation einer Geometrieprobe bei maximaler Belastung

Dieselben Materialmodelle wie im vorangegangenen Abschnitt wurden auf die Flachzugproben mit eingebrachten Störstellen angewendet. Zusätzlich wurde das Materialverhalten inmitten der Störgeometrie angewendet (Mat-G3). Abb. 3.13 zeigt die Ergebnisse am Beispiel der Geometrie 2.

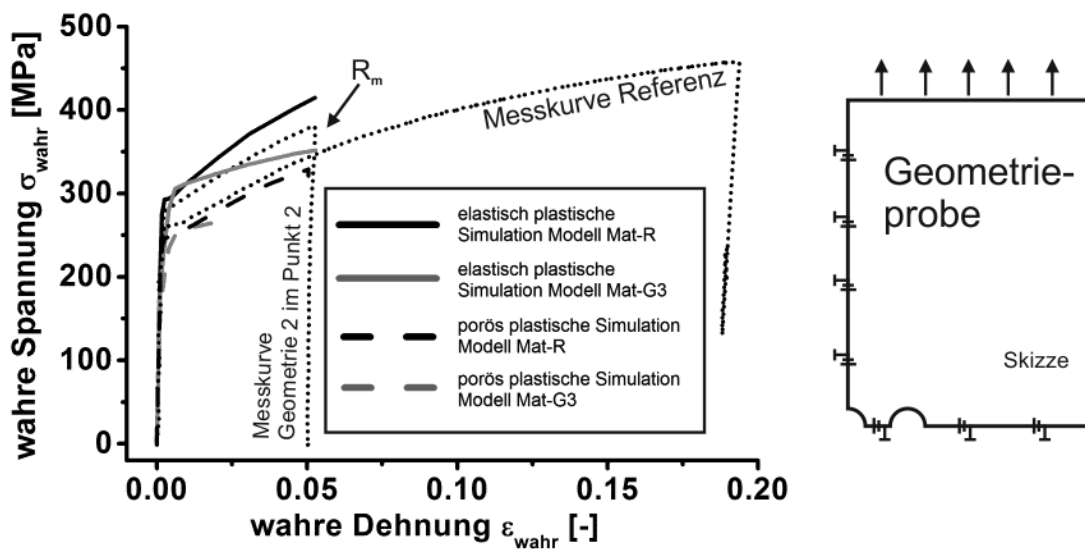


Abb. 3.13.: Ergebnisse der Simulation der Probe mit Geometrie 2 mit elastisch-plastischem sowie porös-plastischem Materialmodell, jeweils für das Fließverhalten der Referenzprobe (Mat-R) und das der Geometrieprobe G3 (Mat-G3) inmitten des geschädigten Bereichs.

Die dargestellten Ergebnisse zeigen denselben Trend wie die Simulation der Referenzmessung. Während die elastisch-plastischen Modelle auch für global höhere Verformungen zuverlässige Ergebnisse liefern, ist zu beachten, dass das Anwenden eines GTN-Werkstoffmodells aufgrund von Lokalisierungseffekten zu divergenten Lösungen führen kann [13]. Für die duktile Schädigung sind anschaulich bei diesem Modell das Wachstum und die Vereinigung von Hohlräumen verantwortlich. Da das Modell Mat-G3 aus dem lokalen Dehnungsverhalten inmitten der Störstellengeometrie entnommen wurde, beschreibt es folglich den Bereich höchster Beanspruchung bei unmittelbarer Anwesenheit einer erhöhten Lochkonzentration. Im Vergleich zum globalen Verformungsverhalten sind hier die Dehnungen lokal höher. Die Anwesenheit zusätzlicher Hohlräume führt dazu, dass das Material schneller den Zusammenhalt verliert.

Die Auswirkungen bei Anwendung des Modells auf die gesamte Probe sind somit übersteigert. Dies erklärt die Entfestigung im weiteren Kurvenverlauf der Simulation mit Modell Mat-G3.

3.3. Diskussion der FE-Betrachtungen

Im Folgenden wird gezeigt, dass das Materialmodell Mat-G3 die Auswirkungen der schädigenden Bohrgeometrie korrekt beschreibt. Für den Nachweis ist die Größe des zu beschreibenden Bereichs zu definieren. Zwei Fälle sind zu simulieren (Abschnitt 3.3.1) und die Ergebnisse anschließend zu vergleichen (Abschnitt 3.3.2):

- Um die schädigenden Auswirkungen homogenisiert zu beschreiben wird eine unterteilte Referenzprobe, d. h. eine ungestörte Flachzugprobe mit inneliegendem Bereich simuliert. Hierbei wird der ungestörte Bereich mit dem Materialmodell der Referenzprobe Mat-R und der Innenbereich mit dem Modell der Geometrieprobe Mat-G3 dargestellt.
- Die tatsächlichen Auswirkungen der Störgeometrie wird durch explizit simulierte Löcher, d./h. durch eine Geometrieprobe mit dem Modell der Referenzprobe Mat-R dargestellt.

Zeigt der anschließende Vergleich dieser beiden Fälle Übereinstimmung, so beschreibt der homogenisierte Innenbereich die Auswirkungen der Schädigungen korrekt.

3.3.1. Simulation einer unterteilten Referenzprobe

Zunächst wird eine Flachzugprobe in eine Aussen- und Innensektion unterteilt, siehe Skizze rechts in Abb. 3.14. Der äußere Bereich weist keine besonderen Merkmale auf und wurde durch ein elastisch-plastisches und ein porös-plastisches Modell jeweils mit dem Fließverhalten der Referenzprobe (Mat-R) beschrieben. Die Innensektion umfasst die Auswirkungen der Störstellen. Die Größe der Innensektion orientiert sich dabei an der Abbildungsvorschrift für die Einhüllende. Um sicherzustellen, dass alle Auswirkungen der Bohrlöcher berücksichtigt werden, muss die Innensektion nicht nur die Löcher umfassen, sondern zusätzlich den dreifachen Lochdurchmesser. So wurde für die Innensektion folgende Abmessung gewählt:

$$x_{\text{Innen}} = l_{\text{Loch}} + 3 \cdot d_{\text{Loch}} \quad (3.4)$$

Auf diesen Innenbereich wird das Materialmodell Mat-G3 angewendet, welches den Einfluß der Störgeometrien beschreibt. Dieses Modell wurde lokal

inmitten einer Geometrie ausgelesen und beschreibt damit deren unmittelbare Auswirkungen auf das globale Probenverhalten. Es ist zu beachten, dass die Anwendung des porös-plastischen GTN-Modells eine relative Materialdichte $\rho_{rel} > 0,9$ erfordert. Im Fall der Geometrieproben senken die eingebrachten Bohrungen lokal diesen Wert, so dass die Innensektion für die Betrachtung der Geometrie 2 eine relative Dichte $\rho_{rel} = 0,86$ aufweist. Ein porös-plastisches Modell würde zu unsicheren und unphysikalischen Ergebnissen führen, siehe auch Abb. 3.13. Aufgrund dessen wird die Innensektion elastisch-plastisch genähert unter Verwendung des lokalen Fließverhaltens der Geometrie 3 (Mat-G3) ohne porös-plastischen Anteil. Abb. 3.14 zeigt die Ergebnisse der unterteilten Referenzprobe.

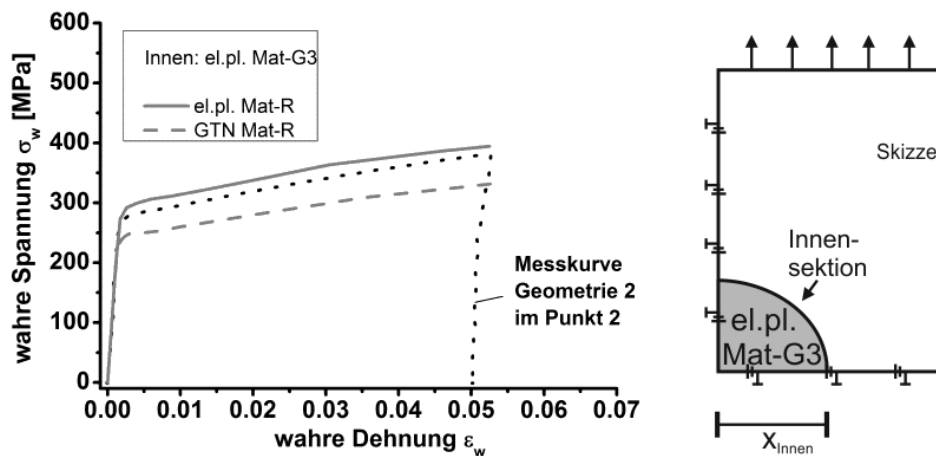


Abb. 3.14.: Ergebnisse der Simulationen mit separater Innensektion, welchem das elastisch-plastische Modell Mat-G3 zugewiesen wurde.

Zur Veranschaulichung wurde die Messkurve der Geometrie 2 (gepunktet) aufgetragen. Die Modellkombination zeichnet den Kurvenverlauf korrekt nach. Das elastisch-plastische Modell der Referenzmessung (el.pl. Mat-R) in Verbindung mit Mat-G3 zeigt leicht überhöhte Werte, während die porös-plastische Variante (GTN Mat-R) in Verbindung mit Mat-G3 den Kurvenverlauf konservativ nachzeichnen. Die genannte Modellkombination birgt im Hinblick auf weitere Optimierung der Parameter das höchste Potential.

Abschätzung des Spannungssprungs am Materialübergang

In das betrachtete Fließverhalten geht die am oberen Probenrand gemessene Spannung ein. Tatsächlich entsteht jedoch durch die eingebrachte Bohrung eine inhomogene Spannungsverteilung, deren Auswirkungen abgeschätzt wurden (Abb. 3.10).

Zusätzlich entsteht am Übergang der betrachteten Sektionen ein Spannungsunterschied, da für diese unterschiedliche plastische Werkstoffeigenschaften

3. Modellierung der Flachzugversuche mittels Finiter Elemente

angenommen wurden. Es entsteht bei Belastung ein unphysikalischer Spannungssprung, wohingegen im realen Werkstoff die Auswirkungen der Störgeometrien kontinuierlich abnehmen. Abb. 3.15 zeigt die Parallelkomponente der Spannung entlang mehrerer Pfade aufgetragen über die Probenbreite. Hierbei bedeuten der Wert 0 mm die Probenmitte und 30 mm den Probenrand.

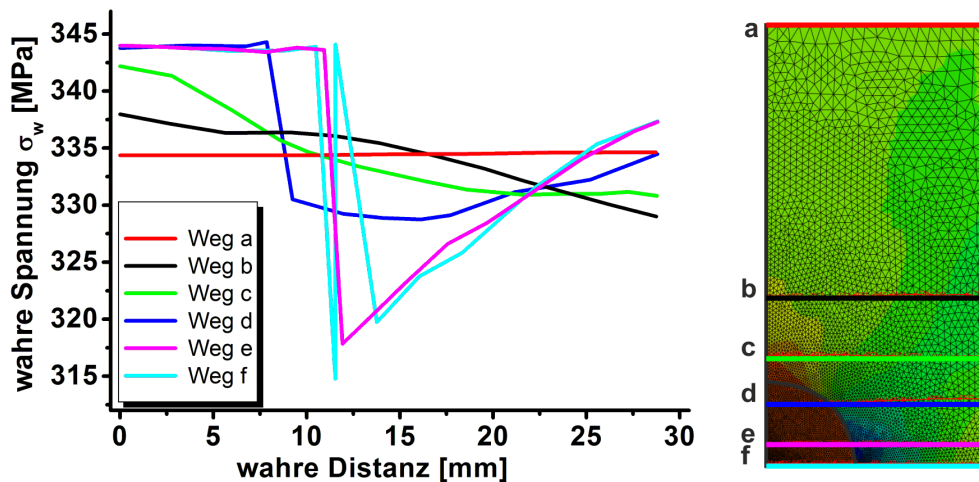


Abb. 3.15.: Spannungsübergang bei Maximallast an Sektionskante (Viertelkreis) im Vergleich zum Spannungsverlauf über die Probenbreite.

Erwartungsgemäß ist aufgrund der festen Einspannung die Spannung am oberen Proben homogen (Weg a). Weg b entspricht der Position von Auslesungsort und Betrachtungsrand der digitalen Bildkorrelation. Somit stellt der Spannungsverlauf entlang von Weg b den größten anzunehmenden Fehler, der in die Berechnungen eingeht, dar. Aufgrund der Symmetrie geht so der Mittelwert der Spannungsverteilung in das globale Probenverhalten ein. Dieser Wert entspricht außerdem der an der Probe anliegenden Spannung. Bereits dicht über der Innensektion (Weg c) ist der Kraftflussverlauf bereits soweit homogen, so dass die Spannungsverteilung hier keinen scharfen Knick mehr aufweist. Einen solchen Knick weisen lediglich die Pfade auf, die die Sektionsgrenze schneiden (Wege d-f). Weg f stellt die Linie des geringsten Restquerschnitts dar und zeigt den höchsten Spannungssprung. Offenbar lassen sich in direkter Umgebung der Innensektion somit keine Aussagen aus den Simulationen gewinnen. Innerhalb der Innensektion wurden die realen Spannungsverteilungen homogenisiert, so dass auch hier das lokale Spannungsfeld verharmlost und nicht korrekt abgebildet wird. Die tatsächlichen Spannungskonzentrationen gehen verloren.

Da in die FE-Betrachtungen lediglich Werte von Auslesungsorten oberhalb von Weg b eingehen, lässt sich schlussfolgern, dass die Berechnungsergebnisse bei Erreichen der Maximallast mit einer Ungenauigkeit von lediglich wenigen MPa behaftet sind.

3.3.2. Vergleich von unterteilter Referenzprobe und Geometrieprobe

In Abschnitt 3.2.2 wurde das Verhalten einer Geometrieprobe mit den erstellten Modellen simuliert. Beschreibt die homogenisierte Innensektion die Auswirkungen der eingebrachten Geometrie korrekt, so müssen die Fließkurven von Geometrie- und unterteilter ungeschädigter Probe übereinstimmen. Der Vergleich der Ergebnisse in Abb. 3.14 zeigt diese Koinzidenz am Beispiel der Simulation der Geometrie 2.

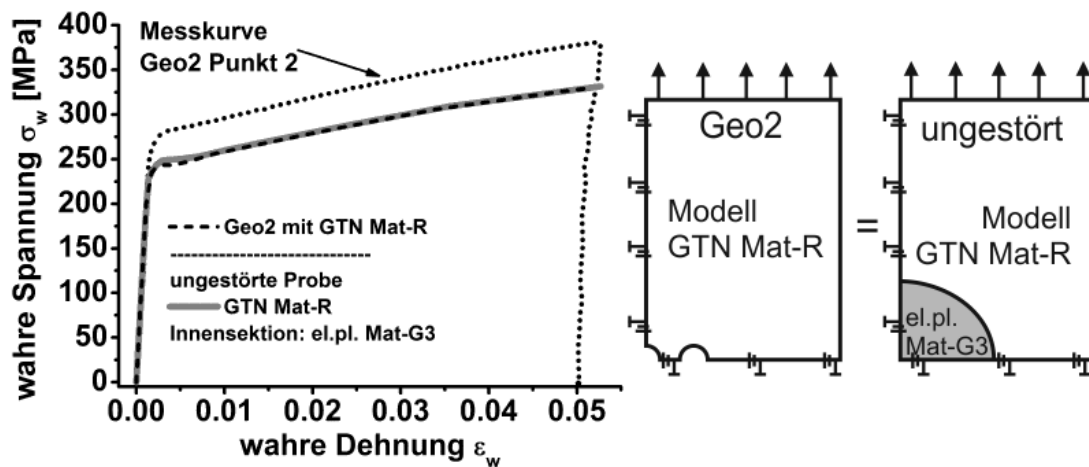


Abb. 3.16.: Ergebnisse der darzustellenden Geometrieprobe mit dem Materialmodell Mat-R und der unterteilten Referenzprobe mit unterschiedlichen Materialmodellen. Rechts: schematische Darstellung.

Hierbei wurde auf die Geometrieprobe das porös-plastische Modell GTN Mat-R angewendet. Die Übereinstimmung zeigt sich für die Anwendung des porös-plastischen Modells GTN Mat-R auf die Aussen- und des elastisch-plastischen el.pl Mat-G3 auf die Innensektion.

Validierung der Methode an den Stahl-Vergleichsmessungen

Zur Validierung der vorgestellten Methode wurde dasselbe Vorgehen wie für Gusseisen mit Kugelgraphit auf einen Stahl angewandt. Anhand des Fließverhaltens wurden für den verwendeten Baustahl Materialmodelle für das ungestörte (Stahl-Mat-R), sowie für die Geometrie 3 (Stahl-Mat-G3) erstellt. Mit den elastischen Konstanten $E = 210 \text{ GPa}$, $\nu = 0,3$ und dem Fließverhalten in Tabelle A.15 wurden dieselben Simulationen wie in den vorangegangenen Abschnitten durchgeführt. Da es sich bei diesem Material jedoch um kein porös-plastisches handelt, fehlt der GTN-Beitrag zum Modell. Abb. 3.17 zeigt den Vergleich der simulierten Geometrieprobe und der unterteilten ungestörten Probe, wobei Stahl-Mat-G3 auf die Innensektion angewendet wurde.

3. Modellierung der Flachzugversuche mittels Finiter Elemente

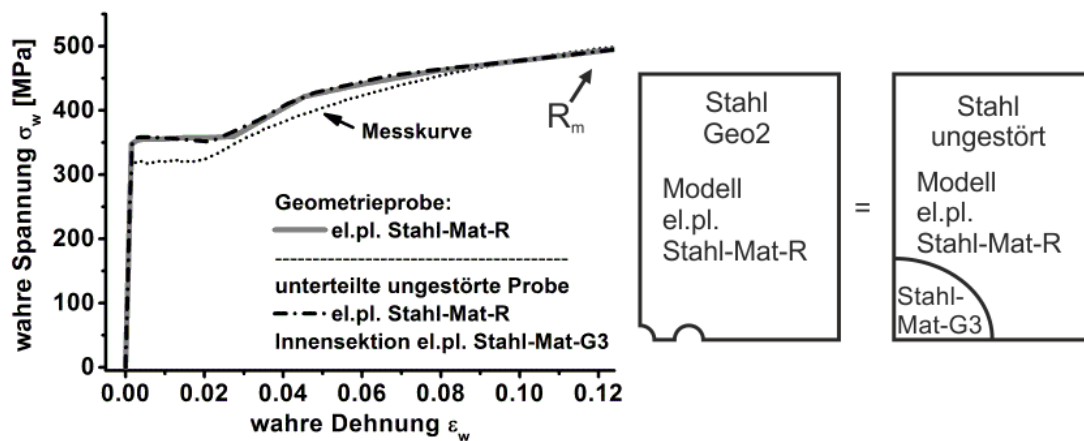


Abb. 3.17.: Schematische Darstellung und Ergebnisse der darzustellenden Stahl-Geometrieprobe mit dem Materialmodell Stahl-Mat-R und der unterteilten Referenzprobe mit Geometrie-Materialmodell Stahl-Mat-G3.

Die abzubildende Messkurve der Geo 2 Probe wird näherungsweise abgebildet durch die simulierten Fließkurven. Der Verlauf wird nicht konservativ abgebildet. Die Koinzidenz der simulierten Versuchsverläufe zeigt jedoch, dass die Auswirkungen der eingebrachten Bohrlöcher durch die homogenisierte Innensektion beschrieben werden. Somit funktioniert die Simulation ebenfalls für einen Stahl mit ähnlichen Eigenschaften wie EN-GJS-400.

3.3.3. Dreidimensionale Simulation zur Fehlerabschätzung

Die Finiten Elemente Berechnungen dieses Kapitels zeigen die zweidimensionalen Simulationen einer dünnen dreidimensionalen Probengeometrie unter Verwendung von lokalen Dehnungsmessungen der Probenoberfläche. Während sich auf einer Oberfläche der Zustand ebener Spannung ausbildet, herrscht genau in der Probenmitte ein ebener Dehnungszustand. Die zweidimensionale Simulation mit einem GTN-Materialmodell erfordert den Zustand ebener Dehnung, so dass tatsächlich das Probeninnere simuliert wird. Die Ergebnisse werden mit experimentell bestimmten Werten der Oberfläche verglichen. Zur Abschätzung des eingegangenen Fehlers wird am Beispiel der Geometrie 2 die tatsächliche dreidimensionale Spannungsverteilung der von Miseschen Vergleichsspannung bei maximaler Belastung betrachtet, Abb. 3.18.

Hierfür wurde bei explizit dargestellten Bohrlöchern der Spannungsverlauf entlang verschiedener Wege ausgelesen. Da die Bohrlöcher die Ursache für die größten Spannungsüberhöhungen sind, wurden die Konturen derselben zur Betrachtung gewählt. Offenbar zeigen sich entlang der Lochkontur die größten Änderungen im Spannungsverlauf (linkes Diagramm). Die zweidimensionale Lochkontur sowie die Konturen der dreidimensionalen Probenoberfläche und -mitte zeigen denselben Trend der Kurvenverläufe. Die größten Abweichun-

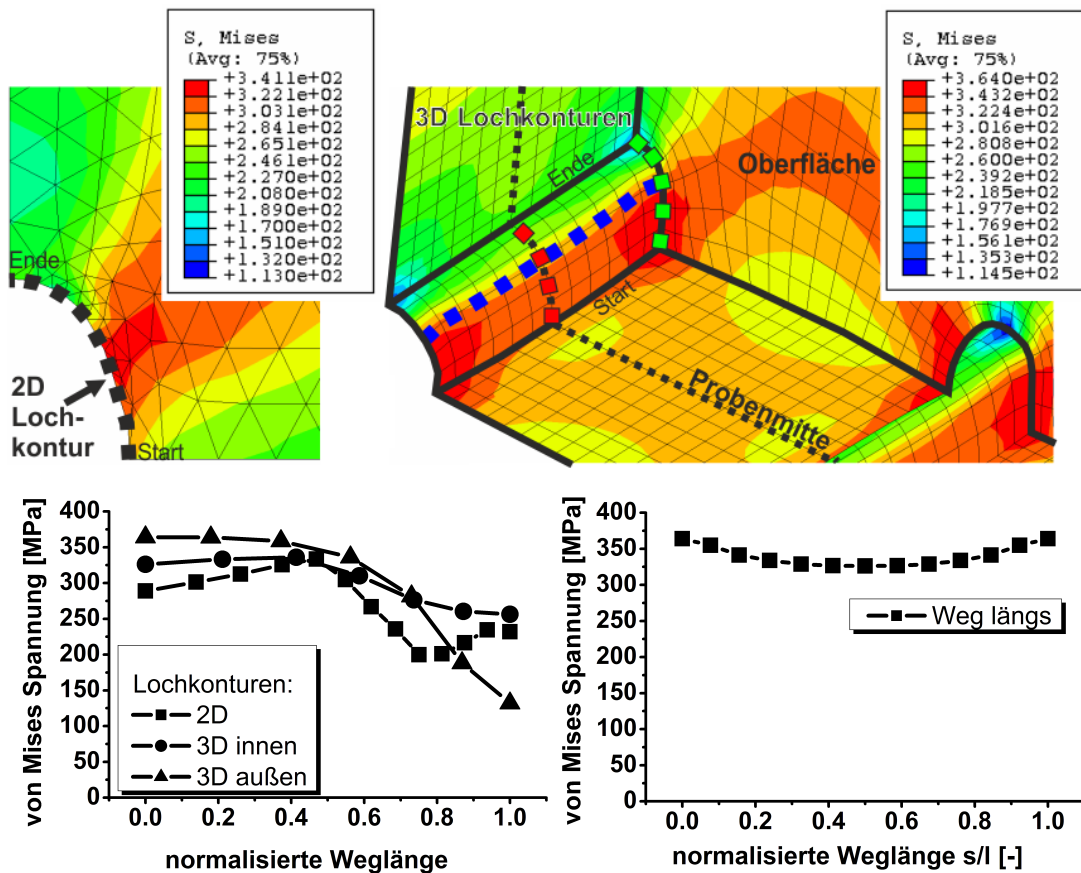


Abb. 3.18.: Dreidimensionale Simulation und Verlauf der Spannungen entlang der verformten Lochränder, sowie längs der Probendicke.

gen zeigen Probenmitte und Probenoberfläche im Endpunkt des ausgelesenen Weges. Die größten Auswirkungen sind jedoch in der Ebene des geringsten Restquerschnitts zu erwarten. Betrachtet man jedoch, im Gegensatz zu den Lochkonturen, den Spannungsverlauf in Richtung der Probendicke (rechtes Diagramm), so fällt auf, dass sich die Spannung kaum ändert. Da hier die Bereiche der höchsten Spannungskonzentrationen aufgetragen sind ist anzunehmen, dass der größte Bereich der restlichen Probe noch geringere Abweichungen in der Spannungsverteilung aufweist.

So kann davon ausgegangen werden, dass die zugrunde liegende Annahme eines ebenen Dehnungszustandes für eine zweidimensionale Simulation eine zulässige Näherung darstellt und bei zunehmender Belastung der Einfluß der zunehmenden Triaxialität durch die Bohrlöcher somit vernachlässigt werden kann. Zumal in die Betrachtungen lediglich Werte fern der Bohrungen eingehen, kann von einem geringfügigen Fehler ausgegangen werden.

3.3.4. Fazit der Simulation des fehlerhaften Gefüges im Hinblick auf die Erstellung eines lokalen Versagenskriteriums

Auf der Basis der FE-Betrachtungen des fehlerhaften Gefüges lassen sich Aussagen bezüglich lokaler und globaler Fließverhalten treffen. In den vorangegangenen Abschnitten wurden die direkten Auswirkungen von Gefügeungängen in Form von Fehlstellen diskutiert. Mittels eines homogenisierten Ersatzmaterials wurden diese Auswirkungen auf das globale Materialverhalten der untersuchten Flachzugproben beschrieben. Im Hinblick auf die Erstellung eines Versagenskriteriums ist nun der Zusammenhang von lokalem und globalem Dehnungsverhalten von Interesse. Abb. 3.19 zeigt die global ermittelte Spannung am oberen Probenrand in Abhängigkeit des jeweiligen Dehnungsverhaltens. Anhand dieser Darstellung können lokale und globale Dehnungen bei Probenbruch direkt abgelesen und miteinander verglichen werden.

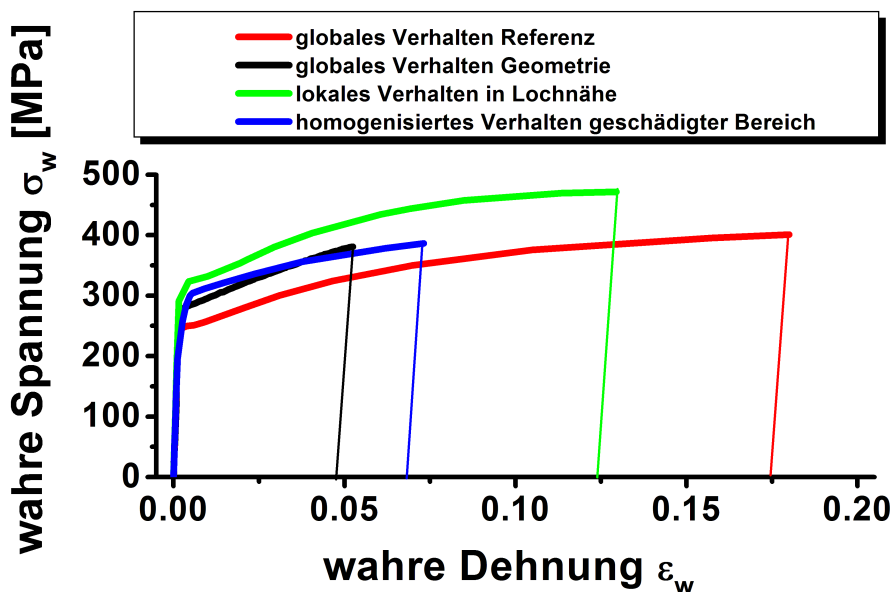


Abb. 3.19.: Simulierte lokale und globale Fließkurven unter Zuhilfenahme der Spannung am oberen Probenrand zur Erstellung eines lokalen Versagenskriteriums auf Basis des simulierten fehlerhaften Gefüges.

Die ungestörte Referenzmessung erreicht Dehnungswerte von ca. 17%. Die globale Dehnung einer Geometrieprobe ist wesentlich niedriger (ca. 5%), da die Anwesenheit der Störstellen die Ausbreitung der plastischen Verformung behindert. Die homogenisierte Darstellung weist dem Innenbereich eine gemittelte Dehnung von ca. 6,5% zu. Hier fließen die in Lochnähe tatsächlich erhöhten Dehnungen mit ein. Der Ausleseort inmitten der Störbohrungen zeigt eine Dehnung von ca. 12%. Erwartungsgemäß sind die Dehnungen einer Geome-

trieprobe in Lochnähe höher als die Probe global erreicht. Theoretisch erreicht das Material bei Probenbruch am Ort der größten Verformung den globalen Wert der ungeschädigten Referenzprobe.

Es ist somit möglich einen generellen Zusammenhang zwischen globaler und lokaler Bruchdehnung herzustellen. Es besteht ferner die Möglichkeit, ausgehend von Art und Größe des jeweiligen Fehlers, globales Versagen mit lokalem Versagen im geschädigten Bereich zu vergleichen (siehe auch Abschnitt 2.5.2, A-Kriterium). Außerdem kann ausgesagt werden, dass die Anwesenheit der hier betrachteten Störstellen die eigentlichen Materialeigenschaften nicht in dem Maße ändert wie die Gesamtbetrachtung der Geometrieprobe vermuten lässt.

3. Modellierung der Flachzugversuche mittels Finiter Elemente

4. Bruchmechanische Betrachtungen an SENT-Flachzugproben

Um eine Vergleichbarkeit des gefundenen Bruchdehnungskriteriums (A-Kriterium, Gl. 2.2) mit bruchmechanisch ermittelten Kennwerten zu schaffen, werden anhand einer energetischen Betrachtung die Auswirkungen der betrachteten Lochkonzentrationen auf bruchmechanisch ermittelte Kennwerte abgeschätzt. Hierfür werden in Anlehnung an die Normen zur Bestimmung der Bruchzähigkeit [38,44] die Rissstart- und Bruchenergien von *Single-Edge-Notched-Tension*-Proben (SENT) mit fester Einspannung (*fixed-grip loading*) untersucht.

4.1. Versuchstechnik und Messaufbau

In diesem Abschnitt werden die Versuchstechniken zur experimentellen Ermittlung der benötigten Werkstoffkennwerte und Energien beschrieben.

Die Messungen erfolgten an derselben Prüfmaschine wie die Charakterisierung der Flachzugproben in Abschnitt 2.1. Ebenfalls wurde während des Zugversuchs die Kraft-Weg-Messung mit der digitalen Bilderfassung gekoppelt, Abb. 4.1.

Zusätzlich zu dieser lokalen Dehnungsmessung der Oberfläche erfolgt die Messung der Aufweitung mittels eines Wegaufnehmers der Fa. MTS™. Beide Messungen werden mittels DASyLab™ zusammengeführt. So ist es möglich während des gesamten Versuchsverlaufs nicht nur die lokale Dehnung und die Kraftmessung der Maschine zu koppeln, sondern zusätzlich mit der Aufweitung der gekerbten Probe zu verknüpfen.

4.1.1. Probenform

Die Wahl der SENT-Geometrie, Abb. 4.2, ist aufgrund des geringen Probenvolumens und der Möglichkeit zur Beobachtung der Probenoberfläche vorteilhaft. Die passgenaue, feste Einspannung vermeidet einen überlagerten Biegeanteil. Eine 60° Seitenkerbung sorgt für die gewünschte Spannungsüberhöhung zur Risseinleitung bei zunehmender Belastung.

4. Bruchmechanische Betrachtungen an SENT-Flachzugproben

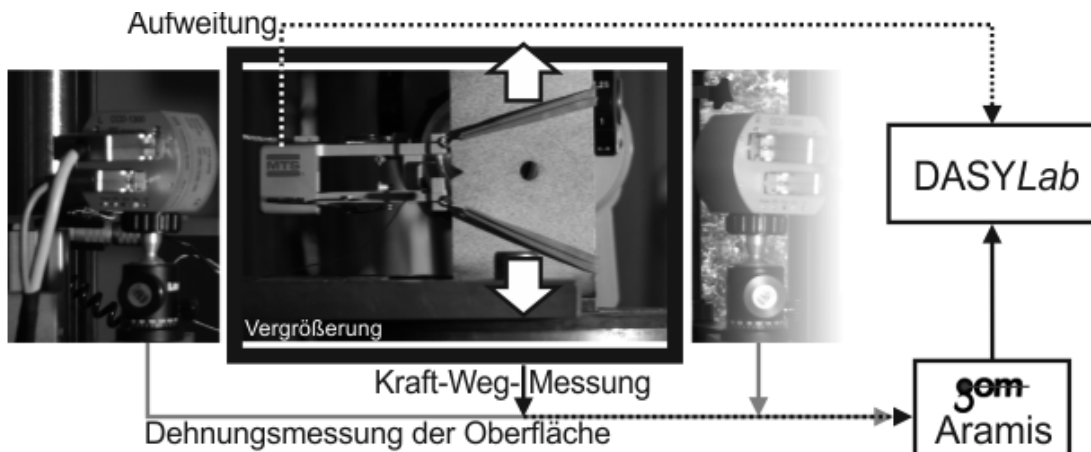


Abb. 4.1.: Schematischer Aufbau des Versuchs. Die Aufweitung der gekerbten Flachzugprobe im statischen Zugversuch wird mittels Wegaufnehmer gemessen. Die Kraftmessung erfolgt mit der Kraftmessdose der servohydraulischen Prüfmaschine. Die dreidimensionale Bildkorrelation erfasst die lokalen Dehnungen der Oberfläche. Versuchsabläufe und Messwerte werden mittels DasyLab gesteuert bzw. erfasst.

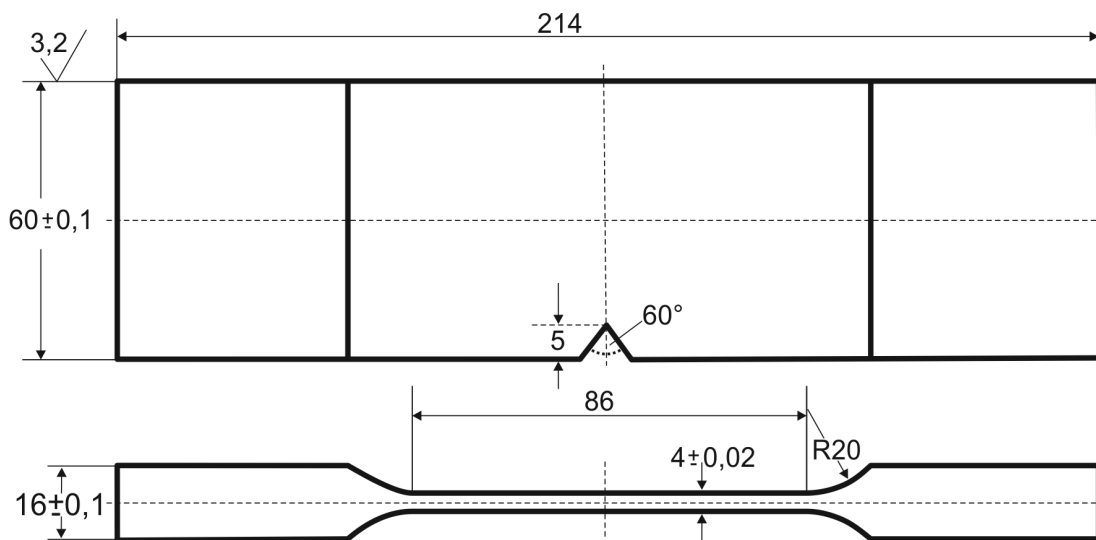


Abb. 4.2.: Technische Zeichnung der Flachzugprobe mit seitlicher 60° Kerbe

Für die Bestimmung eines bruchmechanischen Kennwertes geht die Theorie davon aus, dass in der Probe ein scharfer Anriss vorliegt. Generell ist Gusseisen mit Kugelgraphit bei Raumtemperatur duktil, so dass die vorgeschlagenen Methoden zur Einbringen eines Ermüdungsanrisses im erlaubten Lastbereich hohe Lastspielzahlen erwarten lassen, [107]. Als Ausgangspunkt kann jedoch für Vergleichszwecke das Einsetzen des Risswachstums ohne scharfen Anriss verwendet werden.

Im Folgenden wird der Einfluss der Bohrlöcher auf die zum Probenbruch

führende Energie bestimmt und daraus folgend der Einfluss auf den eigentlichen Kennwert abgeschätzt. Ohne scharfen Anriss bildet sich vor der Rissspitze eine größere plastische Zone, die die Bestimmung eines bruchmechanischen Kennwerts nicht erlaubt, aus. Mit der verwendeten, maschinellen Kerbe kann somit kein normgerechter Bruchzähigkeitstest erfolgen.

4.2. Ergebnisse

Um die Auswirkungen der eingebrachten Lochgeometrien auf einen bruchmechanischen Kennwert abschätzen zu können, wurden die Zugversuche mit den Parametern aus Kap. 2 an gekerbten Proben wiederholt. Hierfür wurden Geometrie 2 und 3, Einhüllende, sowie ungestörte Referenzproben untersucht. Die maschinell eingebrachte Kerbe sorgt für eine lokale Risseinleitung, Abb. 4.3. Der Rissstart erfolgt bei allen Proben im Kerbgrund. Der Rissverlauf erfolgt, bei ebenfalls duktilem Bruchverhalten, senkrecht zur Belastungsrichtung.

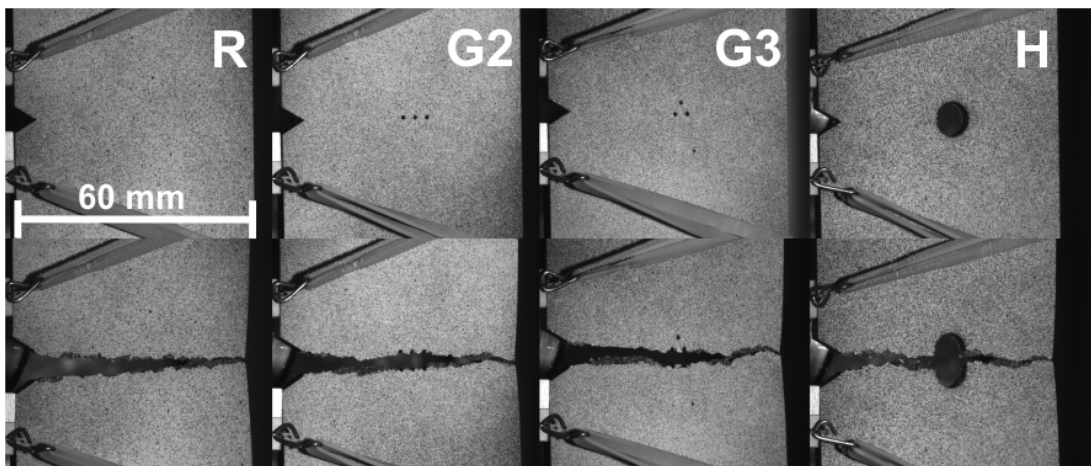


Abb. 4.3.: Seitenansichten der untersuchten, seitlich gekerbten Flachzugproben.

Im Fall der Referenzprobe ist neben dem Bruchverhalten einer gekerbten Flachzugprobe im direkten Vergleich zu einer ungekerbten (Kapitel 2) auch die zugehörige Spannungs-Dehnungs-Diagramm deutlich verändert, Abb. 4.4. Während der Hookesche Bereich keine merklichen Abweichungen zeigt, ist der plastische Bereich deutlich verringert.

Gemäß Abb. 4.1 erfolgten die Messungen in Form von Kraft-Aufweitungs-Kurven unter statischen Bedingungen bei einer Verfahrgeschwindigkeit von 0.053 mm/s bei Raumtemperatur, Abb. 4.5. Die jeweilige Energie wurde bestimmt aus dem Kraftverlauf und der zugehörigen Aufweitung. Diese Fläche entspricht somit der plastischen Energie, die die Probe zwischen den Messschneiden (Abstand 25 mm) absorbiert. Der energetische Beitrag der Verformung außerhalb der Messschneiden des Wegaufnehmers kann so nicht ermit-

4. Bruchmechanische Betrachtungen an SENT-Flachzugproben

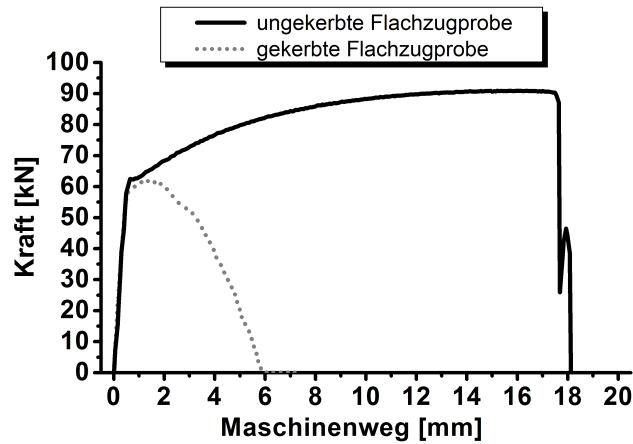


Abb. 4.4.: Kraft-Verfahrwegkurven einer gekerbten und ungekerbten SENT-Referenzprobe.

telt werden und wird daher in den weiteren Betrachtungen nicht berücksichtigt. Diese Fläche enthält neben der plastischen ebenfalls die elastische Energie. Da alle Messungen im direkten Vergleich Koinzidenz und lediglich geringfügige Abweichungen am Ende des Hookschen Bereichs aufweisen, kann der elastische Beitrag zur energetischen Vergleichsbetrachtung vernachlässigt werden.

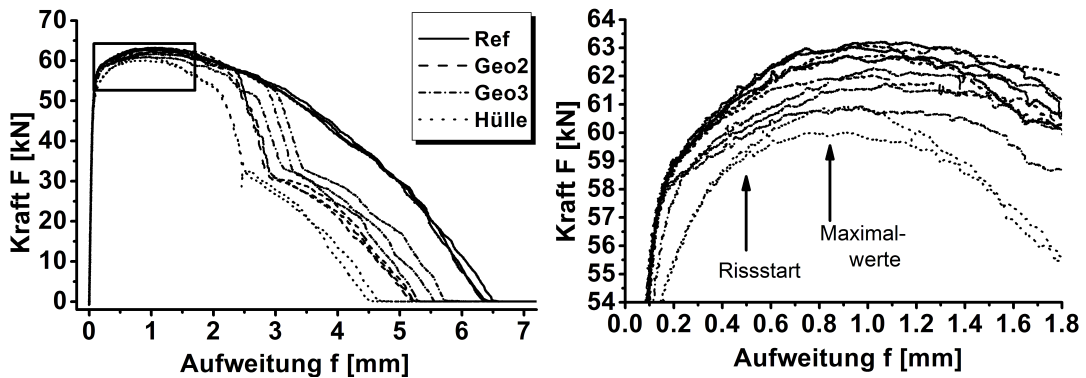


Abb. 4.5.: Kraft-Aufweitung der seitengekerbten Flachzugproben mit konstanter Kerbtiefe. Links: kompletter Kurvenverlauf, rechts: vergrößerte Darstellung. Markiert sind die Kurvenbereiche, in denen die Proben Rissinitierung zeigen bzw. die Maximalkraft erreichen.

Während die Geometrieproben im weiteren Verlauf zunächst nur unwesentlich geringere Werte aufweisen, fallen die Messkurven der Einhüllenden schon vor dem Erreichen der Maximalkraft deutlich unter die der Referenzmessungen. Im weiteren Verlauf zeigen alle Messungen mit eingebrachter Bohrung jenseits des Maximalkraftplateaus deutliche Absenkungen der Kraftwerte und erreichen geringere Aufweitungswerte. Sie versagen frühzeitiger, was einen deutlichen Abfall der zugehörigen Energien nach sich zieht. Dies kann mit

einsetzendem Risswachstum an den eingebrachten Bohrungen in Verbindung gebracht werden.

Für die bruchmechanische Betrachtung entsprechend einer J-Integral-Auswertung wird in Abschnitt 4.2.1 die Energie betrachtet, die für eine Rissinitiation benötigt wird. (Zusätzlich wurden weitere signifikante Risslängen ausgewertet. In Analogie zu den ungekerbten Flachzugproben wurde die Maximalkraft und zugehörige Risslänge der gekerbten Proben ermittelt (Abschnitt 4.2.2), sowie die Gesamtenergie des jeweiligen Versuchs (Abschnitt 4.2.3). Die gleichen Messungen wurden an Baustahl S235-JR durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Abschnitt 4.3 dargestellt.

4.2.1. Bestimmung der Energie zur Rissinitiation

Die Kraft-Aufweitungskurven in Abb. 4.5 lassen die Rissinitiation nicht eindeutig erkennen. Bei den ungekerbten Flachzugproben (Kapitel 2) konnte der Probenbruch als eindeutiger Abfall der Fließkurve ausgemacht werden. Im Falle der gekerbten Proben kann der Rissstart auf diese Weise nicht bestimmt werden. Eine Zuordnung allein durch die aufgenommenen Kamerabilder unterliegt auflösungsbedingten Ungenauigkeiten. Mit Hilfe der digitalen Bildkorrelation kann jedoch der Zeitpunkt bestimmt werden, zu dem sich die Dehnung im Kerbgrund lokalisiert. Abb. 4.6 zeigt die typische Bildfolge kurz vor (links), während (mitte) und nach erfolgtem Rissstart an einem vergrößerten Ausschnitt des Kerbgrundes.

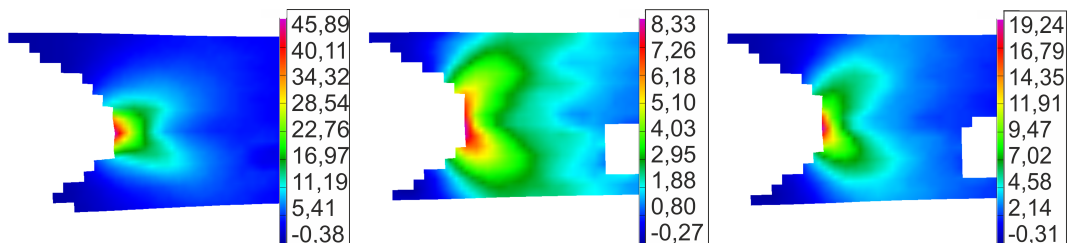


Abb. 4.6.: Bestimmung des Rissstarts im Kerbgrund mittels lokaler Dehnungsmessung. Aufgetragen ist die lokale, technische Dehnung parallel zur Belastungsrichtung.

Zunächst verformt sich die gesamte Probe elastisch, was einer gleichmäßigen Verformung über den gesamten Probenquerschnitt entspricht. Sobald das Ende des elastischen Bereichs erreicht ist, wird die Spannungsüberhöhung im Kerbgrund in Form erhöhter Dehnungswerte sichtbar (roter Bereich im Bild links). Bei einsetzendem Risswachstum entlasten die Rissufer und das Dehnungsfeld zeigt die vom Kerbgrund unter 45° ausgehende Verformung der Probenoberfläche. Das Dehnungsfeld erscheint maximal in seinen Abmessungen (mitte). Mit zunehmender Belastung wandert schließlich das Dehnungsfeld mit dem

4. Bruchmechanische Betrachtungen an SENT-Flachzugproben

fortschreitenden Riss. Diesselbe Beobachtung konnte auch bei eingebrachter Lochgeometrie gemacht werden. Somit kann unter Zuhilfenahme der lokalen Dehnungsmessung der Rissstart im Kerbgrund ausgemacht werden.

Die einzelnen Ergebnisse der Kraftwerte und zugehöriger Aufweitung, sowie der Energien sind in Abb. 4.7 dargestellt. Die vollständigen Werte können Tab. A.16 entnommen werden. Hierbei kann die Rissstartenergie U_{ini} mit dem Integral

$$U_{ini} = \int_{f=0}^{f=f_i} F(f) df \quad (4.1)$$

verknüpft werden, wobei von Versuchsbeginn $f = 0$ bis hin zur Aufweitung $f = f_{ini}$ bei Rissstart integriert wird. Anschaulich bedeutet dieses Integral die Energie, die die Probe (zwischen den Messschneiden) absorbiert, bis der Rissstart ausgelöst wird.

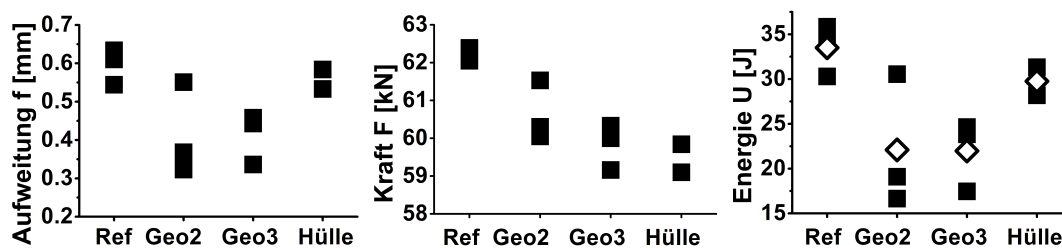


Abb. 4.7.: Rissstartwerte von GJS-400, Links: Aufweitung bei Rissstart. Mitte: für Rissstart benötigte Kraft. Rechts: Benötigte Energien zur Rissinitierung getrennt nach Geometrien dargestellt. Die offenen Rauten markieren jeweils den Mittelwert.

Erwartungsgemäß setzt Risswachstum bei eingebrachter Bohrgeometrie bereits bei niedrigeren Kräften ein. Mit zunehmendem Lochdurchmesser sinkt die benötigte Kraft zum Rissstart. Die zugehörige Rissaufweitung zeigt diesen Trend jedoch nicht. Die berechneten Rissstartenergien zeigen diesselbe Verteilung wie die Rissaufweitung. Während eine Bohrgeometrie diese Energie, bezogen auf die Referenzmessung durchschnittlich auf 65,7% absenkt, zeigt eine Einhüllenden eine mittlere Absenkung auf 89,0%.

4.2.2. Bestimmung der Energie bei maximaler Belastung

Die bei maximaler Kraft erreichten Aufweitungen und die daraus berechneten Energien zeigt Abb. 4.8. Die Maximalkraft sowie die zugehörige Aufweitung zeigen einen leichten Abwärtstrend mit steigendem Bohrdurchmesser.

Die Energie zeigt jedoch abweichendes Verhalten. Im Vergleich zur Referenzmessung zeigen die Proben mit eingebrachten Geometriebohrungen im Mittel höhere Energien bei Erreichen des Maximalkraftplateaus, da diese das Plateau zwar bei geringerer Aufweitung erreichen, die zugehörige Kraft jedoch im Vergleich zur Referenzmessung weniger stark abfällt (vgl. Abb. 4.5). Die Einhüllenden-Proben weisen geringere Energiewerte auf.

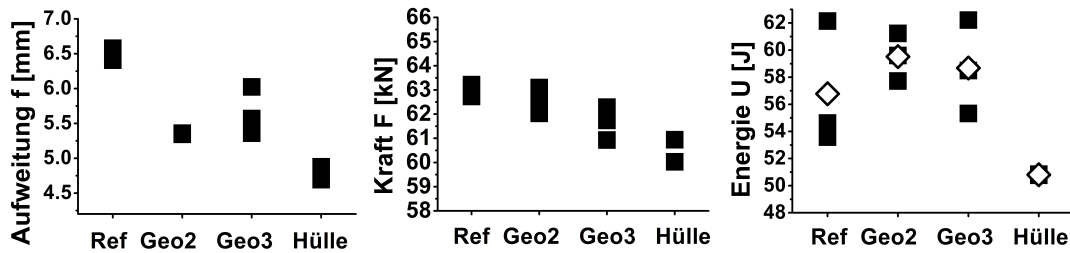


Abb. 4.8.: GJS-400. Links: Aufweitung bei maximaler Last, Mitte: Maximalkraft, rechts: Von der Probe absorbierte Energie bis zum Erreichen der Maximallast. Die offenen Rauten markieren jeweils den Mittelwert.

4.2.3. Bestimmung der Gesamtenergie

Um die vollen Auswirkungen der eingebrachten Bohrungen abschätzen zu können, wurde das gesamte Verformungsverhalten der Proben untersucht. Hierfür wurde die Aufweitung bei vollständiger Materialtrennung und die Gesamtenergie ermittelt, Abb. 4.9. Die größere Hüllenbohrung zeigt erwartungsgemäß eine geringere Gesamtenergie als die kleineren Geometriebohrungen. Die zugehörigen Aufweitungen zeigen dasselbe Verhalten.

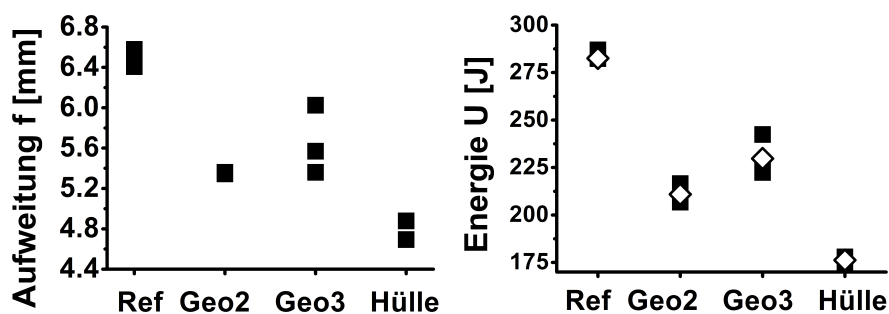


Abb. 4.9.: GJS-400. links: Probenaufweitung bei Materialtrennung, rechts: totale Energie des Versuchs.

4.3. Ergebnisse der Vergleichsmessungen am Stahl S235-JR

Zur Klärung der Frage, inwiefern obige Methoden auch auf andere Materialien übertragbar sind, wurden an Stahl dieselben Versuche wie beim Gusseisen durchgeführt. Da Stahl dazu neigt, Rissabzweigungen auszubilden wurden 27 mm lange Seitenkerben eingebracht. Abb. 4.10 zeigt die technische Zeichnung der verwendeten Proben. Untersucht wurde neben ungestörter Referenzproben die Störgeometrie Geo 3.

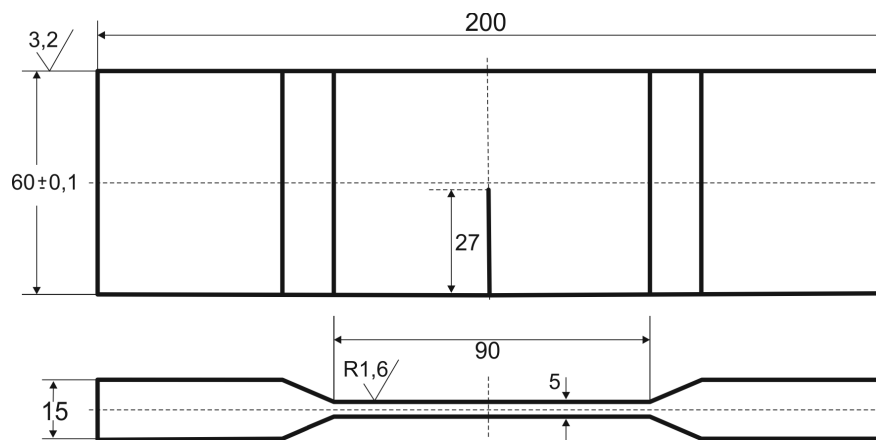


Abb. 4.10.: Technische Zeichnung der Stahlproben mit erodierter Seitenkerbe

Hierfür wurde zunächst ein Ermüdungsanriss in die noch ungebohrten Proben eingebracht, gemäß [38]. Die Anrisslängen wurden nach Versuchsende anhand der Bruchflächen an 6 äquidistanten Punkten vermessen, Abb. 4.11, sowie Tabelle A.17. Aufgrund der zu geringen Probendicke kann nicht von einem EDZ im Probeninnern ausgegangen werden.

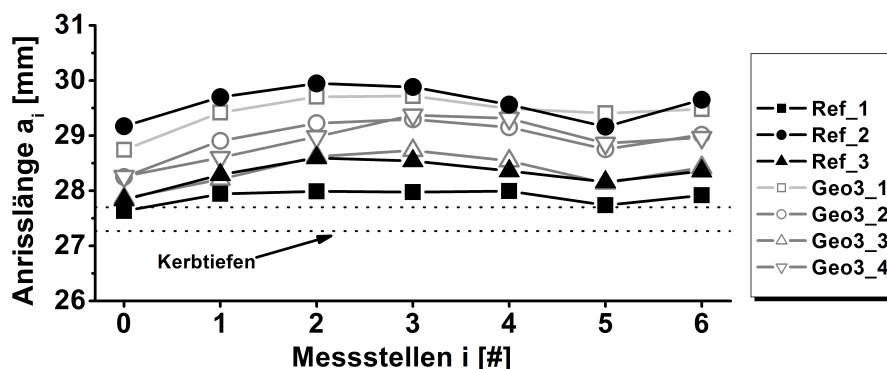


Abb. 4.11.: Anrisslängen der Stahlproben. Die Messstellen 0 und 6 markieren den linken bzw. rechten Probenrand. Die dünnen Linien bei 27,3 und 27,7 mm markieren die Kerbtiefen.

Nach Einbringen des Ermüdungsanrisses wurde die Bohrgeometrie mittig in das verbleibende Restligament eingebracht. Abb. 4.12 zeigt die Seitenansichten der erodierten Stahlproben vor Versuchsbeginn und nach Probenbruch. Die Messung erfolgte mit demselben Versuchsaufbau, der für die Gusseisenproben verwendet wurde, Abb. 4.1 sowie denselben Parametern.

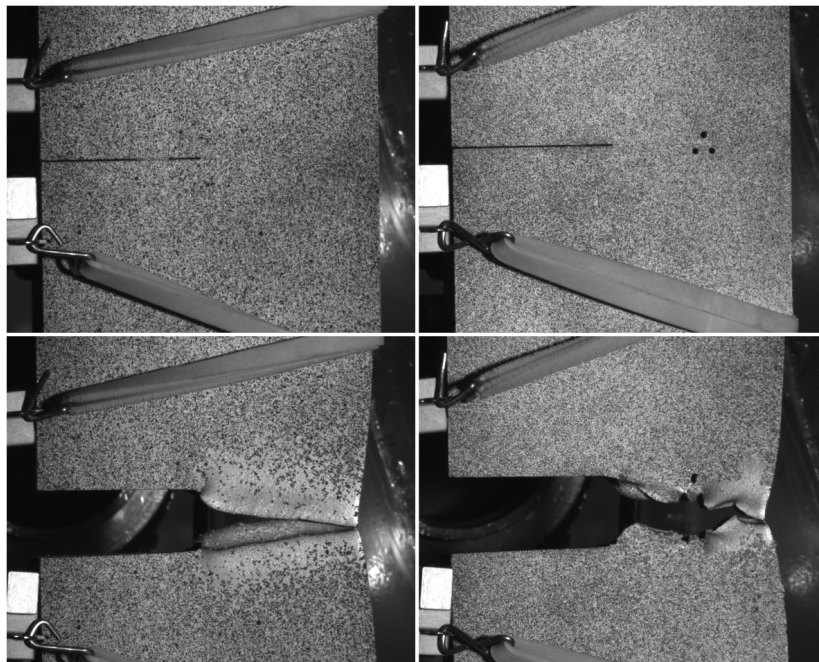


Abb. 4.12.: Untersuchte Stahlproben mit erodierter Seitenkerbe vor und nach dem Versuch

4.3.1. Bestimmung der Energie zur Rissinitierung

Anhand der gemessenen Kraft-Verschiebungskurven wurden die Stahlmessungen ausgewertet. Abb. 4.13 zeigt den Versuchsverlauf der untersuchten Referenz- und Geometrie-3-Proben. Alle Messungen zeigen Koinzidenz im Hookeschen Bereich unabhängig von Anrisslänge und eingebrachter Bohrung. Im weiteren Verlauf jedoch lässt die unterschiedliche Anrisslänge einen direkten Vergleich der Messkurven nicht mehr zu. Da der Messbereich des verwendeten Wegaufnehmers auf $12,5 \text{ mm}$ begrenzt ist, zeigt die Referenzmessung einen steilen Abfall bei Erreichen dieses Aufweitungswerts. Deutlich zu erkennen sind die Einflüsse der Bohrgeometrien im plastischen Bereich, so dass für die Stahl-Vergleichsmessungen ebenfalls wie für Gusseisen die größten Unterschiede in der Gesamtenergie zu erwarten sind.

Für eine Abschätzung der Auswirkungen auf einen bruchmechanischen Kennwert wurden zunächst Aufweitung und Kraft bei Rissinitierung, sowie die sich

4. Bruchmechanische Betrachtungen an SENT-Flachzugproben

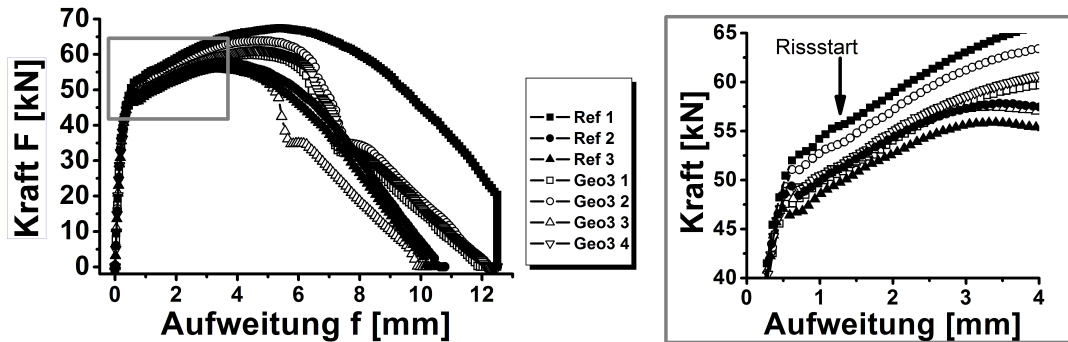


Abb. 4.13.: Kraft-Aufweitungskurven von Baustahl gemessen an Referenzprobe (volle Symbole) und mit einer eingebrachten Geometrie (offene Symbole)

hieraus ergebende Energie bestimmt, Abb. 4.14.

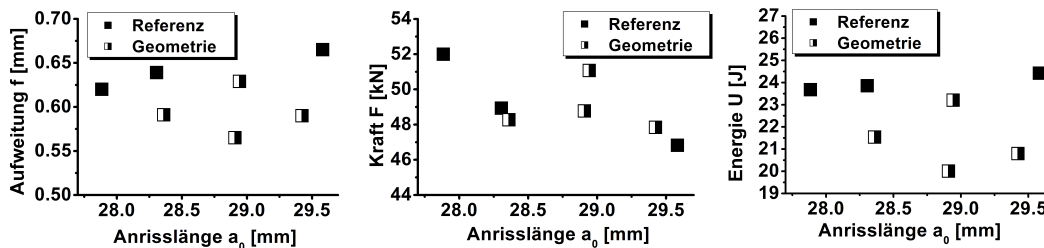


Abb. 4.14.: Aufweitung und Kraft bei Rissstart der Stahlproben, sowie daraus berechnete Energie, aufgetragen über die Anrisslängen

Anders als bei den Gusseisenmessungen ist der Zeitpunkt des Rissstarts bei Stahl deutlicher zu erkennen, in Form eines Steigungsabfalls (leichtes Einknicken) der Kraft-Aufweitungskurve. Die entsprechende Dehnungsmessung der Oberfläche bestätigte das Einsetzen des Risswachstums. Jedoch ist zu berücksichtigen, dass aus dem Ermüdungsanreißen unterschiedliche Anrisslängen resultieren. Die Ergebnisse sind daher über der Anrisslänge a_0 aufgetragen. Bei den Geometrieproben setzt das Risswachstum bei leicht erniedrigten Aufweitungen ein gegenüber der ungestörten Referenzproben. Während diese mit steigender Anrisslänge einen leichten Anstieg zeigen, kann für die Aufweitung der Geometrieproben kein Trend ausgemacht werden. Die Kraft bei Rissinitierung zeigt für Referenz- und Geometriemessung denselben absteigenden Trend mit steigender Anrisslänge.

Der Vergleich der Mittelwerte von Referenz- und Geometriemessung zeigt Tab. 4.1. Das Einbringen einer Bohrgeometrie sorgt bei vergleichbarer Anrisslänge a_0 für eine um 10,8 Prozent abgesenkte Rissinitierungsenergie U_i . In die Bestimmung eines bruchmechanischen Kennwertes ginge diese Energie linear ein.

Mittelwerte	a_0 [mm]	f_i [mm]	F_i [kN]	U_i [J]
Referenz Stahl	28,591	0,64	49,25	23,98
Geometrie Stahl	28,909	0,60	48,99	21,39

Tab. 4.1.: Mittelwerte der Rissinitierungsenergien

4.3.2. Maximallast

Die Aufweitung bei Maximalkraft zeigt Abb. 4.15. Bei vergleichbaren Anrisslängen zeigen die Geometrieproben im Mittel höhere Aufweittings- und Maximalkraftwerte. Die Energie, die eine Geometrieprobe bis zum Erreichen der Maximallast absorbiert, ist im Mittel 6% unter dem Referenzwert, Tab. 4.2.

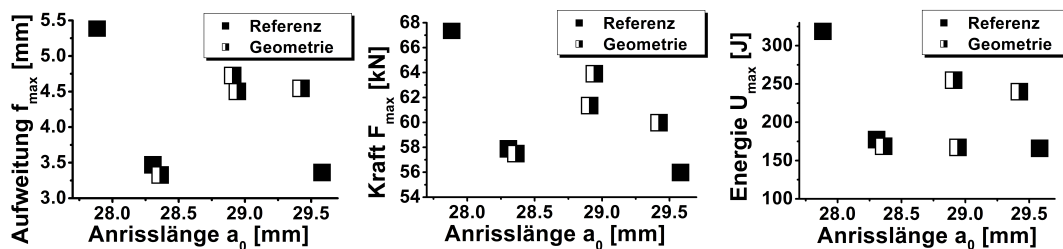


Abb. 4.15.: Aufweitung f_{max} , Maximalkraft F_{max} und Energie U_{max} bei maximaler Belastung aufgetragen über der Anrisslänge

Mittelwerte	a_0 [mm]	f_{max} [mm]	F_{max} [kN]	U_{max} [J]
Referenz	28,591	4,08	60,42	220,65
Geometrie	28,909	4,27	60,68	207,64

Tab. 4.2.: Mittelwerte der Aufweitung, Kraft und zugehöriger Energie bei Maximallast

4.3.3. Gesamtenergie

In Abb. 4.16 ist die Gesamtenergie aufgetragen gegen die Anrisslänge. Sie bestimmt sich aus der Aufweitung bei vollständiger Materialtrennung und dem kompletten Kurvenverlauf während des Versuchs. Beide Werte zeigen dieselben Verteilungen und Trends wie die Werte bei Maximallast (vorheriger Abschnitt). In die Mittelung gehen lediglich zwei Referenzwerte ein, da sich die Aufweitung der dritten Probe bereits ausserhalb der Messwerterfassung befand.

Einen direkten Vergleich der mittleren Messwerte bei Probenbruch zeigt Tab. 4.3. Eine Geometrieprobe zeigt im Mittel 9,5% höhere Gesamtenergie.

4. Bruchmechanische Betrachtungen an SENT-Flachzugproben

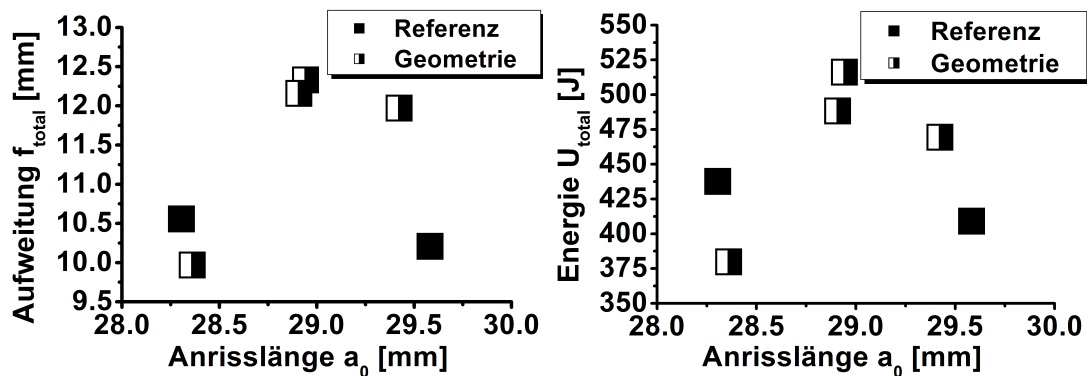


Abb. 4.16.: Aufweitung f_{total} bei Bruch und Gesamtenergie U_{total} der Stahlproben aufgetragen über der Anrisslänge

Mittelwerte	a_0 [mm]	f_{tot} [mm]	U_{tot} [J]
Stahl Referenz	28,944	10,38	423,29
Stahl Geometrie	28,909	11,61	463,39

Tab. 4.3.: Mittelwerte von Anfangsrisslänge und der Werte von Aufweitung und Energie bei Probenbruch

4.4. Diskussion der Ergebnisse

Von generellem Interesse im Rahmen einer bruchmechanischen Betrachtung ist das Materialverhalten bei einsetzendem Risswachstum (Abschnitt 4.4.1). Im Hinblick auf eine Betrachtung des fehlerhaften Gefüges als durchgehende Störstelle bzw. als Oberflächenriss (Abschnitt 4.4.2) werden im Folgenden die Ergebnisse der statischen Zugversuche und den SENT-Proben miteinander verglichen (Abschnitt 4.4.3) u. a. in Form einer energetischen Betrachtung im Hinblick auf die Auswirkungen des fehlerbehafteten Bereichs auf bruchmechanische Kennwerte (Abschnitt 4.4.4). Das Kapitel schließt mit einem Vorschlag zur alternativen Betrachtung (Abschnitt 4.4.5).

4.4.1. Rissstartkräfte von EN-GJS-400

Der Vergleich der Rissstartenergien und -kräfte bestätigt das abweichende Verhalten der Einhüllenden- von den Geometrie-Messungen, welches bereits mit ungekerbten Proben gefunden wurde. In Abb. 4.17 sind die Energien und Kräfte gegen die Aufweitungen bei Rissstart aufgetragen.

Bei einer energetischen Betrachtung verhalten sich Messungen der GJS-Proben linear (links oben). Der Vergleichswerkstoff zeigt dasselbe Verhalten (Stahl, rechts oben). Erst bei Betrachtung der Rissstartkräfte zeigen sich Unterschiede (untere Reihe). Gegenüber der Ausgleichsgerade (gepunktet) sind die Messpunkte der GJS-Einhüllenden deutlich zu geringeren Kraft und größeren Auf-

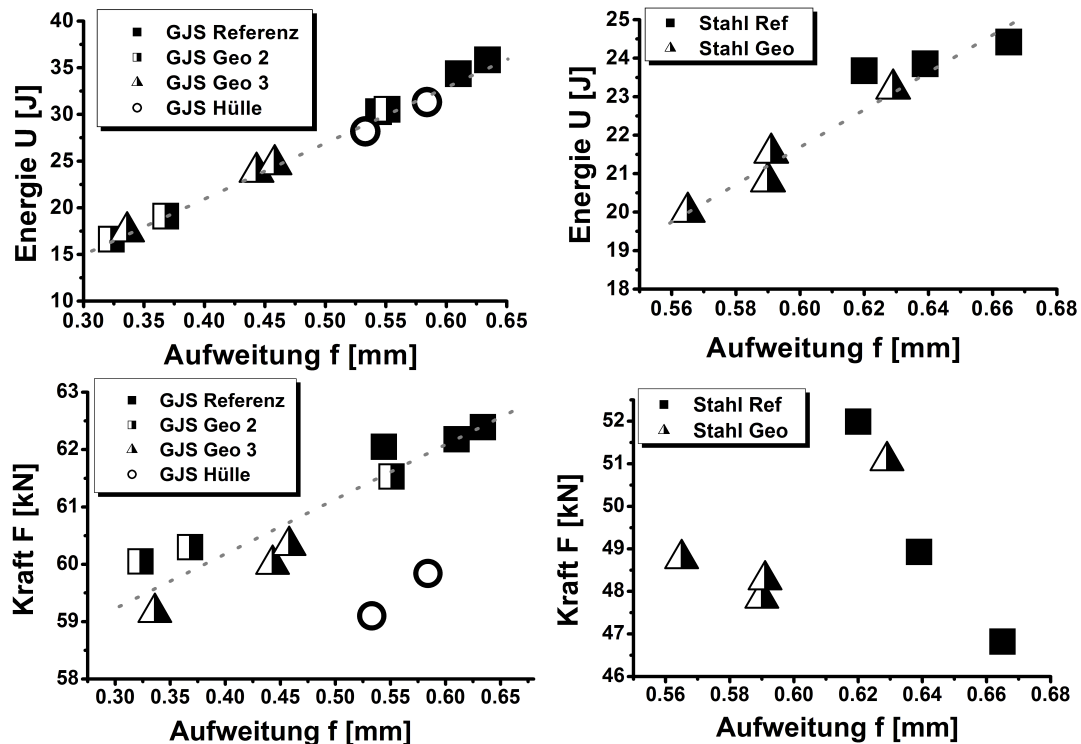


Abb. 4.17.: Vergleichende Rissstart-Betrachtung der Energie- und der Kraft-Aufweitungs-Werte bei Rissstart für EN-GJS-400 und S235-JR.

weitungswerten hin verschoben. Während die Geometrien untereinander lediglich geringe Abweichungen zeigen, fügen sie sich mit den Referenzmessungen zu einem Gesamttrend zusammen. Bereits die Kraft-Aufweitungskurven in Abb. 4.5 zeigten Abweichungen vom generellen Verformungsverhalten der Hüllen-Proben. Der Vergleich der Rissinitierungswerte verdeutlicht dieses Ergebnis. Bei dennoch geringerer Kraft durchlaufen die Proben mit durchgehender Bohrung höhere Rissaufweitungen bis zum Einsetzen des Risswachstums im Kerbgrund. Das plastische Fließen hat bei diesen Proben bereits frühzeitig eingesetzt. Für die Rissstartkräfte der Stahlproben kann hier keine Aussage getroffen werden; es wurden keine Hüllenproben für diesen Werkstoff untersucht.

4.4.2. Fehlerhaftes Gefüge als Oberflächenriss

Die Betrachtungsweise des fehlerhaften Gefüges als Oberflächenriss und die detailliertere Darstellung mittels Fehlergeometrien werden mit Hilfe der gekerbten Flachzugproben dargestellt. Hierfür wird ein Gedankenexperiment motiviert, mit dessen Hilfe die verschiedenen Betrachtungsweisen miteinander verglichen werden können.

4. Bruchmechanische Betrachtungen an SENT-Flachzugproben

Als Ausgangspunkt der Überlegungen wurde das Einsetzen des Risswachstums gewählt. Für das folgende Gedankenexperiment ist der Moment, wenn der fortschreitende Riss das Zentrum des geschädigten Bereichs erreicht essentiell, Abb. 4.18.

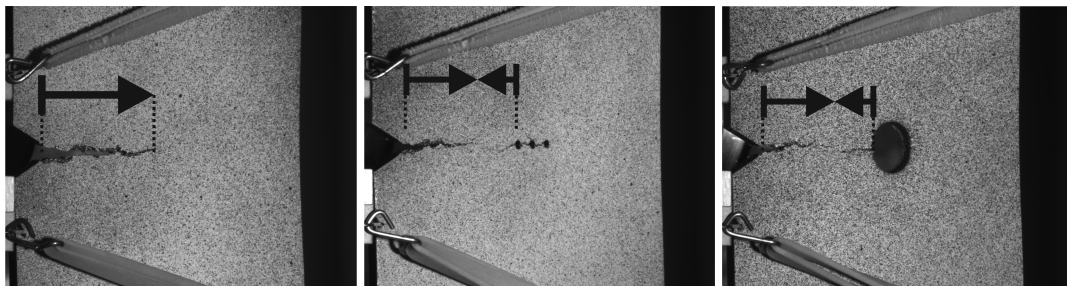


Abb. 4.18.: Rissfortschritt von Rissstart bis Probenmitte bei Referenzprobe (links). Im Falle einer eingebrachten Störung (mitte: Geometrie 2 und rechts: Einhüllende) wird die vollständige Trennung des Ligaments zwischen Kerb und Bohrung bestimmt.

Im Falle der ungestörten Referenzprobe bedeutet dies das Erreichen der Probenmitte (links). Dieser signifikante Zustand kann über die lateralen Probenabmessungen hinreichend genau bestimmt werden. Im Falle einer eingebrachten Bohrung startete der Riss zuerst im Kerbgrund. Bei zunehmender Belastung startete ein weiterer Riss ausgehend von der jeweiligen Bohrung. Beide Risse treffen sich, wie durch die Pfeile in der Abbildung angedeutet. Da die Störgeometrien in allen Fällen im Probenzentrum liegen, wird dieser Zustand im Folgenden ebenfalls als „Probenmitte“ betrachtet.

Für diesen Zustand wurden Aufweitung f des Dehnungsmessers, sowie die zugehörige Kraft F bei Erreichen der Probenmitte ermittelt. Durch Integration der Messkurve wurde die zugehörige Energie ermittelt. Die anschließende Subtraktion der Rissstartenergie U_{ini} liefert die Energie, die eine Probe von Rissstart bis zum Erreichen der Probenmitte benötigt.

Das zu untersuchende, fehlerhafte Gefüge wird konservativ durch einen Riss, ausgehend von der Oberfläche bis hin zum geschädigten Bereich, beschrieben, [9]. Mit obigen Überlegungen kann diese Annahme an den Ergebnissen der SENT-Proben quantifiziert werden. Abb. 4.19 zeigt die bei vollständiger Materialtrennung erreichten Aufweitungen, abzüglich der Aufweitung bei Erreichen der Probenmitte f_{Diff} .

Der absteigende Trend erklärt sich dadurch, dass bei der größeren Hüllenbohrung die Breite des Restligamentes kleiner ist, verglichen mit einer Geometriebohrung. Der Riss muss weniger Material auftrennen. Außerdem wurde die Energie U_{Diff} bestimmt, die die Probe absorbiert, um den Riss von der Probenmitte bis hin zur vollständigen Materialtrennung laufen zu lassen. Diese

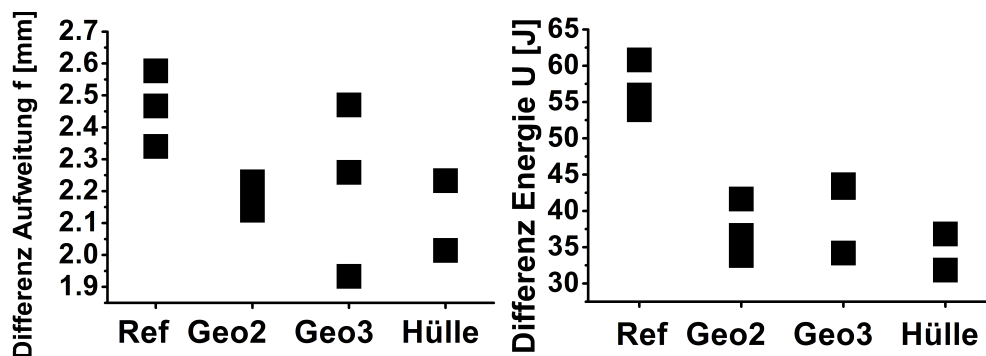


Abb. 4.19.: Aufweitung f_{Diff} und Energie U_{Diff} von Probenmitte bis Probenbruch

Energie nimmt mit dem Bohrdurchmesser ebenfalls ab und bestätigt den Trend der Aufweitung.

In Analogie zu einem Entlastungsversuchs bedeutet dies anschaulich die Probe in einem Gedankenexperiment zu ent- und erneut zu belasten, genau dann, wenn der Riss die Probenmitte, bzw. den fehlerbehafteten Bereich erreicht. Bei erneuter Belastung startet der Riss erneut und verläuft ausgehend von der Mitte zum Probenrand. In Abb. 4.20 sind die Messkurven der gekerbten Flachzugproben dargestellt. Die gestrichelte Linie (links oben) deutet obiges Gedankenexperiment am Beispiel der Referenzmessung an. Die Pfeile markieren den Verlauf eines gedachten Ent- und Wiederbelastungsversuchs. In allen Fällen startet das Risswachstum kurz nach Verlassen des Hookeschen Bereichs. Der starke Abfall der Messkurven von Geometrie- und Hüllenproben kann mit dem Loslaufen des zweiten Risses von der Bohrung in Richtung der Kerbe in Verbindung gebracht werden. Hierbei zeigen die Geometrieproben untereinander kaum Abweichungen. Der anschließende Kurvenverlauf gleicht der Referenzmessung, da hier das entsprechende Restligament gleich ist. So kann davon ausgegangen werden, dass sich die Auswirkungen auf das Rissausbreitungsverhalten vor Erreichen der Probenmitte beschränken.

4.4.3. Vergleichende Betrachtungen des fehlerhaften Bereichs im Hinblick auf einen Oberflächenrisses

Mit Hilfe des Gedankenexperiments des vorangegangenen Abschnitts kann die Betrachtungsweise des fehlerhaften Gefüges als Oberflächenriss mit der detaillierteren Beschreibung durch die Störgeometrien verglichen werden. Werkstoffmechanisch bedeutet dies die Analyse der Festigkeitskennwerte der gekerbten und ungekerbten Flachzugmessungen. Hierfür wurden die gekerbte, bis zur Probenmitte aufgerissene Referenzprobe und eine ungekerbte Geometrieprobe betrachtet. Abb. 4.21 zeigt diesen Vergleich am Beispiel der Geometrie 2. Die Messkurven (Mitte) zeigen, dass beide Betrachtungen stark abweichende

4. Bruchmechanische Betrachtungen an SENT-Flachzugproben

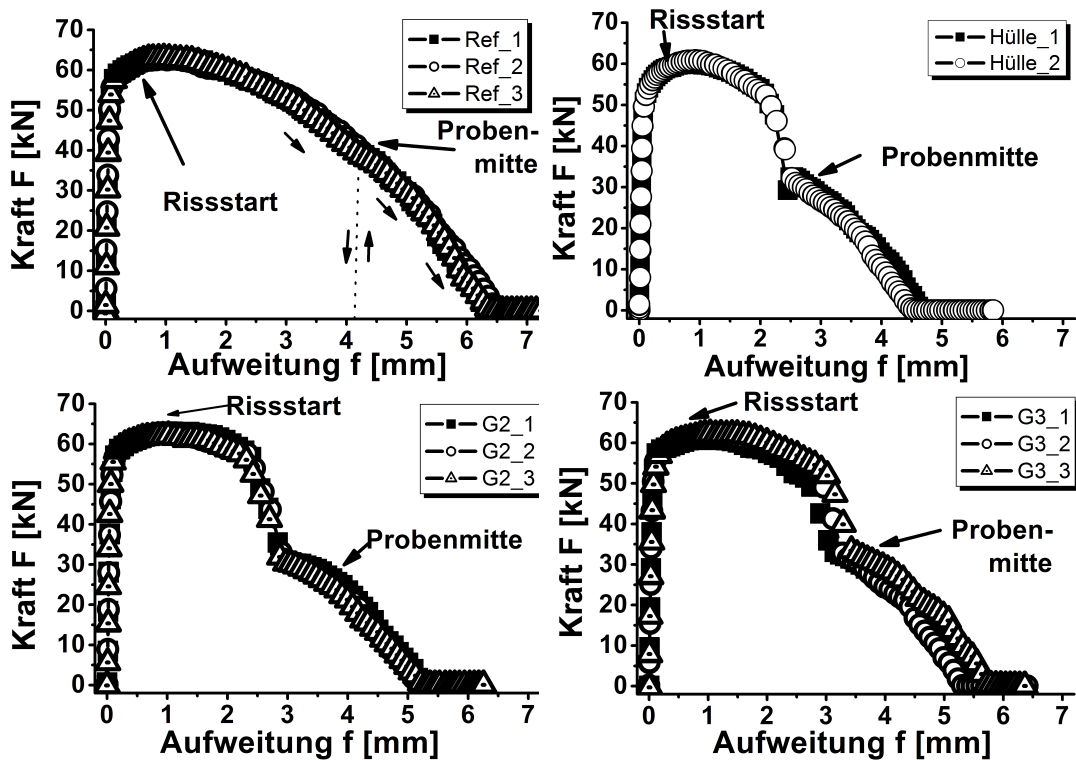


Abb. 4.20.: Messkurven der gekerbten Proben. Die Probenmitte markiert den Zeitpunkt der Messung, wenn der Riss die Probenmitte (Referenzmessung) bzw. die Bohrgeometrie (Geometrie- und Hüllenproben) erreicht, wie in Abb. 4.18 schematisch dargestellt. Am Beispiel der Referenzmessungen (links oben) ist schematisch eine gedachte Ent- und Wiederbelastung während des Versuchs (Compliance) eingezeichnet.

Kennwerte liefern.

Zur Darstellung der Messkurven wurde die Kraft F über den Maschinenweg s aufgetragen. Die Gegenüberstellung der „erneut“belasteten Referenzmessung und der Probe mit eingebrachter Störgeometrie zeigt Übereinstimmung der Geradensteigung im Hookeschen Bereich. Das Risswachstum setzt bei der mittig gerissenen Probe sofort ein, so dass hier kein Verfestigungsbereich existiert und die Probe so ihren Maximalwert bereits mit 35 kN erreicht hat. Dies entspricht einer Zugfestigkeit von circa 290 MPa bei einem Ausgangsquerschnitt von $B/2 \cdot d = 120 \text{ mm}^2$. Wohingegen die Probe mit Geometrie einen 21% höheren Wert aufweist. Jedoch erreicht die Probe bei vollständiger Materialtrennung den 3,5-fachen Wert der Probe mit Oberflächenriss. Somit kann davon ausgegangen werden, dass die Probe mit Geometrie wesentlich höhere Verformungskennwerte erreicht. Der Vergleich der Festigkeitseigenschaften beider Proben zeigt keine Übereinstimmung des Materialverhaltens.

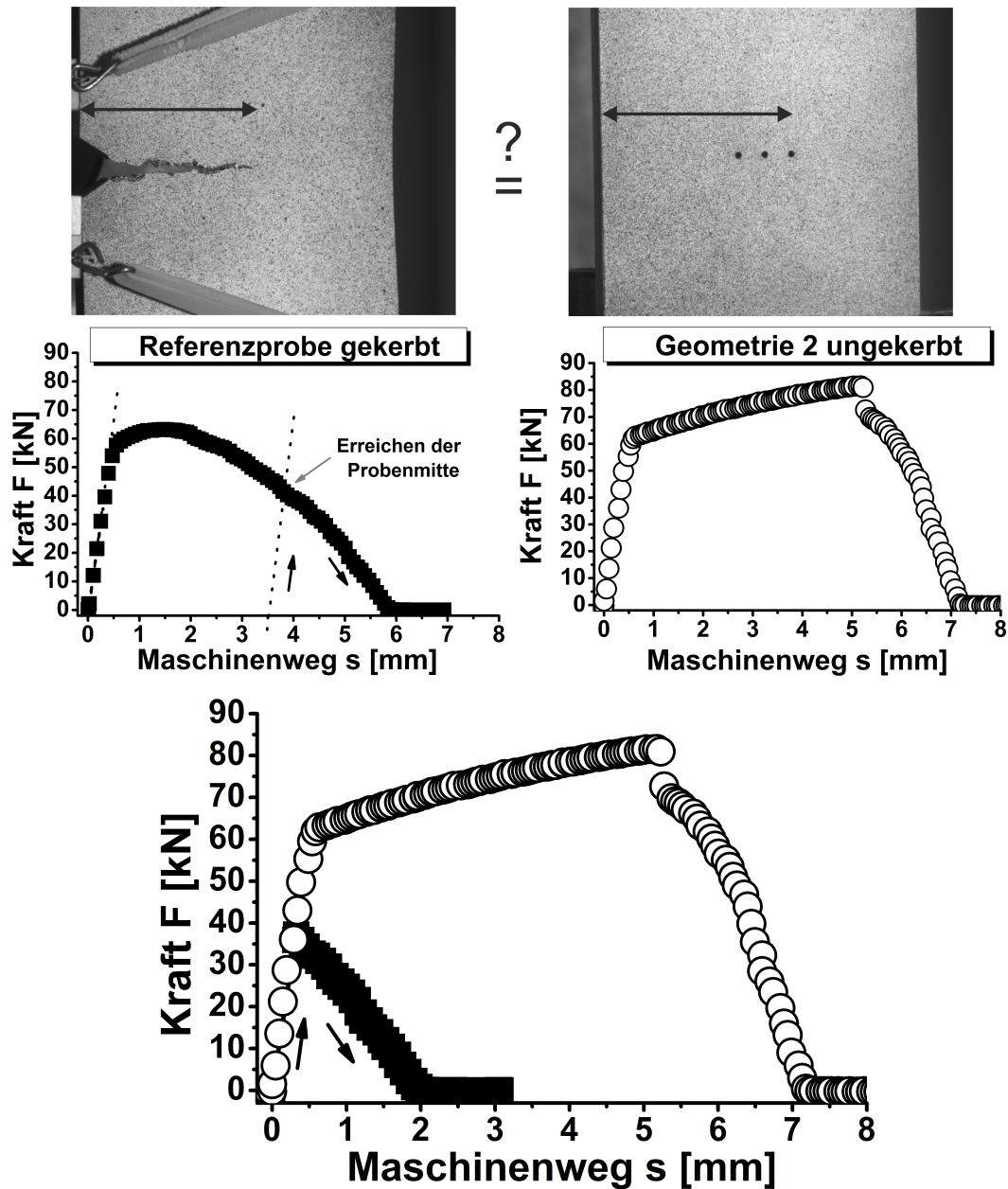


Abb. 4.21.: Vergleichende Betrachtung eines Oberflächenrisses mit dem fehlerhaften Gefüge am Beispiel der Geometrie 2. Oben: schematische Darstellung anhand der Proben. Mitte: zugehörige Einzelmesskurven. Unten: direkter Vergleich der Messkurven einer mittig angerissenen und einer ungekerbten Geometrie-2 Flachzugprobe.

4.4.4. Energetische Betrachtungen des fehlerhaften Bereichs im Hinblick auf bruchmechanische Kennwerte

Die kontinuumsmechanischen Grundlagen der Bruchmechanik erfordern die Existenz eines vorhandenen, scharfen Anrisses in unendlich ausgedehntem Material. Für die technische Umsetzung der Ermittlung bruchmechanischer Größen bedeutet dies definierte Probenabmessungen, sowie Mindestrisslängen und festgelegte Versuchsparameter. Obwohl die verwendeten SENT-Proben die genormten Forderungen der Bruchzähigkeits-Bestimmung nicht erfüllen, [38], lassen sich mit der verwendeten Vorgehensweise Aussagen bezüglich des untersuchten Materials und des Einflusses des fehlerhaften Gefüges treffen. Hierfür werden gekerbte, mittig angerissene Referenz- und gekerbte Geometrieproben betrachtet. In Anlehnung an das CTOD-Konzept [108], d. h. an den Rissöffnungsparameter δ_m wird das Probenverhalten energetisch betrachtet. δ_m stellt den Wert des CTOD beim Erreichen des Maximalkraftplateaus bei voll plastischem Materialverhalten dar, [44]. Die Messdaten für Aufweitung f_m bei Maximalkraft F_m können daher mit dem Parameter δ_m in Verbindung gebracht werden. Unterschiede in der aus Aufweitung und Kraft ermittelten Energie beschreiben daher die Auswirkungen auf die Bestimmung eines bruchmechanischen Kennwerts. So liefert die Analyse der Energien bei Erreichen des Maximalkraftplateaus eine Vergleichsmöglichkeit der Betrachtungsweisen des Gefüges als Oberflächenriss mit der Darstellung durch die detaillierteren Störgeometrien.

Abb. 4.22 zeigt diesen energetischen Vergleich bei einsetzendem Risswachstum für die Betrachtungsweisen des fehlerhaften Bereichs als Oberflächenriss (links) mit der detaillierten Betrachtung durch Einzelfehlstellen (rechts). Der Maximalwert der Kraft, sowie die zugehörige Aufweitung wurden anhand des Messschriebs bestimmt.

Die Messkurve der angerissenen Referenzprobe entspricht der Wiederbelastungskurve des Gedankenexperiments in Abb. 4.20 links oben. Sie weicht erheblich von der Messkurve einer Geometrie 2 (untere Reihe in Abb. 4.20) ab und verlässt den Hooke'schen Bereich bei 60% des Dehngrenzenwertes der Geometrieprobe. Die Referenzkurve hat ihr Kraftmaximum bereits weit vor dem betrachteten, wiederbelasteten Bereich erreicht, so dass dieser Kurventeil stetig abfällt bis zur vollständigen Materialtrennung. So erreicht die Betrachtung als Oberflächenriss eine Maximalkraft von 58% des Geometriewertes. Desweiteren bedeutend ist die um 55% geringere Aufweitung. Für die plastischen Gesamtenergie U_{pl} , ergibt sich für den Oberflächenriss eine Absenkung auf 22% des Geometriewertes, bei offensichtlich erheblich geringeren Dehnungswerten.

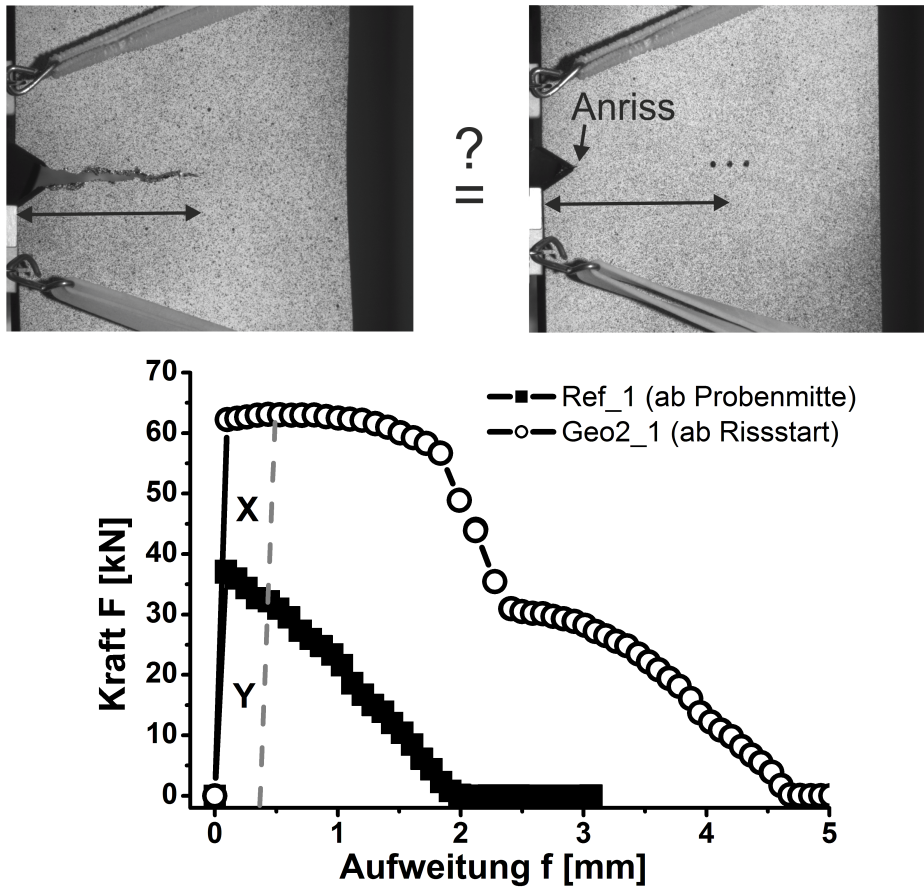


Abb. 4.22.: Vergleichende, energetische Betrachtung in Anlehnung an das CTOD-Konzept für einen Oberflächenriss und eine angerissenden Geometrie 2-Probe.

Im Hinblick auf eine bruchmechanische Betrachtung mittels des CTOD-Parameters δ_m werden Kraft und Aufweitung bei Erreichen des Maximalkraftplateaus betrachtet. Die zugehörige Fläche unter der Kurve ergibt sich durch Integration zu $X + Y = 29,821J$. Die gedanklich wiederbelastete Referenzmessung, die der Betrachtung als Oberflächenriss entspricht, wird bis zur selben Aufweitung integriert. Dies ergibt die von der Probe bis dahin absorbierte Energie $Y = 13,653J$. Der Vergleich dieser beiden Flächen bedeutet für ein fehlerhaftes Gefüge, dass in die bruchmechanische Bewertung des Werkstoffes ein um 40% verringerter Energiewert einfließt. Allgemein wird von einem linearen Zusammenhang auf die Ermittlung der Risswiderstandskurve, welche in die Auswertung des kritischen J-integrals einfließt, ausgegangen.

Fazit für die Betrachtung des fehlerhaften Gefüges als Einhüllende auf Basis der gekerbten Flachzugproben

Für die tatsächliche Ermittlung eines bruchmechanischen Kennwerts ist die Bestimmung des Rissfortschritts von essentieller Bedeutung. Zwar kann mit der verwendeten Methode der Rissfortschritt für eine bruchmechanische Auswertung nicht hinreichend genau bestimmt werden, jedoch kann der Rissverlauf auf der Probenoberfläche optisch mit hinreichender Genauigkeit ($\pm 0,5 \text{ mm}$) für eine qualitative Betrachtung des Werkstoffverhaltens analysiert werden. Für die untersuchten Proben wurden anhand von Kamerafotos der Probenoberfläche während des Versuchs die Rissverlängerung Δa bestimmt und die zugehörigen Kraft- und Aufweitungswerte ausgewertet; beginnend zum Zeitpunkt der Rissinitiation $\Delta a = 0 \text{ mm}$, d. h. wenn ohne merklichen Kraftanstieg Risswachstum einsetzt, bis hin zur vollständigen Materialtrennung, Abb. 4.23 links. Aufgetragen wurde hier die plastische Energie gegen die Rissverlängerung. Der hier abgezogene elastische Anteil ist jedoch gering und hat keinen Einfluss auf den generellen Kurvenverlauf. Es wurde lediglich der vom Kerbgrund ausgehende Riss vermessen. Im Falle der Geometrie- und Hüllenproben starten jedoch zusätzlich gegenläufige sowie jeweils von der ausgehenden Bohrung Risse. Diese wurden bei der Risslängenvermessung nicht berücksichtigt, da durch die multiple Rissinitiation eine hinreichend genaue Messung nicht möglich ist. Die Rissstarts an Geometrie- und Hüllenbohrung sind durch Pfeile angedeutet. Erst nach Vereinigung aller Risslängen stimmt die Darstellung wieder überein ($\geq 40 \text{ mm}$). Die Kurvensteigungen stimmen hier wieder überein.

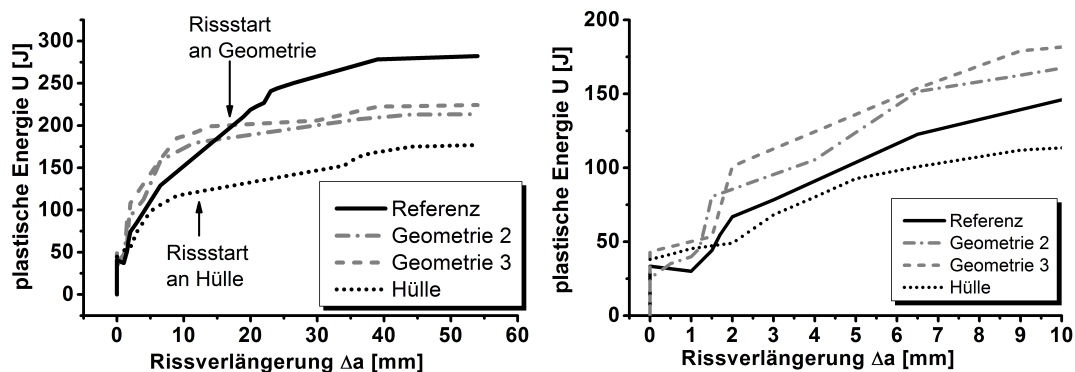


Abb. 4.23.: Energie-Rissverlängerung der gekerbten EN-GJS-400 Flachzugproben mit und ohne eingebrachter Störgeometrie im Rahmen vergleichender, energetischer Betrachtungen zur Bewertung des Einflusses der Störgeometrien auf das Materialverhalten.

Die vergrößerte Darstellung des Bereichs ab Rissstart bis 10 mm Rissverlängerung (rechts in der Abbildung) zeigt den, für eine bruchmechanische Auswertung wichtigsten Bereich. Für eine Rissverlängerung von 0 bis 1,5 mm zeigen die Messungen im Rahmen der Messgenauigkeit keine Unterschiede. Im weiteren

Verlauf zeigt das Risswiderstandsverhalten der Geometrieproben einen steileren Anstieg als Referenz- und Hüllenprobe. Ab einer Rissverlängerung von 10 mm (unterer Grenzwert aller untersuchten Proben) setzt das Risswachstum der gegenläufigen Risse ein. Somit können im Bereich $1,5 \text{ mm} \leq \Delta a \leq 10 \text{ mm}$ Aussagen getroffen werden. Wird für diesem Bereich eine J-Integralbestimmung durchgeführt, so ist zu erwarten, dass auf Grund der höheren Anfangssteigungen im Risswiderstandsverhalten die Geometrieproben ein geringeres kritisches J-Integral als das Ausgangsmaterial aufweisen. Bei fortschreitendem Riss ist der Energiezuwachs aller Proben ähnlich, d. h. die Anwesenheit einer Störstelle hat hier keinen Einfluss. Die Betrachtung des fehlerhaften Bereichs als Einhüllende liefert ein, im Vergleich zur Referenzmessung, erniedrigtes Risswiderstandsverhalten.

Die Unterschiede erklären sich dadurch, dass die, im Vergleich zur maschinellen Kerbe, größeren Kerbradien der Geometriebohrungen zum Risswiderstand beitragen. Somit absorbieren diese einen Teil der, dem eigentlichen Riss zugeschriebenen plastischen Energie. Dennoch startet auch hier der Riss im Kerbgrund der 60°-Kerbe. Erst nach Rissstart an den Einzellöchern der Geometrie kommt der geringere Restquerschnitt der Probe zum Tragen. Die Kurvensteigungen gleichen sich an; derselbe Zuwachs an Energie zum Vorantreiben des Risses muss aufgebracht werden bei jedoch niedrigerer Gesamtenergie.

Im Vergleich zu den Messungen an ungekerbten Flachzugproben (Kapitel 2) kann ausgesagt werden, dass auch im Hinblick auf eine bruchmechanische Betrachtung der Modellvorstellung als Einhüllende ein sehr konservatives Verhalten zu bescheinigen ist. Die Betrachtung als Oberflächenriss ist noch konservativer zu bewerten. Die Darstellung in Form von Einzelfehlergeometrien zeigen einen geringeren Einfluss auf das Probenverhalten. Insbesondere sind auch hier kaum Änderungen im linearen Bereich auszumachen. Größere Auswirkungen der Geometrien auf das Materialverhalten zeigten sich erst bei Betrachtung des plastischen Bereichs.

Die energetischen Überlegungen auf Basis der gekerbten Flachzugproben bestätigen dieses Verhalten. Während die Einhüllende über den gesamten Kurvenverlauf stark konservatives Verhalten zeigt, zeichnet der Verlauf der Risswiderstandskurve der Einzelgeometrien den Kurvenverlauf genauer nach. Die Betrachtung als Oberflächenriss zeigt überkonservatives Verhalten und zeichnet den Kurvenverlauf nicht nach.

Fazit für die Betrachtung des fehlerhaften Gefüges als Oberflächenriss auf Basis der gekerbten Flachzugproben

Anhand des Gedankenexperiments für einen angenommenen Oberflächenriss (siehe Abb. 4.20) soll nun die detailliertere Darstellung durch Einzelbohrungen anhand der Energie-Rissverlängerungs-Betrachtung erfolgen. Hierfür werden die Risswiderstandsverhalten zweier Geometrieproben mit dem der gedanklich wieder belasteten Referenzprobe verglichen, Abb. 4.24. Letzteres bestimmt sich aus der Rissverlängerung ab Probenmitte und dem Energiezuwachs ab diesem Zeitpunkt. Aufgetragen wurden jeweils nach Abzug des elastischen Anteils die plastischen Energien.

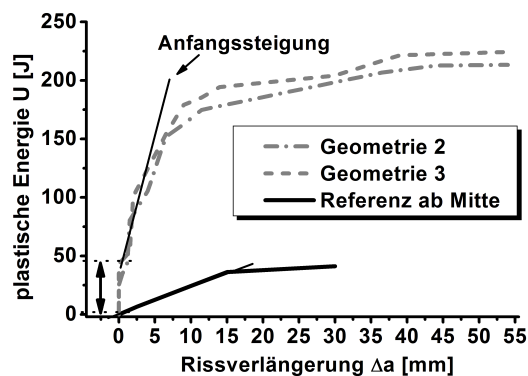


Abb. 4.24.: Vergleich der Energie-Rissverlängerung von der Betrachtungsweise als Oberflächenriss mit den detaillierteren Störgeometrien.

Erwartungsgemäß stimmen die Anfangssteigungen der Kurven, auf Grund der stark abweichenden Restligamente nicht überein. Ebenfalls weichen die jeweiligen Energien bei zunehmender Rissverlängerung zunehmend voneinander ab. Der vorhandene Oberflächenriss zeigt ein deutlich verringertes Risswiderstandsverhalten gegenüber der detaillierteren Betrachtung der Fehlergeometrien. Zwar kann anhand dieser Kurven eine J-Integralbestimmung nicht erfolgen, jedoch zeigen die Ausgleichsgeraden der Anfangssteigungen einen abweichenden Schnittpunkt mit der Ordinate. In Analogie zu einer SENB oder CT-Probe geht dieser Unterschied in die Bestimmung eines bruchmechanischen Kennwertes ein. (Doppelpfeil in Abb. 4.24). Dieses eindeutige Ergebnis bescheinigt der Betrachtung des fehlerhaften Bereichs als Oberflächenriss, dass in die bruchmechanische Bewertung des Werkstoffes ein Fehler entsprechend dieser Energiedifferenz eingeht. Die viel geringere Risswiderstandskurve führt so zu einem wesentlich geringeren kritischen J-Integralwert und das Material wird stark unterschätzt.

4.4.5. Betrachtung des fehlerhaften Gefüges mittels äquivalenter Risslänge im Gegensatz zu einem Oberflächenriss

Analog zum Beispiel der vorangegangenen Abschnitte wird im Folgenden gezeigt, dass ein Anriss der äquivalenten Länge d_A das Materialverhalten einer Probe mit eingebrachter Bohrung konservativ beschreibt. Diese Anrisslänge bestimmt sich aus der Größe der Einhüllenden des Lochbereichs. Den direkten Vergleich zeigt Abb. 4.25. Hierbei wird in einem Gedankenexperiment das fehlerhafte Material mit einem seitlichen Anriss der Länge d_H gemäß den Abmessungen der Einhüllenden versehen (oben), siehe auch Gleichung 2.1. Somit können eine SENT-Probe mit einer Flachzugprobe mit eingebrachter Lochgeometrie verglichen werden.

Die zugehörigen Messkurven zeigen im Hookeschen Bereich Übereinstimmung. Im weiteren Verlauf fällt die seitengekerbte Probe deutlich schneller ab. Im Hinblick auf mechanische Kennwerte zeigt die so erhältliche Überlagerung (unten) deutlich bessere Vereinbarkeit. Sie lässt im Gegensatz zur Betrachtung eines Oberflächenrisses (vgl. Abb. 4.21) eine genauere und dennoch konservative Beschreibung des tatsächlichen Materialverhaltens bei vorhandener Fehlergeometrie erwarten.

Für eine bruchmechanische Betrachtung ist das seitengekerbte Verhalten essentiell. Um das Verhalten einer angerissenen Geometrieprobe zu beschreiben wird eine ungestörte Probe mit der Anrisslänge $d_A = \text{Kerbtiefe } d_K + \text{Einhüllende } d_H$ belastet. Anschaulich bedeutet dies das Versetzen der Lochgeometrie in unmittelbare Nähe vor den Seitenkerb. Abb. 4.26 zeigt den direkten Vergleich sowie die zugehörigen Messungen. Zur Veranschaulichung der Auswirkungen der alternativen Anrisslänge $d_A = d_K + d_H$ ('alter.') sind zusätzlich zur Messung der Geometrieprobe ('Geo') die Messung der ungestörten SENT-Probe ('Referenz') sowie die Betrachtung als Oberflächenriss ('Mitte') aufgetragen.

Hierbei ist ersichtlich, dass die alternative Betrachtung der Geometrie in Form eines verlängerten Seitenrisses das Materialverhalten konservativ beschreibt ohne den Nachteil der Überkonservativität der Darstellung als Oberflächenriss. Für eine numerische Bestimmung der Auswirkungen (analog zu Abschnitt 4.4.4) auf einen bruchmechanischen Kennwert ist die Auflösung der Risslängenvermessung zu gering. Dennoch lässt sich aussagen, dass die Einflüsse der eingebrachten Störgeometrie durch die alternative Darstellung durch eine Ersatzanrisslänge auf Basis der Einhüllenden beschrieben werden. Es ist eine geringere Absenkungen eines bruchmechanischen Kennwertes als bei Beschreibung durch einen Oberflächenriss zu erwarten.

4. Bruchmechanische Betrachtungen an SENT-Flachzugproben

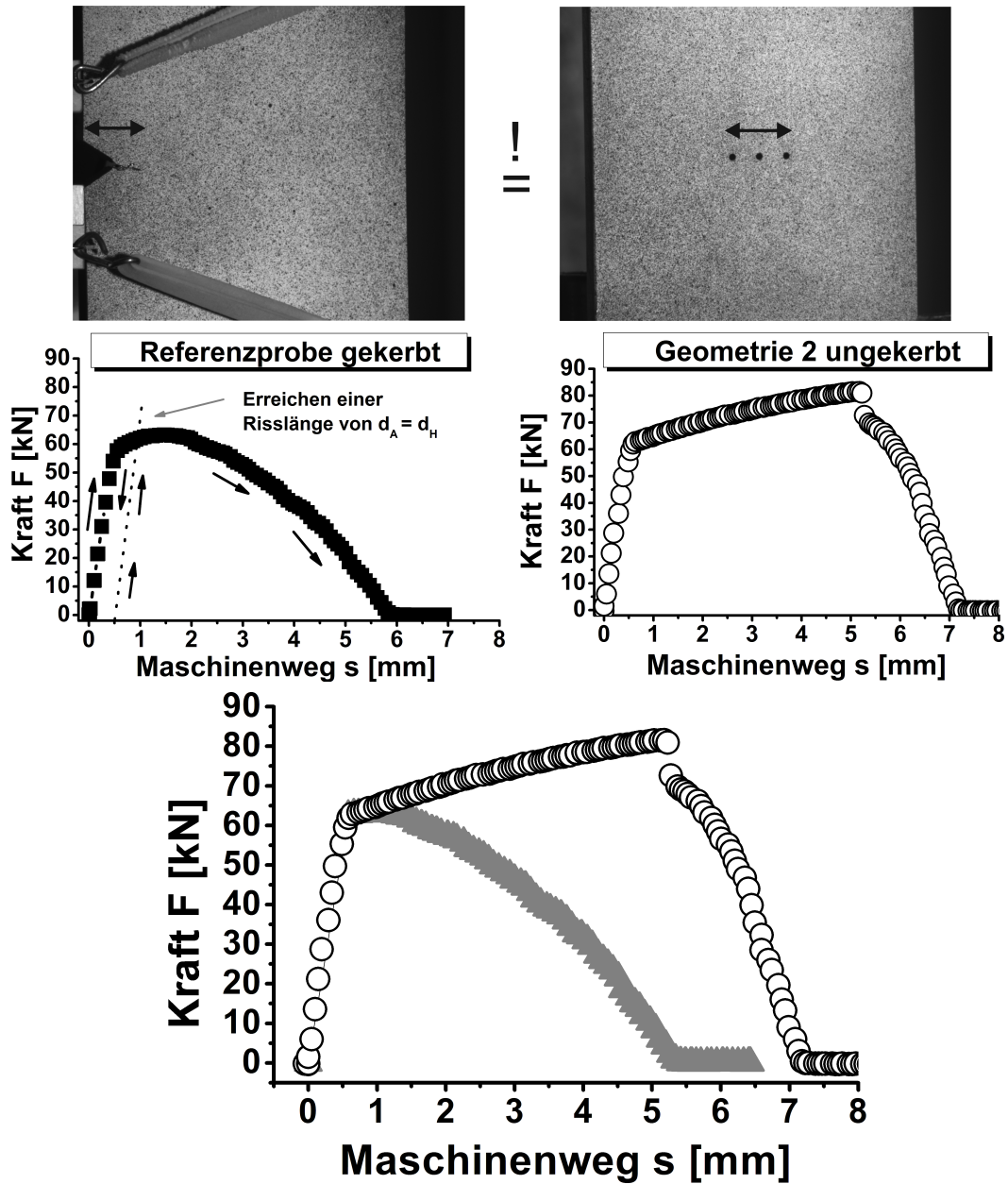


Abb. 4.25.: Alternative Betrachtung mittels einer Ersatz-Anrisslänge im Hinblick auf mechanische Kennwerte eines geschädigten Materials. Links: Anrisslänge in der Größe der Abmessungen des fehlerhaften Bereichs. Rechts: Material mit fehlerhaftem Bereich. Unten: Vergleich der zugehörigen Messkurven.

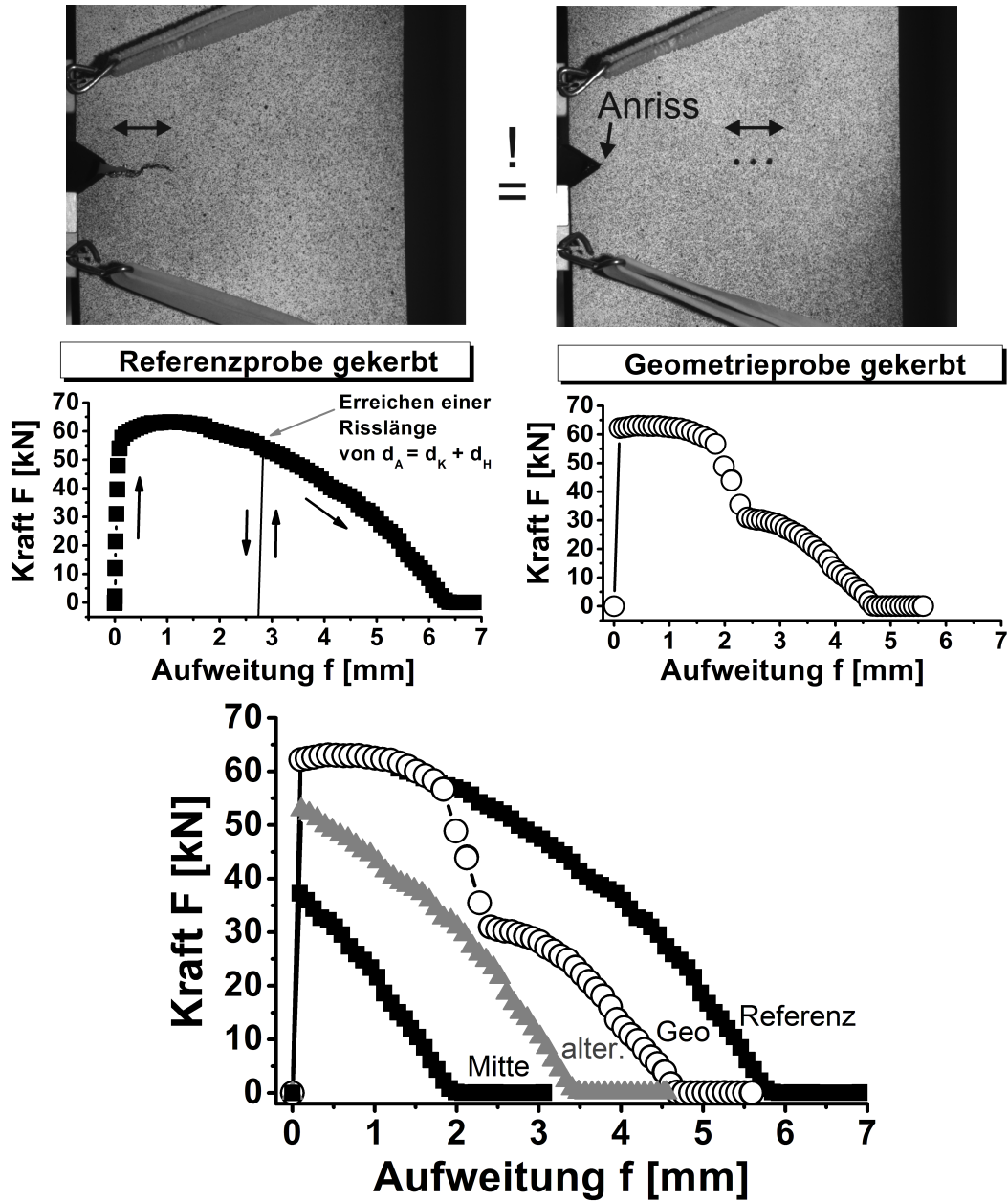


Abb. 4.26.: Alternative Betrachtung mittels einer Ersatz-Anrisslänge im Hinblick auf bruchmechanische Kennwerte eines geschädigten Materials. Links: Kerbe plus Anrisslänge in der Größe der Einhüllenden. Rechts: Seitengekerbte Probe mit fehlerhaftem Bereich. Unten: Vergleich der zugehörigen Messkurven.

Schlussbemerkungen

Die Wahl der SENT-Probenform erfolgte aufgrund der Möglichkeit verschiedene Lochgeometrien reproduzierbar in einen beliebigen Werkstoff einbringen zu können. Die im Vergleich zu Probengröße und -volumen geringe Dicke ermöglicht das Einbringen kleinster Bohrungen. Die üblichen Probenformen (CT, SENB oder zylindrische Zugprobe) bieten diesen Vorteil nicht. Ebenfalls kann die Probengröße stark variiert werden, ohne größere Abweichungen im generellen Materialverhalten, wie die Werkstoffcharakterisierung belegt.

Die Betrachtungen anhand dieser Probenform liefern somit neue Einblicke in das Materialverhalten mit eingebrachter Fehlergeometrie. Durch energetische Vergleiche können die Auswirkungen auf die Bestimmung eines bruchmechanischen Kennwerts beschrieben werden. Der alternative Lösungsvorschlag in Form einer Ersatz-Risslänge bietet die Möglichkeit das tatsächliche Materialverhalten bei eingebrachter Lochgeometrie ebenfalls konservativ aber genauer zu beschreiben. Die Ergebnisse dieser Herangehensweise am Beispiel des Werkstoffs EN-GJS-400 bestätigen das bisherige Verständnis des Werkstoffs.

Die Möglichkeit der optischen Auswertung des Rissfortschritts auf der Oberfläche stellt einen zusätzlichen und interessanten Aspekt zur J-Integralbestimmung dar. Die Methode ermöglicht so den Vergleich unterschiedlicher Betrachtungsweisen im Hinblick auf die Bruchzähigkeitsbestimmung. Für eine quantitative bruchmechanische Bewertung muss die Messgenauigkeit der Risslängenbestimmung optimiert und die Auswertemethode anhand einer Normprobe überprüft werden.

5. Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit wurde eine Methode zur Charakterisierung von Ungänzen in Gusseisen mit Kugelgraphit (EN-GJS-400) entwickelt. Hierfür wurden quasistatische Zugversuche bei Raumtemperatur an ungekerbten und gerkerbten Flachzugproben verschiedener Größen ($60 \cdot 4$ bzw. $15 \cdot 1 \text{ mm}^2$) durchgeführt. Das Probenmaterial besteht aus einem homogenen Gussgefüge und wurde einem dickwandigen Gussstück entnommen. Die Einzelfehler der Ungänze wurden klassifiziert und in Form von Bohrungen unterschiedlicher Größe ($d_{\text{Loch}} = 0,15$ bis 8 mm) in das ungeschädigte Material eingebracht. Im Rahmen von vergleichenden Betrachtungen wurde diese zweidimensionale, experimentelle Nachstellung mit einem weiteren duktilen Werkstoff mit ähnlichen Charakteristika (S235-JR) durchgeführt. Das Festigkeits- und Verformungsverhalten wurde jeweils bestimmt und auf die Auswirkungen der eingebrachten Störstellen hin untersucht. Zusätzlich wurde mittels digitaler Bildkorrelation das lokale Verformungsverhalten der Oberfläche bestimmt. Die Analyse zeigte adäquate Größenverhältnisse der Flachzugproben, so dass ein Einfluss von Randeffekten ausgeschlossen werden konnte. Weiterhin wurden fraktographische Untersuchungen zur mikrostrukturellen Charakterisierung durchgeführt. In Anlehnung an strukturmechanische Methoden wurde auf Basis des Verformungsverhaltens der Probenseitenflächen die Behandlung des fehlerbehafteten Bereichs als homogenisiertes Ersatzmaterial motiviert. Zudem konnten mit Hilfe strukturmechanischer Überlegungen allgemeine Aussagen über das strukturelle Verhalten der Flachzugproben gemacht werden. Die experimentellen Ergebnisse lieferten anschließend das Fließverhalten zur Beschreibung des geschädigten Bereichs mittels elastisch-plastischem und porös-plastischem Materialmodell. Die Validierung der Modellkombination erfolgte über eine 2D Finite Elemente Simulation der Zugversuche, die die reale Messung konservativ nachempfunden.

Eine weitere Zielsetzung der Arbeit war die Untersuchung des Einflusses der Störstellen auf bruchmechanische Kennwerte. Hierfür wurden die Versuche an den gekerbten Flachzugproben in Form einer energetischen Betrachtung im Hinblick auf eine J-Integral-Bestimmung ausgewertet.

Unter Berücksichtigung der Betrachtung des fehlerhaften Gefüges als durchgehende Störstelle bzw. als Oberflächenriss konnte durch vergleichende Betrachtungen gezeigt werden, dass sich der reale Fehler gutartiger verhält als die verschiedenen Betrachtungsweisen.

Im Folgenden werden die wichtigsten Ergebnisse der vorliegenden Arbeit zusammengefasst.

Abhängigkeit der Verfestigungs- und Verformungskennwerte von der eingebrachten Lochpopulation

- Bei allen getesteten Proben zeigte die Änderung der Kennwerte (z.B. die 0,2%-Dehngrenzen sowie die Zugfestigkeiten) erwartungsmäßig eine Abhängigkeit vom tragenden Restquerschnitt, wobei die genaue relative geometrische Position der Einzelfehlerbohrungen keine Rolle spielte. Die Stahl-Vergleichsmessungen bestätigten dies. Es zeigten sich jedoch messbare Unterschiede, ob es sich um mehrere Bohrungen handelte oder ob es sich um eine einzige Bohrung in der Größe der Summe der Bohrradien handelte. Erhebliche Unterschiede konnten bei Betrachtung der Einzelfehler als durchgehende Störstelle in der Größe der Einhüllenden festgestellt werden. Die kleinsten untersuchten Bohrdurchmesser (150 μm) zeigten hierbei einen Size-Effect.
- Die Bestimmung der Verformungskenngröße A und Z der Flachzugproben bestätigten die hohen Verformungskennwerte des Werkstoffs EN-GJS-400. Die Bruchdehnung A von Gusseisen und Stahl verhalten sich exponentiell abfallend. Es konnte ein Kriterium für eine Mindestbruchdehnung für jedes Material aufgestellt werden. Im direkten Vergleich zeigt die gleiche Reduktion des tragenden Restquerschnitts einen stärkeren Einfluß auf das Gusseisen.
- Das Werkstoffverhalten des Stahls S235-JR zeigt von EN-GJS-400 abweichendes Verhalten in Form einer ausgeprägten Streckgrenze. Diese zeigt zwar ebenfalls eine Abhängigkeit vom tragenden Restquerschnitt, jedoch variieren im untersuchten Bereich obere und untere Streckgrenzen nicht im selben Maße. Die Kraft bei Erreichen Zugfestigkeit variiert im selben Maß wie die Kraft bei oberer Streckgrenze.

Verformungsverhalten der Flachzugproben mit eingebrachter Lochpopulation

- Aus der lokalen Dehnungsmessung konnte das materialtypische Verformungsverhalten von EN-GJS-400 und S235-JR in Abhängigkeit zur relativen Position zu einem eingebrachten Defekt bestimmt werden. In Verbindung mit den globalen Kennkurven konnten so lokale Materialkennkurven erstellt werden, die den Einfluss der nahen Defekte berücksichtigen.
- Anhand von Gefügeschliffen wurden die Gefügeparameter bestimmt. Die fraktographischen Untersuchungen der Bruchflächen zeigten vollständig duktilen Bruchverhalten der Eisenmatrix. Eine 3D-Profilanalyse

zeigte ebenfalls keinerlei Abhängigkeit von den eingebrachten Bohrungen.

- Die Analyse der Probenseitenflächen lieferte Einblicke in das Rissausbreitungsverhalten von EN-GJS-400. Mit Hilfe strukturmechanischer Überlegungen konnte das generelle Verformungsverhalten erklärt und die Flachzugprobe mit eingebrachter Lochpopulation in unter- bzw. überbelastete Teilbereiche eingeteilt werden. Dies ermöglichte die Betrachtung des geschädigten Bereichs mittels des experimentell bestimmten lokalen Materialmodells.

Finite Elemente Analysen

- Unter Verwendung der erstellten porös-plastischen Materialmodelle bestätigt die Finite Elemente Nachbildung der Flachzugversuche die elastischen Konstanten und beschreibt den kompletten Versuchsverlauf konservativ.
- Hierbei stimmen die Ergebnisse der homogenisierten elastisch-plastischen Beschreibung des geschädigten Bereichs mit denen der expliziten Darstellung der Einzelfehlstellen überein. Diese Methode zeigt bei den Stahl-Vergleichsmessungen ebenfalls Koinzidenz.
- Die Einflüsse triaxialer Spannungszustände auf die Ergebnisse können vernachlässigt werden. Die Überprüfung im Dreidimensionalen zeigt keine wesentlichen Abweichungen.
- Die ermittelten lokalen Verformungen in unmittelbarer Lochumgebung bescheinigen dem Werkstoff eine höhere Verformbarkeit als global, bei Existenz eines geschädigten Bereichs, zu bestimmen ist.

Abschätzungen für bruchmechanische Kennwerte auf Basis energetischer Betrachtungen

- In die gekerbten EN-GJS-400-Flachzugproben konnte im Rahmen der erlaubten Höchstgrenzen kein Anriss eingebracht werden. Eine Belastung innerhalb dieser Grenzen erzeugt keine Änderungen der Fließkurven und Kennwerte.
- Der Riss startete bei allen Versuchen im Kerbgrund und breitete sich bis zur vollständigen Materialtrennung senkrecht zur Belastungsrichtung aus. Hierbei konnte der Rissstart mit Hilfe der digitalen Bildkorrelation exakt bestimmt werden.
- Die Rissstartkräfte der Referenzmessungen sowie der Messungen mit eingebrachter Lochpopulation zeigen dasselbe lineare Verhalten. Die Rissstartenergien der Einhüllenden sind zu niedrigeren Kraft-Aufweitungs-werten hin verschoben.

5. Zusammenfassung

- In Anlehnung an das CTOD-Konzept zur Bestimmung eines kritischen Rissöffnungsparameters wurden die energetischen Verhältnisse der untersuchten Proben untersucht und die Auswirkungen unterschiedlicher Modellvorstellungen auf eine Bruchzähigkeitsbestimmung beschrieben.

Der Vergleich des nachempfundenen Gussfehlers mit der Betrachtungsweise des fehlerhaften Bereichs als durchgehende Störstelle konnte als stark 'über'-konservativ bewertet werden. Ein Festigkeitsvergleich des Fehlers mit der Betrachtungsweise als Oberflächenriss bestätigte dies. Beide Vergleiche zeigten keine Vereinbarkeit des Materialverhaltens. Zur eingehenden Betrachtung wurde hierfür ein Ersatzmaterial kombiniert, welches für weitere Berechnungen verwendet werden kann. Bruchmechanische Vergleichsbetrachtungen bestätigten die 'über'-konservative Bewertung. Hier wurde eine Ersatzanrisslänge für eine alternative Betrachtung vorgeschlagen.

A. Anhang

A.1. Flachzugversuche - Festigkeit

Großproben	Bohrung [mm]	S_n [mm ²]	F_P [kN]	F_m [kN]	$R_{p,n}$ [MPa]	$R_{p,g}$ [MPa]	$R_{m,n}$ [MPa]	$R_{m,g}$ [MPa]
J1 R	-	240	62,32	90,92	259,67	259,67	378,83	378,83
J2 G1	9·1,2	225,6	61,46	81,23	272,43	256,08	360,06	338,46
J3 G2	3·1,2	225,6	62,87	81,54	278,68	261,96	361,44	339,75
J4 G3	3·1,2	225,6	61,69	80,76	273,45	257,04	357,98	336,5
Mittelwerte J2-J4			62,01	81,18	274,85	258,36	359,83	338,24
J5 G1	9·1	228	61,62	80,84	270,26	256,75	354,56	336,83
J6 G2	3·1	228	61,69	78,03	270,57	257,04	342,24	325,13
J7 G3	3·1	228	62,63	82,56	274,69	260,96	362,11	344
Mittelwerte J5-J7			61,98	80,48	271,84	258,25	352,97	335,35
J8 H	1·8	208	56,07	71,46	269,57	233,63	343,56	297,75

Tab. A.1.: Festigkeitskennwerte der GJS-Großproben aus statischen Flachzugversuchen bei Raumtemperatur mit einem Nettoquerschnitt von 60·4 mm² und einem Lochabstand von 5mm (Proben J2 bis J4) bzw. 3 mm (Proben J5 bis J7).

A. Anhang

Klein- proben	d_L [mm]	S_n [mm ²]	F_{p02} [kN]	F_{p1} [kN]	F_m [kN]	$R_{p02,n}$ [MPa]	$R_{p02,g}$ [MPa]	$R_{p1,n}$ [MPa]	$R_{p1,g}$ [MPa]	$R_{m,n}$ [MPa]	$R_{m,g}$ [MPa]
41 R	-	13,62	3,16	3,89	5,27	232,00	232,00	285,59	285,59	386,91	386,91
42 G1	3·0,15	13,22	3,74	4,06	4,67	282,82	274,34	307,01	297,81	353,14	342,56
43 G2	3·0,15	13,18	3,65	3,99	4,67	276,93	268,63	302,72	293,65	354,31	343,69
44 G3	3·0,15	13,22	3,34	3,99	4,96	252,66	245,09	301,83	292,79	375,20	363,97
21 R	-	13,68	3,70	4,04	5,31	270,52	270,52	295,38	295,38	388,23	388,23
22 G1	3·0,2	13,12	3,71	4,08	4,95	282,84	271,55	311,05	298,63	377,38	362,31
23 G2	3·0,2	13,18	3,72	4,04	4,48	282,31	271,08	306,60	294,40	339,99	326,46
24 G3	3·0,2	13,13	3,79	4,10	4,89	288,60	277,10	312,20	299,77	372,36	357,53
302 G1	3·0,3	12,60	3,67	4,03	4,67	291,22	273,76	319,79	300,62	370,58	348,36
303 G2	3·0,3	12,61	3,73	3,99	4,62	295,82	278,09	316,44	297,48	366,40	344,45
304 G3	3·0,3	12,64	3,70	4,07	4,87	292,67	275,16	321,94	302,68	385,22	362,17
305 G1	3·0,3	12,61	3,65	3,92	4,58	289,55	272,20	310,97	292,33	363,33	341,55
61 R	-	13,62	3,66	4,02	5,25	268,68	268,68	295,11	295,11	385,40	385,40
62 R	-	13,70	3,77	4,08	5,25	275,18	275,18	297,81	297,81	383,21	383,21
63 H	1·1,1	12,68	3,71	4,33	4,61	292,69	271,24	341,60	316,57	363,69	337,04
64 H	1·1,2	12,56	3,50	4,02	4,52	278,56	256,38	319,95	294,47	359,75	331,10
11 R	-	13,58	3,74	4,02	5,18	275,48	275,48	296,10	296,10	381,55	381,55
12 H	1·0,6	13,00	3,44	3,80	4,88	264,71	254,13	292,42	280,73	375,53	360,51
13 H	1·0,8	12,86	3,56	3,98	4,83	276,79	262,04	309,44	292,95	375,53	355,52
14 H	1·1,2	12,57	3,48	3,96	4,56	276,85	254,72	315,04	289,86	362,77	333,78
31 R	-	13,65	3,71	4,06	5,37	271,89	271,89	297,54	297,54	393,55	393,55
32 H	1·0,6	13,10	3,67	4,20	5,01	280,24	269,03	320,71	307,89	382,56	367,27
33 H	1·1	12,74	3,54	3,98	4,62	277,91	259,40	312,46	291,64	362,70	338,54
34 H	1·0,5	13,21	3,62	4,14	4,86	273,93	264,80	313,28	302,84	367,76	355,51
55 H	1·0,8	13,00	3,67	4,02	4,76	282,24	267,20	309,16	292,68	366,07	346,56
56 H	1·1	12,92	3,60	3,98	4,70	278,64	260,21	308,05	287,68	363,78	339,72
57 H	1·1,2	12,63	3,51	3,95	4,60	277,85	255,64	312,69	287,68	364,14	335,02
58 H	1·0,5	13,29	3,70	4,03	5,02	278,36	269,09	303,19	293,09	377,67	365,09

Tab. A.2.: Festigkeitskennwerte der GJS-Kleinproben aus statischen Flachzugversuchen bei Raumtemperatur mit einem Nettoquerschnitt von 15·1 mm² und einem Lochabstand vom dreifachen Lochdurchmesser.

Groß- proben	d_L [mm]	l_L [mm]	S_n [mm ²]	F_{eH} [kN]	F_{eL} [kN]	F_m [kN]	$R_{eH,n}$ [MPa]	$R_{eL,n}$ [MPa]	$R_{eH,g}$ [MPa]	$R_{eL,g}$ [MPa]	$R_{m,n}$ [MPa]	$R_{m,g}$ [MPa]
S1 G1	3·3	7	255	83,1	80,3	116,4	325,9	314,9	277	267,6	456,6	388,1
S2 R	-	-	300	94	89	130,3	313,3	296,7	313,3	296,7	434,3	434,3
S3 G1	3·1,5	10	277,5	91	87	125,9	327,9	313,5	303,3	290	453,7	419,7
S4 G1	3·1,5	5	277,5	91,5	89	128,5	329,7	320,7	305	296,7	463,1	428,3
S5 G1	3·1	3	285	90	89,8	127,7	315,8	315,1	300	299,3	448,1	425,7
S6 G2	3·1	3	285	91,5	89	126	321,1	312,3	305	296,7	442,1	420
S7 G3	3·1	<3	285	93,7	90,7	128,7	328,8	318,2	312,3	302,3	451,6	429
S7n G3	3·1	3	285	91	89,3	128	319,3	313,3	303,3	297,7	449,1	426,7

Tab. A.3.: Festigkeitskennwerte der Stahlvergleichsmessungen an S235JR bei Raumtemperatur mit einem Bruttoquerschnitt von 60 · 5 mm² bei jeweiligem Lochabstand l_L der Bohrungen mit dem Durchmesser d_L .

A.2. Flachzugversuche - Verformung

Groß- proben	Z [%]	S_0 [mm ²]	B_u [mm]	d_u [mm]	d_{Loch} [mm]	S_u [mm ²]	\bar{Z} [%]
J1	19,79	240	55	3,5	-	192,5	
J2	13,99	225,6	57,2	3,6	1,1	194,04	
J3	12,09	225,6	56,9	3,7	1,1	198,32	
J4	12,5	225,6			1,1	197,4	12,86 ± 1,00
J5	11,18	228	56,7	3,75	0,9	202,5	
J6	11,88	228	57	3,7	0,9	200,91	
J7	12,21	228			0,8	200,17	11,76 ± 0,53
J8	11,95	208	57,2	3,7	7,7	183,15	

Tab. A.4.: Brucheinschnürungen Z der GJS-Großproben bezogen auf die Nettoflächen

Groß- proben	L_t [mm]	L_{tu} [mm]	ΔL_t [mm]	L_u [mm]	$L_u - \Delta L_t$ = L_0 [mm]	A_{L_0} [%]	A_{L_t} [%]	\bar{A}_{L_0} [%]	\bar{A}_{L_t} [%]
J1	214	231,5	17,5	119	101,5	17,241	8,17757		
J2	214	221	7	109	102	6,863	3,271028		
J3	214	221	7	109	102	6,863	3,271028		
J4	214	221,5	7,5	109	101,5	7,389	3,504673	7,038	3,349
J5	210	218	8	113	105	7,619	3,809524		
J6	214	220	6,5	111	104,5	6,220	3,037383		
J7	214	222	8	113	105	7,619	3,738318	7,153	3,528
J8	214	220	6	109	103	5,825	2,803738		

Tab. A.5.: Bruchdehnungen A der GJS-Großproben bezogen auf die Messlänge L_0 sowie auf die Gesamtlänge L_t

Kleinproben	ΔL_t [mm]	A_{L_0} [%]	A_{L_t} [%]	Z [%]	Mittelwerte		
					$\overline{A_{L_0}}$ [%]	$\overline{A_{L_t}}$ [%]	\overline{Z} [%]
41 R	–	–	–	10,20905			
42 G1	2	10	3,33333	9,52893			
43 G2	2,19	10,95	3,65	14,65572	Ref		
44 G3	2,78	13,9	4,63333	12,84865	17,93	5,98	16,92
21 R	3,55	17,75	5,91667	14,09545	$\pm 1,12$	$\pm 0,37$	$\pm 3,45$
22 G1	2,1	10,5	3,5	10,15413			
23 G2	1,65	8,25	2,75	10,98694	$G_{150\mu}$		
24 G3	2,15	10,75	3,58333	12,66138	11,62	3,87	12,34
302 G1	1,96	9,8	3,26667	10,81859	$\pm 2,03$	$\pm 0,68$	$\pm 2,60$
303 G2	1,83	9,15	3,05	8,31672			
304 G3	2,3	11,5	3,83333	15,11758	$G_{200\mu}$		
305 G1	2,17	10,85	3,61667	12,47993	9,83	3,28	11,27
61 R	3,33	16,65	5,55	17,47048	$\pm 1,38$	$\pm 0,46$	$\pm 1,28$
62 R	3,55	17,75	5,91667	22,10843			
63 H	1,3	6,5	2,16667	13,48669	$G_{300\mu}$		
64 H	1,6	8	2,66667	13,38433	10,15	3,38	11,42
11 R	3,55	17,75	5,91667	13,45422	$\pm 1,21$	$\pm 0,40$	$\pm 3,44$
12 H	2,35	11,75	3,91667	12,93296			
13 H	2,325	11,625	3,875	13,21971	$H_{0,5mm}$		
14 H	1,65	8,25	2,75	11,19093	11,13	3,71	14,72
31 R	3,95	19,75	6,58333	17,45698	$H_{0,6mm}$		
32 H	2,2	11	3,66667	13,32498	11,38	3,79	13,13
33 H	1,85	9,25	3,08333	12,14454	$H_{0,8mm}$		
34 H	2,05	10,25	3,41667	15,21755	11,00	3,67	14,47
55 H	2,075	10,375	3,45833	15,71432	$H_{1,0mm}$		
56 H	2	10	3,33333	15,23912	9,63	3,21	13,69
57 H	1,9	9,5	3,16667	14,47971	$H_{1,2mm}$		
58 H	2,4	12	4	14,21448	8,88	2,96	12,84

Tab. A.6.: Verformungskennwerte der GJS-Kleinproben bezogen auf die Messlänge L_0 sowie die Gesamtlänge L_t . Die Brucheinschnürung Z wurde bezogen auf die Bruttofläche. Gemittelt wurde jeweils über alle Geometrien desselben Gesamtl Lochdurchmesser.

Groß- proben	ΔL_0 [mm]	A_0 [%]	$\Delta L_c = \Delta L_t$ [mm]	A_t [%]	Z [%]	
S1	15,3	17	16	8	50,71	
S2	31,3	34,8	32	16	52,67	Referenzprobe
S3	19,7	21,9	19	9,5	42,17	Geometrien
S4	20	22,2	20	10	31,74	
S5	18,5	20,6	20	10	35,14	
S6	18,5	20,6	18	9	32,07	
S7 ₂	20,8	23,1	21,5	10,8	32,97	
S7 ₃	20,8	23,1	21,5	10,8	32,91	
S7n ₂	19,5	21,7	20	10	32,97	Mittelwerte
S7n ₃	19,5	21,7	20	10	33,05	$\overline{A_{L_0}}$ $\overline{A_{L_t}}$ \overline{Z}
						[%] [%] [%]
						21,683 9,875 34,513

Tab. A.7.: Verformungskennwerte der Stahlvergleichsmessungen an S235 – JR bei einer Anfangsmesslänge $L_0 = 90$ mm und die Gesamtlänge der Probe von 200 mm. Der Index 2 bzw. 3 markiert wieviele Löcher der Geometrie betrachtet wurden. In die Mittelwertberechnung fließen lediglich die Werte mit dem Index 3 ein.

Groß- proben	$\bar{\epsilon}_{el}$ [10 ⁻⁴ /s]	$\bar{\epsilon}_{pl}$ [10 ⁻⁴ /s]	R_p [Mpa]	t_{el} [s]	A_{gt} [%]	t_{pl} [s]
J1	1,21795	4,89801	259,67	13	17,241	352
J2	1,38429	n.a.	272,43	12	6,863	n.a.
J3	0,999566	5,96783	278,68	17	6,863	115
J4	1,11158	5,24043	273,45	15	7,389	141
J2-J4	1,16515	5,60413	Mittelwert			
J5	1,49813	7,54356	270,26	11	7,619	101
J6	1,37485	8,18421	270,57	11	6,22	76
J7	1,52269	6,40252	274,69	9	7,619	119
J5-J7	1,46522	7,37710	Mittelwert			
J8	1,82634	9,39516	269,57	11	5,825	62

Tab. A.8.: Dehngeschwindigkeiten der GJS-Großproben

	$\bar{\dot{\epsilon}}_{el,02}$	$\bar{\dot{\epsilon}}_{el,1}$	$\bar{\dot{\epsilon}}_{pl,02}$	$\bar{\dot{\epsilon}}_{pl,1}$	Mittelwerte [$10^{-4}/s$]			
	[$10^{-4}/s$]	[$10^{-4}/s$]	[$10^{-3}/s$]	[$10^{-3}/s$]	$\bar{\dot{\epsilon}}_{el,02}$	$\bar{\dot{\epsilon}}_{el,1}$	$\bar{\dot{\epsilon}}_{pl,02}$	$\bar{\dot{\epsilon}}_{pl,1}$
41	1,89	1,45	–	–	Ref			
42	1,28	1,10	4,88	5,88	2,557	1,740	48,55	61,23
43	2,41	1,68	4,38	5,21	0,05122	0,1702	13,62	19,61
44	1,76	1,53	–	–	Geo _{150μ}			
21	2,36	1,50	3,17	3,48	1,859	1,410	46,30	55,45
22	2,54	1,90	3,86	4,38	0,5679	0,2906	3,536	4,738
23	2,61	1,56	6,16	9,17	Geo _{200μ}			
24	2,63	1,59	4,09	5,12	2,500	1,652	43,97	56,77
302	2,54	1,77	5,16	6,53	1,297	0,2139	15,66	30,59
303	2,41	1,93	4,82	5,55	Geo _{300μ}			
304	2,38	1,71	4,42	5,23	2,523	1,763	46,90	57,33
305	2,52	1,90	6,38	7,75	0,1114	0,1718	5,467	7,227
61	2,51	1,50	3,11	3,37				
62	2,21	1,65	3,61	3,66				
63	2,47	1,79	6,99	1,25				
64	2,61	1,76	5,26	7,27				
11	2,36	1,69	3,96	4,30				
12	2,67	2,23	3,93	4,2				
13	2,53	1,72	4,36	5,19	H _{0,5mm}			
14	2,60	1,81	4,67	0,61	2,710	1,857	50,05	63,70
31	2,50	1,70	3,2	3,43	H _{0,6mm}			
32	2,59	1,78	4,05	4,83	2,428	1,694	35,80	38,65
33	2,65	1,82	4,86	6,19	H _{0,8mm}			
34	2,53	1,76	4,88	6,11	2,597	1,998	44,05	51,55
55	2,54	1,80	4,71	5,67	H _{1,0mm}			
56	2,57	1,81	4,54	5,49	2,568	1,788	43,80	52,50
57	2,77	1,90	5,15	6,55	H _{1,2mm}			
58	2,77	1,98	3,59	3,97	2,552	1,765	44,50	53,40

Tab. A.9.: Dehngeschwindigkeiten der GJS-Kleinproben

A.3. Fraktographie und Verformungsverhalten

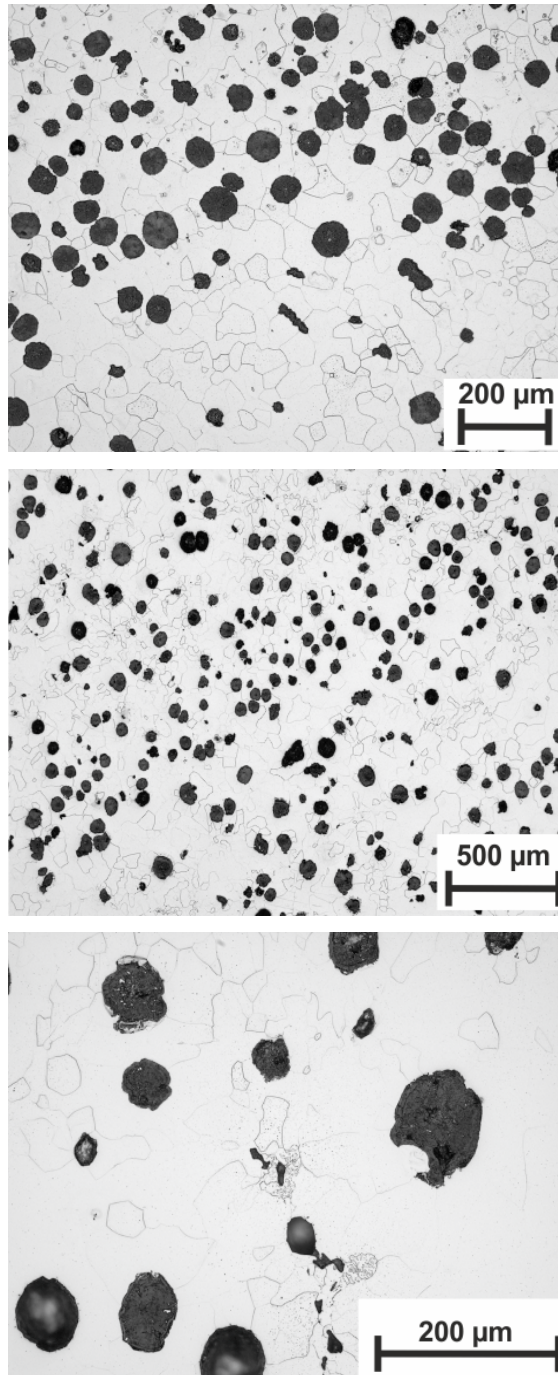


Abb. A.1.: Untersuchte Gefügeschliffbilder der EN-GJS-400 Großproben. Oben: Referenzprobe, mitte: Geometrie 2, unten: Geometrie 3 jeweils in unverformten Bereichen in hinreichend großem Abstand zur Bruchzone.

A. Anhang

Probe	Mittelwert Flächen [μm^2]	Standardabweichung Flächen [μm^2]	Summe Flächen [μm^2]	Mittelwert Längen [μm]	Standardabweichung Längen [μm]	Summe Längen [μm]
Ref	2427,27	1077,35	36409,04	49,29	29,56	739,32
Geo2	3442,11	2381,02	51631,61	49,25	13,59	738,7
Geo3	2617,63	2038,51	39264,44	46,62	19,19	699,34

Tab. A.10.: Korngrößen der EN-GJS-400 Großproben

Klasseneinteilung	von	bis	Ref unv. [#]	von	bis	Ref verf. [#]	Geo 2	Geo 3
	[μm]	[μm]		[μm]	[μm]		verf. [#]	verf. [#]
1	12	18,9	0	2	19,9	0	0	0
2	18,9	25,8	4	19,9	37,8	8	161	70
3	25,8	32,7	45	37,8	55,7	32	318	133
4	32,7	39,6	41	55,7	73,6	57	411	215
5	39,6	46,5	45	73,6	91,5	90	173	138
6	46,5	53,4	61	91,5	109,4	87	23	66
7	53,4	60,3	50	109,4	127,3	69	1	30
8	60,3	67,2	50	127,3	145,2	39	0	11
9	67,2	74,1	36	145,2	163,1	25	1	3
10	74,1	81	21	163,1	181	17	0	7
11	81	87,9	8	181	198,9	7	1	8
12	87,9	94,8	8	198,9	216,8	6	0	1
13	94,8	101,7	2	216,8	234,7	1	0	3
14	101,7	108,6	0	234,7	252,6	1	1	2
15	108,6	115,5	0	252,6	270,5	0	0	0
16	115,5	122,4	0	270,5	288,4	0	0	0
17	122,4	129,3	0	288,4	306,3	0	0	0
18	129,3	136,2	0	306,3	324,2	0	0	0
19	136,2	143,1	0	324,2	342,1	0	0	0
20	143,1	150	0	342,1	360	0	0	0

Tab. A.11.: Klasseneinteilung der Partikelgrößen der EN-GJS-400 Großproben

Probe Probe		Klasse	Form- faktor	Fläche [μm^2]	Durchmesser im Mittel [μm]	Abstand Nächster Nachbar [μm]
Ref unv.	MW	6,447439	0,78	1983,49	53,40	69,27
	STABW	2,39436	0,17	1218,90	16,19	19,25
Ref verf.	MW	6,100228	0,76	6351,47	102,11	113,92
	STABW	2,113011	0,13	4489,25	37,51	36,31
G2 verf.	MW	3,636697	0,86	2487,01	58,68	76,94
	STABW	1,078265	0,11	1547,63	23,72	27,30
G3 verf.	MW	2,44687	0,81	3896,69	73,23	93,95
	STABW	0,980447	0,13	4214,88	36,78	39,95

Tab. A.12.: Gemessene Gefügeparameter von EN-GJS-400 Großproben im unverformten und verformten Zustand.

A.4. Finite Elemente Simulationen der Flachzugversuche

Elastisch $E = 150 - 164 \text{ GPa } \nu = 0,272$			
Plastisch			
REFERENZ		GEOMETRIE	
σ_t [MPa]	$\varepsilon_{t,pl}$ [-]	σ_t [MPa]	$\varepsilon_{t,pl}$ [-]
241.676	0	168	0
254.213	0,0006	201	0,001
260.925	0,00133	230	0,002
264.368	0,00572	255	0,003
274,09	0,0101	263	0,004
287.009	0,01613	266	0,005
297.655	0,02075	269	0,0075
306.222	0,02483	271	0,01
314.814	0,02878	276	0,015
327.926	0,03503	280	0,02
340.892	0,04339	288	0,03
350.092	0,04927	295	0,04
364.272	0,05911	301	0,05
371.793	0,06541	305	0,06
377.812	0,07122	307	0,07
384.063	0,07658	310	0,08
393.114	0,08532	311	0,09
398.787	0,09155	312	0,1
405.704	0,09983	313	10
413.376	0,10885		
417.332	0,11399		
421.216	0,12063		
428,05	0,1315		
434.267	0,14158		
439.744	0,15153		
444.738	0,1611		
449.463	0,17166		
454.287	0,18062		
458,23	0,19012		
461.938	0,20077		
465.625	0,21044		
467.329	0,21582		
3972,13	10		
Porös-plastisch $q_1=1,5 \quad q_2=1 \quad q_3=2,25 \quad \rho=0,91139$			

Tab. A.13.: Verwendetes Materialmodell für EN-GJS-400 aus lokaler Dehnungsmessung.

A.4. Finite Elemente Simulationen der Flachzugversuche

Elastisch $E = 164 \text{ GPa } \nu = 0,272$			
Plastisch			
MPA Stuttgart		TU Freiberg	
σ_t [MPa]	$\varepsilon_{t,pl}$ [-]	σ_t [MPa]	$\varepsilon_{t,pl}$ [-]
366	0	250,5	0
402	0,0159	278,76	0,00795
419	0,02	304,98	0,01780
452	0,03	326,51	0,02756
472	0,0383	443,12	0,14642
499	0,0517	450,76	0,16352
531	0,0715		
544	0,0812		
555	0,0905		
580	0,1137		
606	0,1428		
634	0,1824		
658	0,22		
695	0,2939		
749	0,4334		
805	0,3295		
1377	9,992		
Porös-plastisch $q_1=1,5 \ q_2=1 \ q_3=2,25 \ \rho=0,91139$			

Tab. A.14.: Verwendetes Materialmodell aus Literaturdaten, [100, 103].

Elastisch $E = 210 \text{ GPa } \nu = 0,3$			
Plastisch			
REFERENZ		GEOMETRIE	
σ_t [MPa]	$\varepsilon_{t,pl}$ [-]	σ_t [MPa]	$\varepsilon_{t,pl}$ [-]
198,84429	0	312	0
226,95036	0,00320	312.1	0,0297
256,01241	0,01563	367.7	0,0502
311,20334	0,04970	400.4	0,0814
361,14417	0,07368	416	0,1102
400,43785	0,10138	1987	3
412,74820	0,12448		
416,58524	0,13016		
2287	3		

Tab. A.15.: Erstellte Materialmodelle der S235-JR-Vergleichsmessungen.

A.5. Bruchmechanik - Kennwerte

Probe	$F_{initial}$ [kN]	$f_{initial}$ [mm]	$U_{initial}$ [J]	F_{max} [kN]	f_{max} [mm]	U_{max} [J]	f_{∞} [mm]	U_{∞} [J]
Referenzmessung JK6								
JK61	62,05	0,544	30,29371	63,22	1,051	62,14421	6,407	282,3812
JK62	62,18	0,61	34,36699	62,73	0,918	53,5784	6,578	286,88572
JK63	62,39	0,634	35,84278	63,05	0,931	54,61976	6,493	282,30362
Mittelwerte JK6			33,50116			56,78079		283,85685
Geometrie 2 JK7								
JK71	61,53	0,551	30,5471	63,1	0,986	57,72256	5,344	216,53069
JK72	60,05	0,323	16,64305	62,76	1,044	61,22714	5,359	209,45173
JK73	60,3	0,368	19,09294	62,03	1,019	59,60471	5,344	206,7565
Mittelwerte JK7			22,09436			59,51814		210,91297
Geometrie 3 JK8								
JK81	59,16	0,336	17,45338	60,93	0,964	55,32089	5,569	222,37823
JK82	60	0,443	23,82594	61,74	1,074	62,2156	5,359	224,54853
JK83	60,33	0,458	24,63762	62,29	1,024	58,49082	6,024	242,33855
Mittelwerte JK8			21,97248			58,67577		229,75510
Einhüllende JK9								
JK91	59,1	0,533	28,18836	60,03	0,906	50,84931	4,878	177,92126
JK92	59,84	0,584	31,32693	60,94	0,905	50,76104	4,693	174,55412
Mittelwerte JK9			29,75765			50,80518		176,23769

Tab. A.16.: Kraft, Aufweitung und zugehörige Energie bei Rissstart (*initial*), bei maximaler Last (*max*) und bei vollständiger Probenrennung (∞) für GJS-400, sowie der jeweiligen Energiemittelwerte.

Probe	Kerbe	k	Einzelmessungen Anriss						
			a1	a2	a3	a4	a5	a6	a7
SK14	a	27,365	28,742	29,418	29,705	29,718	29,491	29,406	29,4812
	b	27,288	28,249	28,905	29,226	29,296	29,152	28,754	29,0161
	c	27,274	27,861	28,209	28,622	28,731	28,542	28,138	28,4207
	d	27,339	28,259	28,603	28,98	29,374	29,313	28,861	28,966
SK 13	a	27,737	27,633	27,943	27,99	27,976	27,995	27,737	27,9178
	b	27,323	27,834	28,291	28,595	28,542	28,359	28,161	28,3569
	c	27,401	29,171	29,698	29,948	29,882	29,562	29,162	29,6513

Tab. A.17.: Kerbtiefe und Vermessung der Anrisslänge der S235-JR Vergleichsmessungen

Abkürzungen und Symbole

Δa	Rissfortschritt
ΔL	Verlängerung
$\dot{\epsilon}_{el}$	elastische Dehngeschwindigkeit
$\dot{\epsilon}_{pl}$	plastische Dehngeschwindigkeit
ϵ_t	technische Dehnung
ρ	Dichte
σ	Spannung
σ_g	Brutto-Nennspannung bezogen auf Gesamtquerschnitt
σ_n	Netto-Nennspannung bezogen auf tatsächlichen Querschnitt
σ_t	technische Spannung
σ_t	wahre Spannung
σ_v	von Mises Vergleichsspannung
σ_w	wahre Spannung
σ_{nenn}	Nennspannung
ϵ	Dehnung
ϵ_{el}	elastische Dehnung
$\epsilon_{p,v}$	von Mises Vergleichsdehnung
ϵ_{pl}	plastische Dehnung
ϵ_w	wahre Dehnung
A	Bruchdehnung
a	Risslänge
a_0	Anfangsrisslänge
A_{gt}	Gesamtdehnung
B	Probenbreite
d	Probendicke
d_L	Lochdurchmesser
$d_{min,I}$	Mindestprobendicke für K_{Ic}
E	Elastizitätsmodul
F	Kraft
f	Aufweitung oder Schädigung/Porosität
f_c	kritische Porosität, Schädigung
f_f	Zielhohlraumvolumenanteil
f_K	Kerbfaktor
f_P	Formfaktor für innere Kerbwirkung
I_e, II_e, III_e	Invarianten des Deviators
I_s, II_s, III_s	Invarianten des Spannungstensors

J	J-Integral
J_c	kritisches J-Integral
J_i	J-Integral bei Rissinitierung
K	Spannungsintensitätsfaktor
K_c	allgemeine Risszähigkeit
K_{Ic}	Risszähigkeit im Modus I
L	Messlänge
L_0	Anfangsmesslänge
l_L	Lochabstand
n	Verfestigungsexponent nach Ramberg-Osgood
$r_{H,Geo1}$	Mindestradius der Einhüllenden für Geometrie 1
R_e	Streckgrenze
R_m	Zugfestigkeit
R_p	Dehngrenze
R_{eH}	obere Streckgrenze
R_{eL}	untere Streckgrenze
R_{eS}	Streckgrenze
$R_{p0,1}$	0,1%-Dehngrenze
S	Querschnittsfläche
S	Sekantenmodul
s	Weg
S_0	Ausgangsquerschnitt
S_{ges}	projizierte Gesamtfläche
S_{Pore}	projizierte Porenfläche
S_{gross}	Bruttoquerschnittsfläche, gross = engl. brutto
S_{net}	Nettoquerschnittsfläche, net = engl. netto
t	Zeit
U	Energie
U_{ini}	Rissstartenergie
U_{tot}	Gesamtenergie
$W - a$	Restligament bei Dreipunktbiegeproben
W	Probenbreite bei Dreipunktbiegeproben
$Y(a/B)$	geometriespezifische Korrekturfunktion
Z	Brucheinschnürung
BAM	Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung
CT	Compact Tension
DOM	Digitales Oberflächenmodell
EDZ	Ebener Dehnungszustand
EPBM	Elastisch-plastische Bruchmechanik
ESZ	Ebener Spannungszustand
FE	Finite Elemente
G 1, Geo 1	Geometrie 1
GJS	Gusseisen mit Kugelgraphit

GTN	Gurson-Tvergaard-Needleman-Modell
H oder Hülle ..	kurz für Einhüllende
LEBM	Linear-elastische Bruchmechanik
Mat-G3	Materialmodell auf Basis der Probe mit eingebrachter Geometrie 3
Mat-R	Materialmodell auf Basis der Referenzprobe
MW	Mittelwert
n.a.	nicht verfügbar
o.B.d.A.	ohne Beschränkung der Allgemeinheit
Ref	kurz für Referenz (/probe)
REM	Raster-Elektronen-Mikroskop
RVE	repräsentatives Volumenelement; kleinste Einheit in der Kontinuumsmechanik
SENB	Dreipunktbiegeprobe
SENT	Single-Edge-notched Tension
STABW	Standardabweichung
unverf./unv. ...	unverformter Zustand
verf.	verformter, gebrochener Zustand

Literaturverzeichnis

- [1] KURZ, W. ; FISHER, D. J.: *Fundamentals of solidification*. Trans Tech Publ., Uetikon-Zuerich, 4. Auflage, 1998.
- [2] HASSE, S.: *Einbringen von Legierungselementen in Gußeisen*. Giesserei-Praxis, 8:311–313, 2004.
- [3] HASSE, S.: *Gießerei-Lexikon*. Schiele und Schön, 17. Auflage, 1997.
- [4] FRENZ, H.: *Eigenschaften von ferritischem und ferritisch-perlitischem Gußeisen mit Kugelgraphit unter besonderer Beachtung des Bruchverhaltens*. Doktorarbeit, TU Berlin, 1991.
- [5] FRENZ, H.; ET. AL.: *BAM Forschungsvorhaben Nr. 01507 (Förderkennzeichen : KWA 79052): Sphäroguß als Werkstoff für Behälter zur Beförderung, Zwischen- und Endlagerung radioaktiver Stoffe. Untersuchungen zu alternativen Eignungsnachweisen. Fachband 3: Werkstoffuntersuchungen*, 1989-1992.
- [6] BAM, BUNDESANSTALT FÜR MATERIALFORSCHUNG UND PRÜFUNG: *Richtlinie für numerisch geführte Sicherheitsnachweise im Rahmen der Bauartprüfung von Transport- und Lagerbehältern*, BAM GGR 008, 2003.
- [7] BAM, BUNDESANSTALT FÜR MATERIALFORSCHUNG UND PRÜFUNG: *Leitlinie zur Verwendung von Gußeisen mit Kugelgraphit für Transport- und Lagerbehälter für radioaktive Stoffe*, BAM GGR 007. Amts- und Mitteilungsbl. 32 Nr. 4/2002 S.284, Juni 2002.
- [8] WIESER, K.; DROSTE, B.; HELMS R.; ZIEBS J.; HEMPTENMACHER J.: *Gußeisen mit Kugelgraphit als Werkstoff für Transport- und Lagerbehälter bestrahlter Brennelemente*. Amts- und Mitteilungsblatt der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM), 15(1):4–18, 1985.
- [9] BERGER, C.; BLAUDEL, J. G.; HODULAK L.; PYTTEL B.; VARFOLOMEYEV I.: *Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile*. VDMA-Verl., 3. Auflage, 2006.
- [10] HASSE, S.: *Duktiles Gußeisen : Handbuch für Gußerzeuger und Gußverwender*. Schiele und Schön, Berlin, 1996.

- [11] AURICH, D.; HELMS, R.; WIESER K.: *Das sicherheitstechnische Konzept der BAM für Sphärogußbehälter*. Amts- und Mitteilungsblatt der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM), 17(4):657–663, 1987.
- [12] GAUDIG, W.; MELLERT, R.; WEBER U.; SCHMAUDER S.: *Self-consistent one-particle 3D unit cell modell for simulation of the effect of graphite aspect ratio on Young's modulus of cast-iron*. Computational Material Science, 28:654–662, 2003.
- [13] BERNAUER, G. BROCKS, W. MÜHLICH U.; STEGLICH D. WERWER M.: *Hinweise zur Anwendung des Gurson-Tvergaard-Needleman-Modells*. Technischer Bericht, GKSS-Forschungszentrum Geesthacht, Dezember 1999.
- [14] GURSON, A. L.: *Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: part I – yield criteria and flow rules for porous ductile media*. ASME Journal of Engineering Materials and Technology, 99:2–15, 1977.
- [15] TVERGAARD, V. und A. NEEDLEMAN: *Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar*. Acta Metallurgica, 32(1):157–169, 1984.
- [16] PERRIN, G.; LEBLOND, J.-B.: *Accelerated void growth in porous ductile solids containing two populations of cavities*. International Journal of Plasticity, 16:91–120, 2000.
- [17] LEBLOND, J.-B.; PERRIN, G.: *A self-consistent approach to coalescence of cavities in inhomogeneously voided ductile solids*. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 47:1823–1841, 1999.
- [18] GROSS, D.; SEELIG, T.: *Bruchmechanik: Mit einer Einführung in die Mikromechanik*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 4., bearbeitete Auflage, 2007. Abschnitt 1.1.1.
- [19] BIRNBAUM, H.; DENKMANN, N.: *Taschenbuch der Technischen Mechanik*. Deutsch, 1. Auflage, 1997. S. 118 ff.
- [20] RIEHLE, M.; SIMMCHEN, E.: *Grundlagen der Werkstofftechnik*. Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Wiley-VCH, 2000.
- [21] DEUTSCHE, NORM: *DIN 10002-1:2001, Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur*, 2001.
- [22] BIRNBAUM, H.; DENKMANN, N.: *Taschenbuch der Technischen Mechanik*. Deutsch, 1. Auflage, 1997. S. 112 f.
- [23] ASHBY, M. F.; JONES, D. R. H.: *Ingenieurwerkstoffe - Einführung in ihre Eigenschaften und Anwendungen*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York Tokyo, 1986. S. 320.

- [24] SCHÜLE, M.: *Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Verhalten von Stählen unter schlagartiger Bestimmung*. Doktorarbeit, Universität Stuttgart, 2001.
- [25] BURTH, K. ; BROCKS, W.: *Plastizität : Grundlagen und Anwendungen für Ingenieure*. Vieweg, Braunschweig [u.a.], 1992. S. 20 ff.
- [26] GROSS, D.; SEELIG, T.: *Bruchmechanik: Mit einer Einführung in die Mikromechanik*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 4., bearbeitete Auflage, 2007.
- [27] BERNAUER, G. BROCKS, W. MÜHLICH U.; STEGLICH D. WERWER M.: *Hinweise zur Anwendung des Gurson-Tvergaard-Needleman-Modells*. Technischer Bericht, GKSS-Forschungszentrum Geesthacht, Dezember 1999. S. 19.
- [28] BERNAUER, G. BROCKS, W. MÜHLICH U.; STEGLICH D. WERWER M.: *Hinweise zur Anwendung des Gurson-Tvergaard-Needleman-Modells*. Technischer Bericht, GKSS-Forschungszentrum Geesthacht, Dezember 1999. S. 6.
- [29] GROSS, D.; SEELIG, T.: *Bruchmechanik: Mit einer Einführung in die Mikromechanik*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 4., bearbeitete Auflage, 2007. S. 306 ff.
- [30] TVERGAARD, V.: *Material failure by void growth to coalescence*. Adv. Appl. Mech., 27:83–147, 1990.
- [31] SIEGMUND, T.; BROCKS, W.: *Prediction of the work of separation and implication to modeling*. International Journal of Fracture, 99:97–116, 1999.
- [32] PILKEY, W. D. und D. F. PILKEY: *Peterson's stress concentration factors*. John Wiley, Hoboken, N.J, 3. Auflage, 2008. Abb. 1.4, S.7.
- [33] PILKEY, W. D. und D. F. PILKEY: *Peterson's stress concentration factors*. John Wiley, Hoboken, N.J, 3. Auflage, 2008. Kap. 1.
- [34] AURICH, D.: *Bruchvorgänge in metallischen Werkstoffen : Beiträge zur Werkstoffkunde und Werkstofftechnik*. Beiträge zur Werkstoffkunde und Werkstofftechnik. Werkstofftechn. Verl.-Ges., Karlsruhe, 1978. S. 22.
- [35] GROSS, D.; SEELIG, T.: *Bruchmechanik: Mit einer Einführung in die Mikromechanik*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 4., bearbeitete Auflage, 2007. S. 112.
- [36] BLUMENAUER, H. ; PUSCH, G.: *Technische Bruchmechanik*. Dt. Verl. für Grundstoffindustrie, Leipzig, 3., stark überarb. Auflage, 1993. S. 65.

- [37] BLUMENAUER, H. ; PUSCH, G.: *Technische Bruchmechanik*. Dt. Verl. für Grundstoffindustrie, Leipzig, 3., stark überarb. Auflage, 1993. S. 55 f.
- [38] ASTM, E399-90: *Standard Test Methods for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials (Reapproved 1997)*. American Society for Testing and Materials.
- [39] ANDERSON, TED L.: *Fracture mechanics : fundamentals and applications*. CRC Pr., Boca Raton u.a., 2. ed. Auflage, 1995.
- [40] MUNZ, D.; KELLER, H. P.: *Effect of specimen size on fracture toughness in the ductile brittle transition region of steel*. Fracture and Fatigue. Elastoplasticity, thin sheet and micromechanisms problems; Proceedings of the Third European Colloquium on Fracture, 3:105–117, 8-10 Sept. 1980.
- [41] ANDERSON, TED L.: *Fracture mechanics : fundamentals and applications*. CRC Pr., Boca Raton u.a., 2. ed. Auflage, 1995. S. 347.
- [42] RICE, J.R.: *A path independent integral and the approximate analysis of strain concentrations by notches and cracks*. J. Appl. Mech. Trans. ASME, 85:588, 1963.
- [43] ANDERSON, TED L.: *Fracture mechanics : fundamentals and applications*. CRC Pr., Boca Raton u.a., 2. ed. Auflage, 1995. Kap. 3, S. 103.
- [44] ASTM, E1820 99A: *Standard Test Method for measurement of Fracture Toughness*. American Society for Testing and Materials.
- [45] ANDERSON, TED L.: *Fracture mechanics : fundamentals and applications*. CRC Pr., Boca Raton u.a., 2. ed. Auflage, 1995. S. 119 u. 318.
- [46] 27306:2009, BRITISH STANDARD BS ISO: *Metallic materials. Method of constraint loss correction of CTOD fracture toughness for fracture assessment of steel components*, 2009.
- [47] ANDERSON, TED L.: *Fracture mechanics : fundamentals and applications*. CRC Pr., Boca Raton u.a., 2. ed. Auflage, 1995. S. 326 ff.
- [48] GDOUTOS, E. E.: *Fracture mechanics*. Springer, 2. Auflage, 2005. S. 174 ff.
- [49] MATTHECK, C.: *Denkwerkzeuge nach der Natur : alles ganz einfach ohne Formeln*. Karlsruher Inst. für Technologie, Karlsruhe, 1. Auflage, 2010. S. 32 u. 57.
- [50] MATTHECK, C. und K. BETHGE: *Ein Denkwerkzeug - Die Methode der Schubvierecke*. Konstruktionspraxis, 3:32–34, 2007.

- [51] KAPPEL, R.: *Zugseile in der Natur*. Doktorarbeit, Wissenschaftliche Berichte, FZKA-7313, Forschungszentrum Karlsruhe - Institut für Materialforschung, Juli 2007. S. 34f.
- [52] MATTHECK, C.: *Verborgene Gestaltgesetze der Natur*. Forschungszentrum Karlsruhe, 1. Auflage, 2006. S.24.
- [53] BIRNBAUM, H.; DENKMANN, N.: *Taschenbuch der Technischen Mechanik*. Deutsch, 1. Auflage, 1997. S. 116 f.
- [54] MATTHECK, C.; SÖRENSEN, J.; SAUER A.; TESARI I.: *Methode der Zugdreiecke. Eine graphische Methode zur Kerbformoptimierung*. Konstruktionspraxis, 10, 2005.
- [55] SÖRENSEN, J.: *Untersuchungen zur Vereinfachung der Kerbformoptimierung*. Doktorarbeit, Wissenschaftliche Berichte, FZKA-7397, Forschungszentrum Karlsruhe - Institut für Materialforschung, 2008.
- [56] KITTEL, C.; GRESS, J. M. [BEARB.]: *Einführung in die Festkörperphysik*. Oldenbourg, 12., vollst. / überarb. und aktualisierte Auflage, 1999. S. 25.
- [57] DEUTSCHE, NORM: *DIN 1563 (2005-10-00) Gießereiwesen - Gusseisen mit Kugelgraphit.*, Oktober 2005. Ersatz für DIN 1693.
- [58] ROOS, E.; MAILE, K.: *Werkstoffkunde für Ingenieure - Grundlagen, Anwendung, Prüfung*. Springer-Verlag, 3. Auflage, 2008. Kap. 6.
- [59] GORDON, J. E.: *Strukturen unter Stress*. Spektrum d. Wiss., 1989. S. 121 ff.
- [60] MORTIMER, C. E.; MÜLLER, U. [BEARB.]: *Chemie*. Thieme, übers. u. bearb. von Ulrich Müller / 6., völlig Neubearb. und erw. Auflage, 1996. S. 6.
- [61] GORDON, J. E.: *The New Science of Strong Materials or Why You Don't Fall Through the Floor*. Penguin Books, 2. Auflage, 1979. S. 240.
- [62] ASHBY, M.; JONES, D. R. H.: *Werkstoffe 2: Metalle, Keramiken und Gläser, Kunststoffe und Verbundwerkstoffe*. Elsevier, Spektrum Akademischer Verlag, 3. Auflage, 2007. S. 98 f.
- [63] ASHBY, M.; JONES, D. R. H.: *Werkstoffe 1: Eigenschaften, Mechanismen und Anwendungen*. Elsevier, Spektrum Akademischer Verlag, 3. Auflage, 2006. Kap. 2.
- [64] RADZIKOWSKA, J. M.: *Metallography and Microstructures of Cast Iron*. ASM International, Seiten 565 – 587, 2004.
- [65] LÖHE, D.: *Verformungsverhalten von ferritischem Gußeisen mit unterschiedlicher Graphitbildung*. Doktorarbeit, Universität Karlsruhe, 1980.

- [66] LÖHE, D.; VÖHRINGER, O.; MACHERAUCH E.: *Systematische Analyse der mikroplastischen Verformungsanteile bei einachsiger Zugbeanspruchung von ferritischem Gusseisen*. Z. Werkstofftech., 16:60 – 70, 1985. VCH Verlagsgesellschaft mbH, D-6940 Weinheim, 1985.
- [67] MILLIS, K. D.; PAUL, G. A.; BODEN P. N.: *Gray cast iron having improved properties*. United States Patent 2,485,761, United States Patent Office, 1949.
- [68] GROTE, K.-H. [HRSG.]: *Taschenbuch für den Maschinenbau*. Springer, 22. Auflage, 2007. Kapitel E 3.1.
- [69] RICHTER, R.: *Form- und giessgerechtes Konstruieren*. Dt. Verl. fuer Grundstoffindustrie, 3., überarb. Auflage, 1970. S. 31 ff.
- [70] MERKEL, M.; THOMAS, K.-H.: *Taschenbuch der Werkstoffe*. Fachbuchverl. Leipzig im Carl Hanser Verl., 6., verbesserte Auflage, 2003. S. 206 f.
- [71] HASSE, S.: *Hochfeste Gusseisen mit Kugelgraphit - moderne Werkstoffkonzepte mit maximalen Eigenschaftskombinationen*. Giesserei-Praxis, 9:323–332, 2005.
- [72] GROTE, K.-H. [HRSG.]: *Taschenbuch für den Maschinenbau*. Springer, 22. Auflage, 2007. Kapitel E 50.
- [73] ASHBY, M. F.; WANNER, A. [HRSG.]: *Material Selection in Mechanical Design*. Elsevier Spektrum Akademischer Verlag, hrsg. von Alexander Wanner und Claudia Fleck / Dt. Easy-Reading-Ausg., 1. Auflage, 2005. S. 147 u. 264.
- [74] *Fortschritte in der Herstellung und Anwendung von Gußstücken aus Gußeisen mit Kugelgraphit*, VDI-Bericht 469. Düsseldorf, 1983.
- [75] BOWE, K. H.; HORNBÖGEN, E.; STANZL ST.: *Definition, Messung und Anwendung bruchmechanischer Kennwerte von grauen Gußeisen*. Z. Werkstofftech., 16:333 – 343, 1985. VCH Verlagsgesellschaft mbH, D-6940 Weinheim, 1985.
- [76] REHMER, B.: *Bruchmechanische Bewertung*. Doktorarbeit, TU Bergakademie Freiberg, 1993.
- [77] WIESER, K. E.; DROSTE, B.; HELMS R.; ZIEBS J.; HEMPTENMACHER J.: *Gußeisen mit Kugelgraphit als Werkstoff für Transport- und Lagerbehälter bestrahler Elemente*. Amts- und Mitteilungsblatt der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM), 15(1):4 – 18, 1985.

- [78] INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY, (IAEA): *Regulations for the Safe Transport of Radioactive Material*. 1996 Edition (Revised), Regulations No. TS-R-1 (ST-1, Revised), IAEA, Wien, 2000.
- [79] INTERNATIONAL ATOMIC ENERGY AGENCY, (IAEA): *Advisory Material for the IAEA Regulations for the Safe Transport of Radioactive Material*,. Draft Safe Transport IAEA Safety Guide TS-G-1 .1 (ST-2), IAEA, Wien, 2002.
- [80] ROOS, E.; EISELE, U.: *Ermittlung von Bruchmechanikkennwerten zur Bauteilbewertung*. Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart , 70569 Stuttgart.
- [81] KLÖPPER, F.: *Untersuchungen zur Zerspanbarkeit von austenitisch-ferritischem Gusseisen mit Kugelgraphit (ADI)*. Doktorarbeit, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 2006.
- [82] GOTTSTEIN, G.: *Physikalische Grundlagen der Materialkunde*. Springer, 1998. Kap. 8.5.
- [83] *Persönliche Kommunikation; Tragsdorf, I.; Siempelkamp Nukleartechnik GmbH*.
- [84] DEUTSCHE, NORM: *DIN 583-1 (1998-12-00) Zerstörungsfreie Prüfung - Ultraschallprüfung - Teil 1: Allgemeine Grundsätze*, 1998.
- [85] HARRER, B.; KASTNER, J.; KOTTAR A.; DGISCHER H.P.: *Charakterisierung von Inhomogenitäten in metallischen Gusswerkstoffen mittels 3D-Röntgen-Computertomographie*. In: *DGZfP-Berichtsband BB 104 - CD*. ISBN: 978-3-931381-98-1, Deutsche Gesellschaft für zerstörungsfreie Prüfung e.V., Jahrestagung 2007, Vortrag 94.
- [86] FLISCH, A.; WYSS, P.; LÜTHI T.; THIERRY R.; MICELIL A.; HOFMANN J.: *Möglichkeiten der Industriellen Röntgen-Computertomografie für Wirtschaft und Wissenschaft*. In: *Industrielle Computertomografie Tagung, 26.-28. Februar 2008*. ISBN: 978-3-8322-6949-4, Shaker Verlag 2008.
- [87] BERGER, C.; BLAUDEL, J. G.; HODULAK L.; PYTTEL B.; VARFOLOMEYEV I.: *Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile*. VDMA-Verl., 3. Auflage, 2006.
- [88] BERGER, C.; BLAUDEL, J. G.; HODULAK L.; PYTTEL B.; VARFOLOMEYEV I.: *Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile*. VDMA-Verl., 3. Auflage, 2006.
- [89] DEUTSCHE, NORM: *DIN 10002-1:2001, Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur*, 2001.

- [90] DEUTSCHE, NORM: DIN EN 10027-1 (2005-10-00), *Bezeichnungssysteme für Stähle - Teil 1: Kurznamen; Deutsche Fassung EN 10027-1:2005.*
- [91] DEUTSCHE, NORM: DIN EN ISO 945-1:2008 + AC:2010 (ISO 945-1:2008 + Cor. 1:2010), *Mikrostruktur von Gusseisen - Teil 1: Graphitklassifizierung durch visuelle Auswertung*, 2008.
- [92] DEUTSCHE, NORM: DIN EN ISO 945-1:2008 + AC:2010 (ISO 945-1:2008 + Cor. 1:2010), *Mikrostruktur von Gusseisen - Teil 1: Graphitklassifizierung durch visuelle Auswertung*, 2008.
- [93] AURICH, D.: *Bruchvorgänge in metallischen Werkstoffen : Beiträge zur Werkstoffkunde und Werkstofftechnik.* Beiträge zur Werkstoffkunde und Werkstofftechnik. Werkstofftechn. Verl.-Ges., Karlsruhe, 1978. S. 107.
- [94] PILKEY, W. D. und D. F. PILKEY: *Peterson's stress concentration factors.* John Wiley, Hoboken, N.J, 3. Auflage, 2008.
- [95] AURICH, D.: *Bruchvorgänge in metallischen Werkstoffen : Beiträge zur Werkstoffkunde und Werkstofftechnik.* Beiträge zur Werkstoffkunde und Werkstofftechnik. Werkstofftechn. Verl.-Ges., Karlsruhe, 1978.
- [96] AURICH, D.: *Bruchvorgänge in metallischen Werkstoffen : Beiträge zur Werkstoffkunde und Werkstofftechnik.* Beiträge zur Werkstoffkunde und Werkstofftechnik. Werkstofftechn. Verl.-Ges., Karlsruhe, 1978. S. 86.
- [97] LÖHE, D.: *Verformungsverhalten von ferritischem Gusseisen mit unterschiedlicher Graphitbildung.* Doktorarbeit, Universität Karlsruhe, 1980.
- [98] KURZ, U.; HINTZEN, H.; LAUFENBERG H.: *Konstruieren, Gestalten, Entwerfen.* Vieweg+Teubner, 4., erw. Auflage, 2009. Kap. 3.3.
- [99] WEISSBACH, W.; DAHMS, M.: *Aufgabensammlung Werkstoffkunde und Werkstoffprüfung.* Vieweg, 7., aktualisierte und ergänzte Auflage, 2006. Kap. 6.
- [100] KLENK, A.; SCHÜLE, M.: *Forschungsvorhaben 1500 825 - Rißverhalten bei dynamischer Beanspruchung, Forschungsbericht, MPA-Auftragsnummer 8710 02 000 Teil 1.* Technischer Bericht, Staatliche Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart, 1994.
- [101] CHELL, G. G.; CURRY, D. A.: *Developments in fracture mechanics-2. The Mechanics and Mechanisms of Fracture in Metals.* Applied Science Pub. Ltd., 1981. Edited by G. G. Chell, S. 81.

- [102] MATTHECK, C.; BETHGE, K.; SAUER A.; SÖRENSEN J.; WISSNER C.; KRAFT O.: *About cracks, dunce caps and a new way to stop cracks*. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, 32:484–492, June 2009.
- [103] LUDWIG, A.: *Bestimmung dynamischer Rissinitiierungskennwerte für duktilen Gusseisen (DCI) - DYNTEST, unveröffentlicht*. Technischer Bericht, Technische Universität Bergakademie Freiberg, 2006.
- [104] TVERGAARD, V.: *Material Failure by Void Growth to Coalescence*. Advances in Applied Mechanics, 27:83–151, 1990.
- [105] *Abaqus/CAE Version 6.9, User Documentation, Dassault Systems, 2009*.
- [106] THOMAS, S.: *Konstitutive Gleichungen und numerische Verfahren zur Beschreibung von Verformung und Schädigung*. Doktorarbeit, Technische Universität Darmstadt, 2001.
- [107] BLUMENAUER, H. ; PUSCH, G.: *Technische Bruchmechanik*. Dt. Verl. für Grundstoffindustrie, Leipzig, 3., stark überarb. Auflage, 1993. S. 170.
- [108] ASTM, E1290-99: *Standard Test Method for Crack-Tip Opening Displacement (CTOD) Fracture Toughness*. American Society for Testing and Materials.

Lebenslauf

Persönliche Daten

MARTINA SUTY

geb. am 19.09.1980 in Bad Säckingen

ledig

Schul- und Berufsbildung

seit 01/2008	Wissenschaftlicher Hilfskraft (Doktorand) am Institut für Angewandte Materialien (IAM) unter der Leitung von Prof. Oliver Kraft, Karlsruher Institut für Technologie (ehemals Institut für Materialforschung II des Forschungszentrum Karlsruhe)
10/2006-04/2007	Wissenschaftlicher Hilfskraft in den Arbeitsgruppen von Prof. Elke Scheer und Prof. Manfred Schatz im Fachbereich Physik der Universität Konstanz.
06/2005-08/2006	Diplomarbeit in der Arbeitsgruppe von Prof. Elke Scheer im Fachbereich Physik der Universität Konstanz. Thema: Untersuchungen zum spinabhängigen Transport an Nanodrähten unter Einfluss von gekoppelten Ferromagneten.
05/2006	Diplomprüfung im Studiengang Physik
04/2004-09/2004	Auslandssemester in der Arbeitsgruppe von Prof. Jan v. Ruitenbeek im Institut für Physik der Universität Leiden, Niederlande Thema: Stretching dependence of the vibration modes of a single-molecule Pt-H ₂ -Pt bridge.
10/2000-08/2006	Studium der Physik an der Universität Konstanz
06/2000	Abitur am Hochrhein-Gymnasium in Waldshut-Tiengen