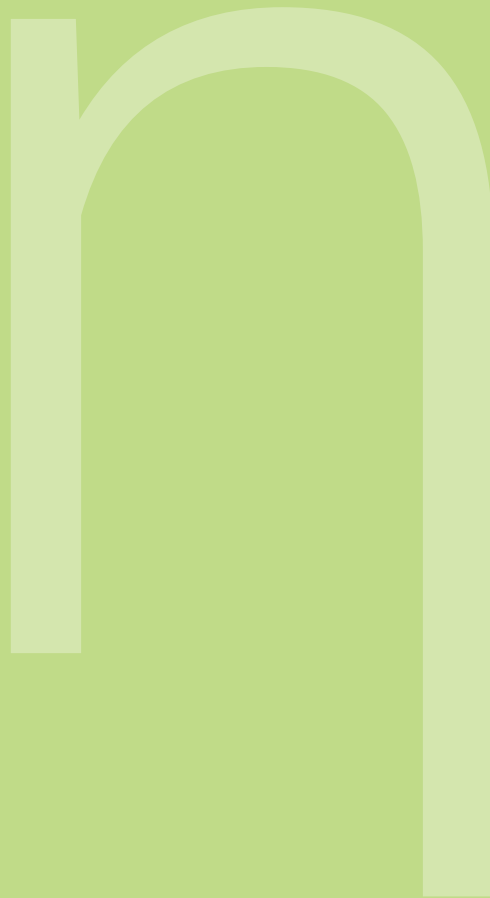


FAT-Schriftenreihe 332

Charakterisierung und Modellierung des Versagensverhaltens von
Komponenten aus duktilem Gusseisen für die Crashsimulation



Charakterisierung und Modellierung des Versagensverhaltens von Komponenten aus duktilem Gusseisen für die Crashsimulation

**Fraunhofer-Gesellschaft e.V.
Fraunhofer-Institut für
Werkstoffmechanik IWM
Projektleitung: Dr. Dong-Zhi Sun**

**Fraunhofer-Gesellschaft e.V.
Fraunhofer-Institut für Kurzzeit-
dynamik, Ernst-Mach-Institut, EMI
Projektleitung: Dr. Jens Fritsch**

Gefördert durch:



aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages

Das IGF-Vorhaben 19567 N der Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V. wurde über die AiF im Rahmen des Programms zur Förderung der Industriellen Gemeinschaftsforschung und -entwicklung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert.

Kurzzusammenfassung

Komponenten aus duktilem Gusseisen mit Kugelgraphit werden aufgrund geringer Kosten und geeigneter mechanischer Eigenschaften häufig in Lastwagen und Anlagen mit hohen Sicherheitsanforderungen verwendet. Insbesondere in Strukturkomponenten wie Achsschenkeln, Fahrerhauslagern und Heckschürzen von Lastwagen, die das Crashverhalten maßgeblich beeinflussen, wird dieser Werkstoff häufig eingesetzt. Bisher lagen noch keine systematischen Ergebnisse über das Crashverhalten von Gusseisen mit Kugelgraphit vor. Das Verformungs- und Versagensverhalten von Komponenten aus Gusseisen mit Kugelgraphit ist wegen spezifischen Materialverhaltens (z.B. Zug-Druck-Unterschied), starker Abhängigkeit von Spannungszustand und Dehnrates sowie komplexer Bauteilgeometrie mit inhomogenen Eigenschaften bei der Crashsimulation sehr schwierig vorherzusagen. Bisher fehlten zuverlässige Simulationsmethoden und die entsprechenden Materialdaten.

Im Rahmen des Projekts wurden die Einflüsse des Spannungszustands und der Dehnrates auf Verformung und Versagen von GJS-450-18 und GJS-500-14 anhand von verschiedenen Proben mit großer Variation der Mehrachsigkeit und des Lode-Parameters unter statischer und dynamischer Belastung charakterisiert und simuliert. Die Mikrostruktur und die Bruchflächen von ausgewählten Proben wurden mit Metallographie, Fraktographie und CT-Untersuchungen analysiert. Ein direkter Zusammenhang zwischen Gießprozess, Kugelgraphitverteilung und mechanischen Eigenschaften wurde erfasst. Fünf unterschiedliche Werkstoffmodelle wurden systematisch untersucht und kalibriert. Ein Versagensmodell auf Basis der vom Spannungszustand abhängigen Bruchdehnung wurde in Kombination mit drei ausgewählten Werkstoffmodellen verwendet. Zur Validierung der verwendeten Werkstoff- und Versagensmodelle wurden statische und dynamische Bauteilversuche an einer Konsole durchgeführt und simuliert. Eine Methode für zukünftige Versagensmodellierung wurde empfohlen.

Statische Glattzug-, Kerbzug-, Scherzug-, Torsions-, EDZ-, Durchbiege- und Durchstoßversuche wurden mit Messung von Kräften, Verschiebungen und lokalen Dehnungen, die mit der optischen Methode (ARAMIS) ermittelt wurden, durchgeführt. Dabei wurde festgestellt, dass nicht nur die Belastungsrichtung (Zug oder Druck) sondern auch die Mehrachsigkeit das Verformungsverhalten stark beeinflusst. Das ist darauf zurückzuführen, dass die Graphitteilchen für die lokale Verformung und anschließend das duktile Versagen je nach dem Spannungszustand wie z.B. unter Zug, Druck und Torsion unterschiedliche Rollen spielen.

Die quasistatischen Charakterisierungsversuche wurden um dynamische Tests bei erhöhten Verzerrungsraten bis zu 250/s erweitert. Auf einer servohydraulischen Schnellzerreissmaschine wurde die Messtechnik speziell auf die Erfordernisse der dynamischen Prüfung der GJS-Werkstofffamilie angepasst. Mechanische Kennwerte wurden den quasistatischen Prüfungen vergleichbar ermittelt. Auf einer Komponenten-Crashanlage wurden dynamische Bauteilversuche durchgeführt. Dabei wurde auf einfache Randbedingungen Wert gelegt, welche zu Validierungszwecken

gut zu simulieren sind. Komponenten aus beiden Werkstoffvarianten wurden geprüft, wobei die weniger feste aufgrund höherer Duktilität ein höheres Energieaufnahmevermögen aufwies. Gegenüber den statischen Bauteilversuchen zeigen die dynamischen Versuche ein deutlich höheres Kraftniveau bei einer ähnlichen Bruchverschiebung.

Die Probensimulationen zeigen, dass die kalibrierten Werkstoffmodelle MAT_187 und IWM-User-Materialmodell in Kombination mit den entsprechenden Versagensparametern in der Lage sind, die experimentellen Ergebnisse der unter verschiedenen Spannungszuständen durchgeführten Versuche wiederzugeben. Dagegen führt die Anwendung des konventionellen von Mises-Modells bei den Probensimulationen zur abweichenden Ergebnissen. Die Einflüsse der Dehnrates auf das Verformungsverhalten wurden bei Simulation von verschiedenen dynamischen Probenversuchen von den eingesetzten Modellen richtig vorhergesagt. Die Anwendung der statischen Versagensparameter führt zu einem zufriedenstellenden Ergebnis der Simulation von dynamischen Probenversuchen mit Ausnahme von glatten Zugversuchen.

Eine wichtige Erkenntnis aus diesen Untersuchungen ist, dass die mechanischen Eigenschaften in einer Komponente deutlich von denen aus einer separat für die Werkstoffcharakterisierung gegossenen Probe abweichen können. Im Rahmen des Projekts wurde festgestellt, dass die statischen und dynamischen Bauteilversuche an der Konsole nur durch die Anwendung der Materialdaten von den Proben aus der Komponente wiedergegeben werden können. Für die Bauteilsimulation wurde die Elementgrößenabhängigkeit der Versagensparameter kalibriert.

Für die beiden Werkstoffe GJS-450-18 und GJS-500-14 wurden die vollständigen Materialkarten mit Berücksichtigung von verschiedenen Einflüssen erstellt und überprüft. Sie können als eine gute Basis zur Ermittlung von Materialkarten für andere Werkstoffvarianten im Bereich des duktilen Gusseisens eingesetzt werden.

Das Ziel des Forschungsvorhabens wurde somit erreicht.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	7
1.1	Problemstellung.....	7
1.2	Motivation	8
1.3	Zielsetzung.....	9
2	Stand der Technik.....	10
2.1	Anwendung von duktilem Gusseisen	10
2.2	Verformungs- und Versagensverhalten von Gusseisen mit Kugelgraphit	11
2.3	Werkstoff- und Versagensmodelle für Gusseisen mit Kugelgraphit.....	13
2.4	Komponentenversuche an Gusseisen mit Kugelgraphit und Simulation	15
3	Makro- und Mikro-Werkstoffcharakterisierung	18
3.1	Werkstoffauswahl und Optimierung von Versuchs- und Messtechniken (IWM, EMI).....	18
3.2	Ein- und mehrstufige statische Zug-, Biaxialzug, Scher-, Ebene-Dehnungs- und Biegeversuche (IWM).....	24
3.2.1	Ergebnisse der Glattzug- und Druckversuche.....	24
3.2.2	Ergebnisse der Mehrachsiger Versuche.....	36
3.3	Crashartige Versuche bei mehrachsigen Belastungen (EMI).....	47
3.3.1	Prüfeinrichtungen	48
3.3.2	Proben.....	49
3.3.3	Durchführung und Messungen	53
3.3.4	Auswertung der Prüfungen.....	58
3.3.5	Ergebnisse der Prüfungen.....	59
3.4	Ermittlung von Anfangsdefekten und Schädigungsentwicklung mittels zerstörungsfreier Prüfungen (EMI)	87
3.4.1	CT-Untersuchungen	87
3.4.2	Röntgen-Untersuchungen	90
3.4.3	3D-Laserscans	92
3.5	Metallographie zur Identifikation von Bruchmechanismen (IWM).....	96
4	Werkstoff- und Versagensmodelle (IWM)	101
4.1	Modellierung des Verformungsverhaltens	101
4.1.1	Materialmodelle.....	101
4.1.2	Dehnratenabhängigkeit des Verformungsverhaltens.....	106
4.2	Erweiterung und Implementierung eines Versagensmodells.....	107

4.3	FE-Modelle für Probensimulationen.....	111
4.4	Simulation von statischen Probenversuchen	118
4.4.1	Vergleich zwischen verschiedenen Materialmodellen	119
4.4.2	Simulation der statischen Probenversuche.....	121
4.5	Simulation von dynamischen Probenversuchen	128
4.5.1	GJS-450-18	129
4.5.2	GJS-500-14	134
5	Validierung durch Versuche an Komponenten	138
5.1	Statische Komponentenversuche (IWM)	138
5.2	Dynamische Bauteilversuche (EMI).....	141
5.2.1	Prüfeinrichtungen	141
5.2.2	Bauteile.....	142
5.2.3	Durchführung und Messung	142
5.2.4	Auswertung der Bauteilversuche	144
5.3	Modellvalidierung (IWM)	153
5.3.1	Erstellung und Optimierung von FE-Modellen	154
5.3.2	Modellparameter für Komponentensimulation	155
5.3.3	Simulation der Komponentenversuche	165
5.3.4	Vergleich von Modellansätzen und Empfehlung für zukünftige Versagensmodellierung	170
6	Zusammenfassung.....	172
7	Zusammenstellung aller Arbeiten, die im Zusammenhang mit dem Vorhaben veröffentlicht wurden oder in Kürze veröffentlicht werden sollen.....	176
8	Ergebnistransfer in die Wirtschaft.....	176
9	Einschätzung zur Realisierbarkeit des vorgeschlagenen und aktualisierten Transferkonzepts.....	180
10	Darstellung des wissenschaftlich-technischen und wirtschaftlichen Nutzens der erzielten Ergebnisse	181
11	Literaturverzeichnis	183
12	Danksagung	187

1 Einleitung

1.1 Problemstellung

Komponenten aus duktilem Gusseisen mit Kugelgraphit werden aufgrund geringer Kosten und geeigneter mechanischer Eigenschaften häufig in Lastwagen und Anlagen mit hohen Sicherheitsanforderungen wie Schutzgehäusen von Abgasturboladern verwendet. Insbesondere in Strukturkomponenten wie Achsschenkeln, Fahrerhauslagern und Heckschürzen von Lastwagen, die das Crashverhalten maßgeblich beeinflussen können, wird dieser Werkstoff häufig eingesetzt. Bei Unfällen durch Zusammenstöße zwischen PKW und LKW ist eine optimierte Struktur und Anordnung der Front- und Heckkomponenten von LKW für die Verminderung von Unfallfolgen von zentraler Bedeutung (Abbildung 1-1).

Zur Bewertung und Optimierung der Crashesicherheit von Automobilkomponenten ist eine zuverlässige Versagensmodellierung solcher Gusskomponenten für die Konstruktion und den Sicherheitsnachweis erforderlich. Bisher liegen noch keine systematischen Ergebnisse über das Crashverhalten von Gusseisen mit Kugelgraphit vor. Gusseisen mit Kugelgraphit zeigt neben großer Streuung einen starken Unterschied im Deformationsverhalten zwischen Zug- und Druckbelastung. Deswegen hängen die Fließspannungen dieser Werkstoffe von der hydrostatischen Spannung oder der dritten Spannungsinvariante ab. Dieser Effekt wird häufig bei der Simulation vernachlässigt. Das Verformungs- und Versagensverhalten von Komponenten aus Gusseisen mit Kugelgraphit ist wegen spezifischen Materialverhaltens (z.B. Zug-Druck-Unterschied), starker Abhängigkeit von Spannungszustand und Dehnrates sowie komplexer Bauteilgeometrie mit inhomogenen Eigenschaften bei der Crashsimulation sehr schwierig vorherzusagen. Ein übertragbares Versagensmodell mit Berücksichtigung der Einflüsse des Spannungszustands und der Dehnrates auf Versagen ist dazu notwendig.

In den letzten Jahren sind einige neue Versagensmodelle z.B. mit Lode-Parameter oder mit Unterscheidung zwischen Waben- und Scherbruch zur Verbesserung der Übertragbarkeit entwickelt und verwendet worden [KRA15], [BAS11]. Komplexe Versagensmodelle benötigen viel mehr Probenversuche und bisher liegen keine systematischen Anwendungsbeispiele an Gusseisenwerkstoffen vor. Daher ist nicht klar, welches Versagensmodell für diese Werkstoffe geeignet ist. In der Regel werden diese Versagensmodelle an Bauteilen validiert, die mit Schalenelementen simuliert werden. Es gibt nur sehr wenige technische Anwendungen, bei denen die Versagensmodelle an Bauteilen, die mit Volumenelementen beschrieben werden, validiert wurden. Von wirtschaftlichem Interesse ist dabei, Bauteile mit komplexer geometrischer Struktur nicht mit Hexaedern sondern mit Tetraedern, die automatisiert zu erzeugen sind, zu beschreiben. Bei Anwendung von Tetraeder-Elementen muss man aufgrund stark inhomogener Elementverteilung und zahlreicher Elementersatzfunktionen die Einflüsse von Elementgröße und -typ auf die Versagensparameter besonders beachten. Im Rahmen dieses Forschungsprojektes sollen die entwickelten Modelle an diesen Elementtypen validiert werden.



Abbildung 1-1: a) und b) Schwere des Unfalls bzw. der Insassenschutz von LKW-Fahrern ist maßgeblich von der Frontstruktur des LKW's abhängig; c) und d) Unfallschwere für den PKW wird durch die Front- und Heckstruktur und ihre Anordnung beim LKW maßgeblich mitbestimmt.

1.2 Motivation

Als zentrales Forschungsergebnis wird angestrebt, eine zuverlässige und effiziente Methode für die Versagensmodellierung von duktilem Gusseisen mit Kugelgraphit bei der Crashsimulation vorzuschlagen und zu validieren. Die Besonderheit des vorgeschlagenen Projekts liegt in der systematischen Bestimmung der Einflüsse der Dehnrates auf die Versagensfläche (Bruchdehnung als Funktion der Mehrachsigkeit und des Lode-Parameters) sowie deren Anwendung auf geometrisch komplexe Bauteile, die mit Volumenelementen beschrieben werden müssen. Spezielle Versuchstechniken sollen zur Identifizierung einzelner Schädigungsphasen und zur Quantifizierung ihrer Abhängigkeit von Spannungszustand und Dehnrates entwickelt und durchgeführt werden. Zur Modellierung von inhomogenen lokalen Eigenschaften in einer Komponente wird beispielsweise eine Kopplung zwischen Gieß- und Crashsimulation in Zusammenarbeit mit den am Projekt beteiligten Industriepartnern realisiert. Zur Validierung des neu entwickelten numerischen Verfahrens werden relevante Komponenten aus diesen Werkstoffen unter verschiedenen Belastungen geprüft und simuliert. Es ist zu erwarten, dass die Anwendung des neuen Verfahrens für die Versagensmodellierung zu einer deutlichen Verbesserung der Zuverlässigkeit der Crashsimulation führen wird.

1.3 Zielsetzung

Das Ziel des Projekts ist die Entwicklung einer zuverlässigen und effizienten Methode zur Modellierung des Versagensverhaltens von verschiedenen duktilen Gusseisenvarianten mit Kugelgraphit für die Crashsimulation. Die Arbeitshypothese beruht darauf, dass ein verbessertes Werkstoff- und Versagensmodell mit guter Übertragbarkeit zwischen Proben- und Bauteilsimulation das Crashverhalten von Komponenten aus Gusseisen mit Kugelgraphit zuverlässig voraussagen kann. Dazu wird eine effiziente Vorgehensweise auf Basis einer reduzierten Anzahl von Probenversuchen entwickelt, damit das neue Modell für Industrieanwendungen eingesetzt werden kann. Gusskomponenten als Volumenbauteil müssen im Gegensatz zu üblichen dünnwandigen Komponenten mit entsprechenden Volumenelementen (Tetraeder) diskretisiert und mit erhöhtem Aufwand bei der Crashsimulation modelliert werden. Besonders wichtig dafür ist es, ein übertragbares Versagensmodell mit Berücksichtigung der Einflüsse des Spannungszustands und der Dehnrates auf das Versagen von Volumenbauteilen prognosefähig abzubilden. Hier muss die Dehnratenabhängigkeit einer Versagensfläche (Bruchdehnung als Funktion der Mehrachsigkeit und des Lode-Parameters) anstatt einer Versagenskurve (Bruchdehnung nur als Funktion der Mehrachsigkeit) ermittelt werden.

Die Basis dieser Arbeit ist eine systematische Charakterisierung der Einflüsse des Spannungszustands (Mehrachsigkeit und Lode-Parameter) und der Dehnrates auf Verformung und Versagen von Gusseisen mit Kugelgraphit in unterschiedlichen Festigkeitsklassen. Dabei werden Bruchmikromechanismen unter Zug, Scherung, ebener Dehnung und Biaxialzug durch Metallographie und Fraktographie identifiziert. Um die Einbettung von Graphiteinlagerungen, Poren und Einschlüssen in der Grundmatrix dreidimensional zu bestimmen, werden Proben mit Hilfe von CT-Analysen untersucht. Durch die Berücksichtigung der Lage, Form und Häufigkeit der Graphiteinschlüsse und der Gussfehler (wie Lunker, Porosität, Gefügefehler usw.) lassen sich die mechanisch-technologischen Materialeigenschaften verbessert vorhersagen. Die nachfolgende Betrachtung belasteter Bereiche eines Bauteils bzw. einer Werkstoffprobe mit Hilfe einer CT-Untersuchung ermöglicht es, den Einfluss bereits lokalisierter Einschlüsse hinsichtlich ihrer Schädigungseinflüsse und der Schädigungsmechanismen besser einzuordnen.

Vorhandene Werkstoff- und Versagensmodelle werden um die Beschreibung der Wechselwirkungen des Spannungszustands und der Dehnrates auf das Crashverhalten erweitert. Zur Bestimmung der entsprechenden Modellparameter sind umfangreiche Versuche erforderlich, wobei spezielle Versuche bei höheren Dehnrates besonderes aufwendig sind. Aus wirtschaftlichen Gründen kann eine solche anspruchsvolle Charakterisierung nicht für jede verwendete Werkstoffvariante geleistet werden. Deswegen wird eine effiziente Methode auf Basis von wenigen wesentlichen Versuchen abgeleitet. Bauteilversuche an Komponenten aus Gusseisen mit Kugelgraphit werden unter verschiedenen Belastungen und Belastungsgeschwindigkeiten durchgeführt. Das erweiterte Werkstoffmodell und die Kalibrierungsmethode werden durch Simulation der statischen und dynamischen Komponentenversuche validiert.

2 Stand der Technik

2.1 Anwendung von duktilem Gusseisen

Unter Gusseisen versteht man eine Eisen-Kohlenstoff-Legierung mit mehr als 2% Kohlenstoff, die durch gute Gießbarkeit gegenüber Stählen gekennzeichnet ist. Die mechanisch-technologischen Eigenschaften der Gusseisenwerkstoffe werden überwiegend durch die Form der Graphitauslagerung beeinflusst. Ein bedeutender Teilbereich der „Gusseisenfamilie“ ist Gusseisen mit Kugelgraphit (GJS, siehe Abbildung 2-1). Durch die globulare Auslagerung des Kohlenstoffs, vorwiegend in ferritischer oder ferritisch-perlitischer Grundmasse, erhält der Werkstoff eine ausreichende Versagensdehnung mit hoher Zugfestigkeit, die mit der des Stahls vergleichbar ist.

Bei duktilen Gusseisenwerkstoffen mit Kugelgraphit wird nach DIN EN 1564 zwischen unterschiedlichen Festigkeitsklassen z.B. EN GJS-400-15, EN GJS-450-18, EN GJS-600-3, EN GJS-600-10, EN-GJS-700-2 unterschieden. Innerhalb einer Festigkeitsklasse gibt es noch verschiedene Duktilitätsklassen wie z.B. EN GJS-400-13, -15 und -18. Anders als bei Gusseisen mit Lamellengraphit, bei dem wegen der ausgeprägten Kerbwirkung des Graphits die mechanischen Eigenschaften durch dessen Menge, Verteilung und Form dominiert werden, hat bei Gusseisen mit Kugelgraphit die Ausbildung der metallischen Matrix entscheidenden Einfluss [BDG07]. Innerhalb einer Festigkeitsklasse spielen jedoch die Form, Größe und Verteilung der Kugelgraphite für das Bruchverhalten z.B. Streuung der Bruchdehnung eine wichtige Rolle. Ferrit bildet die Basis der duktilen weniger festen Gusseisensorten wie EN-GJS-350-22 und EN GJS-400-15, während die härtesten Sorten wie EN-GJS-700-2 überwiegend perlitisch sind. Durch Kombination unterschiedlicher Mengenanteile beider Gefüge entstehen die verschiedenen Übergangsqualitäten wie bei EN GJS-450-18, EN GJS-500-7U, EN GJS-600-3. Die anderen hochfesten Werkstoffsorten wie z.B. EN-GJS-800-2, EN-GJS-900-2 und GJS-1000-5 weisen meist ein Vergütungsgefüge oder ein austenitisch-ferritisches Gefüge auf und werden im Rahmen dieser Untersuchungen nicht betrachtet.

Das Ferrit-Perlit-Verhältnis in duktilem Gusseisen kann durch gezielte Zugabe von Legierungselementen z.B. Silizium, Kupfer und Mangan oder lokale Abkühlungsgeschwindigkeiten eingestellt werden, sodass die geforderten mechanischen Eigenschaften erreicht werden. In [STU10] wurden Möglichkeiten der Simulation unter Berücksichtigung lokaler Gefügeeigenschaften und der Abkühlrate beschrieben. In [WÜL15] wurden quantitative Beziehungen der mechanischen Eigenschaften (Streckgrenze, Zugfestigkeit, Bruchdehnung und Makrohärte) mit dem Ferritanteil und der Ferrithärte für einige untersuchte Werkstoffvarianten des Gusseisens mit Kugelgraphit bestimmt. Da die Bruchdehnung mit steigendem Ferritanteil stark zunimmt, wurden zur Verbesserung der Duktilität von Gusseisen mischkristallverfestigte Werkstoffe wie EN GJS 450-18, EN GJS-500-14 und EN GJS-600-10 in den letzten Jahren entwickelt [WER16]. Mischkristallverfestigte Gusseisenqualitäten werden durch die Zugabe von Silizium erzeugt. Es stabilisiert den Ferrit, verfestigt ihn und unterdrückt gleichzeitig die Perlitbildung. Während sich die konventionellen

Siliziumgehalte im Gusseisen mit Kugelgraphit zwischen 1,9-2,7 % bewegen, enthalten die modifizierten Sorten bis zu 4,3 % Silizium. Die Mischkristallverfestigung wird durch unterschiedliche Atomradien von Eisen und Silizium hervorgerufen.

Das Einsatzgebiet von duktilem Gusseisen ist neben der Verwendung für Gehäuse und Wasserleitungen die Fahrzeugindustrie. Insbesondere bei Nutzfahrzeugen wird duktiler Gusseisen, wie z.B. GJS400 und GJS500, in Bereichen von crashrelevanten Front- und Heckstrukturen sowie Halterungen zur Verbindung zwischen Chassis und Fahrerkabine (z.B. Fahrerhauslagerkonsole, Achsschenkel) eingesetzt. Für sicherheitsrelevante Bauteile, wie z.B. Achsschenkel und Querlenker, ist sowohl eine hohe Festigkeit, als auch Duktilität entscheidend. Hier müssen einzelne, extreme Beanspruchungsszenarien mit hohen Kräften und Dehnraten abgesichert werden. Für PKW und Kleintransporter wurden beispielsweise die Kurbelwellen, die traditionell aus Schmiedestahl bestanden, weitgehend auf Gusseisen mit Kugelgraphit umgestellt.

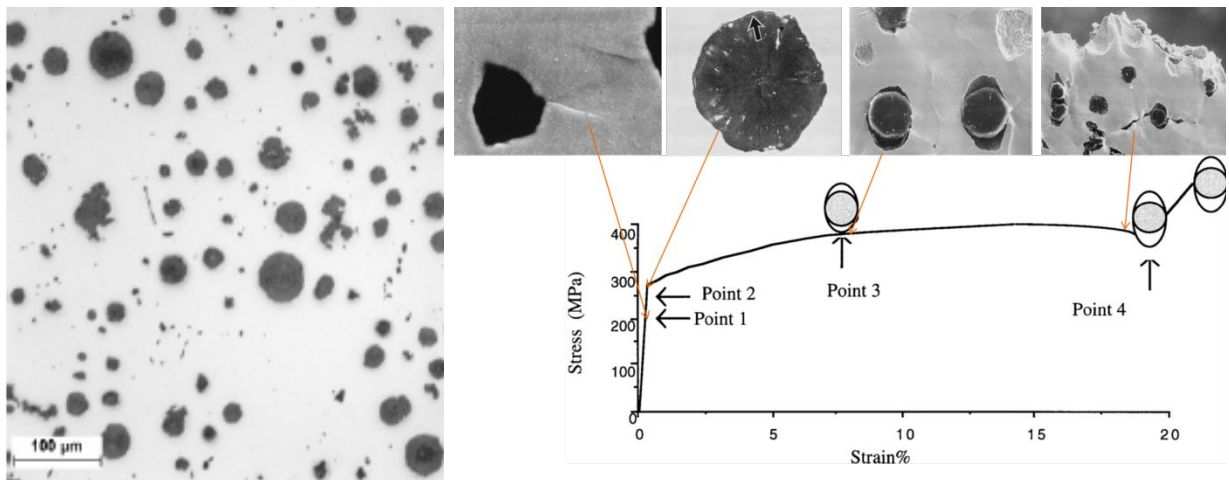


Abbildung 2-1: Gefüge von EN-GJS-400 [HÄC11]

Abbildung 2-2: Spannungs-Dehnungskurve von EN-GJS-400 mit Bildern für Schädigungsentwicklung bei unterschiedlicher Belastung [DON97]

2.2 Verformungs- und Versagensverhalten von Gusseisen mit Kugelgraphit

Die Schädigungs- und Bruchmechanismen von Gusseisenwerkstoffen mit Kugelgraphit wurden unter zug- und bruchmechanischer Belastung ausführlich untersucht [DON97, PUS08, HÜT15]. Abbildung 2-2 zeigt die Spannungs-Dehnungskurve und Schädigungsentwicklungen aus einem Zugversuch, der in einem Rasterelektronenmikroskop (REM) an einer Werkstoffvariante von EN-GJS-400 durchgeführt wurde [DON97]. Im makroskopischen elastischen Bereich (Point 1) wurden wenige Gleitlinien mit Startpunkt vom Kugelgraphit beobachtet, was lokale plastische Verformung der Matrix bedeutet. Die erste Dekohäsion am Interface zwischen Kugelgraphit und der Matrix tritt beim Erreichen der makroskopischen Fließspannung (Point 2) an der Spitze des Kugelgraphits (Mikroriss senkrecht zur

Belastung) auf. Zunehmende plastische Verformung führt zu Porenwachstum in Richtung der Belastung und die kaum verformten Kugelgraphite werden in die ellipsoiden Poren eingebettet (Point 3). Das Versagen erfolgt durch Scherbruch zwischen den benachbarten Poren (Point 4). Die REM-Untersuchungen [DON97] zeigen, dass die meisten Kugelgraphite bis 2% makroskopische Dehnung eine Trennung zur Matrix aufweisen und der Porenvolumenanteil beim Bruch ca. 20% beträgt.

Bruchmikromechanismen in den höheren Festigkeitsklassen des Gusseisens mit perlitischem Gefüge sind nicht identisch mit der Festigkeitsklasse mit ferritischem Gefüge. „In Situ“-Versuche an Minizugproben aus EN GJS-700-2 unter REM [IAC14] zeigen, dass neben Dekohäsion von Grenzen zwischen den Kugelgraphiten und der Matrix, Trennung innerhalb von Kugelgraphiten durch einen zwiebelartigen Mechanismus oder Rissbildung in der perlitischen Matrix bei hohen Beanspruchungen auftreten.

Eine Besonderheit des Verformungsverhaltens von Gusseisen mit Kugelgraphit ist der Unterschied zwischen den Fließspannungen bei Zug- bzw. Druckbelastung. Am Beginn der plastischen Verformung ist die Fließspannung unter Zugbelastung leicht niedriger als unter Druckbelastung. Dieser Unterschied wird mit zunehmender plastischer Dehnung immer größer (Abbildung 2-3). Dies liegt daran, dass die Kugelgraphite unter Zugbelastung aufgrund der Trennung von der Matrix nach geringer plastischer Dehnung wie Poren wirken und unter Druck aufgrund der weiter bestehenden Bindung zur Matrix die Last tragen. Die Einflüsse des Kugelgraphits auf das Verformungsverhalten sind bei unterschiedlichen Spannungszuständen nicht gleich. Unter niedrigeren Mehrachsigkeiten, wie z.B. unter einachsigem Zug, verhindern Kugelgraphite die Querkontraktion der Grundmasse während sie unter höheren Mehrachsigkeiten, wie z.B. mehrachsigem Zug, wegen des Wachstums von Poren in allen Richtungen keine Hinderniswirkungen aufweisen. Aus diesem Grund sind allein für die Charakterisierung des Fließverhaltens Probenversuche unter verschiedenen Spannungszuständen notwendig. Bisher liegen nur einzelne Untersuchungen hierzu [HÄC11] vor.

Das duktile Gusseisen mit Kugelgraphit zeigt eine starke Dehnratenabhängigkeit des Fließverhaltens. Als Beispiel werden die wahren Spannungs-Dehnungskurven von EN GJS-400 aus Zugversuchen unter verschiedenen Dehnraten bei Raumtemperatur in Abbildung 2-4 zusammengestellt [HÄC11]. Die Streckgrenze bei Dehnraten von 250/s ist um 70% höher als die bei quasistatischer Belastung. Bei Kerbzug- und Scherzugversuchen wurde ebenfalls eine starke Dehnratenverfestigung festgestellt [HÄC11].

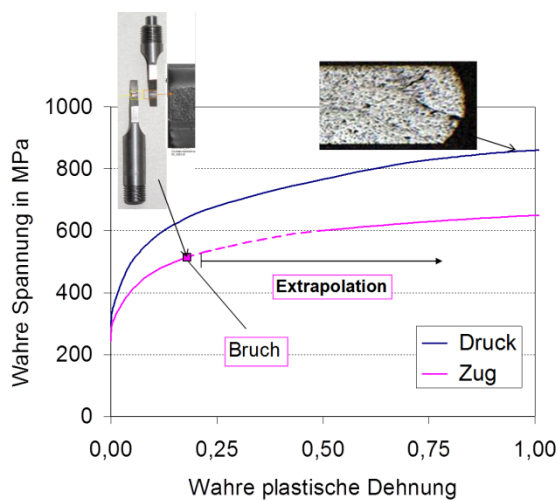


Abbildung 2-3: Unterschiedliches Fließ- und Versagensverhalten von EN GJS-400 unter Zug- und Druckbeanspruchung [MEM11]

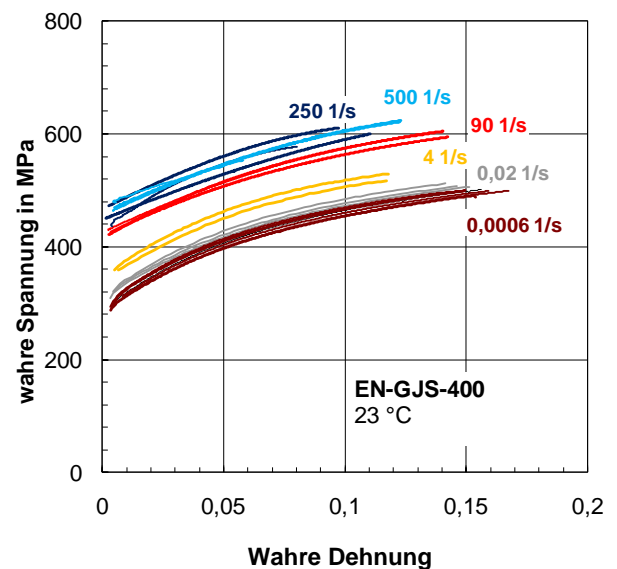


Abbildung 2-4: Spannungs-Dehnungskurven von EN GJS-400 in Abhängigkeit von der Dehnrates 23 °C [HÄC11]

Das Versagensverhalten des Gusseisens hängt stark vom Spannungszustand ab. Zur Variation des Spannungszustands wurden neben Zug- und Druckproben auch Kerbzug-, Scherzug- und Biegeversuche [MEM11, KRA15, JAN07] eingesetzt. Da die Bruchdehnungen von duktilem Gusseisen unter Scherung in der Regel höher als unter Zug sind, ist es schwierig, eine geeignete Probenform für die Ermittlung der Scherbruchdehnung zu finden. Torsionsproben liefern zuverlässige Ergebnisse unter Scherbelastung, sind jedoch nicht für hohe Dehnrates verwendbar. Die bisher vorliegenden experimentellen Ergebnisse über die Einflüsse des Spannungszustands und der Dehnrates wurden hauptsächlich für die Festigkeitsklassen von EN GJS-400 und EN GJS-450 erzielt und die Variation des Spannungszustands war sehr begrenzt. Für höherfeste Gusseisen mit Kugelgraphit sind wenige Ergebnisse verfügbar.

Um das bruchmechanische Verhalten von Gusseisen zu beschreiben, sind spezielle Versuche an Proben mit einem anfänglichen Riss erforderlich. Nach der Rissinitiierung tritt sehr schnell das Versagen durch Risswachstum ein. Der Einfluss des Graphits auf den Risswiderstand des Werkstoffs wurde bereits an verschiedenen Gusseisenwerkstoffen unter statischer Belastung untersucht [PUS08, HÜT15]. Da höhere Dehnrates zur Verringerung der Duktilität des Gusseisens führen [vgl. auch ROH04], sind dynamische bruchmechanische Versuche für die Bewertung des Risswiderstands von Bedeutung. Da keine großen Risse im Ausgangszustand von Automobilkomponenten zu erwarten sind, sind eher Schädigungsansätze als bruchmechanische Konzepte für die Crashsimulation relevant [HIE08].

2.3 Werkstoff- und Versagensmodelle für Gusseisen mit Kugelgraphit

Zur Modellierung der Einflüsse des Kugelgraphits auf das Verformungsverhalten von Gusseisen wurden bereits zahlreiche Zellmodellrechnungen durchgeführt [KUN96, HÜT15, DON97]. Dabei wurden häufig die Kugelgraphite aufgrund der frühen

Trennung der Graphite von der Matrix als Poren modelliert. Es wurde festgestellt, dass die Mehrachsigkeit und der anfängliche Kugelgraphitanteil das Fließverhalten stark beeinflussen. Als Konsequenz wurden kontinuumsmechanische Werkstoffmodelle, wie das mikromechanische Gurson-Modell [GUR77, DON97, BER99] und das empirische Gusseisen-Modell vom IWM [MEM11, HÄC11], für Simulationen von Gusseisen mit Kugelgraphit verwendet. In beiden Modellen wird der Einfluss der hydrostatischen Spannung auf das Verformungsverhalten in der Fließfunktion berücksichtigt. Allerdings kann das Gurson-Modell die unterschiedlichen Fließspannungen unter Zug- und Druckbelastung nicht wiedergeben. In einem erweiterten Gurson-Modell wurde die Zug-Druck-Asymmetrie durch Einführung eines spannungsbasierten Nukleationskriteriums berücksichtigt. Da das Modell zur Beschreibung thermomechanischer Ermüdung entwickelt wurde, ist die Anwendbarkeit für crashrelevante Belastung nicht geprüft worden. Im empirischen Gusseisen-Modell vom IWM ist die Vergleichsspannung σ_e beim Fließen gegenüber der hydrostatischen Spannung σ_m nicht symmetrisch, wodurch der Zug-Druck-Unterschied berücksichtigt wird (Abbildung 2-5). Zusätzlich kann das Gusseisen-Modell die Dehnraten- und Temperaturabhängigkeit des Gusseisens mit Kugelgraphit beschreiben.

Zur Modellierung des Versagensverhaltens von Gusseisen mit Kugelgraphit wurde das mikromechanische Gurson-Tvergaard-Needleman-Modell (GTN) häufig verwendet [DON97, BER99, HÜT15], weil es die Bruchmikromechanismen von Porenbildung, -wachstum und -vereinigung beschreibt. Im Rahmen des FVV Vorhabens Nr. 825 „TMF-Lebensdauer-Berechnung Eisenguss“ wurde am IWM duktilen Gusseisen mit Hilfe einer Kombination des Chaboche-Modells mit dem Gurson-Modell simuliert. Es konnte der Einfluss des Graphits auf das Versagen unter zyklischen Lastbedingungen gemessen und abgebildet werden [MET13]. Eine Schwäche dieses Gurson-Modells ist, dass es den Scherbruch nicht beschreiben kann. Erweiterte Versionen des Modells erlauben auch eine Berücksichtigung des Scherversagens z.B. durch empirische Modifikation der Porenentwicklungsgesetze [NAH08, JAN05] oder durch Betrachtung der Porenformänderung [GOL97]. Allerdings werden sie aufgrund fehlender Übertragbarkeit im gesamten Raum des Spannungszustands oder starker Zunahme von Modellparametern, die zur Behebung dieser Schwäche von mikromechanischen Modellen benötigt werden, selten verwendet.

Die vielversprechenden phänomenologischen Modelle beruhen oft auf einer Bruchdehnung, die vom Spannungszustand abhängt [BAO04, MEM11, SUN10, KRA15]. Bai und Wierzbicki [BAI10] benutzten die Bruchdehnung als Funktion sowohl von der Mehrachsigkeit als auch vom Lode-Parameter. Da es im ebenen Spannungszustand, wie bei Schalenelementen, eine eindeutige Beziehung zwischen der Mehrachsigkeit und dem Lode-Parameter gibt, kann die Bruchdehnung lediglich als Funktion der Mehrachsigkeit definiert werden. Dagegen muss man für einen allgemeinen Spannungszustand, wie bei Volumenelementen, sowohl die Mehrachsigkeit als auch den Lode-Parameter bei Bestimmung der Bruchdehnung berücksichtigen. Außerdem ist der Variationsbereich der Mehrachsigkeit im Fall der Anwendung von Volumenelementen deutlich größer. Zur Versagensmodellierung von

Gussteilen wurden bereits porositätsabhängige Versagenskriterien entwickelt, wobei Porosität als Anfangsbedingung definiert wird [WEI11, SUN15]. In der Arbeit von [MEM11] wurde das Bi-Failure-Modell, das über zwei analytische Funktionen für jeweils den Scher- und den Wabenbruch definiert wird, für Gusseisen mit Kugelgraphit entwickelt. Dabei wurden die Einflüsse der Dehnrates und Temperatur auf Versagen berücksichtigt. Abbildung 2-6 vergleicht die ermittelten Versagenskurven des Werkstoffs EN GJS-400 für unterschiedliche Versagensmodelle.

Aufgrund der komplexen Wechselwirkungen zwischen Spannungszustand, Dehnrates und Temperatur wird ein umfangreiches Versuchsprogramm für die Validierung dieser Versagensmodelle benötigt [FRI12]. Da Messtechniken für Versuche bei höheren Belastungsgeschwindigkeiten komplex sind, wurden bisher die Einflüsse des Spannungszustands meistens unter statischer Belastung charakterisiert. Deswegen ist nicht genau bekannt, wie die Dehnrates die Versagensfläche beeinflusst. Im Rahmen eines Projekts zur Untersuchung von Stahlblechen wurde festgestellt, dass mit zunehmender Dehnrates die Bruchdehnung unter Scherung kleiner und unter Zug größer wird [KLI16]. Außerdem gibt es wenige Untersuchungen mit Modellierung inhomogener Mikrostruktur in Gusseisenwerkstoffen, die für Streuung der Duktilität verantwortlich ist. Zusätzlich gibt es großen Bedarf an der Entwicklung einer Standardmethode zur Kalibrierung eines Versagensmodells durch Probenversuche und Simulation.

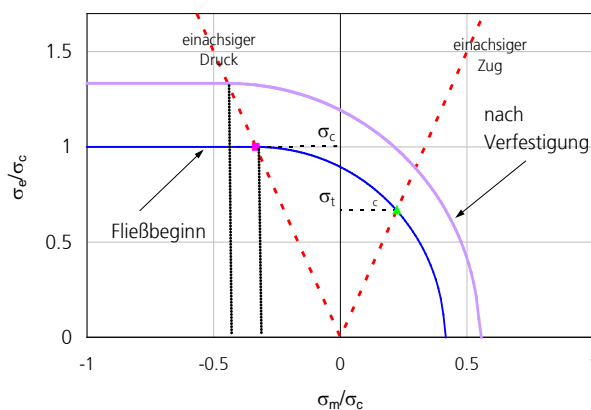


Abbildung 2-5: Fließflächen für EN-GJS-400 [MEM11]

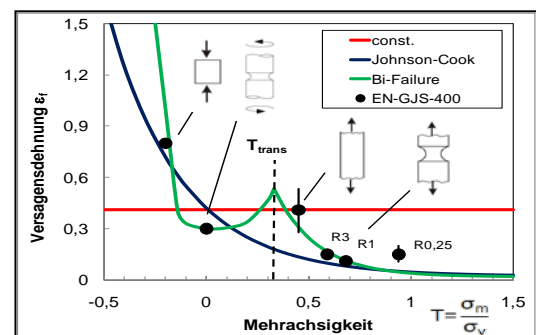


Abbildung 2-6: Bruchdehnung von EN GJS-400 als Funktion der Mehrachsigkeit [MEM11]

2.4 Komponentenversuche an Gusseisen mit Kugelgraphit und Simulation

Zur Validierung von verwendeten Werkstoffmodellen und Simulationstechniken sind Versuche an Gusskomponenten erforderlich. Bisher liegen nur wenige Versuchsergebnisse insbesondere unter dynamischer Belastung vor. In [KRA15] wurden Komponentenversuche an einer Lagerkonsole aus EN GJS-450-18 durchgeführt und mit einem Versagensmodell simuliert (Abbildung 2-7, Abbildung 2-8). Es wurde festgestellt, dass es aufgrund komplexer Bauteilgeometrie sehr schwierig

ist, einen sinnvollen Versuchsaufbau mit klar definierten Randbedingungen zu realisieren. Zur Befestigung der Komponente wurden spezielle Einspannungen und Schraubenverbindungen eingesetzt. Die Abweichungen zwischen den gemessenen und berechneten Kräften im Anfangsbereich der Belastung sind darauf zurückzuführen, dass die Einspannungen in den numerischen Simulationen als Starrkörper vereinfacht modelliert wurden. Bei der Komponentensimulation müssen zahlreiche numerische Einflüsse wie Elementtyp, -größe und Kontaktmodellierung berücksichtigt werden. Sowohl die berechneten Kraft-Verschiebungskurven (Abbildung 2-8) als auch die berechneten Versagensbilder (Abbildung 2-9 b) zeigen große Abweichungen zu den experimentellen Ergebnissen. Die in grün markierten kritischen Stellen aus Simulation (Abbildung 2-9 b) stimmen mit den im Versuch beobachteten Versagensstellen (Abbildung 2-9 a) nicht immer überein.

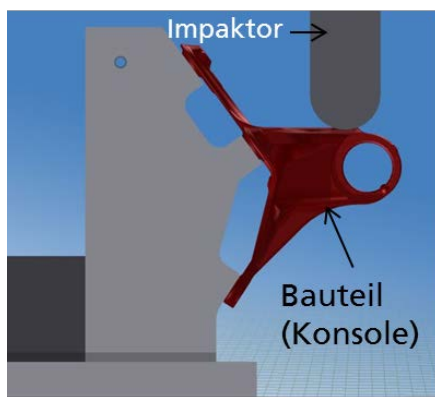


Abbildung 2-7: Komponentenversuch an einer Fahrerhauslagerkonsole aus EN GJS-450-18 [KRA15]

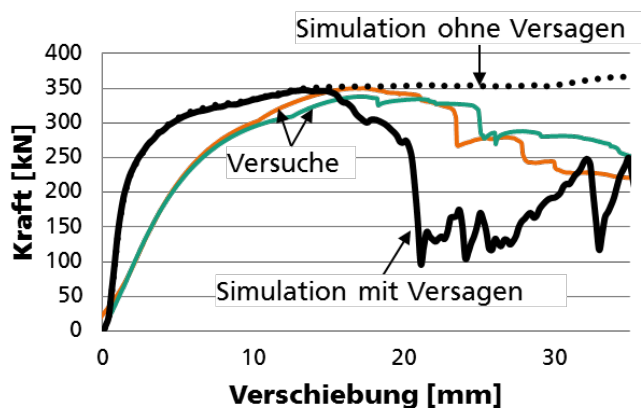


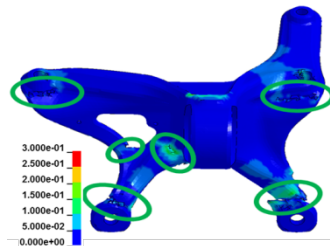
Abbildung 2-8: Gemessene und berechnete Kraft-Verschiebungskurven einer Konsole aus EN GJS-450-18, statische Belastung [KRA15]

Für dynamische Komponentenversuche an Gussteilen sind spezielle Anlagen mit großen Aufprallenergien notwendig. Das Fraunhofer EMI betreibt ein Crashzentrum mit einer Komponentencrashanlage und einer Forschungscrashanlage zur mechanischen Belastung geeigneter Strukturen bis hin zu ganzen Fahrzeugen [DLU15]. Zur Erfassung der Einflüsse der Belastungsgeschwindigkeit auf die Versagensvorgänge wurden dynamische Komponentenversuche an der in Abbildung 2-7 dargestellten Fahrerhauslagerkonsole beim EMI durchgeführt. Die Bauteilversuche unter dynamischer Lasteinleitung an der Komponenten-Crashanlage zeigen ein sprödes Versagen bei unkontrolliertem Rissverlauf (Abbildung 2-9 c). Darüber hinaus wurde eine hohe Energieaufnahme der Fahrerhauslagerkonsole vor dem Versagen festgestellt. Durch Einsatz der dynamischen Röntgendiagnose könnte der Beginn der Risseinleitung und das Risswachstum verbessert dargestellt werden. Mittels der Röntgendiagnose wäre zusätzlich eine durch Fertigung hervorgerufene Schädigung (z.B. Lunker, Risse usw.) lokalisierbar und deren Einfluss bei dynamischer Belastung genauer einschätzbar [KUR12].

Aufgrund von fehlenden Ergebnissen über die Dehnratenabhängigkeit der Bruchdehnung in unterschiedlichen Spannungszuständen (Mehrrachsigkeit, Lode-Parameter) konnte das gemessene Komponentenverhalten nicht zufriedenstellend simuliert werden.



Abbildung 2-9: a) Schädigungsstellen in der Konsole nach statischem Versuch



b) Schädigungsstellen in der Simulation des statischen Versuchs



c) Rissverlauf in der dynamisch belasteten Konsole

3 Makro- und Mikro-Werkstoffcharakterisierung

3.1 Werkstoffauswahl und Optimierung von Versuchs- und Messtechniken (IWM, EMI)

In Absprache mit dem projektbegleitenden Ausschuss wurden zwei duktile Gusseisenwerkstoffe mit Kugelgraphit in verschiedenen Festigkeitsklassen (EN GJS-450-18 und EN GJS-500-14) für die Untersuchungen ausgewählt. Diese Werkstoffe werden häufig für Schwenklager, Kurbelwellen, Fahrerhauslagerungen und Radträger eingesetzt. Zur Entnahme von verschiedenen Labor-Proben wurden große Y-Proben mit Dicke von 20 mm festgelegt. Als Komponenten wurden Lagerkonsolen aus den beiden Werkstoffen EN GJS-450-18 und EN GJS-500-14 ausgewählt.

Bei der Charakterisierung des Versagensverhaltens werden neben Zug- und Druckversuchen verschiedene, spezielle Probengeometrien wie z.B. Torsions-, Scherzug-, Ebene-Dehnungs- und Biaxialzugproben eingesetzt, um die crashrelevanten Stützpunkte im Spannungszustand abzudecken [JAN07]. Sowohl die Mehrachsigkeit σ_m/σ_e als auch der Lode-Parameter ξ werden stark variiert. Bei dynamischen Versuchen werden verschiedene Dehnraten bei diesen Probengeometrien realisiert. Vor den Versuchen werden ausgewählte Proben durch Röntgen-Tomographie zur Bestimmung von Mikrodefekten untersucht. Die Versuchsmatrix ist in Tabelle 3-1 dargestellt. Sie gilt für jede der beiden zu untersuchenden Werkstoffvarianten EN GJS-450-18 und EN GJS-500-14.

	Versuchstyp	Dehnrates bzw. Geschwindigkeit	Geometrie	Entnahmepositionen	Gesamte Versuchsserien	Wiederholungen	Probenanzahl	CT bzw. dyn. Röntgen	Metallo., Frakto.
Proben-Versuche	Rundzug	qs teilweise mit Entlastung	glatt	4	4	4	16		6
	Rundzug	$d\varepsilon/dt=1, 100, 250/s$	glatt	1	3	4	12		3
	Flachzug	qs	glatt	1	1	7	7	6	5
	Flachzug	$d\varepsilon/dt=100/s$	glatt	1	1	4	4	2	2
	Rundkerbzug	qs teilweise mit Entlastung, $d\varepsilon/dt=100/s$	2 Kerbradien, 1 und 4 mm	1	4	4	16		2
	Torsion	qs	1 Kerbradius	1	1	4	4		1
	Scherzug	qs, $d\varepsilon/dt=100/s$	1 Kerbradius	1	2	6	12	4	2
	Ebene Dehnung	qs, $d\varepsilon/dt=100/s$	1 Kerbradius	1	2	4	8		2
	Biegung mit überlagertem Zug	qs, $d\varepsilon/dt=100/s$	Taillierte Probe	1	2	4	8		2
	Durchstoß	qs, $d\varepsilon/dt=100/s$	Scheibe	1	2	4	8		2
	Druck	qs, $d\varepsilon/dt=100/s$	Zylinder	1	2	4	8		2
Großzug	qs	glatt	1	1	4	4		1	
Komponenten-Versuche	Biegung, Stauchung	qs	Komponente	1	2	4	8	6	4
	Biegung, Stauchung	2 Geschwindigkeiten zwischen 5-10 m/s	Komponente	1	4	4	16	6	4
	Gesamt						131	24	38

Tabelle 3-1: Versuchsmatrix für Proben aus der Y-Probe einer Werkstoffvariante

Zusätzlich wurden Rundzugproben aus unterschiedlichen Positionen in der Komponente Konsole entnommen und unter statischer Belastung geprüft. Das entsprechende Versuchsprogramm ist in 5.3.2.1 angegeben.

Die verwendeten Probengeometrien für unterschiedliche Proben sind in Abbildung 3-1 bis Abbildung 3-11 dargestellt. Die Probendicke der flachen Proben beträgt 2 mm, die der Ebenen-Dehnungsprobe 8 mm.

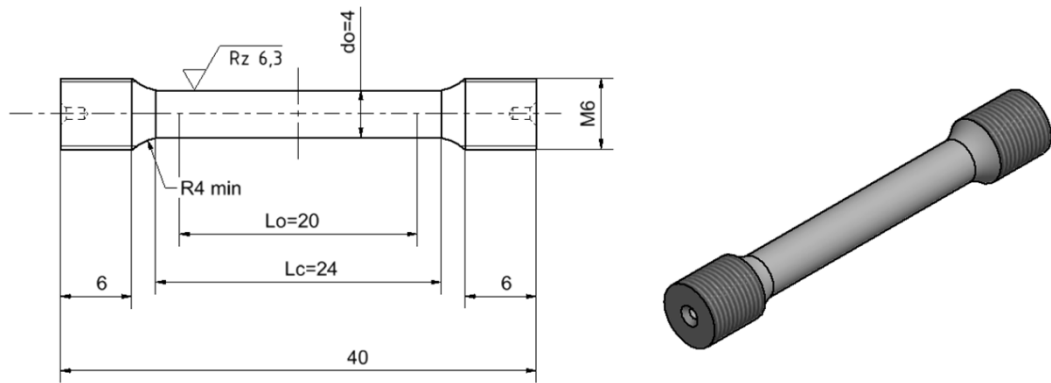


Abbildung 3-1: Geometrie der glatten Rundzugproben

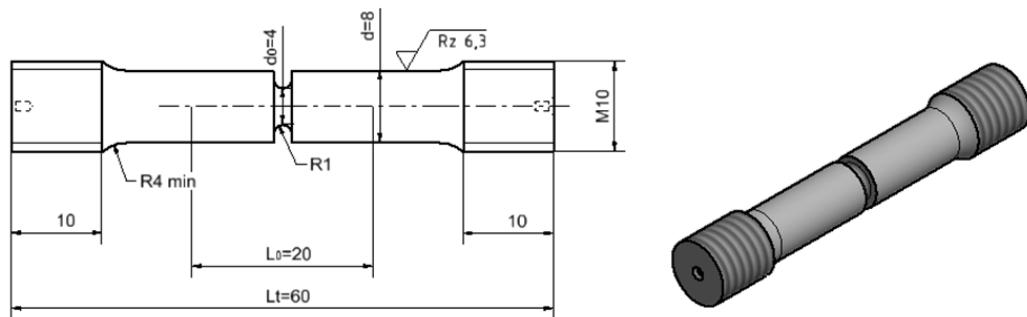


Abbildung 3-2: Geometrie der gekerbten Rundzugproben R1

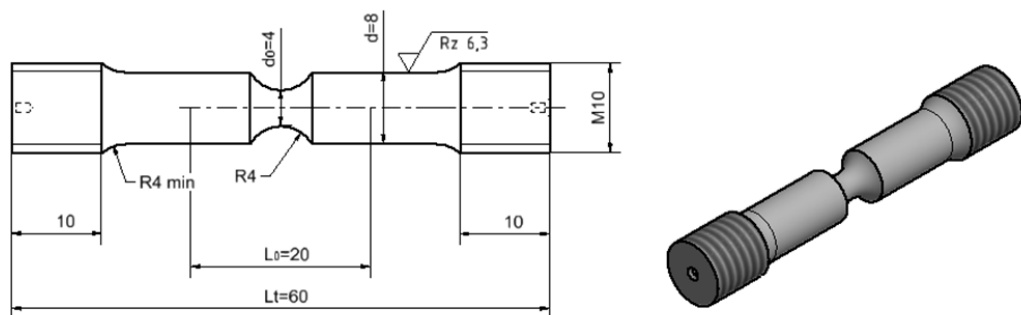


Abbildung 3-3: Geometrie der gekerbten Rundzugproben R4

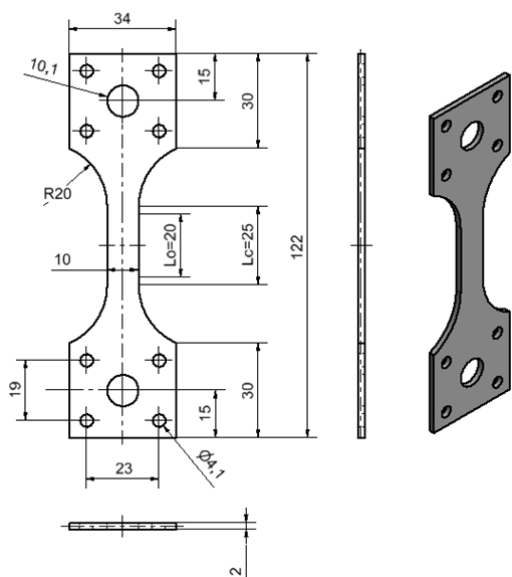


Abbildung 3-4: Geometrie der glatten Flachzugproben

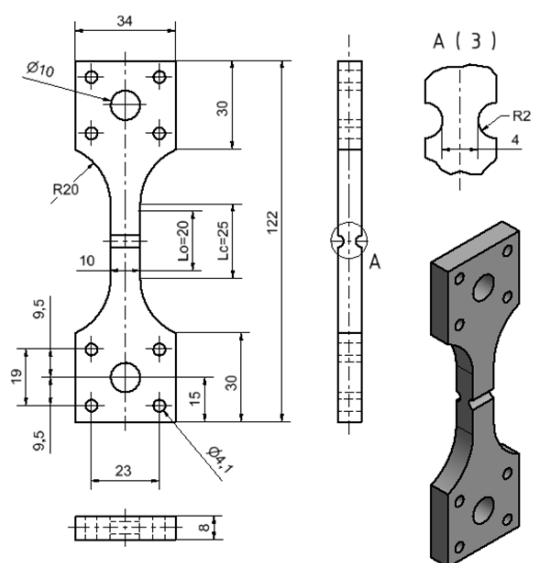


Abbildung 3-5: Geometrie der Ebene-Dehnungsproben

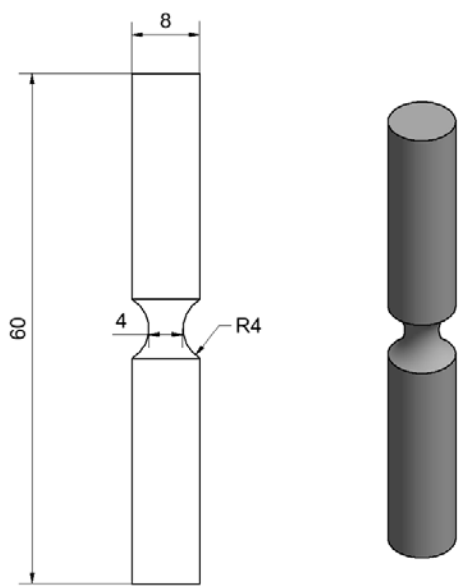


Abbildung 3-6: Geometrie der Torsionsproben

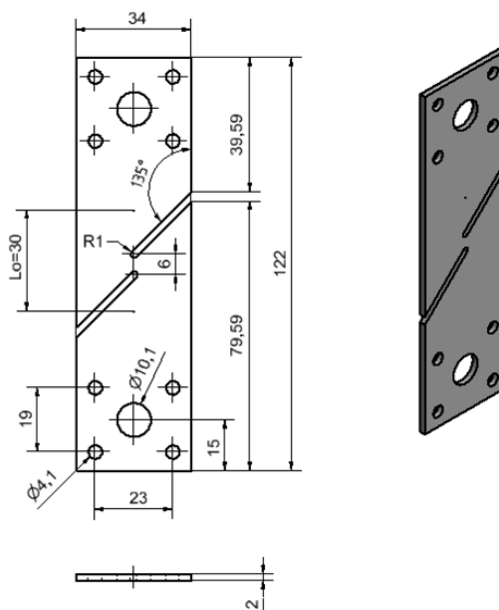


Abbildung 3-7: Geometrie der Scherzugproben

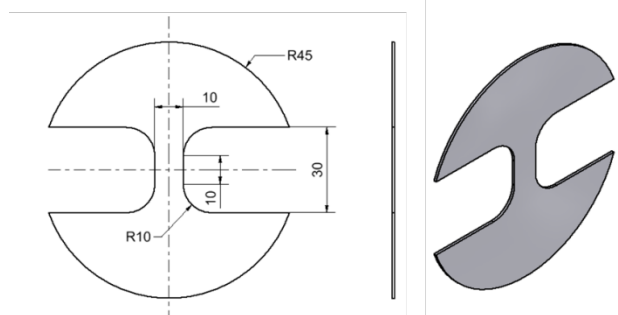


Abbildung 3-8: Geometrie der Durchbiegeproben mit überlagertem Zug

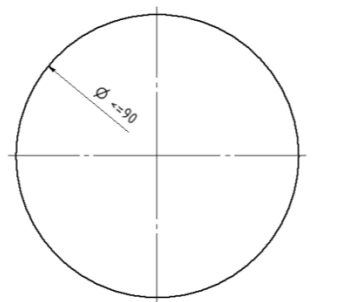


Abbildung 3-9: Geometrie der Durchstoßproben

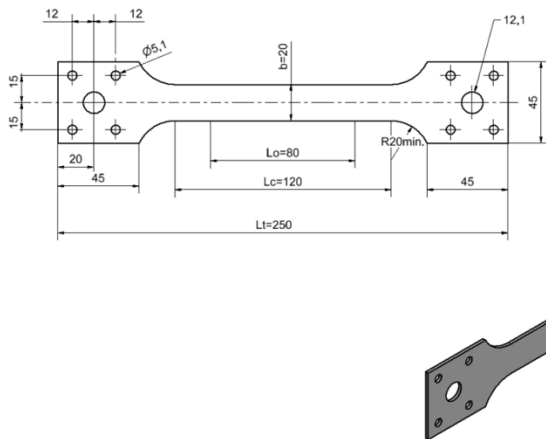


Abbildung 3-10: Geometrie der Großzugproben

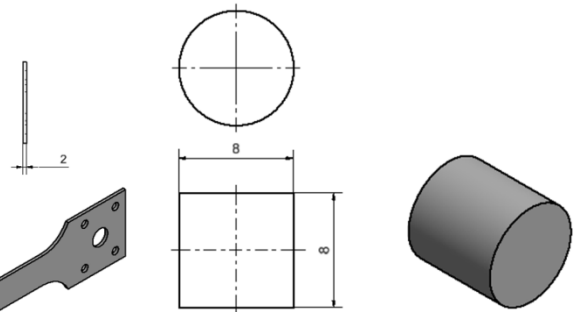
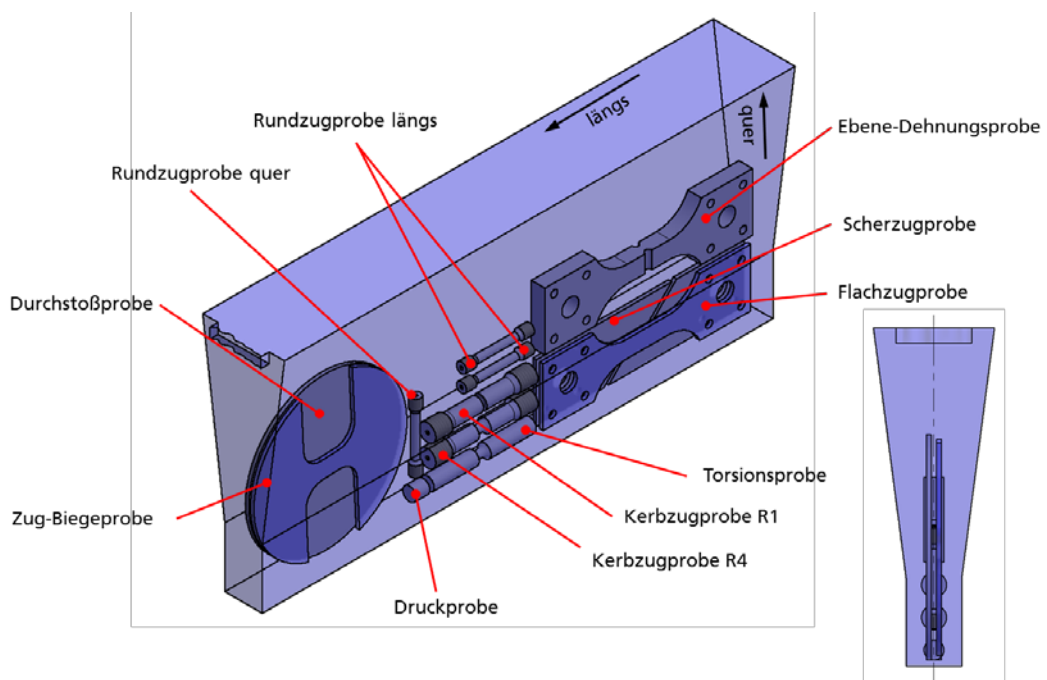


Abbildung 3-11: Geometrie der Druckproben

Abbildung 3-12 zeigt die Entnahmepositionen für die unterschiedlichen statischen Proben aus den Y-Proben. Insgesamt wurden jeweils acht Y-Proben für die Probenentnahme verwendet.



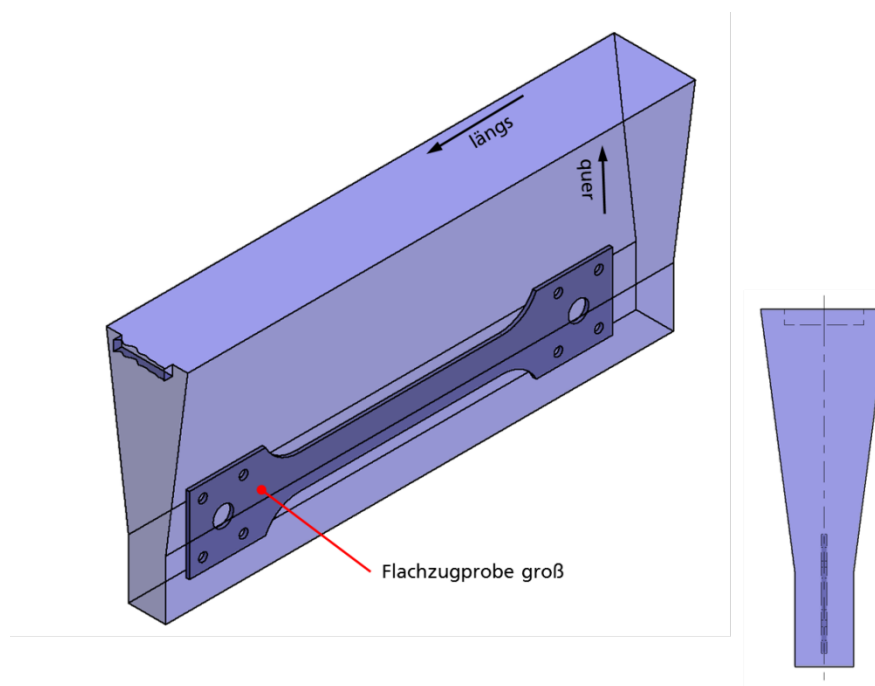


Abbildung 3-12: Probenentnahme der statischen Proben aus Y-Proben

Abbildung 3-13 zeigt die Bedeutung der Probenbezeichnung. Dabei werden die Informationen über Material, Bauteil, Probentyp, Belastungsart, Probennummer und Orientierung angegeben.

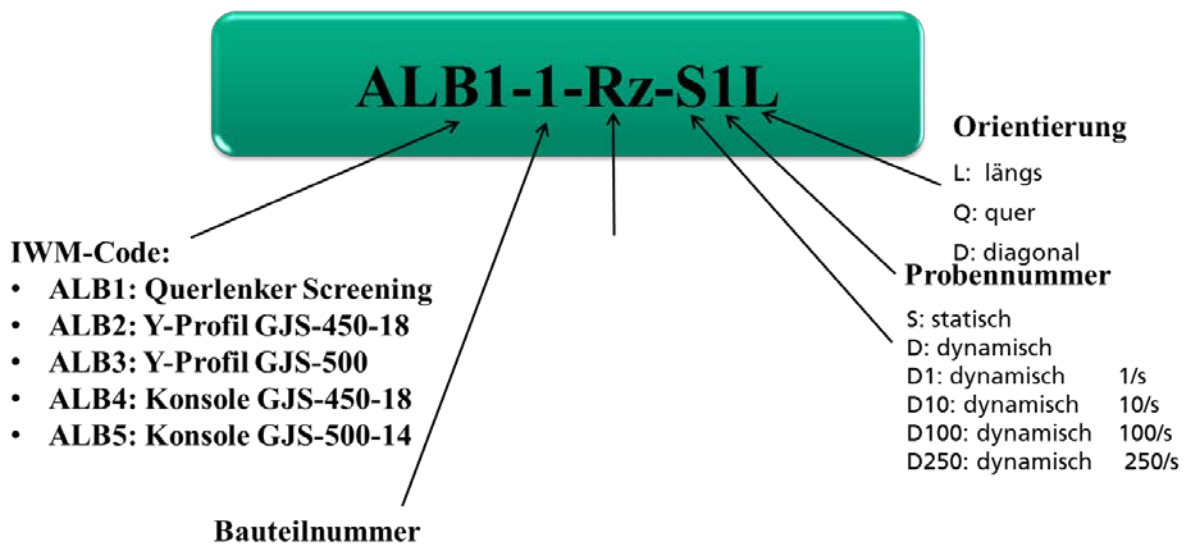


Abbildung 3-13: Probenbezeichnung und Bedeutungen

Alle statischen Zugversuche wurden bei Raumtemperatur positionsgeregelt mit einer Abzugsgeschwindigkeit von 0,01 mm/s durchgeführt. Dabei wurden die Kraft F und die Probenverlängerung Δl des Prüfteils ausgehend von einer Ausgangsmesslänge $L_0=20$ mm ($L_0=30$ mm bei Scherzugproben, $L_0=80$ mm bei Großzugproben) gemessen. Alle Messgrößen wurden digital aufgezeichnet. Zur Bestimmung des lokalen Dehnungsfelds wurde das optische Messverfahren ARAMIS bei

ausgewählten Versuchen verwendet. Eine Facettengröße von 15 Pixel x 13 Pixel und eine Bezugslänge zwischen 0,1 mm und 0,38 mm wurden für die ARAMIS-Messungen ausgewählt.

Aus den Kraft- und Verlängerungsmessungen der Glattzugversuche wurden die technischen Kennwerte Streckgrenze $R_{p0,2}$, Zugfestigkeit R_m , Gleichmaßdehnung A_g , Bruchdehnung A_{20mm} , sowie die technischen Spannungs-Dehnungskurven bis Bruch und die wahren Spannungs-Dehnungskurven bis Kraftmaximum bestimmt. Für die großen Flachzugproben wurde die Bruchdehnung mit A_{20mm} und für die runden Zugproben mit A_5 bezeichnet. Die Brucheinschnürung Z wird durch Vermessen der Bruchfläche mit einem Messmikroskop nach dem Versuch ermittelt und unter Verwendung der Bruchkraft daraus auch die Endpunkte der wahren Spannungs-Dehnungskurven berechnet, die in den entsprechenden Diagrammen ebenfalls eingezeichnet sind. Der r_{5-10} -Wert ist das Verhältnis der Dehnung in Probenbreitenrichtung zur Dehnung in Probendickenrichtung und wurde in einem Dehnungsbereich von 5% bis 10% ermittelt.

Zur Realisierung eines biaxialen Spannungszustands wurden statische Durchstoßversuche nach Erichsen (DIN EN ISO 20482) mit einer Stempelgeschwindigkeit von 0,05 mm/s durchgeführt. Beim Durchstoßversuch wurde ein Kugelstempel mit einem Durchmesser von 20 mm gegen das Prüfblech, das einen Durchmesser von 90 mm hat und ringförmig eingespannt wurde, bis zum Versagen gedrückt. Die Wegmessung des Druckstempels erfolgt mit einem induktiven Wegaufnehmer und die lokalen Dehnungsverteilungen wurden durch optische 3D-ARAMIS-Messungen ermittelt. Abbildung 3-14 zeigt den Versuchsaufbau für den Durchstoßversuch mit zwei Kameras für 3D-ARAMIS-Messungen. Zur Reduzierung der Reibkräfte wurden die Proben und der Stempel vor Versuch mit Fett geschmiert.

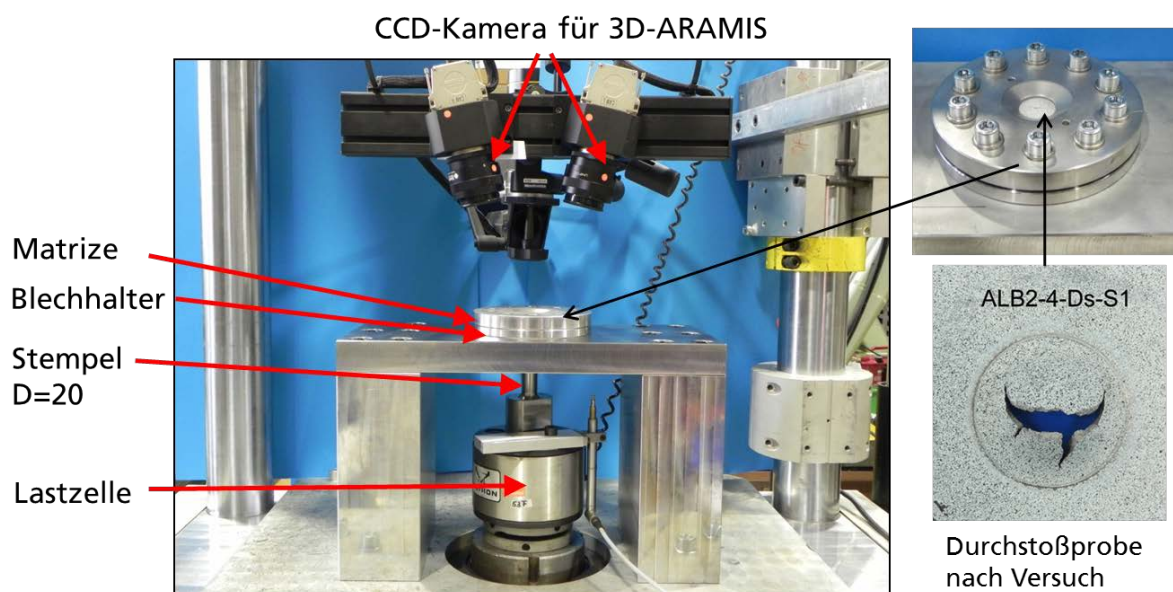


Abbildung 3-14: Versuchsaufbau für einen Durchstoßversuch mit 3D-ARAMIS-Messungen

Die Durchbiegeversuche mit überlagertem Zug wurden mit dem gleichen Versuchsaufbau wie für die Durchstoßversuche durchgeführt. Nur der Stempel der

Durchbiegeversuche hat eine zylindrische anstatt kugelförmige Form. Der Durchmesser und die Breite des Stempels sind 4 mm und 20 mm. Abbildung 3-15 zeigt den zylindrischen Stempel mit einer deformierten Durchbiegeprobe aus einem anderen Werkstoff. Eine geprüfte Durchbiegeprobe aus GJS-450-18 ist in Abbildung 3-16 dargestellt. Darin ist ein Riss in der Probenmitte zu erkennen.

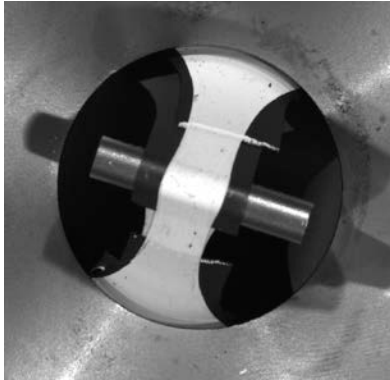


Abbildung 3-15: Durchbiegeversuche mit überlagertem Zug an einem Demonstrationswerkstoff



Abbildung 3-16: Eine Durchbiegeprobe aus GJS-450-18 nach Versuch

3.2 Ein- und mehrstufige statische Zug-, Biaxialzug, Scher-, Ebene-Dehnungs- und Biegeversuche (IWM)

3.2.1 Ergebnisse der Glattzug- und Druckversuche

3.2.1.1 EN GJS-450-18

Zur Quantifizierung des Einflusses der Probengeometrie auf die Spannungs-Dehnungskurve wurden die Ergebnisse der verschiedenen Glattzugproben (Rundzug, Flachzug, Flachzug groß) in Abbildung 3-17 zusammengestellt. Die Spannungs-Dehnungskurven der drei Probengeometrien stimmen überein, die Bruchdehnungen der Flachzugproben sind etwas höher als die der beiden anderen Probengeometrien. Dies ist auch der Tabelle 3-2 zu entnehmen, in der die technischen Kennwerte und die r -Werte (für Flachzugproben) für die unterschiedlichen Zugprobengeometrien aufgelistet sind.

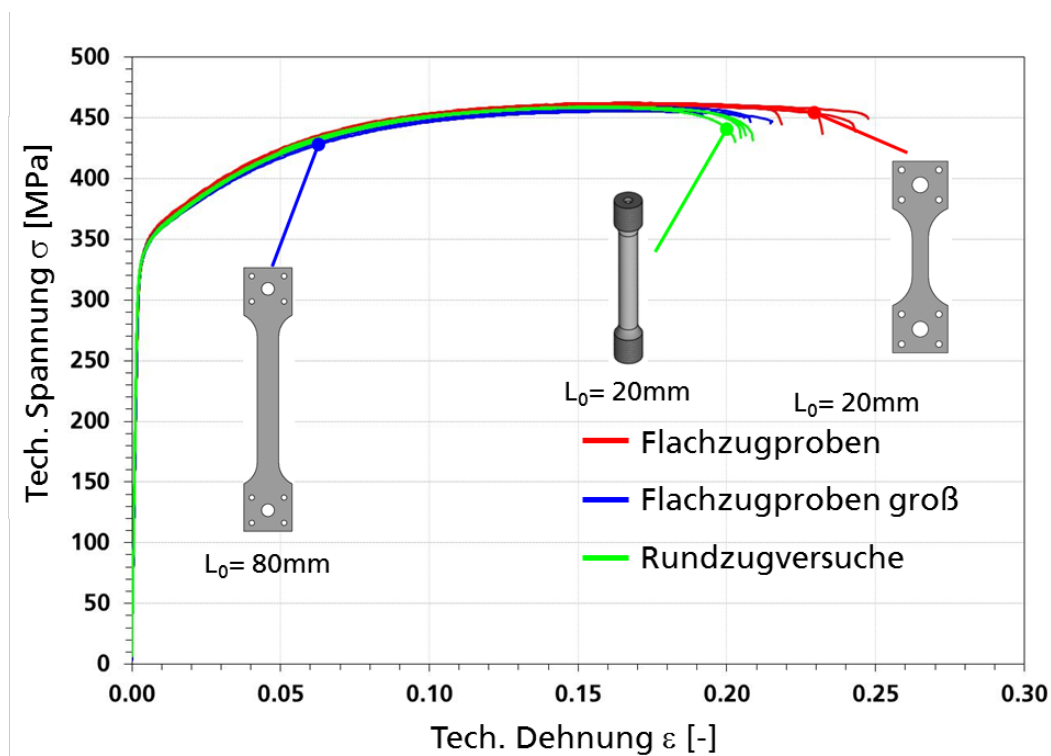
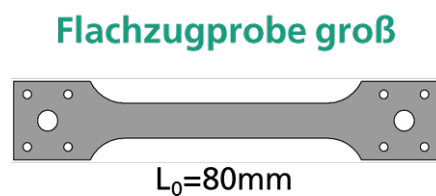
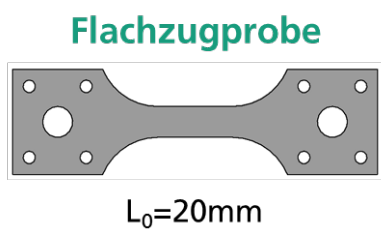


Abbildung 3-17: Einfluss der Probengeometrie auf die technischen Spannungs-Dehnungskurven, GJS-450-18



GJS-450-18 längs

Probennummer	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	$A_{80\text{mm}}$ [%]	Z [%]	r_{5-10} inkrementell
ALB2-5-FzGr-S1L	339	456	19.9	19.4	0.68
ALB2-6-FzGr-S1L	337	455	20.5	19.1	0.63
ALB2-7-FzGr-S1L	340	459	20.3	20.6	0.71
ALB2-8-FzGr-S1L	339	457	21.2	19.2	0.65
Mittelwert	339	457	20.5	19.6	0.7
Standardabweichung	1	2	0.5	0.69	0.0



GJS-450-18 längs

Probennummer	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	$A_{20\text{mm}}$ [%]	Z [%]	r_{5-10} inkrementell
ALB2-1-Fz-S1L	339	461	24.0	19.8	0.71
ALB2-2-Fz-S1L	341	461	21.6	19.5	0.71
ALB2-3-Fz-S1L	339	462	22.9	19.4	0.72
ALB2-4-Fz-S1L	340	462	24.5	18.3	0.65
Mittelwert	340	462	23.3	19.3	0.7
Standardabweichung	1	1	1.3	0.66	0.0

Rundzugprobe



$L_0=20\text{mm}$

GJS-450-18 längs

Probennummer	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_5 [%]	Z [%]
ALB2-1-Rz-S1L	337	458	20.6	24.3
ALB2-2-Rz-S1L	338	459	20.2	24.3
ALB2-3-Rz-S1L	338	459	20.2	24.3
ALB2-4-Rz-S1L	338	458	20.0	24.6
Mittelwert	338	459	20.3	24.4
Standardabweichung	1	1	0.3	0.2

GJS-450-18 quer

Probennummer	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_5 [%]	Z [%]
ALB2-1-Rz-S1Q	336	457	20.3	24.9
ALB2-2-Rz-S1Q	336	456	17.3	22.2
ALB2-3-Rz-S1Q	337	458	20.0	24.4
Mittelwert	336	457	19.2	23.8
Standardabweichung	1	1	1.7	1.4

Tabelle 3-2: Technische Kennwerte für GJS-450-18

Abbildung 3-18 zeigt die wahren Spannungs-Dehnungskurven der drei verschiedenen Glattzugproben. Für die Flachzugproben stellen die durchgehenden Linien die Messdaten bis zur Gleichmaßdehnung dar. Danach sind die Kurven wegen der dann einsetzenden Einschnürung der Flachzugproben mit unterschiedlicher Probenbreiten- und -dickenänderung nicht mehr auswertbar. Die Symbole bezeichnen die wahren Spannungen und wahren Dehnungen beim Bruch. Die nach Versuch gemessenen Probenquerschnitte wurden zur Berechnung dieser Werte verwendet. Für die axialsymmetrischen Rundzugproben können die wahren Spannungs-Dehnungskurven bis zum Bruch ausgewertet werden.

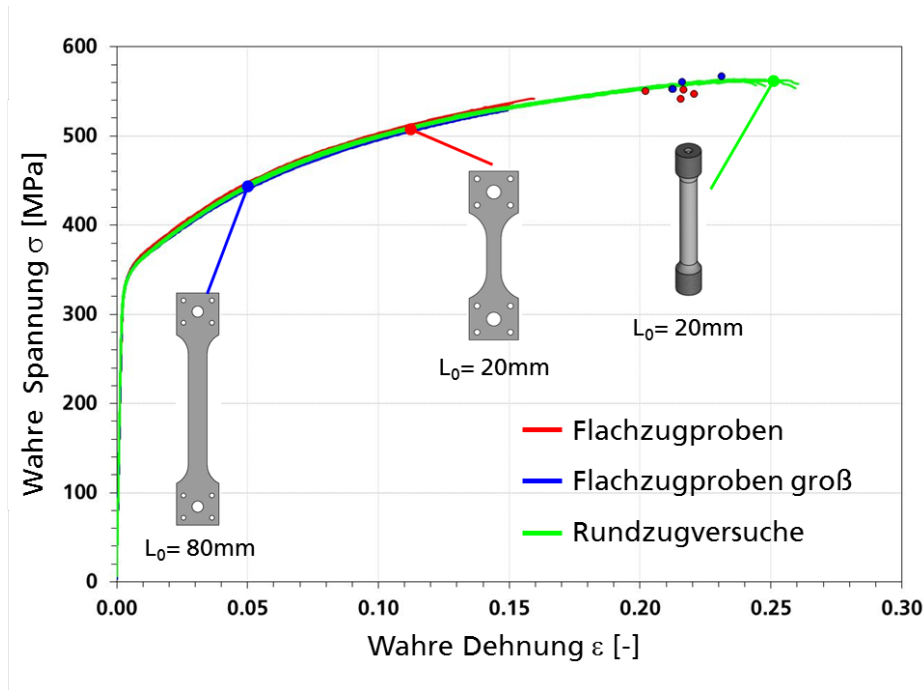


Abbildung 3-18: Einfluss der Probengeometrie auf die wahren Spannungs-Dehnungskurven, GJS-450-18

Abbildung 3-19 zeigt die Entwicklungen der lokalen wahren Vergleichsdehnung in der Probenmitte aus den ARAMIS-Messungen für eine Flachzugprobe, wobei die entsprechende technische Spannungs-Dehnungskurve auch eingezeichnet ist. Abbildung 3-20 zeigt die Verteilung der Vergleichsdehnung in einer Glattzugprobe kurz vor Bruch.

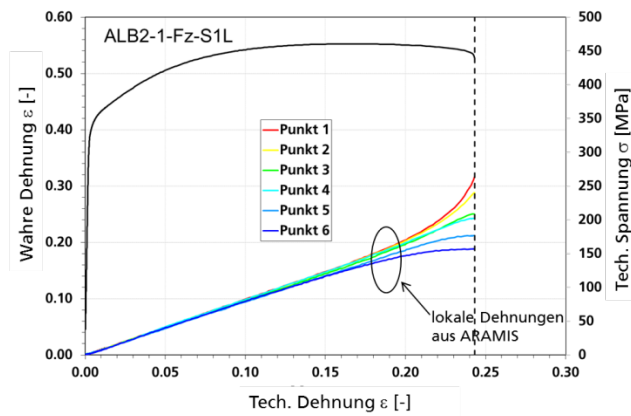


Abbildung 3-19: Technische Spannungs-Dehnungskurve und Entwicklungen der lokalen wahren Dehnungen an 6 Positionen für eine Flachzugprobe, GJS-450-18

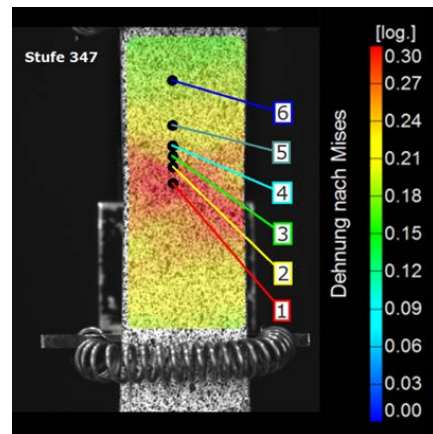


Abbildung 3-20: Verteilung der von Mises-Vergleichsdehnung in einer Flachzugprobe kurz vor Bruch, GJS-450-18

Zur Quantifizierung des Orientierungseinflusses wurden Rundzugproben in Querrichtung entnommen und geprüft. Der Vergleich der Spannungs-Dehnungskurven für die Längs- und Querrichtung in Abbildung 3-21 zeigt, dass keine Orientierungsabhängigkeit der Spannungs-Dehnungskurven vorliegt. Die technischen Kennwerte der Querproben sind zusammen mit denen der Längsproben in Tabelle 3-2 zu finden.

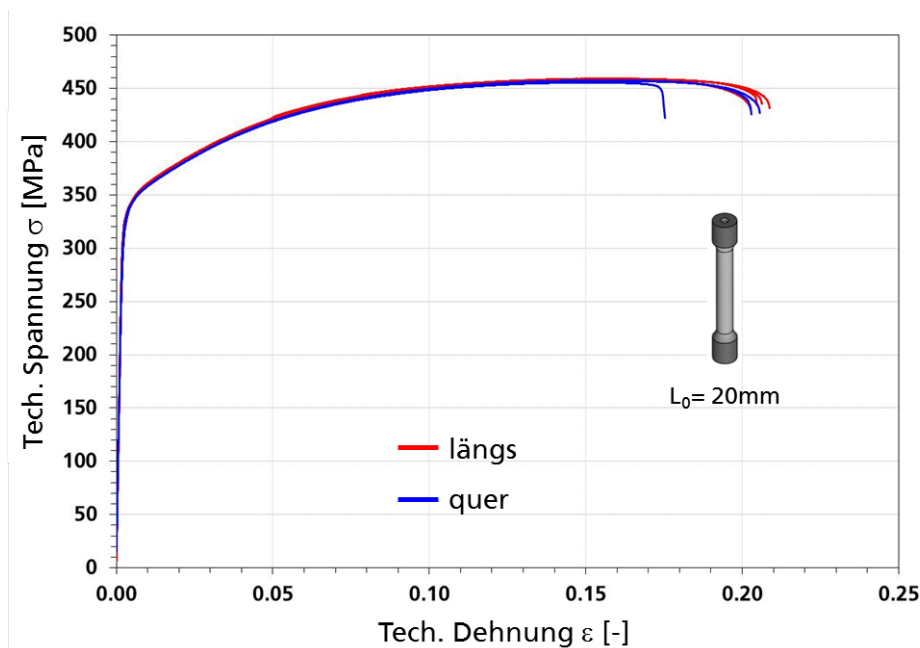


Abbildung 3-21: Einfluss der Orientierung auf die technischen Spannungs-Dehnungskurven, GJS-450-18

Die geprüften Glattzugproben sind in Abbildung 3-22 und Abbildung 3-23 zusammengestellt. Die Bruchstellen von allen Zugproben liegen im Prüfbereich.

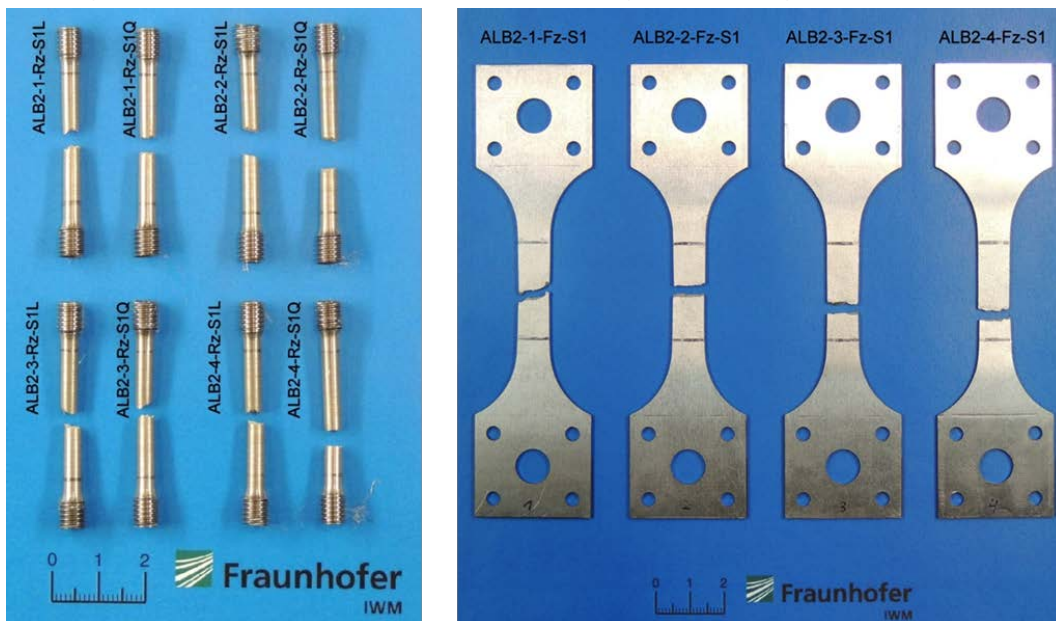


Abbildung 3-22: Rund- und Flachzugproben nach Versuch, GJS-450-18

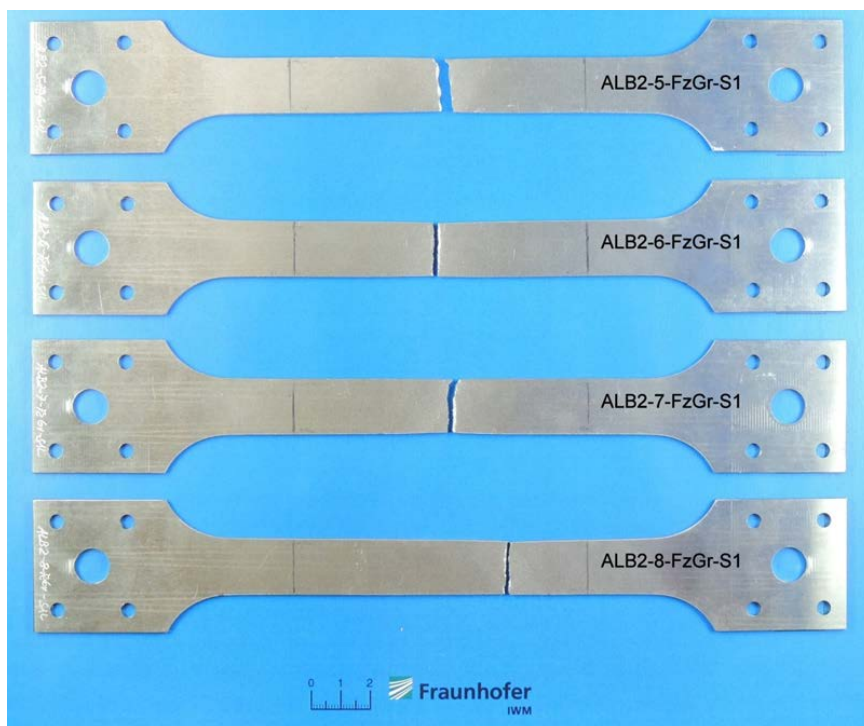


Abbildung 3-23: Große Flachzugproben nach Versuch, GJS-450-18

Wie der Abbildung 3-24 zu entnehmen ist, zeigt der Werkstoff eine ausgeprägte Zug-Druck-Asymmetrie, die mit zunehmender Verformung größer wird und in der Simulation berücksichtigt werden muss.

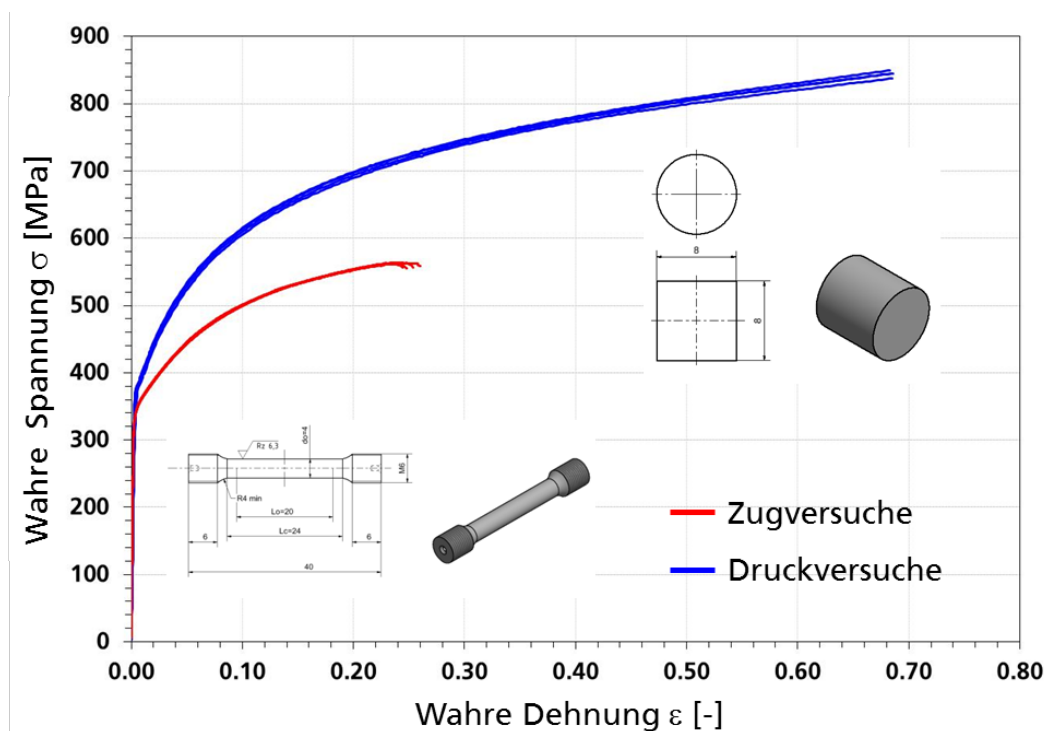


Abbildung 3-24: Zug-Druck-Asymmetrie der wahren Spannungs-Dehnungskurven, GJS-450-18

Die geprüften Druckproben sind in Abbildung 3-25 zusammengestellt. Bei den Druckversuchen trat kein Versagen auf.

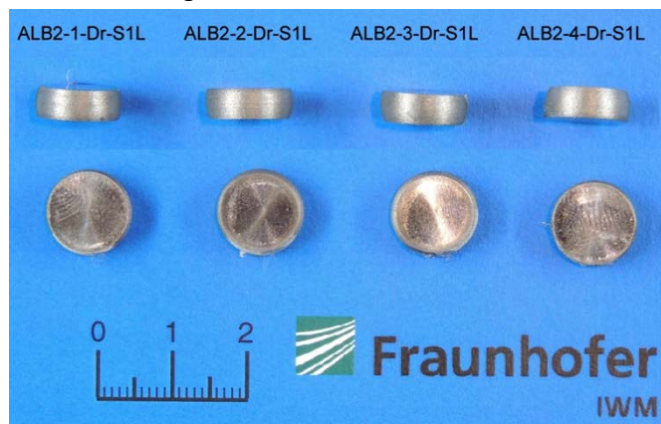


Abbildung 3-25: Druckproben nach Versuch, GJS-450-18

3.2.1.2 EN GJS-500-14

Zur Quantifizierung des Einflusses der Probengeometrie auf die Spannungs-Dehnungskurve wurden die Ergebnisse der verschiedenen Glattzugproben (Rundzug, Flachzug, Flachzug groß) in Abbildung 3-26 zusammengestellt. Die Spannungs-Dehnungskurven der drei Probengeometrien stimmen überein, die Bruchdehnungen der Flachzugproben sind etwas höher als die der beiden anderen Probengeometrien. Dies ist auch der Tabelle 3-3 zu entnehmen, in der die technischen Kennwerte und die r -Werte (für Flachzugproben) für die unterschiedlichen Zugprobengeometrien aufgelistet sind.

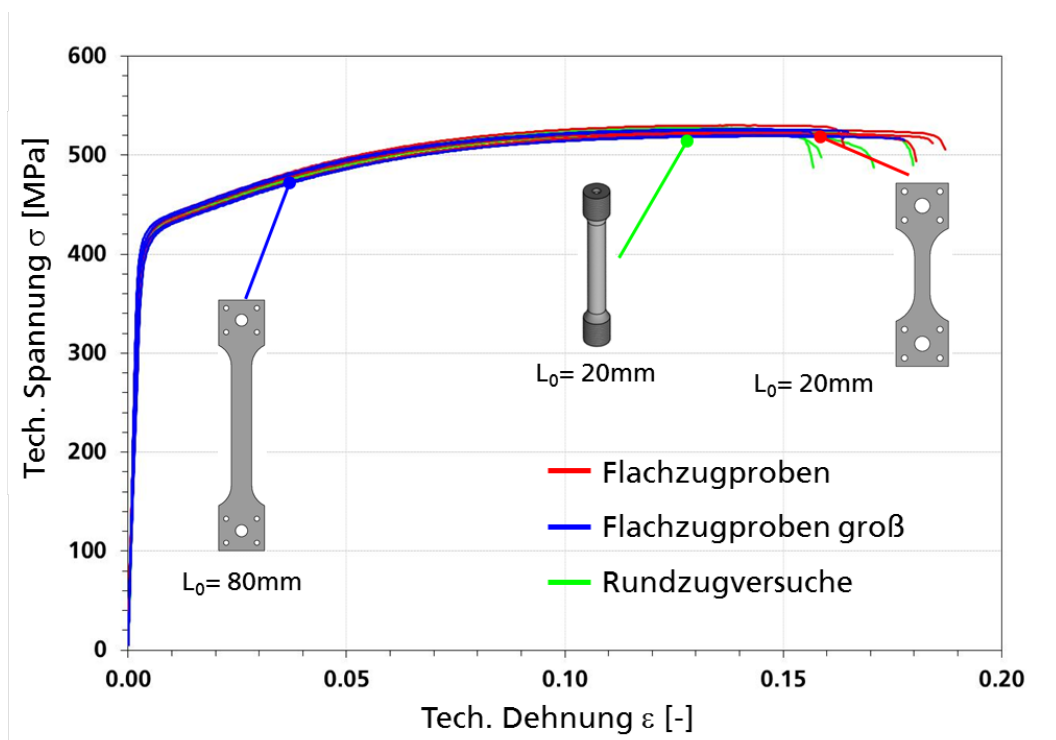


Abbildung 3-26: Einfluss der Probengeometrie auf die technischen Spannungs-Dehnungskurven, GJS-500-14

Flachzugprobe groß		GJS-500-14 längs				
Probennummer	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_{80mm} [%]	Z [%]	r_{5-10} inkrementell	
ALB3-5-FzGr-S1L	412	520	16.0	13.5	0.71	
ALB3-6-FzGr-S1L	412	519	17.5	15.5	0.68	
ALB3-7-FzGr-S1L	419	525	15.6	12.5	0.66	
ALB3-8-FzGr-S1L	422	526	16.2	13.4	0.61	
Mittelwert	416	523	16.3	13.7	0.6	
Standardabweichung	5	4	0.8	1.27	0.0	

Flachzugprobe		GJS-500-14 längs				
Probennummer	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_{20mm} [%]	Z [%]	r_{5-10} inkrementell	
ALB3-1-Fz-S1L	421	530	16.0	15.6	0.77	
ALB3-2-Fz-S1L	413	522	18.1	16.9	0.72	
ALB3-3-Fz-S1L	416	523	17.8	16.9	0.75	
ALB3-4-Fz-S1L	416	526	18.4	13.4	0.68	
Mittelwert	417	525	17.6	15.7	0.7	
Standardabweichung	3	4	1.1	1.65	0.0	

Rundzugprobe


 $L_0=20\text{mm}$

GJS-500-14 längs

Probennummer	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_5 [%]	Z [%]
ALB3-1-Rz-S1L	419	528	15.4	17.5
ALB3-2-Rz-S1L	415	525	15.6	20.0
ALB3-3-Rz-S1L	415	525	15.6	20.0
ALB3-4-Rz-S1L	416	525	16.7	20.7
Mittelwert	416	526	15.8	19.6
Standardabweichung	2	2	0.6	1.4

GJS-500-14 quer

Probennummer	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_5 [%]	Z [%]
ALB3-1-Rz-S1Q	418	524	11.0	16.0
ALB3-2-Rz-S1Q	415	521	12.6	15.2
ALB3-3-Rz-S1Q	412	518	11.5	14.3
ALB3-4-Rz-S1Q	416	518	9.4	13.8
Mittelwert	415	521	11.7	15.2
Standardabweichung	3	3	0.8	0.9

Tabelle 3-3: Technische Kennwerte für GJS-500-14

Abbildung 3-27 zeigt die wahren Spannungs-Dehnungskurven der drei verschiedenen Glattzugproben. Für die Flachzugproben stellen die durchgehenden Linien die Messdaten bis zur Gleichmaßdehnung dar. Danach sind die Kurven wegen der dann einsetzenden Einschnürung der Flachzugproben mit unterschiedlicher Probenbreiten- und -dickenänderung nicht mehr auswertbar. Die Symbole bezeichnen die wahren Spannungen und wahren Dehnungen beim Bruch. Die nach Versuch gemessenen Probenquerschnitte wurden zur Berechnung dieser Werte verwendet. Für die axialsymmetrischen Rundzugproben können die wahren Spannungs-Dehnungskurven bis zum Bruch ausgewertet werden.

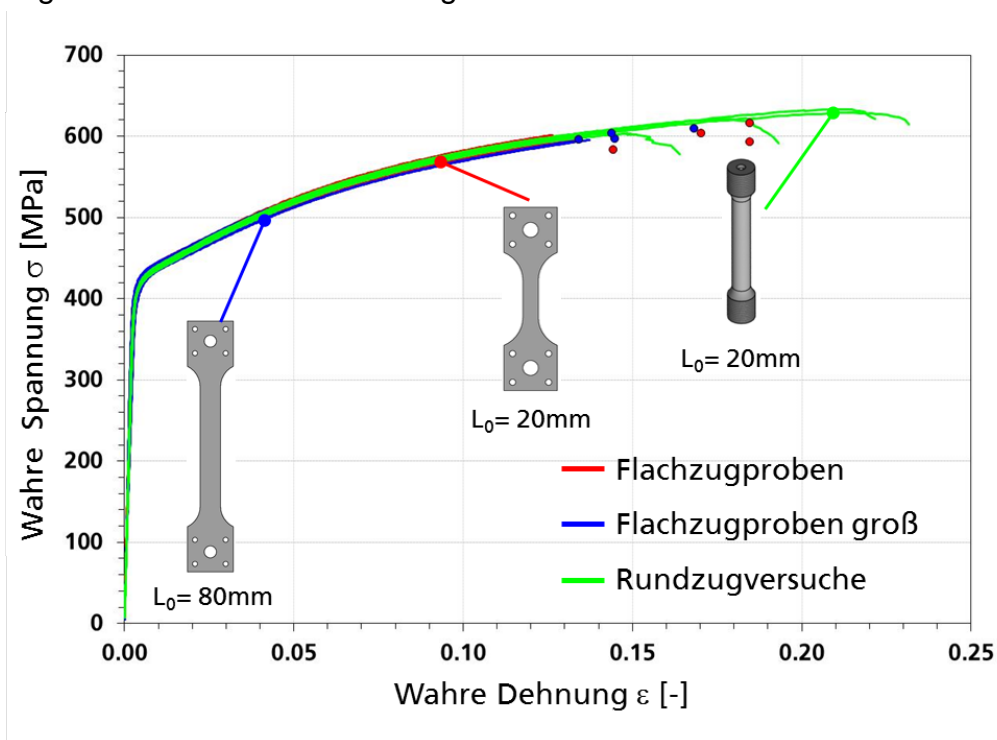


Abbildung 3-27: Einfluss der Probengeometrie auf die wahren Spannungs-Dehnungskurven, GJS-500-14

Abbildung 3-28 zeigt die Entwicklungen der lokalen wahren Vergleichsdehnung in der Probenmitte aus den ARAMIS-Messungen für eine Flachzugprobe, wobei die entsprechende technische Spannungs-Dehnungskurve auch eingezeichnet ist. Abbildung 3-29 zeigt die Verteilung der Vergleichsdehnung in einer Glattzugprobe kurz vor Bruch.

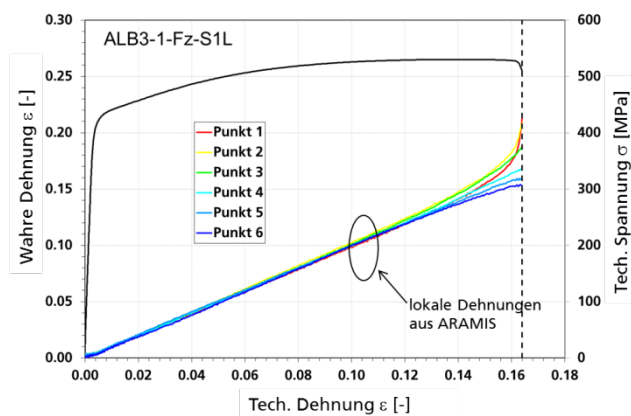


Abbildung 3-28: Technische Spannungs-Dehnungskurve und Entwicklungen der lokalen wahren Dehnungen an 6 Positionen für eine Flachzugprobe, GJS-500-14

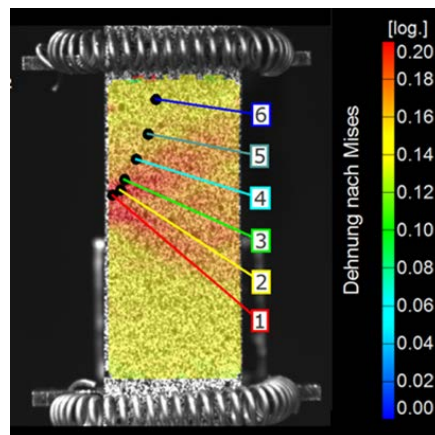


Abbildung 3-29: Verteilung der von Mises-Vergleichsdehnung in einer Flachzugprobe kurz vor Bruch, GJS-500-14

Zur Quantifizierung des Orientierungseinflusses wurden Rundzugproben in Querrichtung entnommen und geprüft. Der Vergleich der Spannungs-Dehnungskurven für die Längs- und Querrichtung in Abbildung 3-30 zeigt für die beiden Orientierungen übereinstimmende Fließspannungen und Zugfestigkeiten, wobei jedoch die Bruchdehnungen und –einschnürungen für die Längsrichtung deutlich höher sind als für die Querrichtung. Die technischen Kennwerte der Querproben sind zusammen mit denen der Längsproben in Tabelle 3-3 zu finden.

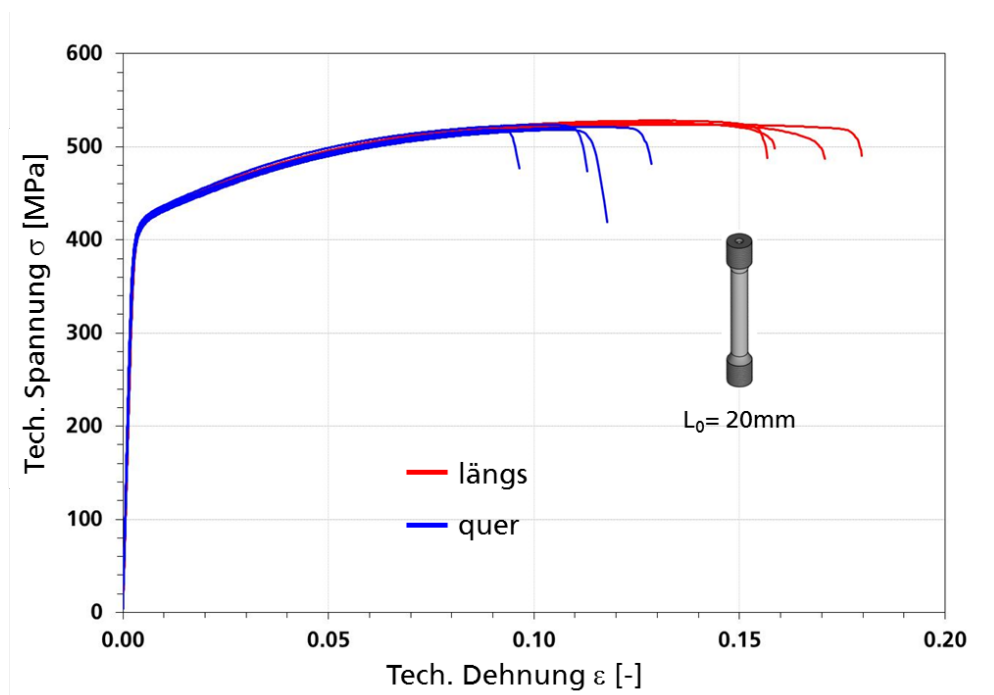


Abbildung 3-30: Einfluss der Orientierung auf die technischen Spannungs-Dehnungskurven, GJS-500-14

Die geprüften Glattzugproben sind in Abbildung 3-31 und Abbildung 3-32 zusammengestellt. Die Bruchstellen von allen Zugproben bis auf Probe ALB3-1-Rz-S1Q liegen im Prüfbereich.

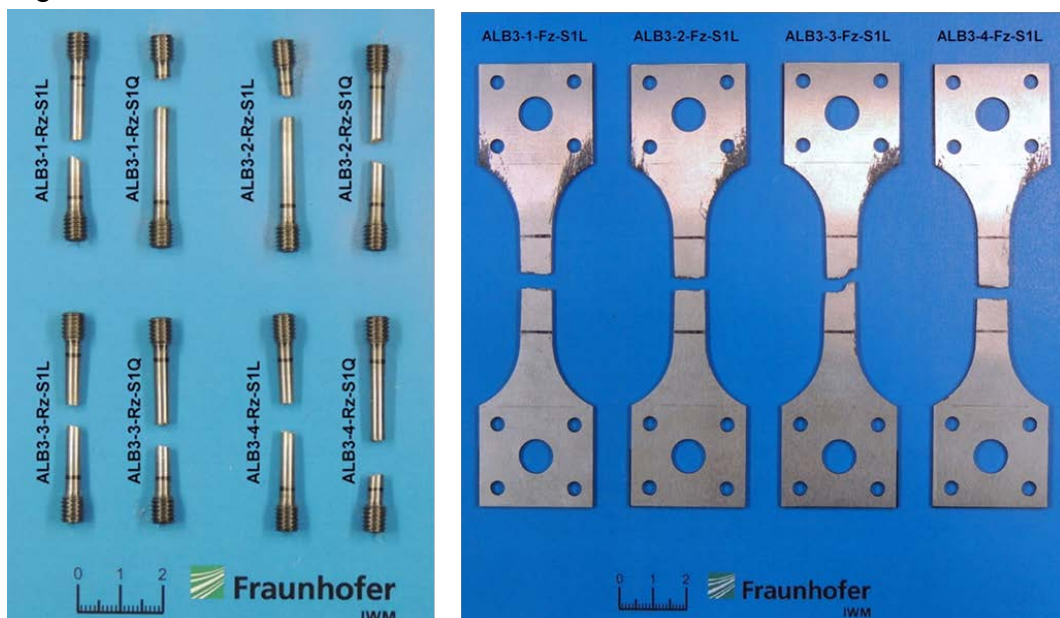


Abbildung 3-31: Rund- und Flachzugproben nach Versuch, GJS-500-14

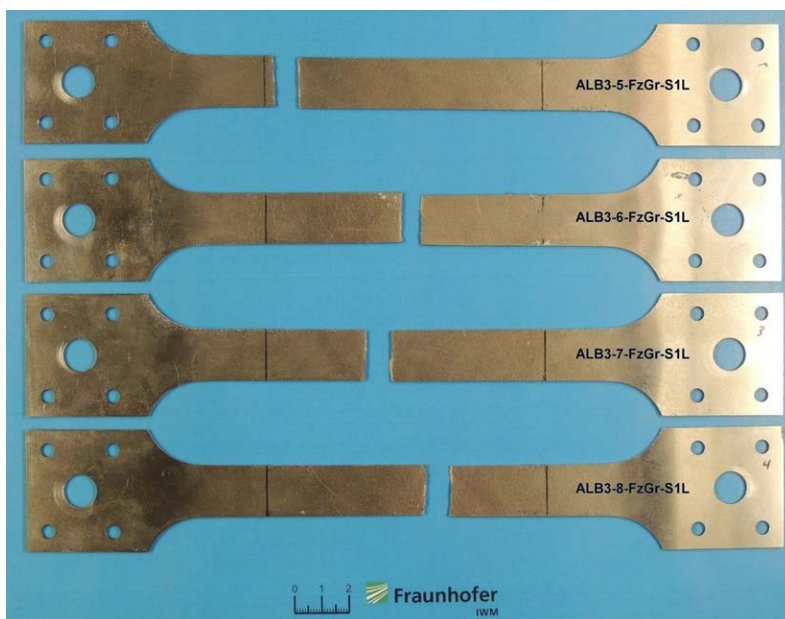


Abbildung 3-32: Große Flachzugproben nach Versuch, GJS-500-14

Wie der Abbildung 3-33 zu entnehmen ist, zeigt auch der Werkstoff GJS-500-14 eine ausgeprägte Zug-Druck-Asymmetrie, die mit zunehmender Verformung größer wird und in der Simulation berücksichtigt werden muss.

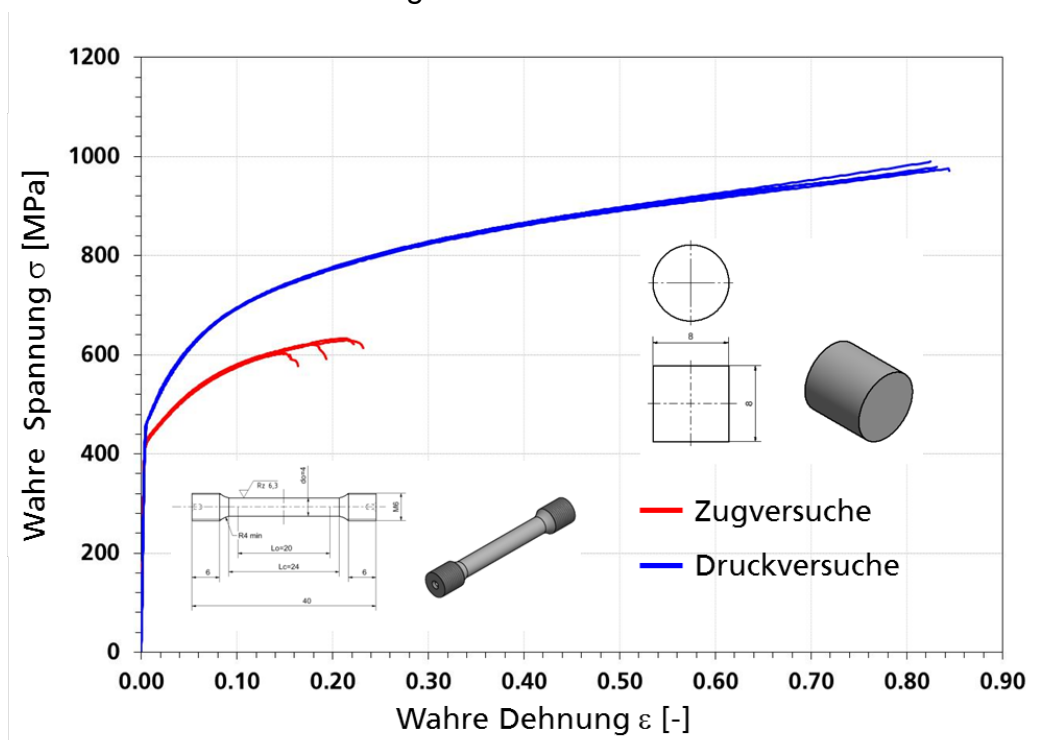


Abbildung 3-33: Zug-Druck-Asymmetrie der wahren Spannungs-Dehnungskurven, GJS-500-14

Die geprüften Druckproben sind in Abbildung 3-34 zusammengestellt. Bei den Druckversuchen trat kein Versagen auf.



Abbildung 3-34: Druckproben nach Versuch, GJS-500-14

3.2.1.3 Vergleich EN GJS-450-18 und EN GJS-500-14

Der Vergleich der wahren Spannungs-Dehnungskurven der Druck- und Rundzugversuche für GJS-450-18 und GJS-500-14 in Abbildung 3-35 zeigt, dass GJS-500-14 wie erwartet höherfest ist als GJS-450-18. Die Bruchdehnungen von GJS-500-14 sind etwas niedriger als für GJS-450-18 (Abbildung 3-36).

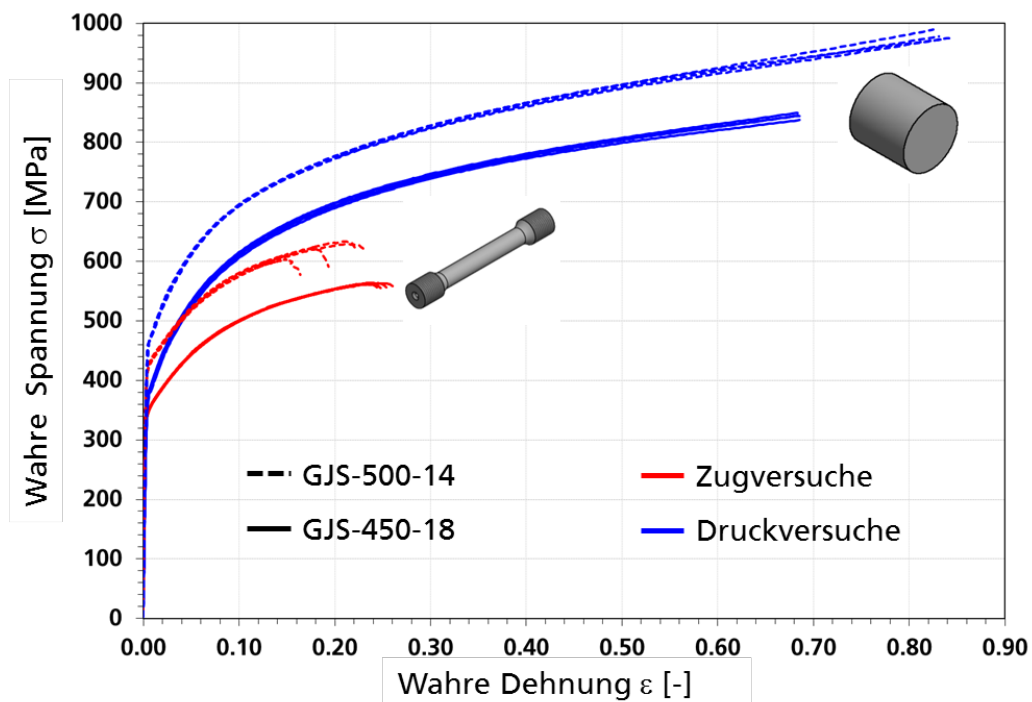


Abbildung 3-35: Wahre Spannungs-Dehnungskurven der Druck- und Rundzugversuche für GJS-450-18 und GJS-500-14

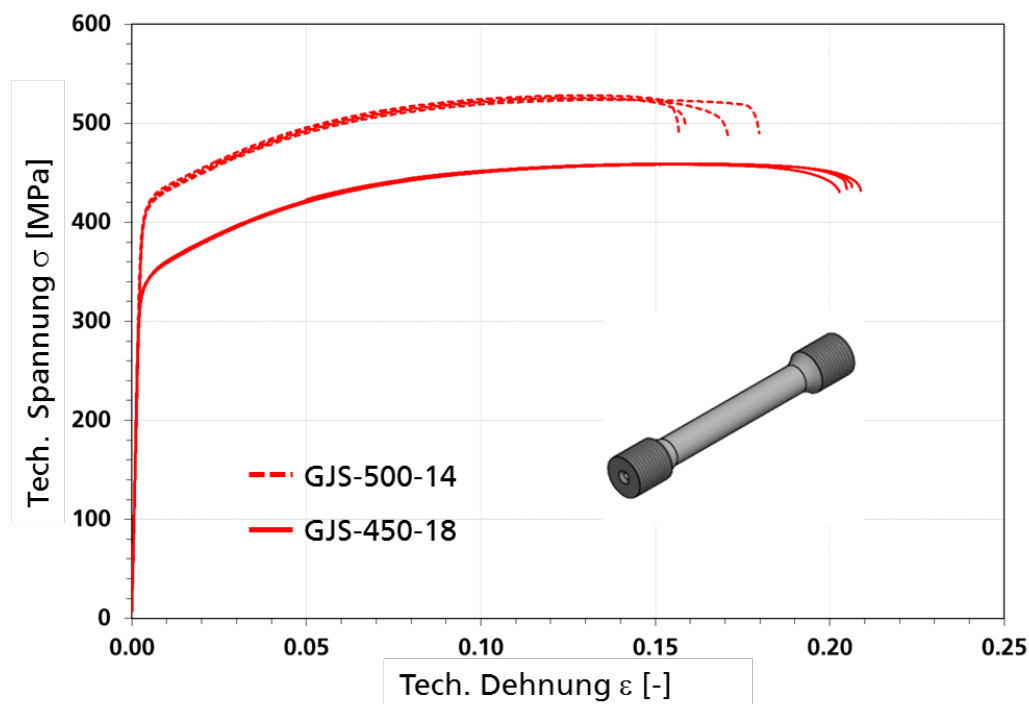


Abbildung 3-36: Technische Spannungs-Dehnungskurven der Rundzugversuche für GJS-450-18 und GJS-500-14

3.2.2 Ergebnisse der Mehrachsigsversuche

Zur Untersuchung des Einflusses des Spannungszustands auf das Verformungs- und Versagensverhalten wurden Torsions-, Scherzug-, Ebene-Dehnungs-, Kerbzug- und Durchbiegeversuche unter statischer Belastung durchgeführt. Zusätzlich wurden Durchstoßversuche zur Realisierung der biaxialen Zugbelastung durchgeführt. Die Mehrachsigkeit ist definiert als Verhältnis der hydrostatischen Spannung σ_m zur von Mises Vergleichsspannung σ_e . Die Mehrachsigkeit σ_m/σ_e unter Scherbelastung liegt bei 0. Bei einachsigem Zug beträgt die Mehrachsigkeit $1/3$ und bei biaxialer Belastung $2/3$. Die Mehrachsigkeit in der Kerbzugprobe liegt zwischen $1/3$ und $2/3$. Der Lode-Parameter ξ in den verschiedenen Proben liegt zwischen -1 und 1 .

3.2.2.1 EN GJS-450-18

Rundkerbzugversuche

Abbildung 3-37 zeigt die technischen Spannungs-Dehnungskurven der Rundkerbzugproben mit Kerbradius 1 mm und 4 mm. Zur Darstellung des Einflusses der Kerbe auf das Fließen und das Versagen werden die technischen Spannungs-Dehnungskurven aus Glattzug- und Kerbzugproben in Abbildung 3-38 verglichen. Wie erwartet führt die Kerbe aufgrund der Einflüsse der anderen Spannungskomponenten zu einer höheren axialen Fließspannung. Die geprüften Kerbzugproben sind in Abbildung 3-39 zusammengestellt.

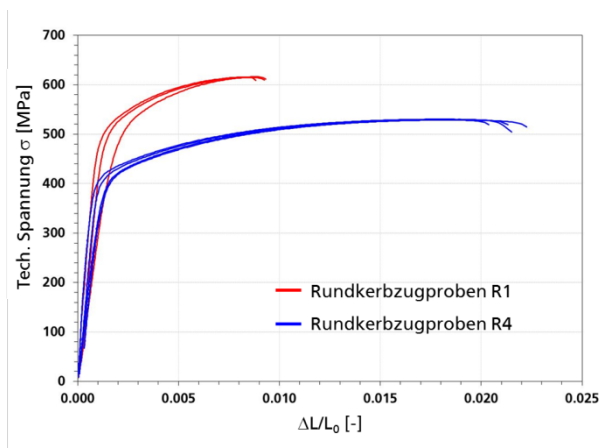


Abbildung 3-37: Technische Spannungs-Dehnungskurven der Rundkerbzugproben R1 und R4, GJS-450-18

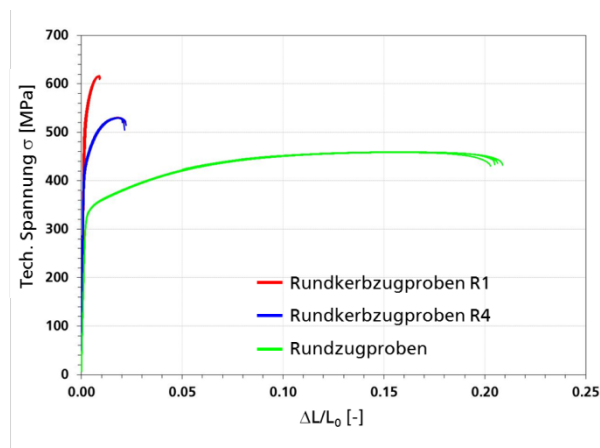


Abbildung 3-38: Technische Spannungs-Dehnungskurven der Rundkerbzugproben R1 und R4 und der glatten Rundzugproben, GJS-450-18



Abbildung 3-39: Rundkerbzugproben mit 2 Kerbradien nach Versuch, GJS-450-18

Ebene-Dehnungsversuche

Die normierten Kraft-Verschiebungskurven der Ebene-Dehnungsproben werden in Abbildung 3-40 verglichen. Verformungsbilder mit den gemessenen Dehnungsverteilungen einer Ebene-Dehnungsprobe werden in Abbildung 3-41 zusammen mit der normierten Kraft-Verschiebungskurve dargestellt.

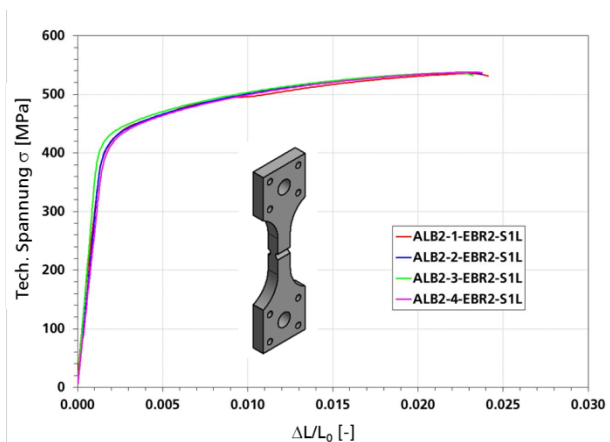


Abbildung 3-40: Normierte Kraft-Verschiebungskurven der Ebene-Dehnungsproben, GJS-450-18

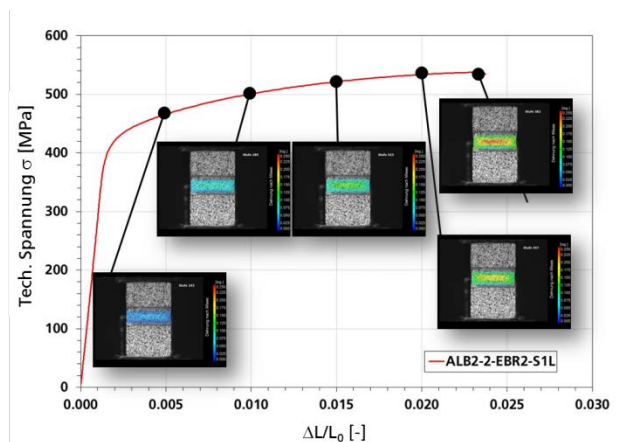


Abbildung 3-41: Entwicklung der Verformung in einer Ebene-Dehnungsprobe, GJS-450-18

Die geprüften Ebene-Dehnungsproben sowie die Bruchflächen der vier Proben sind in Abbildung 3-42 dargestellt.

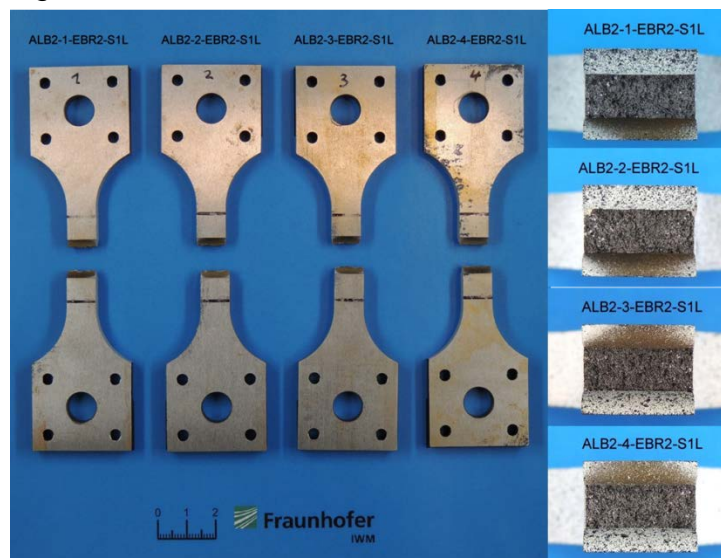


Abbildung 3-42: Ebene-Dehnungsproben nach Versuch und Bruchflächen, GJS-450-18

Abbildung 3-43 zeigt die Verteilung der Vergleichsdehnung in einer Ebene-Dehnungsprobe aus den ARAMIS-Messungen kurz vor Bruch. Die maximalen Dehnungen liegen in Probenmitte. Abbildung 3-44 zeigt die Entwicklungen der lokalen wahren Vergleichsdehnungen am Ort der maximalen Dehnungen.

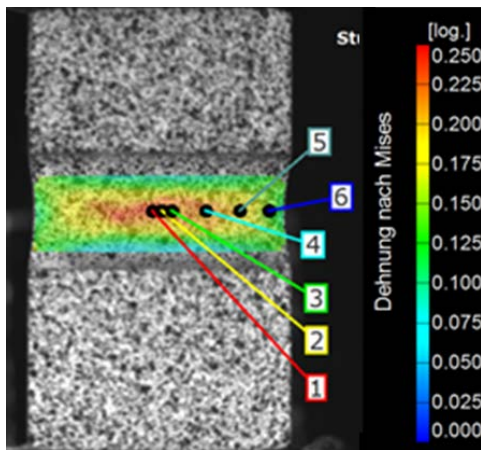


Abbildung 3-43: Verteilung der von Mises-Vergleichsdehnung in einer Ebene-Dehnungsprobe kurz vor Bruch, GJS-450-18

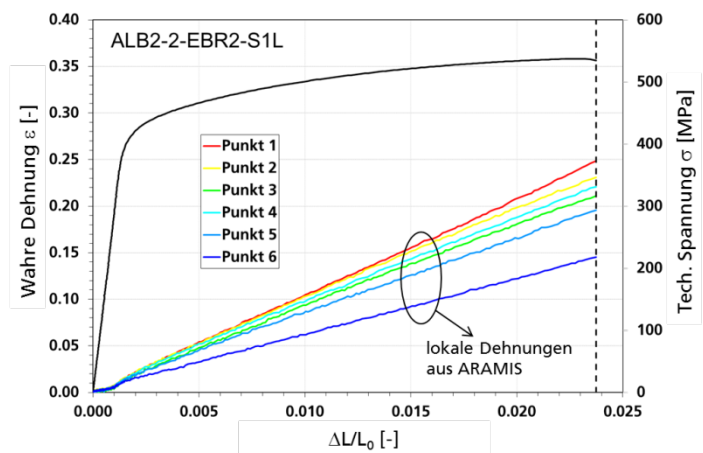


Abbildung 3-44: Technische Spannungs-Dehnungskurve und Entwicklungen der lokalen wahren Dehnungen an 6 Positionen für eine Ebene-Dehnungsprobe, GJS-450-18

Scherzugversuche

Die normierten Kraft-Verschiebungskurven der Scherzugproben sind in Abbildung 3-45 zusammengestellt. Verformungsbilder mit den gemessenen Dehnungsverteilungen einer Scherzugprobe sind in Abbildung 3-47 zusammen mit der normierten Kraft-Verschiebungskurve dargestellt. Die geprüften Scherzugproben sind in Abbildung 3-46 zu sehen. Es ist zu erkennen, dass drei Proben in der Testserie eine Mischung von Scher- und Duktilversagen aufweisen.

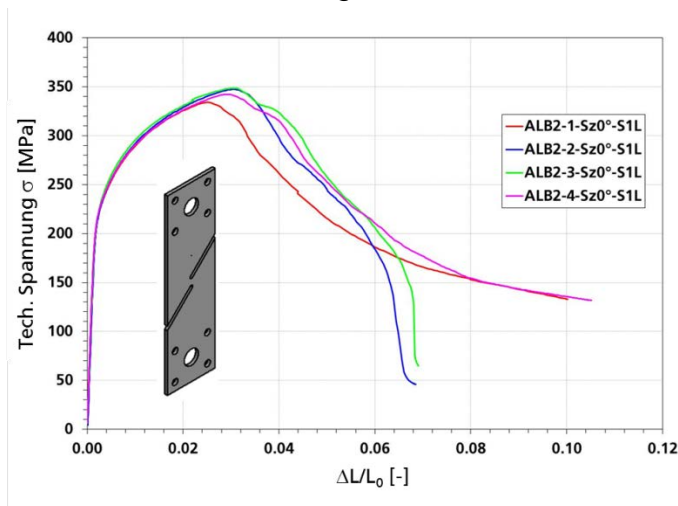


Abbildung 3-45: Normierte Kraft-Verschiebungskurven der Scherzugproben, GJS-450-18

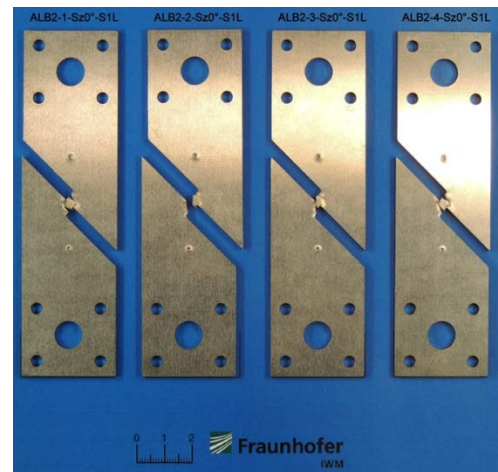


Abbildung 3-46: Scherzugproben nach Versuch, GJS-450-18

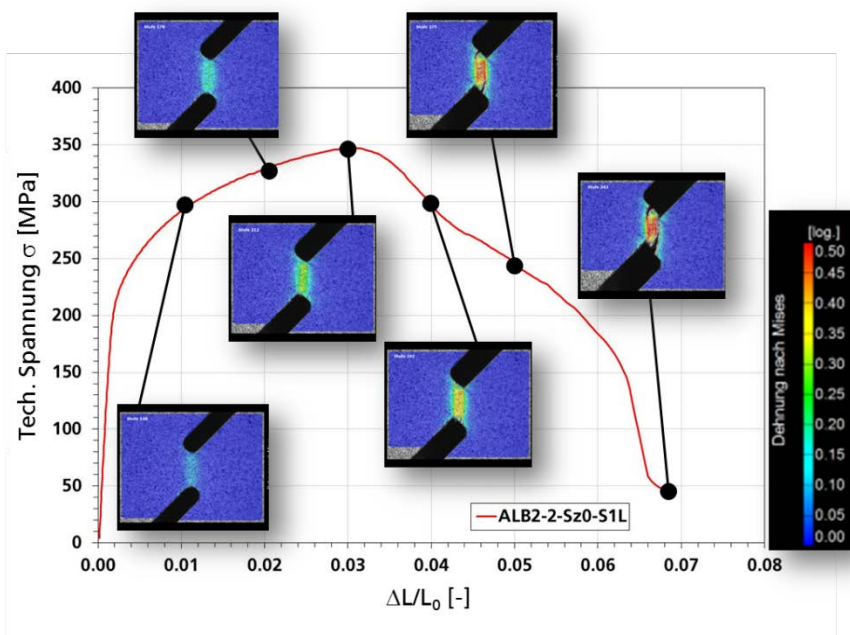


Abbildung 3-47: Entwicklung der Verformung in einer Scherzugprobe, GJS-450-18

Durchstoßversuche

Abbildung 3-48 vergleicht die Kraft-Verschiebungskurven der Durchstoßproben. Die Entwicklung der lokalen wahren Dehnungen in einer Durchstoßprobe ist in Abbildung 3-49 dargestellt.

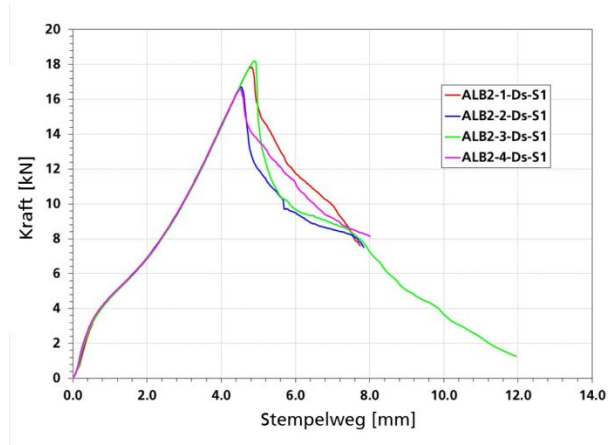


Abbildung 3-48: Kraft-Verschiebungskurven der Durchstoßproben, GJS-450-18

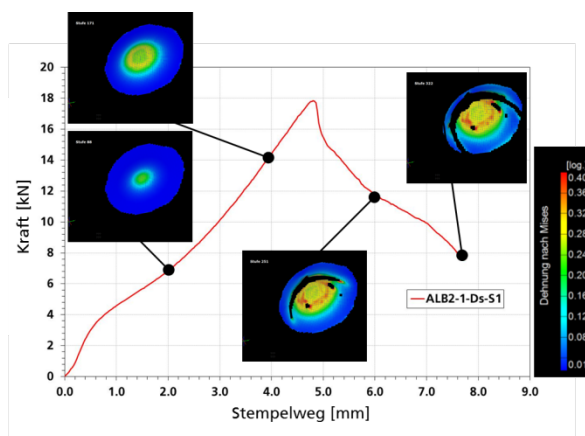


Abbildung 3-49: Entwicklung der Verformung und der Schädigung in einer Durchstoßprobe mit 4 mm Dicke GJS-450-18

Abbildung 3-50 zeigt die Durchstoßproben nach Versuch. Der Bruch findet in der Probenmitte statt.

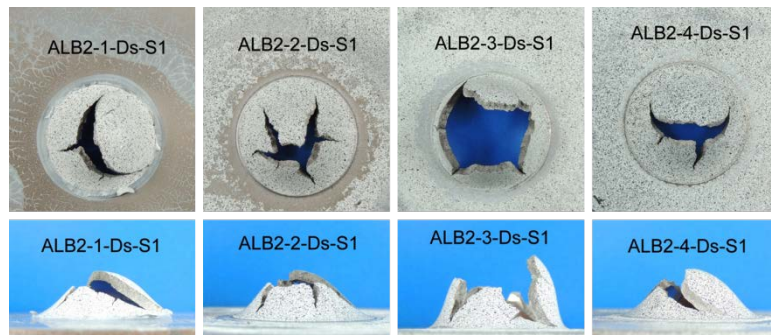


Abbildung 3-50: Durchstoßproben nach Versuch, GJS-450-18

Durchbiegeversuche

Abbildung 3-51 zeigt die Kraft-Stempelwegkurven der Durchbiegeversuche. Abbildung 3-52 zeigt die Entwicklung der Verformung und der Schädigung in einer Durchbiegeprobe.

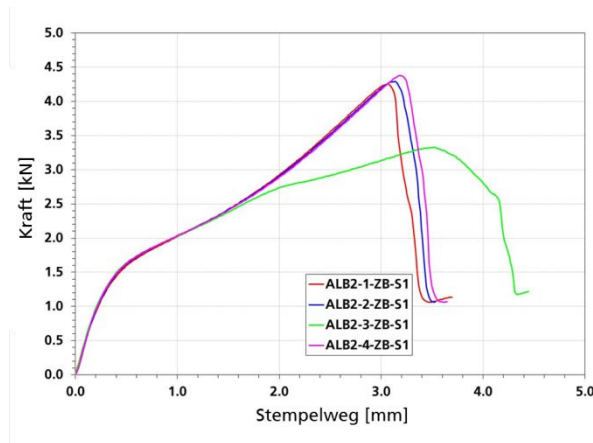


Abbildung 3-51: Kraft-Verschiebungskurven der Durchbiegeproben, GJS-450-18

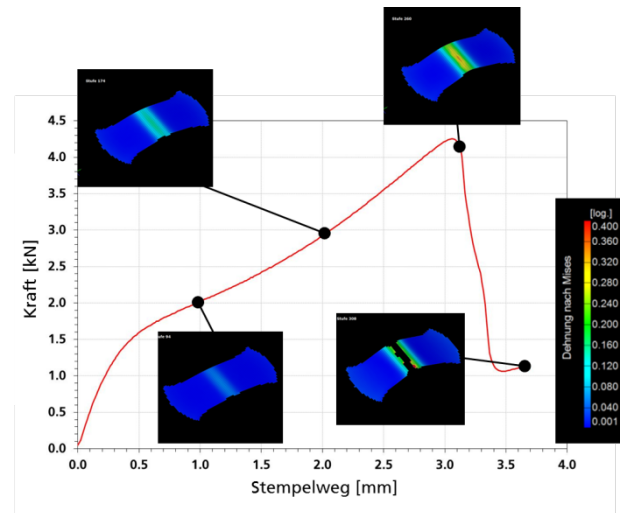


Abbildung 3-52: Entwicklung der Verformung und der Schädigung in einer Durchbiegeprobe, GJS-450-18

Fotos von den geprüften Durchbiegeproben sind in Abbildung 3-53 zusammengestellt. Die Versagensstellen von allen Durchbiegeproben liegen in der Probenmitte.

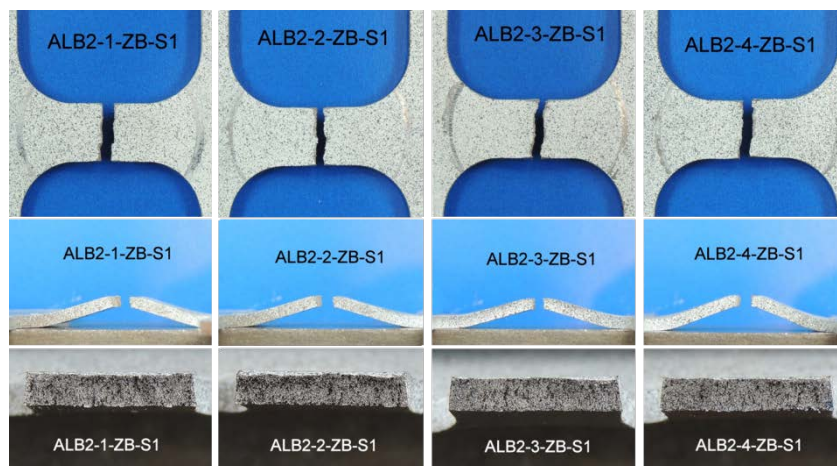


Abbildung 3-53: Durchbiegeproben nach Versuch, GJS-450-18

Torsionsversuche

Die normierten Drehmoment-Drehwinkelkurven der Torsionsproben sind in Abbildung 3-54 zusammengestellt. Die geprüften Torsionsproben sind in Abbildung 3-55 zu sehen.

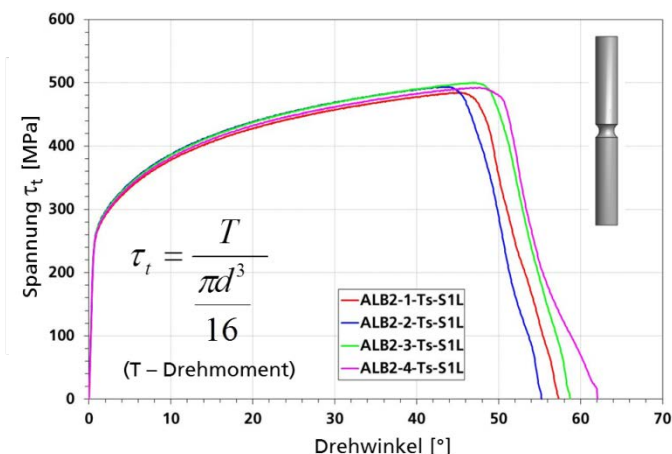


Abbildung 3-54: Normierte Drehmoment-Drehwinkelkurven der Torsionsproben, GJS-450-18



Abbildung 3-55: Torsionsproben nach Versuch, GJS-450-18

3.2.2.2 EN GJS-500-14

Rundkerbzugversuche

Abbildung 3-56 zeigt die technischen Spannungs-Dehnungskurven der Rundkerbzugproben mit Kerbradius 1 mm und 4 mm. Zur Darstellung des Einflusses der Kerbe auf das Fließen und das Versagen werden die technischen Spannungs-Dehnungskurven aus Glattzug- und Kerbzugproben in Abbildung 3-57 verglichen. Wie erwartet führt die Kerbe aufgrund der Einflüsse der anderen Spannungskomponenten zu einer höheren axialen Fließspannung. Die geprüften Kerbzugproben sind in Abbildung 3-58 zusammengestellt.

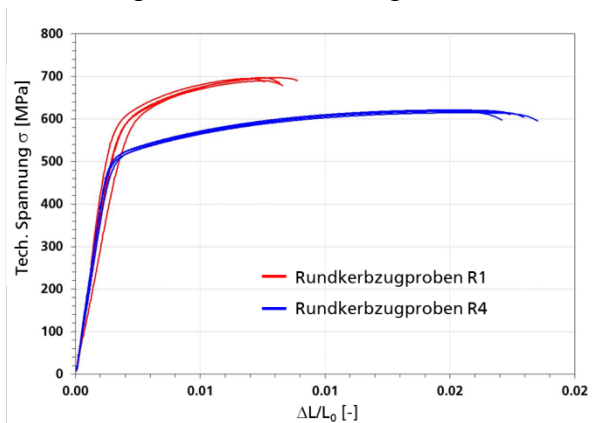


Abbildung 3-56: Technische Spannungs-

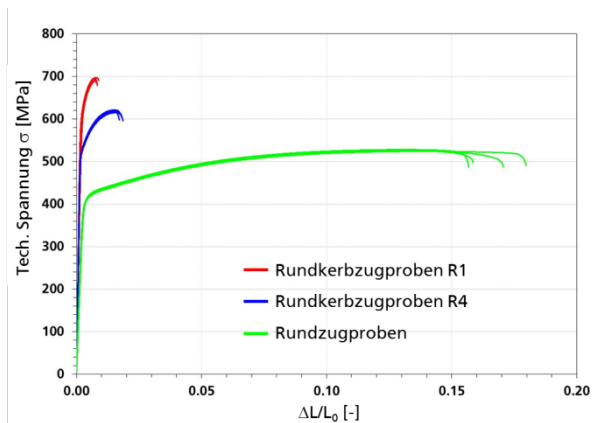


Abbildung 3-57: Technische Spannungs-

Dehnungskurven der Rundkerbzugproben R1 und R4, GJS-500-14

Dehnungskurven der Rundkerbzugproben R1 und R4 und der glatten Rundzugproben, GJS-500-14

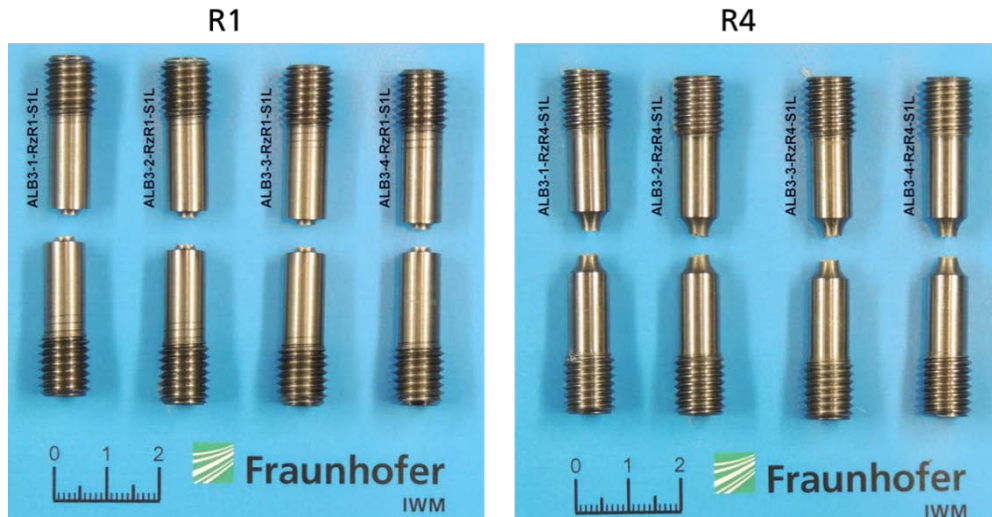


Abbildung 3-58: Rundkerbzugproben mit 2 Kerbradien nach Versuch, GJS-500-14

Ebene-Dehnungsversuche

Die normierten Kraft-Verschiebungskurven der Ebene-Dehnungsproben werden in Abbildung 3-59 verglichen. Verformungsbilder mit den gemessenen Dehnungsverteilungen einer Ebene-Dehnungsprobe werden in Abbildung 3-60 zusammen mit der normierten Kraft-Verschiebungskurve dargestellt.

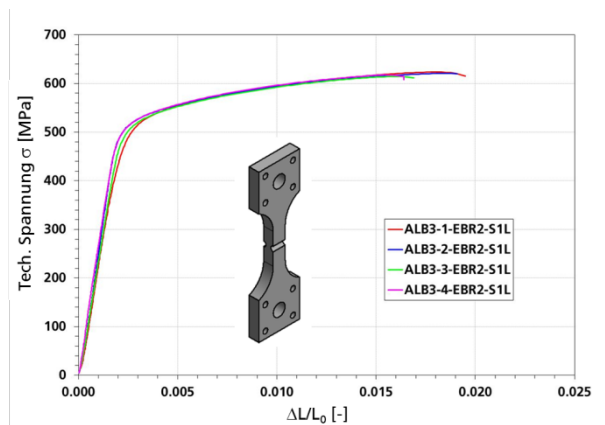


Abbildung 3-59: Normierte Kraft-Verschiebungskurven der Ebene-Dehnungsproben, GJS-500-14

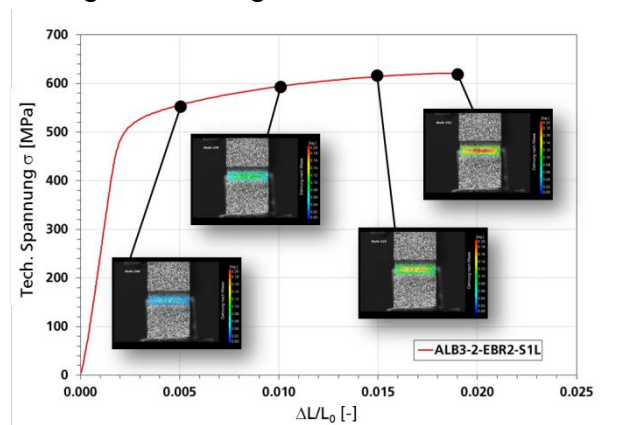


Abbildung 3-60: Entwicklung der Verformung in einer Ebene-Dehnungsprobe, GJS-500-14

Die geprüften Ebene-Dehnungsproben sowie die Bruchflächen der vier Proben sind in Abbildung 3-61 dargestellt.



Abbildung 3-61: Ebene-Dehnungsproben nach Versuch und Bruchflächen, GJS-500-14

Abbildung 3-62 zeigt die Verteilung der Vergleichsdehnung in einer Ebene-Dehnungsprobe aus den ARAMIS-Messungen kurz vor Bruch. Die maximalen Dehnungen liegen in Probenmitte. Abbildung 3-63 zeigt die Entwicklungen der lokalen wahren Vergleichsdehnungen am Ort der maximalen Dehnungen.

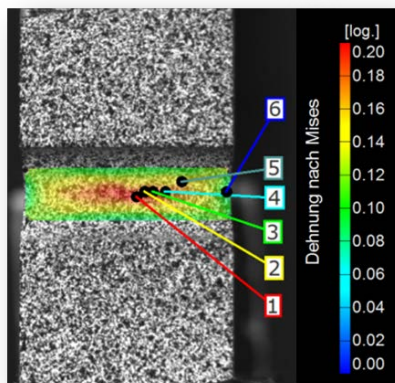


Abbildung 3-62: Verteilung der von Mises-Vergleichsdehnung in einer Ebene-Dehnungsprobe kurz vor Bruch, GJS-500-14

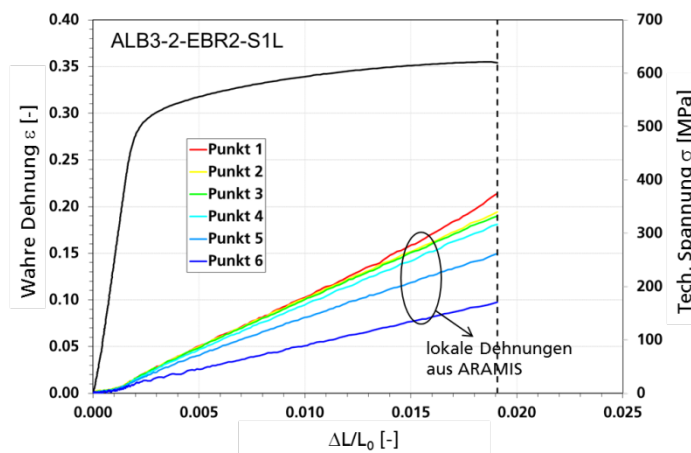


Abbildung 3-63: Technische Spannungs-Dehnungskurve und Entwicklungen der lokalen wahren Dehnungen an 6 Positionen für eine Ebene-Dehnungsprobe, GJS-500-14

Scherzugversuche

Die normierten Kraft-Verschiebungskurven der Scherzugproben sind in Abbildung 3-64 zusammengestellt. Verformungsbilder mit den gemessenen Dehnungsverteilungen einer Scherzugprobe sind in Abbildung 3-65 zusammen mit der normierten Kraft-Verschiebungskurve dargestellt. Die geprüften Scherzugproben sind in Abbildung 3-66 zu sehen.

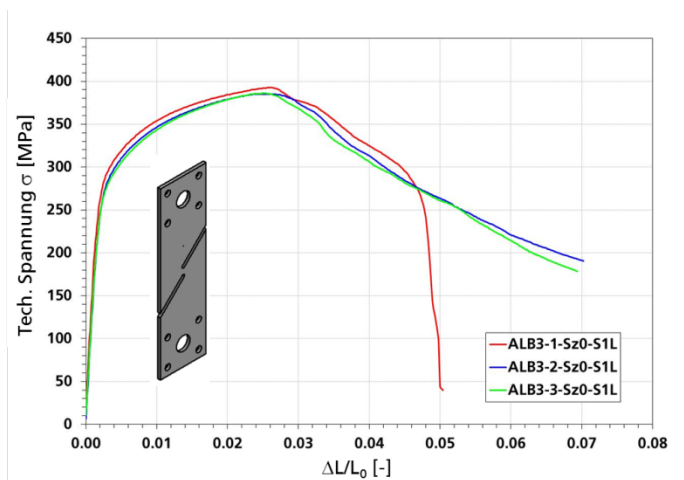


Abbildung 3-64: Normierte Kraft-Verschiebungskurven der Scherzugproben, GJS-500-14



Abbildung 3-65: Scherzugproben nach Versuch, GJS-500-14

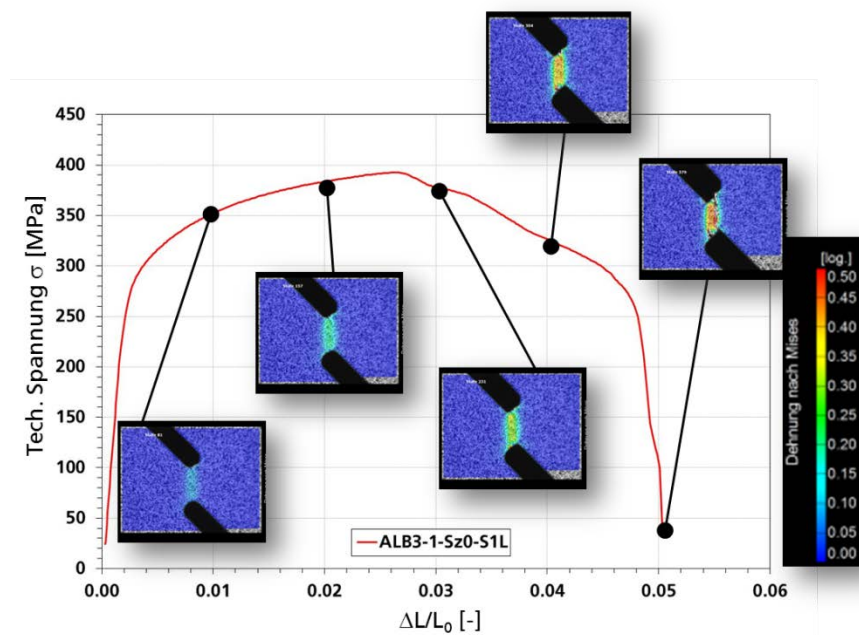


Abbildung 3-66: Entwicklung der Verformung in einer Scherzugprobe, GJS-500-14

Durchstoßversuche

Abbildung 3-67 vergleicht die Kraft-Verschiebungskurven der Durchstoßproben. Die Entwicklung der lokalen wahren Dehnungen in einer Durchstoßprobe ist in Abbildung 3-68 dargestellt.

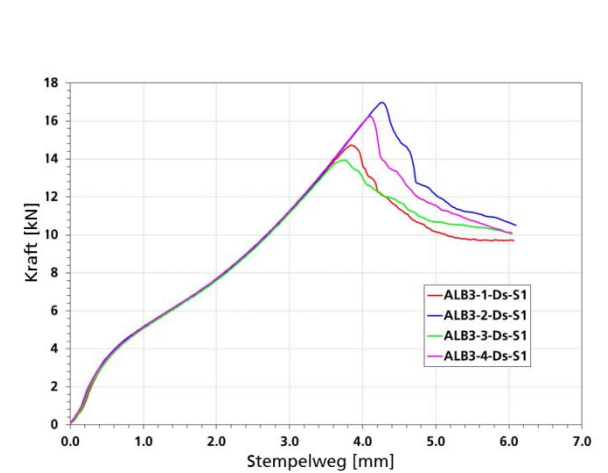


Abbildung 3-67: Kraft-Verschiebungskurven der Durchstoßproben, GJS-500-14

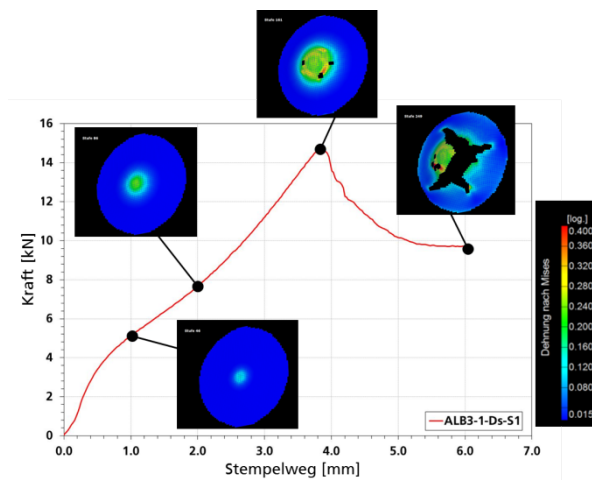


Abbildung 3-68: Entwicklung der Verformung und der Schädigung in einer Durchstoßprobe mit 4 mm Dicke GJS-500-14

Abbildung 3-69 zeigt die Durchstoßproben nach Versuch.

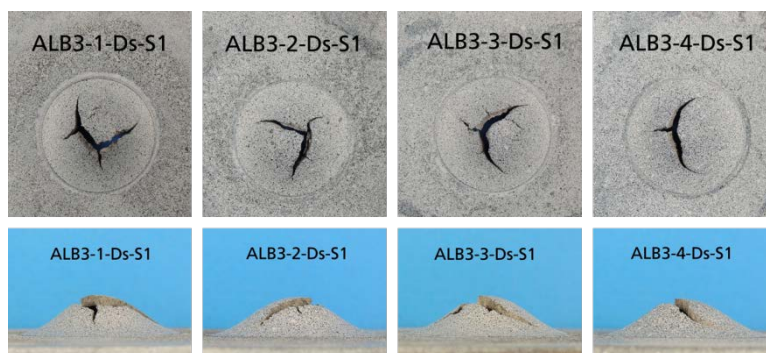


Abbildung 3-69: Durchstoßproben nach Versuch, GJS-500-14

Durchbiegeversuche

Abbildung 3-70 zeigt die Kraft-Stempelwegkurven der Durchbiegeversuche. Abbildung 3-71 zeigt die Entwicklung der Verformung und der Schädigung in einer Durchbiegeprobe.

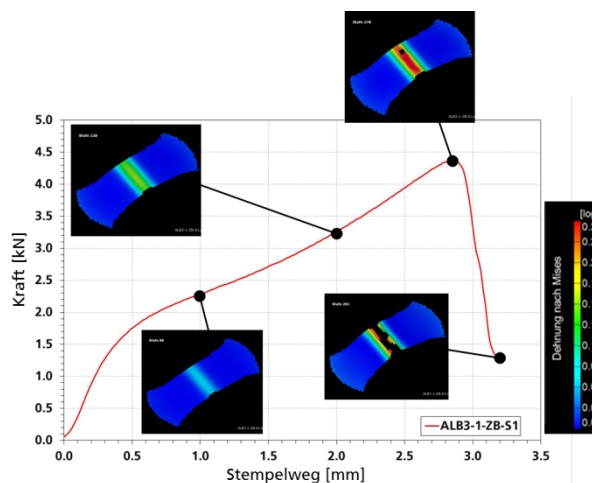
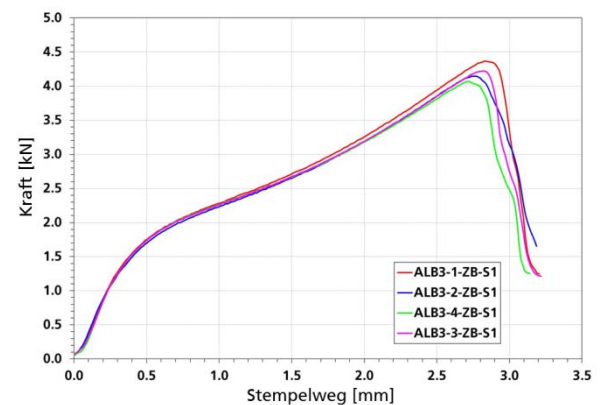


Abbildung 3-70: Kraft-Verschiebungskurven der Durchbiegeproben, GJS-500-14

Abbildung 3-71: Entwicklung der Verformung und der Schädigung in einer Durchbiegeprobe, GJS-500-14

Fotos von den geprüften Durchbiegeproben sind in Abbildung 3-72 zusammengestellt. Die Versagensstellen von allen Durchbiegeproben liegen in der Probenmitte.

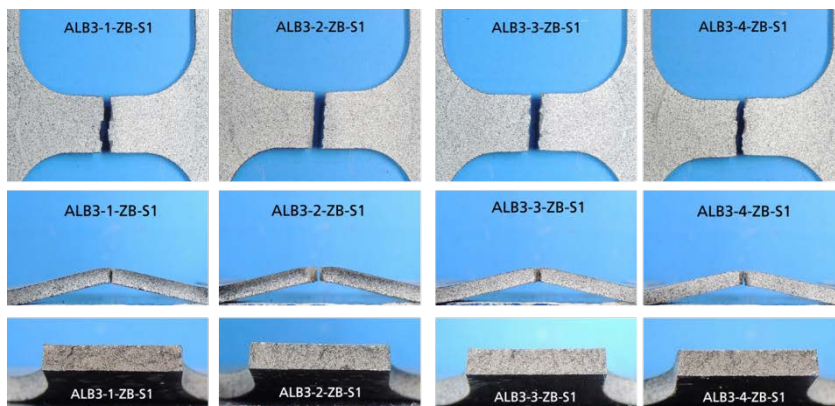


Abbildung 3-72: Durchbiegeproben nach Versuch, GJS-500-14

Torsionsversuche

Die normierten Drehmoment-Drehwinkelkurven der Torsionsproben sind in Abbildung 3-73 zusammengestellt. Die geprüften Torsionsproben sind in Abbildung 3-74 zu sehen.

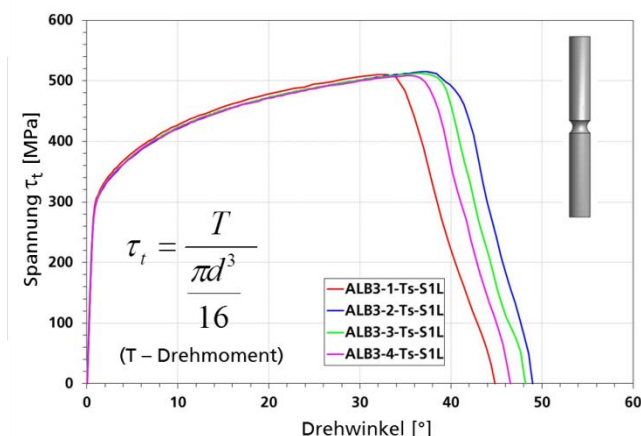


Abbildung 3-73: Normierte Drehmoment-Drehwinkelkurven der Torsionsproben, GJS-500-14



Abbildung 3-74: Torsionsproben nach Versuch, GJS-500-14

3.3 Crashartige Versuche bei mehrachsigen Belastungen (EMI)

Zur Bestimmung charakteristischer Mehrachsigeits-Bruchdehnungswerte müssen unterschiedliche Versuche durchgeführt werden. Beispielsweise werden ungekerbte

und gekerbte Zugversuche mit verschiedenen Kerbgeometrien und damit unterschiedlicher Spannungsmehrachsigkeit unter crashartigen Bedingungen durchgeführt. In Verbindung mit den aus den statischen Versuchen ermittelten Werten lässt sich so ein werkstoffspezifisches Versagensverhalten bestimmen [JAN 07].

Für die Untersuchung des Dehnrateneffekts werden verschiedene Proben von gleicher Position entnommen. Zur Charakterisierung von Wechselwirkungen zwischen der Dehnrates und dem Spannungszustand auf das Verformungs- und Versagensverhalten werden zusätzlich dynamische Zug-, Kerbzug-, Scher-, und Biaxialzugversuche unter verschiedenen Belastungsgeschwindigkeiten durchgeführt.

3.3.1 Prüfeinrichtungen

Die Werkstoffprüfungen bei hohen Dehnraten werden hauptsächlich auf einer servohydraulischen Schnellzerreissmaschine vom Typ Instron VHS 50-20 durchgeführt. Diese Prüfmaschine kann eine Maximalkraft von rund 50 kN quasistatisch und etwa 35 kN dynamisch aufbringen und eine Kolbenverfahrgeschwindigkeit von maximal 20 m/s realisieren.

Abbildung 3-75 zeigt den prinzipiellen Versuchsaufbau auf dieser Prüfmaschine am Beispiel eines Rundzugversuchs. Die erforderliche kinetische Energie wird von einem Hydraulikzylinder über ein Vorlaufwerkzeug auf die Probe aufgebracht. Dieser wird benötigt, damit die Probe schlagartig und mit möglichst konstanter Abzugsgeschwindigkeit belastet wird. Das andere Probenende ist über eine geeignete Kraftmesseinrichtung fest eingespannt, siehe 3.3.3.2.

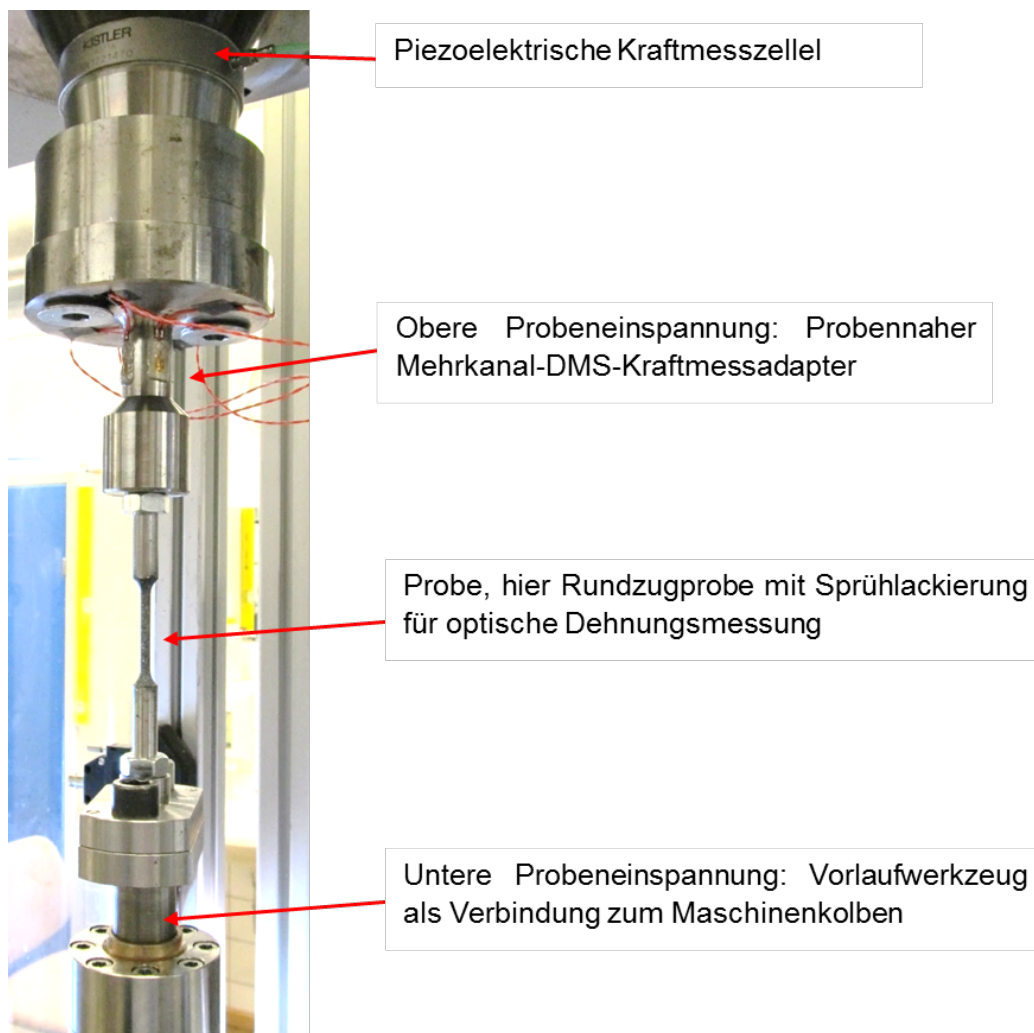


Abbildung 3-75: Servohydraulische Schnellzerreissmaschine, eingerichtet für dynamische Charakterisierungsversuche, hier beispielhaft Rundzugversuch

Für einige dynamische Versuchsarten werden weitere servohydraulische Universalprüfmaschinen eingesetzt. Zusätzlich werden für eine Werkstoffvariante Hochgeschwindigkeitszugversuche bei Dehnraten oberhalb 500/s auf einem Split-Hopkinson-Tension-Bar (SHTB) durchgeführt. Im Gegensatz zu konventioneller Prüftechnik werden hier gezielt einzelne Wellen eingekoppelt und gemessen [MOH16].

3.3.2 Proben

Die Probekörper für die Charakterisierungstests werden wie für die quasistatischen Versuche aus Y-Proben entnommen. Abbildung 3-76 zeigt beispielhaft die Lagen der verschiedenen Probekörper in der Y-Probe. Die Probekörper werden vorzugsweise aus dem unteren Bereich der Y-Proben entnommen, da hier mit weniger Gussfehlern wie Lunkern, Gaseinschlüssen etc. zu rechnen ist. Die Bezeichnungen der dynamischen Proben sind in Abbildung 3-13 angegeben.

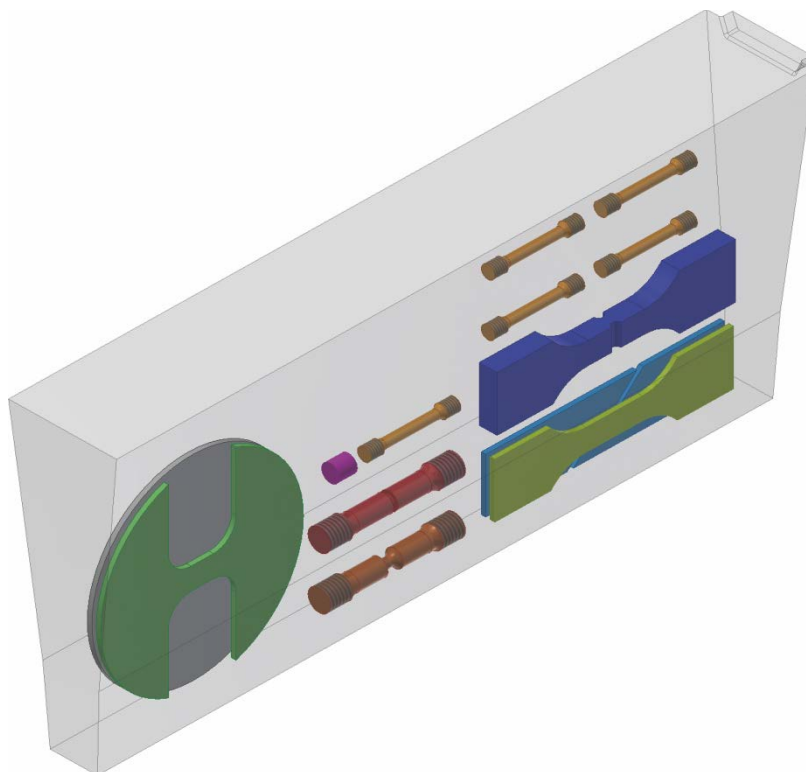


Abbildung 3-76: Probenentnahme aus Y-Probe

3.3.2.1 Probenformen

Abbildung 3-77 zeigt eine Übersicht über die verschiedenen Versuchsarten und Probenformen, die dynamisch angewendet werden. Abbildung 3-78 bis Abbildung 3-86 beinhalten Zeichnungen für jede einzelne Probenform. Die Probenformen sind im Messbereich identisch mit den für die quasistatischen Tests verwendeten. Lediglich der Einspannbereich der Proben wird an die für die dynamischen Prüfungen verwendeten Werkzeuge angepasst.









Rundzug-Proben Rz	Flachzug-proben Fz	Kerbzug-proben RzR1, RzR4	Scherzug-proben Sz0°	Ebene-Dehnungs-proben EDR2	Druck-proben Dr	Durchstoß-Proben Ds	Biege- mit überlagertem Zug-proben ZB
							
S D1 D10 D100 D250 D500	S D100	S D	S D	S D	S D	S D	S D

Abbildung 3-77: Übersicht über die dynamischen Versuchsarten und Probenformen

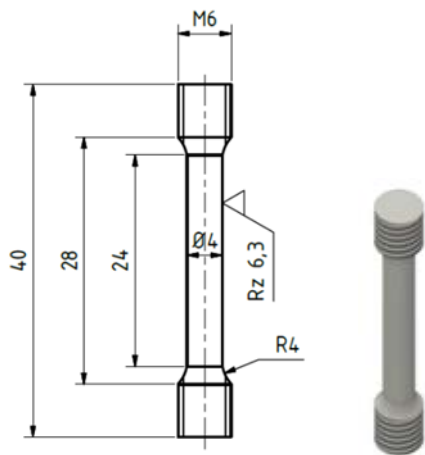


Abbildung 3-78: Rundzugprobe Rz

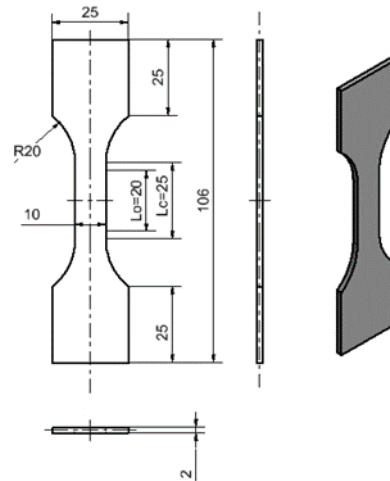


Abbildung 3-79: Flachzugprobe Fz

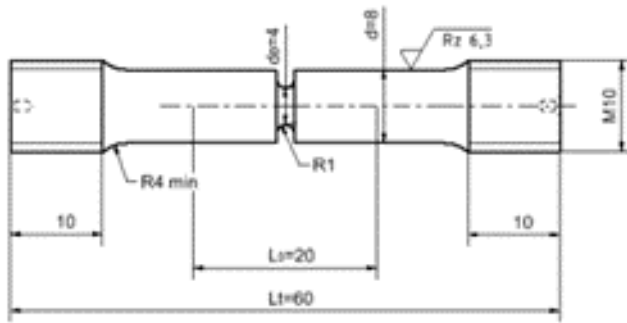


Abbildung 3-80: Gekerbte Rundzugprobe Kerbradius 1 mm RzR1

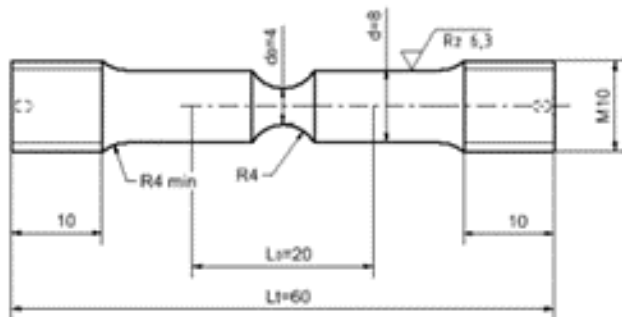


Abbildung 3-81: Gekerbte Rundzugprobe Kerbradius 4 mm RzR4

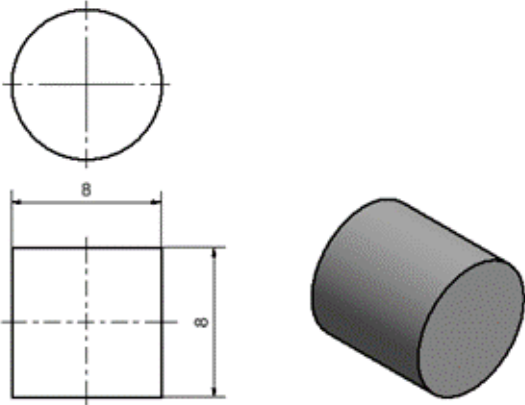


Abbildung 3-82: Druckprobe Dr

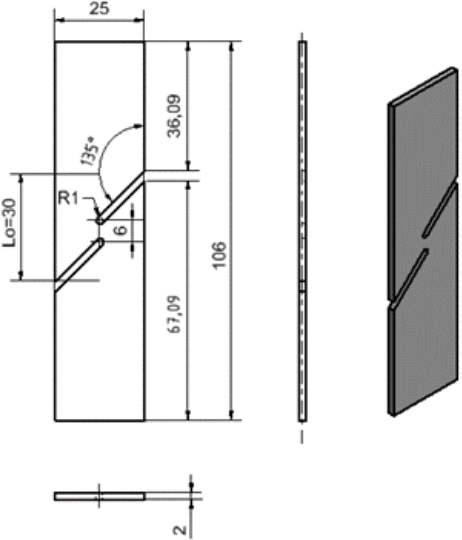


Abbildung 3-83: Scherzugprobe Sz0°

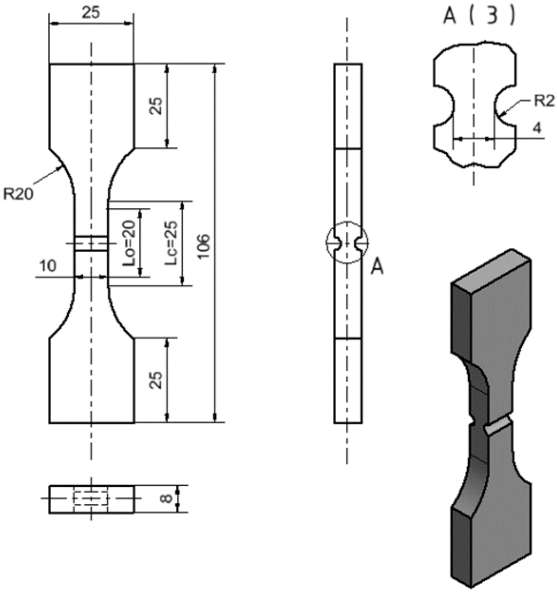


Abbildung 3-84: Ebene Dehnungsprobe EDR2

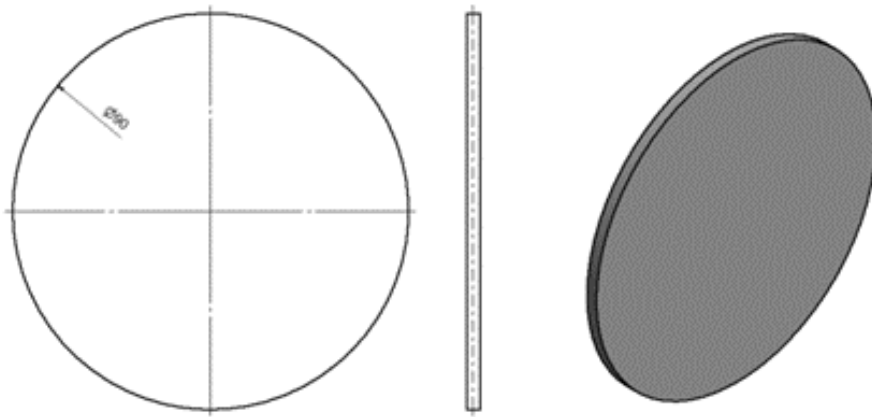


Abbildung 3-85: Durchstoßprobe Ds

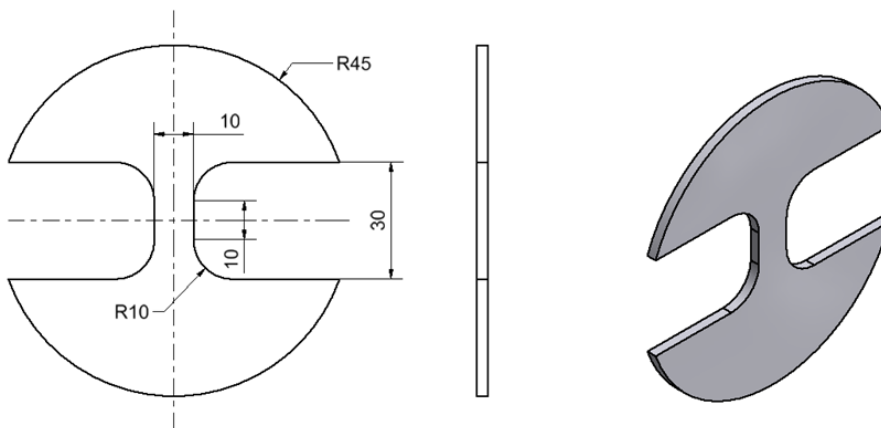


Abbildung 3-86: Zug-Biege-Probe ZB

3.3.2.2 Vorbereitung der Proben

Die Proben werden mittels Fräsen aus den Y-Proben entnommen. Nach dem Vermessen werden die Proben mit einer Schwarz-weiß-Sprühlackierung versehen, die der Kontrastverbesserung bei der optischen Dehnungsauswertung dient. Das eingesetzte Verfahren der Dehnungsanalyse wird in 3.3.3.3 beschrieben.

3.3.3 Durchführung und Messungen

Vor der Durchführung dynamischer Werkstoffversuche muss für die unterschiedlichen Versuchstypen und Probengeometrien eine sinnvolle Auswahl der Prüfgeschwindigkeiten und der daraus resultierenden Dehnraten innerhalb der Messlänge der Proben getroffen werden (3.3.3.1). Weiterhin besteht bei der Prüfung bei hohen Dehnraten die Herausforderung der „Oszillationen des Kraftsignals“. Hier muss ein geeignetes Verfahren zur Kraftmessung gefunden werden (3.3.3.2). Bei höheren Dehnraten können bei der Messung von Verschiebungen zur

anschließenden Berechnung von Dehnungen auf der Probenoberfläche übliche mechanische Ansatzdehnungsaufnehmer (Extensometer) nicht eingesetzt werden. In diesem Fall haben sich berührungslose Verfahren zur Dehnungs- bzw. Verschiebungsmessung bewährt, beispielsweise das Filmen des Versuchs mittels Hochgeschwindigkeitskamera und anschließende optische Auswertung mittels geeigneter Analysesoftware (3.3.3.3). Auf diese Weise können für verschiedene Probengeometrien unterschiedlich ausgeprägte Dehnungslokalisierungen jeweils optimal erfasst und abgebildet werden.

3.3.3.1 Auswahl der Geschwindigkeit

In Tabelle 3-4 sind die genauen Prüfbedingungen für die einzelnen dynamischen Versuchsarten aufgeführt wie Dehnrates, Prüfmaschine und die gewählte Kolbenabzugsgeschwindigkeit. Weiterhin ist die verwendete Messtechnik für die Dehnungsmessung angegeben und die hierbei zugrunde gelegte Messlänge.

Versuchsart	Dehnrates	Prüfmaschine	Abzugsgeschwindigkeit	Dehnungsmesstechnik	Messlänge
Rz	D1	Universal*	25 mm/s	Opt. Ext.	20 mm
	D10	VHS**	0,25 m/s	Opt. Ext.	20 mm
	D100	VHS**	2,50 m/s	Opt. Ext.	20 mm
	D250	VHS**	6,25 m/s	Opt. Ext.	20 mm
	(D500)	SHTB***	n.a.	Opt. Ext.	6 mm
Fz	D100	VHS**	2,50 m/s	Opt. Ext.	20 mm
RzR1 / RzR4	D	Universal*	40 mm/s	Opt. Ext.	4 mm 9 mm
Sz0°	D	Universal*	40 mm/s	Opt. Ext.	30 mm
EDR2	D	Universal*	40 mm/s	Opt. Ext.	6 mm
Dr	D	Universal*	40 mm/s	Opt. Ext.	8 mm
Ds	n.a.	VHS**	40 mm/s	-	n.a.
ZB	n.a.	VHS**	40 mm/s	-	n.a.

*) Servohydraulische Universalprüfmaschine

***) Servohydraulischen Schnellzerreissmaschine (Very High Speed)

***) Split Hopkinson Tension Bar

Tabelle 3-4: Übersicht der Prüfbedingungen bei den dynamischen Versuchen

3.3.3.2 Kraftmessung

Bei Schnellzerreissmaschinen ist – wie beispielsweise auch bei Crashanlagen für ganze Fahrzeuge – der Einsatz von Kraftmesszellen auf piezoelektrischer Basis üblich. Deren Signale sind je nach geprüfem Werkstoff, Probengeometrie und

Dehnraten mehr oder weniger stark von Oszillationen überlagert. Diese können bei nicht allzu hoher Dehnraten durch Glätten oder Filtern so behandelt werden, dass damit brauchbare Spannungs-Dehnungskurven generiert werden können. Abbildung 3-87 zeigt beispielhaft eine Signalfilterung durch einen Tiefpass bei Dehnraten von 100/s sowie 250/s. Während bei 100/s (linkes Diagramm) Signalüberhöhung und geringere Steilheit an den Signalfanken noch tolerierbar sind, ist das Signal bei 250/s (rechtes Diagramm) so nicht mehr nutzbar.

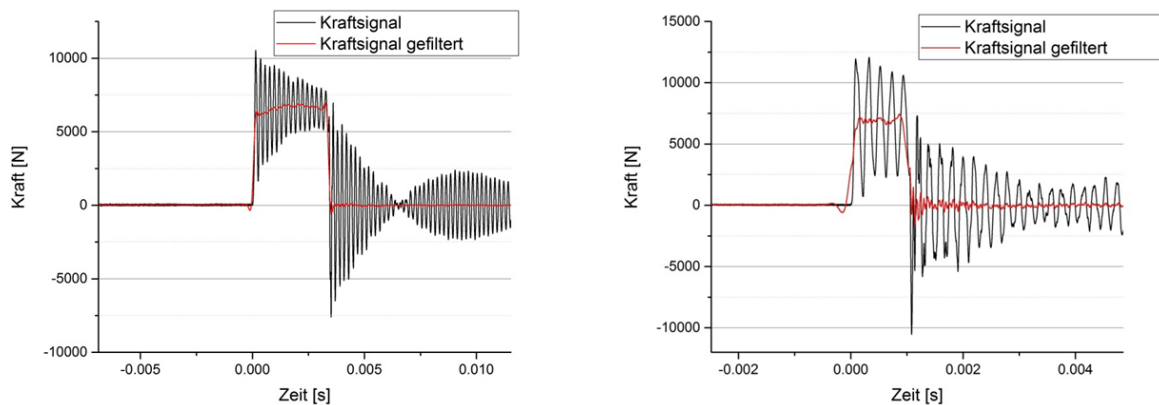


Abbildung 3-87: Tiefpassfilterung von Signalen der piezoelektrischen Kraftmesszelle bei Dehnraten von 100/s (links) und 250/s (rechts)

Der Herausforderung „Oszillation des Kraftsignals“ wird durch Entwicklung eines speziellen DMS-basierten Adapters begegnet, der in Probennähe zwischen Probe und prüfmaschineneigener Kraftmesszelle eingesetzt wird. Abbildung 3-88 zeigt die Einbaulage in der Prüfmaschine. Speziell im Hinblick auf den Einsatz für Rundzugproben wird dieser Adapter ebenfalls rund ausgelegt und mit insgesamt vier DMS in einem Winkel von jeweils 90° um den Messbereich bestückt, siehe Abbildung 3-78. Dadurch können die besonders unerwünschten Biegeschwingungen durch Mittelwertbildung der einzelnen DMS-Signale auf einfache Weise kompensiert werden.

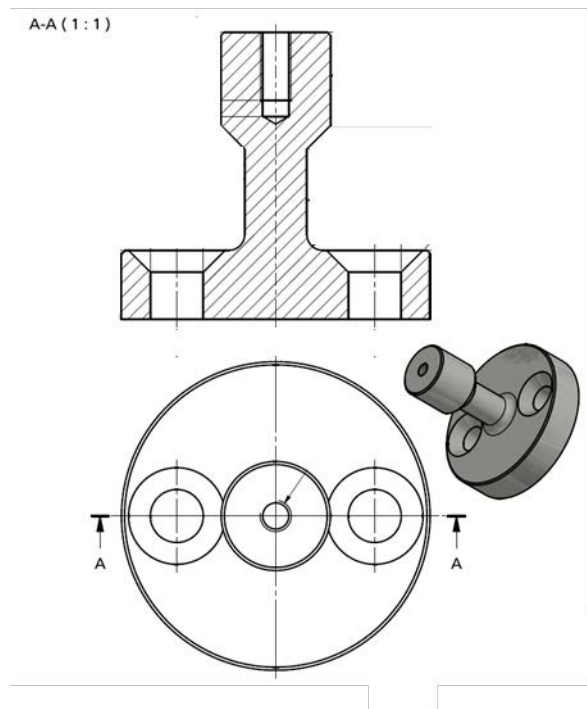


Abbildung 3-88: Konstruktion eines DMS-basierten Kraftmessadapters durch EMI; Applikation der DMS durch ESA-Messtechnik

Die Kalibrierung des Kraftmessadapters erfolgt quasistatisch mit Hilfe einer ebenfalls DMS-basierten sehr genauen Kraftmesszelle des Prüfmaschinenherstellers, welche auch zur Kalibrierung des piezoelektrischen Kraftmessensors verwendet wird. Abbildung 3-89 zeigt die deutliche Verbesserung der Signalqualität durch diesen Kraftmessadapter anhand Kraft-Zeit-Rohdaten. Gezeigt wird das gemittelte Signal aus allen vier DMS. Dieses kann durch anschließende Filterung oder Glättung weiter nachbearbeitet werden.

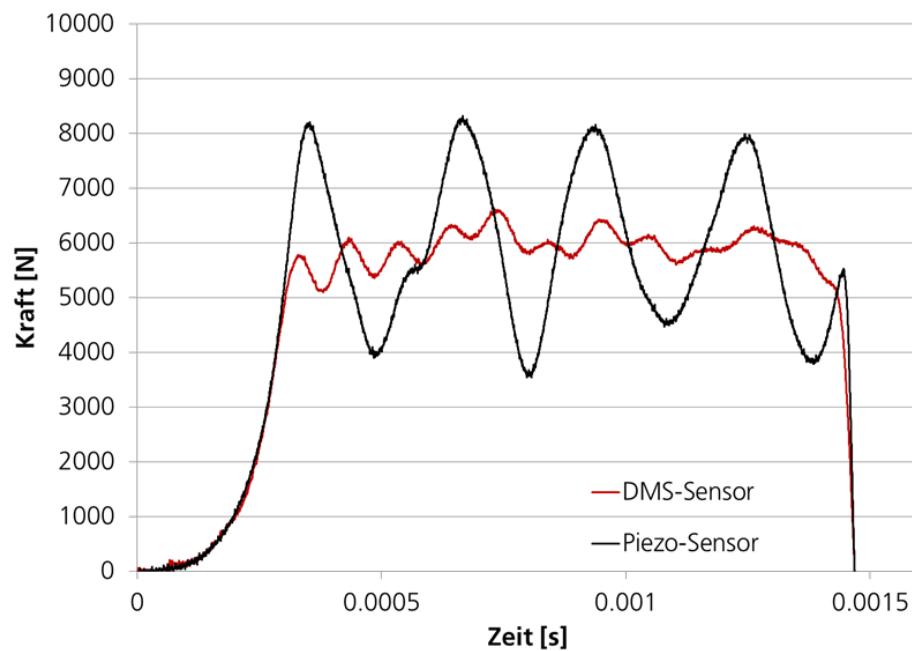


Abbildung 3-89: Signal des DMS-basierten Kraftmessadapters im Vergleich zum prüfmaschineneigenen piezoelektrischen Kraftsensor

3.3.3.3 Verlängerungsmessung / Dehnungsmessung

Zur Dehnungsauswertung wird die DIC-Software (Digital Image Correlation) Correlate von GOM eingesetzt. Eine Beschreibung dieser Software findet sich z.B. in [GOM19]. Auf diese Weise können im Nachhinein lokale Dehnungen oder auch Verschiebungen auf der Probenoberfläche analysiert werden. Analog zu einem mechanischen Extensometer kann die Dehnung innerhalb einer bestimmten Messlänge auch bei hohen Dehnraten analysiert werden. Hierzu wird die Probe mit einer Hochgeschwindigkeitskamera während des Versuchs gefilmt.



Abbildung 3-90: Optische Analyse des Dehnungsfeldes mittels der Software GOM Correlate

3.3.4 Auswertung der Prüfungen

Die Auswertung der dynamischen Prüfungen besteht darin, Werkstoffkennwerte zu bestimmen und technische und wahre Spannungs-Dehnungskurven zu generieren. Diese werden für die anschließende Materialmodellierung und Simulation mittels Finite-Elemente- (FE-) Berechnungen verwendet.

3.3.4.1 Spannungs-Dehnungskurven

Trotz Einsatzes von verbesserter Messtechnik zur Kraftbestimmung kann das Signal nach wie vor von leichten Oszillationen überlagert sein, vgl. Abbildung 3-89 in 3.3.3.2. Zur eindeutigen Bestimmung von Werkstoffkennwerten werden allerdings geglättete Spannungs-Dehnungskurven benötigt. In einschlägigen Normen für den Hochgeschwindigkeitszugversuch bei metallischen Werkstoffen werden Algorithmen zur Glättung des Kraftsignals ausdrücklich anerkannt, sofern sie in geeigneter Weise angewandt werden, siehe z.B. [SEP07] und [ISO12]. Im Folgenden wird ein Glättungsverfahren mittels Polynom-Approximation eingesetzt.

3.3.4.2 Ermittlung von Kennwerten

Zur Bestimmung der Werkstoffkennwerte für Streckgrenze $R_{p0,2}$, Maximalfestigkeit R_m , Bruchdehnung A sowie Brucheinschnürung Z wird ein in der FAT-Richtlinie 211 [FAT07] beschriebenes Verfahren zur Auswertung dynamischer Zugversuche angewandt. In Abbildung 3-91 wird eine entsprechend bearbeitete Spannungs-Dehnungskurve gezeigt. Dabei wird der Anstiegsbereich durch eine um 0,2 % Dehnung verschobene Hooke'sche Gerade repräsentiert. Der daran anschließende Bereich der plastischen Verformung wird durch ein möglichst einfaches aber hinreichendes Polynom approximiert, hier ein Polynom 2. Ordnung. Dies stellt gleichzeitig ein eindeutiges Maximum für die Maximalfestigkeit R_m sicher. Die Streckgrenze $R_{p0,2}$ wird aus dem Schnittpunkt von Hooke'scher Gerade und Polynom ermittelt. Zur Bestimmung von A wird der beginnende Steilabfall des Messsignals bei Probenbruch verwendet. Die Brucheinschnürung Z wird durch Vermessen der Bruchflächen der Proben nach dem Versuch ermittelt. Dabei wird das Verhältnis von gemessener Bruchfläche zu Anfangsquerschnitt bestimmt.

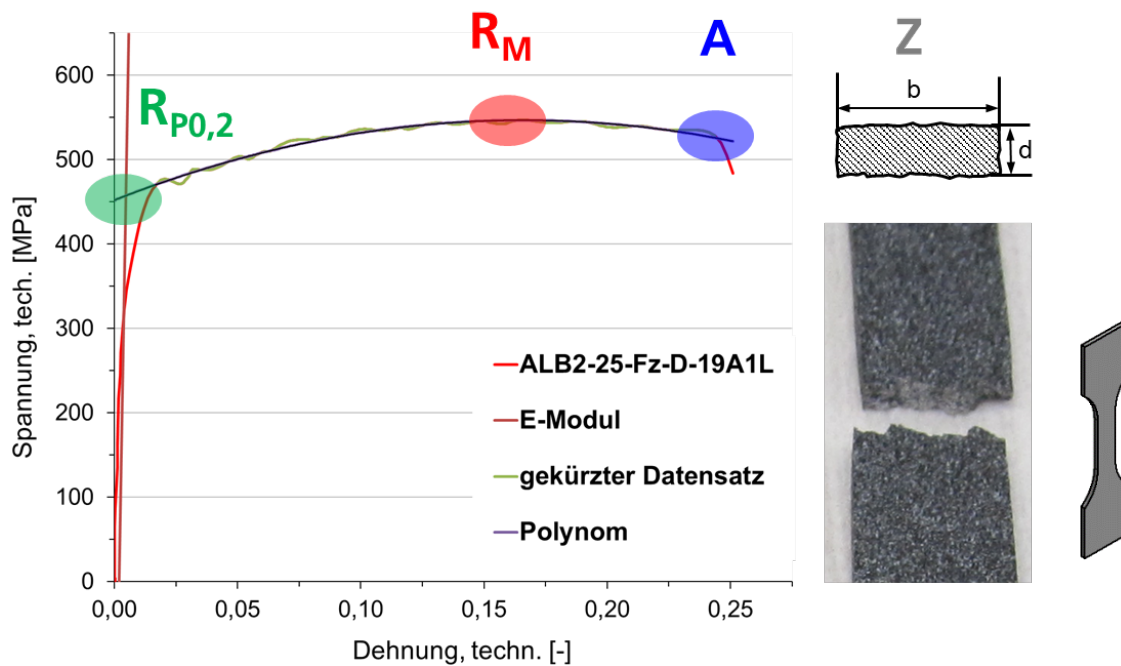


Abbildung 3-91: Ermittlung von dynamischen Werkstoffkennwerten, hier Beispiel einer Flachzugprobe, Dehnrate 100/s, EN GJS-450-18

3.3.5 Ergebnisse der Prüfungen

Im Folgenden werden die Ergebnisse der dynamischen Werkstoffprüfungen gezeigt anhand von Fotos von Prüfsetup und Einspannwerkzeugen sowie Proben vor und nach den Prüfungen. Für die Rundzug- und Flachzugproben werden nach dem oben beschriebenen Verfahren Werkstoffkennwerte ermittelt.

3.3.5.1 Rundzugversuche (Rz)

Abbildung 3-92 zeigt den Einbau der Rundzugproben in die Schnellzerreissmaschine. Die Proben werden mit ihren M6-Gewinden in entsprechende Adapter der Prüfwerkzeuge geschraubt. Weiterhin werden für beide geprüften Werkstoffe die geprüften Probekörper für die Dehnraten 100/s und 250/s gezeigt. Die Proben sind alle im parallelen Bereich versagt, die Tests sind alle gültig.

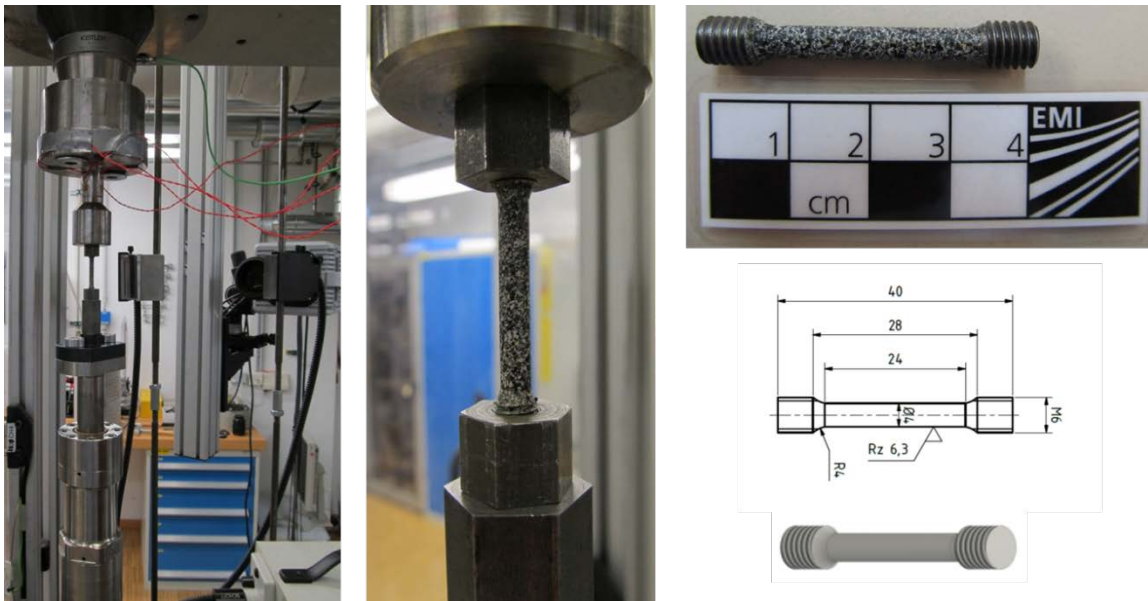


Abbildung 3-92: Rundzugversuche: Proben in Schnellzerreissmaschine eingebaut, Probengeometrie, geprüfte Proben bei Dehnraten 100/s und 250/s

In Abbildung 3-93 werden die mit den Rundzugproben ermittelten technischen Spannungs-Dehnungskurven für alle untersuchten Dehnraten und beide untersuchten Werkstoffe gezeigt. Für beide Werkstoffe wird ein klarer Anstieg des Spannungsniveaus sowie ein tendenzieller Anstieg der Bruchdehnung mit steigender Dehnrade festgestellt.

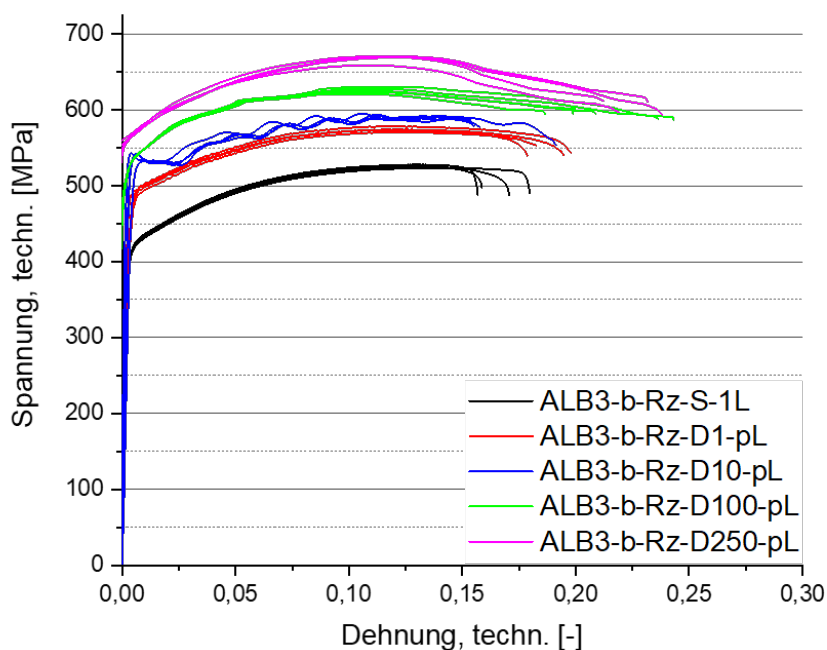
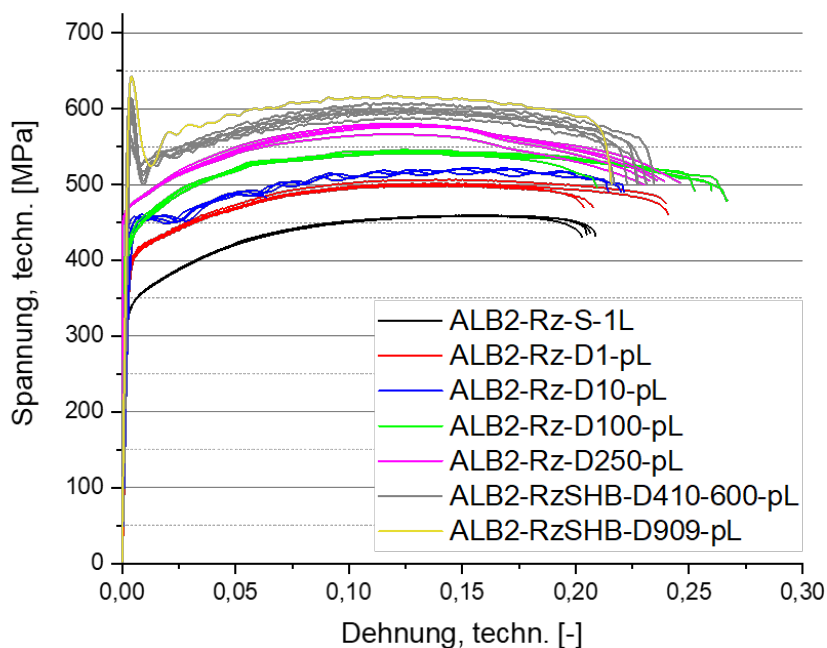


Abbildung 3-93: Dehnratenabhängige technische Spannungs-Dehnungskurven, oben EN GJS-450-18, unten EN GJS-500-14

Makro- und Mikro-Werkstoffcharakterisierung

Die beiden folgenden Abbildungen zeigen die für die beiden Werkstoffe ermittelten dynamischen Kennwerte in tabellarischer Form. Für jede Versuchsbedingung werden aus allen gültigen Versuchswiederholungen Mittelwerte und Standardabweichungen bestimmt.

Projekt	AiF-Gusseisen								
Bestimmung technische Kennwerte									
Stand	2019-11-05 / TG								
Kraftmessung	DMS-basierte Kraftmesszelle								
Wegmessung	Optisches Extensometer, Basislänge 20 mm								
Auswertung	FAT-Richtlinie 211								
Werkstoff	Versuchsart	Dehnrate 1/s	Proben-Nr.	E *) MPa	Rp0,2 MPa	Rm MPa	A %	Z %	
EN-GJS-450-18	Rz		1	ALB2-18-Rz-D1-2L	170000	418	504	20,4	23,1
				ALB2-18-Rz-D1-3L	170000	417	502	21,1	22,3
				ALB2-19-Rz-D1-2L	170000	417	506	24,6	14,0
				ALB2-19-Rz-D1-3L	170000	424	510	24,5	23,9
				MW	170000	419	506	22,6	20,8
				STAB	0	3	3	2,2	4,6
EN-GJS-450-18	Rz		10	ALB2-20-Rz-D10-2L	170000	447	516	21,9	22,7
				ALB2-20-Rz-D10-3L	170000	448	520	21,8	20,0
				ALB2-20-Rz-D10-4L	170000	446	490	6,7	5,9
				ALB2-20-Rz-D10-5L	170000	443	520	22,1	22,3
				MW	170000	446	512	18,1	17,7
				STAB	0	2	14	7,6	7,9
EN-GJS-450-18	Rz		100	ALB2-24-Rz-D100-1_1L	170000	459	545	25,1	21,3
				ALB2-24-Rz-D100-5_2L	170000	471	543	20,8	21,3
				ALB2-24-Rz-D100-6_3L	170000	472	546	26,5	16,4
				ALB2-25-Rz-D100-17_4L	170000	449	543	26,4	20,4
				ALB2-25-Rz-D100-18_5L	170000	479	547	25,9	22,7
				MW	170000	466	545	24,9	20,4
				STAB	0	12	2	2,4	2,4
EN-GJS-450-18	Rz		250	ALB2-24-Rz-D250-1_2L	170000	487	566	25,3	22,3
				ALB2-24-Rz-D250-5_3L	170000	498	576	25,0	21,3
				ALB2-24-Rz-D250-6_4L	170000	481	579	24,5	19,6
				ALB2-25-Rz-D250-17_5L	170000	486	579	25,6	16,8
				ALB2-25-Rz-D250-18_1L	170000	485	578	27,9	19,5
				MW	170000	487	576	25,7	19,9
				STAB	0	6	6	1,3	2,1
*) Vorgabe durch IWM									

Abbildung 3-94: Ermittelte Werkstoffkennwerte aus den Rz-Versuchen an EN GJS-450-18

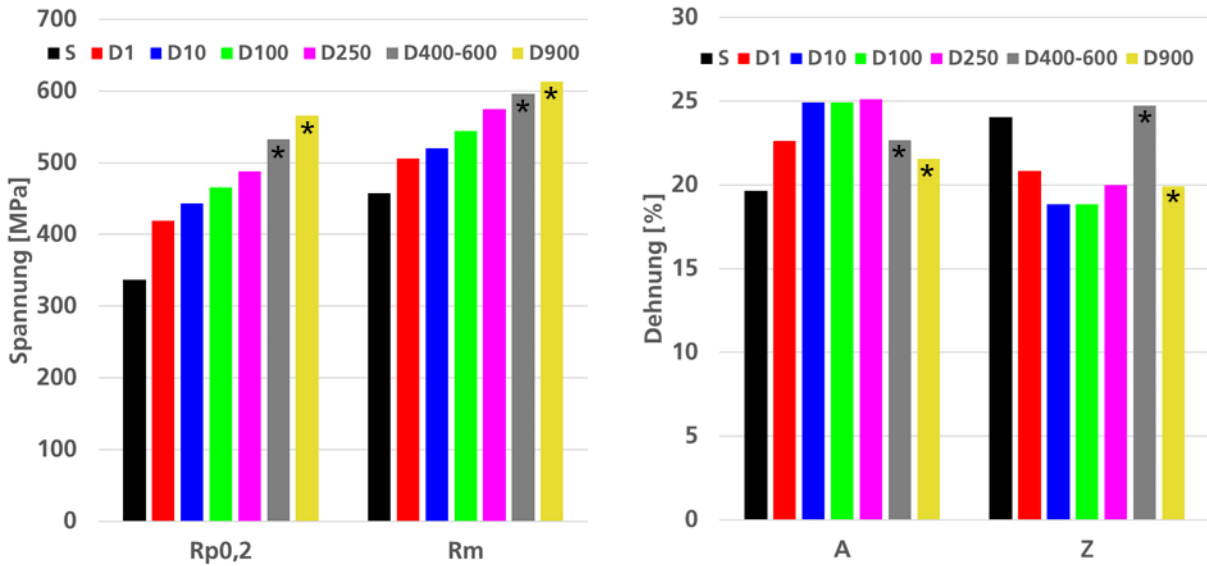
Projekt	AiF-Gusseisen									
Bestimmung technische Kennwerte										
Stand	2019-11-05 / TG									
Kraftmessung	DMS-basierte Kraftmesszelle									
Wegmessung	Optisches Extensometer, Basislänge 20 mm									
Auswertung	FAT-Richtlinie 211									
Werkstoff	Versuchsart	Dehnrates 1/s	Proben-Nr.	E *) MPa	Rp0,2 MPa	Rm MPa	A %	Z %		
EN-GJS-500-14	Rz		1	ALB3-42-Rz-D1-4L	170000	498	576	17,8	21,3	
				ALB3-42-Rz-D1-5L	170000	494	576	19,6	23,6	
				ALB3-46-Rz-D1-4L	170000	492	573	18,3	15,4	
				ALB3-46-Rz-D1-5L	170000	499	581	20,4	16,5	
				MW		170000	496	577	19,0	19,2
				STAB		0	3	3	1,2	3,9
EN-GJS-500-14	Rz		10	ALB3-42-Rz-D10-2L	170000	520	591	15,5	10,4	
				ALB3-42-Rz-D10-3L	170000	525	589	19,2	20,4	
				ALB3-46-Rz-D10-2L	170000	525	587	15,9	13,5	
				ALB3-46-Rz-D10-3L	170000	531	592	15,5	15,9	
				MW		170000	525	590	16,5	15,0
				STAB		0	5	2	1,8	4,2
EN-GJS-500-14	Rz		100	ALB3-48-Rz-D100-9_1L	170000	563	625	20,7	16,8	
				ALB3-48-Rz-D100-10_2L	170000	560	628	23,7	2,0	
				ALB3-48-Rz-D100-11_3L	170000	559	627	20,0	17,3	
				ALB3-49-Rz-D100-13_4L	170000	557	623	18,7	18,2	
				ALB3-49-Rz-D100-14_5L	170000	564	631	24,3	23,1	
				MW		170000	561	627	21,5	15,5
	STAB		0	3	3	2,4	7,9			
EN-GJS-500-14	Rz		250	ALB3-48-Rz-D250-9_2L	170000	586	656	23,9	16,4	
				ALB3-48-Rz-D250-10_3L	170000	571	670	23,3	15,9	
				ALB3-48-Rz-D250-11_4L	170000	570	669	23,6	23,1	
				ALB3-49-Rz-D250-14_1L	170000	577	671	20,8	17,7	
				MW		170000	576	667	22,9	18,3
				STAB		0	7	7	1,4	3,3

Abbildung 3-95: Ermittelte Werkstoffkennwerte aus den Rz-Versuchen an EN GJS-500-14

Abbildung 3-96 und Abbildung 3-97 zeigen die ermittelten Kennwerte als Balkendiagramme. Die einzelnen Kennwerte werden für die untersuchten Dehnraten gezeigt. Dabei zeigt sich bei beiden Werkstoffen ein deutlicher Anstieg von Streckgrenze, Maximalfestigkeit und tendenziell auch der Bruchdehnung mit steigender Dehnrates. Die Brucheinschnürung zeigt keine eindeutige Ratenabhängigkeit.

Mit EN GJS-450-18 wurden zusätzlich Tests bei noch höheren Dehnrates auf einem Split-Hopkinson-Tension-Bar durchgeführt. Die hierfür benötigte Probengeometrie

weicht aber deutlich von der normalen Rz-Geometrie ab, sodass die erzielten Ergebnisse nur eingeschränkt vergleichbar sind. Dennoch wurde für die Streckgrenze und die Maximalfestigkeit ein weiterer Anstieg bei den höheren Dehnraten gemessen. Für Bruchdehnung und Brucheinschnürung ist die Datenlage weniger klar.



* nur bedingt vergleichbar

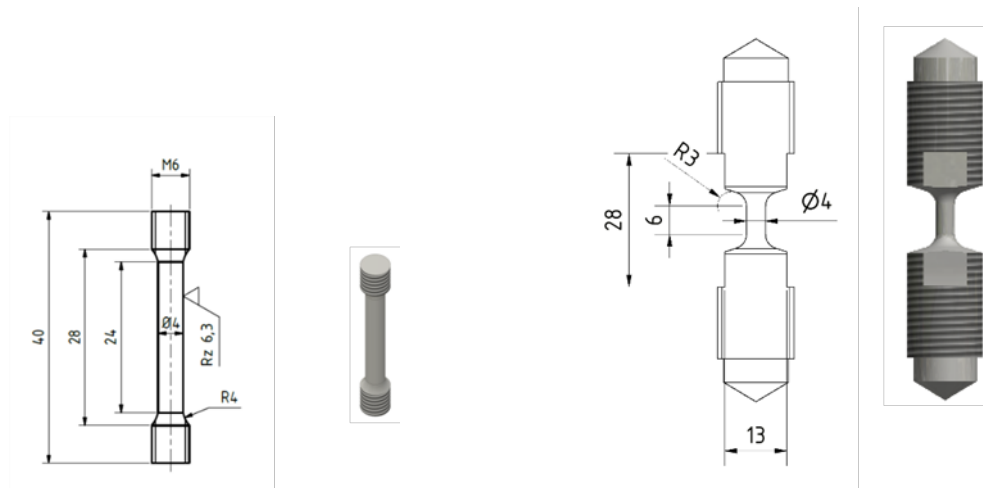


Abbildung 3-96: Dehnratenabhängige Kennwerte EN GJS-450-18, Probengeometrie Rz (links) und Probe für SHTB-Tests (rechts)

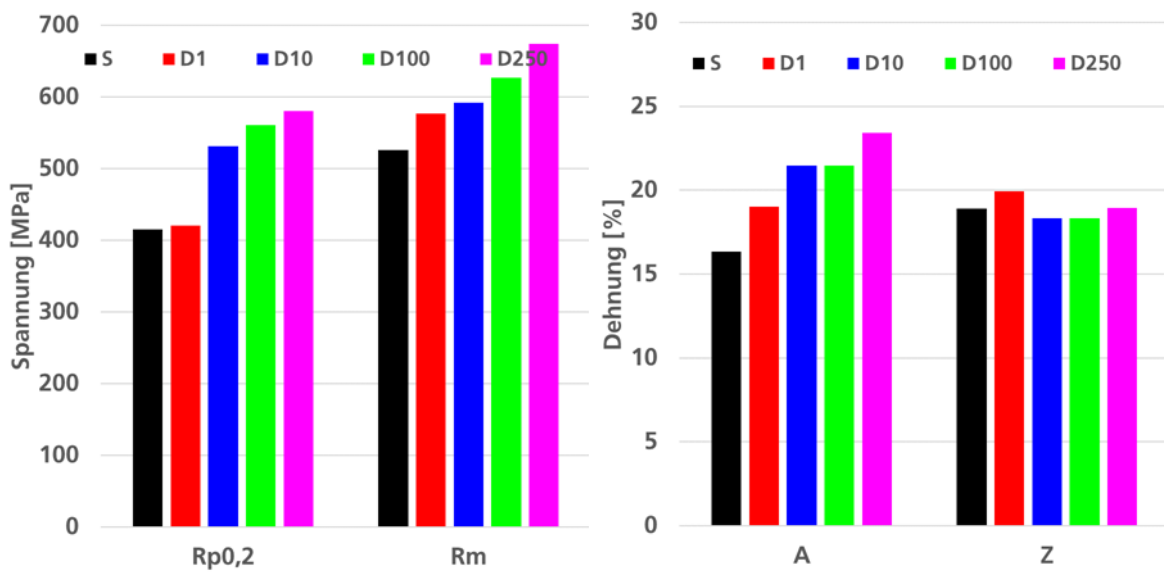


Abbildung 3-97: Dehnratenabhängige Kennwerte EN GJS-500-14

3.3.5.2 Flachzugversuche (Fz)

Abbildung 3-98 zeigt den Einbau der Flachzugprobe in die Schnellzerreissmaschine. Es wird ein kombinierter Reib- und Formschluss angewandt in Form von Klemmbacken mit zusätzlichem Passstift. Weiterhin werden die geprüften Probekörper gezeigt. Sämtliche Proben sind im parallelen Teil der Probe versagt und somit sind alle gültig.



Abbildung 3-98: Versuchssetup auf VHS-Prüfmaschine, Proben nach der Prüfung

In Abbildung 3-99 wird für den Werkstoff EN GJS-450-18 ein Vergleich der technischen Spannungs-Dehnungskurven bei quasistatischer und dynamischer Belastung (nominelle Dehnrade 100/s) gezeigt. Erwartungsgemäß ist das Spannungsniveau bei dynamischer Belastung höher als bei quasistatischer. Die

dynamischen Kurven sind zudem leicht von Oszillationen überlagert, die vom Kraftsignal herrühren.

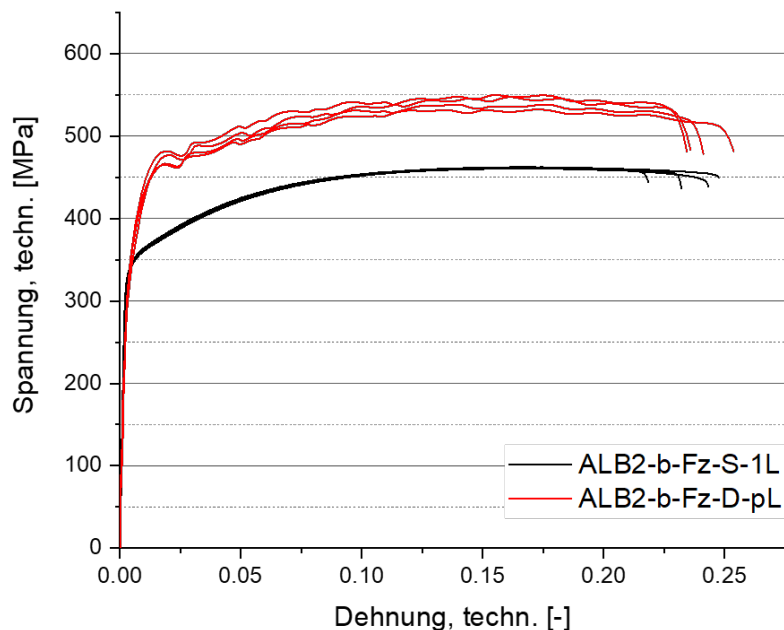


Abbildung 3-99: Vergleich quasistatisch und dynamisch, EN GJS-450-18

Ein Vergleich der technischen Spannungs-Dehnungskurven der beiden geprüften Werkstoffe unter dynamischer Belastung (nominelle Dehnrates 100/s) findet sich in Abbildung 3-100. Erwartungsgemäß liegt das Spannungsniveau des höherfesten Werkstoffs höher. Im Gegenzug ist die Bruchdehnung geringer, was auch die Werkstoffbezeichnung nahelegt.

In Abbildung 3-101 werden für den Werkstoff EN GJS-450-18 mit Flachzugproben ermittelte technische Spannungs-Dehnungskurven mit denen verglichen, die mit Rundzugproben ermittelt wurden. In beiden Fällen wurden die Proben dynamisch mit einer nominellen Dehnrates von 100/s belastet. Es wird eine gute Übereinstimmung festgestellt. Abbildung 3-102 zeigt den entsprechenden Vergleich für den Werkstoff EN GJS-500-14. Auch hier wird eine gute Übereinstimmung festgestellt.

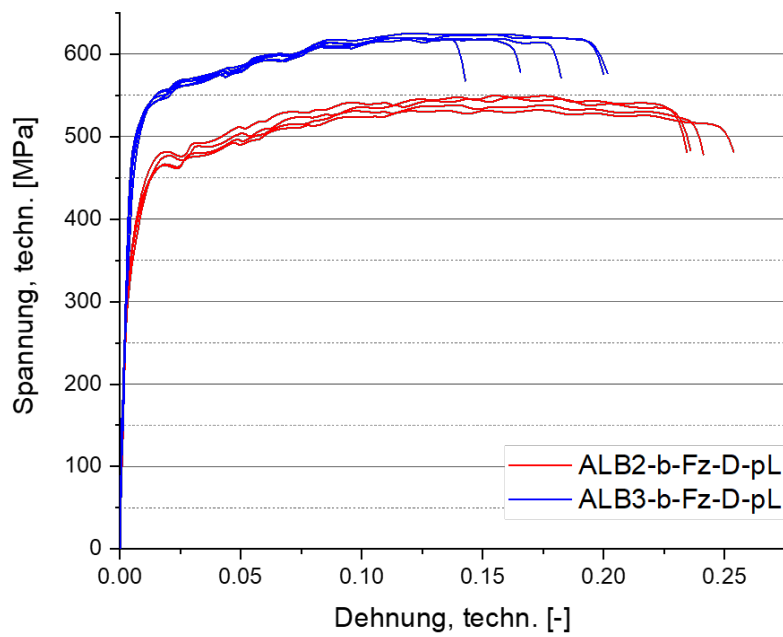


Abbildung 3-100: Vergleich EN GJS-450-18 und EN GJS-500-14, dynamisch

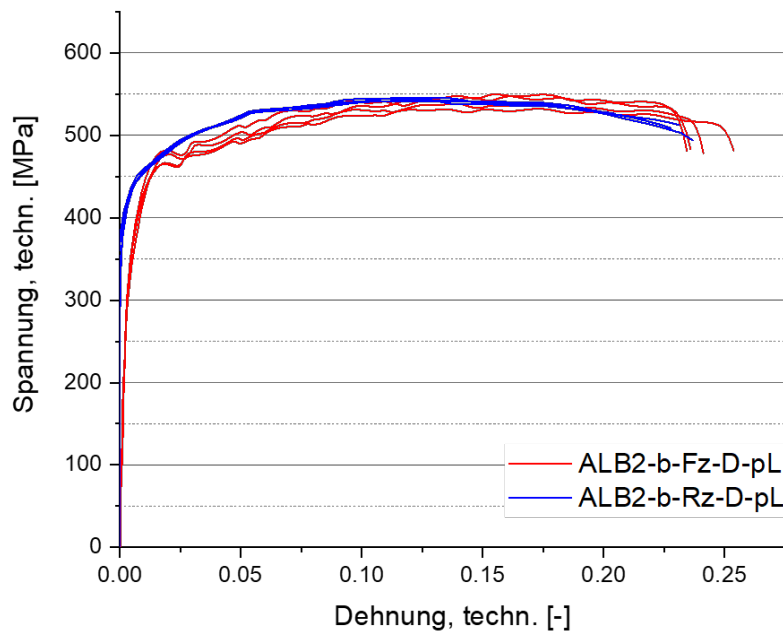


Abbildung 3-101: Vergleich Flachzug und Rundzug, dynamisch, EN GJS-450-18

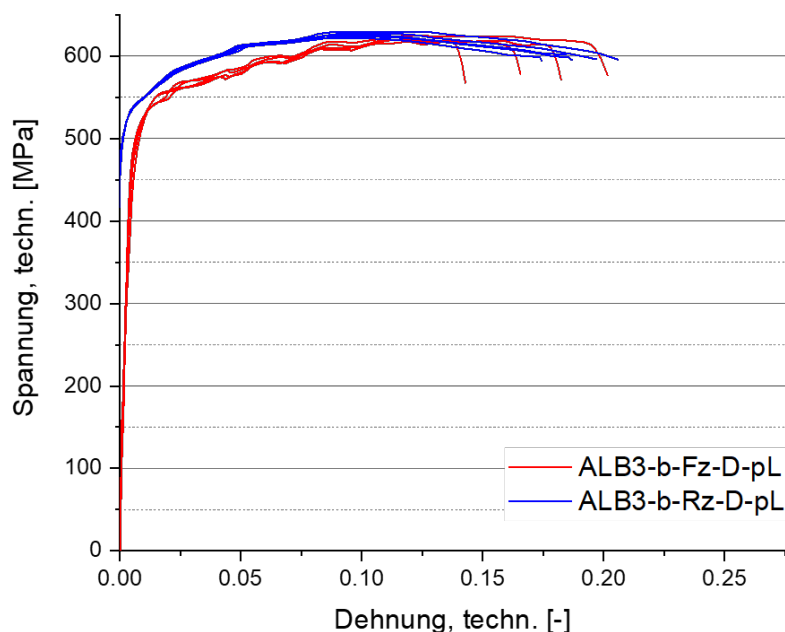


Abbildung 3-102: Vergleich Flachzug und Rundzug, dynamisch, EN GJS-500-14

Abbildung 3-103 und Abbildung 3-104 zeigen die für die beiden Werkstoffe ermittelten dynamischen Kennwerte aus den Flachzugproben in tabellarischer Form. Für jede Versuchsbedingung werden aus allen gültigen Versuchswiederholungen Mittelwerte und Standardabweichungen bestimmt.

Projekt	AiF-Gusseisen							
Bestimmung technische Kennwerte								
Stand	2019-11-05 / TG							
Kraftmessung	DMS-basierte Kraftmesszelle							
Wegmessung	Optisches Extensometer, Basislänge 20 mm							
Auswertung	FAT-Richtlinie 211							
Werkstoff	Versuchsart	Dehnrate 1/s	Proben-Nr.	E *) MPa	Rp0,2 MPa	Rm MPa	A %	Z %
EN-GJS-450-18	Fz	100	ALB2-25-Fz-D-19A1L	170000	459	547	24,1	19,2
			ALB2-25-Fz-D-19A2L	170000	468	551	24,6	20,8
			ALB2-25-Fz-D-19A3L	170000	457	552	22,0	19,8
			ALB2-25-Fz-D-19B2L	170000	449	539	23,8	19,2
			ALB2-25-Fz-D-19B4L	170000	452	533	25,1	20,4
			MW	170000	457	544	23,9	19,9
			STAB	0	7	8	1,2	0,7
*) Vorgabe durch IWM								

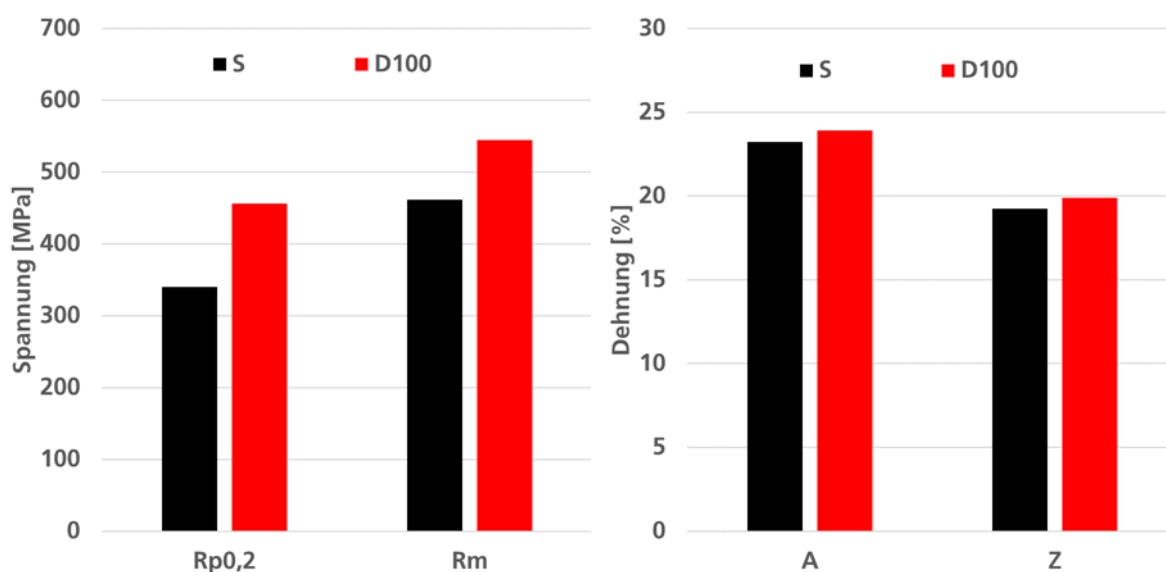
Abbildung 3-103: Ermittelte Werkstoffkennwerte aus den Fz-Versuchen an EN GJS-450-18

Projekt		AiF-Gusseisen							
Bestimmung technische Kennwerte									
Stand		2019-11-05 / TG							
Kraftmessung		DMS-basierte Kraftmesszelle							
Wegmessung		Optisches Extensometer, Basislänge 20 mm							
Auswertung		FAT-Richtlinie 211							
Werkstoff	Versuchsart	Dehnrates 1/s	Proben-Nr.	E *) MPa	Rp0,2 MPa	Rm MPa	A %	Z %	
EN-GJS-500-14	Fz	100	ALB3-49-Fz-D-15A1L	170000	539	625	18,0	17,5	
			ALB3-49-Fz-D-15A2L	170000	531	620	18,0	17,6	
			ALB3-49-Fz-D-15A3L	170000	541	624	20,2	19,1	
			ALB3-49-Fz-D-15B2L	170000	541	619	14,6	13,0	
			ALB3-49-Fz-D-15B4L	170000	536	617	17,3	17,1	
			MW	170000	538	621	17,6	16,9	
			STAB	0	4	3	2,0	2,3	
*) Vorgabe durch IWM									

Abbildung 3-104: Ermittelte Werkstoffkennwerte aus den Rz-Versuchen an EN GJS-500-14

Abbildung 3-105 und Abbildung 3-106 zeigen die ermittelten Kennwerte als Balkendiagramme. Die Kennwerte werden für quasistatische und dynamische Belastung bei Dehnrates 100/s gezeigt. Bei beiden Werkstoffen wird ein deutlicher Anstieg von Streckgrenze und Maximalfestigkeit mit steigender Dehnrates festgestellt. Bruchdehnung und Brucheinschnürung zeigt wenig Ratenabhängigkeit.

Die mit den Flachzugproben ermittelten dynamischen Kennwerte stimmen gut mit denen überein, die an Rundzugproben ermittelt wurden, vgl. Abbildung 3-96 für EN GJS-460-18 und Abbildung 3-97 für EN GJS-500-14.



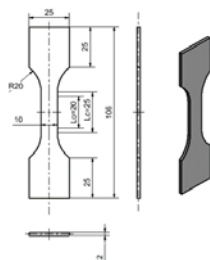


Abbildung 3-105: Dehnratenabhängige Kennwerte EN GJS-450-18

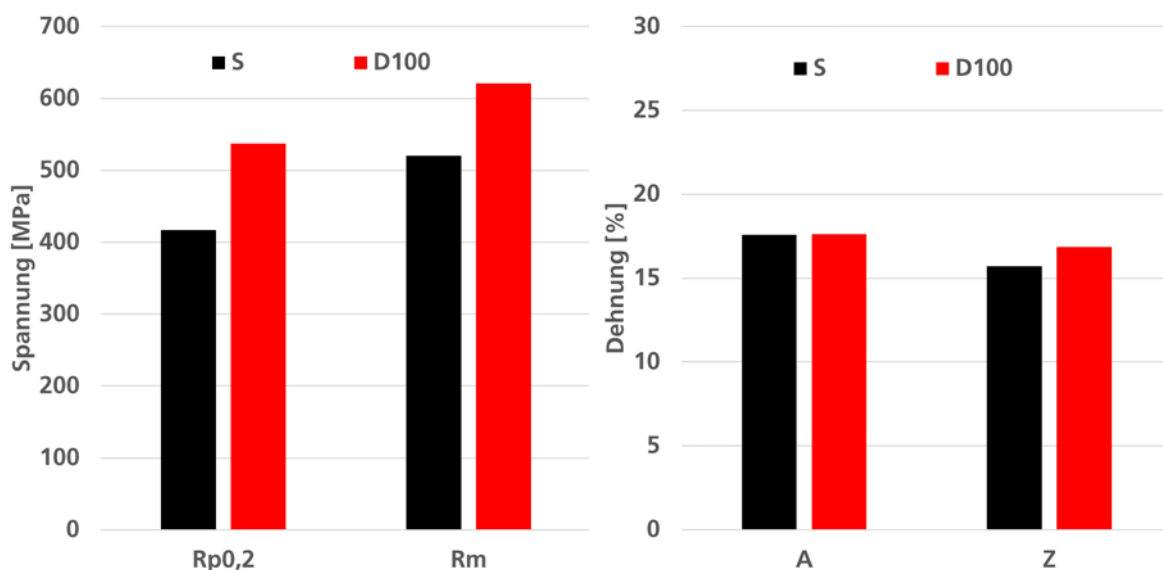


Abbildung 3-106: Dehnratenabhängige Kennwerte EN GJS-500-14

3.3.5.3 Gekerbte Rundzugversuche (RzR1 / RzR4)

Abbildung 3-107 zeigt den Einbau der gekerbten Rundzugprobe in die hydraulische Universalprüfmaschine, die mit Sprühlackierung vorbereiteten Proben für die optische Dehnungs- und Verschiebungsauswertung sowie die geprüften Proben beider untersuchter Werkstoffe. Geprüft werden jeweils zwei verschiedene Kerbgrundradien, 1 mm und 4 mm.

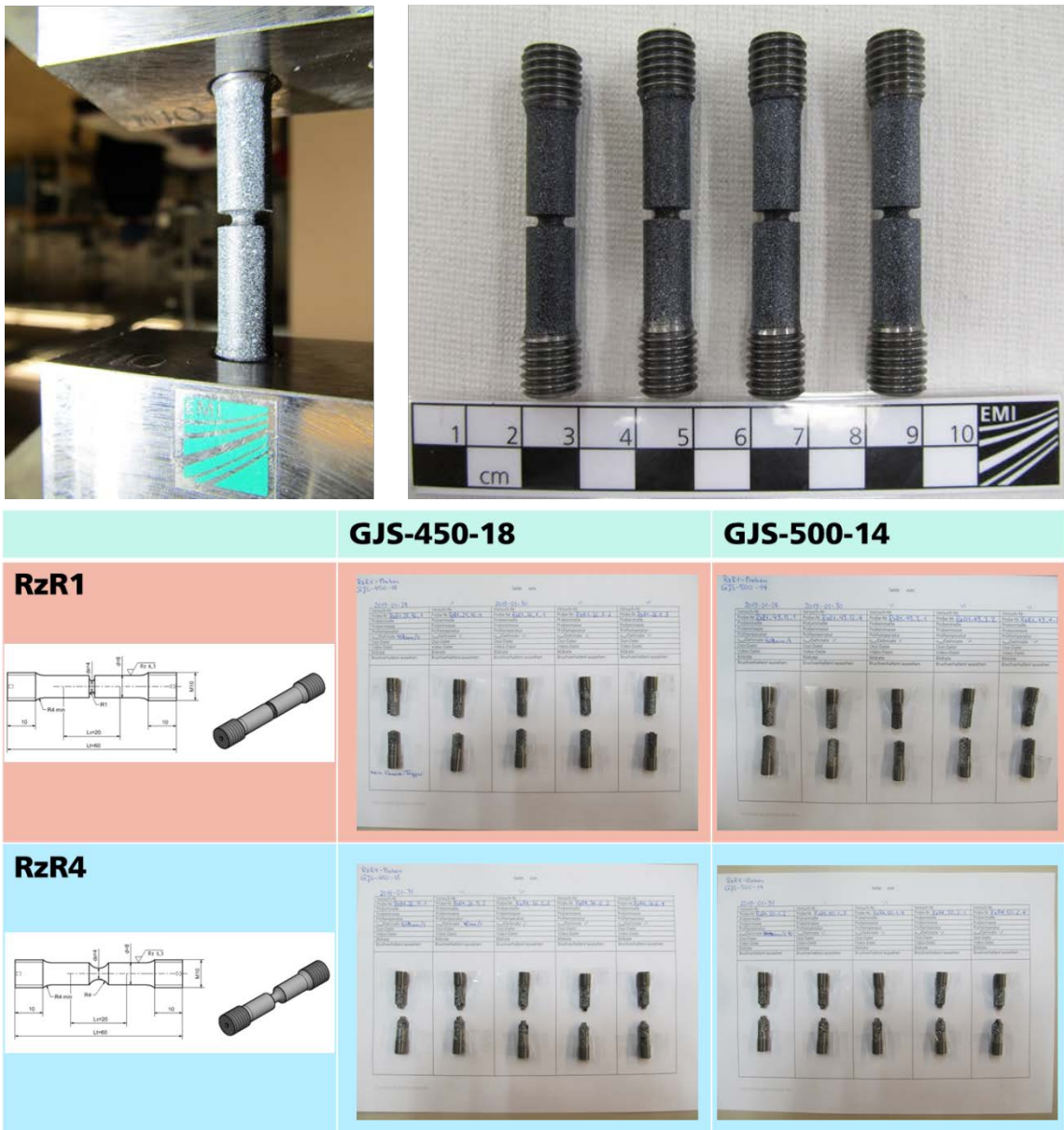


Abbildung 3-107: Versuchsssetup auf hydraulischer Universalprüfmaschine, Proben vor und nach der Prüfung

Abbildung 3-108 und Abbildung 3-109 zeigen den Vergleich von quasistatischen und dynamischen Zugversuchen mit gekerbten Proben für Kerbgrundradius 1 mm und 4 mm. Dabei zeigt sich bei dynamischer Belastung – wie bei den ungekerbten Zugproben - ein höheres Spannungsniveau im Vergleich zu quasistatischer Beanspruchung. Aufgrund unterschiedlicher Messlängen quasistatisch (20 mm mechanisches Extensometer) und dynamisch (4 mm optisches Extensometer bei RzR1, 9 mm optisches Extensometer bei RzR4) sind die Bruchdehnungen nicht direkt vergleichbar.

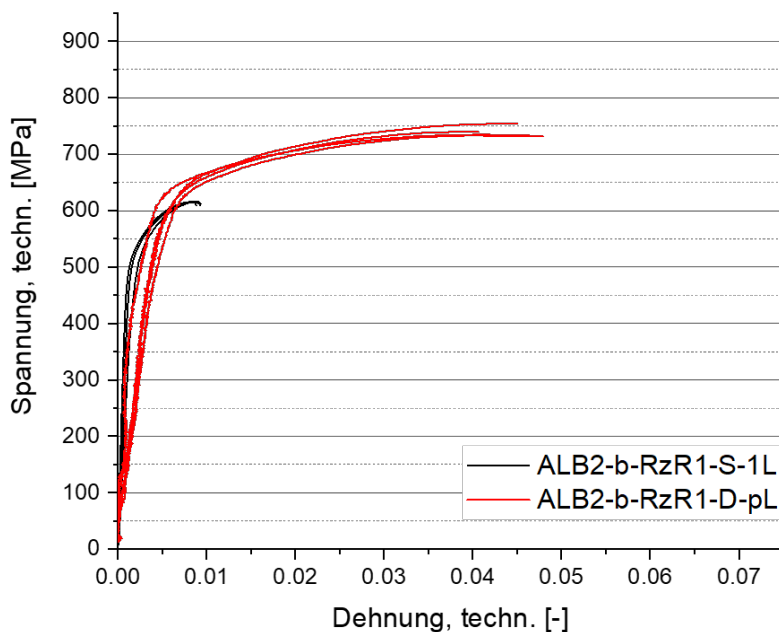


Abbildung 3-108: Vergleich quasistatisch und dynamisch, Kerbradius 1 mm, EN GJS-450-18

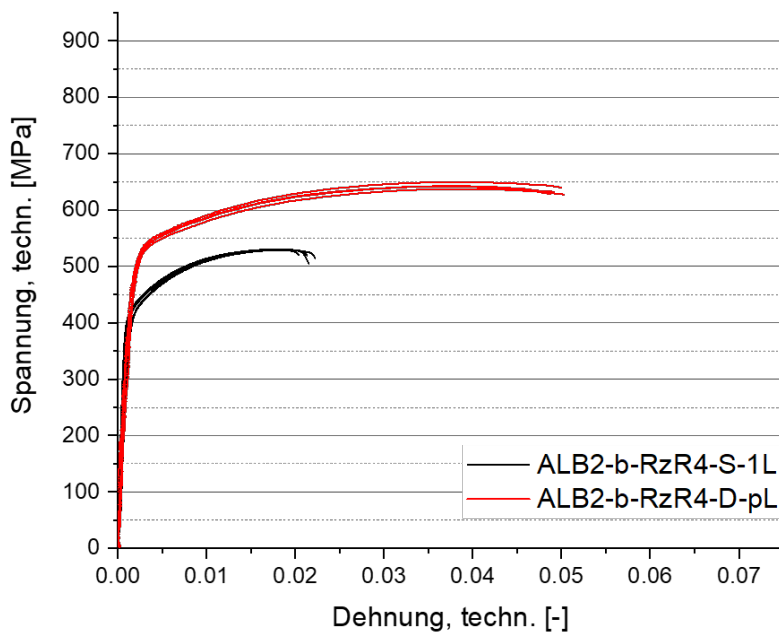


Abbildung 3-109: Vergleich quasistatisch und dynamisch, Kerbradius 4 mm, EN GJS-450-18

In Abbildung 3-110 und Abbildung 3-111 werden die beiden untersuchten Werkstoffe miteinander verglichen für die beiden Kerbgrundradien 1 mm und 4 mm. Wie erwartet zeigt der höherfeste Werkstoff EN GJS-500-14 ein höheres Spannungsniveau als EN GJS-450-18, der wiederum eine höhere Bruchdehnung ausweist. Dieses Verhalten zeigt sich bei beiden untersuchten Kerbgrundradien.

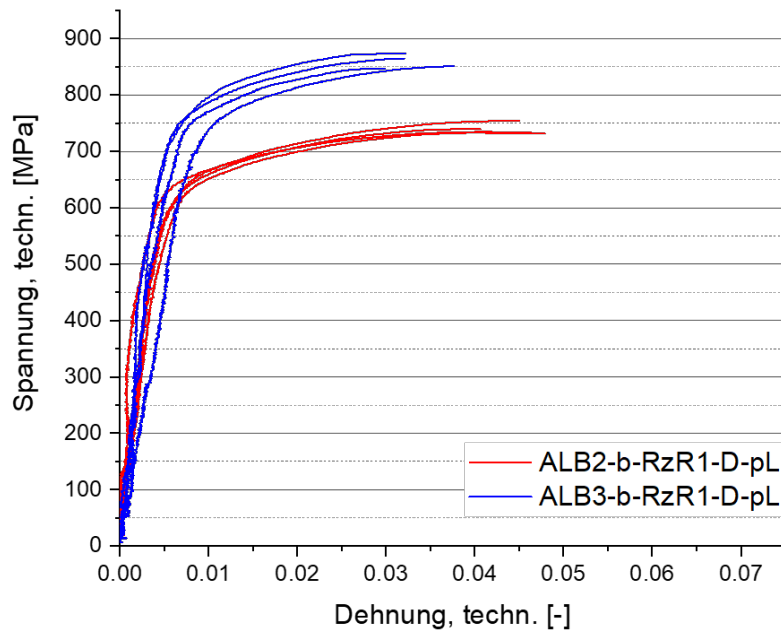


Abbildung 3-110: Vergleich EN GJS-450-18 und EN GJS-500-14, dynamisch, Kerbradius 1 mm

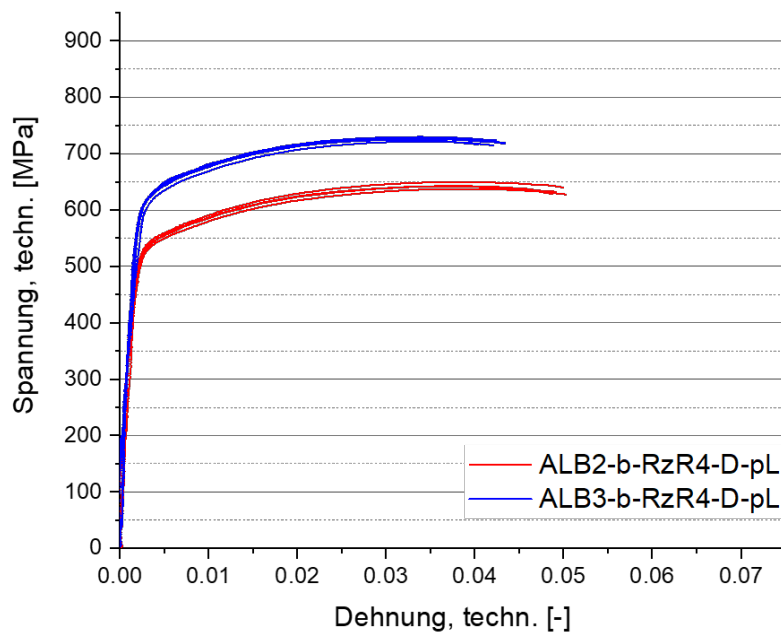


Abbildung 3-111: Vergleich EN GJS-450-18 und EN GJS-500-14, dynamisch, Kerbradius 4 mm

In Abbildung 3-112 und Abbildung 3-113 werden nun die beiden untersuchten Kerbgrundradien miteinander verglichen. Dabei zeigt sich bei beiden untersuchten Materialien beim kleineren Kerbgrundradius ein höheres Spannungsniveau sowie eine etwas geringere Bruchdehnung.

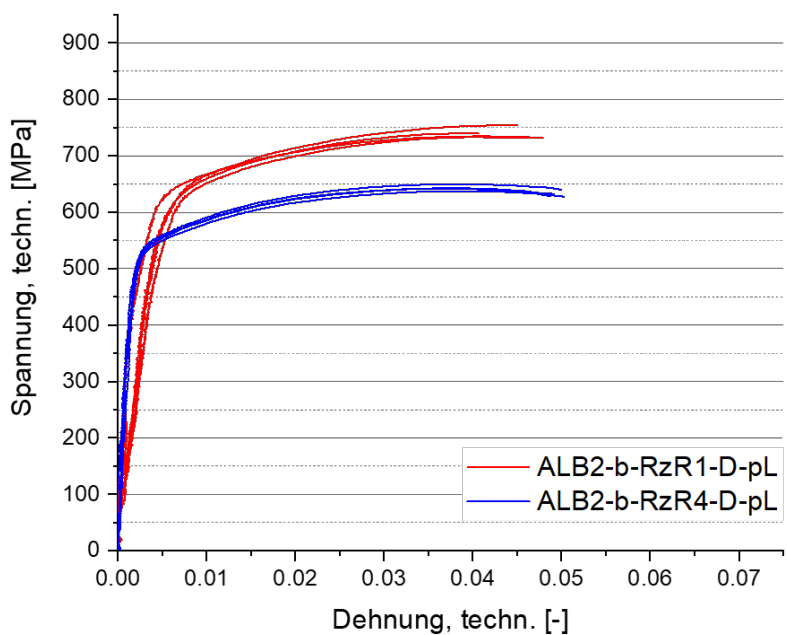


Abbildung 3-112: Vergleich Kerbradien 1 mm und 4 mm, EN GJS-450-18

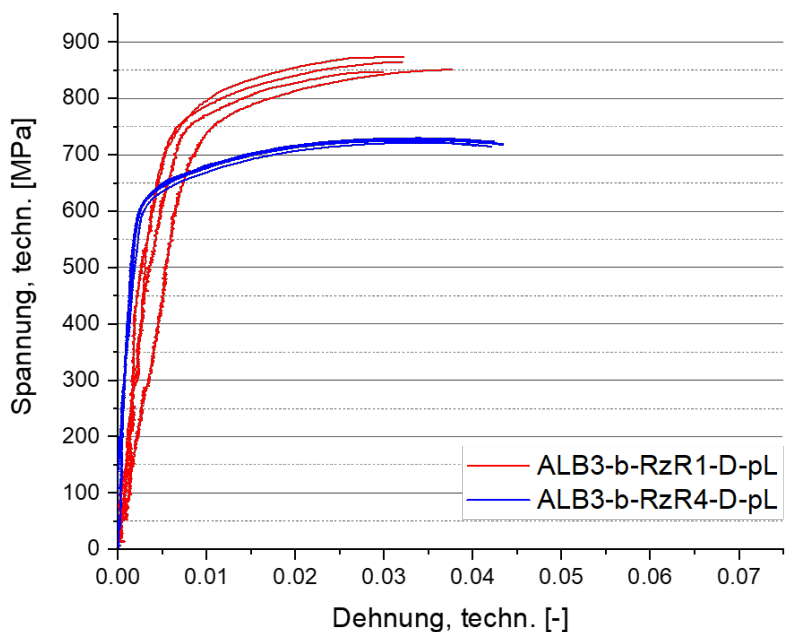


Abbildung 3-113: Vergleich Kerbradien 1 mm und 4 mm, EN GJS-500-14

3.3.5.4 Scherzugversuche ($Sz0^\circ$)

Abbildung 3-114 zeigt den Versuchsaufbau auf einer hydraulischen Universalprüfmaschine für den Scherzugversuch sowie die Proben vor und nach der Prüfung. Die Proben sind alle erwartungsgemäß im Bereich zwischen den Einkerbungen versagt.

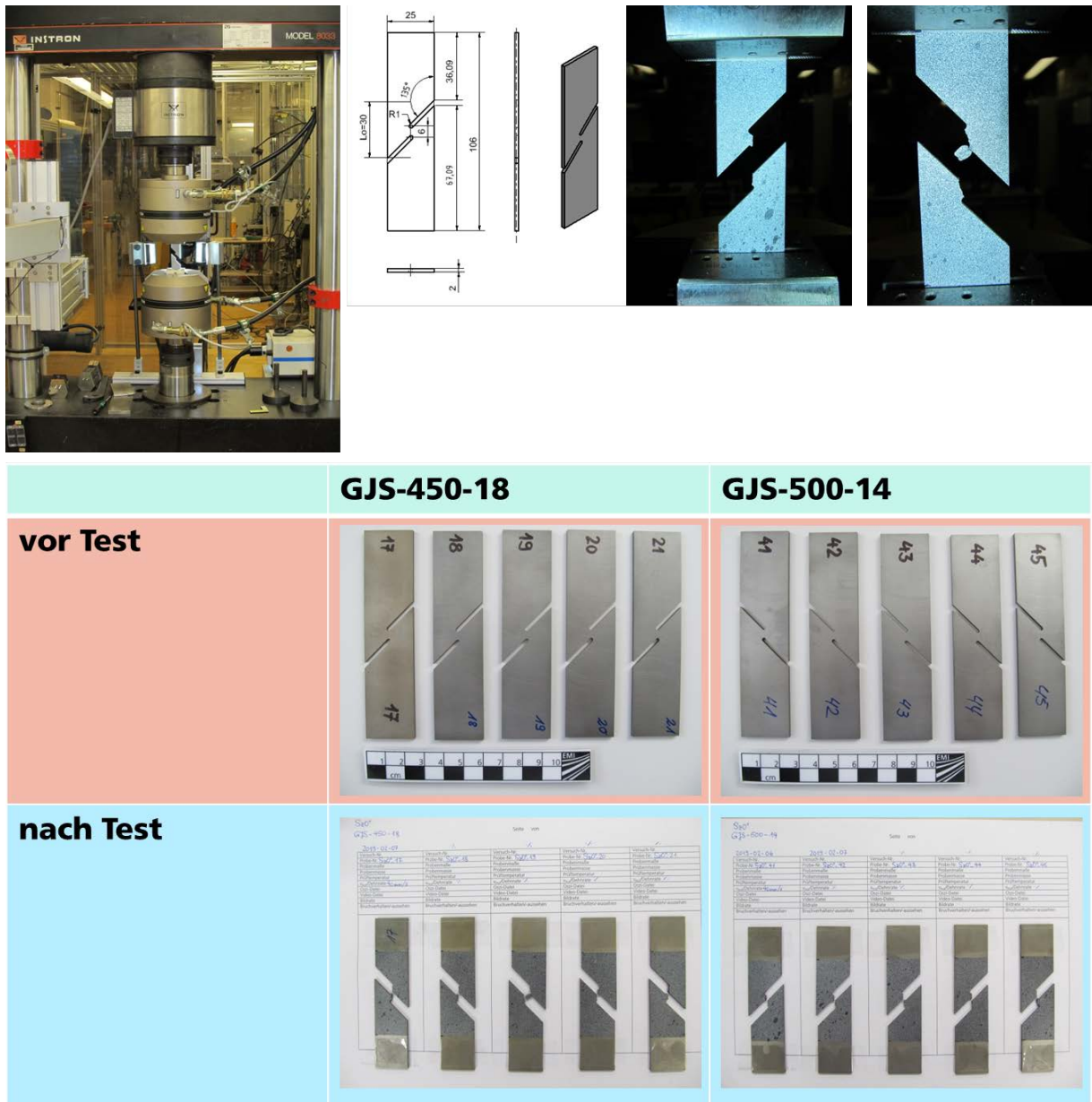


Abbildung 3-114: Versuchsssetup auf hydraulischer Universalprüfmaschine, Probeneinspannung und Proben vor und nach der Prüfung

Abbildung 3-115 zeigt für den Werkstoff EN GJS-450-18 den Vergleich der technischen Spannungs-Dehnungskurven bei quasistatischer und dynamischer Belastung. Erwartungsgemäß liegen die dynamischen Kurven im Spannungsniveau höher.

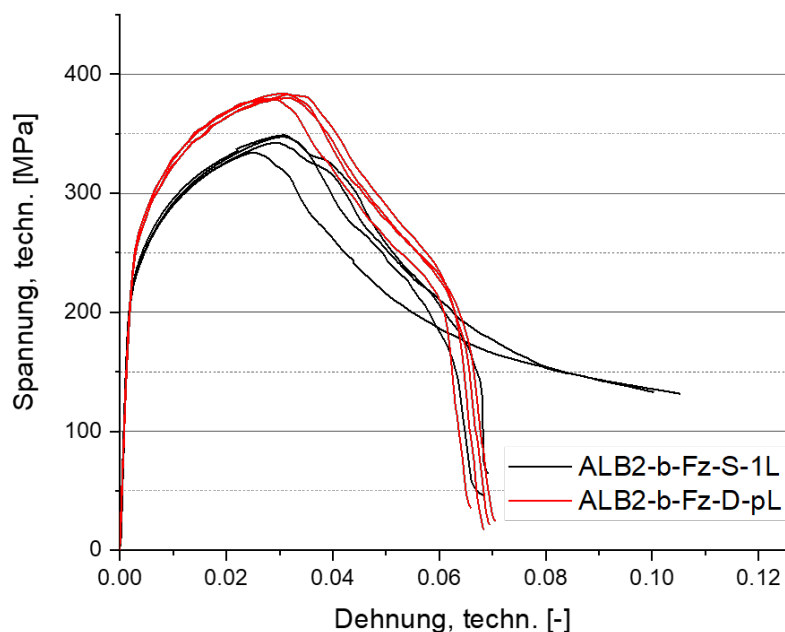


Abbildung 3-115: Vergleich quasistatisch und dynamisch, EN GJS-450-18

Abbildung 3-116 zeigt den Werkstoffvergleich für dynamische Belastung. Erwartungsgemäß zeigt der höherfeste Werkstoff ein höheres Spannungsniveau.

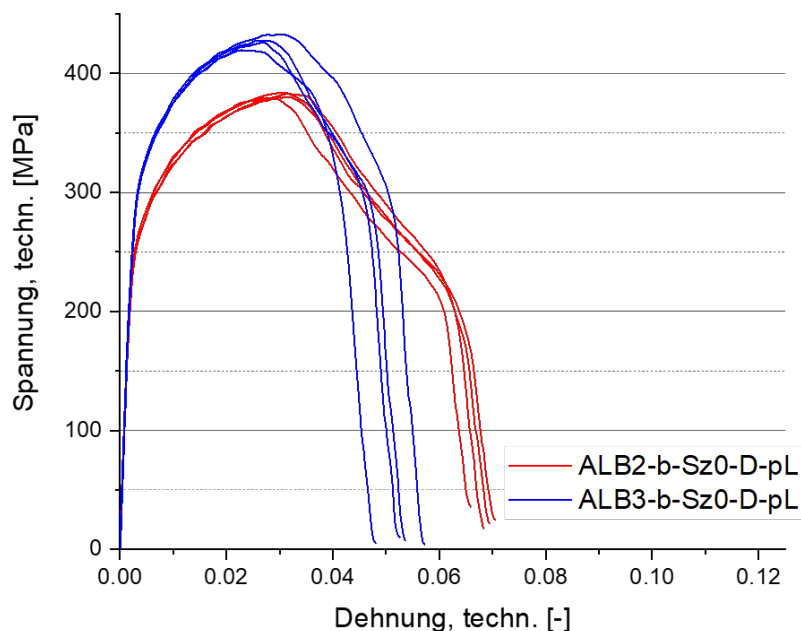
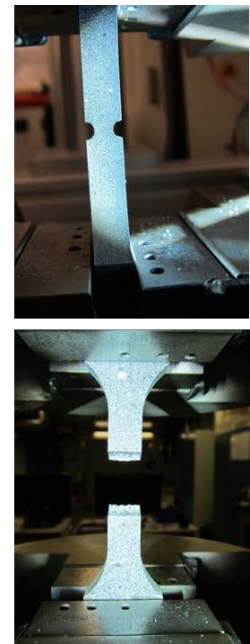
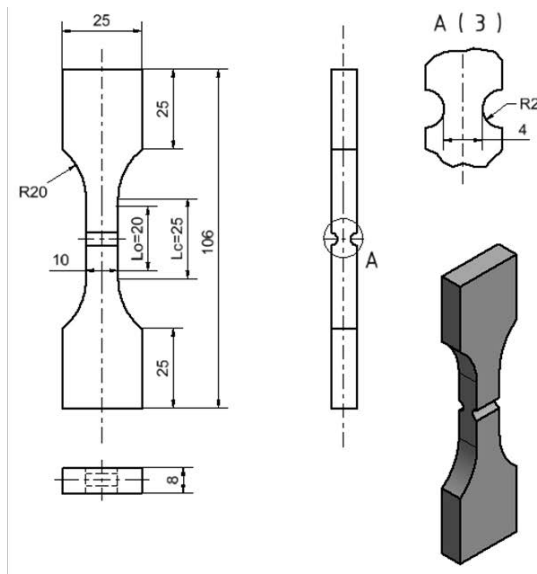


Abbildung 3-116: Vergleich EN GJS-450-18 und EN GJS-500-14, dynamisch

3.3.5.5 Ebene Dehnungsversuche (EDR2)

Abbildung 3-117 zeigt den Versuchsaufbau auf einer hydraulischen Universalprüfmaschine, den Probeneinbau vor und nach dem Test sowie die Probekörper vor und nach dem Test für beide untersuchten Werkstoffe.



	GJS-450-18	GJS-500-14
vor Test		
nach Test		

Abbildung 3-117: Versuchsssetup auf hydraulischer Universalprüfmaschine, Probeneinspannung und Proben vor und nach der Prüfung

Abbildung 3-118 zeigt den Vergleich der technischen Spannungs-Dehnungskurven von quasistatischer und dynamischer Belastung am Beispiel des Werkstoffs EN GJS-450-18. Erwartungsgemäß liegt das Spannungsniveau bei den dynamischen Prüfungen über dem der quasistatischen. Abbildung 3-119 zeigt den Werkstoffvergleich anhand der dynamischen Spannungs-Dehnungskurven. Der höherfeste Werkstoff zeigt dabei ein höheres Spannungsniveau. Aufgrund unterschiedlicher Messlängen quasistatisch (20 mm mechanisches Extensometer)

und dynamisch (9 mm optisches Extensometer) sind die Bruchdehnungen nicht direkt vergleichbar.

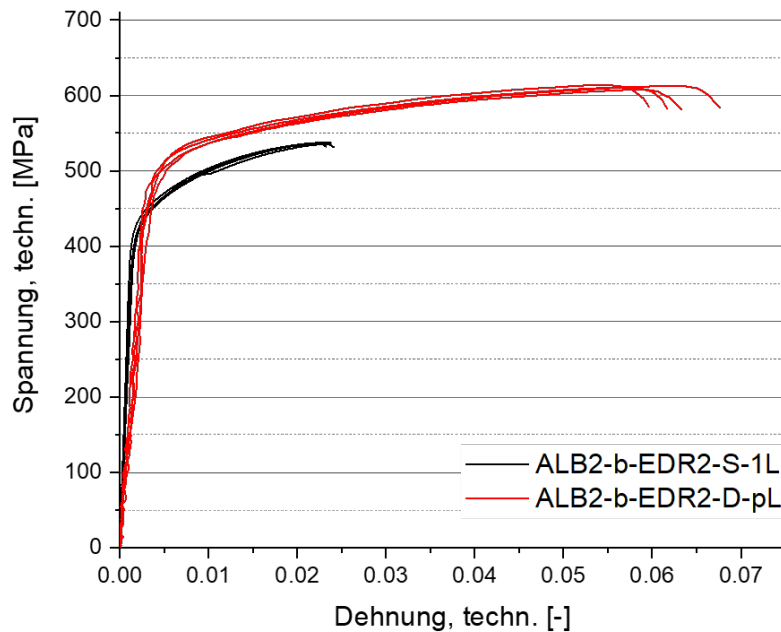


Abbildung 3-118: Vergleich quasistatisch und dynamisch, EN GJS-500-14

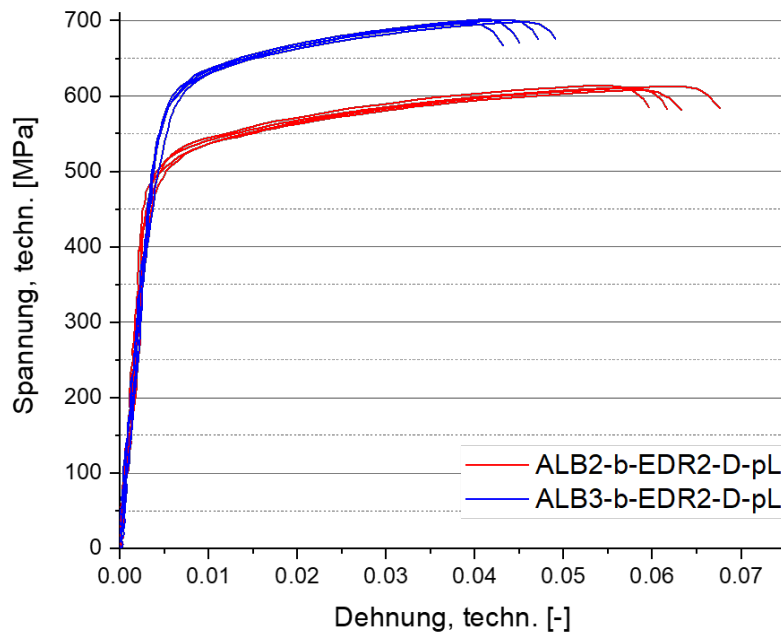


Abbildung 3-119: Vergleich EN GJS-450-18 und EN GJS-500-14, dynamisch

3.3.5.6 Druckversuche (Dr)

Abbildung 3-120 zeigt den Versuchsaufbau für die Druckversuche auf einer hydraulischen Universalprüfmaschine und die Probekörper. Diese werden zwischen zwei Drucktellern auf Druck belastet und dabei mit einer

Hochgeschwindigkeitskamera gefilmt, um anschließend lokale Probendehnungen optisch auswerten zu können.

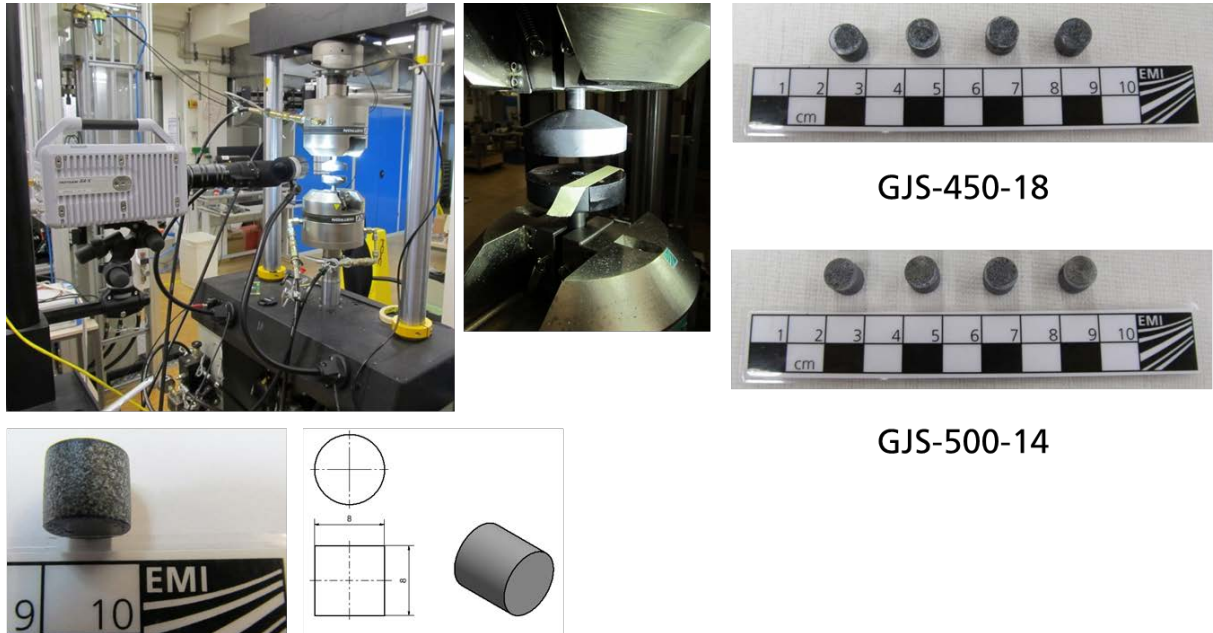


Abbildung 3-120: Versuchsaufbau auf hydraulischer Universalprüfmaschine, Prüfwerkzeug und Proben

Abbildung 3-121 zeigt den Vergleich zwischen quasistatischer und dynamischer Belastung auf Druck anhand technischer Spannungs-Dehnungskurven für den Werkstoff EN GJS-450-18. Die dynamischen Kurven liegen erwartungsgemäß über den quasistatischen und sind von leichten Oszillationen überlagert.

Abbildung 3-122 zeigt den Werkstoffvergleich anhand der dynamischen Spannungs-Dehnungskurven. Die höherfeste Werkstoffvariante zeigt dabei ein höheres Spannungsniveau. Beide Kurvenscharen sind von leichten Oszillationen überlagert.

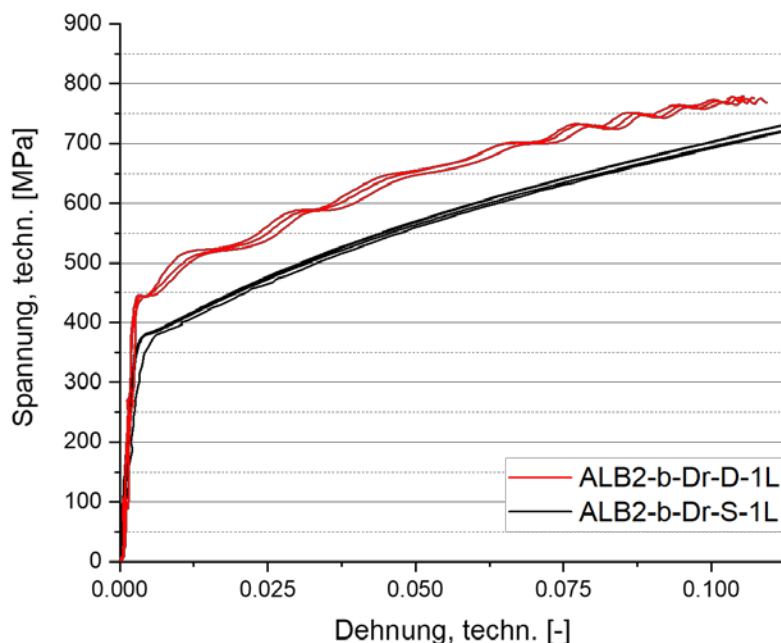


Abbildung 3-121: Vergleich quasistatisch und dynamisch, EN GJS-450-18

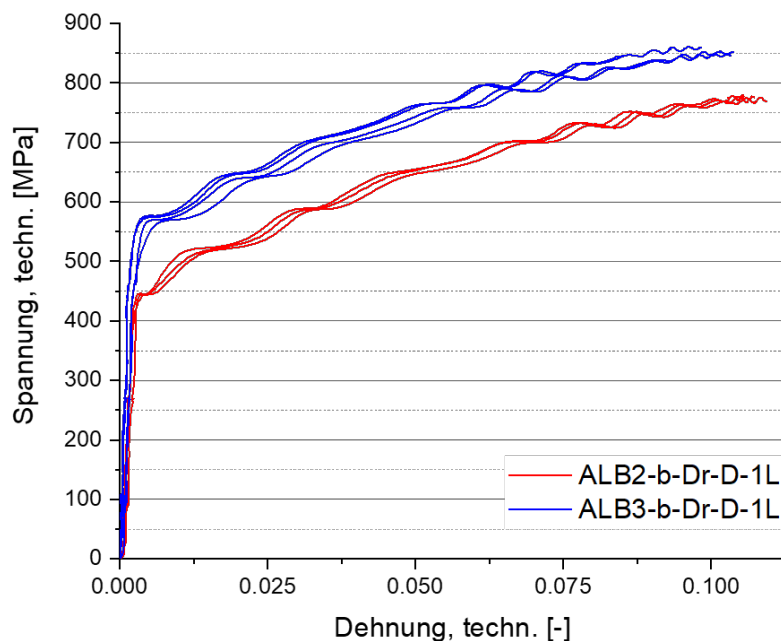


Abbildung 3-122: Vergleich EN GJS-450-18 und EN GJS-500-14, dynamisch

Abbildung 3-123 und Abbildung 3-124 zeigen Vergleiche von Zug- und Druckversuchen anhand der technischen Spannungs-Dehnungskurven für die beiden untersuchten Werkstoffvarianten. Dabei zeigen sich ähnliche Kurvenverläufe bis zur Streckgrenze. Danach steigen die Kurven unter Druckbelastung steil an, während die Kurvenverläufe unter Zugbelastung ein nahezu konstantes Spannungsniveau im Bereich des plastischen Fließens aufweisen. Dieses Verhalten wird für beide geprüften Werkstoffvarianten beobachtet.

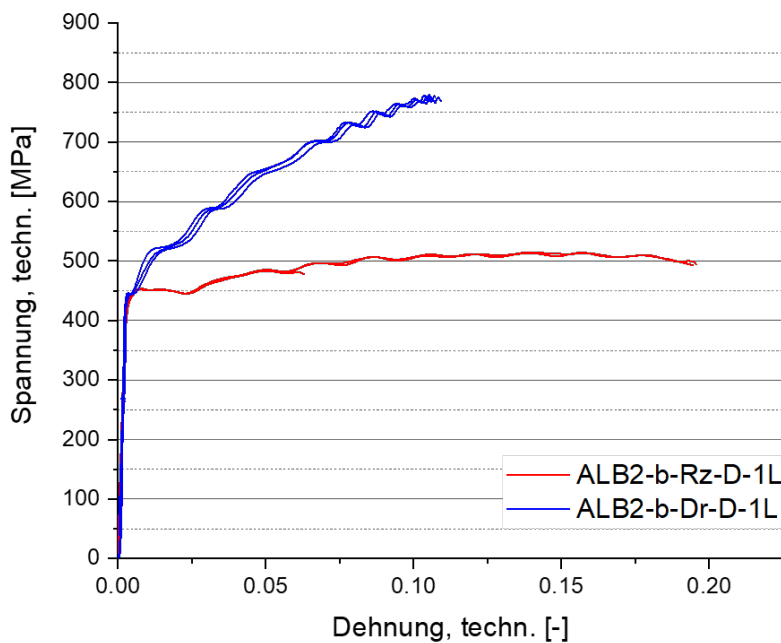


Abbildung 3-123: Vergleich Rundzug und Druck, dynamisch, EN GJS-450-18

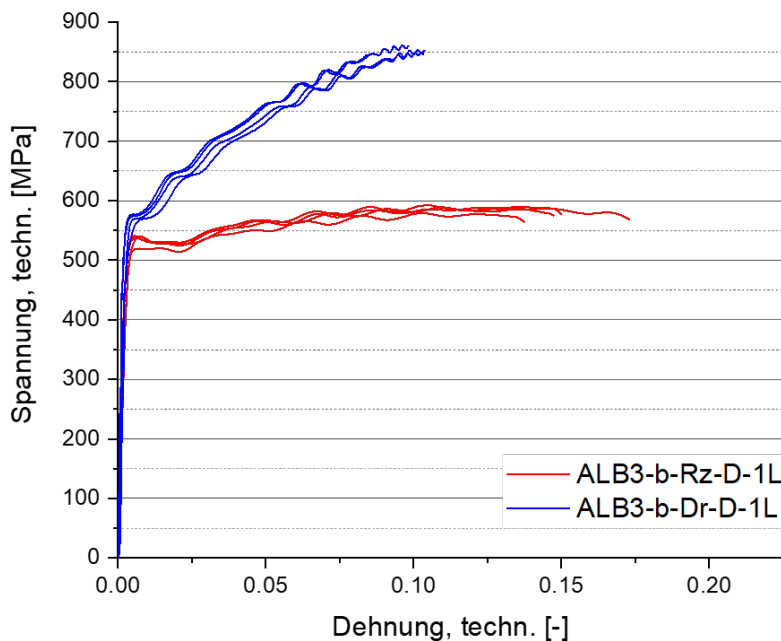


Abbildung 3-124: Vergleich Rundzug und Druck, dynamisch, EN GJS-500-14

3.3.5.7 Durchstoßversuche (Ds)

Abbildung 3-125 zeigt den Versuchsaufbau für die Durchstoßversuche auf einer servohydraulischen Schnellzerreissmaschine. Der halbkugelförmige Durchstoßstempel hat einen Durchmesser von 20 mm, der freie Einspanndurchmesser beträgt 27 mm. Außerdem wird in Abbildung 3-125 das typische Versagensbild der Proben gezeigt.

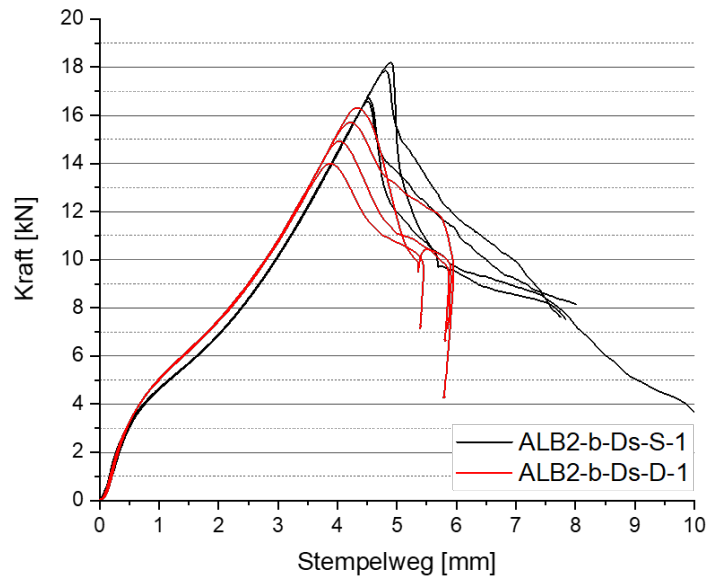


Abbildung 3-126: Vergleich quasistatisch und dynamisch, EN GJS-450-18

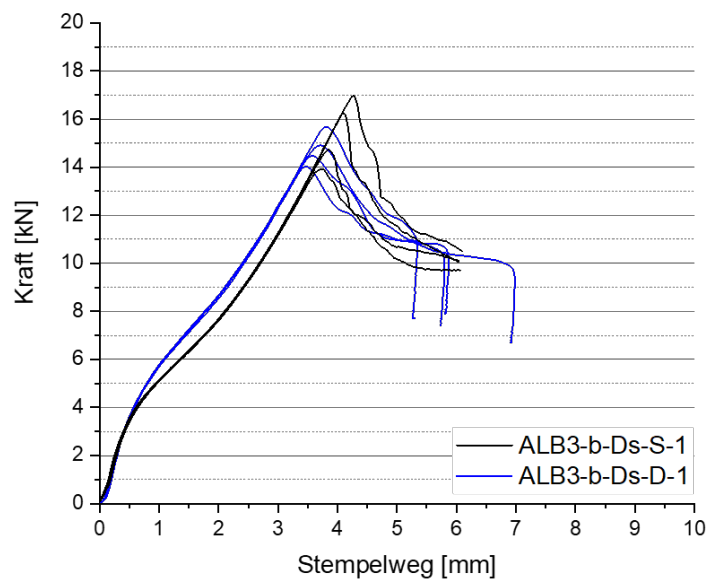


Abbildung 3-127: Vergleich quasistatisch und dynamisch, EN GJS-500-14

In Abbildung 3-128 werden schließlich die dynamischen Kraft-Wegkurven der beiden untersuchten Werkstoffvarianten miteinander verglichen. Dabei zeigt erwartungsgemäß die härteste Werkstoffvariante ein leicht höheres Kraftniveau und einen etwas geringeren Stempelweg bis zum Eintritt von Probenversagen.

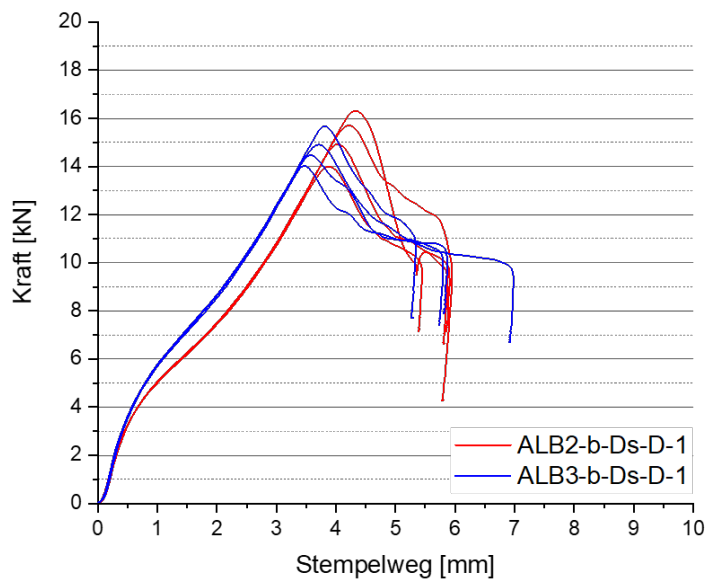


Abbildung 3-128: Vergleich EN GJS-450-18 und EN GJS-500-14, dynamisch

3.3.5.8 Zug-Biegeversuche (ZB)

Abbildung 3-129 zeigt Versuchsaufbau und Proben sowie den Stempel für die kombinierten Zug-Biegeversuche. Diese werden mit demselben Versuchsaufbau wie die Durchstoßversuche auf der servohydraulischen Schnellzerreissmaschine durchgeführt. Die Probenform ist mit der für die Durchstoßversuche vom Außenmaß her identisch und hat einen taillierten Mittelbereich, der von einem finnenförmigen Impaktorstempel belastet wird. Dadurch wird die Probe einer kombinierten Belastung aus Zug- und Biegebeanspruchung unterzogen und versagt schließlich mittig unter der Stempelfinne.

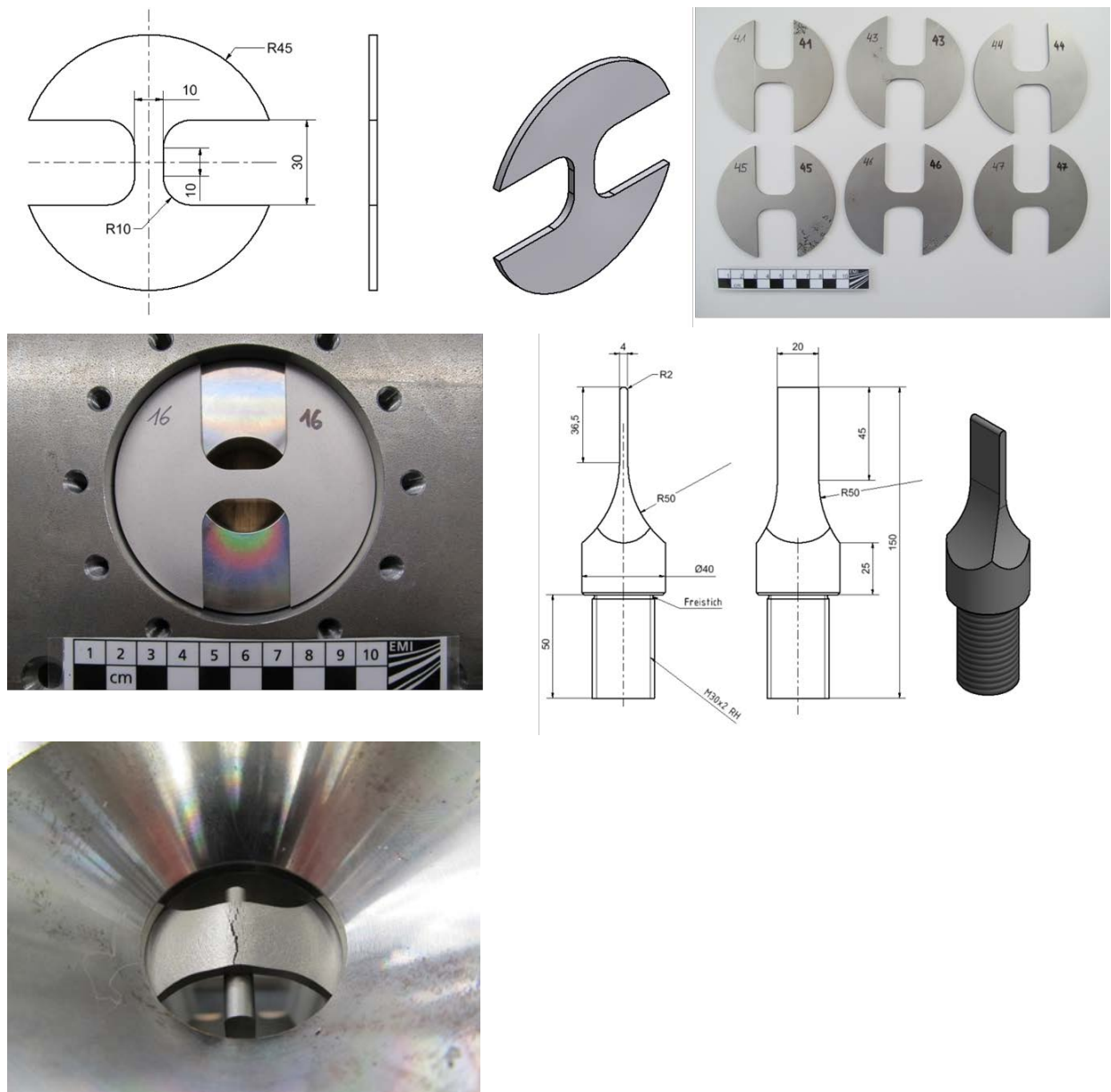


Abbildung 3-129: Zug-Biegeversuch: Proben, Werkzeuge, Einbau in VHS-Prüfmaschine

Abbildung 3-130 zeigt die gemessenen Kraft-Weg-Kurven der dynamischen Zug-Biege-Versuche im Vergleich zu denen bei quasistatischer Belastung. Dabei zeigen die dynamischen Kurven ein deutlich höheres Krafniveau im Vergleich zu den quasistatischen. Der Stempelweg bis zum Probenversagen ist im Vergleich zu quasistatischer Belastung geringer.

In Abbildung 3-130 sind die Kurven für die Werkstoffvariante EN GJS-450-18 gezeigt. Abbildung 3-131 zeigt die entsprechenden Kurven für EN GJS-500-14. Auch hier wird dynamisch ein deutlich höheres Krafniveau erreicht. Der Stempelweg bis zum Probenversagen ist auch hier etwas geringer als bei quasistatischer Belastung.

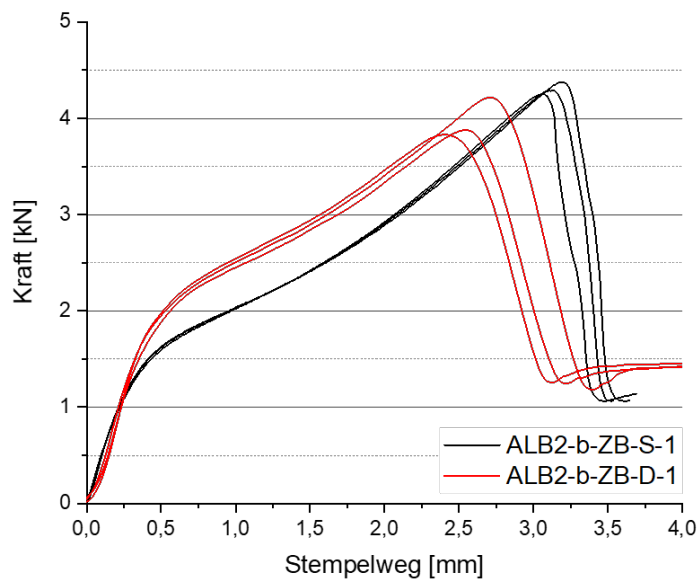


Abbildung 3-130: Vergleich quasistatisch und dynamisch, EN GJS-450-18

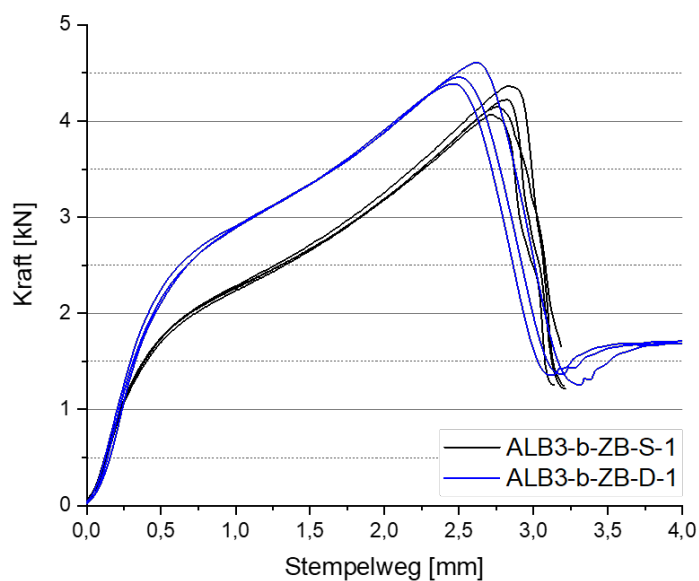


Abbildung 3-131: Vergleich quasistatisch und dynamisch, EN GJS-500-14

Abbildung 3-132 zeigt den Vergleich der beiden untersuchten Werkstoffvarianten bei dynamischer Belastung. Erwartungsgemäß zeigt die höherfeste Werkstoffvariante ein höheres Krafniveau. Der Stempelweg bis zum Eintritt von Probenversagen ist dabei etwa gleich, verglichen mit der niedrigeren aber duktileren Werkstoffvariante.

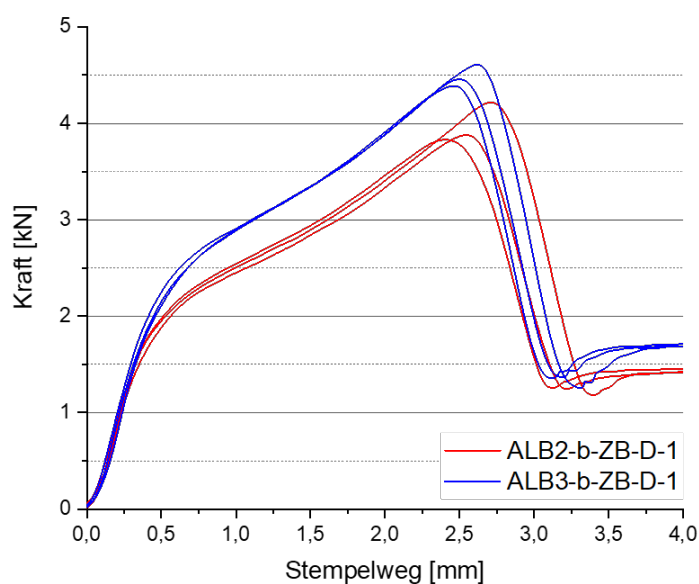


Abbildung 3-132: Vergleich EN GJS-450-18 und EN GJS-500-14, dynamisch

3.4 Ermittlung von Anfangsdefekten und Schädigungsentwicklung mittels zerstörungsfreier Prüfungen (EMI)

Im Rahmen der Untersuchungen an Gusseisen mit globularer Graphitbildung wird mit Hilfe einer „in-situ“- Messung die Schädigungsentwicklung an Zug- und Scherproben mit Hilfe von CT-Untersuchungen nachgewiesen. Dafür werden die Proben bis zu unterschiedlichen Lastniveaus belastet und entlastet. Nach jeder Entlastung wird mit Hilfe der zerstörungsfreien Prüfung der Grad der Schädigung (z.B. Porenwachstum) bestimmt. Daraus wird der Schädigungsverlauf ermittelt. Da die Schädigungsentwicklung stark vom Spannungszustand abhängig ist, werden verschiedene Probentypen nach Belastung und Entlastung untersucht. Aus den vorliegenden Ergebnissen findet eine Abschätzung des Rissbeginns und der Rissausbreitung statt. Die Messdaten aus den Zug- und Scherversuchen, in Verbindung mit den CT-Untersuchungen, werden mit den Resultaten aus der Gießsimulationen verglichen.

3.4.1 CT-Untersuchungen

Für Computertomographie-Untersuchungen stehen am EMI geeignete Anlagen zur Verfügung für unterschiedlich große Proben bzw. Bauteile. Abbildung 3-133 zeigt eine solche Anlage sowie eine Beispielaufnahme. Hier sind grundsätzlich Einschlüsse und Risse im Material erkennbar.

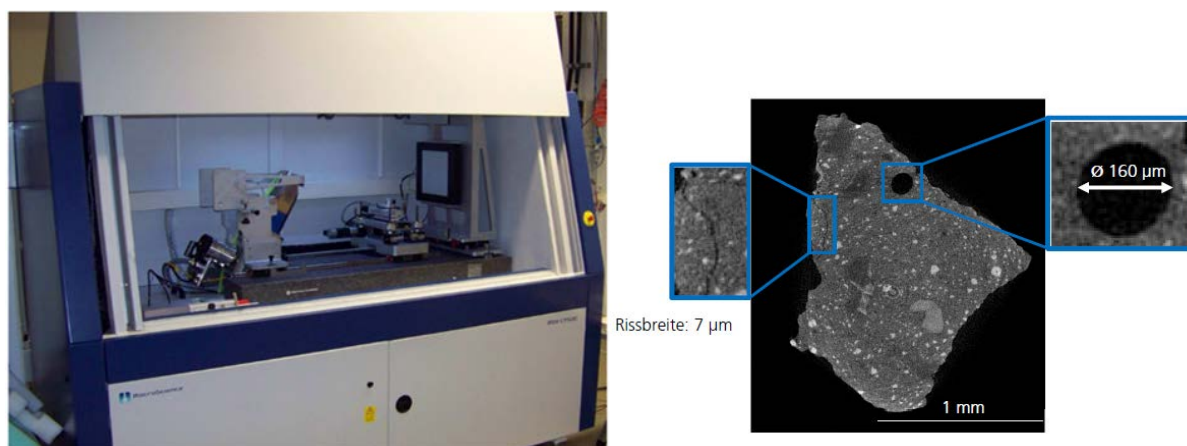


Abbildung 3-133: Eine CT-Anlage des EMI und Beispielaufnahme

Erreichbare Auflösung	5 µm
Maximaler Probenquerschnitt	5 mm
Maximale Beschleunigungsspannung	225 kV
Maximale Leistung	200 W
Erreichte Voxelgröße	20 – 40 µm

Abbildung 3-134: Leistungsdaten der eingesetzten CT-Anlage

Im Rahmen einer Machbarkeitsstudie wurden CT-Aufnahmen an der vollständigen Probengröße durchgeführt. Hierzu wurden Rundzugproben der Rz-Geometrie verwendet. Außerdem wurde eine Rz-Probe aus einer Komponente entnommen, siehe Abbildung 3-135.

Abbildung 3-136 zeigt eine typische CT-Aufnahme einer Rz-Probe. Die Probe wurde in Längsrichtung durchstrahlt. Graphiteinschlüsse sind erkennbar und können auch mit einer speziellen Software vermessen werden. Weitere Gefügedetails sind allerdings kaum zu erkennen. Deshalb wurde auf die geplanten Stufentests an unbelasteten und verschieden stark belasteten Proben verzichtet.



Abbildung 3-135: Entnahme einer Rundzugprobe aus Lagerkonsole zur CT-Untersuchung

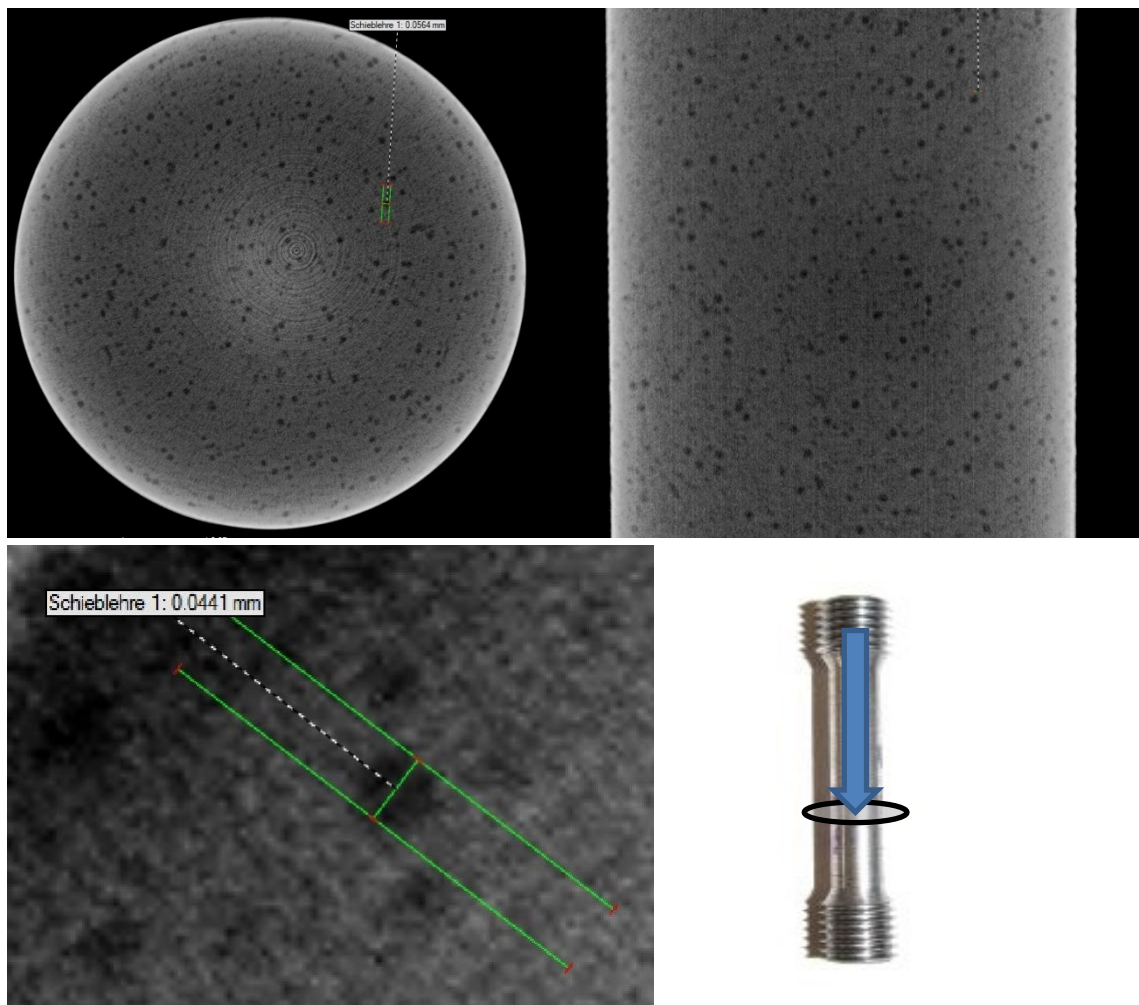


Abbildung 3-136: CT-Aufnahme der Rundzugprobe, Vermessen eines Graphiteinschlusses

3.4.2 Röntgen-Untersuchungen

Als Voruntersuchung wird ein Röntgen-„Standbild“ einer Lagerkonsole durchgeführt. Abbildung 3-137 zeigt die Versuchsanordnung, die am EMI-Standort in Kändern realisiert wurde. Die Anordnung wird so gewählt, dass die gesamte Komponente abgebildet wird. Ziel ist die Beurteilung der Auflösungsfähigkeit und der Aussagekraft der entstehenden Aufnahmen, um das weitere Vorgehen festzulegen. In der Tabelle in Abbildung 3-138 sind die technischen Leistungsdaten der eingesetzten Röntgenanlage aufgeführt.



Abbildung 3-137: Röntgen einer Lagerkonsole am EMI

U_B	450 kV
t	20 ns
Detektor	CR (white)
Fujifilm	ST-VI 35,4 x 43,0 cm
Kassette	Typ CC
FDD	630 mm
FOD	600 – 630 mm

Abbildung 3-138: Leistungsdaten der eingesetzten Röntgenquelle

Abbildung 3-139 zeigt die Röntgenaufnahme einer Lagerkonsole. Je nach Dicke des durchstrahlten Materials wird unterschiedlich viel Strahlung durch das Bauteil transmittiert. Die Auflösung reicht allerdings nicht aus, um Graphiteinschlüsse zu erkennen. Deshalb wird dieses Verfahren zur zerstörungsfreien Werkstoffprüfung hier nicht weiterverfolgt.

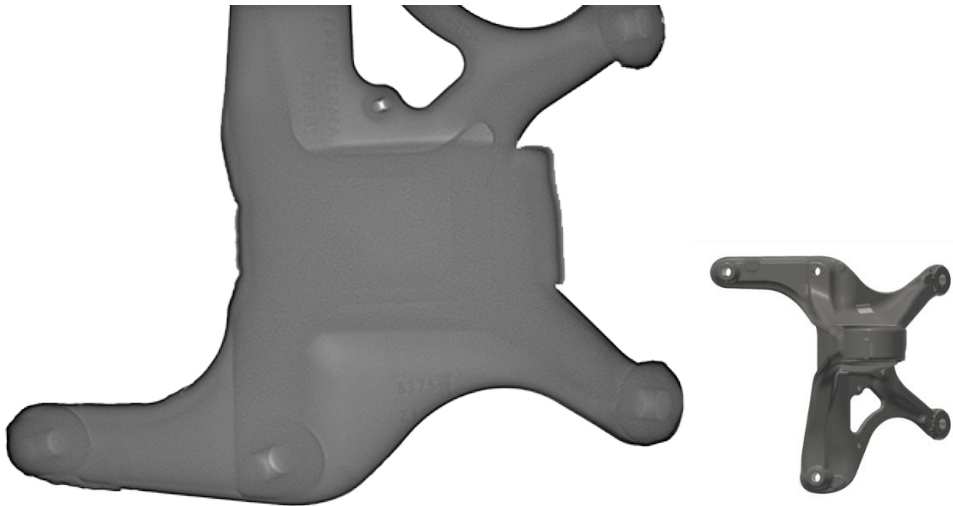


Abbildung 3-139: Röntgenaufnahme der Lagerkonsole

3.4.3 3D-Laserscans

Als Ersatz für die Röntgenprüfungen wurden 3D-Laserscans durchgeführt. Hierzu steht am EMI ein handgeführter 3D-Scanner zur Verfügung, siehe Abbildung 3-140. Abbildung 3-141 zeigt tabellarisch die Leistungsdaten dieses Geräts.

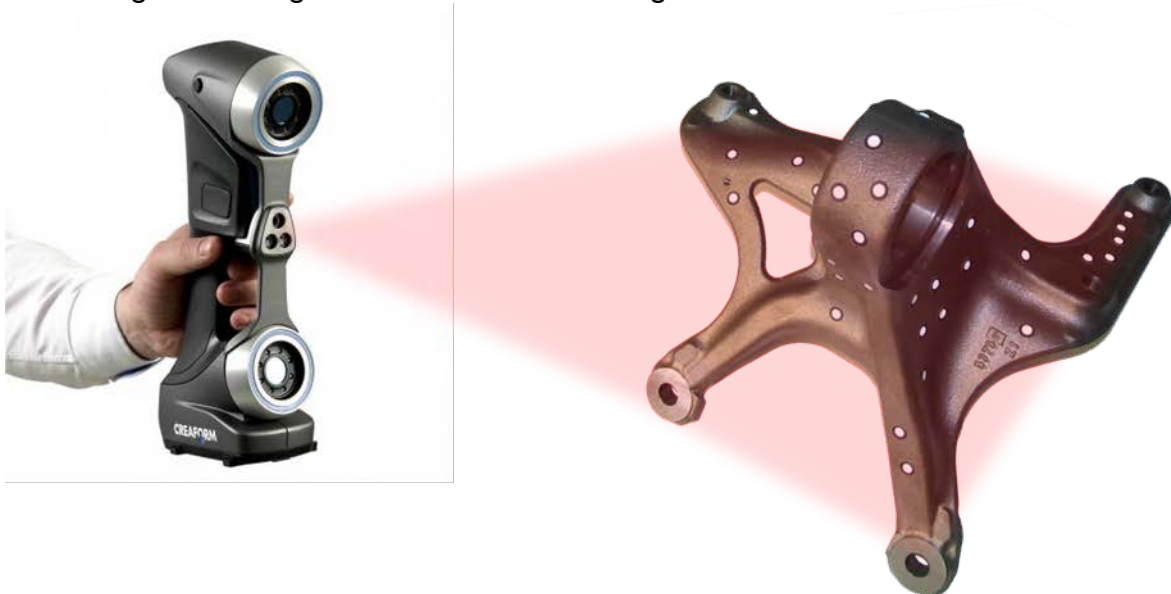


Abbildung 3-140: Handgeführter 3D-Laserscanner – Prinzipskizze

Größenbereich (empfohlen)	0,1 – 4 m
Laserausstattung	7-Laser-Fadenkreuze (+1 Linie)
Auflösung	50 μm
Genauigkeit	Bis zu 30 μm
Volumetrische Genauigkeit	20 μm + 60 $\mu\text{m}/\text{m}$

Abbildung 3-141: Leistungsdaten des 3D-Lasercanners der Fa. Creaform

Die mit dem 3D-Scanner erfasste Punktwolke wird in ein Netz aus Dreiecken überführt (Polygonnetz). Abbildung 3-142 zeigt eine eingescannte Lagerkonsole (grau) sowie die per Best-Fit-Anpassung gemappten CAD-Daten der Komponente. Dies könnte beispielsweise einen Vergleich der verformten Komponente nach dem Versuch mit den mittels FEM-Simulation generierten Daten des verformten Endzustands ermöglichen. Im folgenden werden beispielhafte Anwendungsmöglichkeiten für auf diese Weise generierte Daten für das Projekt aufgezeigt.

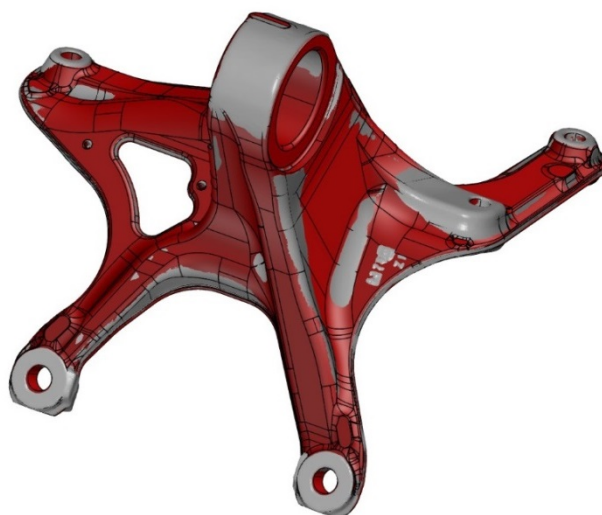


Abbildung 3-142: Vergleich der CAD-Daten (rot) mit den Scandaten der Komponente (grau)

Abbildung 3-143 zeigt eine Rekonstruktion der Positionen der einzelnen Bruchstücke zum Kernstück der geprüften Komponente. Es wurde eine Explosionsgrafik zur perspektivischen Darstellung gewählt.



Abbildung 3-143: Kernstück (blau) der Lagerkonsole und Bruchstücke (farbig)

In Abbildung 3-144 wird ein Vergleich der Daten des 3D-Scans der Komponente vor und nach dem Versuch gezeigt. Links sind Kernstück (blau) und Bruchstücke (farbig) zu sehen, rechts eine Überlagerung der unbelasteten Komponente (braun) und des Kernstücks (blau) nach dem Versuch. Die Komponente wurde hier mit 7,1 m/s belastet. Die Beschreibung der genauen Versuchsdurchführung bei den Komponententests findet sich in Kapitel 5.2.



Abbildung 3-144: links: Kernstück (blau) der Lagerkonsole und Bruchstücke (farbig), rechts: Überlagerung der unbelasteten Komponente (braun) und des Kernstücks (blau)

In Abbildung 3-145 wird eine Überlagerung der Ansichten der unbelasteten Komponente (braun) und der zusammengesetzten Bruchstücke der belasteten Lagerkonsole (farbig) nach dem Versuch gezeigt. Duktile Verformungen in den Bruchbereichen sind deutlich zu erkennen.

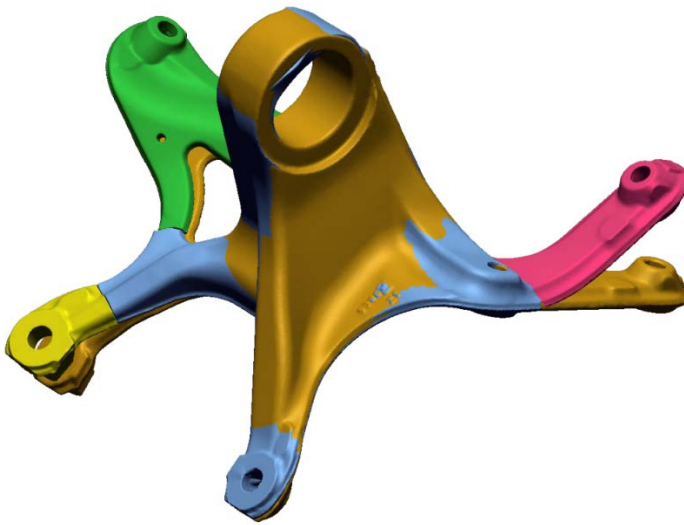


Abbildung 3-145: Überlagerung der unbelasteten Komponente (braun) und der zusammengesetzten Bruchstücke der belasteten Lagerkonsole (farbig)

In Abbildung 3-146 ist die Anpassung der Scan-Daten für die Simulation zu sehen. Hierbei wurde die Elementgröße auf 3 mm für die Simulation angepasst. Verschiedene Exportformate der Scandaten sind generierbar. Hier wurde das Exportformat stl gewählt (**ST**ereo**L**ithographie, auch **ST**andard **T**riangulation / **T**esselation **L**anguage). Die auf diese Weise bereitgestellten Daten können für einen Vergleich mit Simulationsdaten herangezogen werden (Abbildung 3-147)

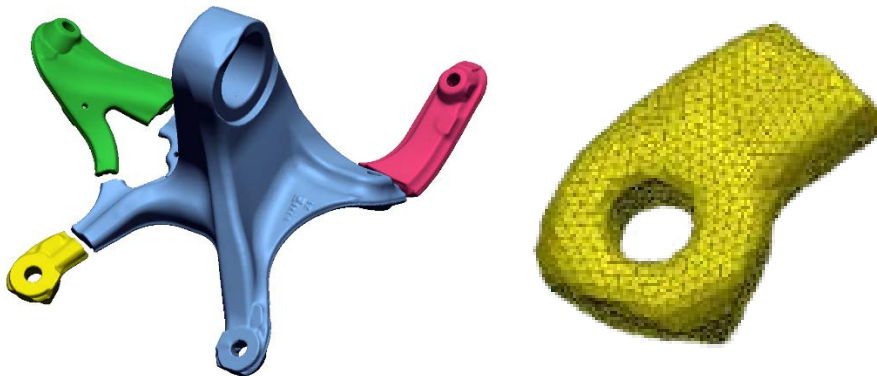


Abbildung 3-146: Angleichen der Vernetzung an die Elementgröße der Simulation (3 mm).

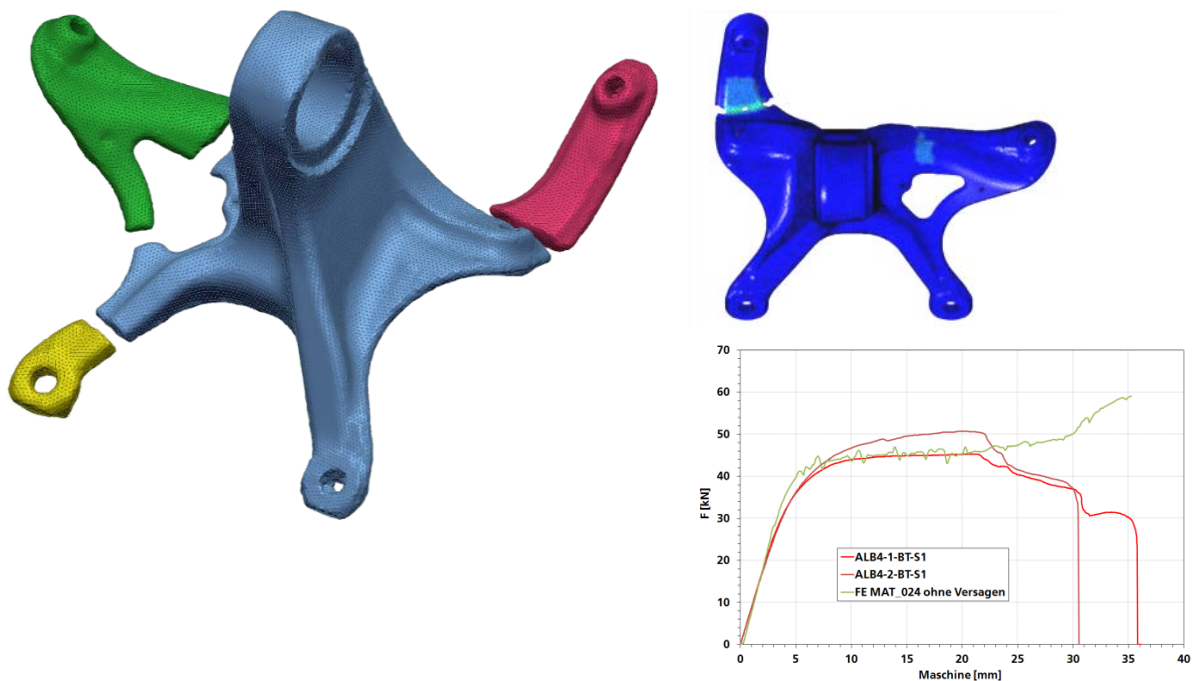


Abbildung 3-147: Rekonstruktion der gescannten Fragmente zur Validierung der Simulation

3.5 Metallographie zur Identifikation von Bruchmechanismen (IWM)

Metallo- und fraktographische Analysen wurden jeweils an einer Rundzugprobe (glatt und gekerbt), einer Torsions- sowie einer Druckprobe aus dem Werkstoff EN GJS-450-18 durchgeführt, um die mikroskopischen Schädigungs- und Bruchmechanismen zu identifizieren.

Dazu wurden die Bruchflächen im Rasterelektronenmikroskop (REM) sowie anschließend aus der Probenmitte parallel zur Belastungsrichtung entnommene Schliffe (siehe Abbildung 3-151) im Lichtmikroskop untersucht. Die Schliffe wurden nicht geätzt, deshalb sind nur Graphitpartikel (oder gegebenenfalls nichtmetallische Einschlüsse) und Hohlräume, aber nicht das Matrixgefüge sichtbar.

Zugproben:

Die Bruchflächen beider Zugproben (ungekerbt und mit Kerbradius 1 mm) weisen durchweg duktilen Wabenbruch auf. In den Waben liegen zum Teil die globularen Graphitpartikel (Abbildung 3-148, Abbildung 3-149).

Wie an den Schliffen erkennbar ist, initiiert die duktile Schädigung an den Graphitteilchen, wo sich Hohlräume bilden (bzw. schon vorhanden sind), welche unter zunehmender plastischer Dehnung in Richtung der Zugachse wachsen bis zur Porenvereinigung, die über Mikro- und Makrorissbildung schließlich zum finalen Probenversagen führt (Abbildung 3-152 a,b, Abbildung 3-153). Während dieser Schädigungsbereich bei der glatten Zugprobe eine größere Ausdehnung über die

Versuchslänge aufweist (Abbildung 3-154), konzentriert er sich bei der Kerbzugprobe auf den Bereich des Kerbradius.

Torsionsprobe:

Die Bruchfläche der Torsionsprobe lässt nur ganz im Inneren, als Restbruch, einen duktilen (Normalspannungs-) Wabenbruch mit Graphitteilchen in den Waben erkennen (Abbildung 3-150 b). Die Torsionsbruchfläche ist auf Grund der unter der Torsionsbeanspruchung aufeinander reibenden Probenhälften spiralförmig „verschmiert“ (Abbildung 3-150 a und c).

Am ungeätzten Schliff deutet sich die torsionsartige Verformung des Gefüges durch die Anordnung der Graphitteilchen an (Abbildung 3-152 c).

Druckprobe:

Am Schliff der metallographisch untersuchten Druckprobe sind gestauchte Graphitteilchen erkennbar, Rissbildung wurde hier nicht beobachtet. (Abbildung 3-153 d und Abbildung 3-155).

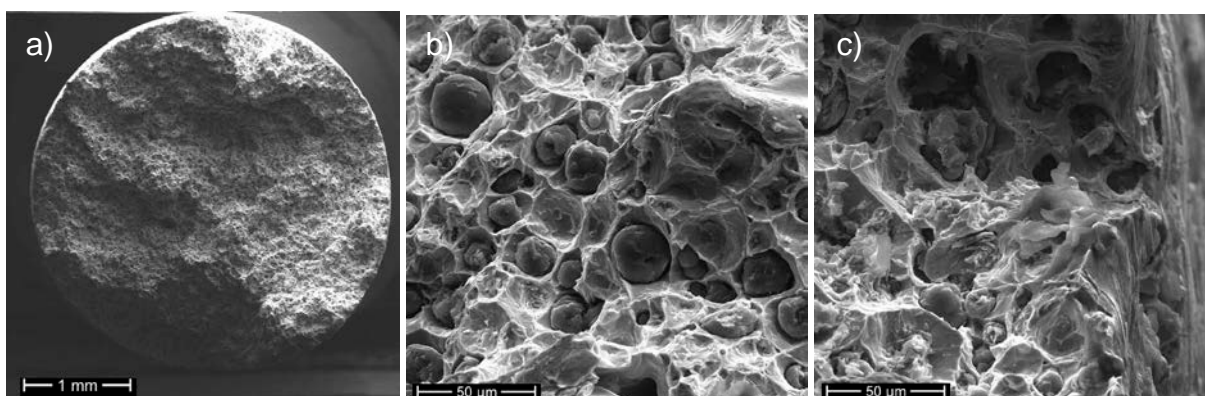


Abbildung 3-148: REM-Aufnahmen (Sekundärelektronenbilder) der Bruchfläche von Glattzugprobe ALB2-1-Rz-S1L: a) Übersicht, b) Detail innen, c) Detail Rand

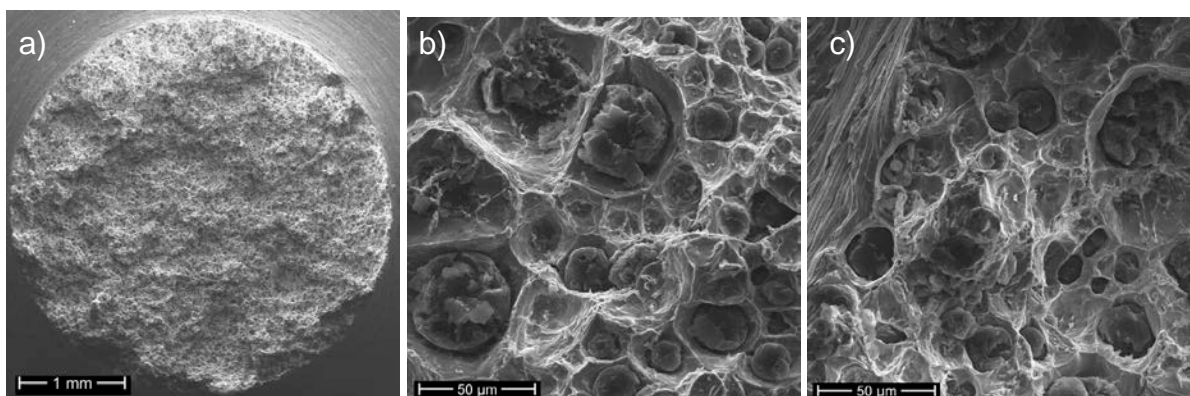


Abbildung 3-149: REM-Aufnahmen (Sekundärelektronenbilder) der Bruchfläche von Kerbzugprobe ALB2-1-RzR1-S1L: a) Übersicht, b) Detail innen, c) Detail Rand

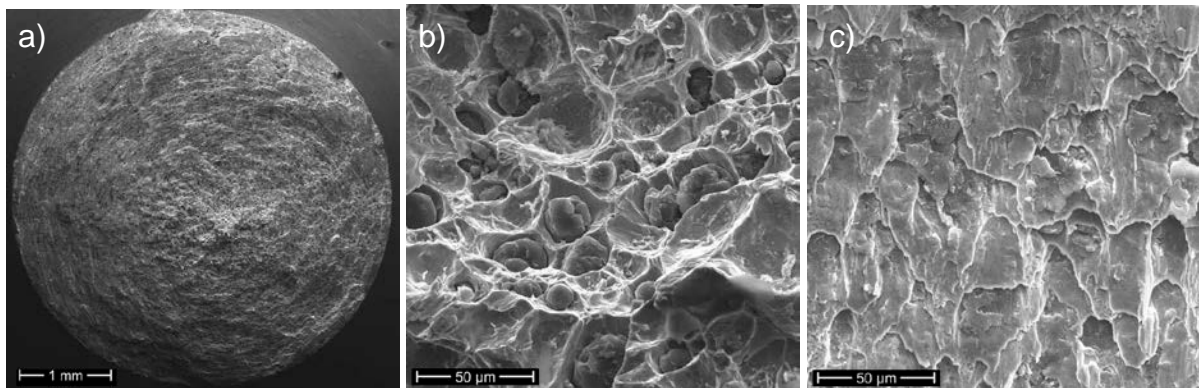


Abbildung 3-150: REM-Aufnahmen (Sekundärelektronenbilder) der Bruchfläche von Torsionsprobe ALB2-1-Ts-S1L: a) Übersicht, b) Detail innen (Restbruch), c) Detail Rand (Bruchfläche verrieben).

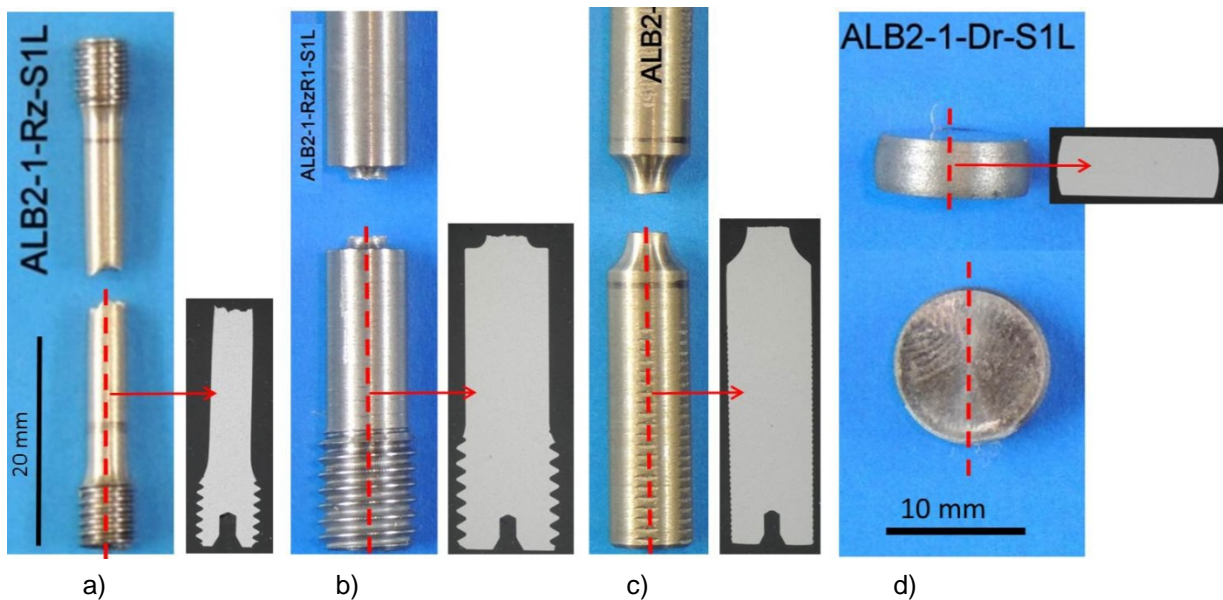


Abbildung 3-151: Entnahmepositionen und Übersichtsaufnahmen der Schlitze aus a) Rundzugprobe ohne Kerb (a) bzw. mit Kerbradius 1 mm (b), Torsions- (c) und Druckprobe (d), jeweils nach dem Versuch

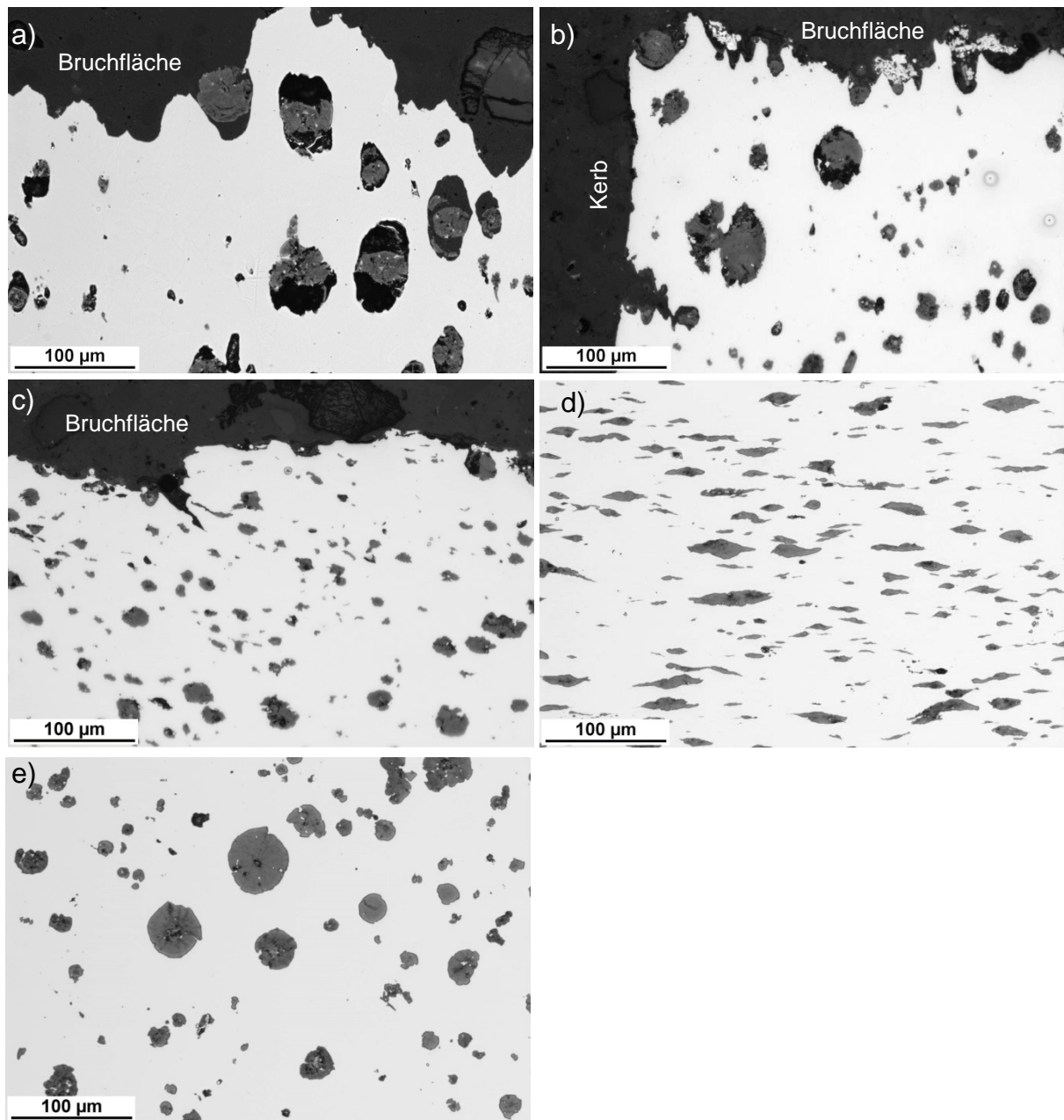


Abbildung 3-152: lichtmikroskopische Aufnahmen des Gefüges (am ungeätzten Schliff) nach Zug- (a), Kerbzug- (b), Torsions- (c) und Druckbelastung (d - Aufnahme aus Probenmitte) im Vergleich zum ungeschädigten Gefüge (e - Aufnahme aus Einspannbereich der Zugprobe)

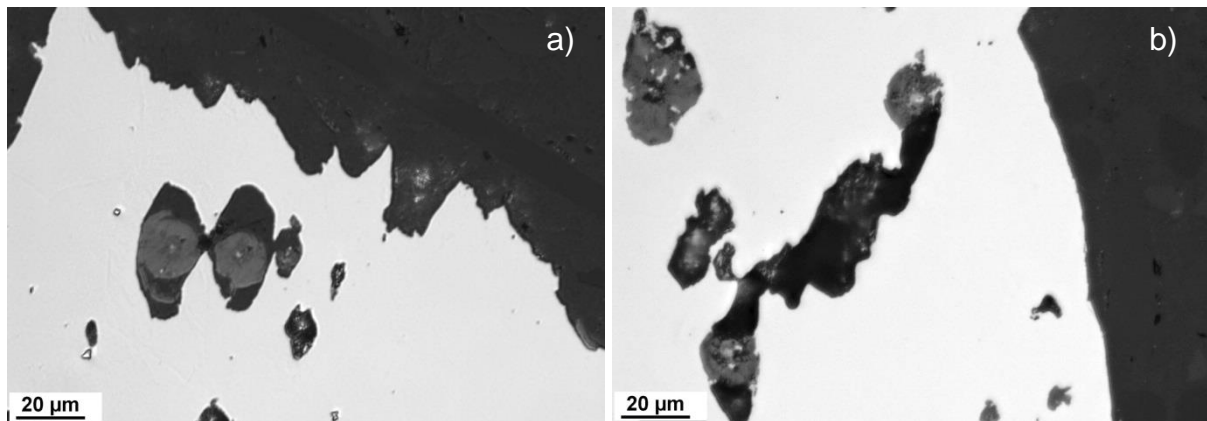


Abbildung 3-153: lichtmikroskopische Detailaufnahmen des ungeätzten Schliffs der nicht gekerbten Zugprobe in unmittelbarer Nähe zur Bruchebene: beginnende Porenvereinigung (a) und Mikrorissbildung ca. 45° zur Zugrichtung durch Porenvereinigung (b), jeweils ausgehend von den Graphitteilchen

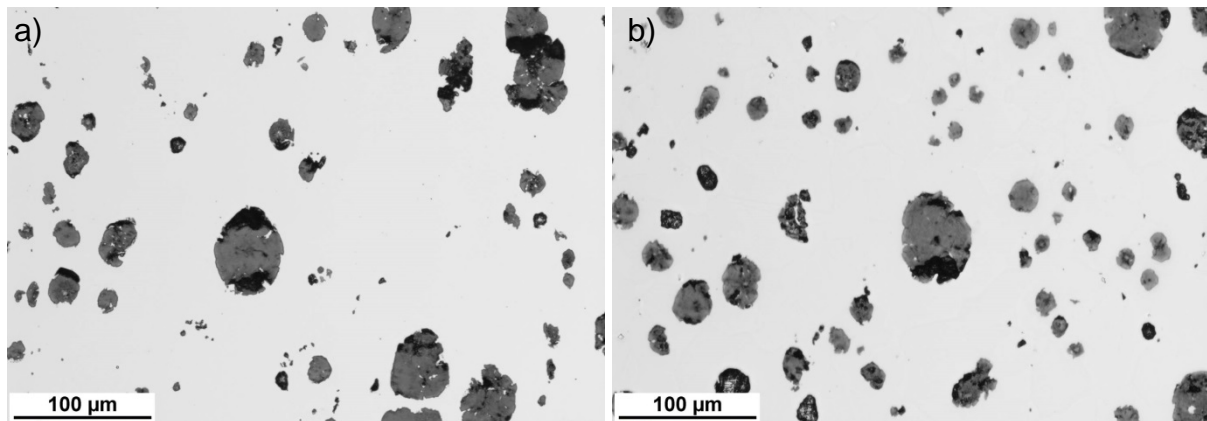


Abbildung 3-154: lichtmikroskopische Detailaufnahmen des ungeätzten Schliffs der nicht gekerbten Zugprobe in größerem Abstand zur Bruchfläche: a) ca. 4 mm und b) ca. 11 mm (etwa bis zu diesem Abstand ist Porenschädigung erkennbar)

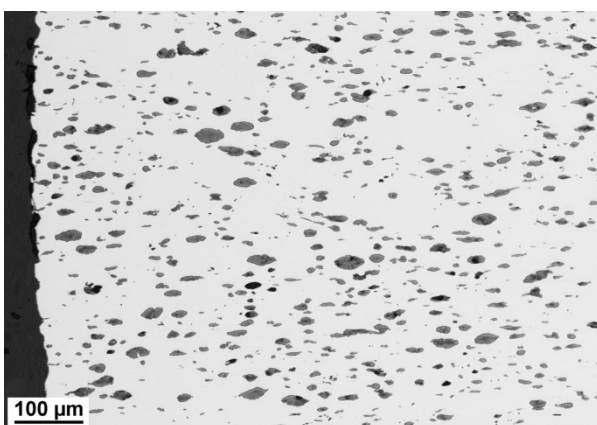


Abbildung 3-155: lichtmikroskopische Aufnahmen des Randbereichs der Druckprobe am ungeätzten Schliff

4 Werkstoff- und Versagensmodelle (IWM)

Zur Modellierung des Fließverhaltens von Gusseisen mit Kugelgraphit wurden vier Materialmodelle im FE-Code LS-DYNA und ein User-Materialmodell analysiert, kalibriert und verglichen. Wichtig war, dass das unterschiedliche Verhalten von Gusseisen mit Kugelgraphit unter Zug- und Druckbelastung zu beschreiben ist. Dabei wurde geprüft, ob man mit den Materialmodellen neben den einachsigen Zug- und Druckversuchen die Torsions-, Kerbzug-, Ebene-Dehnungs- und Durchstoßversuche auch genau simulieren kann. Das heißt, dass die komplexen Einflüsse des Spannungszustands auf das Deformationsverhalten vollständig abzudecken sind. Außerdem wurde die ausgeprägte Dehnratenabhängigkeit des Fließverhaltens mit einem ausgewählten Ansatz modelliert.

Für die Versagensmodellierung wurde ein vorhandenes Modell nach Bai-Wierzbicki [BAI08, BAS11] als Basismodell genommen und eine Beschreibung des Dehnrateneinflusses auf die Versagensparameter in das Modell integriert. Dabei wurde die Bruchdehnung als Funktion der Mehrachsigkeit und des Lode-Parameters definiert. Das erweiterte Versagensmodell wurde jeweils in Kombination mit einem Verformungsmodell verwendet. Durch Simulationen der sämtlichen Probenversuche wurden die eingesetzten Material- und Versagensmodelle kritisch überprüft.

4.1 Modellierung des Verformungsverhaltens

4.1.1 Materialmodelle

Zur Modellierung der Zug-Druck-Asymmetrie des Fließens der untersuchten Gusseisenwerkstoffe wurden verschiedene Materialmodelle im FE-Code LS-DYNA und ein User-Materialmodell vom IWM betrachtet und die entsprechenden numerischen Ergebnisse verglichen. Die folgenden Materialmodelle in LS-DYNA wurden zur Simulation des Verformungsverhaltens von ausgewählten Probenversuchen eingesetzt:

- MAT_24 (*MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY) nach von Mises
- MAT_187 (*MAT_SAMP-1) [KOL05]
- MAT_224_GYS (*MAT_TABULATED_JOHNSON_COOK_GYS) [SEN15, HAI16]
- MAT_233 (*MAT_CAZACU_BARLAT_MAGNESIUM) [CAZ06]

Das von Mises-Modell kann hier als Referenzmodell betrachtet werden. Die dehnratenabhängigen Spannungs-Dehnungskurven aus Zugversuchen wurden als „Load Curves“ eingegeben.

MAT_187 (*MAT_SAMP-1)

Das SAMP-Modell wurde als ein semi-analytisches Materialmodell zur Beschreibung der Einflüsse des Spannungszustands auf die Fließfläche in LS-DYNA implementiert und häufig für Kunststoffe verwendet [KOL05]. Wie in Abbildung 4-1 dargestellt ist, ist die Fließspannung q eine Funktion der hydrostatischen Spannung p . Die Fließfläche

und ihre Evolution können aus fünf Spannungs-Dehnungskurven unter biaxialem und einachsigem Druck, Scherung, einachsigem und biaxialem Zug ermittelt werden. In dieser Arbeit wurden die wahren Spannungs-Dehnungskurven aus einachsigem Druck, Torsion, einachsigem und biaxialem Zug für die Ermittlung der Fließflächen verwendet. Da keine Kreuzzugversuche im Rahmen des Projekts durchgeführt wurden, wurden die Inputwerte für biaxiale Zugbelastung durch inverse Simulation der Kerbzugproben mit Kerbradius von 1 mm bestimmt.

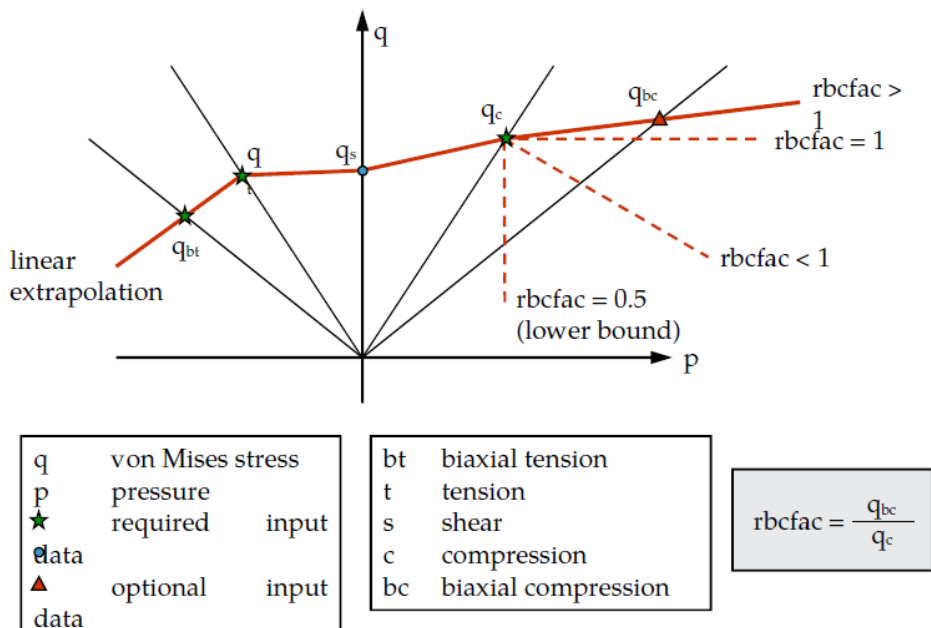


Abbildung 4-1: MAT_187 SAMP-Modell in LS-DYNA [LS-08]

MAT_224_GYS (*MAT_TABULATED_JOHNSON_COOK_GYS)

Das Materialmodell MAT_224_GYS beruht auf einer Generalized Yield Surface (GYS) [SEN15], die eine Simulation eines isotropen Werkstoffs, der unterschiedliche Fließspannungen unter Zug, Druck und Scherung aufweist, ermöglicht. Charakteristische Merkmale des Materialmodells sind isotrop, deviatorisch (unabhängig von hydrostatischer Spannung) und Erhaltung des Spannungsvorzeichens [HAI16].

Die Fließfunktion lautet:

$$\sigma_{vm} [c_1(\epsilon_p, \dot{\epsilon}_p, T) + c_2(\epsilon_p, \dot{\epsilon}_p, T)\theta_L + c_3(\epsilon_p, \dot{\epsilon}_p, T)\theta_L^2] \leq \sigma_t(\epsilon_p, \dot{\epsilon}_p, T) \quad (1)$$

wobei σ_{vm} die Vergleichsspannung, σ_t die Fließspannung, θ_L den Lode-Parameter und c_1, c_2, c_3 Koeffizienten bezeichnet. Die Koeffizienten c_1, c_2 und c_3 hängen von der plastischen Vergleichsdehnung, der Rate der plastischen Vergleichsdehnung und der Temperatur ab. Der Lode-Parameter ist wie folgt definiert:

$$\theta_L = \frac{27J_3}{2\sigma_{vm}^3} = \frac{27s_1s_2s_3}{2\sigma_{vm}^3} = \frac{27\det(s)}{2\sigma_{vm}^3} = \frac{27}{2\sigma_{vm}^3} \begin{vmatrix} \sigma_{xx} + p & \sigma_{xy} & \sigma_{xz} \\ \sigma_{yx} & \sigma_{yy} + p & \sigma_{yz} \\ \sigma_{zx} & \sigma_{zy} & \sigma_{zz} + p \end{vmatrix} \quad (2)$$

Da der Lode-Parameter $\theta_L=1$ bei Zug, $\theta_L=-1$ bei Druck und $\theta_L=0$ bei Scherung vorliegt, ist das Modell in der Lage, die unterschiedlichen Fließspannungen eines Werkstoffs unter den drei Belastungen zu beschreiben. In dieser Arbeit wurden die ermittelten wahren Spannungs-Dehnungskurven unter Zug, Druck und Torsion zur Kalibrierung des Materialmodells eingegeben.

MAT_233 (*MAT_CAZACU_BARLAT_MAGNESIUM)

Das Modell nach [CAZ06] ist auf der Basis einer speziellen Vergleichsspannung mit der folgenden Definition aufgebaut:

$$\sigma_{\text{eff}} = [(|\Sigma_1| - k\Sigma_1)^a + (|\Sigma_2| - k\Sigma_2)^a + (|\Sigma_3| - k\Sigma_3)^a]^{1/a} \quad (3)$$

wobei Σ_1 , Σ_2 und Σ_3 die Hauptwerte von Σ sind. Σ bezeichnet einen aus den deviatorischen Spannungen \mathbf{S} transformierten Spannungstensor. Zur Spannungstransformation $\Sigma=\mathbf{C}\mathbf{S}$ wird der konstante vierstufige Tensor \mathbf{C} eingesetzt. a ist eine positive Konstante und k hängt vom Verhältnis der Fließspannung unter Zug und Druck σ_T/σ_C ab:

$$k = \frac{1 - \left\{ \frac{2^a - 2 \cdot (\sigma_T/\sigma_C)^a}{(2 \cdot \sigma_T/\sigma_C)^a - 2} \right\}^{\frac{1}{a}}}{1 + \left\{ \frac{2^a - 2 \cdot (\sigma_T/\sigma_C)^a}{(2 \cdot \sigma_T/\sigma_C)^a - 2} \right\}^{\frac{1}{a}}} \quad (4)$$

Das Modell ist eine Erweiterung eines in [CAZ04] dargestellten Ansatzes, wo die Hauptwerte der deviatorischen Spannungen direkt verwendet wurden. Abbildung 4-2 vergleicht die normierten Fließflächen aus dem v. Mises-Modell und dem Modell von [CAZ04] für drei σ_T/σ_C -Werte. Die Form der Fließfläche wird von σ_T/σ_C stark beeinflusst. Das in [CAZ06] erweiterte Modell beinhaltet 9 Anisotropie-Koeffizienten und ist unempfindlich gegenüber der hydrostatischen Spannung. Das Verhalten des Modells ist plastisch inkompressibel.

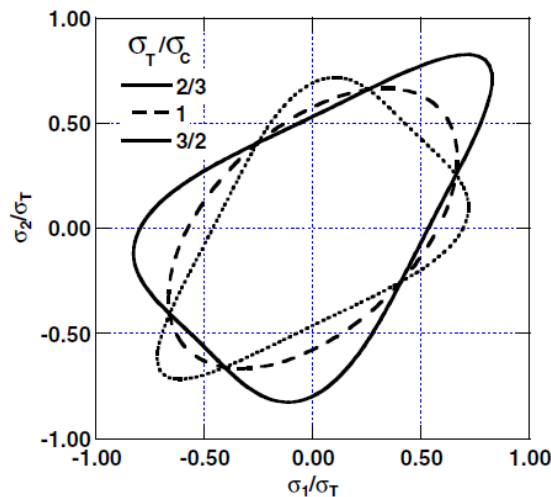


Abbildung 4-2: Fließfläche im ebenen Spannungszustand nach [CAZ04] für unterschiedliche Verhältnisse der Zug-/Druckfließspannung σ_T/σ_c im Vergleich mit der aus v. Mises-Modell

In dieser Arbeit wurden $\sigma_T/\sigma_c=0.902$ nach den experimentellen Ergebnissen, $a=2$ und $k=-0.1576$ festgelegt. Die Konstanten des C-Tensors wurden als $C_{11}=C_{22}=C_{33}=C_{44}=C_{55}=C_{66}=1.224745$ und $C_{12}, C_{13}, C_{23}=0$ definiert, so dass kein Anisotropie-Effekt zu behandeln ist. .

User-Materialmodell vom IWM

Ein empirisches Materialmodell zur Beschreibung des Verformungsverhaltens von Gusseisen mit Kugelgraphit wurde bereits in [MEM11] in Form eines User-Materialmodells entwickelt, implementiert und verwendet. Das Modell wurde auf der Annahme aufgebaut, dass das Fließen eines Gusseisenwerkstoffs mit Kugelgraphit von der Vergleichsspannung σ_e aus den deviatorischen Spannungen und der hydrostatischen Spannung σ_m bestimmt wird. In dieser Arbeit wurde das Modell um unterschiedliches Verfestigungsverhalten unter Zug und Druck erweitert.

Die Fließfunktion ist definiert wie folgt:

$$\Phi = \tilde{\sigma} - \sigma_c \leq 0 \quad (5)$$

$$\tilde{\sigma}^2 = \begin{cases} \sigma_e^2 + \sigma_m^2 \left(\sigma_m + \frac{1}{3} \sigma_c \right)^2 & T \geq -\frac{1}{3} \\ \sigma_c^2 & T < -\frac{1}{3} \end{cases} \quad (6)$$

$$\text{mit } \sigma_e = \sqrt{\frac{3}{2} \sigma'_{ij} \sigma'_{ij}}, \quad \sigma_m = \frac{1}{3} \sigma_{kk}, \quad T = \sigma_m / \sigma_e$$

wobei σ_c Fließspannung unter Druck, σ_e Vergleichsspannung, σ_m hydrostatische Spannung und T die Mehrachsigkeit bezeichnet. Wie Abbildung 4-3 zeigt, ist die Fließfunktion im Bereich vom einachsigen Druck bis zum hydrostatischen Zug eine Halbellipse und im Bereich vom einachsigen Druck bis zum hydrostatischen Druck eine waagrechte Linie. Die Konstante α wird durch die Anfangswerte der Fließspannungen unter Zug σ_t^0 und Druck σ_c^0 definiert und bleibt unverändert während der Belastung:

$$\alpha = 3 \sqrt{\frac{\sigma_c^0 - \sigma_t^0}{\sigma_c^0 + \sigma_t^0}} \quad \text{for } \sigma_c^0 \geq \sigma_t^0 \quad (7)$$

Bei $\sigma_c^0 = \sigma_t^0$ reduziert sich die Fließfunktion auf die v Mises-Fließfunktion.

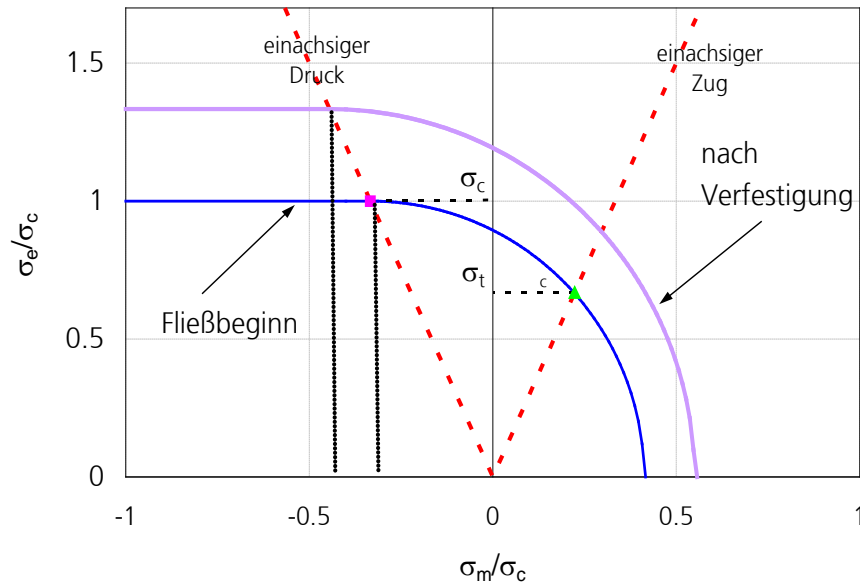


Abbildung 4-3: Fließflächen nach dem IWM-User-Materialmodell für EN-GJS-400 [MEM11]

Ein nicht-assoziiertes Fließen wurde im User-Materialmodell angenommen. Das Fließpotenzial G ist wie folgt definiert:

$$G = \begin{cases} \sqrt{\sigma_e^2 + \beta^2 \sigma_m^2} & \text{if } T \geq 0 \\ \sigma_e & \text{if } T < 0 \end{cases} \quad (8)$$

wobei der β -Parameter aus der plastischen Poissonzahl ν^p unter Zugbelastung berechnet werden kann:

$$\beta = \frac{3}{\sqrt{2}} \sqrt{\frac{1 - 2\nu^p}{1 + \nu^p}} \quad (9)$$

$$\nu^p = -\frac{\epsilon_{11}^p}{\epsilon_{33}^p} = \frac{\frac{1}{2} - \left(\frac{\beta}{3}\right)^2}{1 + \left(\frac{\beta}{3}\right)^2} \quad (10)$$

In dieser Arbeit wurde $\beta=0.35$ verwendet, das entspricht $\nu^p=0.48$. Das Verfestigungsverhalten wird in der neuen Version des User-Materialmodells unter Benutzung der wahren Spannungs-Dehnungskurven unter Zug- und Druckbelastung bestimmt. Das Verfestigungsmodul im Bereich vom einachsigen Druck bis zum einachsigen Zug verändert sich mit der Mehrachsigkeit linear. Im Bereich zwischen einachsigem und hydrostatischem Druck bleibt das Verfestigungsmodul wie beim einachsigen Druck und im Bereich vom einachsigen Zug bis zum hydrostatischen Zug wie beim einachsigen Zug.

4.1.2 Dehnratenabhängigkeit des Verformungsverhaltens

Ein Ansatz nach [YU09] wurde zur Beschreibung der Dehnratenabhängigkeit der untersuchten Gusseisenwerkstoffe verwendet. Die Fließspannung bei der plastischen Dehnrates $\dot{\epsilon}_p$ ist eine Funktion der statischen Fließspannung σ_{stat} und der normierten Dehnrates $\dot{\epsilon}_p/\dot{\epsilon}_{p0}$:

$$\sigma = \sigma_{stat} * (C + D e^{n \ln(\dot{\epsilon}_p/\dot{\epsilon}_{p0})}) \tag{11}$$

wobei $\dot{\epsilon}_{p0}$ die Referenzdehnrates, C, D und n Materialkonstanten sind. Aus den experimentellen Ergebnissen von GJS-450-18 wurden $\dot{\epsilon}_{p0} = 10^{-4} s^{-1}$, C=0.984, D=0.019 und n=0.183 ermittelt. Die statische Fließspannung σ_{stat} als Funktion der plastischen Dehnung ϵ^p wurde nach Voce [VOC48] mit einer exponentiellen Funktion in dritter Ordnung angenähert:

$$\sigma_{stat} = Y_0 + \sum_{i=1}^3 A_i * (1 - \exp(-B_i * \epsilon^p)) \tag{12}$$

Sämtliche Parameter zur Beschreibung des Fließverhaltens von GJS-450-18 sind in Tabelle 4-1 angegeben.

Y_0 (MPa)	A_1 (MPa)	A_2 (MPa)	A_3 (MPa)	B_1	B_2	B_3	C	D	n
322.1	195.65	94.55	25.48	3.9	27.7	990	0.984	0.019	0.183

Tabelle 4-1: Modellparameter zur Beschreibung des Fließverhaltens von GJS-450-18

Abbildung 4-4 vergleicht die gemessenen Streckgrenzen R_{eL} und Zugfestigkeiten R_m aus den statischen und dynamischen Zugversuchen des Werkstoffs GJS-450-18 mit den aus dem verwendeten Modell berechneten Ergebnissen. Die Messdaten werden vom analytischen Modell genau wiedergegeben.

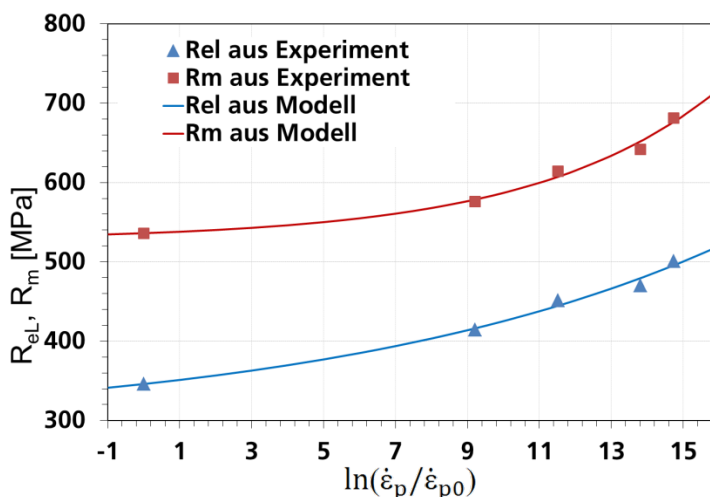


Abbildung 4-4: Dehnratenabhängigkeit der Streckgrenze R_{eL} und der Zugfestigkeit R_m des Gusseisenwerkstoffs GJS-450-18 aus den Experimenten und dem verwendeten Modell

Die Dehnratenabhängigkeit der Fließspannung von GJS-500-14 wurde ebenso mit der oben angegebenen Gleichung beschrieben. Die entsprechenden Parameter sind in Tabelle 4-2 angegeben.

Y_0	A_1	A_2	A_3	B_1	B_2	B_3	C	D	n
-------	-------	-------	-------	-------	-------	-------	---	---	---

(MPa)	(MPa)	(MPa)	(MPa)						
397	221	104	27	3.09	22	925	0.934	0.066	0.1

Tabelle 4-2: Modellparameter zur Beschreibung des Fließverhaltens von GJS-500-14

Abbildung 4-5 und Abbildung 4-6 zeigen die Beziehung zwischen der normierten Fließspannung und der normierten Dehnrates von GJS-450-18 und GJS-500-14 aus den Experimenten und den Anpassungen. Offensichtlich passt die nicht-lineare Anpassung besser zu den Messdaten.

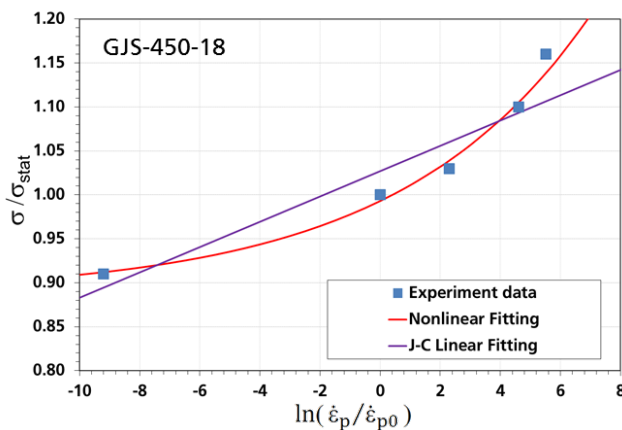


Abbildung 4-5: Beziehung zwischen der normierten Fließspannung und der normierten Dehnrates von GJS-450-18

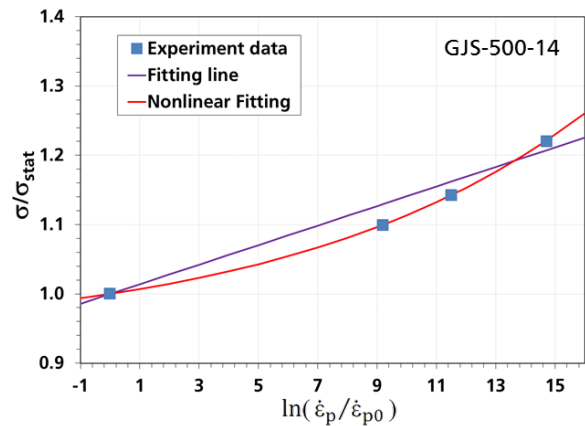


Abbildung 4-6: Beziehung zwischen der normierten Fließspannung und der normierten Dehnrates von GJS-500-14

4.2 Erweiterung und Implementierung eines Versagensmodells

Zur Beschreibung des Versagensverhaltens von Gusswerkstoffen mit Kugelgraphit wurde das Versagensmodell nach Basaran [BAS11] als Basismodell verwendet. Ähnlich wie in [BAI08] wird in [BAS11] angenommen, dass das Versagen stattfindet, wenn die plastische Vergleichsdehnung eine kritische Bruchdehnung $\varepsilon_f(\eta, \xi)$ überschreitet, die von der Mehrachsichtigkeit η und dem Lode-Parameter ξ abhängig ist. Der Lode-Parameter ξ ist wie folgt definiert:

$$\xi = \cos 3\theta = \frac{27 J_3}{2 \sigma_e^3} \quad (13)$$

wobei σ_e die Vergleichsspannung, J_3 die dritte deviatorische Spannungsinvariante und θ den Lode-Winkel bezeichnet. Die Abhängigkeit der Bruchdehnung von der Mehrachsichtigkeit und dem Lode-Parameter wird durch die folgende Gleichung ausgedrückt:

$$\varepsilon_f(\eta, \xi) = \left[\frac{1}{2}(D_1^- + D_1^+) - D_1^0 + \frac{1}{2}(D_2^- \exp(-D_3^- \eta) + D_2^+ \exp(-D_3^+ \eta)) - D_2^0 \exp(-D_3^0 \eta) \right] \xi^2 + \left[\frac{1}{2}(D_1^+ - D_1^-) + \frac{1}{2}(D_2^+ \exp(-D_3^+ \eta) - D_2^- \exp(-D_3^- \eta)) \right] \xi + D_1^0 + D_2^0 \exp(-D_3^0 \eta) \quad (14)$$

Die neun Modellparameter $D_1^-, D_1^+, D_1^0, D_2^-, D_2^+, D_2^0, D_3^-, D_3^+, D_3^0$ werden durch verschiedene Versuche in Kombination mit Simulation ermittelt. Bei den Grenzwerten des Lode-Parameters reduziert sich der Ausdruck der Bruchdehnung (14) auf ähnliche Gleichungen wie nach Johnson-Cook [JOH85]:

$$\begin{aligned} \xi = 1: & \quad \varepsilon_f(\eta, \xi = 1) = D_1^+ + D_2^+ \exp(-D_3^+ \eta) \\ \xi = 0: & \quad \varepsilon_f(\eta, \xi = 0) = D_1^0 + D_2^0 \exp(-D_3^0 \eta) \\ \xi = -1: & \quad \varepsilon_f(\eta, \xi = -1) = D_1^- + D_2^- \exp(-D_3^- \eta) \end{aligned}$$

$\xi=1$ entspricht der axialsymmetrischen Zugbelastung, $\xi=0$ der Torsionsbelastung und $\xi=-1$ der biaxialen Zugbelastung.

Die Schädigungsvariable D wird durch Integration des folgenden Evolutionsgesetzes berechnet:

$$\dot{D} = \frac{n}{\varepsilon_f} \cdot D^{1-\frac{1}{n}} \cdot \dot{\varepsilon}_p. \quad (15)$$

In dieser Arbeit wurde $n=2$ benutzt. Wenn die Bedingung $D=1$ in einem Element erreicht wird, wird dieses Element als geschädigt betrachtet und aus dem FE-Modell gelöscht.

Für die Anwendung des von Mises- oder SAMP-Materialmodells wurde das oben dargestellte Versagensmodell über die Option *MAT_ADD_EROSION im Crashcode LS-DYNA realisiert und die entsprechenden Modellparameter wurden in Form von „load curves“ eingegeben. Für die Anwendung des User-Materialmodells wurde das Versagensmodell direkt in die User-Subroutine implementiert.

Abbildung 4-7 zeigt graphisch die für GJS-450-18 ermittelte Bruchdehnung $\varepsilon_f(\eta, \xi)$ als Funktion der Mehrachsigkeit η und des Lode-Parameters ξ unter statischer Belastung für das v. Mises-Modell (MAT24). In Abbildung 4-8 werden fünf Ausschnitte aus Abbildung 4-7 für verschiedene Lode-Parameter dargestellt. Bei allen Lode-Parametern fällt die Bruchdehnung mit zunehmender Mehrachsigkeit deutlich ab. Die Modellparameter für die Bruchdehnung sind in Tabelle 4-3 angegeben.

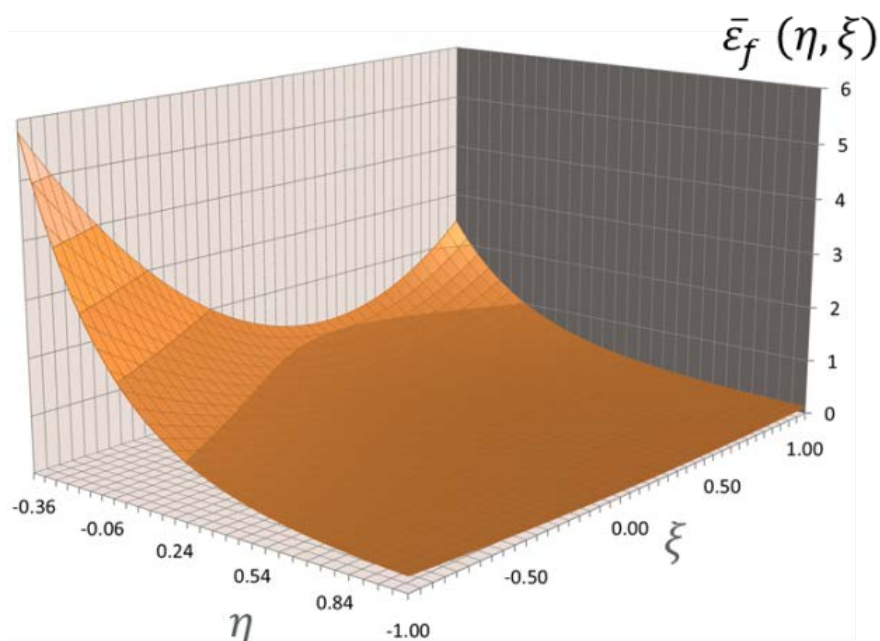


Abbildung 4-7: Versagensfläche von GJS-450-18 unter statischer Belastung für das v. Mises-Modell (MAT_24)

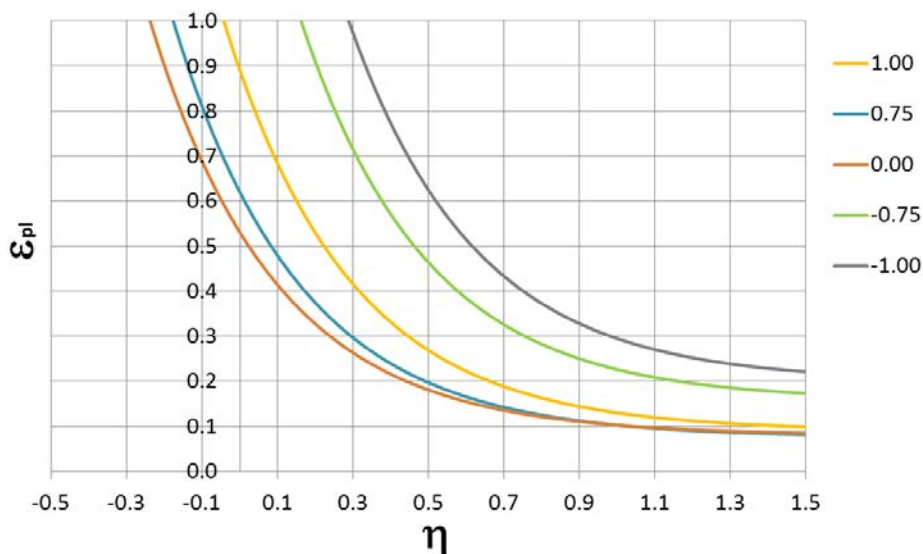


Abbildung 4-8: Versagenskurven von GJS-450-18 unter statischer Belastung für das v. Mises-Modell (MAT_24) für unterschiedliche Lode-Parameter

D_1^+	D_1^0	D_1^-	D_2^+	D_2^0	D_2^-	D_3^+	D_3^0	D_3^-
0.09	0.08	0.2	0.8	0.45	1.9	3	3	3

Tabelle 4-3: Parameter des Versagensmodells von GJS-450-18 für das v. Mises-Modell (MAT24) unter statischer Belastung

Die Parameter des Versagensmodells hängen stark von Verteilungen lokaler plastischer Vergleichsdehnungen unter verschiedenen Belastungen ab. Da die verwendeten Materialmodelle nicht das gleiche lokale Verformungsverhalten

voraussagen, müssen die Versagensparameter für jedes verwendete Materialmodell angepasst werden. Die durch inverse Simulationen für das SAMP-Modell ermittelte Versagensfläche, Versagenskurven und -parameter sind in Abbildung 4-9, Abbildung 4-10 und Tabelle 4-4 dargestellt. Im Vergleich mit den Parametern für das v Mises-Modell wurden nur zwei Parameter (D_1^- , D_2^-) leicht geändert.

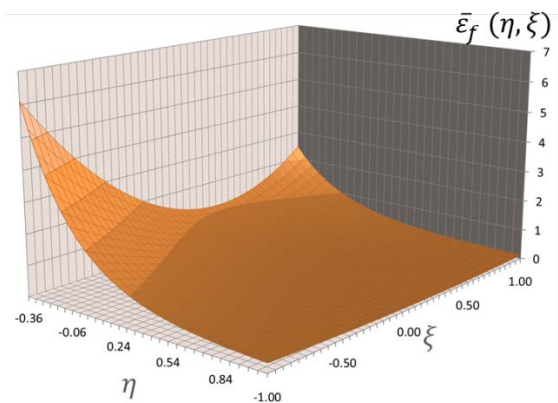


Abbildung 4-9: Versagensfläche von GJS-450-18 unter statischer Belastung für das SAMP-Modell (MAT_187)

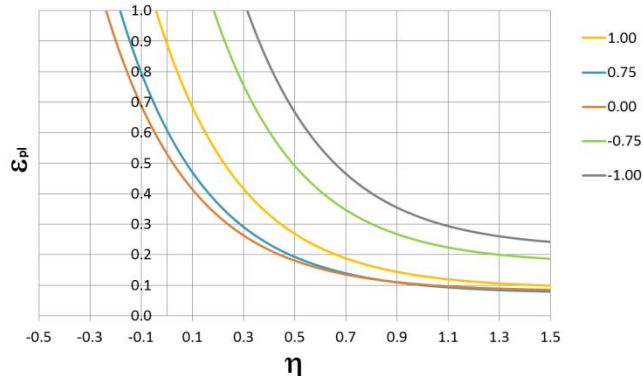


Abbildung 4-10: Versagenskurven von GJS-450-18 unter statischer Belastung für das SAMP-Modell (MAT_187) für unterschiedliche Lode-Parameter

D_1^+	D_1^0	D_1^-	D_2^+	D_2^0	D_2^-	D_3^+	D_3^0	D_3^-
0.09	0.08	0.22	0.8	0.45	2	3	3	3

Tabelle 4-4: Parameter des Versagensmodells von GJS-450-18 für das SAMP-Modell (MAT_187) unter statischer Belastung

Für das User-Materialmodell (UMAT) wurden ebenfalls die beiden Parameter (D_1^- , D_2^-) leicht geändert (Tabelle 4-5). Abbildung 4-11 und Abbildung 4-12 zeigen die entsprechende Versagensfläche bzw. die Versagenskurven.

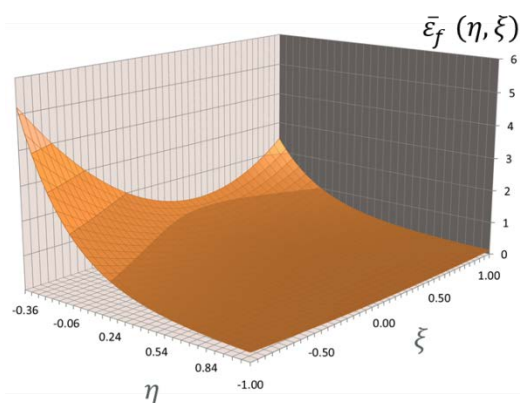


Abbildung 4-11: Versagensfläche von GJS-450-18 unter statischer Belastung für das User-Materialmodell (UMAT)

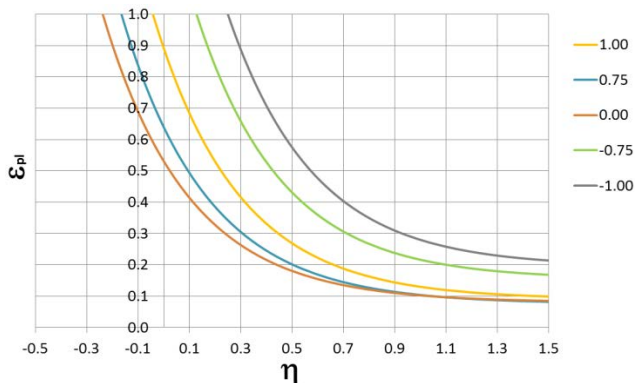


Abbildung 4-12: Versagenskurven von GJS-450-18 unter statischer Belastung für das User-Materialmodell (UMAT) für unterschiedliche Lode-Parameter

D_1^+	D_1^0	D_1^-	D_2^+	D_2^0	D_2^-	D_3^+	D_3^0	D_3^-
0.09	0.08	0.195	0.8	0.45	1.7	3	3	3

Tabelle 4-5: Parameter des Versagensmodells von GJS-450-18 für das User-Materialmodell (UMAT) unter statischer Belastung

Für den Werkstoff GJS-500-14 wurden die Versagensflächen für MAT_24 und MAT_187 durch inverse Simulationen von ausgewählten Probenversuchen ermittelt, wobei die Bruchdehnungen durch eine Skalierung der entsprechenden Werte von GJS-450-18 (Abbildung 4-7 und Abbildung 4-9) gewonnen wurden. Der Skalierungsfaktor für die statischen Bruchdehnungen zwischen den beiden Werkstoffen beträgt 0.89. Wie die experimentellen Ergebnisse in Abschnitt 3 andeuten, sind die Bruchdehnungen von GJS-500-14 kleiner als die von GJS-450-18.

Die Einflüsse der Dehnrates auf die Bruchdehnungen sind je nach Belastung unterschiedlich. Während bei Glattzug- und Durchstoßversuchen eine Abnahme der wahren Bruchdehnung mit zunehmender Dehnrates zu erkennen ist, ist kein Dehnrateseinfluss auf das Versagensverhalten bei Scherzugversuchen ersichtlich. Deswegen wurden im Rahmen des Projekts zwei Ansätze für die Dehnratesabhängigkeit der Versagensparameter verfolgt. Beim ersten Ansatz wurden die Bruchdehnungen (Versagensflächen) für unterschiedliche Dehnrates anhand der Ergebnisse der statischen und dynamischen Glattzugversuche skaliert. Beim zweiten Ansatz wurde angenommen, dass die Bruchdehnungen nicht von der Dehnrates sondern nur von der Mehrachsichtigkeit und dem Lode-Parameter abhängig sind. Die ausführlichen Ergebnisse werden in Abschnitt 4.5 dargestellt.

4.3 FE-Modelle für Probensimulationen

FE-Modelle wurden für Simulationen der durchgeführten Probenversuche mit Hexaeder-Elementen (ELFORM=1, Elementkantenlänge von 0.25 mm) erstellt und die Elementgrößen in den Prüfbereichen konstant gehalten. Die FE-Modelle für Glattzug-, Druck-, Kerbzug-R1-, Kerbzug-R4, Torsions-, Ebene-Dehnungs-, Durchstoß- und Durchbiegeproben sind in Abbildung 4-13 bis **Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden.** dargestellt. Mit Ausnahme von Druck- und Torsionsproben wurden alle anderen Proben unter Benutzung von Symmetriebedingungen mit einem 1/4-Modell abgebildet. In Anlehnung an die Versuchsdurchführung wurden jeweils globale Größen wie Reaktionskräfte, Verschiebungen, Torsionsmomente und Torsionswinkel aus den Rechnungen ausgewertet. Zusätzlich wurden lokale Größen wie plastische Vergleichsdehnungen, die Mehrachsichtigkeit und der Lode-Parameter in verschiedenen Elementen ermittelt.

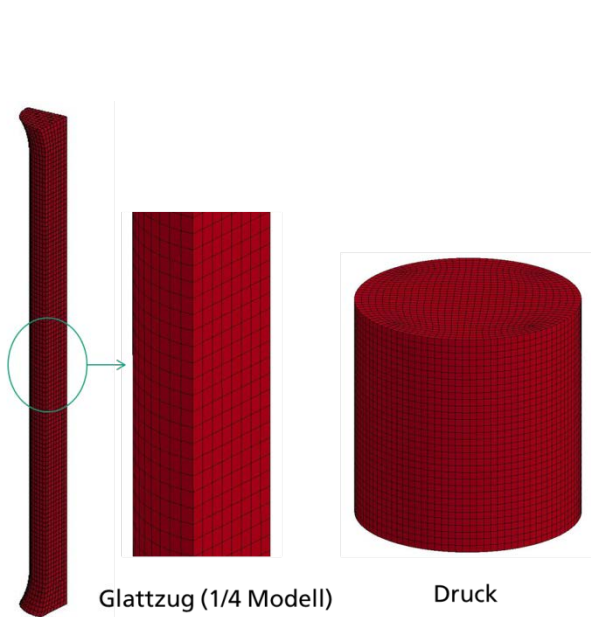


Abbildung 4-13: FE-Modelle für Glattzug- und Druckproben

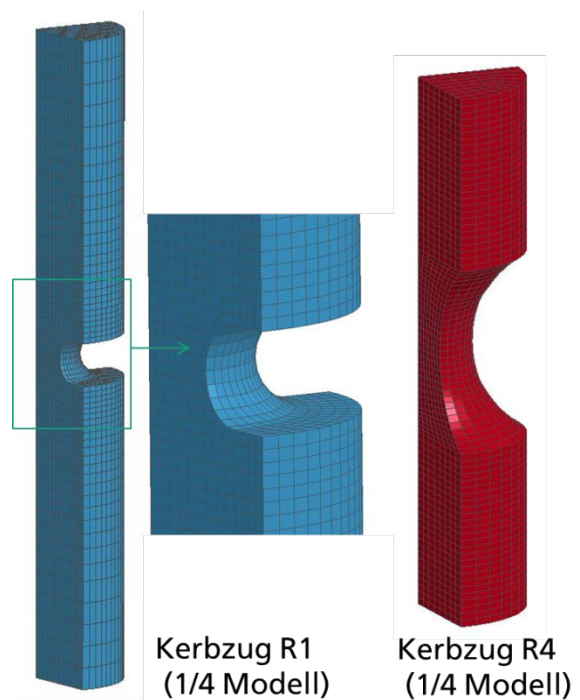


Abbildung 4-14: FE-Modelle für Kerbzugproben mit Kerbradius 1 mm und 4 mm

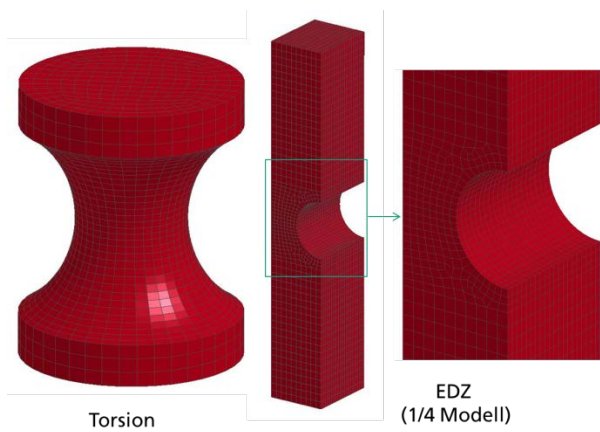


Abbildung 4-15: FE-Modelle für Torsions- und Ebene-Dehnungsproben

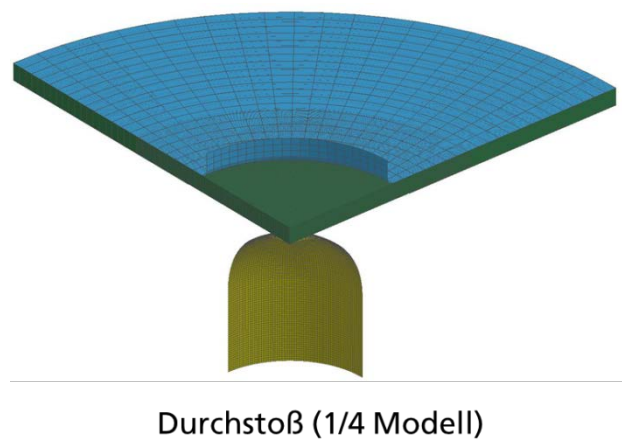
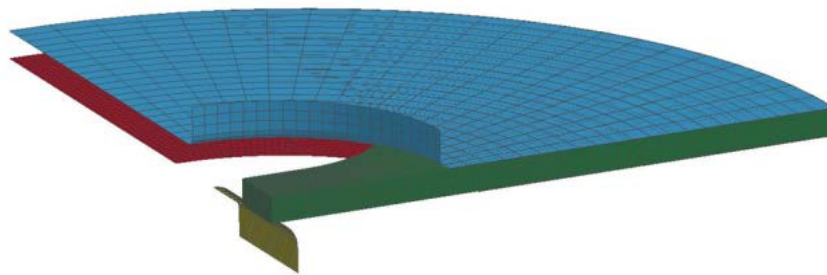


Abbildung 4-16: FE-Modell für Durchstoßproben



Durchbiegung (1/4 Modell)

Abbildung 4-17: FE-Modell für Durchbiegeproben

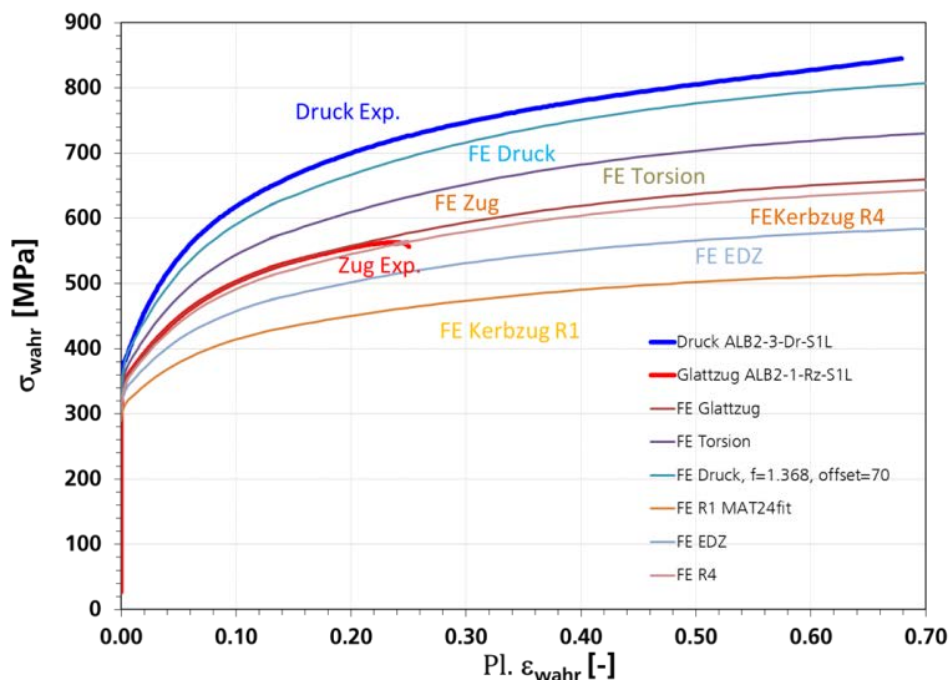


Abbildung 4-18: Wahre Spannungs-Dehnungskurven aus Zug- und Druckversuchen und Ergebnisse der FE-Anpassung mit MAT_24, GJS-450-18

Zur Analyse des Spannungszustands in den verschiedenen Proben wurden zuerst FE-Rechnungen mit dem v. Mises-Modell (MAT_24) durchgeführt. Um die lokalen Größen in den verschiedenen Proben richtig abzuschätzen, wurde für jeden Versuchstyp eine wahre Spannungs-Dehnungskurve durch inverse Simulation erstellt. Abbildung 4-18 zeigt die verwendeten wahren Spannungs-Dehnungskurven für die FE-Rechnungen im Vergleich mit den gemessenen statischen Ergebnissen unter Zug- und Druckbelastung für GJS-450-18.

Abbildung 4-19 zeigt die Verteilungen der plastischen Vergleichsdehnung, der Mehrachsigkeit und des Lode-Parameters in einer statischen Glattzugprobe beim Bruch. Abbildung 4-20 zeigt die Entwicklung der Mehrachsigkeit und des Lode-Parameters mit zunehmender plastischer Vergleichsdehnung in der Mitte der statischen Glattzugprobe (Element 47700) bis zum Bruch. Während sich der Lode-Parameter bei der Verformung nicht verändert und immer bei dem Wert von 1 bleibt, ist die Mehrachsigkeit nur bis zum Beginn der Einschnürung bei 1/3 und danach steigt sie linear auf ca. 0.53.

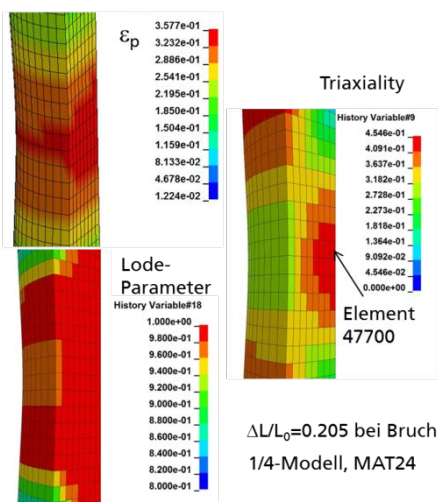


Abbildung 4-19: Verteilungen der plastischen Vergleichsdehnung, der Mehrachsigkeit und des Lode-Parameters in einer statischen Glattzugprobe beim Bruch

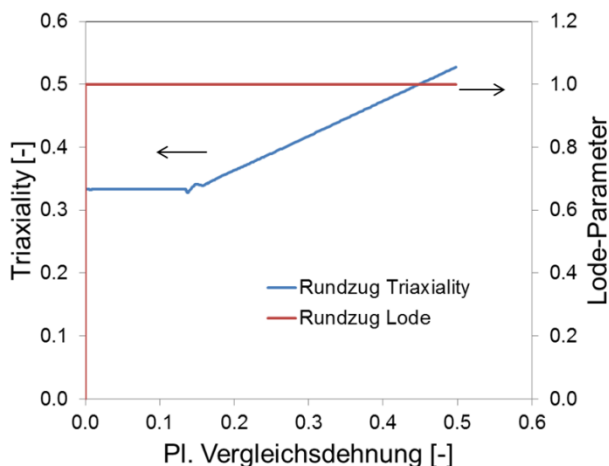


Abbildung 4-20: Entwicklung der Mehrachsigkeit und des Lode-Parameters mit zunehmender plastischer Vergleichsdehnung in der Mitte einer statischen Glattzugprobe bis zum Bruch

Für die Rundzugproben mit einem Kerbradius von 4 mm zeigen Abbildung 4-21 und Abbildung 4-22 die Verteilungen der plastischen Vergleichsdehnung, der Mehrachsigkeit und des Lode-Parameters und die Entwicklung der Mehrachsigkeit und des Lode-Parameters mit zunehmender plastischer Vergleichsdehnung. Die Mehrachsigkeit in der Mitte einer runden Kerbzugprobe mit Kerbradius von 4 mm ist deutlich höher als in der Einschnürungszone der Glattzugprobe und die lokale Vergleichsdehnung beim Bruch ist niedriger als die in der Glattzugprobe (Abbildung 4-19 bis Abbildung 4-22).

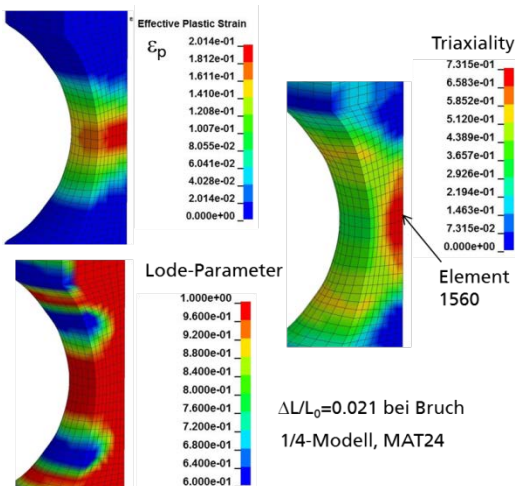


Abbildung 4-21: Verteilungen der plastischen Vergleichsdehnung, der Mehrachsigkeit und des Lode-Parameters in einer statischen Kerbzugprobe R4 beim Bruch

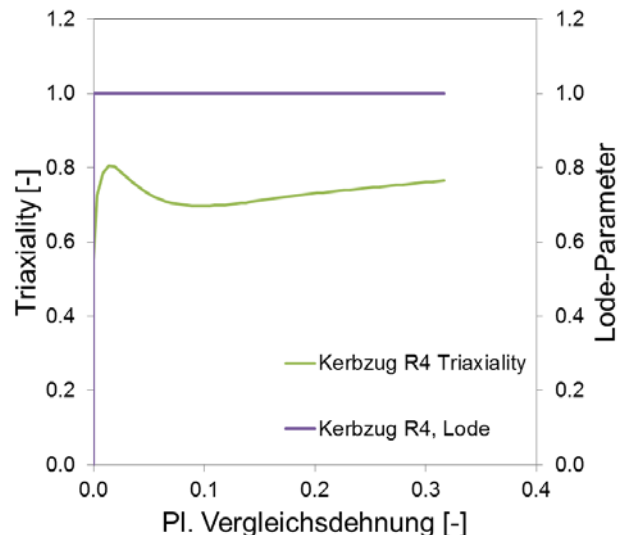


Abbildung 4-22: Entwicklung der Mehrachsigkeit und des Lode-Parameters mit zunehmender plastischer Vergleichsdehnung in der Mitte einer statischen Kerbzugprobe R4 bis zum Bruch

Abbildung 4-23 und Abbildung 4-24 zeigen, dass bei der runden Kerbzugprobe mit Kerbradius von 1 mm die maximalen Werte der Mehrachsigkeit und des Lode-

Parameters in der Mitte der Kerbzugprobe liegen und die maximale plastische Vergleichsdehnung am Kerbgrund auftritt. Die maximale Vergleichsdehnung beim Bruch beträgt ca. 0.14, die deutlich kleiner ist als die in der Kerbzugprobe mit Kerbradius von 4 mm.

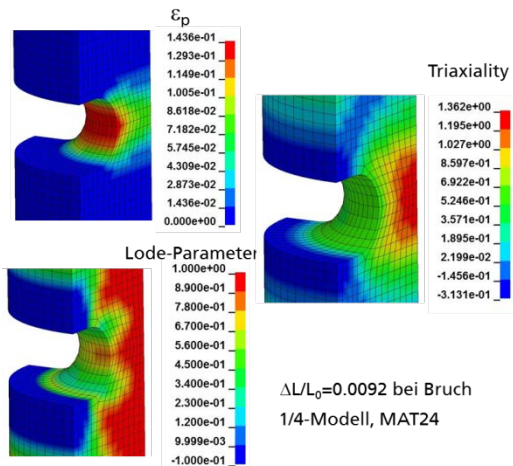


Abbildung 4-23: Verteilungen der plastischen Vergleichsdehnung, der Mehrachsigkeit und des Lode-Parameters in einer statischen Kerbzugprobe R1 beim Bruch

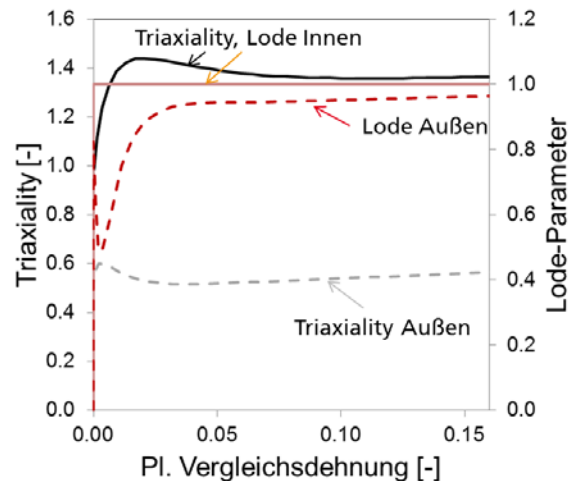


Abbildung 4-24: Entwicklung der Mehrachsigkeit und des Lode-Parameters mit zunehmender plastischer Vergleichsdehnung im Innen- und Außenbereich einer statischen Kerbzugprobe R1 bis zum Bruch

In der Torsionsprobe bleiben die Mehrachsigkeit und der Lode-Parameter während der Drehung bei nahezu null und der maximale Wert der plastischen Vergleichsdehnung (ca. 0.54) liegt in der äußersten Schicht der Probe im Kerbbereich.

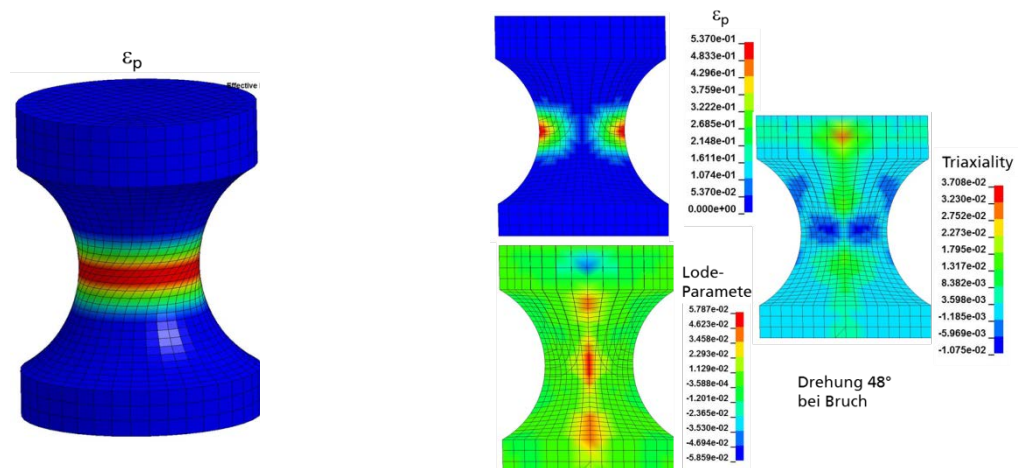


Abbildung 4-25: Verteilungen der plastischen Vergleichsdehnung in einer statischen Torsionsprobe beim Bruch

Abbildung 4-26: Verteilungen der plastischen Vergleichsdehnung, der Mehrachsigkeit und des Lode-Parameters in einer Torsionsprobe auf dem Querschnitt beim Bruch

Die lokalen mechanischen Größen in einer runden Druckprobe sind aufgrund der Reibung zwischen der Druckprobe und den Stempeln nicht homogen und die Inhomogenität steigt mit zunehmender Verformung an (Abbildung 4-27, Abbildung 4-28). Die Mehrachsigkeit in der Probenmitte verändert sich von $-1/3$ auf -0.52 und der Lode-Parameter bleibt unverändert bei -1 während der Druckbelastung.

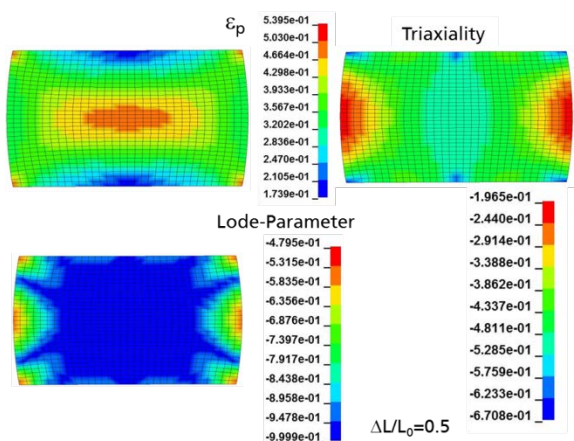


Abbildung 4-27: Verteilungen der plastischen Vergleichsdehnung, der Mehrachsigkeit und des Lode-Parameters in einer statischen Druckprobe bei $\epsilon_T=0.5$

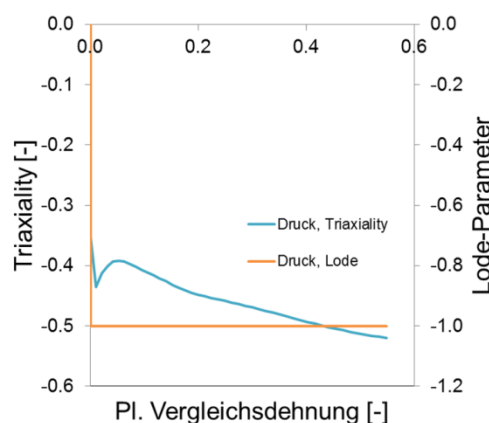


Abbildung 4-28: Entwicklung der Mehrachsigkeit und des Lode-Parameters mit zunehmender plastischer Vergleichsdehnung in der Mitte einer statischen Druckprobe

Abbildung 4-29 und Abbildung 4-30 zeigen die Verteilungen der plastischen Vergleichsdehnung, der Mehrachsigkeit und des Lode-Parameters in einer ebenen Dehnungsprobe beim Bruch. Zum Vergleich wurde die mit ARAMIS gemessene Verteilung der gesamten Vergleichsdehnung in Abbildung 4-29 zusammengeplottet. Die räumliche Verteilung der Vergleichsdehnung wurde vom Modell richtig berechnet. Der berechnete maximale Dehnungswert ist nur etwas kleiner als der gemessene Wert. Ein Grund ist, dass die gemessenen Werte auch den elastischen Anteil beinhalten. Ein anderer Grund kann darin liegen, dass die Auflösung im Modell wegen der relativ groben Elementgröße (0.25 mm) kleiner als im Experiment ist. Ähnlich wie bei der runden Kerbzugprobe R1 liegen die maximalen Werte der Mehrachsigkeit und des Lode-Parameters in der Mitte der ebenen Dehnungsprobe (innen) und die maximale plastische Vergleichsdehnung befindet sich am Kerbgrund (außen).

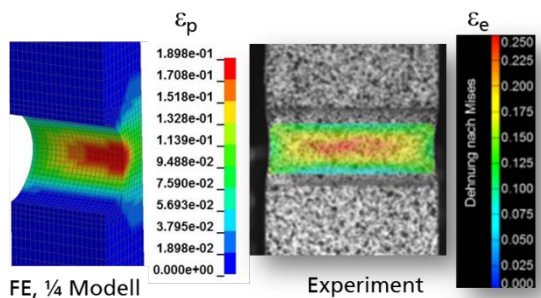


Abbildung 4-29: Plastische Vergleichsdehnung im Modell im Vergleich mit der anhand ARAMIS gemessenen Vergleichsdehnung in einer statischen ebenen Dehnungsprobe beim Bruch

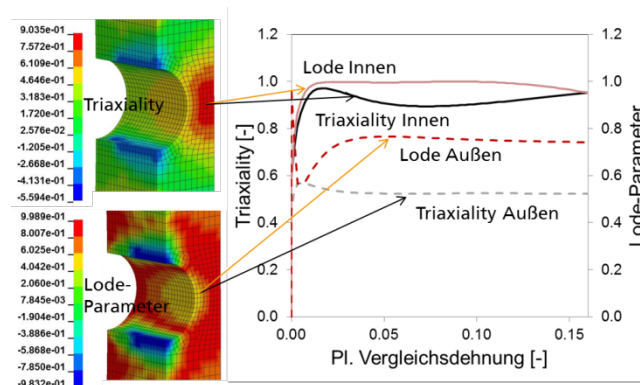


Abbildung 4-30: Entwicklung der Mehrachsigkeit und des Lode-Parameters mit zunehmender plastischer Vergleichsdehnung im Innen- und Außenbereich einer statischen ebenen Dehnungsprobe bis zum Bruch

Die Verteilungen der plastischen Vergleichsdehnung und der Mehrachsigkeit über die Dicke der Durchstoßprobe sind nicht homogen (Abbildung 4-31). Die maximale Zugbelastung liegt an der oberen Seite der Durchstoßprobe (ohne Kontakt zum

Stempel). Die Mehrachsichtigkeit beträgt $2/3$ und der Lode-Parameter -1 , wie unter einer biaxialen Zugbelastung zu erwarten ist.

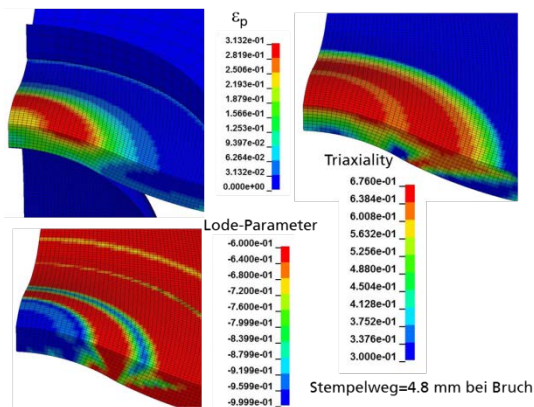


Abbildung 4-31: Verteilungen der plastischen Vergleichsdehnung, der Mehrachsichtigkeit und des Lode-Parameters in einer statischen Durchstoßprobe beim Bruch

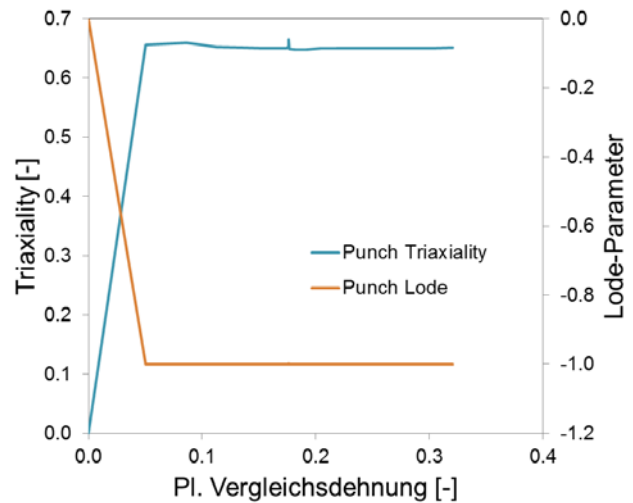


Abbildung 4-32: Entwicklung der Mehrachsichtigkeit und des Lode-Parameters mit zunehmender plastischer Vergleichsdehnung an der maximal belasteten Stelle in einer statischen Durchstoßprobe bis zum Bruch

Die Verteilungen der plastischen Vergleichsdehnung, der Mehrachsichtigkeit und des Lode-Parameters über die Probendicke der Durchbiegeprobe sind inhomogen (Abbildung 4-33). Anders als in der Durchstoßprobe ist der Lode-Parameter an der maximal belasteten Stelle der Durchbiegeprobe positiv.

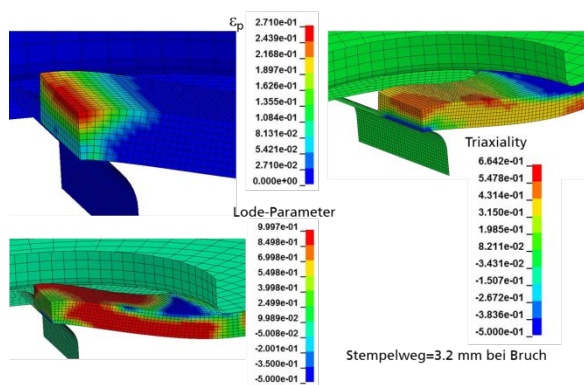


Abbildung 4-33: Verteilungen der plastischen Vergleichsdehnung, der Mehrachsichtigkeit und des Lode-Parameters in einer statischen Durchbiegeprobe beim Bruch

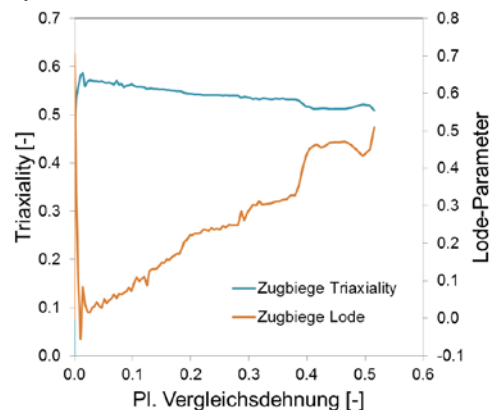


Abbildung 4-34: Entwicklung der Mehrachsichtigkeit und des Lode-Parameters mit zunehmender plastischer Vergleichsdehnung an der maximal belasteten Stelle in einer statischen Durchbiegeprobe bis zum Bruch

Zusammenfassend werden die berechneten Entwicklungen der Mehrachsichtigkeit und des Lode-Parameters mit zunehmender plastischer Vergleichsdehnung für die untersuchten Proben in Abbildung 4-35 und Abbildung 4-36 zusammen dargestellt. In Abbildung 4-37 wurden die Versagensfläche des Werkstoffs GJS-450-18 und die Belastungspfade an den kritischen Stellen in den unterschiedlichen Proben zusammengestellt. Die Auswahl der durchgeführten Versuche bietet eine gute Möglichkeit, den Spannungsraum mit ausreichenden Stützpunkten abzudecken.

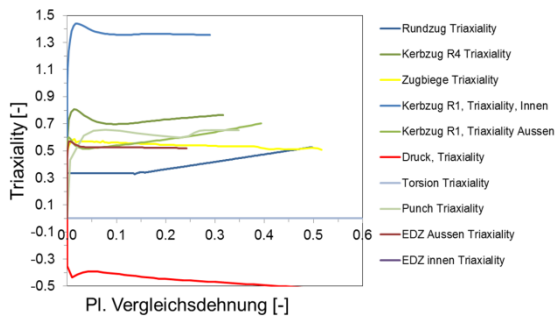


Abbildung 4-35: Entwicklung der Mehrachsigkeit mit zunehmender plastischer Vergleichsdehnung in verschiedenen Proben bis zum Bruch

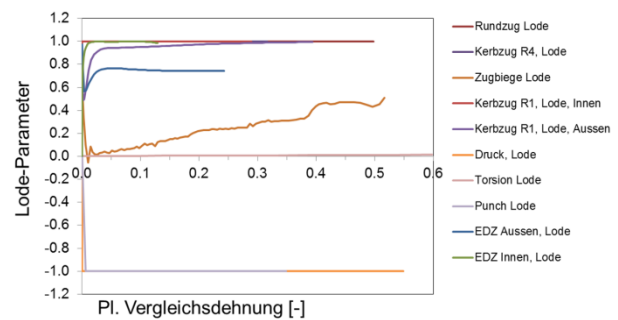


Abbildung 4-36: Entwicklung des Lode-Parameters mit zunehmender plastischer Vergleichsdehnung in verschiedenen Proben bis zum Bruch

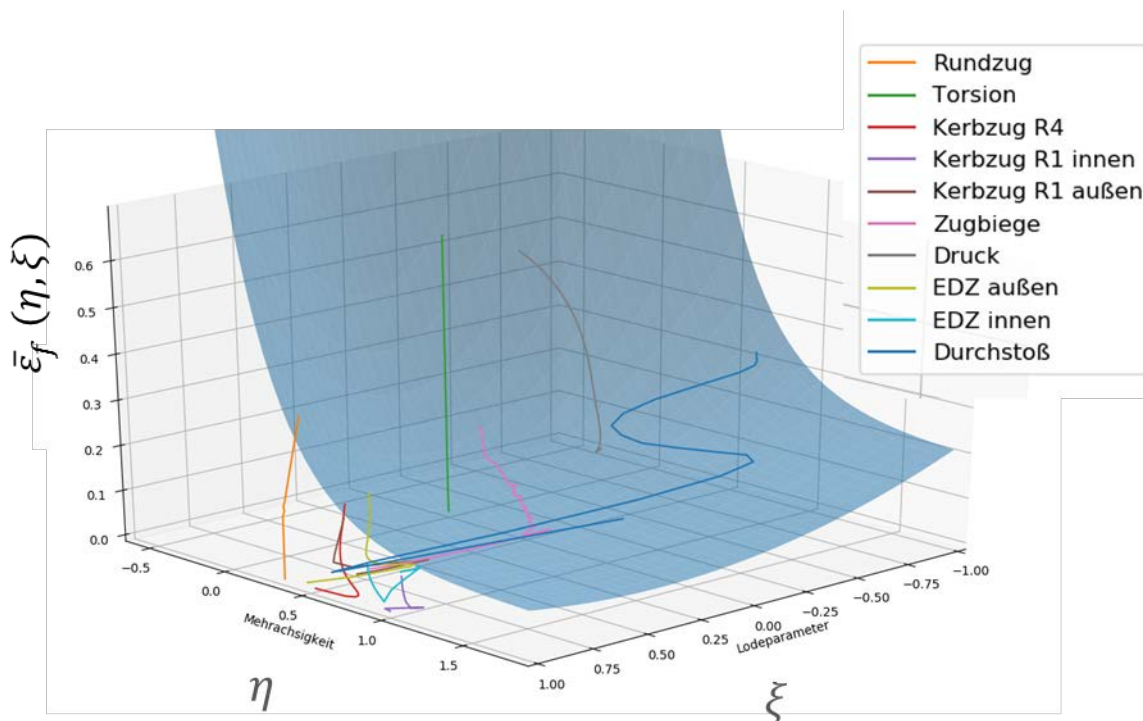


Abbildung 4-37: Versagensfläche des Werkstoffs GJS-450-18 und die Belastungspfade an den kritischen Stellen in den unterschiedlichen Proben

4.4 Simulation von statischen Probenversuchen

Zur Analyse der Anwendbarkeit der im Abschnitt 4.1.1 dargestellten Materialmodelle wurden die verschiedenen Probenversuche an GJS-450-18 zuerst mit diesen fünf Modellen ohne Versagensmodellierung simuliert. Anschließend wurde das im Abschnitt 4.2 dargestellte Versagensmodell in Verbindung mit drei ausgewählten Materialmodellen für erneute Probensimulationen verwendet.

4.4.1 Vergleich zwischen verschiedenen Materialmodellen

Für das von Mises-Materialmodell (MAT_24) wurde eine wahre Spannungs-Dehnungskurve aus den Glattzugversuchen verwendet (Abbildung 4-18). Der erste Teil der wahren Spannungs-Dehnungskurve wurde aus einer technischen Spannungs-Dehnungskurve (bis Einschnürung) umgerechnet und der zweite Teil durch inverse Simulation ermittelt. Die Modellparameter für die anderen Materialmodelle (MAT_187, MAT_224_GYS, MAT_233, UMAT) wurden im Abschnitt 4.2 angegeben.

Die berechneten technischen Spannungs-Dehnungskurven für Zug- und Druckversuche an GJS-450-18 wurden in Abbildung 4-38 und Abbildung 4-39 mit den experimentellen Ergebnissen verglichen. Alle verwendeten Materialmodelle sind in der Lage, die gemessenen Ergebnisse der Glattzugversuche wiederzugeben. Die vier Modelle MAT_187, MAT_224_GYS, MAT_233 und UMAT können auch das Verformungsverhalten der Druckversuche genau simulieren. Das verwendete v. Mises-Modell kann erwartungsgemäß die Zug-Druck-Asymmetrie des Fließens des Gusseisenwerkstoffs nicht wiedergeben und unterschätzt die Fließspannungen unter Druck deutlich. MAT_233 kann im Prinzip den Zug-Druck-Unterschied beschreiben und die bei der Modellierung des Druckversuchs beobachtete Abweichung kann durch eine optimierte Parameteranpassung reduziert werden.

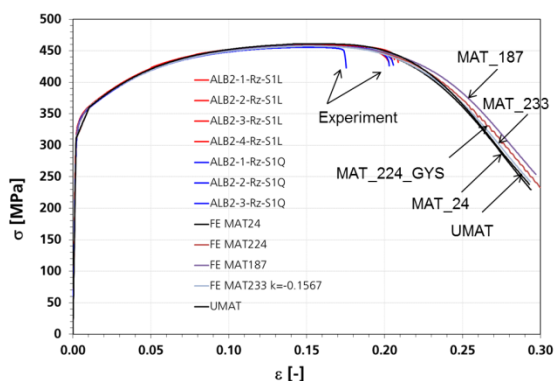


Abbildung 4-38: Technische Spannungs-Dehnungskurven der statischen Glattzugproben von GJS-450-18 aus Experiment und Simulation

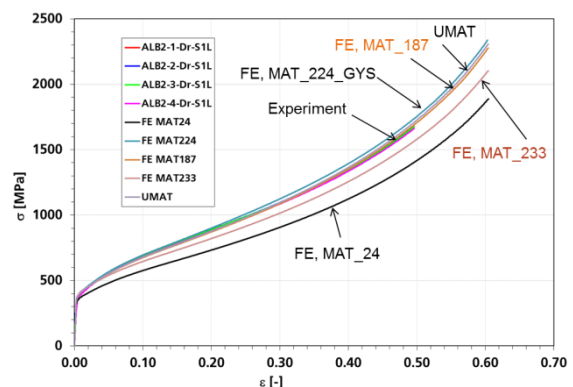


Abbildung 4-39: Technische Spannungs-Dehnungskurven der statischen Druckproben von GJS-450-18 aus Experiment und Simulation

Das von Mises-Modell (MAT_24) unterschätzt auch die Fließspannungen unter Torsion (Abbildung 4-40). MAT_187 benutzt die wahre Spannungs-Dehnungskurve der Torsionsversuche direkt und deshalb stimmt die Rechnung mit den Messdaten exakt überein. Abbildung 4-41 vergleicht die experimentellen Ergebnisse der Kerbzugproben mit unterschiedlichen Kerbradien (R1, R4) mit den Simulationsergebnissen. Es ist klar zu erkennen, dass bei der Kerbzugprobe mit Kerbradius von 4 mm alle verwendeten Materialmodelle eine relativ gute Übereinstimmung liefern. Allerdings sind nur die beiden Materialmodelle MAT_187 und UMAT in der Lage, die Messdaten der Kerbzugproben mit Kerbradius von 1 mm richtig vorherzusagen. Wie im Abschnitt 4.3 dargestellt, ist die Mehrachsigkeit in der Kerbzugprobe R1 deutlich höher als in der Kerbzugprobe R4. Da nur MAT_187 und UMAT den Einfluss der Mehrachsigkeit auf das Fließverhalten systematisch beschreiben, sind diese Ergebnisse nachvollziehbar.

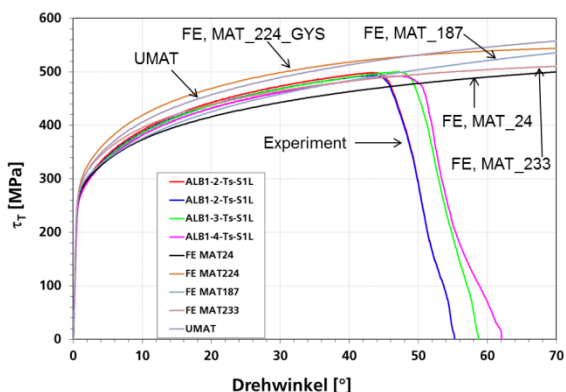


Abbildung 4-40: Scherspannungs-Drehwinkel-Kurven der statischen Torsionsproben von GJS-450-18 aus Experiment und Simulation

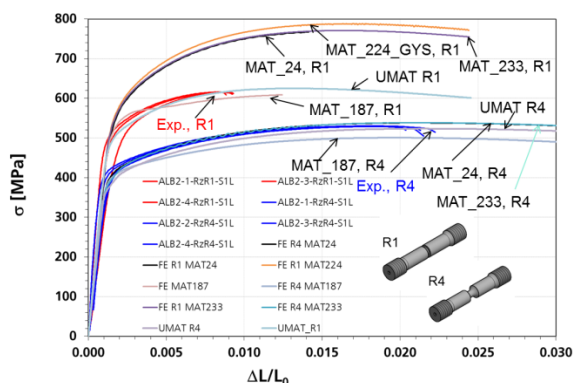


Abbildung 4-41: Normierte Kraft-Verschiebungskurven der statischen Kerbzugproben (R1, R4) von GJS-450-18 aus Experiment und Simulation

Ähnlich wie bei der Kerbzugprobe R1 können nur die beiden Materialmodelle MAT_187 und UMAT das Verformungsverhalten der Ebene-Dehnungsproben richtig vorhersagen (Abbildung 4-42). Das Niveau der Mehrachsigkeit in der Ebene-Dehnungsprobe ist ähnlich wie in der Kerbzugprobe R1.

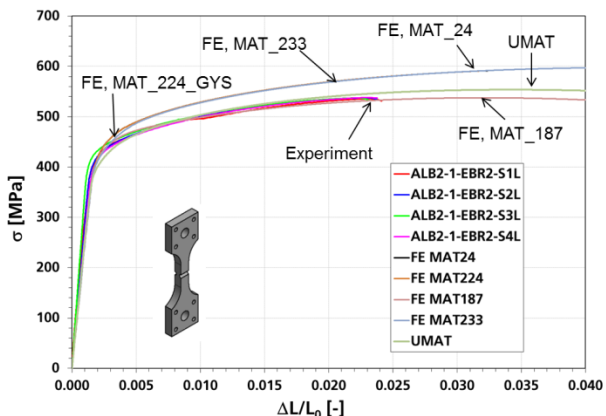


Abbildung 4-42: Normierte Kraft-Verschiebungskurven der statischen Ebene-Dehnungsproben von GJS-450-18 aus Experiment und Simulation

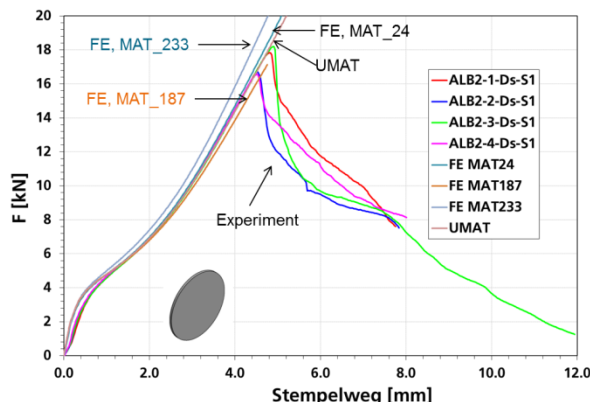


Abbildung 4-43: Kraft-Verschiebungskurven der statischen Durchstoßproben von GJS-450-18 aus Experiment und Simulation

Abbildung 4-43 und Abbildung 4-44 zeigen die gemessenen und berechneten Kraft-Verschiebungskurven der Durchstoß- und Durchbiegeproben. Da die Mehrachsigkeit in den beiden Proben über die Probendicke von 1/3 auf 2/3 bzw. von -0.3 auf 0.55 stark variiert, ist kein Unterschied zwischen den Vorhersagen der unterschiedlichen Materialmodelle bzgl. des integralen Verhaltens zu erkennen.

Zusammenfassend wird die Anwendbarkeit der untersuchten Materialmodelle zur Modellierung des Verformungsverhaltens von Gusseisen mit Kugelgraphit unter verschiedenen Spannungszuständen in Abbildung 4-45 bewertet. Wie oben dargestellt, bieten die beiden Modelle MAT_187 und UMAT die besten Möglichkeiten für eine zuverlässige Simulation.

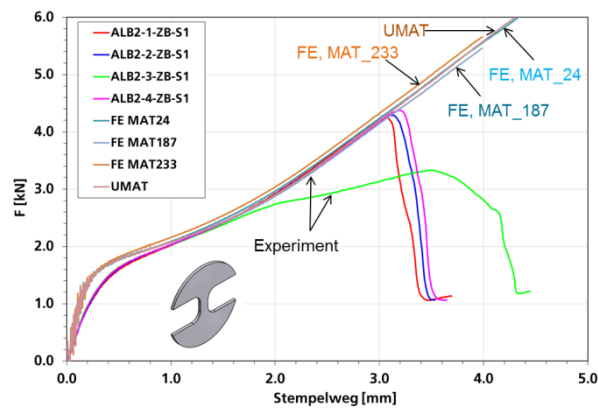


Abbildung 4-44: Kraft-Verschiebungskurven der statischen Durchbiegeproben von GJS-450-18 aus Experiment und Simulation

Proben	MAT_24	MAT_187	MAT_224_GYS	MAT_233	UMAT
Rundzug	++	++	++	++	++
Druck	-	++	++	++	++
Torsion	-	++	+	++	+
Rundkerbzug R4	++	+	++	++	++
Rundkerbzug R1	-	++	-	-	++
EDZ	-	++	-	-	++
Durchbiege	++	++		++	++
Durchstoß	++	++		++	++

Abbildung 4-45: Bewertung der Anwendbarkeit von verschiedenen Materialmodellen zur Modellierung des Verformungsverhaltens von Gusseisen mit Kugelgraphit

4.4.2 Simulation der statischen Probenversuche

4.4.2.1 GJS-450-18

Zur Modellierung des Versagensverhaltens der verschiedenen Proben wurden die drei Materialmodelle MAT_24, MAT_187 und teilweise UMAT eingesetzt. Die Versagensparameter für die drei Materialmodelle wurden im Abschnitt 4.2 angegeben. In Abbildung 4-46 bis Abbildung 4-51 werden die Simulationsergebnisse mit den experimentellen Ergebnissen der unterschiedlichen Probenversuche an GJS-450-18 verglichen. Alle drei Materialmodelle mit dem jeweiligen Versagensmodell können die Verformungen beim Bruch (Bruchdehnungen bzw. -verschiebungen oder –drehwinkel) der Glattzug-, Kerbzug-R4-, Torsions-, EDZ- und Durchstoßproben gut voraussagen. Die Bruchdehnungen der Kerbzugproben mit Kerbradius von 1 mm wurden von MAT_187 und UMAT richtig berechnet, aber von MAT_24 überschätzt. Nur bei den Durchbiegeproben wurden die Bruchverschiebungen von allen drei Materialmodellen überschätzt. Mögliche Ursachen dafür können durch weitere Untersuchungen geklärt werden. Da der Lode-Parameter in den Durchbiegeproben kleiner als der in den gekerbten Zugproben ist, kann man in weiteren Untersuchungen den Einfluss des

Lode-Parameters auf die Bruchdehnung bei der Mehrachsigkeit um 0.6 genauer erfassen.

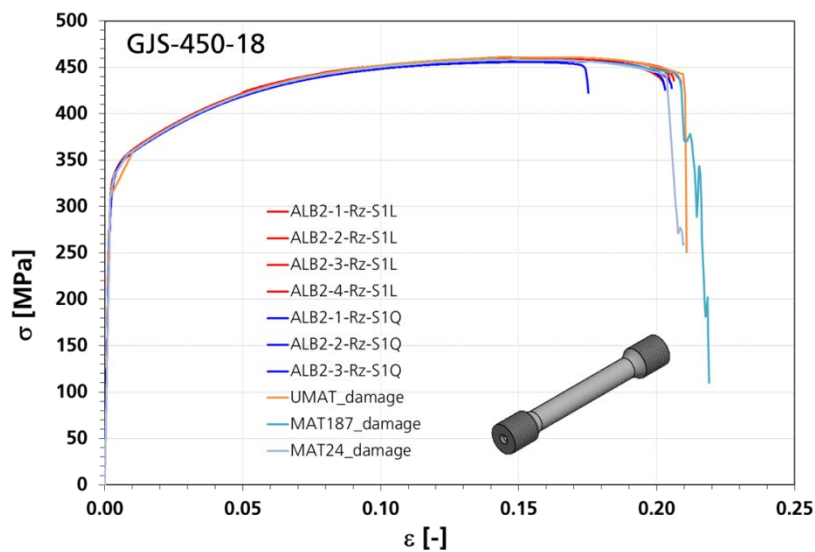


Abbildung 4-46: Technische Spannungs-Dehnungskurven der statischen Glattzugproben von GJS-450-18 aus Experiment und Simulation mit Versagensmodellierung

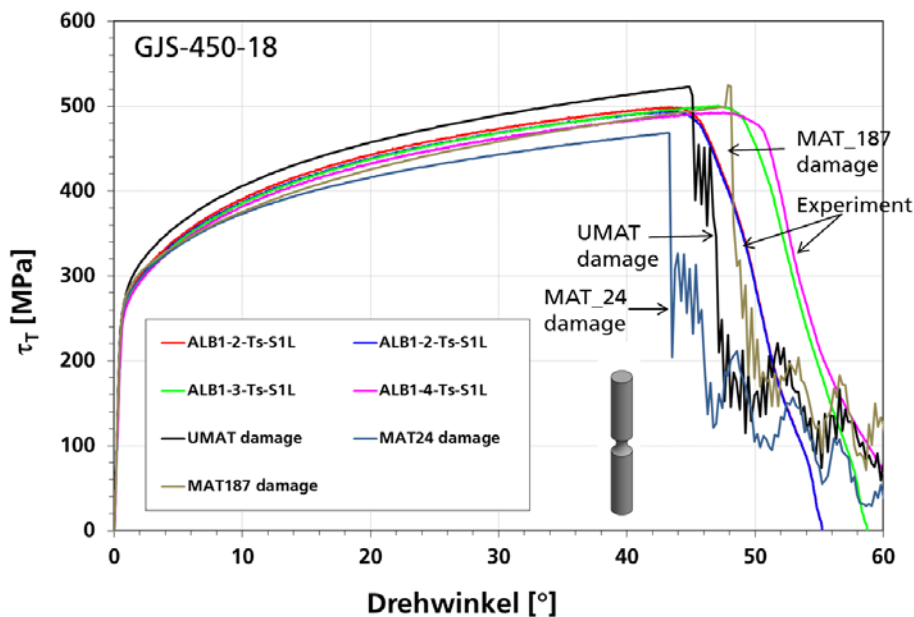


Abbildung 4-47: Scherspannungs-Drehwinkel-Kurven der statischen Torsionsproben von GJS-450-18 aus Experiment und Simulation mit Versagensmodellierung

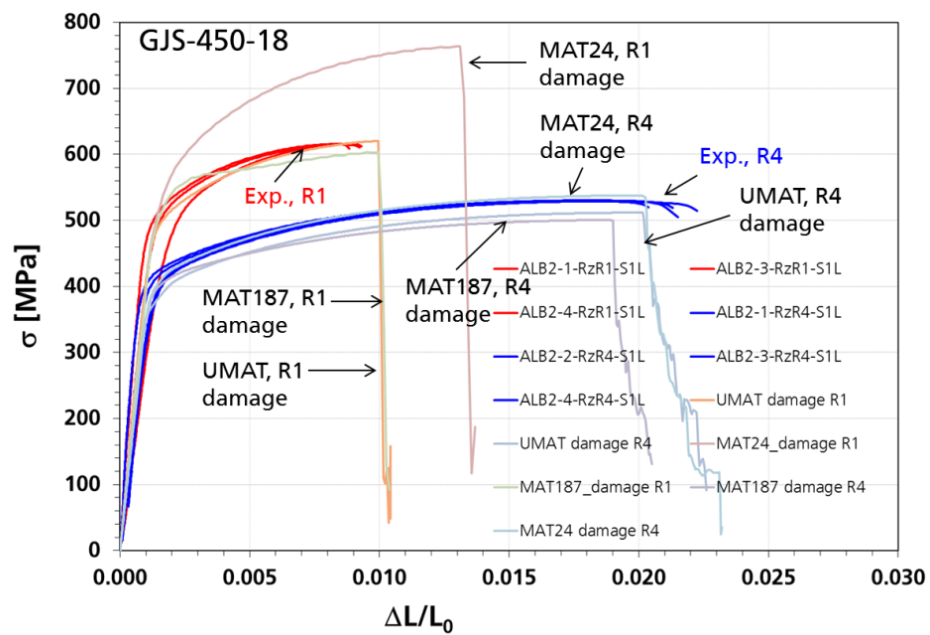


Abbildung 4-48: Normierte Kraft-Verschiebungskurven der statischen Kerbzugproben (R1, R4) von GJS-450-18 aus Experiment und Simulation mit Versagensmodellierung

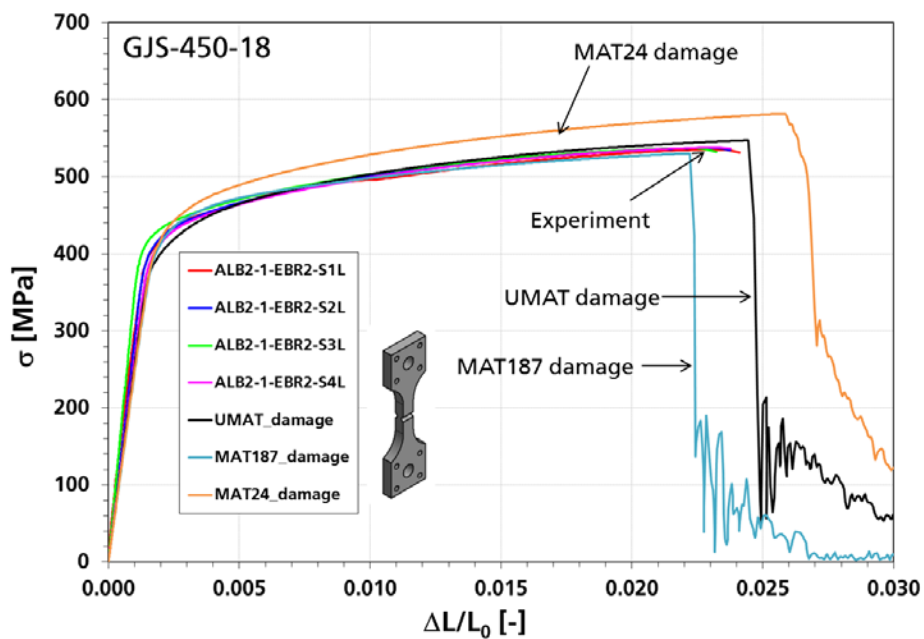


Abbildung 4-49: Normierte Kraft-Verschiebungskurven der statischen Ebene-Dehnungsproben von GJS-450-18 aus Experiment und Simulation mit Versagensmodellierung

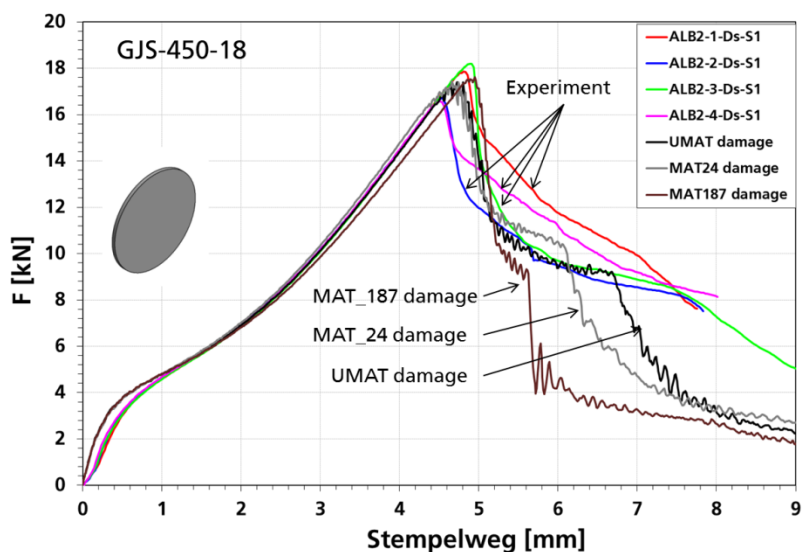


Abbildung 4-50: Kraft-Verschiebungskurven der statischen Durchstoßproben von GJS-450-18 aus Experiment und Simulation mit Versagensmodellierung

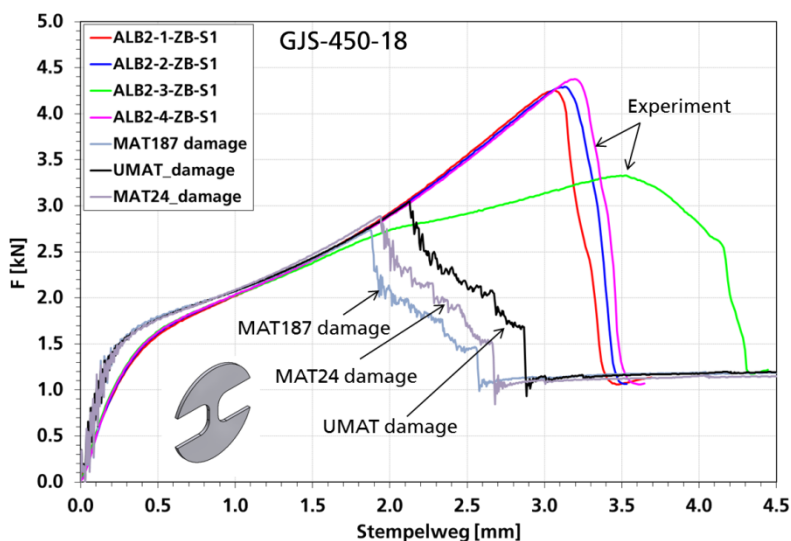


Abbildung 4-51: Kraft-Verschiebungskurven der statischen Durchbiegeproben von GJS-450-18 aus Experiment und Simulation mit Versagensmodellierung

Abbildung 4-52 vergleicht die normierten Kraft-Verschiebungskurven der statischen Scherzugproben von GJS-450-18 aus Experiment und Simulation. In der Anfangsphase stimmt das Ergebnis vom User-Materialmodell mit den Messdaten besser als das Ergebnis von den anderen beiden Modellen überein, mit zunehmender Verformung überschätzt das User-Materialmodell leicht die Kraft. Bei den Simulationen führt das Versagen erster Elemente schnell zum Versagen der gesamten Probe. Im Experiment dauert der Versagensprozess deutlich länger als in der Simulation. Das könnte darauf zurückzuführen sein, dass die verwendete Elementkantenlänge von 0,25 mm für die Modellierung der Scherzugprobe noch zu grob ist.

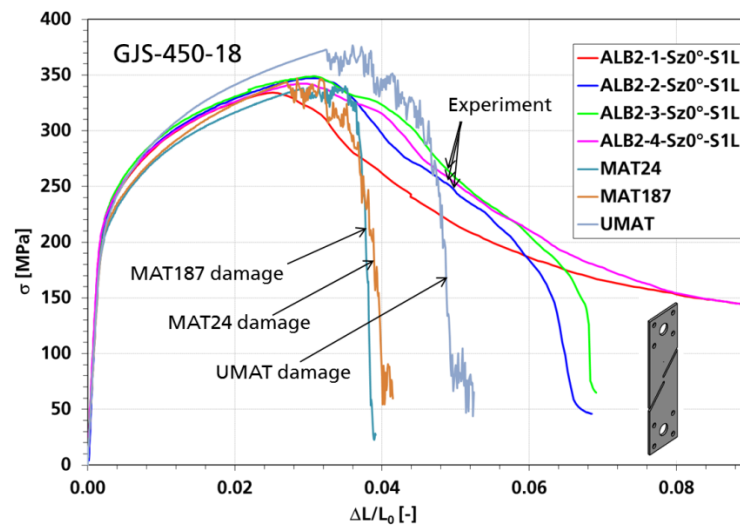


Abbildung 4-52: Normierte Kraft-Verschiebungskurven der statischen Scherzugproben von GJS-450-18 aus Experiment und Simulation mit Versagensmodellierung

4.4.2.2 GJS-500-14

Die wahren Spannungs-Dehnungskurven für die Simulation von GJS-500-14 wurden durch eine Erhöhung der Kurven von GJS-450-18 um 79 MPa erhalten. Wie bereits in Abschnitt 4.2 erwähnt, wurden die Versagensflächen von GJS-500-14 durch eine Skalierung der Bruchdehnungen von GJS-450-18 mit einem Faktor von 0.89 ermittelt. Abbildung 4-53 bis Abbildung 4-58 vergleichen die experimentellen und berechneten Ergebnisse von statischen Glattzug-, Druck-, Scherzug-, Kerbzug-R1-, Kerbzug-R4-, EDZ- und Durchstoßversuche. MAT_24 und MAT_187 wurden für die Probenimulationen verwendet. Ähnlich wie bei GJS-450-18 wurden die folgenden Effekte festgestellt:

- das Materialmodell MAT_24 kann die experimentellen Ergebnisse von Kerbzugproben mit Kerbradius von 1 mm, EDZ-, Druck- und Scherzugproben nicht genau vorhersagen.
- das Materialmodell MAT_187 kann die Ergebnisse aller durchgeführten Probenversuche gut vorhersagen.
- die Anwendung der für die beiden Materialmodelle ermittelten Versagensparameter führt zu einer relativ guten Übereinstimmung zwischen den gemessenen und berechneten Bruchdehnungen bzw. Bruchverschiebungen.
- Für die Modellierung der Scherzug- und Durchstoßversuche ist eine Verbesserung der Versagensparameter bzw. eine Modellverfeinerung wünschenswert.

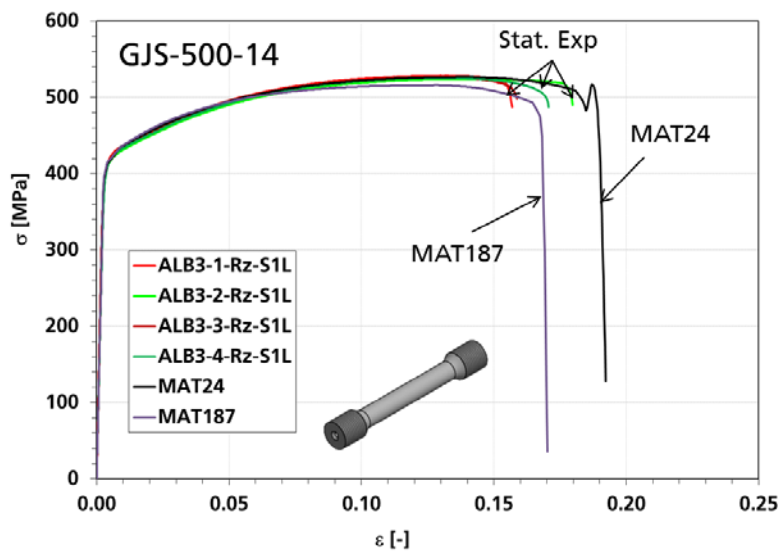


Abbildung 4-53: Technische Spannungs-Dehnungskurven der statischen Glattzugproben von GJS-500-14 aus Experiment und Simulation mit Versagensmodellierung

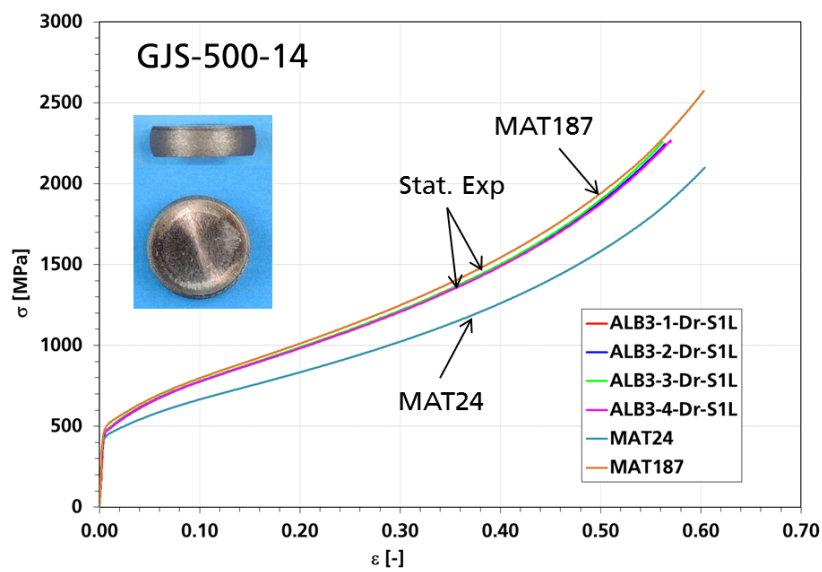


Abbildung 4-54: Technische Spannungs-Dehnungskurven der statischen Druckproben von GJS-500-14 aus Experiment und Simulation

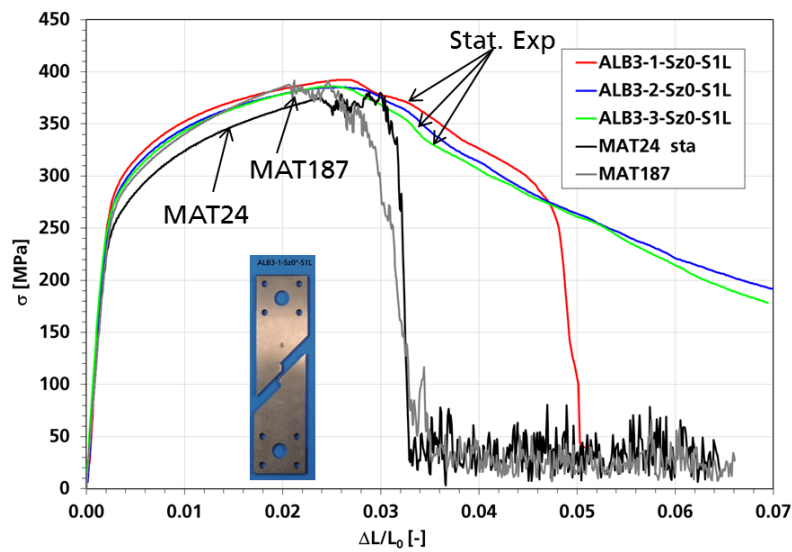


Abbildung 4-55: Normierte Kraft-Verschiebungskurven der statischen Scherzugproben von GJS-500-14 aus Experiment und Simulation mit Versagensmodellierung

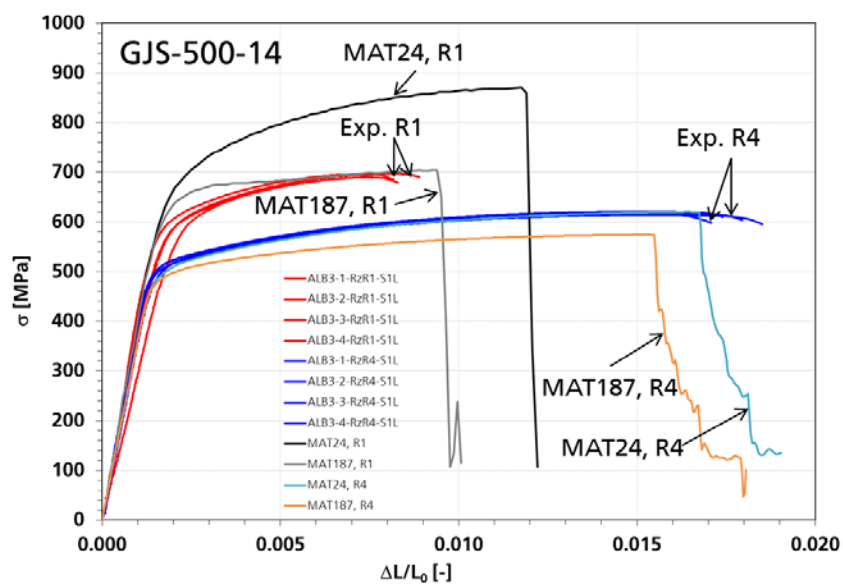


Abbildung 4-56: Normierte Kraft-Verschiebungskurven der statischen Kerbzugproben (R1, R4) von GJS-500-14 aus Experiment und Simulation mit Versagensmodellierung

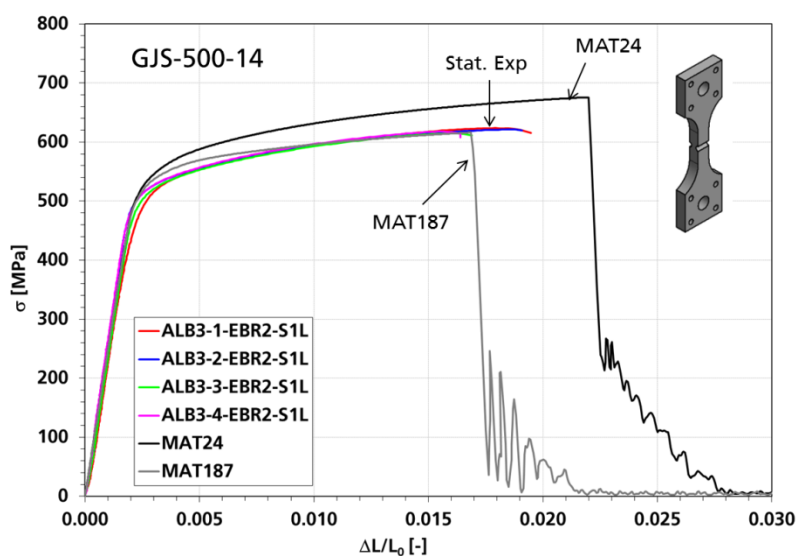


Abbildung 4-57: Normierte Kraft-Verschiebungskurven der statischen Ebene-Dehnungsproben von GJS-500-14 aus Experiment und Simulation mit Versagensmodellierung

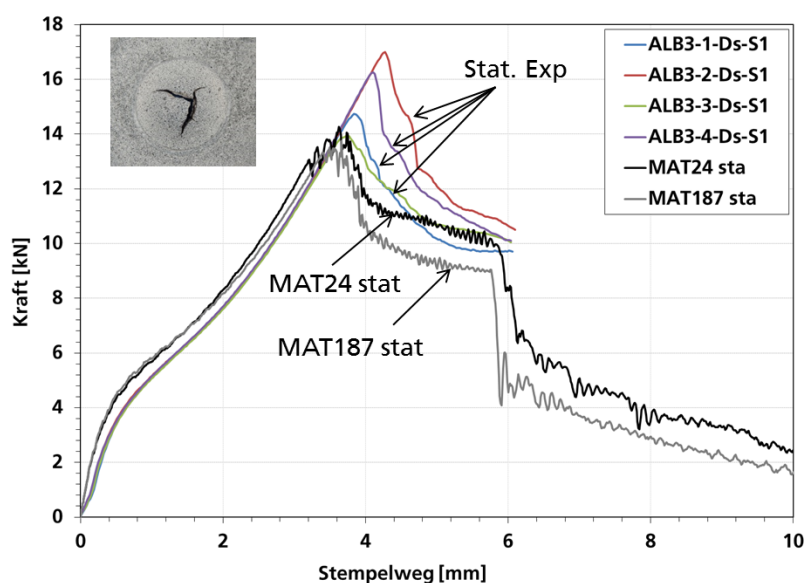


Abbildung 4-58: Kraft-Verschiebungskurven der statischen Durchstoßproben von GJS-500-14 aus Experiment und Simulation mit Versagensmodellierung

4.5 Simulation von dynamischen Probenversuchen

Zur Modellierung der Dehnratenabhängigkeit des Fließ- und Versagensverhaltens wurden dynamische Versuche an Glattzug-, Kerbzug-, Scherzug-, EDZ-, Durchbiege- und Durchstoßproben mit den Materialmodellen MAT_24 und MAT_187 in Kombination mit den entsprechenden Versagensparametern simuliert. Die Einflüsse der Dehnraten auf die Dehnungslokalisierung und Schädigungsentwicklung wurden

anhand von Simulationen und Experimenten untersucht. Für beide untersuchten Werkstoffvarianten wurden Bruchdehnungen in Abhängigkeit von Mehrachsigkeit und Lode-Parameter sowie wahlweise von der Dehnrates ermittelt.

4.5.1 GJS-450-18

Abbildung 4-59 vergleicht die mit MAT24 berechneten technischen Spannungs-Dehnungskurven der runden Glattzugproben von GJS-450-18 bei fünf unterschiedlichen Dehnraten mit den experimentellen Ergebnissen. Bei den Simulationen wurden die gemessenen Bruchdehnungen durch Anwendung einer Dehnratenabhängigkeit der Versagensparameter angepasst. Obwohl die technische Bruchdehnung mit zunehmender Dehnrates steigt, nimmt die wahre Bruchdehnung aufgrund der Verzögerung der Einschnürung mit zunehmender Dehnrates ab. Deswegen wurde die wahre Bruchdehnung unter statischer Belastung für die schnellen Belastungen nach unten skaliert. Sowohl die Fließspannungen als auch die Bruchdehnungen wurden vom verwendeten Material- und Versagensmodell für die untersuchten fünf Dehnrates richtig wiedergegeben.

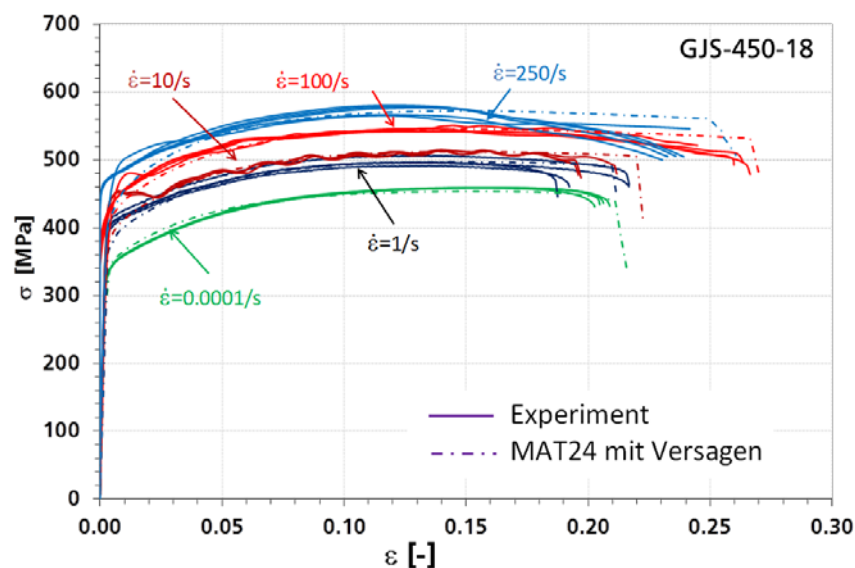


Abbildung 4-59: Gemessene und mit MAT24 berechnete technische Spannungs-Dehnungskurven der runden Glattzugproben von GJS-450-18 bei fünf unterschiedlichen Dehnrates

Abbildung 4-60 vergleicht die berechneten Ergebnisse von MAT187 mit den gemessenen technischen Spannungs-Dehnungskurven der runden Glattzugproben von GJS-450-18 bei fünf unterschiedlichen Dehnrates. Ähnlich wie für MAT24 wurde eine Dehnratesabhängigkeit der Bruchdehnung für MAT187 eingesetzt, damit die gemessenen technischen Bruchdehnungen für unterschiedliche Dehnrates genau wiedergegeben werden. Als Alternative wurden die statischen Versagensparameter auch für die Simulationen der dynamischen Zugversuche verwendet. Dadurch wurden die experimentell ermittelten Bruchdehnungen deutlich überschätzt.

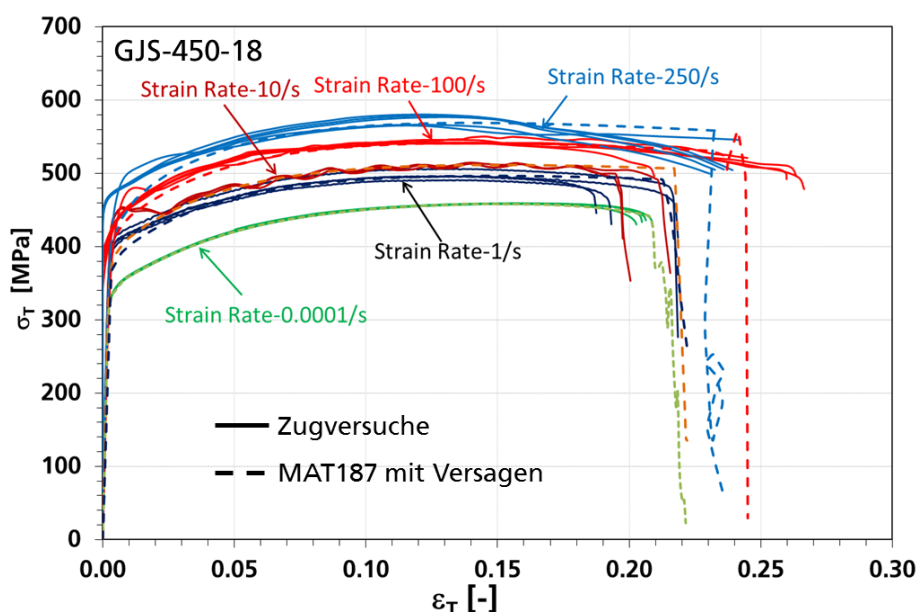


Abbildung 4-60: Gemessene und mit MAT187 berechnete technische Spannungs-Dehnungskurven der runden Glattzugproben von GJS-450-18 bei fünf unterschiedlichen Dehnraten

Da der Einfluss der Dehnrates auf die Bruchdehnung bei anderen Spannungszuständen wie z.B. Kerbzug, Scherzug, EDZ und Durchstoß nicht einheitlich ist, wurden im Folgenden die berechneten Ergebnisse, die mit dem Einsatz der statischen Versagensparameter erzielt wurden, mit den experimentellen Ergebnissen verglichen.

Abbildung 4-62 und Abbildung 4-61 vergleichen die Simulationsergebnisse von MAT24 und MAT187 für die dynamischen Kerbzugproben mit Kerbradius von 1 mm und 4 mm mit den experimentellen Ergebnissen. Die Referenzlänge für die Normierung der Verschiebung bei Kerbzugprobe R1 beträgt 4 mm und bei Kerbzugprobe R4 9 mm. Wie bereits im Abschnitt 4.4.1 über statische Belastung dargestellt, überschätzt das von Mises-Materialmodell wegen fehlender Berücksichtigung des Einflusses der Mehrachsigkeit das Verformungsverhalten der Kerbzugprobe R1. Die gemessenen normierten Verschiebungen beim Bruch wurden bei der Kerbzugprobe R1 von den beiden Werkstoffmodellen mit Anwendung der statischen Versagensparameter leicht überschätzt. Bei Kerbzugprobe R4 wurden die Bruchverschiebungen von den beiden Modellen richtig vorausgesagt. Die normierten Kräfte der Kerbzugproben R4 wurden von den beiden Modellen unterschätzt. Da die Dehnratesabhängigkeit der Fließspannung bei allen anderen Probengeometrien richtig berechnet wurde, gibt es noch keine Erklärung für diese Abweichungen.

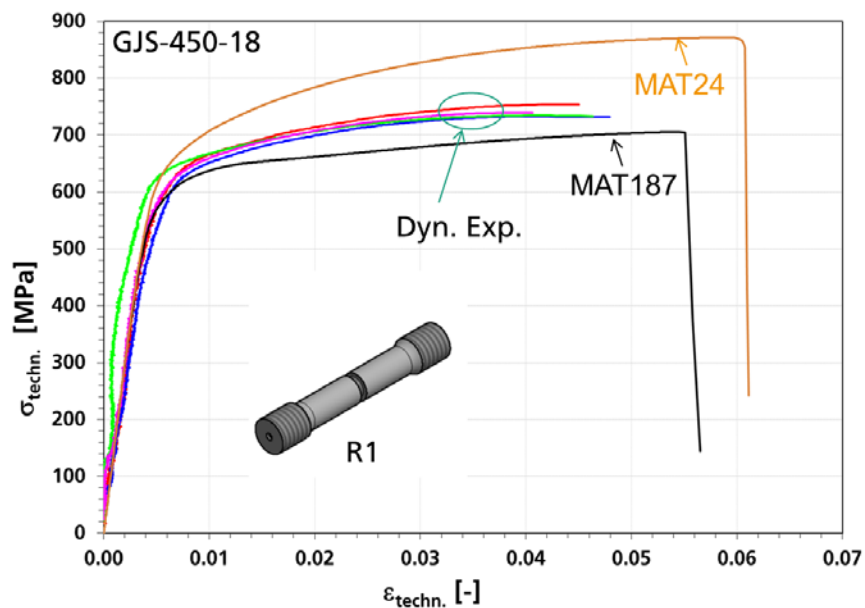


Abbildung 4-61: Gemessene und berechnete normierte Kraft-Verschiebungskurven der dynamischen Kerbzugproben mit Kerbradius von 1 mm von GJS-450-18 bei Belastungsgeschwindigkeit von 40 mm/s

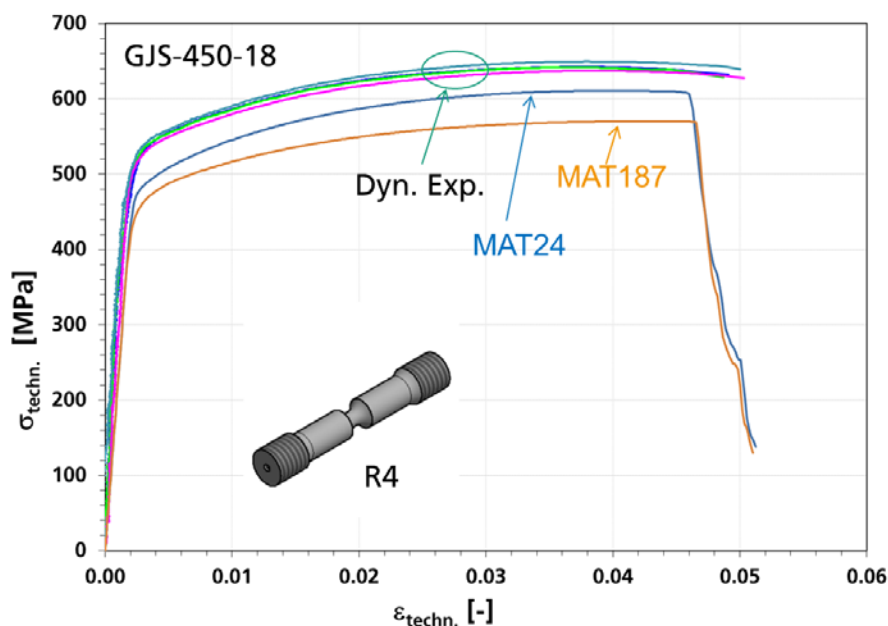


Abbildung 4-62: Gemessene und berechnete normierte Kraft-Verschiebungskurven der dynamischen Kerbzugproben mit Kerbradius von 4 mm von GJS-450-18 bei Belastungsgeschwindigkeit von 40 mm/s

Abbildung 4-63 vergleicht die gemessenen und berechneten normierten Kraft-Verschiebungskurven der dynamischen Ebene-Dehnungsproben von GJS-450-18 bei Belastungsgeschwindigkeit von 40 mm/s. Bei der Simulation wurden einmal die Versagensparameter für statische Belastung und einmal die dehnratenabhängigen Versagensparameter verwendet. Die beiden Werkstoffmodelle MAT24 und MAT187 zeigen bzgl. der Berechnung des Versagens die gleiche Tendenz. Die Anwendung der statischen Versagensparameter führt zu einer Überschätzung der normierten

Verschiebungen beim Bruch, dagegen führt die Anwendung der aus den Zugversuchssimulationen ermittelten dehnratenabhängigen Versagensparameter zu einer Unterschätzung der Bruchverschiebung.

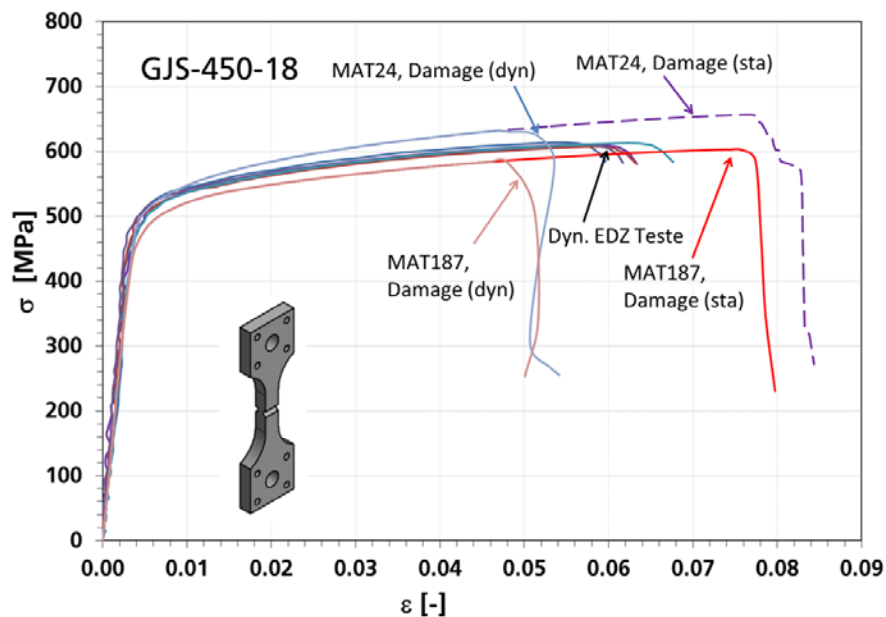


Abbildung 4-63: Gemessene und berechnete normierte Kraft-Verschiebungskurven der dynamischen Ebene-Dehnungsproben von GJS-450-18 bei Belastungsgeschwindigkeit von 40 mm/s

Abbildung 4-64 vergleicht die gemessenen und berechneten normierten Kraft-Verschiebungskurven der statischen und dynamischen Scherzugproben von GJS-450-18. Die Einflüsse der Dehnrates auf das Verformungsverhalten wurden von MAT24 und MAT187 richtig beschrieben. Der Abfall der normierten Kraft nach Versagensbeginn wurde von den verwendeten Versagensmodellen überschätzt. Dies ist teilweise darauf zurückzuführen, dass die verwendete Elementgröße von 0,25 mm für die Modellierung der Scherzugproben zu grob ist.

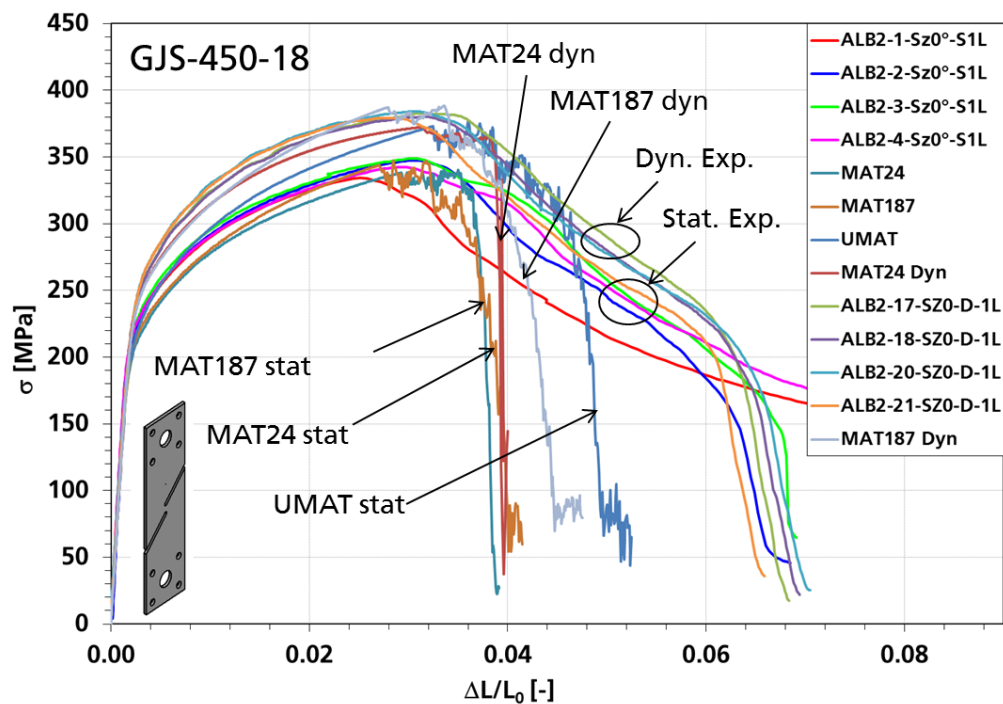


Abbildung 4-64: Gemessene und berechnete normierte Kraft-Verschiebungskurven der statischen und dynamischen Scherzugproben von GJS-450-18

Abbildung 4-65 zeigt die gemessenen und berechneten Kraft-Verschiebungskurven der statischen und dynamischen Durchstoßproben von GJS-450-18. Während die Ergebnisse der statischen Durchstoßversuche von den verwendeten Materialmodellen genau vorhergesagt wurden, wurden die maximalen Kräfte der dynamischen Versuche aufgrund des späteren Auftretens des berechneten Versagens von den Modellen mit den dehnratenunabhängigen Versagensparametern überschätzt. Abbildung 4-66 vergleicht die gemessenen und berechneten Kraft-Verschiebungskurven der statischen und dynamischen Durchbiegeproben von GJS-450-18. Der Verlauf der gemessenen Kraft-Verschiebungskurven bei den beiden Belastungsgeschwindigkeiten wurde von MAT24 und MAT187 bis zum Beginn des Versagens gut vorausberechnet. Allerdings wurde ein zu früher Beginn des Versagens im Vergleich zum Experiment von den verwendeten Modellen berechnet und somit die maximale Kraft unterschätzt. Wie bereits im Abschnitt 4.4.2.1 erwähnt, sollte man in Zukunft den Einfluss des Lode-Parameters auf das Versagen bei einer Mehrachsigkeit um 0.6 genauer erfassen.

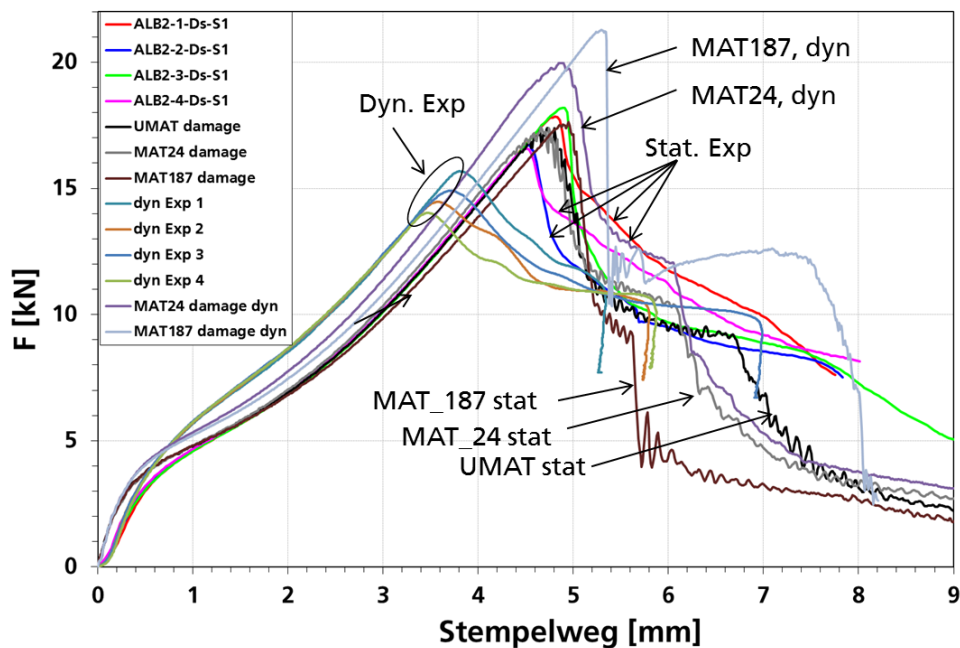


Abbildung 4-65: Gemessene und berechnete Kraft-Verschiebungskurven der statischen und dynamischen Durchstoßproben von GJS-450-18

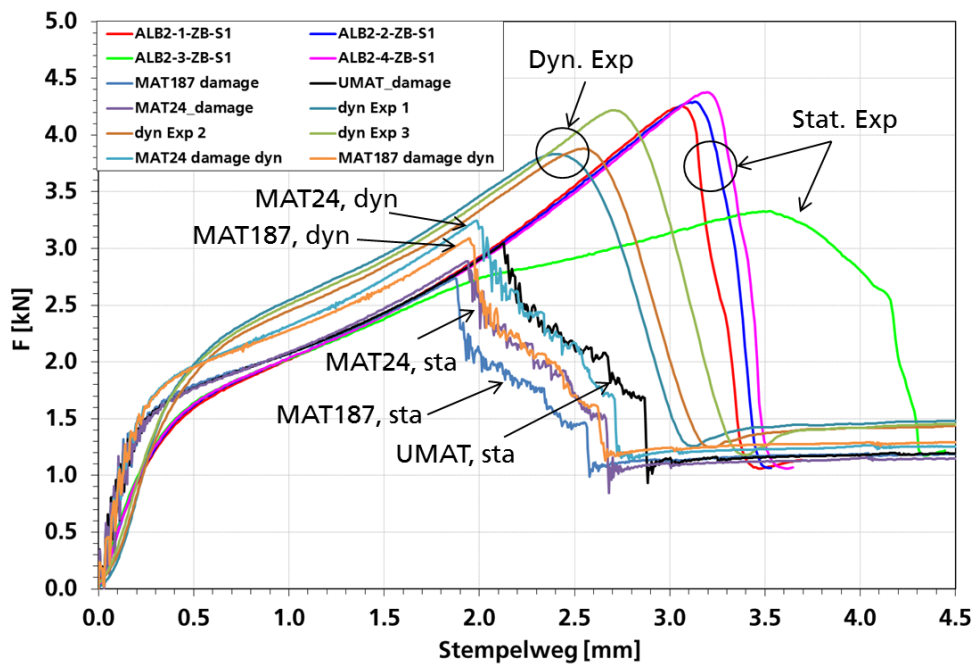


Abbildung 4-66: Gemessene und berechnete Kraft-Verschiebungskurven der statischen und dynamischen Durchbiegeproben von GJS-450-18

4.5.2 GJS-500-14

Die dynamischen Zug-, Scherzug-, EDZ- und Durchstoßversuche an GJS-500-14 wurden mit MAT24 und MAT187 zur Beschreibung der Einflüsse der Dehnrates auf das Verformungs- und Versagensverhalten simuliert. Abbildung 4-67 und Abbildung 4-68 vergleichen die gemessenen technischen Spannungs-Dehnungskurven der runden Glattzugproben von GJS-500-14 bei fünf unterschiedlichen Dehnraten mit den

berechneten Ergebnissen von MAT24 bzw. MAT187. Wie bei GJS-450-18 wurden die gemessenen Bruchdehnungen durch Anwendung einer Dehnratenabhängigkeit der Versagensparameter bei der Simulation angepasst. Die Fließspannungen und die Bruchdehnungen wurden von den verwendeten Material- und Versagensmodellen für die untersuchten fünf Dehnraten richtig wiedergegeben. Die zusätzlichen Simulationen mit den statischen Versagensparametern (dehnratenunabhängig) zeigen, dass dadurch die Bruchdehnungen der Zugversuche bei schneller Belastung stark überschätzt wurden. Das könnte daran liegen, dass die Einschnürung der glatten Zugproben stark von der Dehnrates einschließlich der Temperaturerhöhung beeinflusst wird und die verwendete isotherme Rechnung dafür nicht ausreichend ist [TRO16].

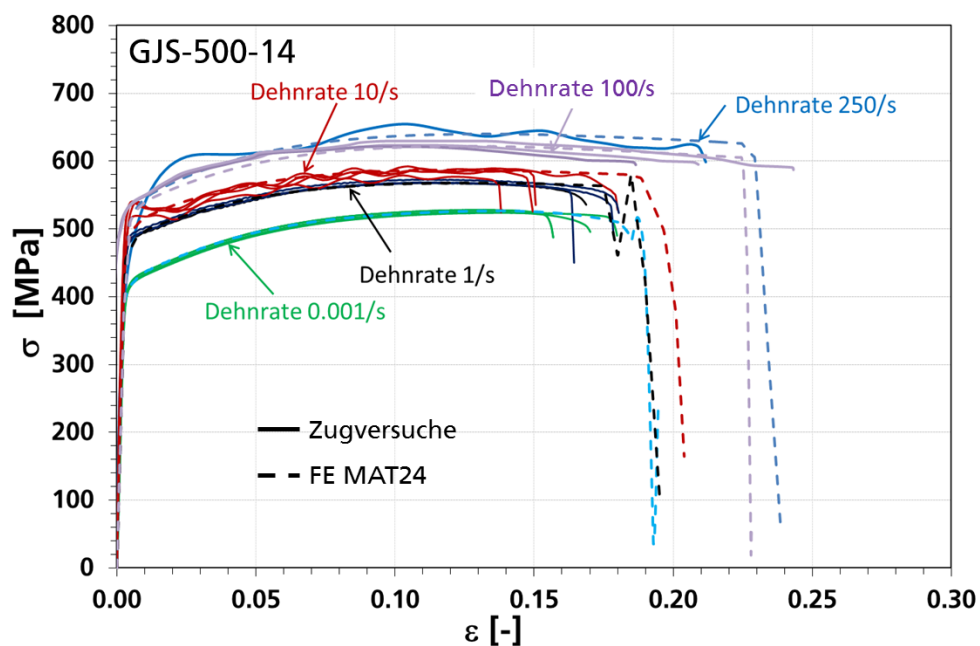


Abbildung 4-67: Gemessene und mit MAT24 berechnete technische Spannungs-Dehnungskurven der runden Glattzugproben von GJS-500-14 bei fünf unterschiedlichen Dehnraten

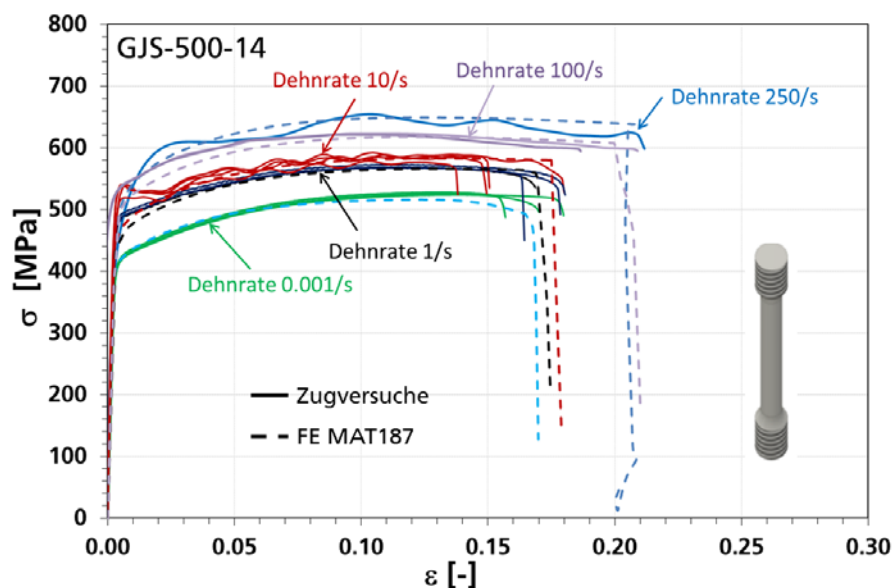


Abbildung 4-68: Gemessene und mit MAT187 berechnete technische Spannungs-Dehnungskurven der runden Glattzugproben von GJS-500-14 bei fünf unterschiedlichen Dehnraten

Wie bei GJS-450-18 wurden die Scherzug-, Kerbzug-, EDZ- und Durchstoßversuche an GJS-500-14 sowohl mit den dehnratenabhängigen als auch den dehnratenunabhängigen (statischen) Versagensparametern simuliert. Im Allgemeinen führt hier die Anwendung der statischen Versagensparameter zu einer etwas besseren Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen. Abbildung 4-69 vergleicht die gemessenen und berechneten normierten Kraft-Verschiebungskurven der dynamischen EDZ-Proben von GJS-500-14 bei Belastungsgeschwindigkeit von 40 mm/s. Anderes als MAT24 kann MAT187 das Verformungsverhalten der EDZ-Proben genau vorhersagen. Die berechneten Bruchdehnungen von den beiden Modellen sind etwas größer als die gemessenen.

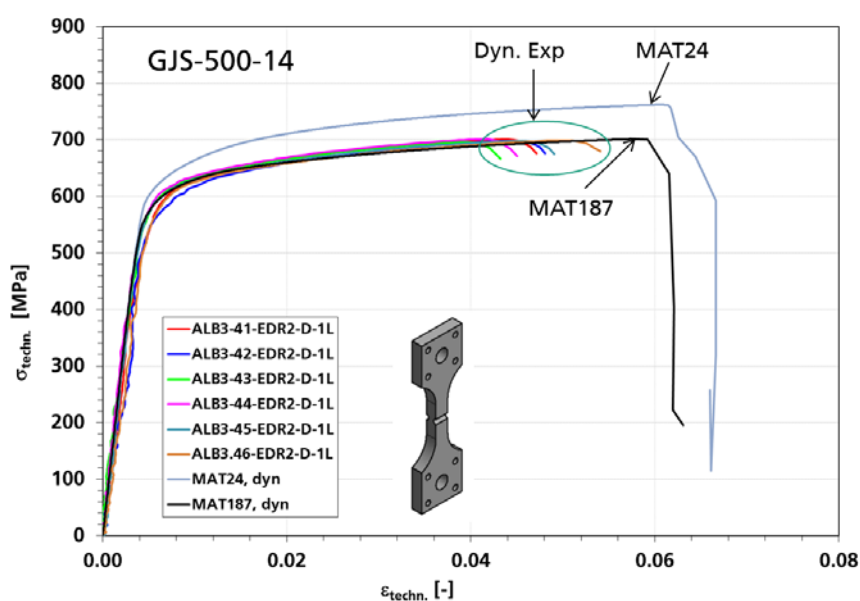


Abbildung 4-69: Gemessene und berechnete normierte Kraft-Verschiebungskurven der dynamischen Ebene-Dehnungsproben von GJS-500-14 bei Belastungsgeschwindigkeit von 40 mm/s

Die normierten Kraft-Verschiebungskurven der dynamischen Scherzugproben von GJS-500-14 wurden von den beiden Materialmodellen bis zur maximalen Kraft gut vorausgesagt (Abbildung 4-70). Wie bei statischer Belastung ist die vom Materialversagen verursachte Reduzierung der Lasttragfähigkeit in der Simulation etwas schneller als im Experiment.

Abbildung 4-71 vergleicht die gemessenen und berechneten Kraft-Verschiebungskurven der dynamischen Durchstoßproben von GJS-500-14. In diesem Fall wurde der gesamte Verlauf der Kraft-Verschiebungskurven einschließlich des Versagens von den beiden Modellen genau vorausgesagt.

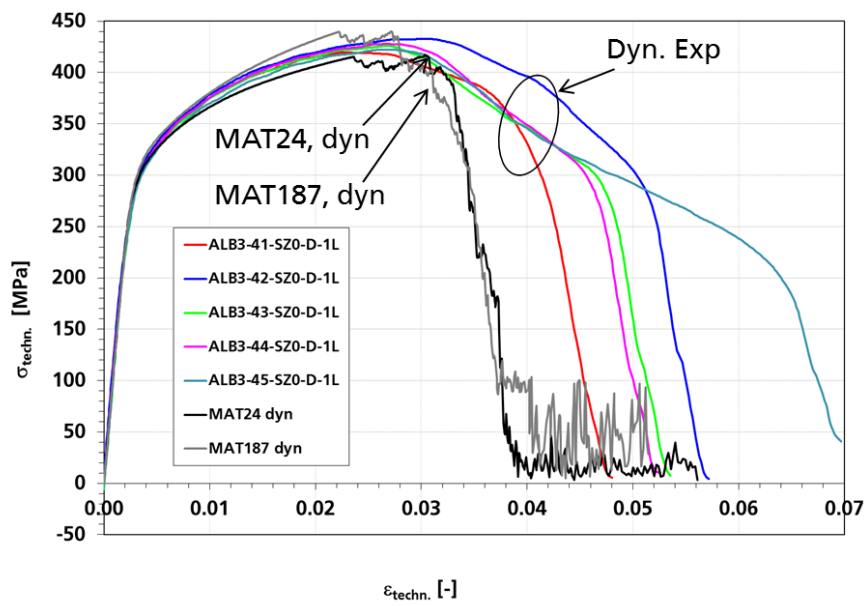


Abbildung 4-70: Gemessene und berechnete normierte Kraft-Verschiebungskurven der dynamischen Scherzugproben von GJS 500-14

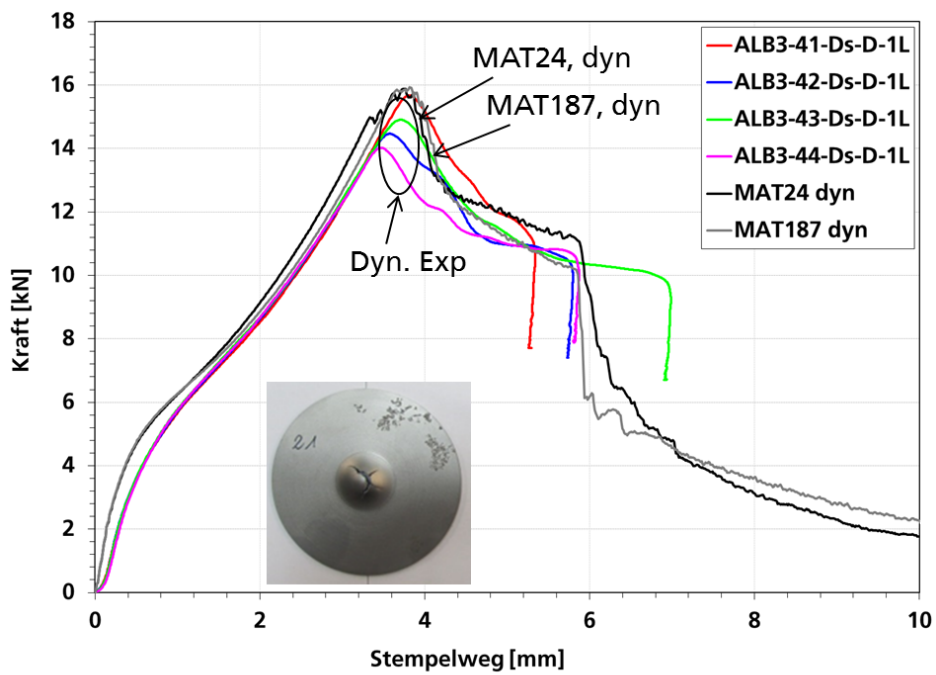


Abbildung 4-71: Gemessene und berechnete Kraft-Verschiebungskurven der dynamischen Durchstoßproben von GJS-500-14

5 Validierung durch Versuche an Komponenten

Komponentenversuche wurden zur Validierung der neuen Werkstoff- und Versagensmodelle unter statischer und dynamischer Belastung durchgeführt. In Zusammenarbeit mit den im projektbegleitenden Ausschuss vertretenen Industriepartnern wurden Lagerkonsolen als relevante Komponenten aus GJS-450-18 und GJS-500-14 ausgewählt und Versuchsaufbauten konstruiert, die klar definierte Randbedingungen und ausreichende Variation des Spannungszustands ermöglichen. Die Impaktenergie und Belastungsgeschwindigkeit wurden bei den dynamischen Versuchen variiert. Während eines Komponentenversuchs wurden Kräfte und Stempelwege sowie Videos zur Identifizierung der Versagensvorgänge aufgenommen.

5.1 Statische Komponentenversuche (IWM)

Der Versuchsaufbau der statischen Komponentenversuche ist in Abbildung 5-1 und Abbildung 5-2 dargestellt. Drei von vier Stützfüßen der Komponente stehen auf einer Platte und der vierte Fuß steht auf einem Block, der auf der Platte befestigt ist. Während des Versuchs wurde der Stempel von oben nach unten bewegt.

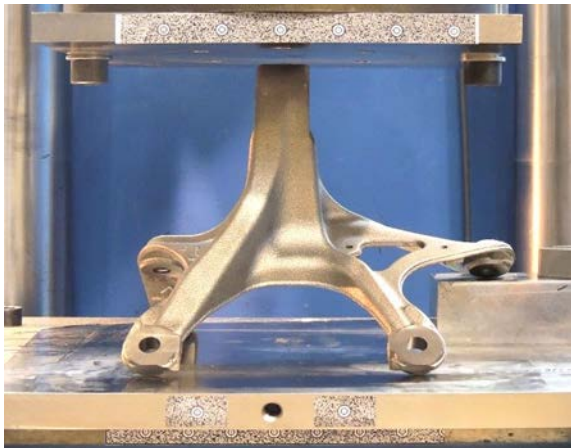


Abbildung 5-1: Versuchsaufbau für statische Komponentenversuche

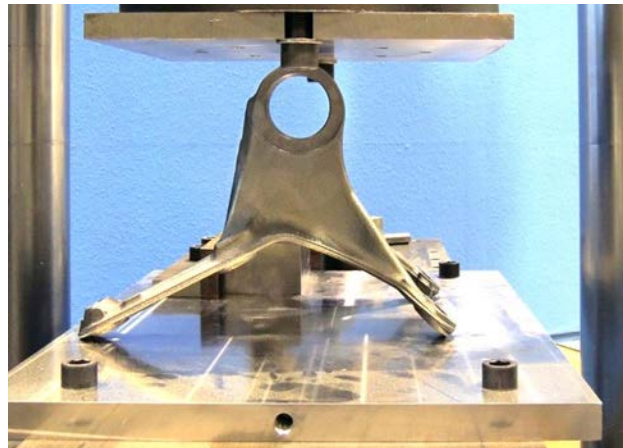


Abbildung 5-2: Versuchsaufbau für statische Komponentenversuche

Abbildung 5-3 zeigt die Kraft-Verschiebungskurve eines statischen Komponentenversuchs an einer Konsole aus GJS-450-18 mit Hinweisen zur Versagensinitiierung. Der erste Anriss findet in einem Steg bei einer Stempelverschiebung von 22 mm statt, die genaue Position ist in Abbildung 5-3 und Abbildung 5-4 mit einem roten Kreis markiert. Die zweite Schädigung tritt am Ende eines Stützfußes auf und führt zum finalen Bruch der Konsole.

Abbildung 5-5 und Abbildung 5-6 zeigen die Kraft-Verschiebungskurve eines statischen Komponentenversuchs an einer Konsole aus GJS-500-14 und die Schädigungs- bzw. Versagensstellen. Es gibt keine großen Unterschiede in den Schädigungs- und Versagenspositionen zwischen den beiden Werkstoffvarianten.

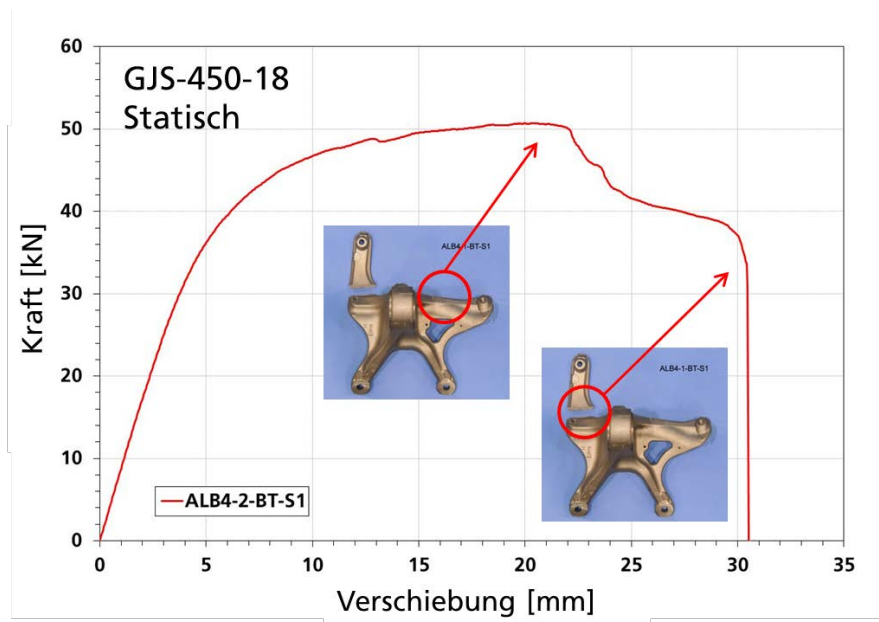


Abbildung 5-3: Kraft-Verschiebungskurve eines statischen Komponentenversuchs an Konsole aus GJS-450-18 mit Hinweisen zur Versagensinitiiierung

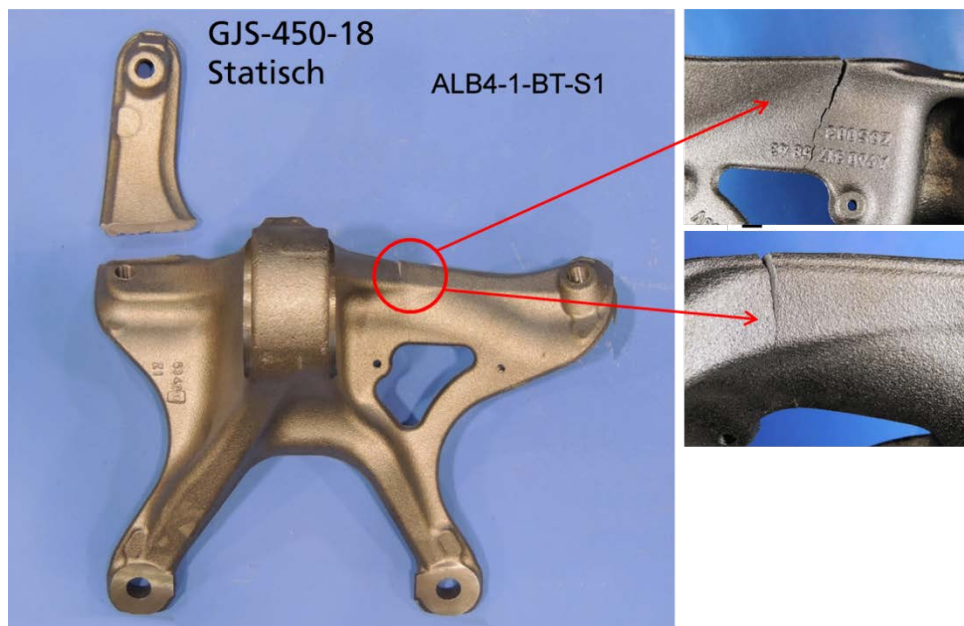


Abbildung 5-4: Konsole aus GJS-450-18 nach statischem Versuch

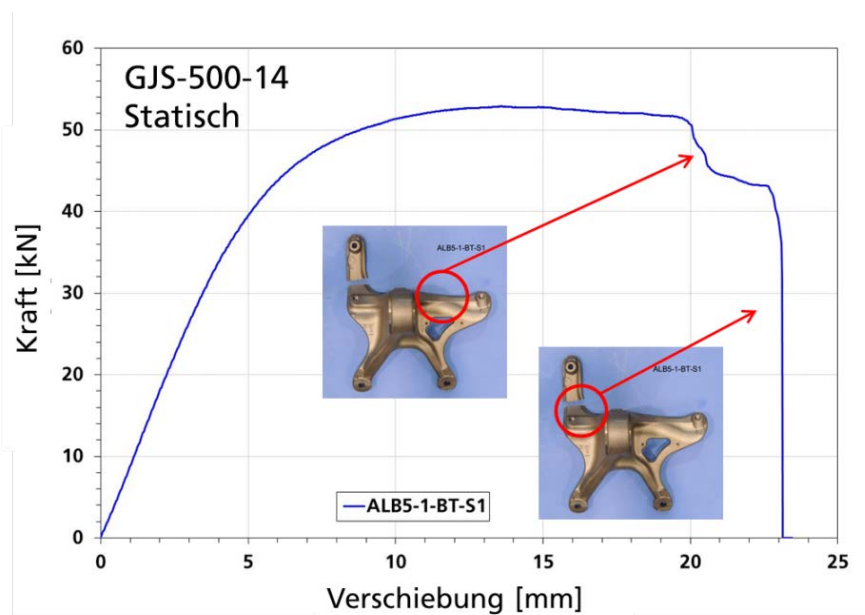


Abbildung 5-5: Kraft-Verschiebungskurve eines statischen Komponentenversuchs an Konsole aus GJS-500-14 mit Hinweisen zur Schädigungsinitiierung

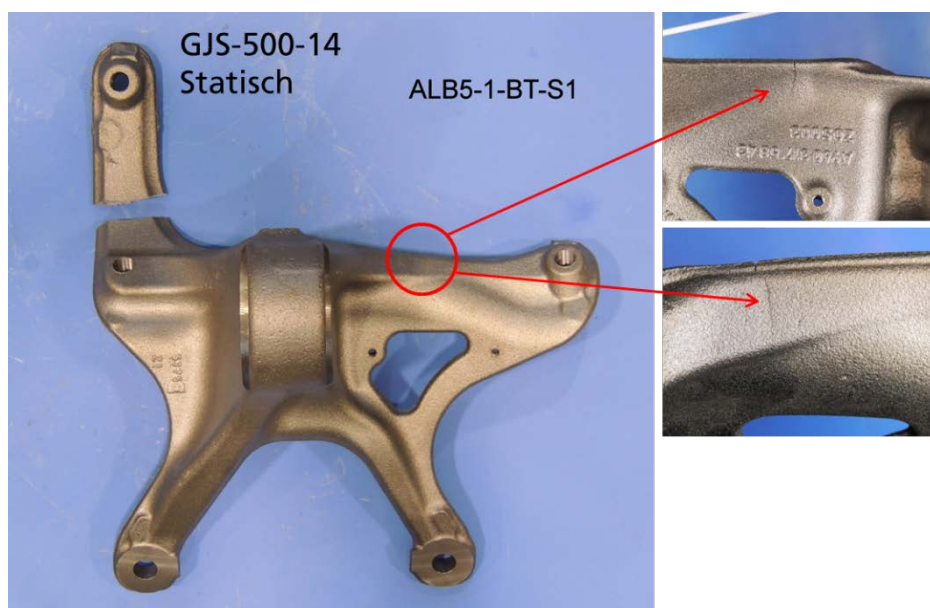


Abbildung 5-6: Konsole aus GJS-500-14 nach statischem Versuch

Abbildung 5-7 vergleicht die Kraft-Verschiebungskurven aus den statischen Komponentenversuchen an Konsolen aus GJS-450-18 und GJS-500-14. Die maximalen Kräfte der Konsolen von GJS-450-18 sind um ca. 6% niedriger als die der Konsolen von GJS-500-14. Es gibt bei den beiden Werkstoffen jeweils ein Streuband von Bruchverschiebungen. Trotzdem ist zu erkennen, dass die Konsolen von GJS-450-18 größere Bruchverschiebungen als GJS-500-14 liefern.

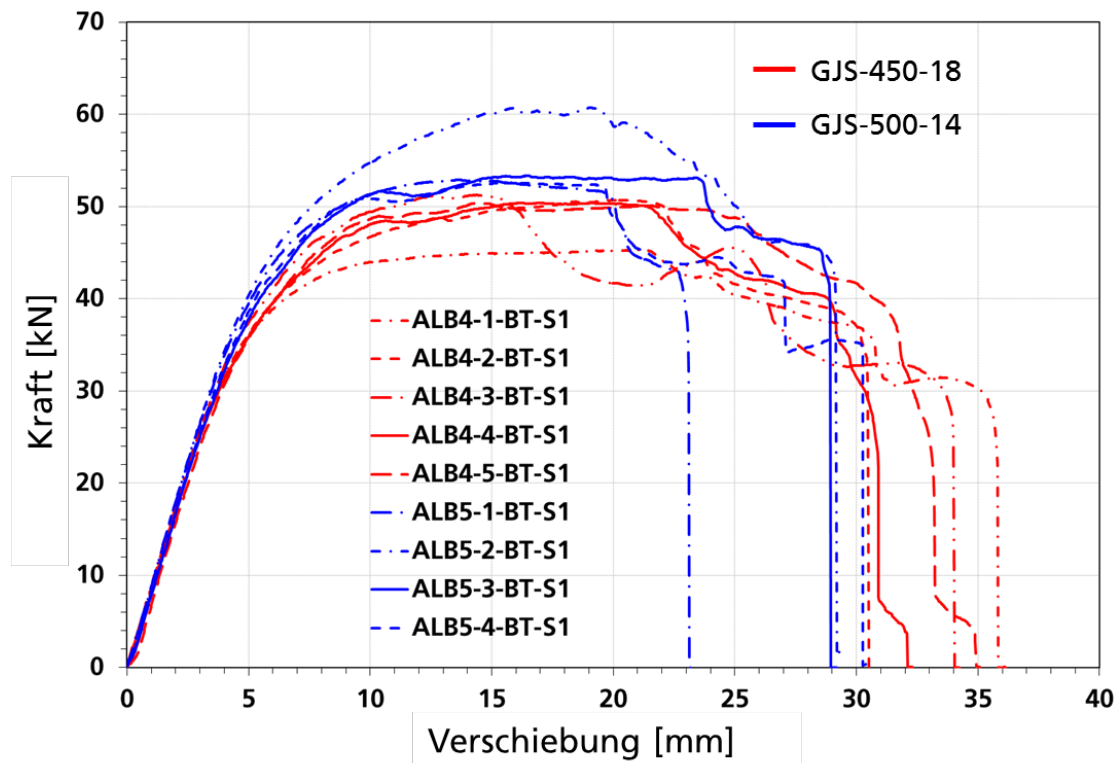


Abbildung 5-7: Vergleich der Kraft-Verschiebungskurven von statischen Komponententests an Konsolen aus GJS-450-18 und GJS-500-14

5.2 Dynamische Bauteilversuche (EMI)

5.2.1 Prüfeinrichtungen

Die dynamischen Bauteilversuche wurden an der in Abbildung 5-8 dargestellten Komponentencrashanlage am Fraunhofer EMI durchgeführt. An dieser Anlage können Impaktversuche mit einer Geschwindigkeit von 3 bis 22 m/s bei einer Impaktmasse von bis zu 800 kg durchgeführt werden. In dieser Anlage können Bauteile mit einem maximalen Probenvolumen von 1200 mm x 1400 mm x 450 mm getestet werden.

Die erforderliche Beschleunigung wird je nach Impaktenergie über einen Druckluftbehälter oder über den Einsatz von Spannbändern realisiert.

Schematischer Aufbau der Komponenten-Crashanlage

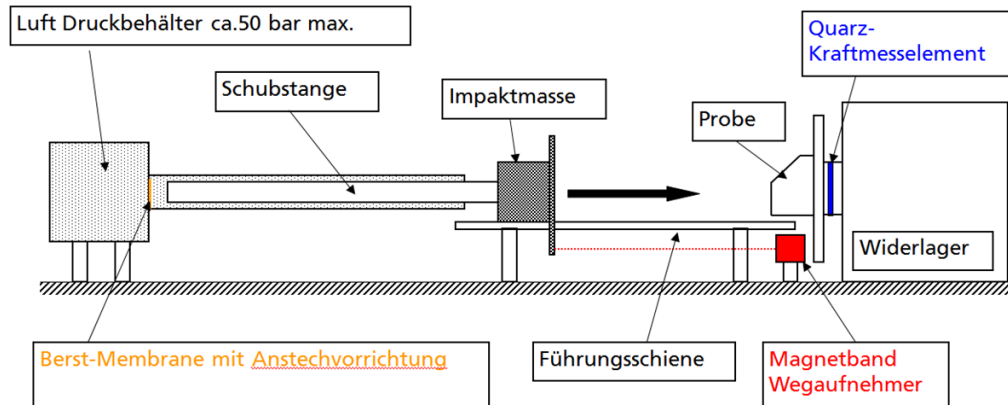


Abbildung 5-8: Schematischer Aufbau der Komponenten-Crashanlage

5.2.2 Bauteile

Bei den dynamischen Bauteilversuchen wurden Lagerkonsolen aus GJS 500-14 und GJS-450-18 hinsichtlich des Verhaltens bei dynamischer Impaktbelastung getestet.

Insgesamt wurden in der Messreihe 14 Konsolen getestet, je sieben davon aus GJS 500-14 und sieben aus GJS 450-18.

5.2.3 Durchführung und Messung

Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 5-9 zu sehen. Die Lagerkonsole wurde mit Hilfe von Stahlseilen an eine dahinterliegende Kraftmesswand gespannt, wodurch sich die einzelnen Stützfüße während der Versuche frei in y- und z-Richtung bewegen konnten und auf der hinterbauten Kraftmesswand abgleiten konnten. Durch Unterbauung eines Stützfußes wurde die Ausrichtung der Lagerkonsole hinsichtlich der Impaktrichtung vorgegeben. Die Abmessung der zylindrischen Unterbauung wurde so gewählt, dass zu Versuchsbeginn die vier Stützfüße der Lagerkonsole aufliegen.

Der Versuchsaufbau wurde so konzipiert, dass der Impaktor die Lagerkonsole im Bereich der Aufhängung der Fahrerhauskabine trifft, wobei die Stoßrichtung orthogonal zur Abstützebene zeigte.



Abbildung 5-9: Aufbau dynamische Bauteilversuche

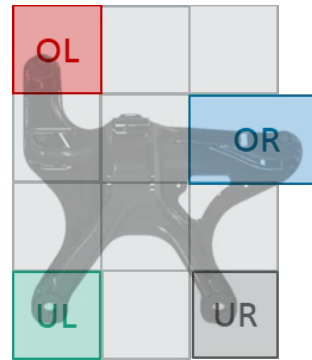


Abbildung 5-10: Aufbau Kraftmesszellen

5.2.3.1 Auswahl der Impaktenergie

Die Bauteile wurden mit einer Impaktgeschwindigkeit von $v = 3,25 \pm 0,05$ m/s beaufschlagt. Eine Anpassung der Impaktenergie wurde durch eine Erhöhung der Schlittenmasse realisiert, um bei allen Versuchen gleiche Dehnraten im Bauteil zu erzielen.

Die Impaktmasse des Schlittens wurde für beide Materialien so angepasst, dass die kinetische Energie des Schlittens in dem Bereich lag, in dem sowohl ein Versagen als auch ein teilweises Versagen der Bauteile auftreten konnte.

Ein teilweises Versagen des Bauteiles ist so definiert, dass durch elastische Verformung des Bauteiles nach der maximalen Deformation des Bauteiles Energie an den Schlitten zurückgegeben wird, wobei Rissbildungen im Bauteil erlaubt sind. Ein Wegfall eines Lastpfades über einen abstützenden Fuß ist hier nicht erlaubt.

Ein Versagen des Bauteiles ist definiert als Bruch eines abstützenden Fußes, wodurch ein elastisches Zurückfedern des Bauteiles verhindert wird und ein Kraftfluss über diesen Lastpfad nicht mehr zu realisieren ist.

Für die Lagerkonsole aus GJS 500-14 wurden Versuche mit einer Schlittenmasse von 250 kg und 273 kg durchgeführt.

Für die Lagerkonsole aus GJS 450-18 wurden Versuche mit einer Schlittenmasse von 273 kg und 343 kg durchgeführt.

Ein Überblick der durchgeführten Versuche ist in Tabelle 6 dargestellt.

Tabelle 6: Überblick getestete Bauteile

Versuchsnummer	Material	Schlittengewicht [kg]	Testgeschwindigkeit [m/s]	Energie [kJ]	Gehärtete Abdeckplatten	2. Kamera	Spannbänder
ALB5-1-BT-D1	GJS 500-14	250	3,27	1,34	Nein	seitlich	Ja
ALB5-2-BT-D1	GJS 500-14	250	3,27	1,34	Nein	seitlich	Ja
ALB5-3-BT-D1	GJS 500-14	250	3,24	1,31	Ja	Riss Unterseite	Ja
ALB5-4-BT-D1	GJS 500-14	273	3,27	1,46	Ja	Riss Unterseite	Ja
ALB5-5-BT-D1	GJS 500-14	273	3,27	1,46	Ja	Riss Unterseite	Ja
ALB5-6-BT-D1	GJS 500-14	273	3,26	1,45	Ja	Riss Unterseite	Ja
ALB5-7-BT-D1	GJS 500-14	273	3,27	1,46	Ja	Riss Unterseite	Ja
ALB4-1-BT-D1	GJS 450-18	273	3,26	1,45	Ja	Riss Unterseite	Ja
ALB4-2-BT-D1	GJS 450-18	273	3,24	1,43	Ja	Riss Unterseite	Ja
ALB4-3-BT-D1	GJS 450-18	300	3,24	1,57	Ja	Riss Unterseite	Nein
ALB4-4-BT-D1	GJS 450-18	343	3,25	1,81	Ja	Riss Unterseite	Nein
ALB4-5-BT-D1	GJS 450-18	343	3,30	1,87	Ja	Riss Unterseite	Nein
ALB4-6-BT-D1	GJS 450-18	343	3,26	1,82	Ja	Riss Unterseite	Nein
ALB4-7-BT-D1	GJS 450-18	343	3,20	1,76	Ja	Riss Unterseite	Nein
Gesamt		250 – 343	3,20 - 3,30	1,31 – 1,87	1,31 – 1,87		

5.2.3.2 Kraftmessung

Der zeitliche Kraftverlauf wurde mit Kistler 3D –Typ 9350A Kraftsensoren in alle 3 Raumrichtungen mit einer Abtastrate von 20 kHz aufgenommen. Die Bauteile wurden so positioniert, dass jeder abstützende Fuß auf einem eigenen Kraftsensor aufsaß (siehe Abbildung 5-10). Dieser Aufbau ermöglichte es, die Kraftverläufe der Füße getrennt voneinander zu betrachten.

5.2.3.3 Wegmessung

Die Wegmessung wurde durch zwei Magnetband Wegaufnehmer MSK500/1 und dem dazugehörigen Magnetband MB500 von SIKO GmbH an der Schienenführung des Schlittens realisiert. Die Abtastrate betrug 2 MHz mit einer räumlichen Auflösung des Magnetbandes von 50 µm und einer Genauigkeit von ± 0.035 mm.

5.2.3.4 Kameramesstechnik

In allen durchgeführten Versuchen wurde eine Kamera oberhalb der Bauteile mit einer Aufnahmezeit von 20 kHz und einer Auflösung von 1024x1024 px angebracht. In den ersten beiden Versuchen wurde zudem eine Kamera mit einer Aufnahmezeit von 20 kHz und einer Auflösung von 1024x1024 px seitlich platziert.

Um die Rissbildung der Bauteile an der Unterseite zu dokumentieren wurde in den Versuchen 3 bis 14 die 2. Kamera so positioniert, dass der Rissfortschritt am oberen linken Bein beobachtet werden konnte. Die Aufnahmezeit betrug für diese Aufnahmen 50 kHz bei einer Auflösung von 385x769 px.

5.2.4 Auswertung der Bauteilversuche

Die Auswertung der Bauteilversuche wurde über die Kraft-Zeit bzw. Kraft-Weg Diagramme durchgeführt. Darüber wurde bei den einzelnen Versuchen die Rissbildung bei den einzelnen Bauteilen untersucht.

Beim Vergleich der beiden Materialien wurde außerdem die vom Bauteil aufgenommene Energie analysiert.

5.2.4.1 Bauteile aus GJS 500-14

Bei einem Schlittengewicht von 273 kg und einer Impaktenergie von 1,46 kJ konnten unterschiedliche Versagensmuster an der Lagerkonsole aus GJS 500-14 festgestellt werden. Bei den vier durchgeführten Tests kam es bei drei Lagerkonsolen zu einem Versagen, bei einem Bauteil trat teilweises Versagen auf.

Die Kraftverläufe über Zeit und Weg dieser Versuche sind in Abbildung 5-11 und Abbildung 5-12 dargestellt. Bei den dargestellten Kraftverläufen handelt es sich um die summierten Einzelkräfte, die an den Stützfüßen gemessen wurden. Die Einzelkräfte F_x auf die einzelnen Stützfüße sind in Abbildung 5-13 dargestellt.

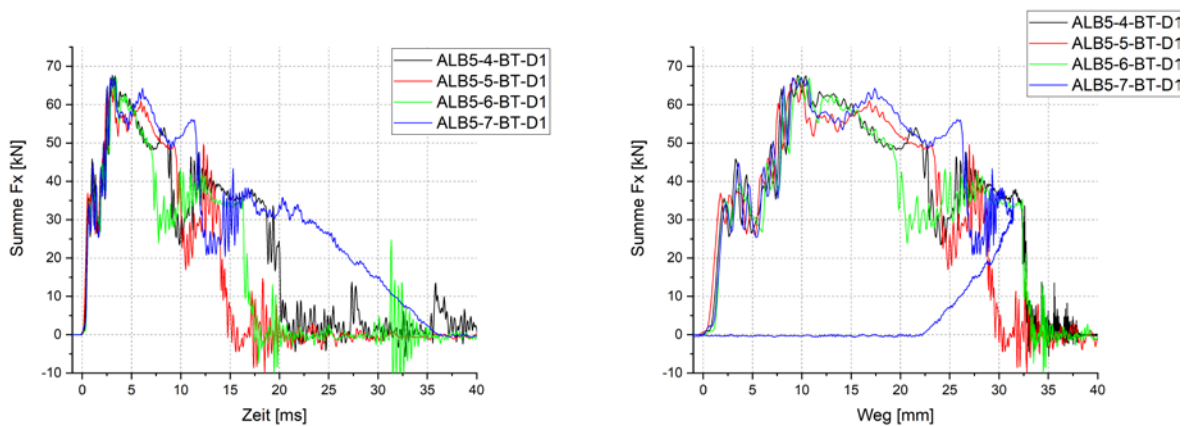


Abbildung 5-11 Kraft-Zeitverlauf GJS 500-14

Abbildung 5-12 Kraft-Wegverlauf GJS 500-14

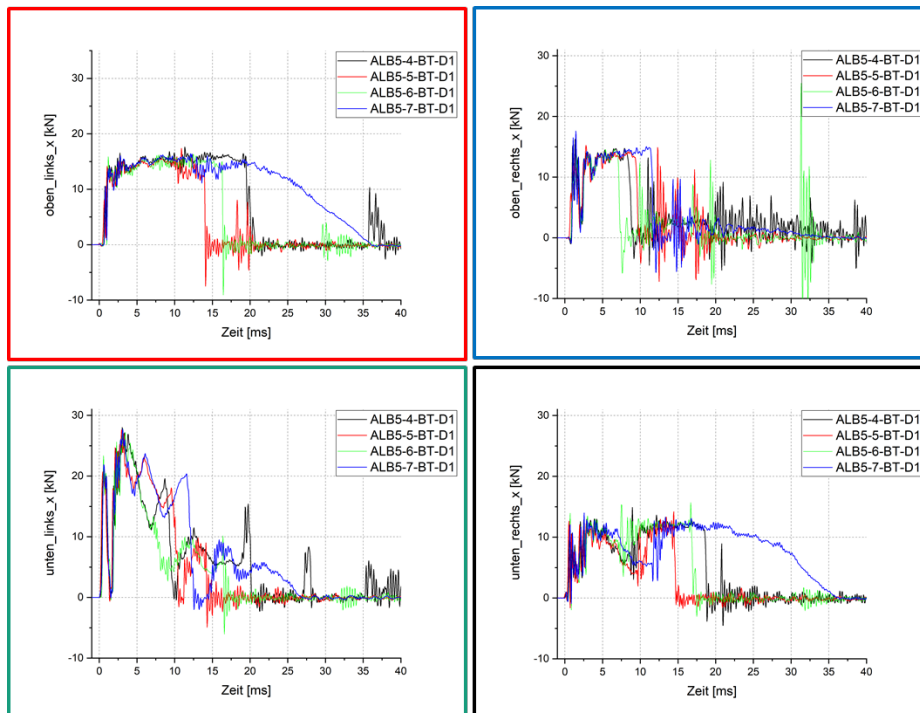


Abbildung 5-13: Einzelkräfte F_x auf Stützfüße GJS 500-14

In den Kraftverläufen kann ein reproduzierbarer Verlauf der Kraftkurve bis 5 ms beziehungsweise bis 15 mm Deformationsweg festgestellt werden. In diesem Bereich erreicht die gemessene Kraft ihren Maximalwert im Bereich von 65 kN. Im Zeitbereich von 6,8 ms bis 11,2 ms (18,8 mm bis 26,0 mm) kam es bei allen Bauteilen zu Rissbildungen im oberen rechten Steg. Trotz Bruches des oberen rechten Steges konnte noch weitere Energie von den Bauteilen aufgenommen werden. Die nach dem Bruch erreichten Kräfte lagen im Bereich von 30–40 kN.

Bei dem Versuch ALB5-4-BT-D1 kam es nach einer Zeit von 18,8 ms zu einem Versagen des unteren rechten Stützfußes. Nach Bruch dieses Stützfußes konnte keine weitere Energie vom Bauteil aufgenommen werden.

Bei den Versuchen ALB5-5-BT-D1 und ALB5-6-BT-D1 kam es zum Bruch und Versagen des oberen linken Stützfußes, während in Versuch ALB5-7-BT-D1 kein weiterer Riss initiiert wurde und es hier nur zu einem teilweisen Versagen des Bauteiles kam. Momentaufnahmen der einzelnen Versuche sind in Abbildung 5-15 dargestellt. Abbildung 5-14 zeigt die geprüften Bauteile als Ganzes.

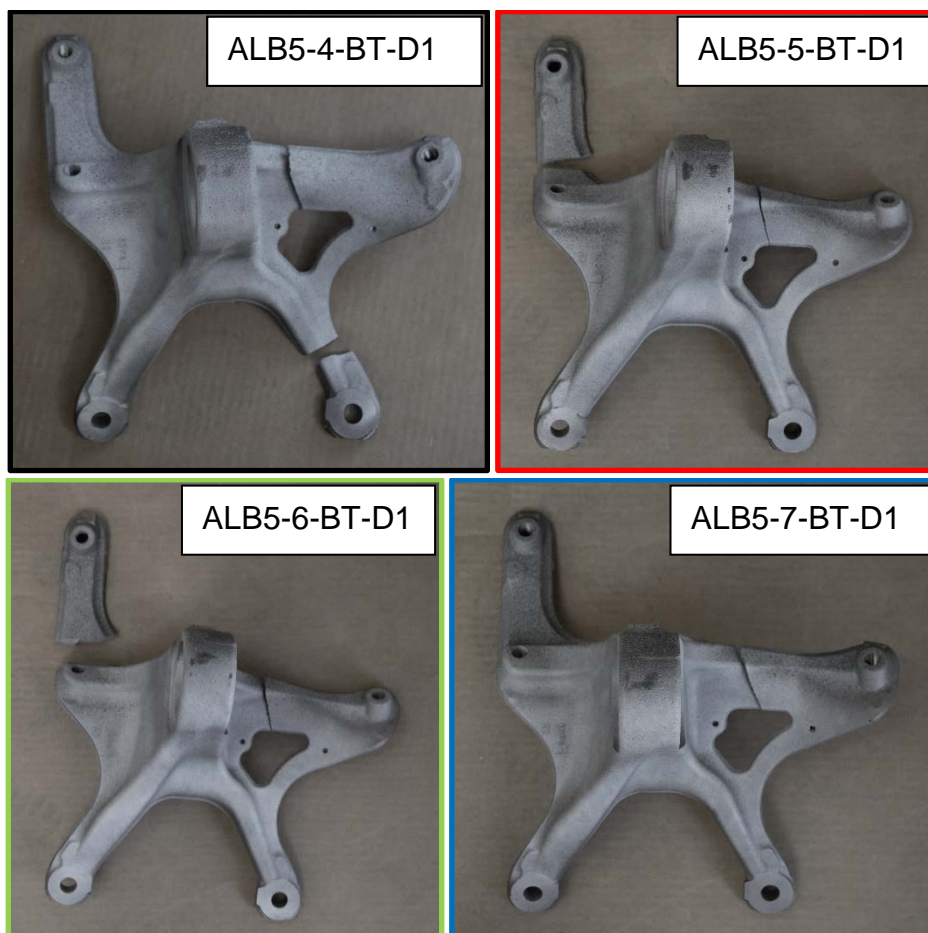


Abbildung 5-14: Geprüfte Bauteile GJS 500-14

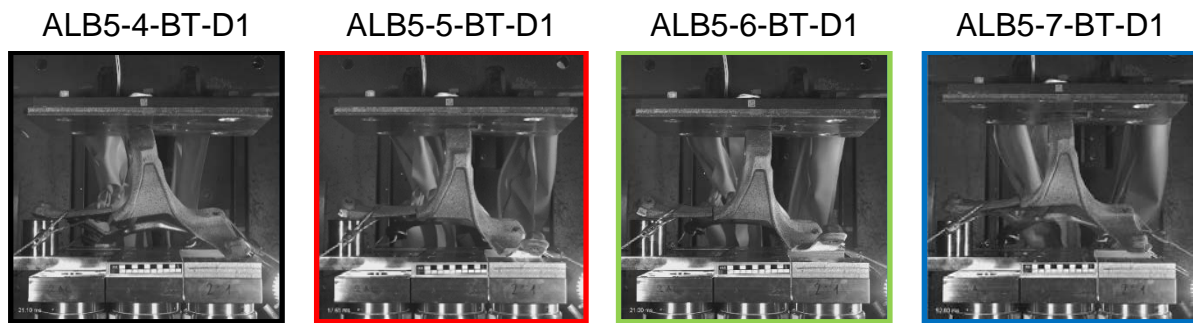


Abbildung 5-15 Momentaufnahmen Versuche GJS 500-14

Mit Hilfe der 2. Kamera (Framerate $f=50\text{kHz}$) konnte das Risswachstum am oberen linken Stützfuß auf der Zugseite bei den Versuchen ALB5-5-BT-D1 und ALB5-6-BT-D1 beobachtet werden (siehe Abbildung 5-16). Der Anriss des Stützfußes erfolgte bei den einzelnen Versuchen nach 13,8 ms beziehungsweise 16,1 ms (28,4 mm und 32,2 mm).

Ein sprödes Risswachstumsverhalten konnte bei dem Material GJS 500-14 beobachtet werden. Das Risswachstum lag dabei in einem Bereich von 0,1 ms. Der Ort der Initiierung des Risses unterscheidet sich zwischen den beiden Versuchen.

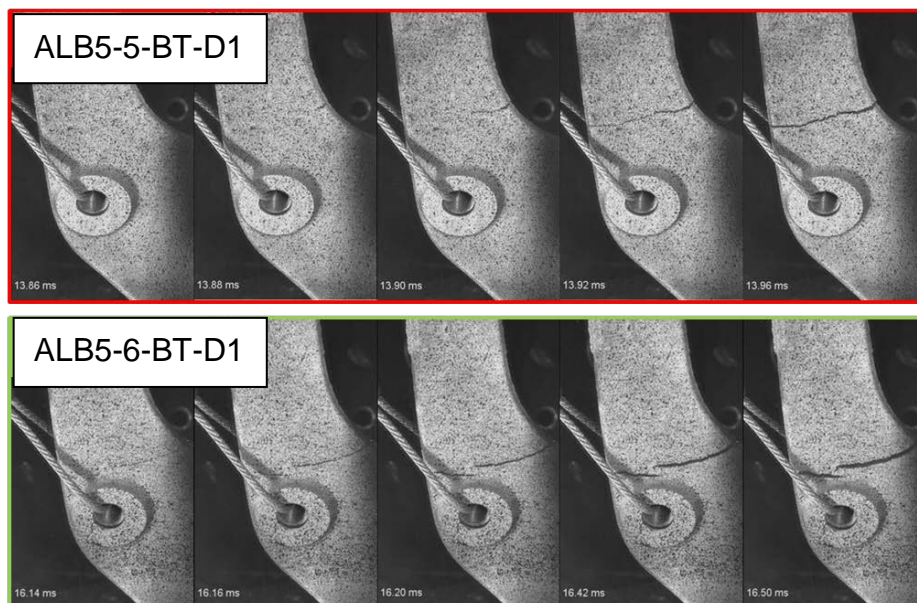


Abbildung 5-16: Risswachstum bei GJS 500-14 Bein oben links

5.2.4.2 Bauteile aus GJS 450-18

Anhand der durchgeführten dynamischen Charakterisierungsversuche kann davon ausgegangen werden, dass das Material GJS 450-18 auf Grund seiner höheren Duktilität erst bei höher eingebrachten Energien versagen sollte. Auf Basis dieser Ergebnisse wurde die Versagensenergie der Versuche mit dem Material GJS 500-14 verwendet, um dann durch Erhöhung des Gewichtes des Schlittens die eingebrachte Energie zu erhöhen.

Die Schlittenmasse wurde zum Erreichen der Versagensenergie für das Material GJS 450-18 von 273 kg auf 343 kg erhöht. Bewertet wurde die Rissausbreitung am oberen rechten Steg. In Abbildung 5-17 ist dieser resultierende Anriss für Impaktenergien von 1,43 kJ, 1,57 kJ und 1,81 kJ dargestellt. Auf Grund des Bruches des Steges wurde eine Energie von 1,81 kJ und eine Schlittenmasse von 343 kg festgelegt um die Versuche mit der Lagerkonsole aus GJS 450-18 durchzuführen.

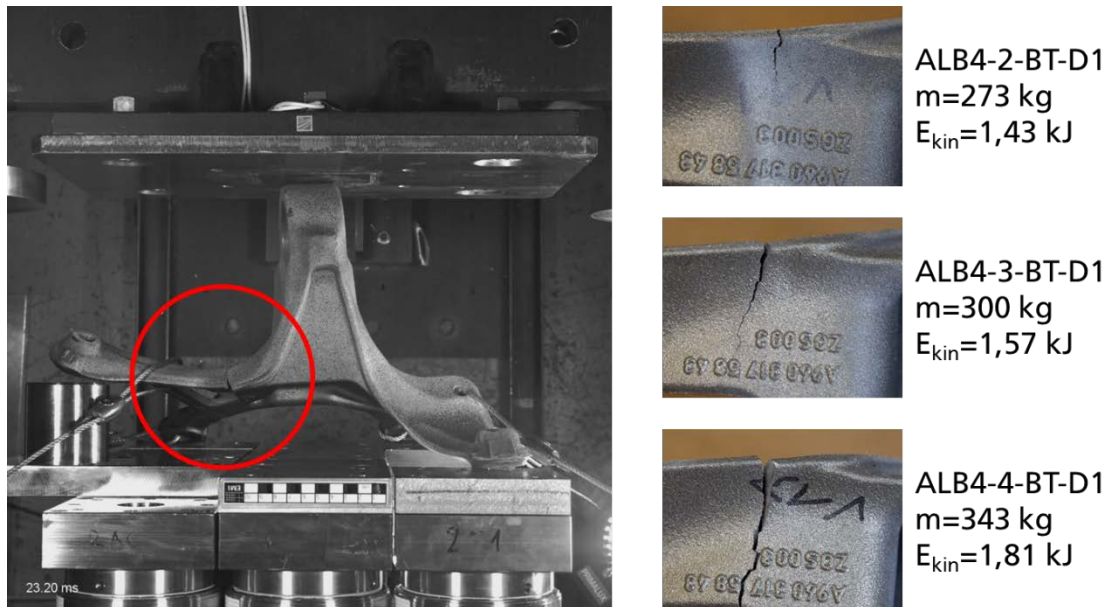


Abbildung 5-17: Entwicklung Risswachstum GJS 450-18

Insgesamt wurden vier Lagerkonsolen aus dem Material GJS 450-18 mit einer Impaktenergie von 1,81 kJ getestet. Die erhaltenen Kraftverläufe sind in Abbildung 5-18 und Abbildung 5-19 dargestellt. Wie auch bei den Versuchen mit den Lagerkonsolen aus GJS 500-14 wurde ein reproduzierbares Verhalten der Konsolen zu Beginn des Versuches erreicht (vgl. Abbildung 5-11 und Abbildung 5-12).

Das Kraftmaximum lag bei den Versuchen mit dem Material GJS 450-18 im Bereich von 65 kN.

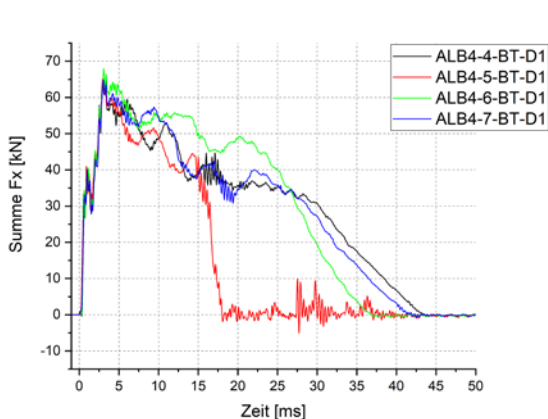


Abbildung 5-18 Kraft-Zeit Verlauf GJS 450-18

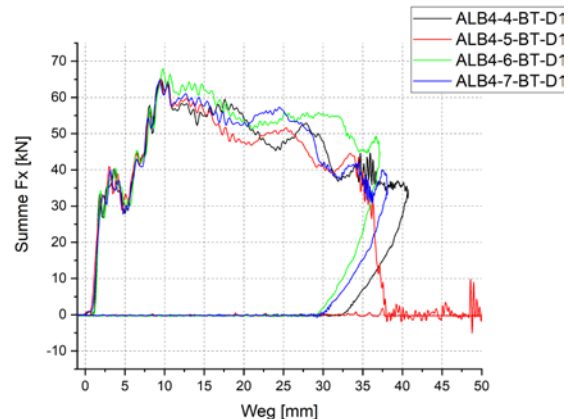


Abbildung 5-19 Kraft-Weg Verlauf GJS 450-18

Ab einer Zeit von 10 ms war eine Abweichung der Kraftverläufe zwischen den Versuchen festzustellen. Dieser Zeitpunkt überschneidet sich mit dem beginnenden Risswachstum am oberen rechten Steg (10,3 ms – 14,8 ms; 27,2 mm – 31,9 mm). Das Kraftniveau erreichte nach dem Bruch des oberen rechten Steges Werte im Bereich von 35 – 50 kN. Der Übergang vom höheren Kraftniveau mit intaktem Steg zum niedrigeren Kraftniveau benötigte im Vergleich zu den Versuchen mit dem Material GJS 500-14 einen größeren Zeitbereich. Darüber hinaus blieb im Gegensatz zum Material GJS 500-14 auch nach dem Riss des oberen rechten Steges der Kraftfluss über den unteren linken Stützfuß erhalten, wenn auch mit einem niedrigeren Kraftniveau (vgl. Abbildung 5-13 und Abbildung 5-20).

Anzumerken ist, dass beim Versuch ALB4-6-BT-D1 die eingebrachte Energie nicht ausreichte, um einen Bruch des oberen rechten Steges herbeizuführen. Bei den drei weiteren Versuchen war ein Durchbruch des Steges festzustellen.

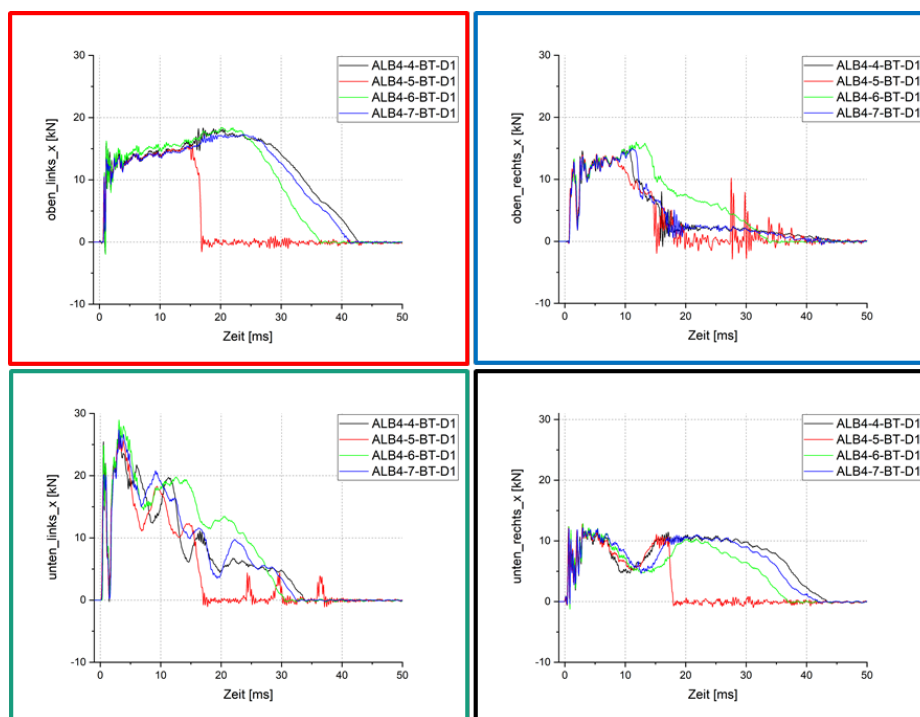


Abbildung 5-20: Einzelkräfte F_x auf Stützfüße GJS 450-18

Bei den Versuchen ALB4-4-BT-D1, ALB4-6-BT-D1 und ALB4-7-BT-D1 kam es nach Anriss des oberen rechten Steges zu keiner weiteren Rissbildung am Bauteil. Wie in Abbildung 5-22 zu sehen ist, kam es nur im Versuch ALB4-5-BT-D1 zum Versagen des Bauteiles im Bereich des oberen linken Stützfußes. Abbildung 5-21 zeigt die geprüften Bauteile als Ganzes.

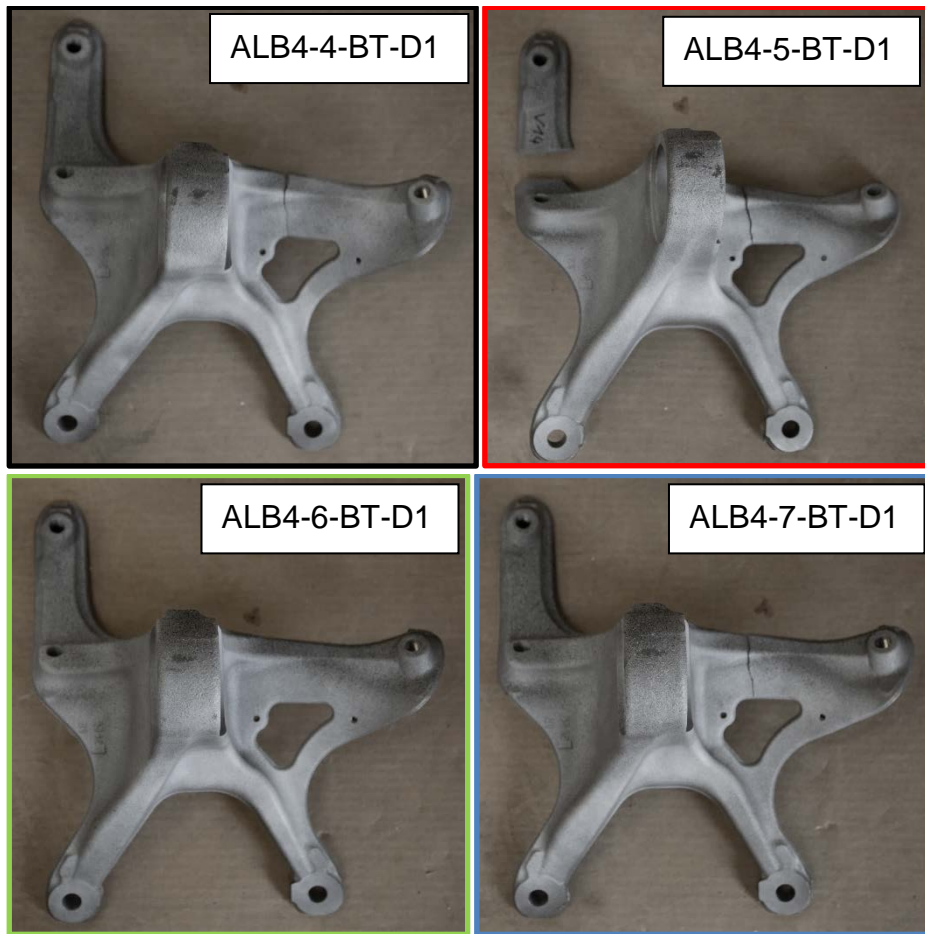


Abbildung 5-21: Geprüfte Bauteile GJS 450-18

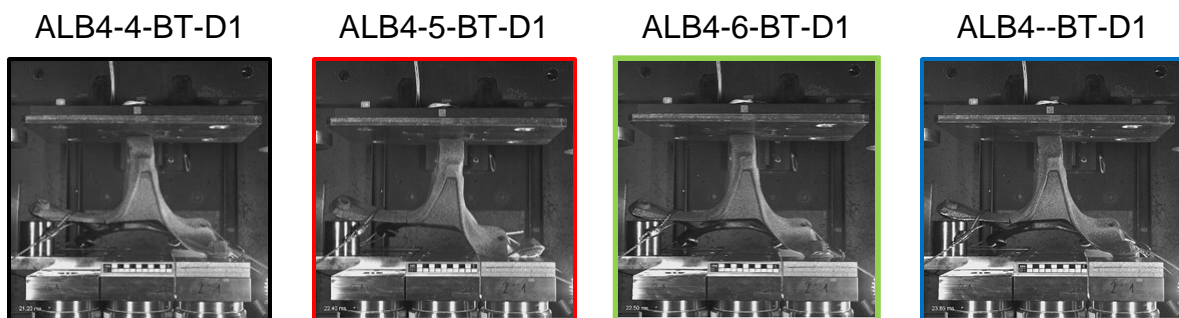


Abbildung 5-22 Momentaufnahmen Versuche GJS 450-18

Das Wachstum des Risses am oberen linken Stützfuß im Versuch ALB4-5-BT-D1 ist in Abbildung 5-23 dargestellt. Zu erkennen ist dabei ein duktileres Verhalten des Werkstoffes während des Risswachstums im Vergleich zum Material GJS 500-14. Die Dauer zwischen Anriss und Bruch des Stützfußes mit dem Material GJS 450-18 lag im Bereich von $\Delta t \approx 3$ ms (vgl. GJS 500-14; $\Delta t \leq 0,1$ ms). Der Anriss erfolgte nach 13,5 ms.

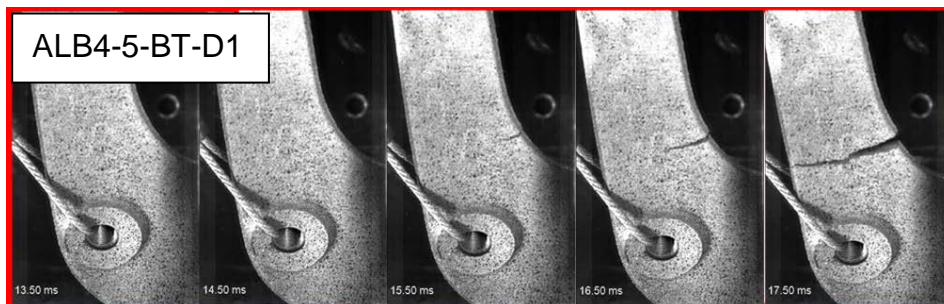


Abbildung 5-23: Risswachstum bei GJS 450-18, Bein oben links

5.2.4.3 Vergleich von GJS 500-14 und GJS-450-18

Ein Vergleich der Kraftverläufe beider Materialien über den Deformationsweg ist in Abbildung 5-24 dargestellt. Die Impaktgeschwindigkeiten lagen bei beiden Materialien bei $v = 3,25 \pm 0,05$ m/s. Zu beachten ist das unterschiedliche Schlittengewicht bei den verschiedenen Materialien (GJS 500-14, $m = 273$ kg; GJS 450-18, $m = 343$ kg).

Zu erkennen ist, dass sich die Ergebnisse für die unterschiedlichen Materialien zu Beginn des Versuches bis zur 1. Rissbildung nur unwesentlich voneinander unterscheiden und beide Werkstoffe ihr Kraftmaximum nach circa 10 mm erreichen. Dieses liegt bei beiden Werkstoffen im Bereich von 65 kN. Bei den Bauteilen aus dem Werkstoff GJS 450-18 sind in dieser Phase geringere Kraftschwankungen zu beobachten.

Nach Anriss des oberen rechten Steges sinken für beide Materialien die erreichten Kraftwerte, wobei die Kraftwerte des duktileren Werkstoffes GJS 450-18 ein höheres Niveau halten können. Grund hierfür ist auch ein unterschiedliches Verhalten hinsichtlich der Kraftverteilung nach dem ersten Anriss (vgl. Abbildung 5-13 und Abbildung 5-20).

Hinsichtlich des Versagens der Bauteile ist festzustellen, dass die Lagerkonsolen aus GJS 500-14 auf Grund ihrer geringeren Bruchdehnung bei einem geringeren Deformationsweg versagen als die aus GJS 450-18. Durch ein höheres Kraftniveau nach der ersten Rissbildung sowie der höheren Bruchdehnung ergibt sich eine höhere notwendige Versagensenergie für die Bauteile aus GJS 450-18, wie in Abbildung 5-25 an der elastischen Rückverformung der Lagerkonsolen nach maximalem Deformationsweg zu sehen ist.

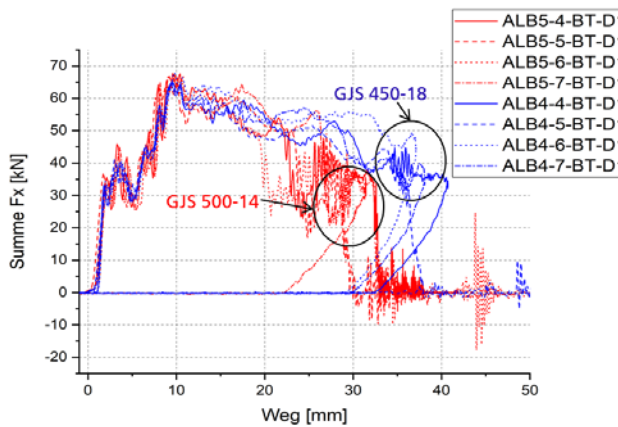


Abbildung 5-24 Vergleich Kraft-Zeitverlauf

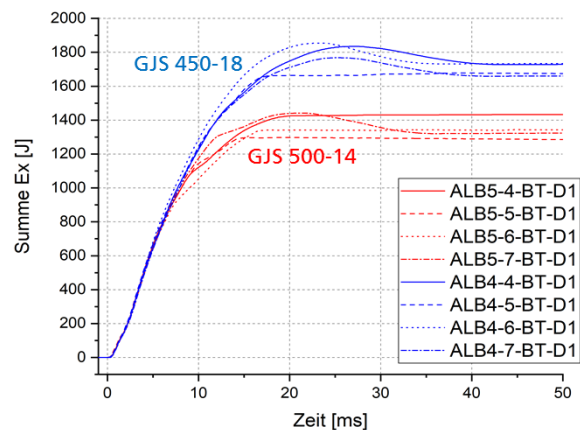


Abbildung 5-25 Vergleich Energie-Zeitverlauf

Darüber hinaus wurde eine detailliertere Energiebilanzierung über die Zeit für die einzelnen Versuche durchgeführt, um die Versuchsergebnisse über die Energiebilanzierung zu plausibilisieren.

Bei den Versuchen wurden die Energieverläufe der kinetischen Schlittenenergie, der vom Bauteil aufgenommenen Energie über die Stützfüße sowie die bei einem zweiten Anprall auftretende Energie separat voneinander gemessen.

Reibungsverluste sowie die kinetische Energie des Bauteiles während des Versuches konnten mit der eingesetzten Messtechnik nicht aufgenommen werden. Da diese im Vergleich zu den gemessenen Energien vernachlässigbar klein ausfallen, wurden diese in der folgenden Energiebetrachtung nicht berücksichtigt. Mit diesen Annahmen ergibt sich für die verfügbaren Daten folgende Energiebilanzierung:

$$E_{kin\ Schlitten}(t) + E_{Bauteil}(t) + E_{2nd\ Impakt}(t) = E_{ges}(t) \approx const.$$

Für die Versuche ALB5-6-BT-D1 und ALB5-7-BT-D1 ist die Energiebilanz in Abbildung 5-26 und Abbildung 5-27 beispielhaft dargestellt. Zu erkennen ist der unterschiedliche Versuchsablauf für die Fälle eines teilweisen Versagens beziehungsweise eines Versagens der Lagerkonsole. Dies wird deutlich bei der Betrachtung der kinetischen Energie des Schlittens. Für den Versuch mit einem Versagen des Bauteiles ist diese zum Versuchsende näherungsweise null, während bei einem teilweisen Versagen durch elastische Verformung des Bauteiles Energie an den Schlitten zurückgegeben werden kann. Darüber hinaus sieht man bei Versuch ALB5-6-BT-D1 einen Anstieg der Energie durch den 2. Impakt auf 128 J.

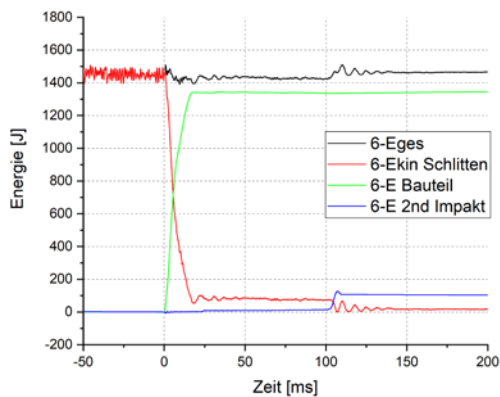


Abbildung 5-26 Energiebilanz 6-GJS 500

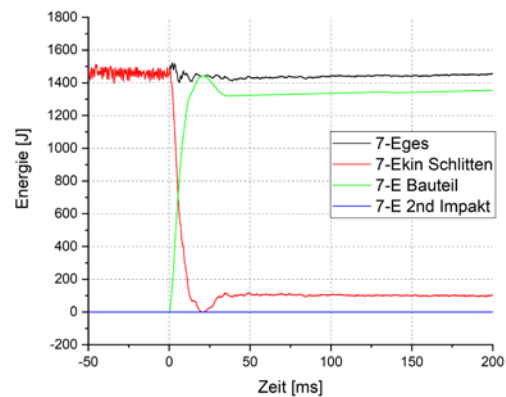


Abbildung 5-27 Energiebilanz 7-GJS 500

Die Abgabe der elastischen Energie nach dem Versuch ist in Abbildung 5-28 über die kinetische Energie nach dem Versuch dargestellt. Darüber hinaus sind für jeden Versuch die maximal aufgenommene Energie und die eingebrachte Energie dargestellt.

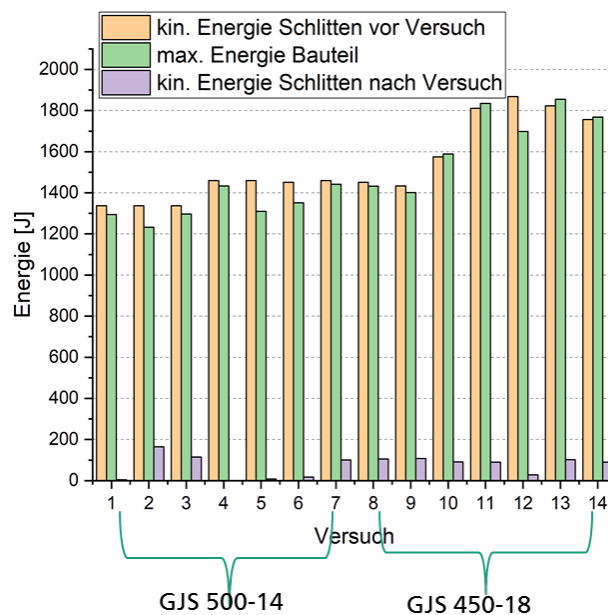


Abbildung 5-28: Energieaufnahme Bauteile

5.3 Modellvalidierung (IWM)

Die neuen Werkstoff- und Versagensmodelle wurden durch Simulation der unter verschiedenen Belastungsgeschwindigkeiten durchgeführten Komponentenversuche überprüft. Die resultierenden globalen und lokalen Ergebnisse wurden mit experimentellen Ergebnissen verglichen. Gießsimulationen und CT-Untersuchungen wurden bei Industriepartnern zur Bestimmung von Porositäts- bzw. Kugelgraphitverteilungen durchgeführt. Zur Reduzierung des Aufwands für die

Bestimmung von Versagensparametern von weiteren Gusseisenvarianten wird ein analytischer Ansatz für die Versagensfläche abgeleitet und die minimal notwendigen Probenversuche für die Ermittlung von Stützpunkten werden vorgeschlagen.

5.3.1 Erstellung und Optimierung von FE-Modellen

FE-Modelle für Komponentenversuche unter verschiedenen Belastungsgeschwindigkeiten wurden auf Basis von CAD-Files mit Tetraeder-Elementen (Tet Elform 13) erstellt. Zwei Komponentenmodelle mit unterschiedlichen Elementkantenlängen (1 mm und 3 mm) wurden für die Modellierung der Konsole zur Verfügung gestellt. Jedem Versuchsaufbau entsprechend wurden der Stempel bzw. der Schlitten, die Lagerung der Konsole und die Kontaktstellen modelliert. Durch Vorausrechnungen mit diesen Komponentenmodellen wurden die Versuchsaufbauten optimiert.

Abbildung 5-29 zeigt das FE-Modell für die statischen Bauteilversuche an Konsolen mit einer Elementkantenlänge von 3 mm. Die Verteilungen der effektiven Elementgröße in den beiden FE-Modellen mit der Elementkantenlänge von 1 mm bzw. 3 mm sind in Abbildung 5-30 und Abbildung 5-31 dargestellt. Da die effektive Elementgröße aus dem zugehörigen Elementvolumen berechnet wurde, ist der Wert bei den Tetraeder-Elementen deutlich kleiner als die Elementkantenlänge. Für die Kalibrierung der Elementgrößenabhängigkeit der Versagensparameter wurde die effektive Elementgröße im Versagensmodell GISSMO in LS-Dyna verwendet.

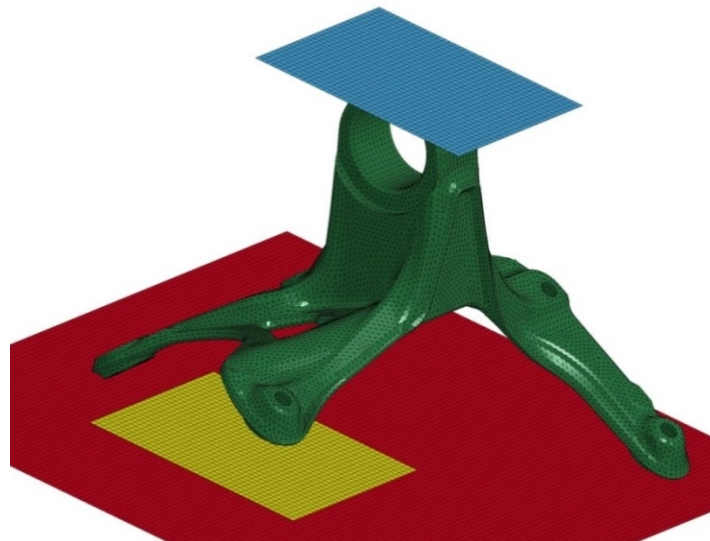


Abbildung 5-29:FE-Modell für statische Komponentenversuche an Konsole

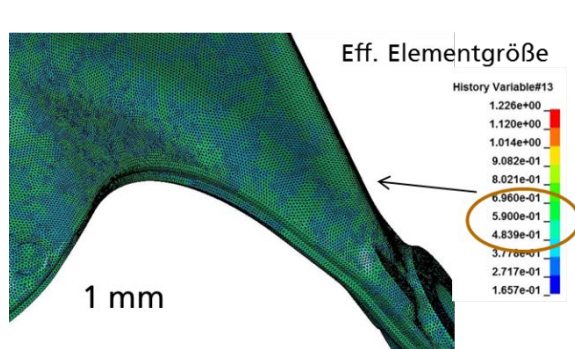


Abbildung 5-30: Effektive Elementgröße im FE-Modell für Konsole mit Elementkantenlänge von 1 mm

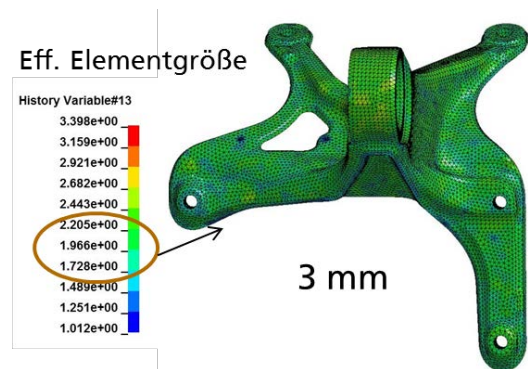


Abbildung 5-31: Effektive Elementgröße im FE-Modell für Konsole mit Elementkantenlänge von 3 mm

Das FE-Modell für dynamische Komponentenversuche ist in Abbildung 5-32 dargestellt. Entsprechend dem jeweiligen Experimentaufbau wurden die jeweiligen Massen des Schlittens von 273 kg, 300 kg und 343 kg und die Belastungsgeschwindigkeit von 3,25 m/s definiert. Die berechnete gesamte Kraft ist die Summe der an den vier Stützpunkten berechneten Reaktionskräfte.

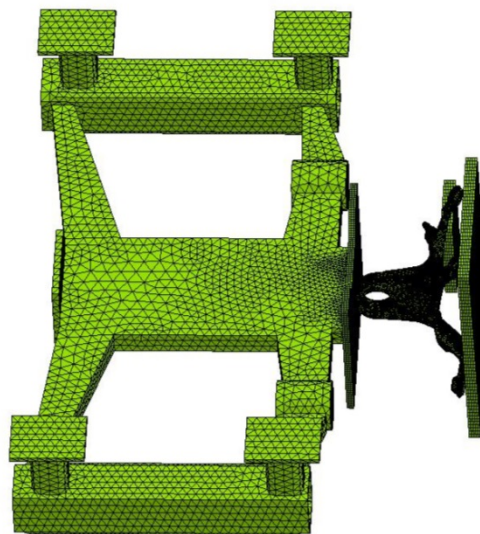


Abbildung 5-32: FE-Modell für dynamische Komponentenversuche an Konsole

5.3.2 Modellparameter für Komponentensimulation

Zur Simulation von Komponentenversuchen an Konsolen wurden zuerst die mechanischen Eigenschaften in den Konsolen durch statische Zugversuche an Glattzugproben aus verschiedenen Stellen ermittelt. Danach wurden die Materialkarten aus den Proben aus der Y-Probe anhand der neuen Ergebnisse leicht modifiziert. Die Elementgrößenabhängigkeit der Versagensparameter wurde durch inverse Simulationen von Großzugversuchen mit FE-Modellen aus verschiedenen Elementgrößen kalibriert.

5.3.2.1 Zugversuche an Proben aus Konsolen

Rundzugproben wurden an 6 Positionen in der Konsole von GJS-450-18 und an 2 Positionen von GJS-500-14 entnommen (Abbildung 5-33, Abbildung 5-34). Die Probengeometrie mit dem Durchmesser von 4 mm ist identisch wie die aus der Y-Probe.

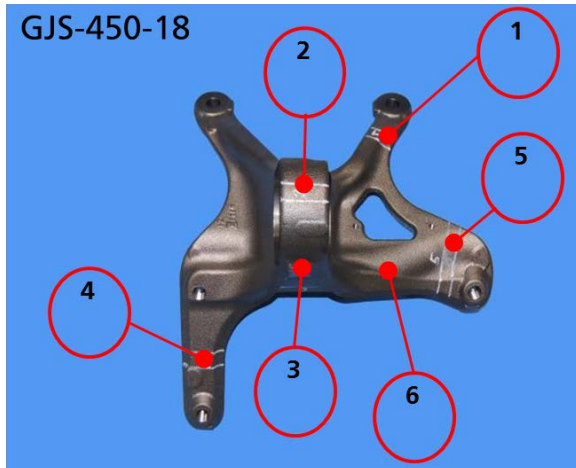


Abbildung 5-33: Entnahmepositionen für Rundzugproben aus Konsole von GJS-450-18



Abbildung 5-34: Entnahmepositionen für Rundzugproben aus Konsole von GJS-500-14

Die technischen und wahren Spannungs-Dehnungskurven aus 6 Positionen in der Konsole von GJS-450-18 sind in Abbildung 5-35 und Abbildung 5-36 dargestellt. Die Positionen 1, 5 und 6 zeigen ähnliche mechanische Eigenschaften. Die Position 2 liefert die niedrigsten Fließspannungen und etwas niedrigere Bruchdehnungen.

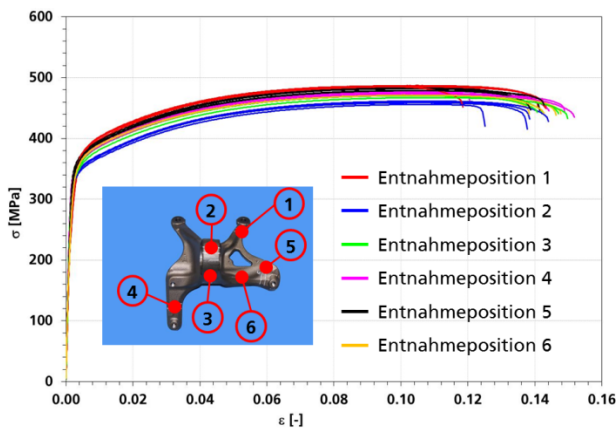


Abbildung 5-35: Technische Spannungs-Dehnungskurven für 6 Positionen in Konsole von GJS-450-18

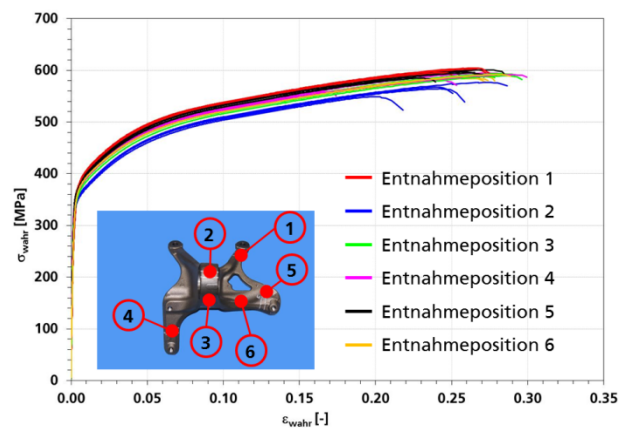


Abbildung 5-36: Wahre Spannungs-Dehnungskurven für 6 Positionen in Konsole von GJS-450-18

Abbildung 5-37 vergleicht die technischen Spannungs-Dehnungskurven aus der Konsole mit denen aus der Y-Probe von GJS-450-18. Offensichtlich liegen die Streckgrenzen und die Zugfestigkeiten aus Proben der Konsole deutlich über denen der Y-Probe und die Bruchdehnungen für die Konsole sind deutlich kleiner als die für die Y-Probe. Vergleicht man die technischen Kennwerte in Tabelle 5-7 und Tabelle 5-8 (Konsole) mit den Werten in Tabelle 3-2 (Y-Probe), werden die Effekte quantitativ erkennbar. Die Ursache für die unterschiedlichen Eigenschaften bei der gleichen

Werkstoffvariante kann nur durch weitere Mikrostrukturuntersuchungen gefunden werden.

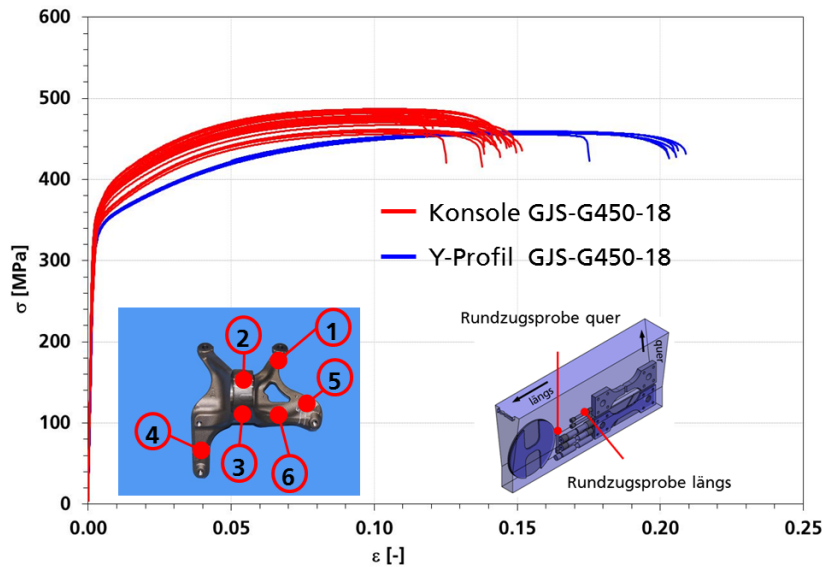


Abbildung 5-37: Vergleich der technischen Spannungs-Dehnungskurven aus der Konsole und der Y-Probe von GJS-450-18

Position 1	Probennummer	R _{p0,2} [MPa]	R _m [MPa]	A ₅ [%]	Z [%]
	ALB4-1L-Rz-S1	364	487	13.9	23.9
	ALB4-2L-Rz-S1	365	486	14.1	24.0
	ALB4-3L-Rz-S1	353	485	14.1	23.5
	ALB4-4L-Rz-S1	361	486	11.6	25.3
	Mittelwert	361	486	13.4	24.2
Standardabweichung	5	1	1.2	0.8	

Position 2	Probennummer	R _{p0,2} [MPa]	R _m [MPa]	A ₅ [%]	Z [%]
	ALB4-1L-Rz-S2	344	460	13.6	24.6
	ALB4-2L-Rz-S2	345	461	14.2	25.8
	ALB4-3L-Rz-S2	343	459	13.6	23.4
	ALB4-4L-Rz-S2	341	456	12.3	23.8
	Mittelwert	343	459	13.4	24.4
Standardabweichung	2	2	0.8	1.1	

Position 3	Probennummer	R _{p0,2} [MPa]	R _m [MPa]	A ₅ [%]	Z [%]
	ALB4-1L-Rz-S3	352	473	14.0	25.3
	ALB4-2L-Rz-S3	349	474	14.5	24.6
	ALB4-3L-Rz-S3	350	470	13.9	24.8
	ALB4-4L-Rz-S3	344	467	14.8	25.7
	Mittelwert	349	471	14.3	25.1
Standardabweichung	3	3	0.4	0.5	

Tabelle 5-7: Technische Kennwerte für Position 1-3 in Konsole von GJS-450-18

Position 4	Probennummer	R _{p0,2} [MPa]	R _m [MPa]	A ₅ [%]	Z [%]
	ALB4-1L-Rz-S4	362	477	14.1	25.6
	ALB4-2L-Rz-S4	359	476	11.8	18.8
	ALB4-3L-Rz-S4	357	474	14.7	24.3
	ALB4-4L-Rz-S4	354	472	15.0	26.4
	Mittelwert	358	475	13.9	23.8
Standardabweichung	3	2	1.4	3.4	

Position 5	Probennummer	R _{p0,2} [MPa]	R _m [MPa]	A ₅ [%]	Z [%]
	ALB4-1L-Rz-S5	362	482	13.9	25.5
	ALB4-2L-Rz-S5	364	483	13.8	21.1
	ALB4-3L-Rz-S5	361	479	13.7	24.8
	ALB4-4L-Rz-S5	360	479	14.1	24.4
	Mittelwert	362	481	13.9	24.0
Standardabweichung	2	2	0.2	2.0	

Position 6	Probennummer	R _{p0,2} [MPa]	R _m [MPa]	A ₅ [%]	Z [%]
	ALB4-1L-Rz-S6	357	472	13.7	25.3
	ALB4-2L-Rz-S6	357	473	14.5	24.1
	ALB4-3L-Rz-S6	358	472	14.5	24.1
	ALB4-4L-Rz-S6	356	471	14.0	25.5
	Mittelwert	357	472	14.2	24.8
Standardabweichung	1	1	0.4	0.8	

Tabelle 5-8: Technische Kennwerte für Position 4-6 in Konsole von GJS-450-18

Abbildung 5-38 vergleicht die technischen Spannungs-Dehnungskurven aus der Konsole von GJS-450-18 und GJS-500-14. Die Verläufe der Kurven der beiden Werkstoffe sind ähnlich. Wie bei der Y-Probe ist die Fließspannung von GJS-500-14

größer und die Bruchdehnung kleiner als die von GJS-450-18. Tabelle 5-9 zeigt die technischen Kennwerte für Position 4 und 6 in Konsole von GJS-500-14.

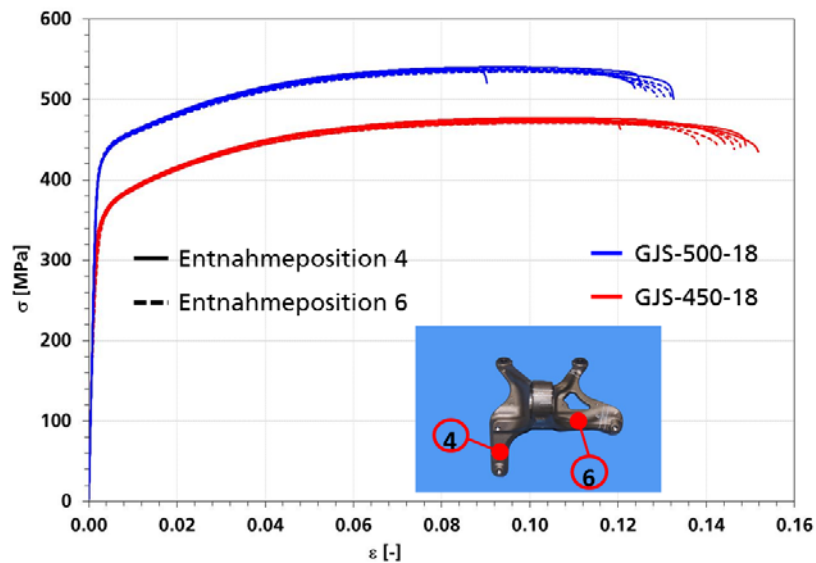


Abbildung 5-38: Vergleich der technischen Spannungs-Dehnungskurven aus den Konsolen von GJS-450-18 und GJS-500-14

Position 4	Probennummer	R _{p0,2} [MPa]	R _m [MPa]	A ₅ [%]	Z [%]
	ALB5-1L-Rz-S4	434	540	12.3	16.9
	ALB5-2L-Rz-S4	432	537	13.1	20.7
	ALB5-3L-Rz-S4	432	537	8.8	13.2
	ALB5-4L-Rz-S4	432	536	12.2	23.9
	Mittelwert	433	538	11.6	18.7
Standardabweichung	1	2	1.9	4.6	

Position 6	Probennummer	R _{p0,2} [MPa]	R _m [MPa]	A ₅ [%]	Z [%]
	ALB5-1L-Rz-S6	435	539	12.7	22.3
	ALB5-2L-Rz-S6	432	536	12.9	24.5
	ALB5-3L-Rz-S6	434	537	12.4	23.6
	ALB5-4L-Rz-S6	431	534	13.0	22.9
	Mittelwert	433	537	12.8	23.3
Standardabweichung	2	2	0.3	0.9	

Tabelle 5-9: Technische Kennwerte für Position 4 und 6 in Konsole von GJS-500-14

In Abbildung 5-39 sind die technischen Spannungs-Dehnungskurven aus der Konsole und der Y-Probe von GJS-450-18 und GJS-500-14 zusammengestellt. Es ist klar zu erkennen, dass die mechanischen Eigenschaften in den Konsolen deutlich von denen in den Y-Proben abweichen. Deswegen wurden die Materialkarten für die Komponentensimulationen anhand der Ergebnisse der Zugversuche an den Proben

aus den Konsolen angepasst. Die Einflüsse der Mehrachsigkeit auf das Verformungsverhalten wurden aus den Ergebnissen aus den Y-Proben übernommen.

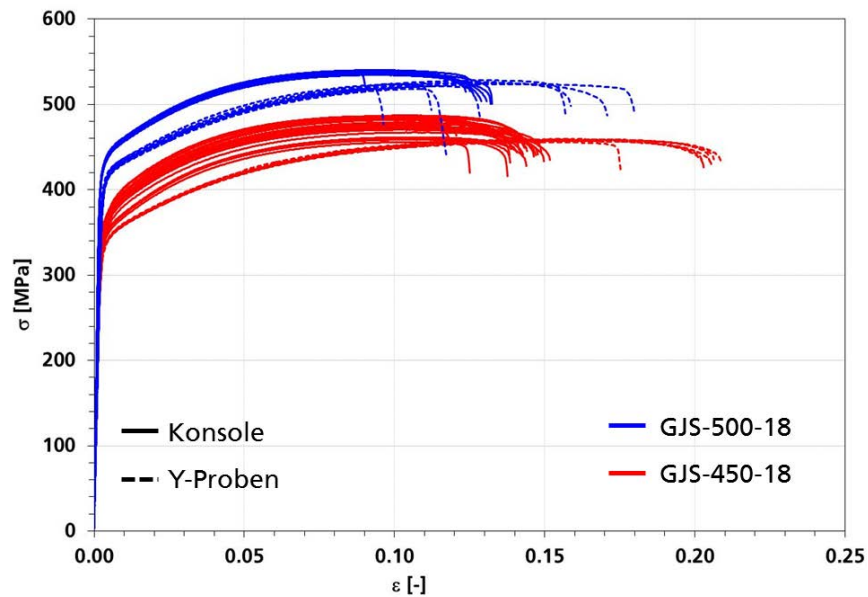


Abbildung 5-39: Vergleich der technischen Spannungs-Dehnungskurven aus der Konsole und der Y-Probe von GJS-450-18 und GJS-500-14

Abbildung 5-40 zeigt, dass die für Komponentensimulation angepassten Materialkarten für MAT_24 und MAT_187 die Ergebnisse der Zugversuche an Proben aus unterschiedlichen Positionen in der Konsole gut wiedergeben.

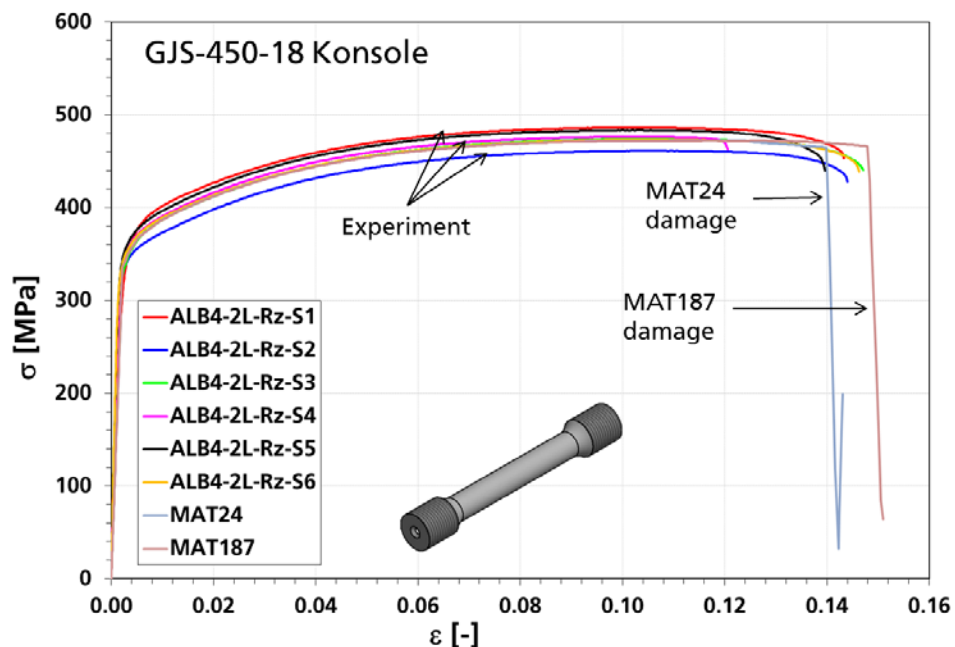


Abbildung 5-40: Vergleich der gemessenen und berechneten technischen Spannungs-Dehnungskurven von Glattzugproben aus der Konsole GJS-450-18 unter statischer Belastung

Die Versagensparameter für GJS-500-14 wurden durch Kalibrierung der Versagensparameter von GJS-450-18 auf Basis der Ergebnisse aus den Konsolen erhalten. Abbildung 5-41 zeigt, dass die gemessenen technischen Spannungs-Dehnungskurven von Glattzugproben aus der Konsole aus GJS-500-14 unter statischer Belastung von den beiden verwendeten Werkstoffmodellen (MAT24 und MAT187) in Kombination mit den Versagensparametern wiedergegeben werden.

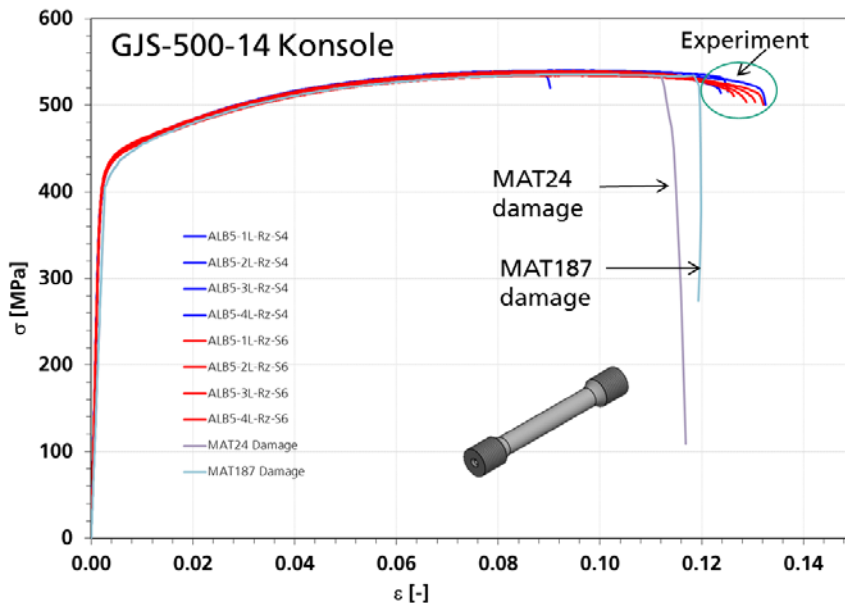


Abbildung 5-41: Vergleich der gemessenen und berechneten technischen Spannungs-Dehnungskurven von Glattzugproben aus der Konsole GJS-500-14 unter statischer Belastung

Für die Simulation von statischen und dynamischen Bauteilversuchen wurde angenommen, dass die Dehnratenabhängigkeit der Spannungs-Dehnungskurven für die Konsole gleich wie für die Y-Probe ist und die Versagensparameter von der Dehnratenrate unabhängig sind.

5.3.2.2 Gießsimulation und Mikrostrukturuntersuchung an Konsolen

Zur Identifizierung der Mikrostruktur in der Konsole und Aufklärung der Ortsabhängigkeit der mechanischen Eigenschaften wurden Gießsimulationen bei der Firma MAGMASOFT und Mikrostrukturuntersuchungen bei der Firma Georg Fischer durchgeführt. Abbildung 5-42 und Abbildung 5-43 zeigen die bei MAGMASOFT berechnete Graphitkugelanzahl pro mm^2 und die Graphitkugeldurchmesser in μm in der Konsole von GJS-450-18 bei verschiedenen Positionen. Die beiden Werte sind von der Position abhängig.

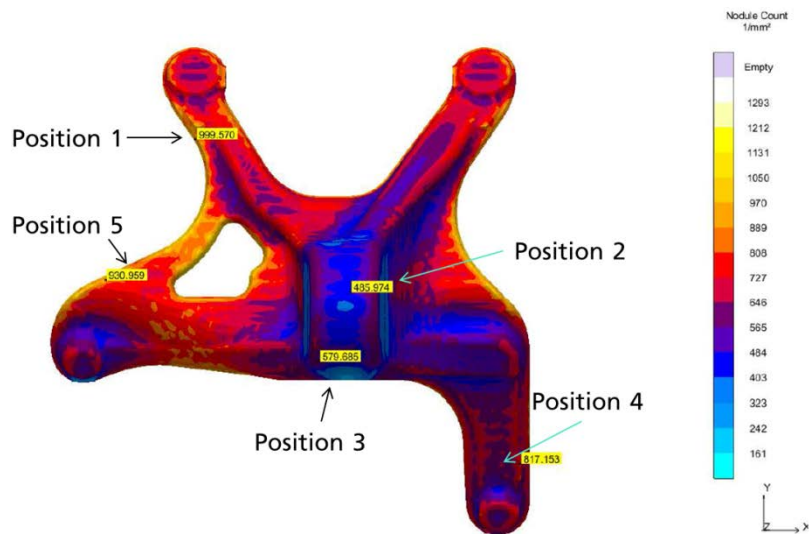


Abbildung 5-42: Bei MAGMASOFT berechnete Graphitkugelanzahl in der Konsole von GJS-450-18

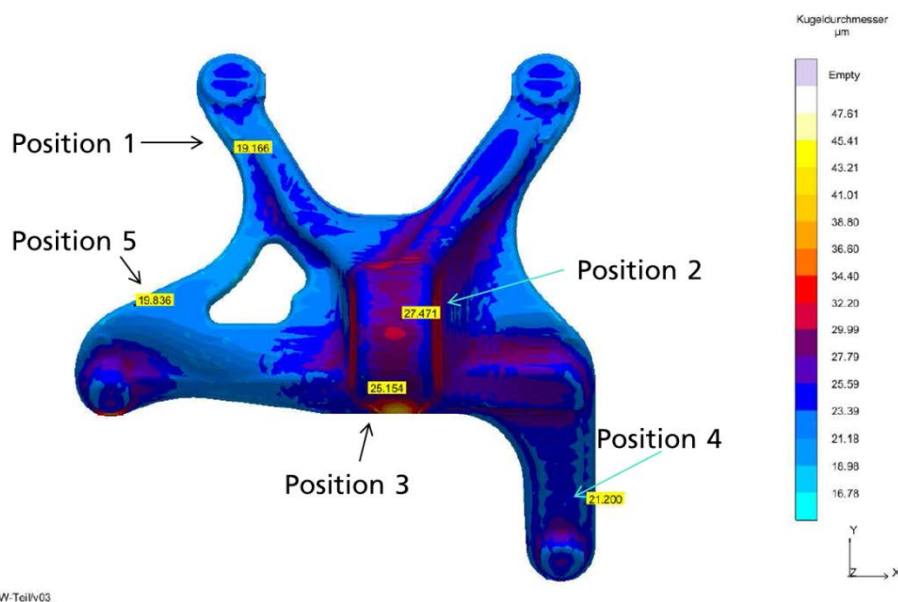
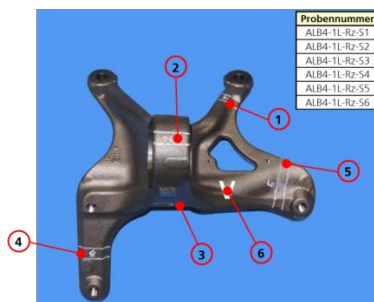


Abbildung 5-43: Bei MAGMASOFT berechneter Graphitkugeldurchmesser in der Konsole von GJS-450-18

Abbildung 5-44 zeigt die bei Georg Fischer gemessenen entsprechenden Werte. Die Simulationsergebnisse stimmen mit den Messwerten gut überein. In Abbildung 5-44 sind die mechanischen Kennwerte für die entsprechenden Probenentnahmepositionen auch eingetragen. Offensichtlich nehmen die Streckgrenze und die Zugfestigkeit mit zunehmendem Kugeldurchmesser ab.



	R _{p02} [MPa]	R _m [MPa]	A ₅ [%]	Z [%]	Graphitanteil [%]	Graphitkugelzahl [1/mm ²]	Kugelgraphit-Durchmesser [μm]
Pos. 1	361	486	13.4	24.2	12	1037	19.166
Pos. 2	343	459	13.4	24.4	11.3	487	27.471
Pos. 3	349	471	14.3	25.1	11.4	758	25.154
Pos. 4	358	475	13.9	23.8	11.5	884	21.2
Pos. 5	362	481	13.9	24	11.9	936	19.836
Pos. 6	357	472	14.2	24.8			

Abbildung 5-44: Gemessene Graphitanteile, Graphitkugelzahl und Kugelgraphitdurchmesser für verschiedene Positionen in Konsole von GJS-450-18 von Georg Fischer

5.3.2.3 Kalibrierung der Elementgrößenabhängigkeit der Versagensparameter

Da Versagensparameter für die Crashsimulation von der Elementgröße abhängig sind und Komponentenmodelle aus deutlich größeren Elementen (Kantenlänge zwischen 1 und 4 mm) als die für Probenmodelle (Kantenlänge von ca. 0,25 mm) bestehen, müssen die Einflüsse der Elementgröße auf die Versagensparameter kalibriert werden. Abbildung 5-45 vergleicht die berechneten Verteilungen der plastischen Vergleichsdehnung in einer glatten Rundzugprobe und in einer glatten Großflachzugprobe beim Bruch von GJS-450-18 mit unterschiedlichen Elementgrößen. Das FE-Modell für die große Flachzugprobe mit einer Elementkantenlänge von 2 mm kann bis zur gemessenen Bruchverschiebung nur eine leichte Einschnürung voraussagen und die berechnete lokale maximale Vergleichsdehnung beträgt nur 64% des Werts aus dem feinen Modell mit der Elementkantenlänge von 0.25 mm.

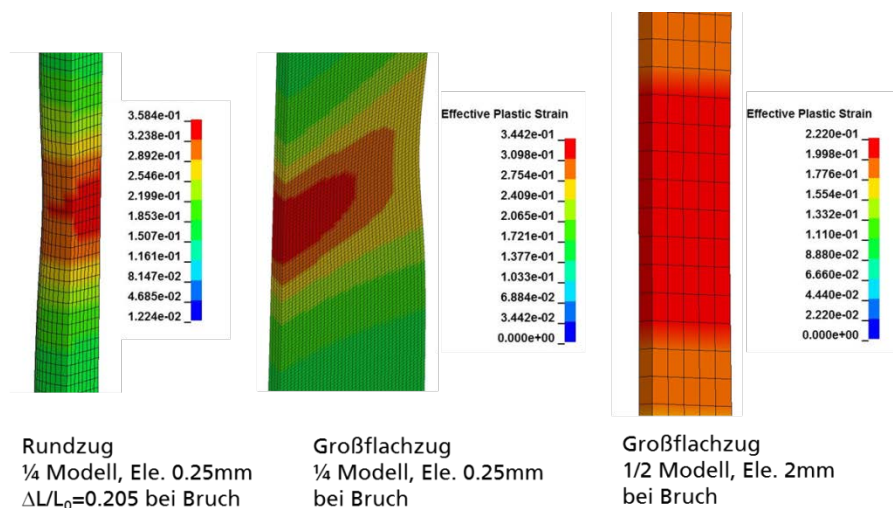


Abbildung 5-45: Berechnete Verteilungen der plastischen Vergleichsdehnung in einer glatten Rundzugprobe und in einer glatten Großflachzugprobe beim Bruch von GJS-450-18

Die glatten Großflachzugproben wurden mit 5 FE-Modellen mit unterschiedlichen Elementkantenlängen (0.25 mm, 0.5 mm, 1 mm, 2 mm und 5 mm) mit MAT_24 simuliert, wobei jeweils die gleichen Versagensparameter verwendet wurden. Abbildung 5-46 vergleicht die berechneten technischen Spannungs-Dehnungskurven

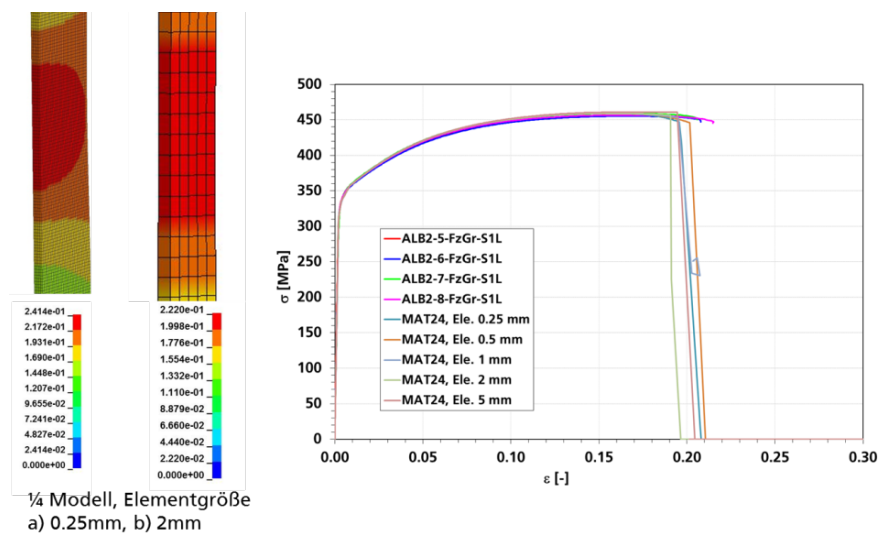


Abbildung 5-47: Berechnete technische Spannungs-Dehnungskurven einer statischen glatten Großflächzugprobe von GJS-450-18 nach Kalibrierung der Elementgrößenabhängigkeit der Versagensparameter für Hexaeder-Elemente

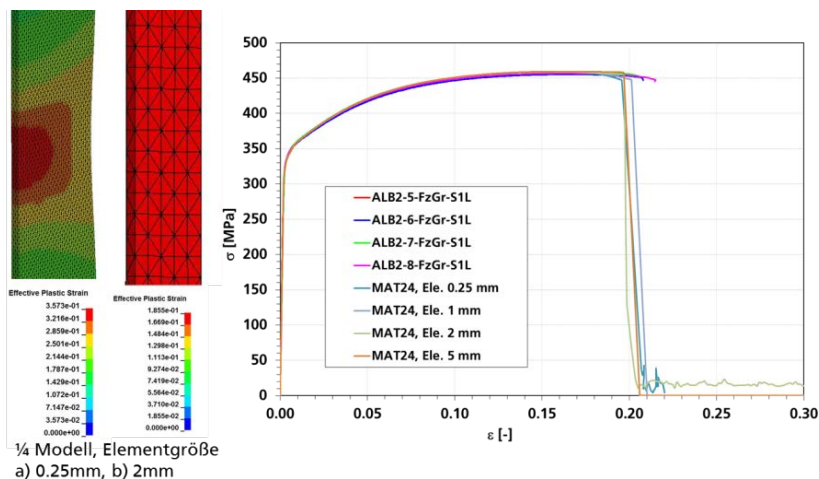


Abbildung 5-48: Berechnete technische Spannungs-Dehnungskurven einer statischen glatten Großflächzugprobe von GJS-450-18 nach Kalibrierung der Elementgrößenabhängigkeit der Versagensparameter für Tetraeder-Elemente

Die Elementgrößenabhängigkeit der Versagensparameter kann auch vom Elementtyp abhängen. Abbildung 5-49 vergleicht die Kalibrierungsfaktoren für Hexaeder- und Tetraeder-Elemente aus den inversen Simulationen von glatten Großflächzugproben. Der Einfluss des Elementtyps auf den Kalibrierungsfaktor ist in diesem Fall relativ klein. Die in Abbildung 5-49 dargestellten Kurven wurden für die Bauteilsimulationen der beiden Werkstoffe GJS-450-18 und GJS-500-14 verwendet.

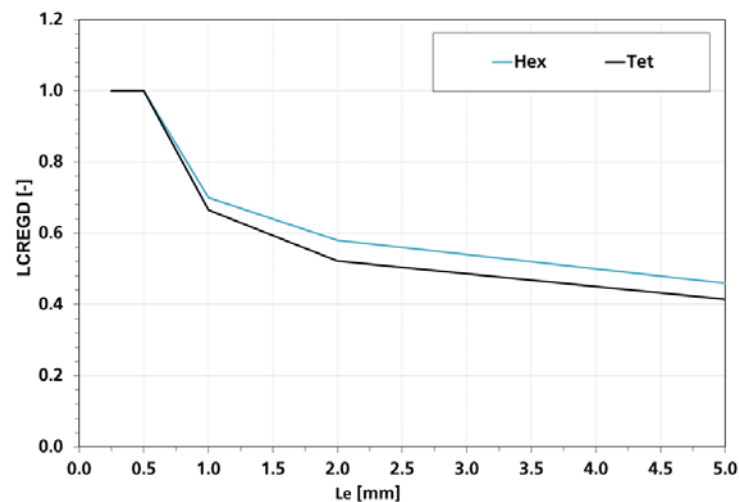


Abbildung 5-49: Faktor zur Kalibrierung der Bruchdehnung als Funktion der Elementgröße für zwei Elementtypen (Hexaeder, Tetraeder) aus inversen Simulationen von glatten Großflächzugproben

5.3.3 Simulation der Komponentenversuche

Die statischen und dynamischen Komponentensimulationen an Konsolen wurden mit den Werkstoffmodellen MAT_24 und MAT_187 in Verbindung mit dem entsprechenden Versagensmodell durchgeführt. Wie in 5.3.2.1 erwähnt, wurden die statischen Spannungs-Dehnungskurven der Zugproben aus der Konsole als Basisdaten benutzt und die Dehnratenabhängigkeit der Fließspannung von den Untersuchungen an der Y-Probe übernommen. Dabei wurden die Versagensparameter durch Skalierung der Versagensflächen von GJS-450-18 ermittelt.

Die berechneten Kraft-Verschiebungskurven der statischen Komponentenversuche an der Konsole werden in Abbildung 5-50 mit den experimentellen Ergebnissen verglichen. Die Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment ist bei den beiden Materialmodellen gut. Das Materialmodell MAT_187 liefert eine höhere Kraft als MAT_24. Die berechnete Schädigungsinitiierung und Versagensstelle stimmen ebenfalls mit den experimentellen Beobachtungen überein. Die Verteilungen der plastischen Vergleichsdehnung, der Mehrachsigkeit und des Lode-Parameters sind in Abbildung 5-51 bis Abbildung 5-53 dargestellt.

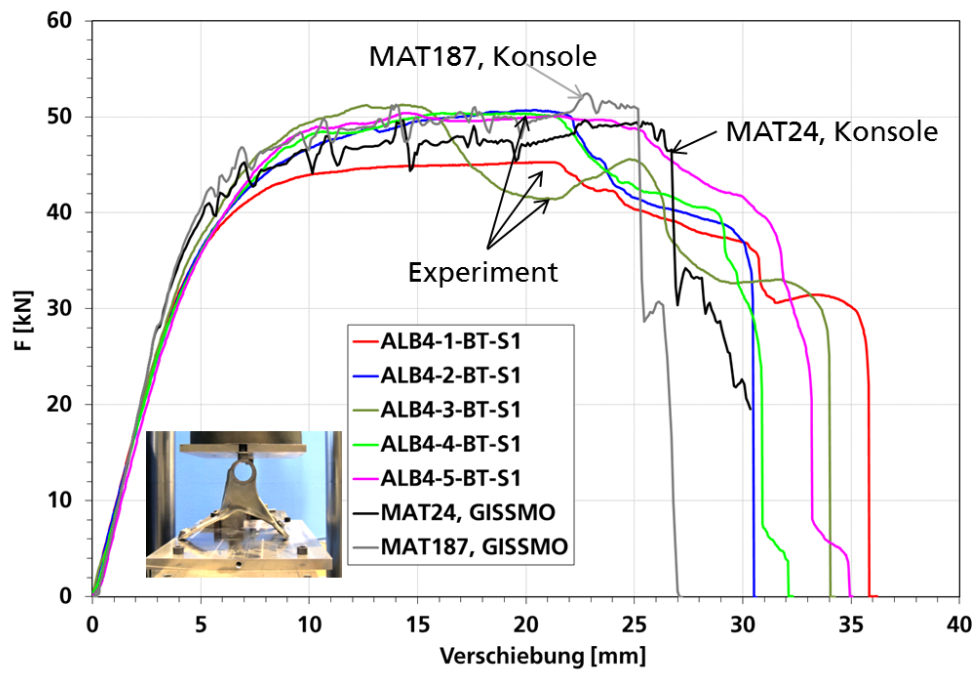


Abbildung 5-50: Berechnete Kraft-Verschiebungskurven der statischen Komponentenversuche an Konsole aus GJS-450-18 mit MAT_24 und MAT_187 im Vergleich mit den Versuchsdaten

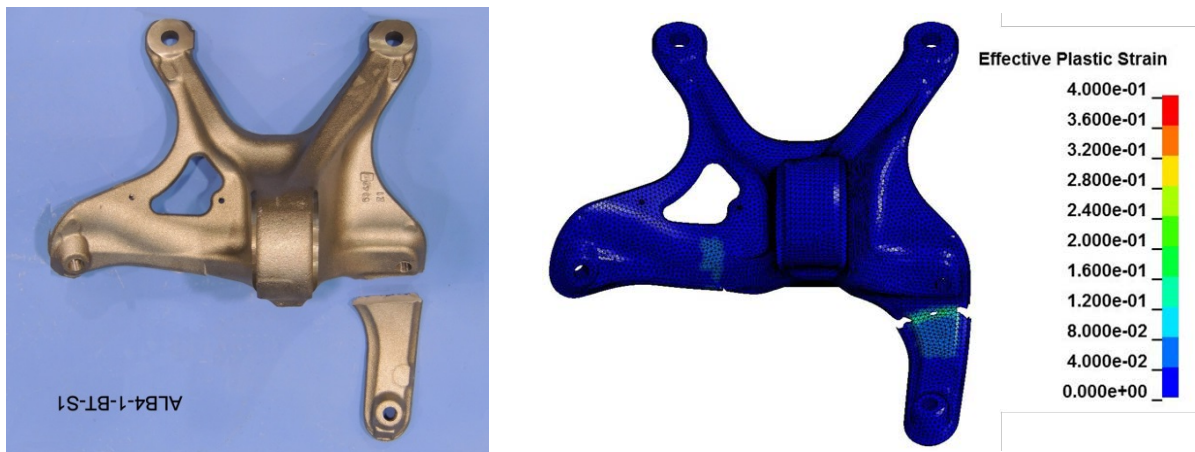


Abbildung 5-51: Versagensbild der Konsole im statischen Experiment (links) und im Modell (rechts) mit der berechneten Verteilung der plastischen Vergleichsdehnung aus MAT_24

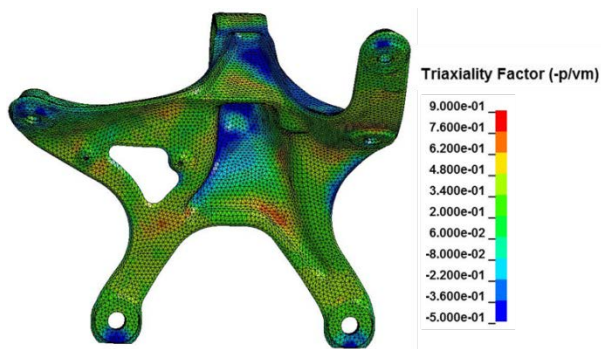


Abbildung 5-52: Berechnete Mehrachsigkeit in der Konsole von GJS-450-18

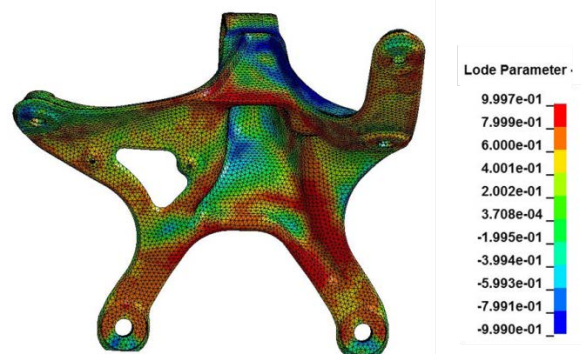


Abbildung 5-53: Berechneter Lode-Parameter in der Konsole von GJS-450-18

Abbildung 5-54 vergleicht die berechneten Kraft-Verschiebungskurven der dynamischen Komponententests an Konsole aus GJS-450-18 mit MAT_24 und MAT_187 mit den Versuchsdaten. Die Übereinstimmungen zwischen Experiment und Numerik sind angesichts des komplexen Versuchsaufbaus sehr gut. Nur die Spitzenkräfte am Anfang der Belastung wurden von den Modellen überschätzt. Das könnte auch an unterschiedlichen Sequenzen bei der Aufnahme der Kraftsignale beim Versuch und der Simulation liegen. Die berechneten Versagensstellen stimmen mit der experimentellen Beobachtung gut überein (Abbildung 5-55).

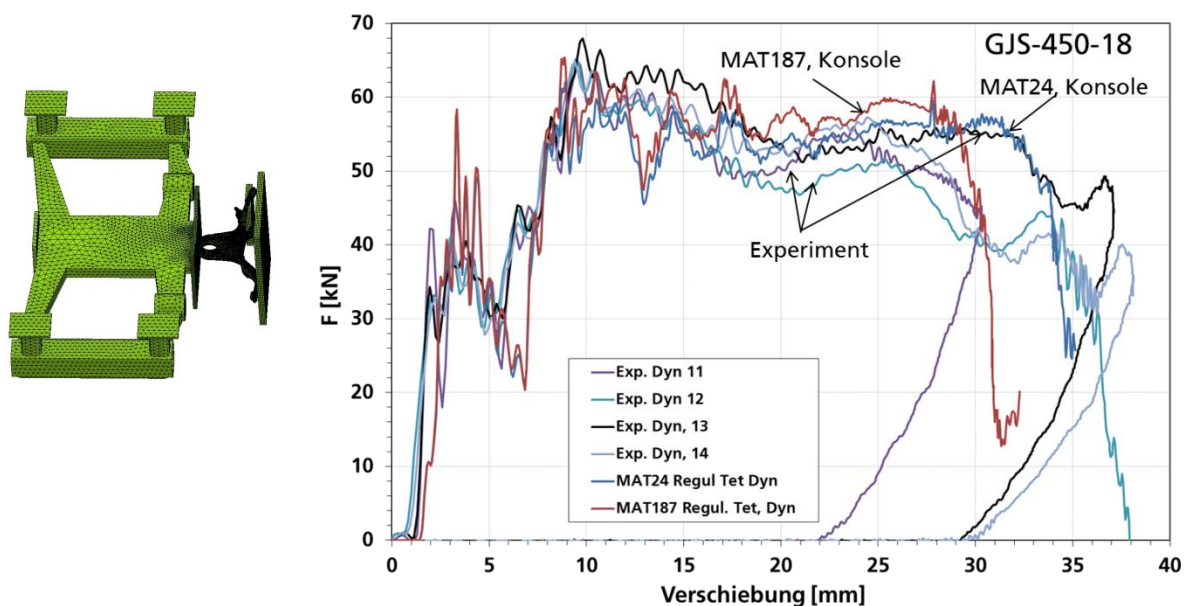


Abbildung 5-54: Berechnete Kraft-Verschiebungskurven der dynamischen Komponententests an Konsole aus GJS-450-18 mit MAT_24 und MAT_187 im Vergleich mit den Versuchsdaten

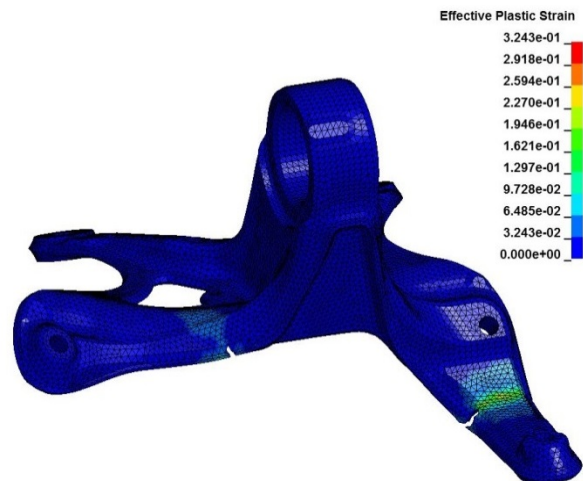


Abbildung 5-55: Versagensbild der Konsole im dynamischen Experiment (links) und im Modell (rechts) mit der berechneten Verteilung der plastischen Vergleichsdehnung aus MAT_24

Die Verteilungen der Mehrachsigkeit und des Lode-Parameters in der Konsole unter dynamischer Belastung sind in Abbildung 5-56 und Abbildung 5-57 dargestellt. Zur Identifizierung des für Versagen relevanten Spannungszustands wurden zwei kritische Elemente im Modell der Konsole ausgewählt und die Entwicklung der plastischen Vergleichsdehnung, der Mehrachsigkeit und des Lode-Parameters in Abbildung 5-58 bis Abbildung 5-60 dargestellt. Die Mehrachsigkeit in den beiden Elementen ist um 0.4 und der Lode-Parameter um 0.95. Die Dehnrate im kritischen Element erreicht beim Versagensbeginn (bei ca. 12,7 ms) einen Wert von ca. 450 1/s.

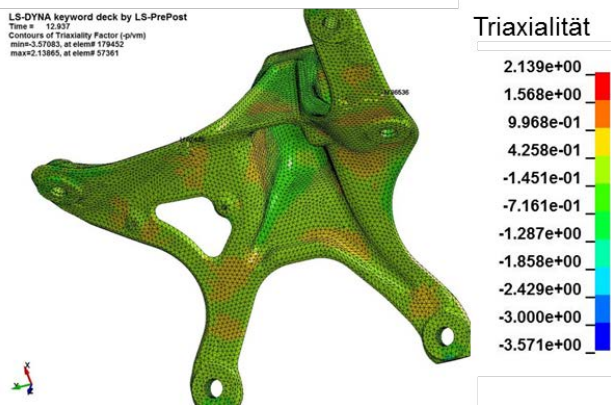


Abbildung 5-56: Berechnete Mehrachsigkeit in der Konsole von GJS-450-18 unter dynamischer Belastung aus MAT_24

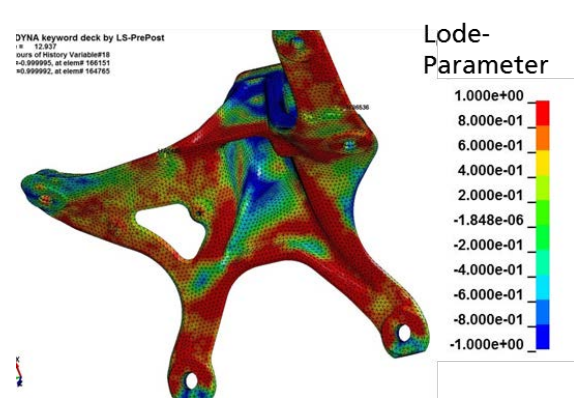


Abbildung 5-57: Berechneter Lode-Parameter in der Konsole von GJS-450-18 unter dynamischer Belastung aus MAT_24

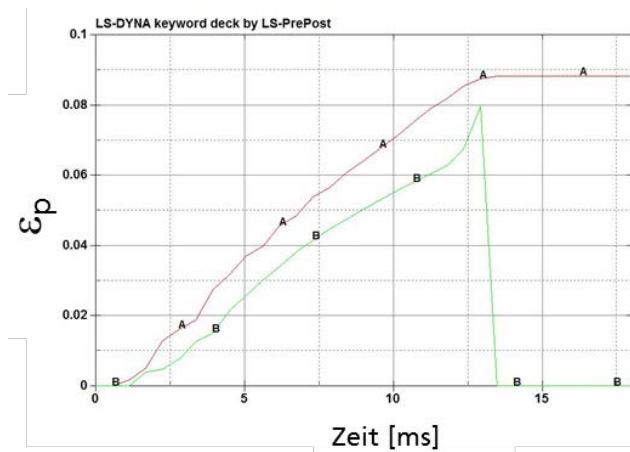


Abbildung 5-58: Entwicklung der plastischen Dehnung in zwei kritischen Elementen der Konsole von GJS-450-18 unter dynamischer Belastung aus MAT_24

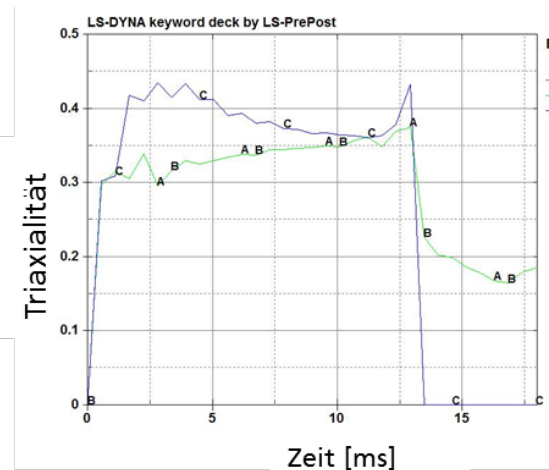


Abbildung 5-59: Entwicklung der Mehrachsigkeit in zwei kritischen Elementen der Konsole von GJS-450-18 unter dynamischer Belastung aus MAT_24

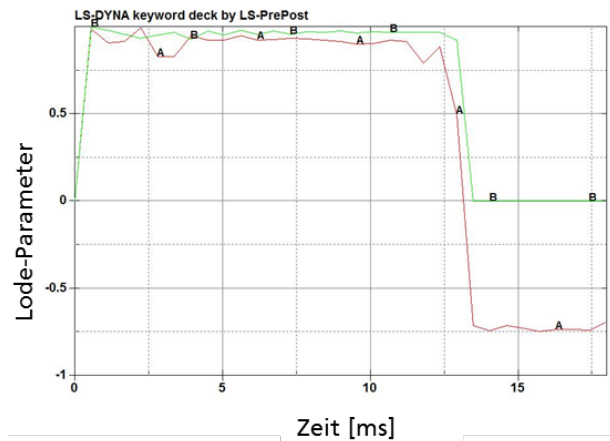


Abbildung 5-60: Entwicklung des Lode-Parameters in zwei kritischen Elementen der Konsole von GJS-450-18 unter dynamischer Belastung aus MAT_24

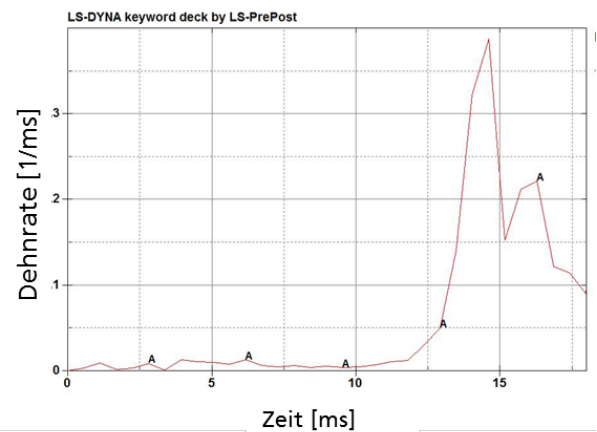


Abbildung 5-61: Entwicklung der Dehnrates in einem kritischen Element der Konsole von GJS-450-18 unter dynamischer Belastung aus MAT_24

Die meisten dynamischen Komponentenversuche an Konsolen aus GJS-500-14 wurden mit einem Schlittengewicht von 273 kg bei einer Belastungsgeschwindigkeit von 3,25 m/s durchgeführt. Im FE-Modell wurden diese Randbedingungen erhalten. Abbildung 5-62 vergleicht die mit MAT_24 und MAT_187 berechneten Kraft-Verschiebungskurven der dynamischen Komponentenversuche an Konsole aus GJS-500-14 mit den Versuchsergebnissen. Die Verläufe der gemessenen Kraft-Verschiebungskurven wurden von den beiden Materialmodellen in Verbindung mit dem Versagensmodell gut vorausgesagt. In den Versuchen wurde festgestellt, dass das Versagen an zwei Stellen stattfinden kann (Abbildung 5-21). Abbildung 5-63 zeigt, dass genau diese zwei Stellen von den Simulationen als Versagenspositionen vorausberechnet wurden.

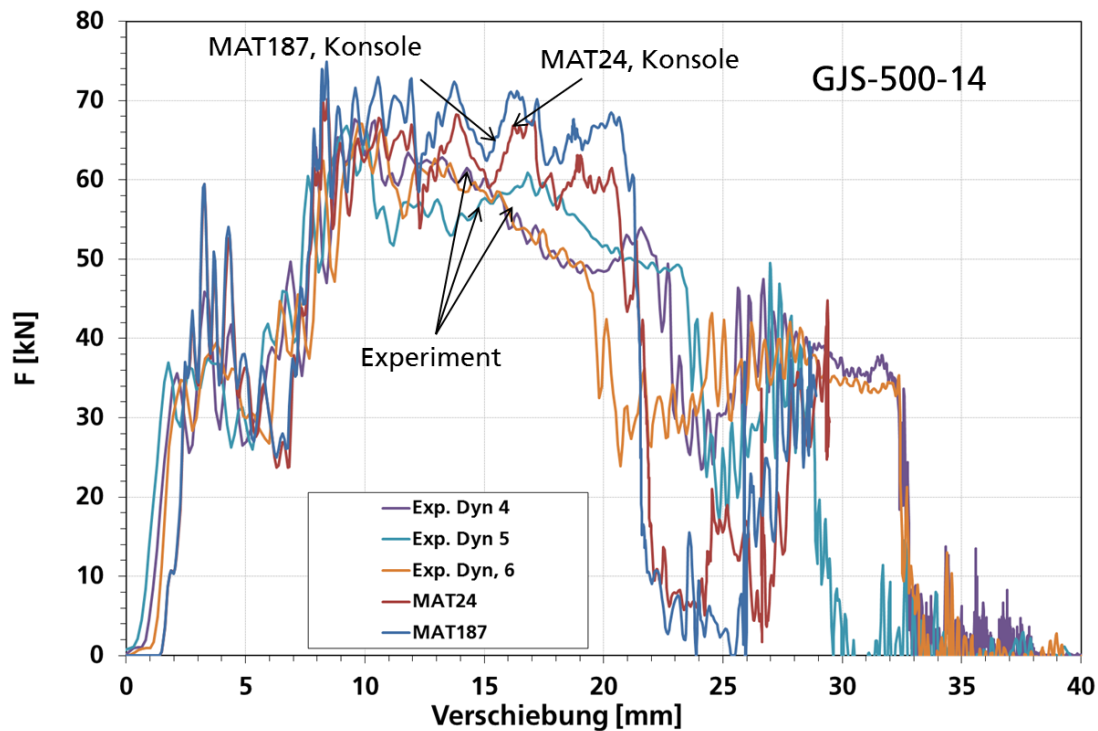


Abbildung 5-62: Berechnete Kraft-Verschiebungskurven der dynamischen Komponententests an Konsole aus GJS-500-14 mit MAT_24 und MAT_187 im Vergleich mit den Versuchsdaten

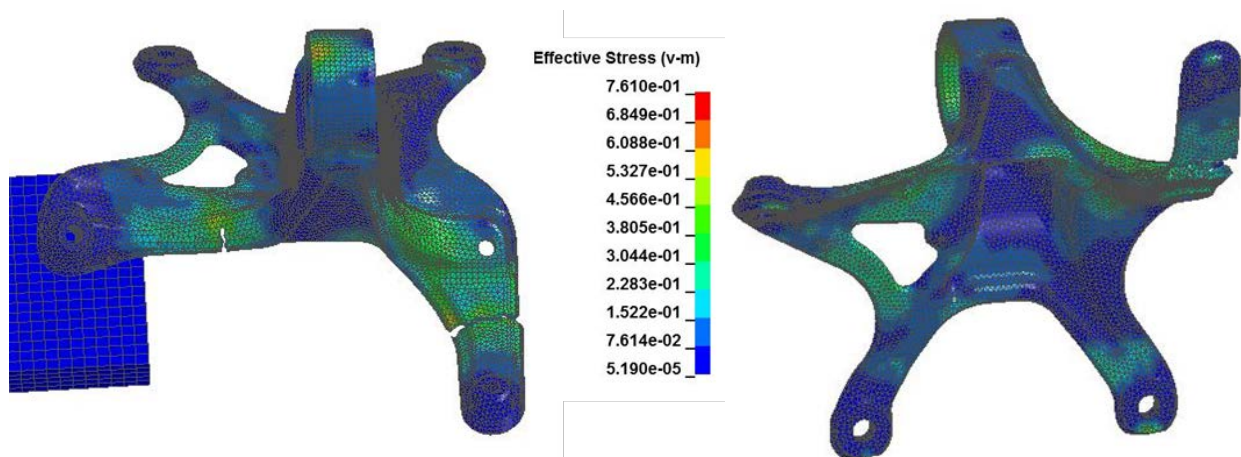


Abbildung 5-63: Berechnete Versagensstellen in der Konsole von GJS-500-14 unter dynamischer Belastung aus MAT_24 mit Verteilung der v Mises-Vergleichsspannung

5.3.4 Vergleich von Modellansätzen und Empfehlung für zukünftige Versagensmodellierung

Durch Simulationen von Probenversuchen unter verschiedenen Spannungszuständen wurde festgestellt, dass das semi-analytische Materialmodell (MAT187) und das User-Materialmodell vom IWM das Verformungsverhalten von Gusseisen mit

Kugelgraphit genau beschreiben können. Das konventionelle von Mises Modell (MAT24) zeigt deutliche Schwächen bei Modellierung der Verformung unter Druck, Scherung und höherer Mehrachsigkeit als einachsigem Zug. Der Einfluss der Dehnrates auf die Fließspannung kann mit einem empirischen Ansatz wie z.B. nach [YU09] gut erfasst werden. Das verwendete Versagensmodell nach [BAI08] bzw. [BAS11] ist für die untersuchten duktilen Gusseisen geeignet. Allerdings muss man bei der Kalibrierung der Einflüsse des Lode-Parameters und der Mehrachsigkeit auf die Bruchdehnung mehrere Probenversuche unter verschiedenen repräsentativen Spannungszuständen durchführen und sorgfältig modellieren. Zur Bestimmung der Einflüsse der Dehnrates auf die Versagensparameter müssen noch weitere systematische Untersuchungen durchgeführt werden, weil die bisherigen Probenversuche keine einheitlichen Aussagen liefern. Bei der Modellierung der Bauteilversuche an Konsolen wurden die wesentlichen Effekte aus den Probensimulationen bestätigt. Allerdings ist der Unterschied im berechneten globalen und lokalen Verhalten zwischen den unterschiedlichen Werkstoffmodellen relativ klein. Das könnte darauf zurückzuführen, dass der Spannungszustand im Bauteil von Ort zu Ort sehr unterschiedlich ist und die Einflüsse der Mehrachsigkeit auf die Fließspannung teilweise kompensiert werden.

Für zukünftige Modellierung des Verformungs- und Versagensverhaltens von duktilen Gusseisen mit Kugelgraphit kann man die folgende Vorgehensweise vorschlagen:

a) Charakterisierung des Verformungs- und Versagensverhaltens:

Glattzug-, Kerbzug- (R1), Druck-, Torsions- oder Scherzug- und Durchstoßversuche sollten unter statischer Belastung durchgeführt werden. Zur Reduzierung des Aufwands können weniger Probentypen z.B. Glattzug-, Kerbzug-R1, Scherzug- und Durchstoßproben unter dynamischer Belastung geprüft werden.

b) Auswahl eines Material- und Versagensmodells:

Das Materialmodell MAT187 (SAMP) in LS-Dyna berücksichtigt die Einflüsse der Mehrachsigkeit auf die Fließspannung und ist geeignet für die Anwendung an Gusseisen mit Kugelgraphit. Das konventionelle von Mises Modell MAT24 benötigt wenige Eingabewerte und kann für eine grobe Abschätzung des Bauteilverhaltens verwendet werden.

Zur Beschreibung der Dehnratesabhängigkeit der plastischen Verformung kann ein empirisches Modell wie z.B. nach [YU09] verwendet werden.

Das Versagensmodell nach Bai-Wierzbicki über GISSMO bietet eine sinnvolle Beschreibung der Einflüsse des Spannungszustands auf das Versagen an und kann mit großer Flexibilität bzgl. Auswahl von Stützpunkten eingesetzt werden.

c) Bestimmung von Modellparametern

Zur Ermittlung der Modellparameter von MAT187 sollten statische wahre Spannungs-Dehnungskurven unter Zug, Druck, Torsion, Biaxialzug und dynamische wahre Spannungs-Dehnungskurven unter Zug durch Experiment und inverse Simulation bestimmt werden.

Die Versagensparameter sollten zunächst unter statischer Belastung anhand von FE-Modellen mit relativ kleinen Elementgrößen z.B. 0.25 mm durch Simulationen von ausgewählten Probenversuchen ermittelt werden. Die Elementgrößenabhängigkeit der Versagensparameter sollte für unterschiedliche Elementtypen

(Hex, Tet) durch Simulation von Probenversuchen z.B. an Großflachzugproben mit unterschiedlichen Elementgrößen kalibriert werden. Zur Bestimmung der Dehnratenabhängigkeit der Versagensparameter müssen verschiedene Probentypen geprüft und simuliert werden. Als erste Annäherung können die statischen Versagensparameter für die Simulation von Bauteilversuchen bei dynamischen Belastungsgeschwindigkeiten verwendet werden.

- d) Überprüfung bzgl. Übertragbarkeit, Prozesseinflüsse und Inhomogenität:
Zur Validierung der verwendeten Material- und Versagensmodelle sind Bauteilversuche unter relevanten Randbedingungen und die entsprechenden Bauteilsimulationen notwendig. Dabei sollte man zuerst prüfen, ob die lokalen mechanischen Eigenschaften in einem Bauteil homogen und mit denen aus dem Charakterisierungsprogramm übereinstimmend sind. Wegen starker Einflüsse von Fertigungsprozessen können sich die Eigenschaften in unterschiedlichen Komponenten aus der gleichen Legierung deutlich unterscheiden. Zur Prüfung der Übertragbarkeit der verwendeten Modelle sollte man sowohl das globale als auch das lokale Verformungs- und Versagensverhalten aus Experiment und Numerik vergleichen und analysieren.

Die Parameter für die Werkstoff- und Versagensmodelle von GJS-500-14 wurden auf Basis der Daten von GJS-450-18 und der zusätzlichen Probenversuche durch eine Skalierung der Fließkurven und der Versagensfläche ermittelt. Bei zukünftiger Ermittlung von Versagensparametern für andere Festigkeitsklassen des duktilen Gusseisens kann man auch diese Methode verwenden. Dazu braucht man eine minimale Anzahl von Probenversuchen z.B. an Glattzug-, Scherzug- und Durchstoßproben. Die vorliegenden Werkstoff- und Versagensmodelle für die zwei Werkstoffvarianten GJS-450-18 und GJS-500-14 können als eine gute Basis zur Ermittlung von Materialkarten für andere Werkstoffvarianten im Bereich des duktilen Gusseisens eingesetzt werden.

6 Zusammenfassung

Die Einflüsse des Spannungszustands auf Verformung und Versagen von GJS-450-18 und GJS-500-14 wurden anhand von Proben aus Y-Proben mit großer Variation der Mehrachsigkeit und des Lode-Parameters unter statischer und dynamischer Belastung charakterisiert und simuliert. Die Mikrostruktur und die Bruchflächen von ausgewählten Proben wurden mit Metallographie und Fraktographie untersucht. Ein direkter Zusammenhang zwischen Gießprozess, Kugelgraphitverteilung und mechanischen Eigenschaften wurde erfasst. Verschiedene Werkstoffmodelle wurden systematisch untersucht und kalibriert. Ein Versagensmodell auf Basis der vom Spannungszustand abhängigen Bruchdehnung wurde in Kombination mit den ausgewählten Werkstoffmodellen verwendet. Zur Validierung der verwendeten Werkstoff- und Versagensmodelle wurden statische und dynamische Bauteilversuche an Konsolen durchgeführt und simuliert. Eine Methode für zukünftige Versagensmodellierung wurde empfohlen.

Experimentelle Untersuchungen:

Statische Glattzug-, Kerbzug-, Scherzug-, Torsions-, EDZ-, Durchbiege- und Durchstoßversuche wurden mit Messung von Kräften, Verschiebungen und lokalen Dehnungen, die mit der optischen Methode (ARAMIS) ermittelt wurden, durchgeführt. Dabei wurde festgestellt, dass nicht nur die Belastungsrichtung (Zug oder Druck) sondern auch die Mehrachsigkeit das Verformungsverhalten stark beeinflusst. Das ist darauf zurückzuführen, dass die Graphitteilchen für die lokale Verformung und anschließend das duktile Versagen je nach dem Spannungszustand wie z.B. unter Zug, Druck und Torsion unterschiedliche Rollen spielen.

Die quasistatischen Charakterisierungsversuche wurden um dynamische Tests bei erhöhten Dehnraten erweitert. Dafür wurden glatte Rund- und Flachzug- sowie verschieden gekerbte Rundzugproben geprüft. Weiterhin wurden dynamische Scherzug-, Ebene-Dehnungs-, Druck-, Durchstoß- und Zugbiegeversuche durchgeführt. Bei allen Versuchsarten wurden dieselben Probengeometrien im Bereich zwischen den Einspannungen verwendet wie für die quasistatischen Versuche, um eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse sicherzustellen. Die Probekörper wurden aus Y-Proben entnommen. Bei den Rundzugversuchen wurde die Dehnraten in mehreren Stufen zwischen 1/s und 250/s variiert. Die Flachzugproben wurden bei einer Dehnraten von 100/s geprüft. Bei den übrigen Versuchsarten wurde eine Abzugsgeschwindigkeit von 40 mm/s gewählt. Diese ist hinreichend hoch, um einen deutlichen Unterschied zu den quasistatischen Versuchsreihen zu gewährleisten, liefert aber andererseits noch eine gute Signalqualität hinsichtlich der Oszillationsüberlagerung vor allem des Kraftsignals.

Als experimentelle Ergebnisse wurden technische Spannungs-Dehnungskurven ermittelt, anhand derer dynamische Daten mit quasistatischen oder auch die beiden Werkstoffvarianten miteinander verglichen werden konnten. Hier zeigte sich bei den dynamischen Tests ein durchgehend höheres Spannungsniveau im Vergleich zu den quasistatisch ermittelten Daten. Die höherfeste Werkstoffvariante zeigte erwartungsgemäß höhere Spannungswerte. Die ermittelten Bruchdehnungen zeigten keine eindeutige Ratenabhängigkeit, die höherfeste Werkstoffvariante zeigte aber aufgrund geringerer Duktilität geringere Bruchdehnungen. Analog zur Vorgehensweise bei den quasistatischen Tests wurden auch für die dynamischen Versuche Kennwerte für Streckgrenze, Festigkeit, Bruchdehnung sowie Brucheinschnürung ermittelt. Um eine einheitliche und nachvollziehbare Vorgehensweise sicherzustellen, wurde die Auswertung der dynamischen Charakterisierungsversuche auf Basis der FAT-Richtlinie 211 vorgenommen, welche in einem früheren Vorhaben gemeinsam durch Fraunhofer IWM und EMI entwickelt wurde. Ein wesentlicher Bestandteil dieser Richtlinie ist der Ersatz der Spannungs-Dehnungs-Beziehung durch einen Polynomfit im Bereich der plastischen Probenverlängerung, um eindeutige und reproduzierbare Kennwerte zu generieren.

Computertomographie (CT), Röntgen und 3D-Laserscanning wurden auf ihre Eignung zur zerstörungsfreien Proben- und Bauteilprüfung untersucht. In CT-Aufnahmen von Rundzugproben konnten Graphiteinschlüsse sichtbar gemacht werden. Die Auflösung reichte aber nicht aus, um deren Deformation während des Versuchs sichtbar zu machen. Auf Röntgenaufnahmen der Fahrzeugkomponente Lagerkonsole waren

Graphiteinschlüsse oder weitere Details aufgrund der Auflösung nicht zu erkennen. Die 3D-Laserscans ermöglichten die Visualisierung und den Vergleich der Komponenten vor und nach der Belastung. Die erfassten Punktwolken können auch zum Simulationsabgleich verwendet werden. Hierfür kann die Elementgröße des 3D-Polygonnetzes an die Simulation angepasst werden.

Die statischen und dynamischen Bauteilversuche wurden unter den gleichen Randbedingungen aber auf unterschiedlichen Anlagen unter verschiedenen Belastungsgeschwindigkeiten durchgeführt. Die dynamischen Bauteilversuche wurden auf der Komponenten-Crashanlage des Crashzentrums Efringen-Kirchen des EMI durchgeführt. Auf dieser pneumatisch betriebenen Schlittenanlage wurden Lagerkonsolen unter einfachen, eindeutigen Randbedingungen einer crashartigen Belastung unterzogen, welche zu Validierungszwecken gut zu simulieren ist. Gegenüber den statischen Bauteilversuchen zeigen die dynamischen Versuche ein deutlich höheres Kraftniveau bei einer ähnlichen Bruchverschiebung. Es wurden Komponenten aus beiden Werkstoffvarianten geprüft, aus denen auch die Y-Proben bestanden. Die härteste Werkstoffvariante zeigte erwartungsgemäß ein höheres Kraftniveau, allerdings auch einen deutlich geringeren Weg bis zum kritischen Versagen. Die Komponente aus dem niedrigeren Festen, aber duktileren Werkstoff hat ein höheres Energieaufnahmevermögen bis zum kritischen Bauteilversagen.

Zum Vergleich der mechanischen Eigenschaften in der Y-Probe und in der Konsole wurden Rundzugproben aus 6 unterschiedlichen Positionen in der Konsole entnommen und unter statischer Belastung geprüft. Die Fließspannungen und die Bruchdehnungen aus der Konsole sind vom Entnahmeort abhängig und unterscheiden sich deutlich von denen aus der Y-Probe. Mit Hilfe von Gießsimulationen und metallographischen Untersuchungen ist ein Zusammenhang zwischen dem Durchmesser der Kugelgraphite und der Fließspannung zu erkennen.

Numerische Untersuchungen:

Die verschiedenen statischen Versuchstypen wurden mit fünf Materialmodellen (MAT_24, MAT_187, MAT_224_GYS, MAT_233, UMAT) simuliert. Es wurde festgestellt, dass die Fließspannung des Gusseisens stark von der Mehrachsigkeit abhängig ist. Es reicht nicht, nur die Zug-Druck-Asymmetrie zu berücksichtigen. Obwohl die Werkstoffmodelle MAT_224_GYS und MAT_233 die Zug-Druck-Asymmetrie beschreiben können, werden die Fließspannungen von Kerbzugproben mit Kerbradius von 1 mm und Ebene-Dehnungsproben von den Modellen deutlich überschätzt. Die Modelle beschreiben nur die Einflüsse des Lode-Parameters oder des Zug-Druck-Verhältnisses auf Fließen ohne Berücksichtigung des Einflusses der hydrostatischen Spannung. Die beiden Modelle bieten keine Möglichkeit an, den Mehrachsigkeitseinfluss flexibel zu beschreiben. Das semi-analytische Modell MAT_187 (*MAT_SAMP-1) kann mit 4 Spannungs-Dehnungskurven kalibriert werden und das Fließverhalten aller untersuchten Proben wiedergeben. Das IWM-User-Materialmodell beruht auf einer analytischen Fließfläche und einem Fließpotential und liefert eine gute Voraussage für alle untersuchten Proben.

Die Dehnratenabhängigkeit des Fließverhaltens wurde durch Simulation der durchgeführten Zugversuche unter den verschiedenen Dehnraten für die

verwendeten Modelle ermittelt. Ein Ansatz nach [YU09] wurde zur Beschreibung der Dehnratenabhängigkeit der untersuchten Gusseisenwerkstoffe verwendet. Die zugehörige statische Fließspannung wurde nach Voce [VOC48] mit einer exponentiellen Funktion in dritter Ordnung angenähert.

Zur Beschreibung des Versagensverhaltens der untersuchten Gusswerkstoffe mit Kugelgraphit wurde das Versagensmodell nach [BAS11] und [BAI08] als Basismodell verwendet. Das Versagen findet statt, wenn die plastische Vergleichsdehnung eine kritische Bruchdehnung $\varepsilon_f(\eta, \xi)$ überschreitet, die von der Mehrachsigkeit η und dem Lode-Parameter ξ abhängig ist. Die neun Modellparameter werden durch Simulation von ausgewählten Probenversuchen ermittelt. Bei konstanten Werten des Lode-Parameters (z.B. -1, 0, 1) reduziert sich der Ausdruck der Bruchdehnung auf ähnliche Gleichungen wie nach Johnson-Cook [JOH85]. Es wurde festgestellt, dass die Bruchdehnungen von GJS-500-14 deutlich kleiner als die von GJS-450-18 sind. Da die Einflüsse der Dehnraten auf die Bruchdehnungen nicht einheitlich sind, wurden die statischen Versagensparameter für die Proben- und Bauteilsimulationen verwendet.

Die Probensimulationen zeigen, dass die kalibrierten Werkstoffmodelle MAT_187 und IWM-User-Materialmodell in Kombination mit den entsprechenden Versagensparametern in der Lage sind, die experimentellen Ergebnisse der unter verschiedenen Spannungszuständen durchgeführten Versuche wiederzugeben. Dagegen führt die Anwendung des konventionellen von Mises-Modells bei den Probensimulationen zur abweichenden Ergebnissen. Die Einflüsse der Dehnraten auf das Verformungsverhalten wurden bei Simulation von verschiedenen dynamischen Probenversuchen von den eingesetzten Modellen richtig vorhergesagt. Die Anwendung der statischen Versagensparameter führt zu einem zufriedenstellenden Ergebnis der Simulation von dynamischen Probenversuchen mit Ausnahme von glatten Zugversuchen.

Eine wichtige Erkenntnis aus diesen Untersuchungen ist, dass die mechanischen Eigenschaften in einer Komponente deutlich von denen aus einer separat für die Werkstoffcharakterisierung gegossenen Probe abweichen können. Im Rahmen des Projekts wurde festgestellt, dass die statischen und dynamischen Bauteilversuche an Konsolen nur durch die Anwendung der Materialdaten von Proben aus der Komponente wiedergegeben werden können.

Für die Bauteilsimulation ist eine Kalibrierung der Elementgrößenabhängigkeit der Versagensparameter notwendig. Dafür wurde der Skalierungsfaktor bei inversen Simulationen mit verschiedenen Elementgrößen durch eine Anpassung an die Bruchverschiebung eines großen Flachzugversuchs bestimmt. Der Einfluss der Mehrachsigkeit auf die Elementgrößenabhängigkeit der Versagensparameter wurde ähnlich wie bei [AND15] erfasst.

Für die beiden Werkstoffe GJS-450-18 und GJS-500-14 wurden die vollständigen Materialkarten mit Berücksichtigung von verschiedenen Einflüssen erstellt und überprüft. Sie können als eine gute Basis zur Ermittlung von Materialkarten für andere Werkstoffvarianten im Bereich des duktilen Gusseisens eingesetzt werden.

7 Zusammenstellung aller Arbeiten, die im Zusammenhang mit dem Vorhaben veröffentlicht wurden oder in Kürze veröffentlicht werden sollen

Bereits veröffentlichte Dokumente:

- D.-Z. Sun, F. Andrieux, Crash simulation of cast iron alloys with nodular graphite using different material models, 12th European LS-DYNA Conference from 14 - 16 May 2019 in Koblenz
- W. Harwick; J. Herrmann, Werkstoffprüfung und Crashsimulation von Bauteilen aus GJS-Gusseisen, DVM-Werkstoffprüfung in Neu-Ulm, 03.12.2019

Vorgesehene Veröffentlichungen:

- C. Liu, D.-Z. Sun, X. Zhang, F. Andrieux, T. Gerster, Extension of constitutive and damage models for cast iron alloys with strain rate effect, in einer Zeitschrift
- D.-Z. Sun, F. Andrieux, J. Herrmann, W. Harwick, Werkstoffprüfung und Crashsimulation von Bauteilen aus GJS-Gusseisen, SIMVEC - Berechnung, Simulation und Erprobung im Fahrzeugbau, 24.-25.11.2020, Baden-Baden

8 Ergebnistransfer in die Wirtschaft

Maßnahmen während der Projektlaufzeit

Maßnahme A: Projektbegleitender Ausschuss PbA

Ziel	Rahmen	Zeitraum
Die genauen Forschungs-details sowie die Forschungsergebnisse wurden fortlaufend im PbA ausführlich diskutiert.	A1 PbA-Sitzung im IWM Freiburg	02.06.2017
	A2 PbA-Sitzung bei Kube Plochingen	28.02.2018
	A3 PbA-Sitzung im EMI Freiburg	11.10.2018.
	A4 PbA-Sitzung im IWM Freiburg	21.02.2019.
	A5 PbA-Sitzung im EMI Freiburg	11.07.2019

Maßnahme B: Ansprache interessierter Unternehmen außerhalb des PbA

Kontinuierlicher und zielgerichteter Transfer der Ergebnisse durch den engen Kontakt der Forschungsstellen zu einer Vielzahl von Unternehmen.	B1 Präsentation im Arbeitskreis 22 und der Beiratssitzung von VDA/FAT	2018
	B2 Präsentation in der DVM-Arbeitsgruppe Simulation	24.09.2019
	B3 Präsentation in der Beiratssitzung von VDA/FAT	11.03.2020

Maßnahme C: Publikation der Ergebnisse durch Veröffentlichungen in Zeitschriften

Ergebnistransfer in Wirtschaft und Wissenschaft		
---	--	--

Maßnahme D: Publikation der Ergebnisse auf Tagungen und Kongressen

Ergebnistransfer in Wirtschaft und Wissenschaft	D1 Präsentation bei der LS-DYNA- User-Conference	Datum 14.05.2019
	D2 Präsentation bei DVM- Werkstoffprüfung in Neu-Ulm	03.12.2019

Maßnahme E: Publikation der Ergebnisse auf der Projekthomepage

Ergebnistransfer in Wirtschaft und Wissenschaft	E1 Präsentation des Forschungsthemas auf der Homepage von Fraunhofer IWM und EMI	Datum 2019
---	---	---------------

Maßnahme F: Übernahme in Lehre und Ausbildung

-	-	
---	---	--

Maßnahmen (G) Nutzung und Industrialisierung der Projektergebnisse

Bereitstellung der Ergebnisse an die Industriepartner, die die Ergebnisse zur Verbesserung Ihrer Produkte nutzen können	G1 Weitergabe der Ergebnisse im Rahmen von PbA Treffen	seit 21.02.2019
--	--	--------------------

Maßnahmen nach der Projektlaufzeit

Maßnahme B: Ansprache interessierter Unternehmen außerhalb des PbA

Kontinuierlicher und zielgerichteter Transfer der Ergebnisse durch den engen Kontakt der Forschungsstellen zu einer Vielzahl von Unternehmen, Behörden und Planungsbüros.	B4 Ausgabe des Abschlussberichtes an interessierte Unternehmen, die im Bereich der Forschungsschwerpunkte tätig sind.	Ab 06.02.2020
	B5 Präsentation der Ergebnisse im Arbeitskreis von VDA/FAT	11.03.2020

Maßnahme C: Publikation der Ergebnisse durch Veröffentlichungen in Zeitschriften

-	C1 - C. Liu, D.-Z. Sun, X. Zhang, F. Andrieux, T. Gerster, Extension of constitutive and damage models for cast iron alloys with strain rate effect, für eine Zeitschrift eingereicht	2020
---	--	------

Maßnahme D: Publikation der Ergebnisse durch Beiträge bei Tagungen und Kongressen

Ergebnistransfer in Wirtschaft und Wissenschaft	D3 Vortrag bei SIMVEC - Berechnung, Simulation und Erprobung im Fahrzeugbau	24.- 25.11.2020
---	--	--------------------

Maßnahme E: Publikation der Ergebnisse auf der Projekthomepage

Ergebnistransfer in Wirtschaft und Wissenschaft	E2 Veröffentlichung des Abschlussberichts auf der Homepage von Fraunhofer IWM und EMI	ab 06. 2020
---	--	-------------

Maßnahme F: Übernahme in Lehre und Ausbildung

-	F1	-
---	-----------	---

Maßnahmen (H) Beratung von Unternehmen

<p>Forschungseinrichtungen und erarbeitete Methoden stehen den Partnerunternehmen und Forschungsstellen zur weiteren Erprobung zur Verfügung</p>	<p>G1 Die erarbeiteten Methoden stehen auch nach Projektende für eine weiterführende Forschung und Anwendung zur Verfügung. Darüber hinaus bietet sich für die Institute auf Basis der bereits im Projekt gewonnenen Erkenntnisse die Möglichkeit zur Beratung von Wirtschaftsunternehmen bei ähnlich gelagerten praktischen Problemstellungen</p>	<p>seit August. 2018</p>
--	---	--------------------------

Maßnahmen (I) Nutzbarmachung der Ergebnisse im Rahmen eines allgemeingültigen Standardwerkes

<p>-</p>	<p>I1 -</p>	<p>-</p>
----------	--------------------	----------

9 Einschätzung zur Realisierbarkeit des vorgeschlagenen und aktualisierten Transferkonzepts

Viele Hersteller von Gusseisen und Fahrzeugen sowie Software-Firmen und Dienstleistungsunternehmen für Gieß- und Crashsimulation sind im projektbegleitenden Ausschuss vertreten und können kurz nach Projektende die neuen Ergebnisse umsetzen. Andere Firmen werden durch Präsentationen und Veröffentlichungen bei Konferenzen aber auch in Zeitschriften über die Ergebnisse informiert. Der Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben wird in die Technische Informationsbibliothek der TU Hannover eingestellt und ist damit der gesamten Fachwelt zugänglich. Die im Projekt entwickelten Versagensmodelle und die Versuchsdaten werden sowohl über die verschiedenen Arbeitskreise von VDA/FAT als auch über Veröffentlichungen für weitere Anwendungen zur Verfügung gestellt. Weder wirtschaftliche noch technische Gründe sprechen gegen eine sofortige Berücksichtigung der Erkenntnisse in Konstruktion und Simulation.

Die im Rahmen des Projekts entwickelten Werkstoff- und Versagensmodelle werden als Demo-Version programmiert und können leicht in jeden kommerziellen FE-Code, welcher in den Industriefirmen für Crashsimulation Anwendung findet, implementiert werden. Es entstehen für die Firmen keine zusätzlichen Kosten bis auf jene für Schulung und Einarbeitung in die neu entwickelten Methoden. Die eventuellen Mehrkosten für die systematische Charakterisierung des Einflusses des Spannungszustands und der Dehnrates auf Verformung und Versagen sind im Vergleich mit dem Gewinn an Zuverlässigkeit der Crashbewertung gering.

Duktiles Gusseisen mit Kugelgraphit kommt auch häufig für Schutzgehäuse von Abgasturboladern zum Einsatz. Für die Vorhersage der Containment-Sicherheit beim Bersten von Laufrädern werden dehnraten- und temperaturabhängige Werkstoff- und Versagensmodelle benötigt. Die im Rahmen des Projekts entwickelten Werkstoffmodelle und die Vorgehensweise für eine effiziente Parameterermittlung sind für eine virtuelle Bewertung der Containment-Sicherheit übertragbar.

Die hier entwickelte Methode zur Charakterisierung und Modellierung der Dehnratenabhängigkeit der Versagensfläche liefert ein übertragbares und effizientes Verfahren für die Prognose der Crashesicherheit von verschiedenen Komponenten aus unterschiedlichen Werkstoffen. Damit werden Industriefirmen nach Umsetzung dieser Methode die Entwicklungszeit von neuen Komponenten stark verkürzen, die Kosten für die Ermittlung von Modellparametern reduzieren und die Produktqualität verbessern.

Im Rahmen des Projekts wurden Verteilungen von Gussfehlern durch Gießsimulation und CT-Untersuchungen für weitere Bauteilsimulationen bestimmt. Da sich diese Methodik nach leichten Anpassungen an werkstoffspezifische Eigenschaften und Ungänzentypen auf andere Werkstoffe wie z.B. Aluminium, Magnesium und Titan übertragen lässt, kann sie auch in anderen Branchen schnell umgesetzt werden. Die angestrebte Vorgehensweise für die Kopplung zwischen Gieß- und

Festigkeitssimulation lässt sich auch für Ermüdung und Betriebsfestigkeit umsetzen, wobei der konkrete Nutzen der entwickelten Methode gesteigert wird.

10 Darstellung des wissenschaftlich-technischen und wirtschaftlichen Nutzens der erzielten Ergebnisse

Die hier entwickelte Methode für die Crashsimulation mit Versagensmodellierung ermöglicht eine zuverlässige Auslegung und effiziente Optimierung von Komponenten aus duktilem Gusseisen mit Kugelgraphit, die sehr häufig in Nutzfahrzeugen eingesetzt werden. Der Einsatz neuer numerischer Methoden in der Gießerei- und Fahrzeugindustrie wird zur deutlichen Verkürzung der Entwicklungsprozesse und Steigerung der Funktionssicherheit neuer Komponenten führen. Die genaue Vorhersage der Schädigungsentwicklung bzw. Rissbildung in einer zu entwickelnden Komponente, welche stark vom Spannungszustand und der Belastungsgeschwindigkeit abhängig ist, wird die bisher verwendeten Auslegungsmethoden bzgl. Crashesicherheit und Leichtbauaspekten signifikant verbessern. Die dadurch erzielte optimale Werkstoffausnutzung ist ein wichtiger Beitrag zum ressourcenschonenden Leichtbau.

Bei der Fahrzeugentwicklung werden häufig KMU mit der Entwicklung von Fahrzeugkomponenten oder Teilsystemen betraut, die zur Erfüllung der Funktionsanforderungen, die an diese Bauteile bzw. Systeme gestellt werden, Simulationen durchführen und konstruktive Verbesserungsvorschläge erarbeiten. Ebenfalls werden Auslegungen von Fahrzeugderivaten (z.B. Karosserievarianten) von KMU als Berechnungsdienstleistern durchgeführt. Hierbei zeigt sich jedoch, dass viele KMU aus Komplexitätsgründen bei der Bewertung von Gusseisen-Komponenten auf die Charakterisierung und Modellierung der Dehnratenabhängigkeit verzichten, weil bisher keine systematischen Untersuchungen hinsichtlich der Modellbildung in der Simulation dafür vorliegen. Da die Einflüsse der Dehnraten auf das Verformungs- und Versagensverhalten je nach Spannungszustand unterschiedlich sind, kann diese vereinfachte Vorgehensweise zu einem nicht optimalen Ergebnis führen.

KMU können sich oftmals ein umfangreiches Versuchsprogramm und die Entwicklung entsprechender prognosefähiger Werkstoffmodellierungen für die Komponenten aus Gusseisen mit Kugelgraphit aus wirtschaftlichen Aspekten nicht leisten. Zudem fehlt das notwendige Spezialwissen, um diese Methoden und Modelle zu entwickeln. Deshalb wurde im Rahmen des Projekts ein Verfahren zu einer deutlichen Reduzierung des Untersuchungsaufwands sowie einer deutlichen Verbesserung der Prognosefähigkeit entwickelt. Dadurch sind KMU zukünftig in der Lage, Projekte zu bearbeiten, die sie bisher nicht bearbeiten konnten und sichern sich damit ihre Wettbewerbsfähigkeit.

Die Einführung einer neuen Methode zur Entwicklung von maßgeschneiderten Produkten zur Effizienzsteigerung und Kostenreduzierung ist für die Bewahrung bzw. den Ausbau der bisher führenden Position deutscher Unternehmen von substanzieller Bedeutung. Bei der Entwicklung von neuen Fahrzeugen ist die Einhaltung der europäischen und internationalen Crashesicherheitskriterien erforderlich. Die

Anwendung der neuen numerischen Methoden einschließlich übertragbarer Werkstoffmodelle, effizienter Ermittlung von Modellparametern und Berücksichtigung von Werkstofffestigkeitsunterschieden wird die Qualität der virtuellen Entwicklung und deren Prognosegüte, welche für Konstruktion von neuen Fahrzeugen immer wichtiger wird, deutlich verbessern. Davon werden die Dienstleistungsgruppen für Konstruktion, Berechnung und Software, meist KMU, stark profitieren.

Die erzielten Ergebnisse beruhen auf einer Verknüpfung von tiefgehenden Erfahrungen und fundierten Kenntnissen auf verschiedenen Gebieten wie der Metallkunde, der Fertigungsprozesse, der Mechanik und der numerischen Simulation komplexer Verformungs- und Bruchvorgänge. Die Beherrschung der hier entwickelten Methoden wird die Leistungs- und Wettbewerbsfähigkeit von kleinen und mittleren Unternehmen in Deutschland nachhaltig verbessern. Indem die technischen Kompetenzen und somit die Attraktivität als Entwicklungspartner für große Zulieferer und OEMs gesteigert wird, entsteht ein nationaler wie auch internationaler Wettbewerbsvorteil.

11 Literaturverzeichnis

- [AND12] Andrade, F., Haufe, A. Feucht, M., Basaran, M., Du Bois, P., Zur aktuellen Modelltechnik für die Versagensprognose von Aluminium-Strangpressprofilen mit LS-DYNA, crashMAT 2012 in Freiburg.
- [AND10] Andrieux, F., Sun, D.-Z., Damage modelling for simulation of process chain from forming to crash, *Int. J. Mat. Res.* 2010, Vol. 101, 8, 963-971.
- [AND15] Andrade, F. X. C., Feucht, M., Haufe, A., Neukamm, F., An incremental stress state dependent damage model for ductile failure prediction, *Int J Fract* (2016), DOI 10.1007/s10704-016-0081-2.
- [BAI08] Bai, Y., Wierzbicki, T, A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence, *Int J Plasticity* 24 (2008) 1071–1096.
- [BAI10] Bai, Y., Wierzbicki, T, Application of extended Mohr–Coulomb criterion to ductile fracture, *Int J Fract* (2010) 161,1–20.
- [BAO04] Bao, Y., Wierzbicki, T., On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space, *Int. J. Mech. Sci.*, 2004, 46 (81), 81-98.
- [BAS11] Basaran, M., Stress state dependent damage modeling with a focus on the lode angle influence, Dissertation, RWTH Aachen, 2011.
- [BER99] Bernauer, G., Brocks, W., Mühlich, U., Steglich, D., Werwer, M., Hinweise zur Anwendung des Gurson-Tvergaard-Needleman-Modells, Technical Note GKSS/WMG/99/10, 1999.
- [BDG07] Gusseisen mit Kugelgraphit, Herstellung-Eigenschaften-Anwendung, *Konstruieren + Giessen* 32 (2007) Nr. 2.
- [CAZ04] Cazacu, O., Barlat, F., 2004. A criterion for description of anisotropy and yield differential effects in pressure-insensitive metals. *Int. J. Plasticity* 20, 2027–2045.
- [CAZ06] Cazacu, O., Plunkett, B., Barlat, F., 2006. Orthotropic yield criterion for hexagonal close packed metals. *Int. J. Plasticity* 22, 1171–1194.
- [DLU15] Dlugosch, M.: Test facility investment. *Crashtest Technology International*, pp 10-14. 2015.
- [DON97] Dong, M.J., Prioul, C., Francois, D., Damage effect on the fracture Toughness of nodular cast iron: part I. damage characterization and plastic flow stress modeling, *Metallurgical and Materials Transactions A*, Vol. 28A, No-vember 1997, 2245-2254.
- [FAT07] FAT-Richtlinie Dynamische Werkstoffkennwerte für die Crashsimulation, FAT-Schriftenreihe 211, Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V. (FAT), Frankfurt, 2007.
- [FEU05] Feucht, M., Sun, D.-Z., Frank, T., Regularized damage modelling for failure pre-diction of automotive steel components under crash loading, *Proceedings of the 5th International Conference on Computation of Shell and Spatial Structures June 1-4, 2005 Salzburg, Austria*, E. Ramm, W.A. Wall, K.-U. Bletzinger, M. Bischoff (eds.).

- [FRI12] Fritsch, J., Charakterisierung und Modellierung glasfaserverstärkter Thermoplaste unter dynamischen Lasten, Schriftenreihe Forschungsergebnisse aus der Kurzzeitdynamik, Band 22, Hrsg.: Klaus Thoma, Stefan Hiermaier, Fraunhofer Verlag, S. 225, Fraunhofer-Verlag.
- [GOL97] Gologanu, M.; Leblond, J. B.; Perrin, G.; Devaux, J., Recent Extensions of Gurson's Model for Porous Ductile Metals, Continuum Micromechanics, CISM Courses and Lectures No. 377, eds. P. Suquet, 1997, S.61-130.
- [GOM19] GOM GmbH: Was ist GOM Correlate, <https://www.gom-correlate.com/de/>, Zugriffsdatum 31.07.2019
- [GUR77] Gurson, A. L., Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth, AMSE J. Engr. Mater. Tech. 99, 1977, S. 2-15.
- [HÄC11] Häcker, R., Knothe, E., Memhard, D., Andrieux, F., AiF-Abschlussbericht Entwicklung und Verifikation von Materialmodellen und numerischen Methoden zur Vorhersage der Containment Sicherheit beim Bersten von Laufrädern in Abgasturbo ladern (ATL), 2011.
- [HAI16] Haight, S. H., An anisotropic and asymmetric material model for simulation of metals under dynamic loading, Technical Thesis, The George Mason University, 2016
- [HER15] Hervas, I., Thuault, A., Hug, E., Damage analysis of a ferritic SiMo ductile cast iron submitted to tension and compression loadings in temperature, Metals 2015, 5, 2351-2369; doi:10.3390/met5042351.
- [HIE08] Hiermaier, S., Structures Under Crash and Impact - Continuum Mechanics, Discretization and Experimental Characterization - Discusses a combination of experiments and numerical simulation applied to new materials
- [HÜT15] Hütter, G., Zybell, L., Kuna, M., Micromechanisms of fracture in nodular cast iron: From experimental findings towards modeling strategies - a review, Engineering Fracture Mechanics, 144(2015), 118-141.
- [IAC14] Iacoviello, F., Coccoa, V. D., Rossia, A., Cavallinib, M., Damaging micromechanisms characterization in pearlitic ductile cast irons, Procedia Materials Science 3 (2014) 295 – 300.
- [ISO12] DIN EN ISO 26203-2 Metallische Werkstoffe – Zugversuch bei hohen Dehngeschwindigkeiten – Teil 2: Servohydraulische und andere Systeme, Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 2012.
- [JAN05] Jansen, J., Blümcke, E., Thoma, K., Ein Werkstoffmodell für eine Al-Druckgusslegierung unter besonderer Berücksichtigung makroskopischer Defekte, Giesserei, 2/2005, Giesserei-Verlag GmbH, Düsseldorf, 2005
- [JAN07] Jansen, J., Ein Werkstoffmodell für eine Aluminium-Druckgusslegierung unter statischen und dynamischen Beanspruchungen, Schriftenreihe Epsilon Punkt – Forschungsergebnisse aus der Kurzzeitdynamik, Heft Nr. 13, 2007.

- [JOH85] Johnson GR and Cook WH. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering fracture mechanics*, 1985; 21(1), 31-48.
- [JUN04] Charakterisierung und Modellierung unverstärkter thermoplastischer Kunststoffe zur numerischen Simulation von Crashvorgängen, Schriftenreihe Epsilon Punkt – Forschungsergebnisse aus der Kurzzeitdynamik, Heft Nr. 3, 2004.
- [KLI16] Klitschke, S., Böhme, W., Deformation and damage behavior of light-weight steels at high rate multiaxial loading”, *Materials Testing* 58, 2016, 3, 173-181, DOI 10.3139/120.110836.
- [KOL05] Kolling, S., Haufe, A., Feucht, M., Du Bois, P. A., SAMP-1: A Semi-Analytical Model for the Simulation of Polymers, LS-DYNA Anwenderforum, Bamberg, 2005
- [KRA15] Krawiec, M., Sun, D.-Z., Matthaei, S., Mandel, H., Entwicklung einer Ver-sagensmodellierung für Volumenbauteile aus Gusseisen mit Kugelgraphit – EN GJS-450-18, crashMAT 2015 Freiburg.
- [KUN96] Kuna, M., Sun, D.-Z., "Analyses of Void Growth and Coalescence in Cast Iron by Cell Models", *EUROMECH - MECAMAT '96, 1st European Mechanics of Material Conference on Local Approach to Fracture '86-96"*, A. Pineau, G. Rousselier, Eds., 1996, pp. 113-122.
- [KUR12] Kurfiss, M., Streckenbach, G.: Digital Laminography and Computed Tomography with 600 kV for Aerospace Applications. 4th International Symposium on NDT in Aerospace 2012 - Tu.3.A. 2012.
- [MEM11] Memhard, D., Andrieux, F., Sun, D.-Z., Häcker, R., Development and verification of a material model for prediction of containment safety of exhaust turbochargers, 8th European LS-DYNA Users Conference, Strasbourg - May 2011.
- [MET13] Metzger, M., Seifert, T., On the exploitation of Armstrong-Frederik type nonlinear kinematic hardening in the numerical integration and finite-element implementation of pressure dependent plasticity models, *Comput Mech*, DOI 10.1007/s00466-012-0828-1, Springer-Verlag Berlin Heidelberg 2013.
- [MOH16] Mohrmann, R., Pulse Shaping im Split-Hopkinson-Tension-Bar auf der Basis numerischer Simulationen, Bachelorarbeit, EMI-Bericht A 23/16, Freiburg, 2016.
- [LS-08] LS-DYNA®, Keyword User's Manual, Volume II, Material Models, LS-DYNA R11, 10/12/18 (r:10572), Livermore.
- [NAH08] Nahshon, K., Hutchinson, J. W.: Modifications of the Gurson model for shear failure, *European Journal of Mechanics A/Solids*, 27, 1–17, 2008.
- [NEU08] Neukamm, F., Feucht, M., Haufe, A., Consistent damage modelling in the process chain of forming to crashworthiness simulations, 7. LS-DYNA Anwenderforum, 30. Sept.-1. Oct.2008 Bamberg.

- [PUS08] Pusch, G., Konstruieren + Giessen 33 (2008) Nr. 4 Bruchmechanische Kennwerte von Gusseisenwerkstoffen.
- [ROH04] Integrale Charakterisierung und Modellierung von duktilem Stahl unter dynamischen Lasten, Schriftenreihe ϵ & – Forschungsergebnisse aus der Kurzzeitdynamik, 2004.
- [SEI10] Seifert, T., Riedel, H., Mechanism-based thermomechanical fatigue life prediction of cast iron. Part I: Models. International Journal of Fatigue, 32:1358–1367, 2010.
- [SEN15] Sengoz, K., Development of a generalized isotropic yield surface for pressure insensitive metal plasticity considering yield strength differential effect in tension, compression and shear stress states, Washington, DC: The George Washington University, 2015.
- [SEP07] SEP 1230 Ermittlung mechanischer Eigenschaften an Blechwerkstoffen bei hohen Dehnraten im Hochgeschwindigkeitszugversuch, STAHL-EISEN-Prüfblätter (SEP) des Stahlinstituts VDEh, Düsseldorf, 2007.
- [STU10] Sturm, J. C., Busch, G., Cast Iron - a predictable material, WFC 2010 Hangzhou, China, Feb. 2010.
- [SUN10] Sun, D.-Z., Andrieux, F., Feucht, M., Simulation of the process chain from forming to crash taking into account stochastic aspects, 9. LS-DYNA An-wenderforum, Bamberg, 2010.
- [SUN15] Sun, D.-Z., Burbliès, A., Modellierung der Einflüsse von Porenmorphologie auf das Versagensverhalten von Al-Druckgussteilen mit stochastischem Aspekt für durchgängige Simulation von Gießen bis Crash, AiF-Abschlussbericht, 2015
- [TRO16] Trondl, A., Sun, D.-Z., Andrieux, F., Effiziente Simulation des Crashverhaltens eines Dualphasenstahls vom Typ HCT980X, ATZ, 02 Februar 2016/ 118. Jahrgang, 72-79.
- [VOC48] Voce E. The relationship between stress and strain for homogeneous deformation. Journal of the Institute of Metals. 1948; 74, 537-562.
- [WEI11] Weiss, U., Bach, A., Magnesium HPDC Crash CAE, La Metallurgia Italiana - n. 11-12/2011, 31-39.
- [WÜL15] Wüller, E., Einfluss von Legierungselementen auf die Gefügeausbildung und mechanische Eigenschaften von Gusseisen mit Kugelgraphit, Dissertation im Gießerei-Institut der RWTH Aachen, 2015.
- [YU09] Yu H, Guo Y and Lai X. Rate-dependent behavior and constitutive model of DP600 steel at strain rate from 10^{-4} to 10^3 s $^{-1}$. Materials and Design. 2009; 30(7), 2501-2505.

12 Danksagung

Fraunhofer IWM und Fraunhofer EMI bedanken sich bei den Mitgliedern des projektbegleitenden Ausschusses für die anregenden Diskussionen und konstruktiven Ergänzungen zu diesem Vorhaben. Insbesondere gilt der Dank folgenden Firmen:

Altair Engineering GmbH, 50933 Köln

Consulting Paul DuBois, 63071 Offenbach/Main

Daimler AG, 71059 Sindelfingen

Dr.-Ing. h.c. F. Porsche AG, 71287 Weissach

DYNAmore GmbH, 70565 Stuttgart

Ford-Werke GmbH, 50735 Köln

Georg Fischer Automotive AG, 8201 Schaffhausen

Gesellschaft für numerische Simulation mbH, 38114 Braunschweig

IVECO, 89079 Ulm

Kube GmbH Ingenieurbüro, 73207 Plochingen

Lauer & Weiss GmbH, 70736 Fellbach

MAGMA Gießereitechnologie GmbH, 52072 Aachen

MAN Truck & Bus AG, 80995 München

PENG GmbH, 35415 Pohlheim

Volkswagen AG, 38436 Wolfsburg

Beteiligte Mitarbeiter der Forschungsstellen:

IWM: Dr. Florence Andrieux, Clemens Fehrenbach, Andrea Ockewitz, Sabine Oeser, Dr. Dong-Zhi Sun

EMI: Philipp Bösl, Dr. Jens Fritsch, Tobias Gerster, Wilfried Harwick, Jürgen Herrmann, Dr. Malte Kurfiß

Bisher in der FAT-Schriftenreihe erschienen (ab 2014)

Nr.	Titel
263	Laserstrahlschweißen von Stahl an Aluminium mittels spektroskopischer Kontrolle der Einschweißtiefe und erhöhter Anbindungsbreite durch zweidimensional ausgeprägte Schweißnähte, 2014
264	Entwicklung von Methoden zur zuverlässigen Metamodellierung von CAE Simulations-Modellen, 2014
265	Auswirkungen alternativer Antriebskonzepte auf die Fahrdynamik von PKW, 2014
266	Entwicklung einer numerischen Methode zur Berücksichtigung stochastischer Effekte für die Crashsimulation von Punktschweißverbindungen, 2014
267	Bewegungsverhalten von Fußgängern im Straßenverkehr - Teil 1, 2014
268	Bewegungsverhalten von Fußgängern im Straßenverkehr - Teil 2, 2014
269	Schwingfestigkeitsbewertung von Schweißnahtenden MSG-geschweißter Feinblechstrukturen aus Aluminium, 2014
270	Physiologische Effekte bei PWM-gesteuerter LED-Beleuchtung im Automobil, 2015
271	Auskunft über verfügbare Parkplätze in Städten, 2015
272	Zusammenhang zwischen lokalem und globalem Behaglichkeitsempfinden: Untersuchung des Kombinationseffektes von Sitzheizung und Strahlungswärmeübertragung zur energieeffizienten Fahrzeugklimatisierung, 2015
273	UmCra - Werkstoffmodelle und Kennwertermittlung für die industrielle Anwendung der Umform- und Crash-Simulation unter Berücksichtigung der mechanischen und thermischen Vorgeschichte bei hochfesten Stählen, 2015
274	Exemplary development & validation of a practical specification language for semantic interfaces of automotive software components, 2015
275	Hochrechnung von GIDAS auf das Unfallgeschehen in Deutschland, 2015
276	Literaturanalyse und Methodenauswahl zur Gestaltung von Systemen zum hochautomatisierten Fahren, 2015
277	Modellierung der Einflüsse von Porenmorphologie auf das Versagensverhalten von Al-Druckgussteilen mit stochastischem Aspekt für durchgängige Simulation von Gießen bis Crash, 2015
278	Wahrnehmung und Bewertung von Fahrzeugaußengeräuschen durch Fußgänger in verschiedenen Verkehrssituationen und unterschiedlichen Betriebszuständen, 2015
279	Sensitivitätsanalyse rollwiderstandsrelevanter Einflussgrößen bei Nutzfahrzeugen – Teil 3, 2015
280	PCM from iGLAD database, 2015
281	Schwere Nutzfahrzeugkonfigurationen unter Einfluss realitätsnaher Anströmbedingungen, 2015
282	Studie zur Wirkung niederfrequenter magnetischer Felder in der Umwelt auf medizinische Implantate, 2015
283	Verformungs- und Versagensverhalten von Stählen für den Automobilbau unter crashartiger mehrachsiger Belastung, 2016
284	Entwicklung einer Methode zur Crashsimulation von langfaserverstärkten Thermoplast (LFT) Bauteilen auf Basis der Faserorientierung aus der Formfüllsimulation, 2016
285	Untersuchung des Rollwiderstands von Nutzfahrzeugreifen auf realer Fahrbahn, 2016

- 286 χ MCF - A Standard for Describing Connections and Joints in the Automotive Industry, 2016
- 287 Future Programming Paradigms in the Automotive Industry, 2016
- 288 Laserstrahlschweißen von anwendungsnahen Stahl-Aluminium-Mischverbindungen für den automobilen Leichtbau, 2016
- 289 Untersuchung der Bewältigungsleistung des Fahrers von kurzfristig auftretenden Wiederübernahmesituationen nach teilautomatischem, freihändigem Fahren, 2016
- 290 Auslegung von geklebten Stahlblechstrukturen im Automobilbau für schwingende Last bei wechselnden Temperaturen unter Berücksichtigung des Versagensverhaltens, 2016
- 291 Analyse, Messung und Optimierung des Ventilationswiderstands von Pkw-Rädern, 2016
- 292 Innenhochdruckumformen laserstrahlgelöteter Tailored Hybrid Tubes aus Stahl-Aluminium-Mischverbindungen für den automobilen Leichtbau, 2017
- 293 Filterung an Stelle von Schirmung für Hochvolt-Komponenten in Elektrofahrzeugen, 2017
- 294 Schwingfestigkeitsbewertung von Nahtenden MSG-geschweißter Feinbleche aus Stahl unter kombinierter Beanspruchung, 2017
- 295 Wechselwirkungen zwischen zyklisch-mechanischen Beanspruchungen und Korrosion: Bewertung der Schädigungsäquivalenz von Kollektiv- und Signalformen unter mechanisch-korrosiven Beanspruchungsbedingungen, 2017
- 296 Auswirkungen des teil- und hochautomatisierten Fahrens auf die Kapazität der Fernstraßeninfrastruktur, 2017
- 297 Analyse zum Stand und Aufzeigen von Handlungsfeldern beim vernetzten und automatisierten Fahren von Nutzfahrzeugen, 2017
- 298 Bestimmung des Luftwiderstandsbeiwertes von realen Nutzfahrzeugen im Fahrversuch und Vergleich verschiedener Verfahren zur numerischen Simulation, 2017
- 299 Unfallvermeidung durch Reibwertprognosen, 2017
- 300 Thermisches Rollwiderstandsmodell für Nutzfahrzeugreifen zur Prognose fahrprofilspezifischer Energieverbräuche, 2017
- 301 The Contribution of Brake Wear Emissions to Particulate Matter in Ambient Air, 2017
- 302 Design Paradigms for Multi-Layer Time Coherency in ADAS and Automated Driving (MULTIC), 2017
- 303 Experimentelle Untersuchung des Einflusses der Oberflächenbeschaffenheit von Scheiben auf die Kondensatbildung, 2017
- 304 Der Rollwiderstand von Nutzfahrzeugreifen unter realen Umgebungsbedingungen, 2018
- 305 Simulationsgestützte Methodik zum Entwurf intelligenter Energiesteuerung in zukünftigen Kfz-Bordnetzen, 2018
- 306 Einfluss der Kantenbearbeitung auf die Festigkeitseigenschaften von Stahl-Feinblechen unter quasistatisch und schwingender Beanspruchung, 2018
- 307 Fahrerspezifische Aspekte beim hochautomatisierten Fahren, 2018
- 308 Der Rollwiderstand von Nutzfahrzeugreifen unter zeitvarianten Betriebsbedingungen, 2018
- 309 Bewertung der Ermüdungsfestigkeit von Schraubverbindungen mit gefurchem Gewinde, 2018
- 310 Konzept zur Auslegungsmethodik zur Verhinderung des selbsttätigen Losdrehens bei Bauteilsystemen im Leichtbau, 2018
- 311 Experimentelle und numerische Identifikation der Schraubenkopfverschiebung als Eingangsgröße für eine Bewertung des selbsttätigen Losdrehens von Schraubenverbindungen, 2018

- 312 Analyse der Randbedingungen und Voraussetzungen für einen automatisierten Betrieb von Nutzfahrzeugen im innerbetrieblichen Verkehr, 2018
- 313 Charakterisierung und Modellierung des anisotropen Versagensverhaltens von Aluminiumwerkstoffen für die Crashesimulation, 2018
- 314 Definition einer „Äquivalenten Kontakttemperatur“ als Bezugsgröße zur Bewertung der ergonomischen Qualität von kontaktbasierten Klimatisierungssystemen in Fahrzeugen, 2018
- 315 Anforderungen und Chancen für Wirtschaftsverkehre in der Stadt mit automatisiert fahrenden E-Fahrzeugen (Fokus Deutschland), 2018
- 316 MULTIC-Tooling, 2019
- 317 EPHoS: Evaluation of Programming - Models for Heterogeneous Systems, 2019
- 318 Air Quality Modelling on the Contribution of Brake Wear Emissions to Particulate Matter Concentrations Using a High-Resolution Brake Use Inventory, 2019
- 319 Dehnratenabhängiges Verformungs- und Versagensverhalten von dünnen Blechen unter Scherbelastung, 2019
- 320 Bionischer LAM-Stahlleichtbau für den Automobilbau – BioLAS, 2019
- 321 Wirkung von Systemen der aktiven, passiven und integralen Sicherheit bei Straßenverkehrsunfällen mit schweren Güterkraftfahrzeugen, 2019
- 322 Unfallvermeidung durch Reibwertprognosen - Umsetzung und Anwendung, 2019
- 323 Transitionen bei Level-3-Automation: Einfluss der Verkehrsumgebung auf die Bewältigungsleistung des Fahrers während Realfahrten, 2019
- 324 Methodische Aspekte und aktuelle inhaltliche Schwerpunkte bei der Konzeption experimenteller Studien zum hochautomatisierten Fahren, 2020
- 325 Der Einfluss von Wärmeverlusten auf den Rollwiderstand von Reifen, 2020
- 326 Lebensdauerberechnung hybrider Verbindungen, 2020
- 327 Entwicklung der Verletzungsschwere bei Verkehrsunfällen in Deutschland im Kontext verschiedener AIS-Revisionen, 2020
- 328 Entwicklung einer Methodik zur Korrektur von EES-Werten, 2020
- 329 Untersuchung zu den Einsatzmöglichkeiten der Graphen- und Heuristikbasierten Topologieoptimierung zur Entwicklung von 3D-Rahmenstrukturen in Crashlastfällen, 2020
- 330 Analyse der Einflussfaktoren auf die Abweichung zwischen CFD und Fahrversuch bei der Bestimmung des Luftwiderstands von Nutzfahrzeugen, 2020
- 331 Effiziente Charakterisierung und Modellierung des anisotropen Versagensverhaltens von LFT für Crashesimulation, 2020
- 332 Charakterisierung und Modellierung des Versagensverhaltens von Komponenten aus duktilem Gusseisen für die Crashesimulation, 2020

Impressum

Herausgeber	FAT Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V. Behrenstraße 35 10117 Berlin Telefon +49 30 897842-0 Fax +49 30 897842-600 www.vda-fat.de
ISSN	2192-7863
Copyright	Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V. (FAT) 2020

Verband der Automobilindustrie e.V. (VDA)
Behrenstraße 35, 10117 Berlin
www.vda.de
Twitter @VDA_online

VDA | Verband der
Automobilindustrie

Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V. (FAT)
Behrenstraße 35, 10117 Berlin
www.vda.de/fat

FAT | Forschungsvereinigung
Automobiltechnik