

FAT-Schriftenreihe 319

Dehnratenabhängiges Verformungs- und Versagensverhalten von
dünnen Blechen unter Scherbelastung

A large, stylized Greek letter alpha (α) is centered on a solid orange background. The letter is rendered in a light orange color, matching the background, and has a thick, rounded font style. The background is a solid, vibrant orange color that fills the lower two-thirds of the page.

Dehnratenabhängiges Verformungs- und Versagensverhalten von dünnen Blechen unter Scherbelastung

Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik IWM

Frank Huberth (Projektleiter)

mit Beiträgen von Silke Klitschke und Andreas Troll

Förderhinweis

Das IGF-Vorhaben „Dehnratenabhängiges Verformungs- und Versagensverhalten von dünnen Blechen unter Scherbelastung“, IGF-Vorhaben Nr. 18943 N/1, der Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V. -FAT des VDA, Behrenstr. 35, 10117 Berlin wurde über die AiF im Rahmen des Programms zur Förderung der industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert.



Bundesministerium
für Wirtschaft
und Energie

Kurzzusammenfassung

In diesem Forschungsvorhaben wurden neun verschiedene Stahlblechwerkstoffe bzw. -varianten und zwei exemplarische zusätzliche Werkstoffe, ein Aluminium und ein Kupfer, bezüglich des Schubverhaltens untersucht.

Das Vorhaben wurde in Kooperation von der Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V. (FAT) mit der Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V. (FOSTA) am Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik IWM durchgeführt.

Zu diesem Zweck wurde eine optimierte parametrisierte Probengeometrie entwickelt. Durch eine Reihe von Kriterien wurde die finale Gestaltung der Probe deutlich eingeschränkt. Diese Kriterien wurden in enger Abstimmung mit dem Projektbegleitendem Ausschuss (PbA) gewichtet.

Dadurch wurden die im Antrag formulierten Kriterien etwas in der Gewichtung geändert. Auch einige Arbeitspakete wurden in Abstimmung mit dem PbA angepasst. Die umfangreichste Änderung betraf die Validierungsprobe Bauteil. Hier wurde der Fokus auf den Schubversuch verstärkt, da sich zeigte, dass das Validierungsbauteil in einigen Versuchen als wenig zielführend herausgestellt hat.

Am Ende des Projekts wurde eine validierte Gestaltungsempfehlung für die Scherprobe bereitgestellt, die eine deutliche Verbesserung der Schubcharakterisierung bei verschiedenen Dehnraten ermöglicht.

Das Ziel des Vorhabens wurde erreicht.

Inhaltsverzeichnis / Content

Kurzzusammenfassung.....	III
Inhaltsverzeichnis / Content	I
Abbildungsverzeichnis.....	III
Tabellenverzeichnis	XIII
1 Einleitung	1
1.1 Problemstellung.....	1
1.2 Motivation.....	2
1.3 Zielsetzung.....	2
2 Stand der Technik.....	5
2.1 Stand der Forschung und Entwicklung	5
2.1.1 Statische Versagenskurven.....	5
2.2 Dynamische Versagenskurven.....	6
2.2.1 Versagensmodus unter statischer und dynamischer Belastung.....	6
3 Werkstoffe und Kennwertermittlung	10
3.1 Werkstoffe	10
3.2 Werkstoffcharakterisierung.....	12
3.2.1 Metallographie.....	12
3.2.2 Kennwertermittlung	15
3.2.3 Einfluss der Probengeometrie auf die Technischen Kennwerte	20
4 Scherprobenoptimierung.....	22
4.1 Fließkurven für numerische Untersuchungen.....	23
4.2 Schrägkerbscherzugproben	24
4.2.1 Numerische Untersuchungen.....	25
4.2.2 Experimentelle Untersuchungen	38
4.2.3 Ergebnis der werkstoffabhängigen Schrägkerbscherzugprobenoptimierung.....	60
4.3 Alternative Probenformen.....	61
4.3.1 Blechtorsionsprobe.....	62
4.3.2 S-geschlitzte Scherprobe	76
5 Optimierte Randbedingungen in der Versuchsführung	81
5.1 Experimentelle Untersuchungen	81
5.1.1 Einfluss der Einspannung auf das Scherbruchverhalten	81
5.1.2 Verschiebungsanalysen	84
5.2 Numerische Untersuchungen	87

5.3	Aktive Randbedingungen in der Versuchsführung.....	95
6	Dehnratenabhängige Werkstoffcharakterisierung unter Scherbelastung	98
6.1	HCT980X+Z110MB	98
6.2	HX340LAD.....	102
6.3	Hochgeschwindigkeits-Infrarotmessungen	105
7	Validierungsprobe Bauteil	108
7.1	Validierung Bauteil Stauchversuch Vierkant.....	108
7.2	Validierungsprobe S-förmig (geschlitzte) Probe.....	108
8	Gestaltungsempfehlung der werkstoffabhängigen parametrisierten Scherzugprobe und die Konstruktion.....	121
8.1	Gestaltungsempfehlung für die statische und dynamische Schercharakterisierung.....	121
8.1.1	Werkstoffabhängige Scherprobengestaltung.....	121
8.1.2	Durchführung und Auswertung von statischen und dynamischen Scherversuchen.....	123
8.2	Validierung der Gestaltungsempfehlung.....	125
8.2.1	Einfluss der Anisotropie auf die Schercharakterisierung	126
8.2.2	Übertragung der Gestaltungsempfehlung auf weitere Werkstoffe	128
8.3	Gestaltungsrichtlinien für Konstruktionen mit scherbeanspruchten Bereichen	131
9	Zusammenfassung.....	132
10	Ausblick.....	135
11	Danksagung Achknowledgement.....	137
12	Literaturverzeichnis	139
13	Anhang.....	143
14	Einschätzung zur Realisierbarkeit des vorgeschlagenen und aktualisierten Transferkonzepts.....	153
15	Darstellung des wissenschaftlich-technischen und wirtschaftlichen Nutzens der erzielten Ergebnisse insbesondere für KMU sowie ihres innovativen Beitrages und ihrer industriellen Anwendungsmöglichkeiten.....	155

1 Einleitung

Eine oft diskutierte Frage bei der Werkstoffcharakterisierung, insbesondere bei dünnen Stahlbelchen, ist das Scherverhalten bis zum Versagen. Dieses ist insbesondere für die Crashsimulation von großer Bedeutung, da hier das Versagen nicht mit dem Überschreiten der elastischen Grenzen gegeben ist, sondern die Bauteildeformation im plastischen oft bis zur Werkstofftrennung betrachtet wird.

Die Scherthematik wurde in verschiedenen Untersuchungen bereits betrachtet. Ein wesentlicher Unterschied des hier vorgestellten Projekts ist in den vordefinierten Randbedingungen gegeben.

- **Dabei ist zunächst die Anwendbarkeit des Prüfkonzpts für ein großes Werkstoffspektrum zu nennen.**
- **Dann sollte die Analyse des Dehnungsfelds direkt gegeben sein.**
- **Die Deformation sollte in einem möglichst reinen Schubbereich mit proportionalem Dehnpfad erfolgen.**
- **Die Untersuchungen sollen über einen crashrelevanten Dehnratenbereich in gleicher Art ermöglicht werden.**

Die weiteren Punkte können unter der übergeordneten Vorgabe einer einfachen Umsetzbarkeit der Prüfung an verschiedenen Prüfeinrichtungen zusammengefasst werden. Eine Übersicht der Kriterien und deren Gewichtung ist in Tabelle 4-1 gegeben.

1.1 Problemstellung

Für werkstoff- und beanspruchungsgerechte Leichtbau-Konstruktionen im Automobilbau werden für Vorausberechnungen zur Bewertung der Crashesicherheit experimentell bestimmte Werkstoff-Kennwerte und -Kennkurven benötigt, mit denen das Materialverhalten bei realen Crashsituationen möglichst genau bis zum Versagen beschrieben werden kann. Dabei liegen in den hochbeanspruchten Zonen meist mehrachsige Spannungs- und Dehnungszustände vor, für die das Verformungs- und Versagensverhalten des Werkstoffs auch bis hin zu den hohen auftretenden Dehnraten quantitativ bestimmt werden muss. In Crashsimulationen werden zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens Versagenskurven verwendet, die die Abhängigkeit der Versagensdehnung von der Triaxialität beschreiben (0 für reine Scher- und 1/3 für reine Zugbelastung).

Bei ein- und mehrachsiger Beanspruchung in Zug- und Kerbzugversuchen wird unter crashartiger Belastung meist eine höhere Versagensdehnung festgestellt als bei statischer Belastung. Dagegen zeigen mehrere Untersuchungen zu Scherbelastungen [BOE11, ELM01, KLI16, PEI12], dass unter Crashbelastung Scherversa-

gen bei geringeren Vergleichsdehnungen auftritt als unter entsprechender statischer Belastung. Ursache dafür dürften hohe lokale Verformungen sein, die sich in schmalen Scherzonen konzentrieren. Die dort in Wärme umgesetzte Verformungsenergie führt bei den schnellen, crashartigen Beanspruchungen lokal zu adiabatischen Temperaturerhöhungen. Bei Stählen sind Temperaturerhöhungen in der Größenordnung von 200 K gemessen worden [KLI16]. Dies führt dazu, dass unter Crashbelastung Abscheren begünstigt wird. So wird beispielsweise in [BOE11, KLI16] berichtet, dass bei Crashbelastung im Vergleich zu statischer Belastung eine erhöhte Wahrscheinlichkeit für Scherversagen festgestellt wurde. Der Scherbereich erfordert aus diesen Gründen eine besondere Berücksichtigung, um prognosefähige Crashsimulationen zu gewährleisten.

1.2 Motivation

Im Rahmen dieses Projekts sollten die Unsicherheiten bei der Werkstoffcharakterisierung im Scherbereich unter statischer und dynamischer Belastung geklärt werden. Die Bereitstellung verbesserter Eingangsdaten für Crashsimulationen erhöht deren Prognosefähigkeit erheblich. Die dann mögliche, genauere Vorhersage des Scherversagens sowohl bei statischer als auch bei dynamisch-crashartiger Belastung, wird die bisher verwendeten Auslegungsmethoden bzgl. Crashsicherheit und Leichtbauaspekte signifikant verbessern. Dies führt zu einer beanspruchungsgerechteren Auslegung und effizienteren Optimierung von häufig im Fahrzeug-Leichtbau eingesetzten Komponenten aus hoch- und höchstfesten Stahlblechen.

1.3 Zielsetzung

Um eine bessere experimentelle Basis zu schaffen, statisch und vor allem dynamisch/crashartig, war ein ursprüngliches Ziel des Projektes die systematische Untersuchung des Einflusses der Dehn- bzw. Scherrate auf das Verformungs- und Versagensverhalten im Scherbereich bei Triaxialitäten zwischen 0 und 1/3. Dieses wurde insoweit etwas modifiziert, dass die Triaxialität nicht frei adaptierbar in diesem Bereich sondern möglichst auf einem proportionalen Dehnungspfad um 0 angestrebt wurde. Es wurden zunächst im Automobilleichtbau eingesetzte hoch- bis höchstfeste Stähle untersucht mit Berücksichtigung einer zukünftigen Übertragbarkeit auf andere Werkstoffgruppen. Um die Untersuchungen unter direkt vergleichbaren Prüfungsbedingungen durchzuführen, war es notwendig, sowohl statisch als auch dynamisch mit gleichen Probengeometrien unter gleichen Einspannbedingungen Versuchsserien für eine Reihe von Werkstoffen durchzuführen. Dazu wurden geeignete Scherproben entwickelt, verglichen und optimiert.

Wesentliche Randbedingungen dabei waren, dass die Proben

- statisch und dynamisch gleichermaßen einsetzbar sind, insbesondere auch unter Berücksichtigung der bei dynamischer Prüfung entstehenden Trägheitskräfte,
- möglichst proportional ansteigende Dehnpfade liefern,
- zuverlässig Versagensbeginn im Scherbereich ermöglichen,
- für Leichtbaustähle verschiedener Festigkeitsklassen einsetzbar sind,
- mit relativ einfachen Methoden aus dem Blech gefertigt werden können, möglichst ohne Bearbeitung der Blechdicke im Messbereich
- geeignet sind, um den Einfluss der Dehn-/Scherrate auf die Versagensdehnung und die adiabatische Erwärmung systematisch zu untersuchen.

2 Stand der Technik

2.1 Stand der Forschung und Entwicklung

Für heutige Crashsimulationen ist die Versagenskurve eine üblicherweise verwendete Werkstoff-Kennkurve zur Berechnung der Crashesicherheit im Automobilbereich. Dabei wird die Vergleichsdehnung nach von Mises bei Versagen (Versagensdehnung) über der Triaxialität (Mehrachsigkeit) aufgetragen, siehe z.B. Abbildung 2-1.

2.1.1 Statische Versagenskurven

Vor allem für statische Belastungen sind Untersuchungen zur Versagenskurve bekannt [BEH13, SUN12, PAP14, WIE05].

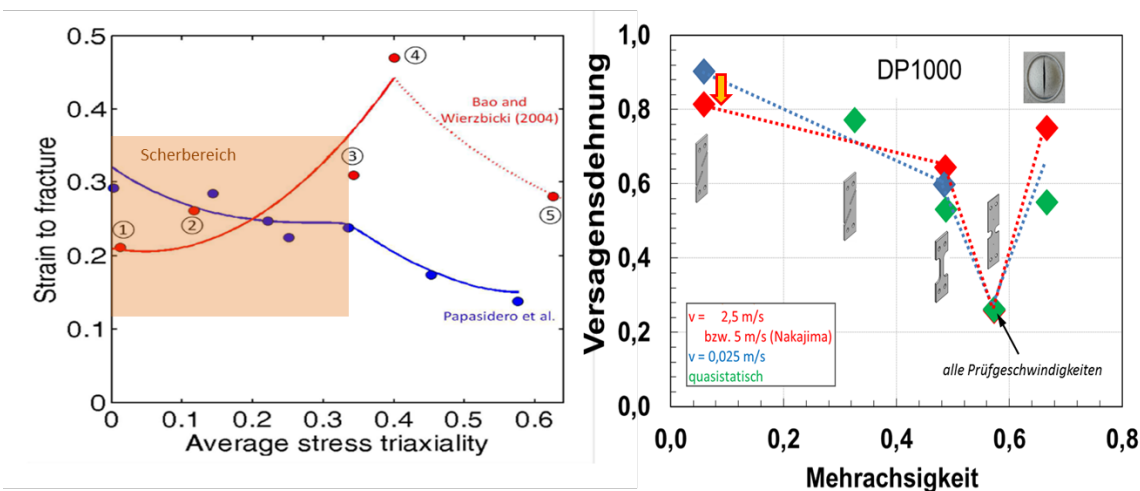


Abbildung 2-1: Unterschiedliche statische Versagenskurven für die gleiche Aluminiumverbindung, links [PAP14], Versagensdiagramm für statische und dynamische Belastung mit experimentell ermittelten Dehnungswerten und Mehrachsigkeitswerten aus FE-Rechnung, rechts [KLI16]

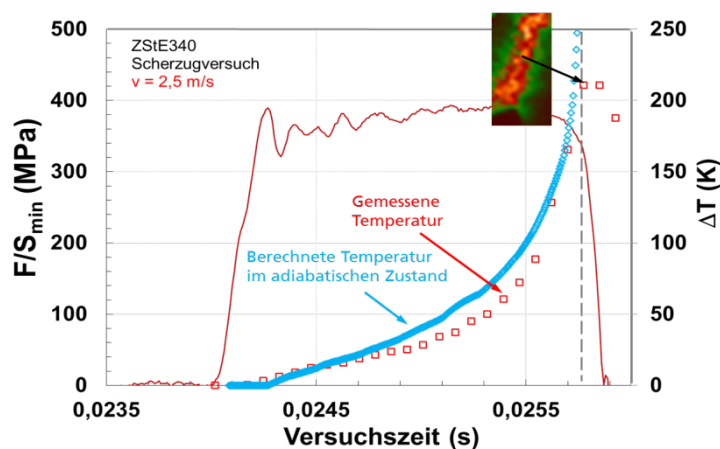


Abbildung 2-2: Lokale Temperaturerhöhung im dynamischen Scherzugversuch [KLI16]

Bei Untersuchungen mit Zug- und Kerbzug-Proben mit Triaxialitäten größer $1/3$ werden meist monoton abfallende Versagenskurven festgestellt, bevor es bei zweiachsiger Beanspruchung aufgrund des geänderten Lode-Parameters zu einem Wiederanstieg der Versagenskurve kommt [WIE05]. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen führen jedoch im Scherbereich zu unterschiedlichen statischen Versagenskurven (siehe Abbildung 2-1 links). Einige Untersuchungen z.B. mit Torsions- oder Butterfly-Proben zeigen vom Scher- bis in den Zugbereich eine monoton fallende Versagenskurve [AUT09, BEH13, PAP14], andere Untersuchungen z.B. mit Schrägkerb-Scherproben zeigen ein Minimum der Versagenskurve im Scherbereich [SUN12, WIE05]. Schon bei ausschließlich statischer Beanspruchung ist demnach der Verlauf der Versagenskurve im Scherbereich nicht eindeutig geklärt. Die unterschiedlichen Formen der Versagenskurven können verursacht sein durch unterschiedliches Werkstoffverhalten, nicht-proportionale Belastungspfade, die wiederum durch nicht-optimale Probengeometrien gegeben sind, und bei gleicher Triaxialität unterschiedliche Spannungszustände durch verschiedene Lodeparameter. Die kritischen Dehnungen bei reiner Scherung wurden in der Regel unter Annahmen von Material- bzw. Versagensmodellen berechnet.

2.2 Dynamische Versagenskurven

Hochgeschwindigkeitsversuche für einachsige und biaxiale Beanspruchung zeigen, dass für unterschiedliche Stähle die Versagensdehnungen in der Regel mit zunehmender Dehnrate ansteigen (Abbildung 2-1 rechts) [KLI16, MOH14]. Im Scherbereich hat sich jedoch in verschiedenen Untersuchungen sowohl bei Stählen als auch bei Aluminiumverbindungen gezeigt, dass die Versagensdehnung mit zunehmender Prüfgeschwindigkeit abnimmt [BOE11, ELM01, KLI14, PEI12,], siehe z.B. bei Triaxialität $\approx 0,05$ in Abbildung 2-1 rechts. Ursache dafür sind starke Dehnungslokalisierungen im Scherbereich. Die dabei in Wärme umgesetzte lokale Verformungsarbeit kann in den kurzen Zeiten bei crashartigen Belastungen nicht abgeführt werden. Daraus resultieren z.B. bei Stählen adiabatische Temperaturerhöhungen von bis zu ca. 200 K (Abbildung 2-2). Diese Temperaturerhöhungen erleichtern offenbar das Abgleiten und führen zu reduzierten Scher-Versagensdehnungen.

2.2.1 Versagensmodus unter statischer und dynamischer Belastung

Unter crashartiger Belastung ist außerdem eine erhöhte Wahrscheinlichkeit für Scherversagen festgestellt worden, sowohl bei Bauteilprüfungen an geschweißten Aluminium-Crashboxen [BOE11] als auch bei Versuchen mit Schrägkerb-Scherzugproben an hochfesten Stählen [KLI16]. Für den Werkstoff DP1000 wurde durch fraktographische Untersuchungen ein Wechsel des Versagensmodus von statischer zu dynamischer Belastung nachgewiesen: während bei Schrägkerb-Scherzugproben unter statischer Belastung Zugversagen im Kerbgrund erfolgt, versagen gleichartige Proben bei dynamischer Belastung unter Scherung im Scherbereich zwischen den Kerben [KLI16]. Bei der statisch geprüften Probe ist dann die maximale Dehnung in der Mitte der Scherzone als sicher ertragene Dehnung im

Scherbereich zu interpretieren, die tatsächliche statische Versagensdehnung unter Schub ist mit dieser Probenform nicht zuverlässig bestimmbar. Dieses Beispiel zeigt die Notwendigkeit der Entwicklung einer Scherprobe, die sowohl statisch als auch dynamisch gleichermaßen zuverlässig zu Scherversagen führt.

Gängige Scherproben

Einige bekannte und bisher meist für statische Untersuchungen eingesetzte Scherproben werden nachfolgend vorgestellt und hinsichtlich ihrer Eignung sowohl für statische als auch für dynamische Scherexperimente an dünnen Stahlblechen mit Dicken bis maximal 3 mm bewertet.

Butterfly-Proben

Eine Weiterentwicklung der klassischen Arcan-Scherprobe [ARC78] ist die Butterfly-Probe (Abbildung 2-3), die mehrfach für statische Scherexperimente in der Regel mit gezielter Dickentaillierung modifiziert wurde [BEH13, MOH08]. Wegen der großen, massiven Einspannung ist bei schnellen Versuchen mit ausgeprägten Trägheitskräften zu rechnen, so dass diese Einspannung für dynamische Prüfungen kaum geeignet ist. Außerdem bewirkt das Abarbeiten der Oberfläche von dünnen Blechen im dickentaillierten Prüfbereich, dass Eigenschaftsgradienten in Dickenrichtung wie z.B. Dickenanisotropie nicht unverfälscht erfasst werden können.

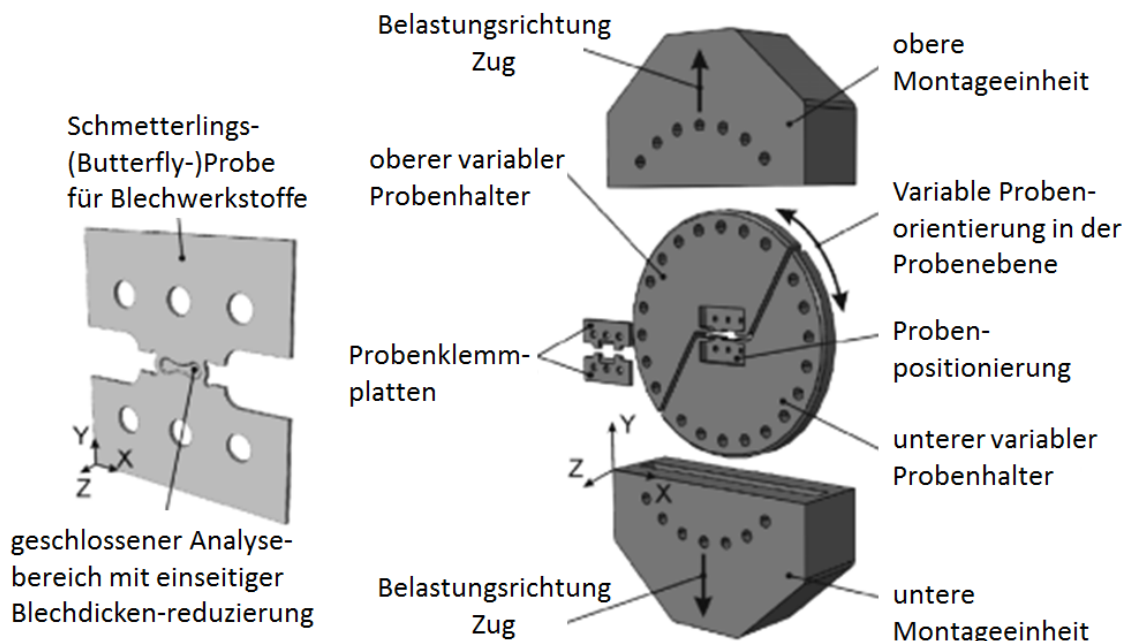


Abbildung 2-3: Butterfly-Probe für statische Belastungen [BER13]

Torsionsproben

Torsionsproben werden klassisch als Voll- oder Rohrproben aus dickwandigen Strukturen gefertigt. Für Blechwerkstoffe gibt es die Möglichkeit, Torsionsversuche an Hohlproben durchzuführen [AUT09, PAP14]. Die Fertigung solcher Hohl- bzw. Rohrproben aus Blechen ist jedoch meist sehr aufwendig und für dynamisch-crashartige Versuche gibt es nur vereinzelt Untersuchungen [HAL05]. Alternativ kann für Bleche eine ebene Torsionsprobe als Doppelsteg-Probe (Abbildung 2-4) eingesetzt werden, allerdings beeinflussen auch hier die Kerben den Spannungszustand in den Scherzonen. Für statische Belastung liegen erste Erfahrungen vor [TIL13, YIN12].

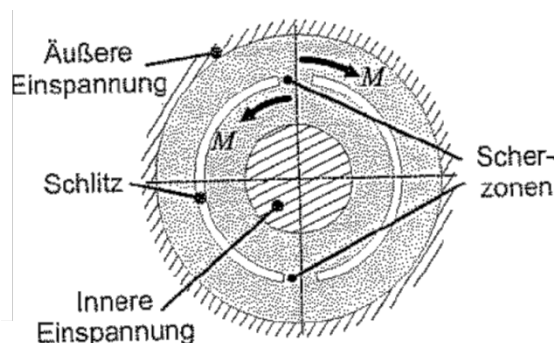


Abbildung 2-4: Doppelsteg-Probe für Torsionsversuch an Blechscheiben [YIN12]

Miyauchi-Proben

Eine symmetrische Scherprobe für dünnwandige Strukturen wie Bleche stellt auch die Miyauchi-Probe dar [MIY84], siehe auch Abbildung 2-5. Durch zwei symmetrisch angeordnete Scherbereiche ist ein Herausdrehen der Scherzone aus der Scherebene während des Versuchs und damit auch überlagerte Zugspannungen begrenzt. Aufgrund vieler Vorteile dieser Geometrie wie Symmetrie und leichte Probenfertigung wurde diese Probenform häufig verwendet und unterschiedlich modifiziert [MER09, BEH13], z.B. durch Ausdünnen der Scherregion analog der Butterfly-Probe [BEH13]. Ein Vorteil der Miyauchi-Probe ist die für dynamische Experimente einfach zu realisierende Versuchsdurchführung mit einer gewichtsoptimierten Einspannung.

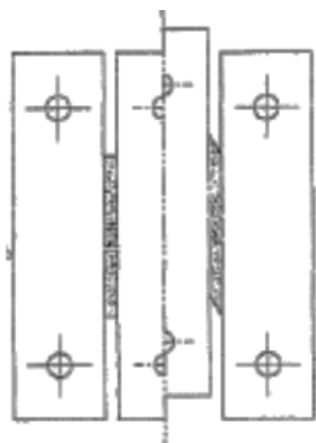


Abbildung 2-5: Prinzip einer Miyauchi-Probe, unverformt links, verformt rechts [MER09]

Schrägkerb-Scherzugproben

Schrägkerb-Scherzugproben wurden für Aluminium-Scherversuche genormt (ASTM Standard B 831-14) und können wie die Miyauchi-Probe mit gewichtsoptimierter Einspannung statisch und dynamisch eingesetzt werden. Die Probenfertigung kann verhältnismäßig leicht in hoher Qualität durch Erodieren oder Mikrowasserstrahlschneiden erfolgen. Durch Variation der Kerbposition, Länge der Scherzone und Art der Kerben kann diese Probenform vielfältig variiert und optimiert werden [MER09, PEI12]. Um Scherversagen zu erzeugen, ist es wichtig, dass kurz vor Versagen die höchsten Dehnungen in der Mitte der Scherzone bei Triaxialitäten zwischen 0 und $1/3$ vorliegen und dort gezielt durch Variation der Scherzonengeometrie eingestellt werden kann. Wichtige Parameter bei der Probenoptimierung sind Länge und Breite der Scherregion im Verhältnis zur Probendicke sowie die Kerbform. Für statische und dynamische Scherbeanspruchung bei metallischen Blechwerkstoffen gibt es für diese Parameter bereits erste Empfehlungen für Titan-Aluminium-Legierungen [PEI12], siehe Abbildung 2-6. Die Anwendbarkeit auf Stähle ist noch nicht nachgewiesen.

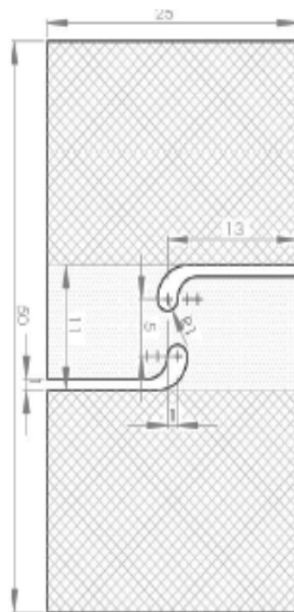


Abbildung 2-6: Scherprobengeometrie mit "negativ" versetzten Kerben [PEI12]

Mit einem positiven Versatz der Kerben zum seitlichen Probenrand hin erreicht man in der Scherzone erhöhte Zuganteile und Triaxialitäten bis hin zu $1/3$ [SUN09]. Ein negativer Versatz der Kerben zueinander wie in Abbildung 2-6 führt zu einer Erniedrigung der Triaxialität in der Scherregion [BOE12, PEI12], so dass man damit fast in den Bereich reiner Scherung bei Triaxialitäten um 0 kommt. Der optimale Versatz der Kerben zueinander hängt sehr von den Werkstoffeigenschaften ab [PEI12]. Um in der Scherzone gezielt eingestellte Triaxialitäten zwischen 0 und $1/3$ gleichzeitig mit den höchsten Dehnungen in diesem Bereich zu erzeugen, müssen die erwähnten Parameter werkstoffabhängig angepasst werden. Die symmetrische Anordnung von zwei Scherbereichen entsprechend Abbildung 2-5 analog der Miyauchi-Probe ist zu bevorzugen [TIL13].

Die in Tabelle 3-1 aufgeführten Komplexphasenstähle wurden für die Erarbeitung einer Gestaltungsempfehlung in diesem Projekt hinzugenommen und eine Grundcharakterisierung unter einachsiger quasistatischer Belastung durchgeführt. Die Komplexphasenstähle lagen auch in verschiedenen Blechdicken vor, sodass der Einfluss der Blechdicke auf die Scherprobengestaltung berücksichtigt werden konnte.

Tabelle 3-1: Werkstoffe für die Erarbeitung der Scherprobengestaltungsempfehlung

EN 10346:2015 bzw. Werks- sondergüte (*)	VDA 239- 100:2016	IWM- Code	Blechdicke [mm]	Werkstoff- lieferant	Projekte
HX340LAD	CR300LA	YS1/ AFZ1	1,5	Salzgitter Mannesmann Forschung GmbH	A 278 / S 24/10195/12 und P1141/22/2015 / S024/10226/15
HCT980X +Z110MB	CR590Y980T -DP GI50/50U	YS2	1,5	Voestalpine Stahl GmbH	A 278 / S 24/10195/12
HCT980XG	CR700Y980T -DP	AFZ2	1,4	Voestalpine Stahl GmbH	P1141/22/2015 / S024/10226/15
HCT780C	CR570Y780T -CP	ALF1	1,03	Thyssenkrupp AG	IGF 18943 N/1
HCT780C	CR570Y780T -CP	ALF2	1,51	Thyssenkrupp AG	IGF 18943 N/1
CP-W 1000+Z (*)		ALF3	3,0	Thyssenkrupp AG	IGF 18943 N/1
HCT980C	CR780Y980T -CP	ALF4	1,0	Voestalpine Stahl GmbH über Daimler AG	IGF 18943 N/1
HCT980C	CR780Y980T -CP	ALF5	1,5	Voestalpine Stahl GmbH über Daimler AG	IGF 18943 N/1
HCT980C	CR780Y980T -CP	ALF6	2,0	Voestalpine Stahl GmbH über Daimler AG	IGF 18943 N/1

3.2 Werkstoffcharakterisierung

3.2.1 Metallographie

Die Werkstoffe aus den Vorgängerprojekten wurden bereits metallographisch untersucht und die Ergebnisse sind in den Abschlussberichten [TRO15, SUN18] dokumentiert. Für die in diesem Projekt zu charakterisierenden Komplexphasenstähle wurden Schliffe senkrecht zur Blechebene und längs zur Walzrichtung durchgeführt und mit einer Nitalätzung versehen. Es wurden Lichtmikroskopbilder angefertigt und eine Vickers-Härtemessung über die Probendicke durchgeführt. Die Härtemessung wurde als HV0,1 nach DIN EN ISO 6507 [DIN18] durchgeführt. In Abbildung 3-1 bis Abbildung 3-6 sind jeweils für die verschiedenen Werkstoffe ein Lichtmikroskopbild des Längsschliffes und das Ergebnis der Härtemessung über der Blechdicke aufgezeigt. Für beide Blechdicken des HCT780C und für den CP-W1000+Z zeigen sich größere Härtewerte in Blechmitte gegenüber dem Randbereich. Außerdem liegen bei dem HCT780C die Härtewerte für die Blechdicke 1,03 mm höher als für Blechdicke 1,51 mm. Der HCT980C zeigt für alle untersuchten Blechdicken eine relativ konstante Härte über der Blechdicke. Für die Blechdicke 1,0 mm liegen die Härtewerte moderat über denen bei 1,5 mm und 2,0 mm Blechdicke. Mikrostrukturbilder aus der Blechmitte und den Randzonen sind im Anhang in Abbildung 13-1 bis Abbildung 13-6 gezeigt.

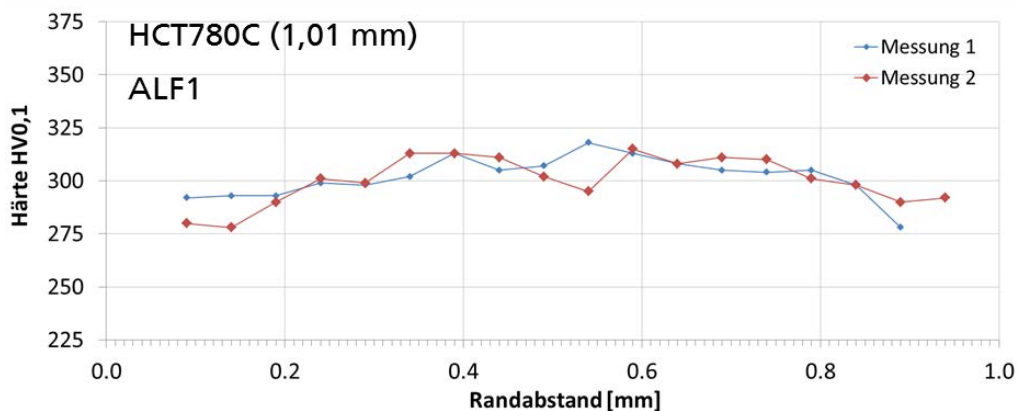
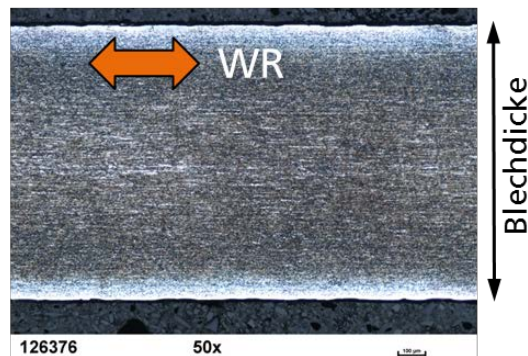


Abbildung 3-1: Lichtmikroskopbild eines Längsschliffes senkrecht zur Blechdicke (oben) und Vickershärte über die Blechdicke (unten) für HCT780C (1,03 mm)

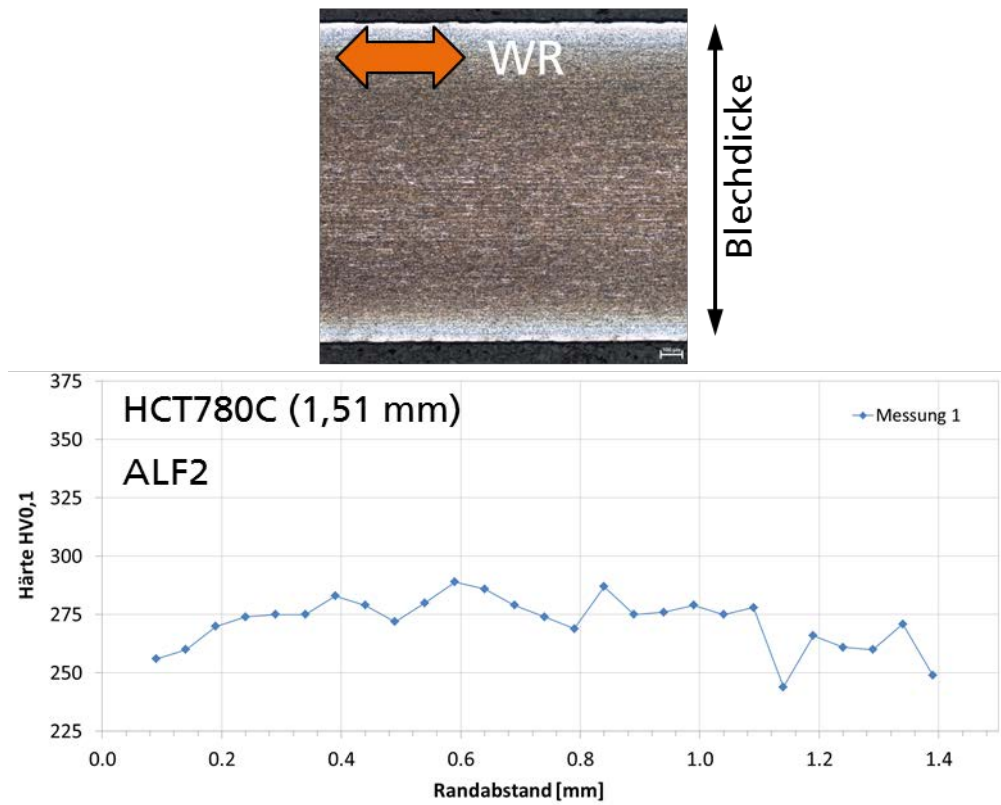


Abbildung 3-2: Lichtmikroskopbild eines Längsschliffes senkrecht zur Blechedicke (oben) und Vickershärte über die Blechedicke (unten) für HCT780C (1,51 mm)

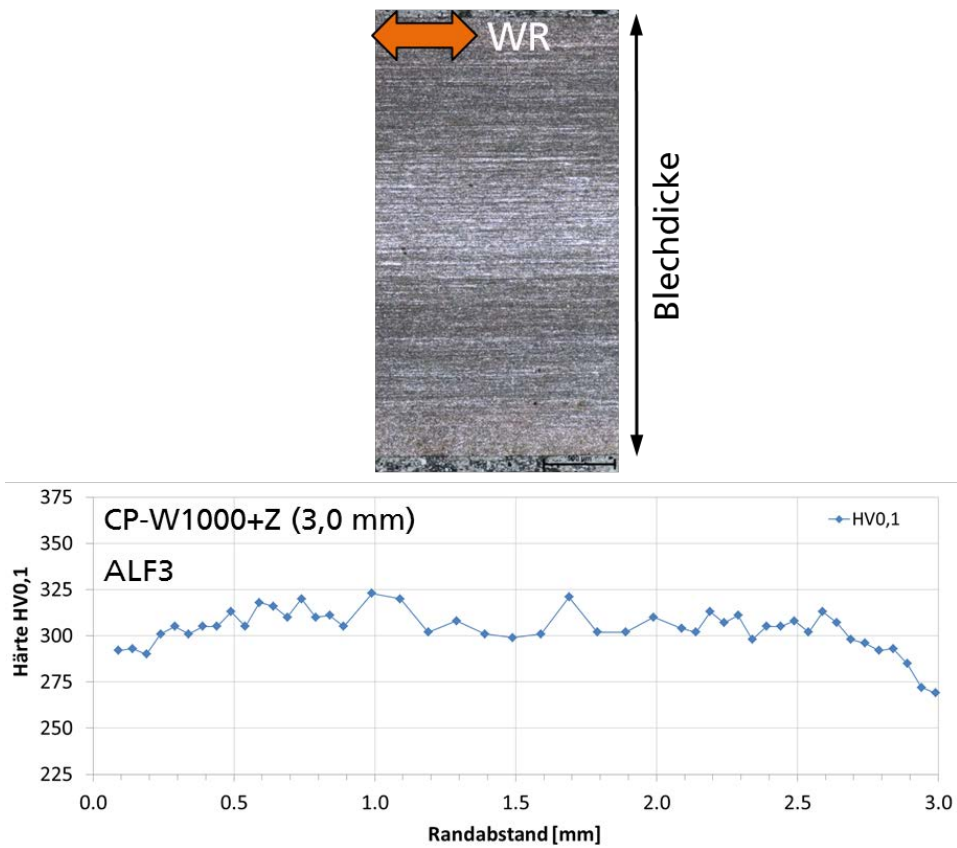


Abbildung 3-3: Lichtmikroskopbild eines Längsschliffes senkrecht zur Blechedicke (oben) und Vickershärte über die Blechedicke (unten) für CP-W1000+Z (3,0 mm)

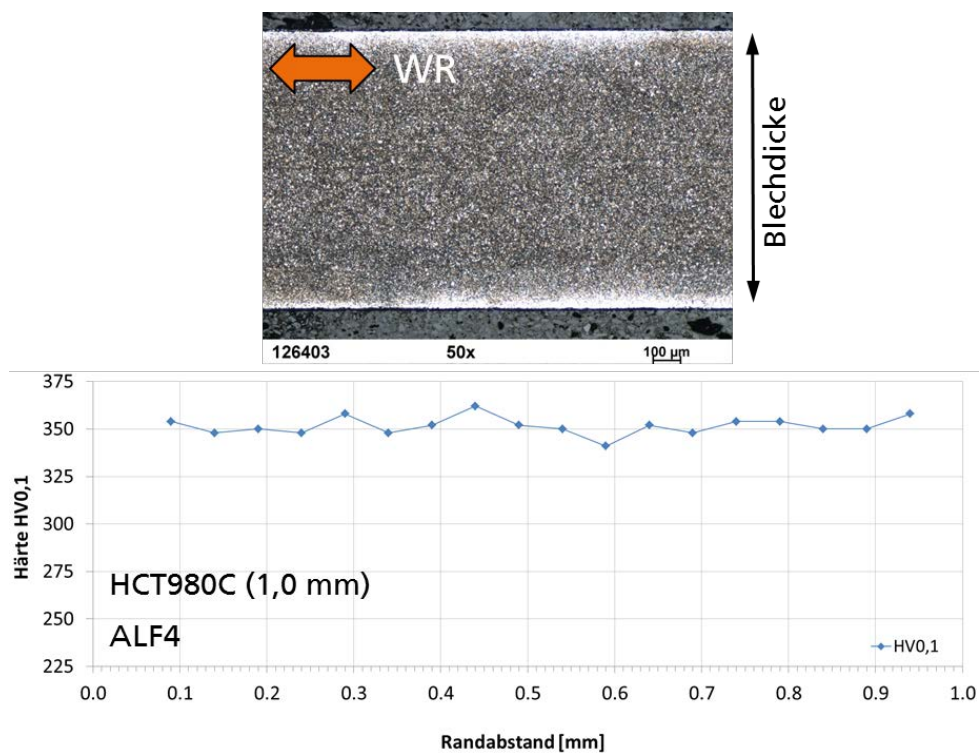


Abbildung 3-4: Lichtmikroskopbild eines Längsschliffes senkrecht zur Blechedicke (oben) und Vickershärte über die Blechedicke (unten) für HCT980C (1,0 mm)

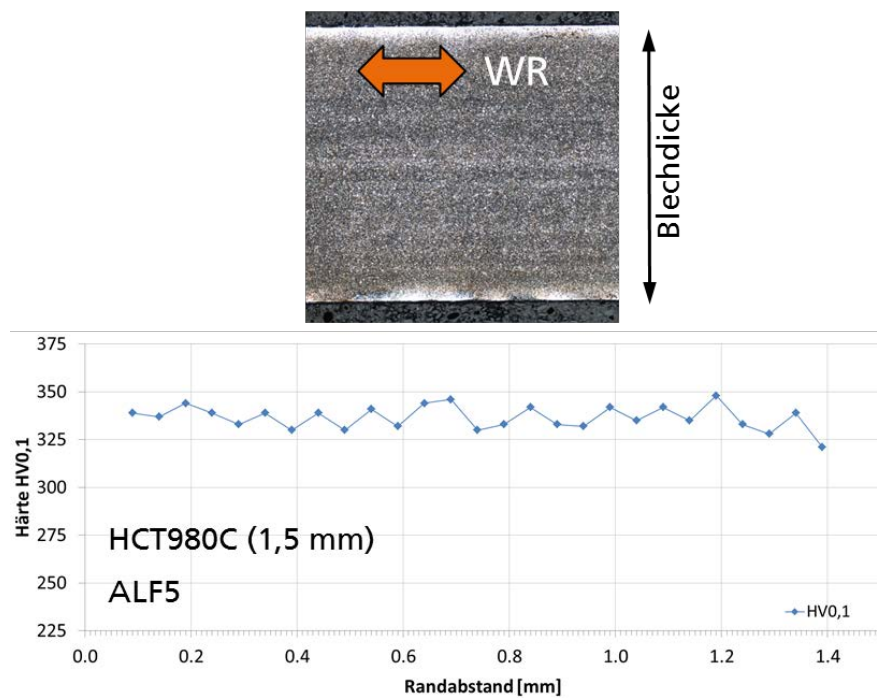


Abbildung 3-5: Lichtmikroskopbild eines Längsschliffes senkrecht zur Blechedicke (oben) und Vickershärte über die Blechedicke (unten) für HCT980C (1,5 mm)

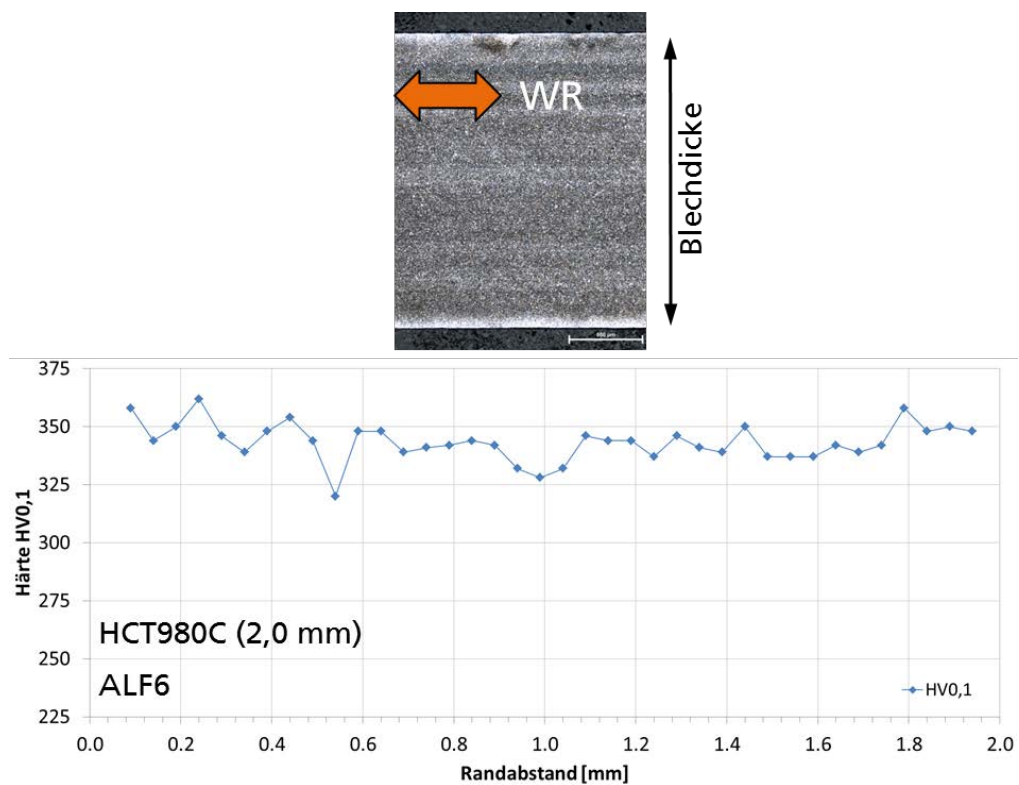


Abbildung 3-6: Lichtmikroskopbild eines Längsschliffes senkrecht zur Blechdicke (oben) und Vickershärte über die Blechdicke (unten) für HCT980C (2,0 mm)

3.2.2 Kennwertermittlung

Um eine optimierte werkstoffabhängige Scherprobe zu gestalten ist die Kenntnis von Werkstoffkennwerten unter einachsiger Zugbelastung notwendig. Für die Werkstoffe aus den Vorgängerprojekten lag bereits eine umfangreiche Charakterisierung mit Kennwerten vor, ebenso für die Werkstoffe, die zur Validierung der Scherprobengestaltungsempfehlung zugezogen wurden. Die einachsigen Zugversuche an dem mikrolegierten Stahl HX340LAD und den beiden Dualphasenstählen HCT980X in den Vorgängerprojekten wurden mit der in Abbildung 3-7 dargestellten Flachzugprobe durchgeführt. Die in diesem Projekt zusätzlich zu untersuchenden Komplexphasenstähle wurden daher mit der gleichen Probengeometrie quasistatisch geprüft, um den Einfluss der Probengeometrie auf die Kennwerte auszuschließen. Diese Probengeometrie beinhaltet einen gegenüber Normzugproben verkürzten parallelen Messbereich $L_c = 25$ mm mit einer Anfangsmesslänge von $L_0 = 20$ mm, um bei dynamischer Charakterisierung Oszillationen im Kraftsignal möglichst gering zu halten. Bei der Kennwertermittlung ist zu beachten, dass die Bruchdehnung $A_{20\text{mm}}$ der hier verwendeten Flachzugprobe systematisch kleiner ist als die bei der häufig verwendeten Normzugprobe mit einer Anfangsmesslänge von $L_0 = 80$ mm (80er-Probe) [DIN09].

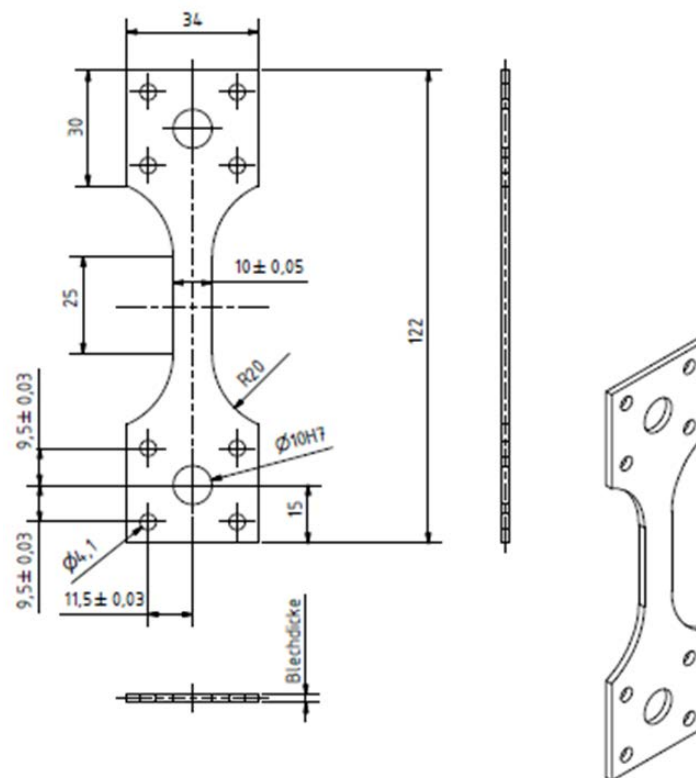


Abbildung 3-7: Flachzugproben für die Charakterisierung unter einachsiger Zugbelastung

Die in diesem Projekt durchgeführten Flachzugversuche wurden mit einer Hochgeschwindigkeits-Prüfmaschine mit einer Prüfgeschwindigkeit von 0,02 mm/s bei Raumtemperatur durchgeführt. Die Kraftmessung erfolgte mit einer Piezokraftmesszelle. Die Messung der Prüfteilverlängerung bis zum Bruch erfolgte durch lokale Messung von im Prüfteil applizierten Specklemustern mit einer Hochgeschwindigkeits-Videokamera und anschließender Auswertung mit Grauwertkorrelation (ARAMIS) [GOM19]. Die Proben wurden wegen geringer Anisotropie bei hochfesten Stählen lediglich quer zur Walzrichtung entnommen, da dies bei Stählen die übliche Charakterisierungsorientierung ist und auch in den Vorgängerprojekten für die dehnratenabhängige Charakterisierung gewählt wurde. Die Probenentnahme erfolgte mittels Mikrowasserstrahlschneiden.

In Abbildung 3-8 sind die geprüften Proben für HCT780C in zwei Blechdicken und für CP-W 1000 dargestellt. Bei dem HCT780C tritt vermehrt Bruch in einem Winkel von ca. 30° zur Horizontalen auf. Für die Blechdicke von 1,03 mm liegen die Bruchflächen außerdem nah an der oberen Messlänge. Der CP-W 1000 zeigt bei allen Proben einen horizontalen Bruch innerhalb der Messlänge. In Abbildung 3-9 sind die geprüften Proben für den HCT980C für drei Blechdicken gezeigt. Alle Proben sind innerhalb der Messlänge in einem Winkel von ca. 40° zur Horizontalen gebrochen.

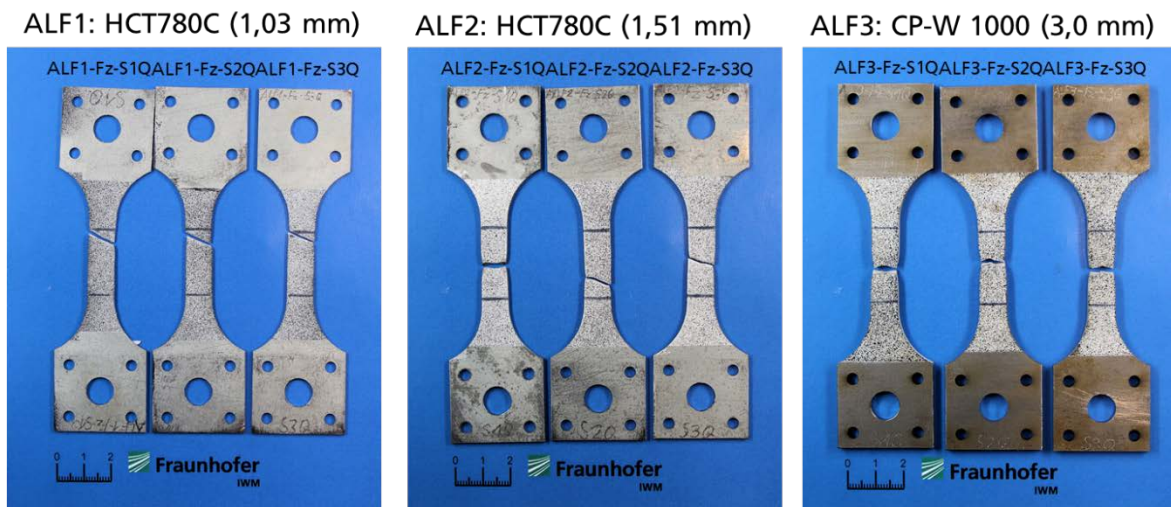


Abbildung 3-8: Quer zur Walzrichtung geprüfte Flachzugproben für HCT780C mit 1,03 mm und 1,51 mm Blechdicke sowie für CP-W 1000 mit 3,0 mm Blechdicke

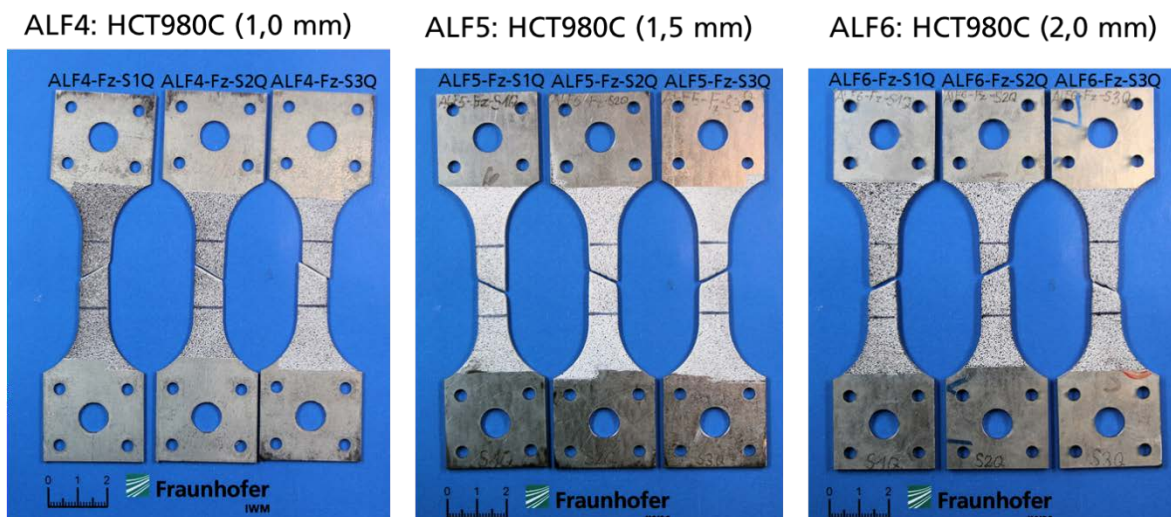


Abbildung 3-9: Quer zur Walzrichtung geprüfte Flachzugproben für HCT980C mit Blechdicken 1,0 mm, 1,5 mm und 2,0 mm

In Abbildung 3-10 sind die Ergebnisse der technischen Spannungs-Dehnungskurven für die Werkstoffe dargestellt, anhand derer die werkstoffabhängige Scherproben-gestaltung erarbeitet wurde. Die Dualphasen- und Komplexphasenstähle liegen in einem Festigkeitsbereich zwischen 850 MPa und 1050 MPa mit Bruchdehnungen unter 20 %. Dagegen zeigt der mikrolegierte Stahl HX340LAD eine deutlich niedrigere Festigkeit in der Größenordnung von 450 MPa und eine Bruchdehnung von mehr als 35 %. Für die Komplexphasenstähle, insbesondere für den HCT780C, treten mit zunehmender Blechdicke niedrigere Festigkeiten und größere Bruchdehnungen auf.

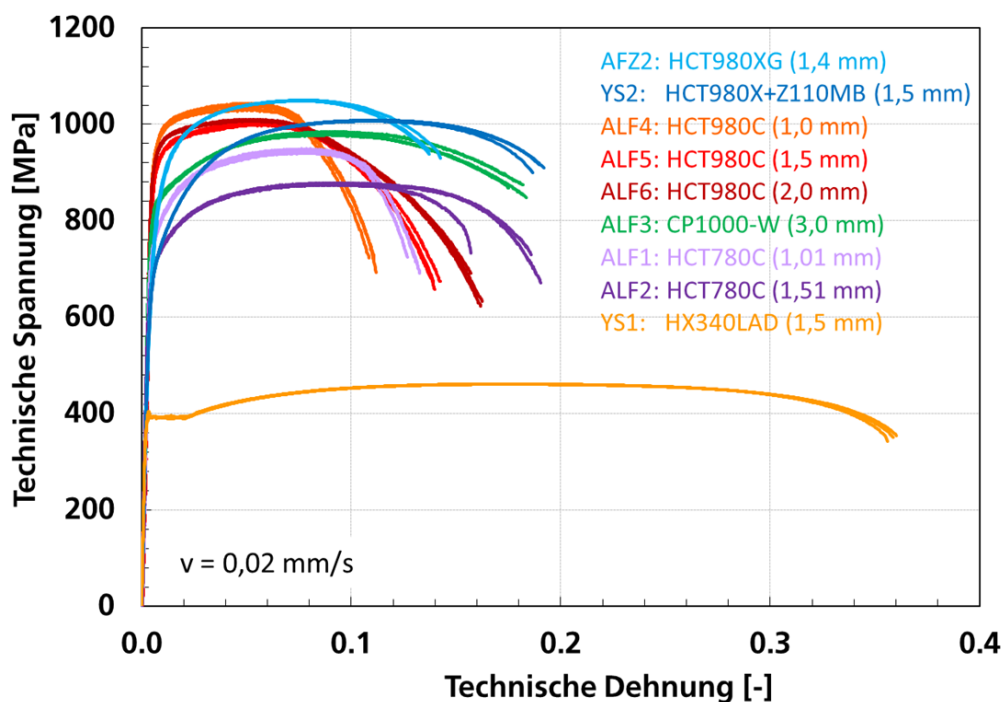


Abbildung 3-10: Spannungs-Dehnungskurven der Werkstoffe für die Erarbeitung der Scherprobengestaltung quer zur Walzrichtung

In Tabelle 3-2 sind die technischen Kennwerte für das Globalverhalten der in diesem Projekt charakterisierten Werkstoffe zuzüglich der drei Werkstoffe aus den Vorgängerprojekten als Mittelwerte für jeweils drei Wiederholungsversuche aufgeführt. Die Werte für die einzelnen Versuche sind im Anhang dokumentiert. Die technischen Kennwerte wurden in Anlehnung an DIN EN ISO 6892-1 [DIN09] ermittelt. Dabei wurde die Bruchdehnung aus Grauwertkorrelation unmittelbar vor Bruch ausgewertet. Zusätzlich zur klassischen Kennwertermittlung wurde auch der Verfestigungsexponent n_{2-Ag} zwischen 2 % plastischer Dehnung und Gleichmaßdehnung nach der Hollomon-Gleichung nach DIN ISO 10275 [DIN14] ausgewertet, wie in Gleichung Gl 1 und Abbildung 3-11 beispielhaft zu sehen ist.

$$\sigma = C \varepsilon_{pl}^n \quad (\text{Gl 1})$$

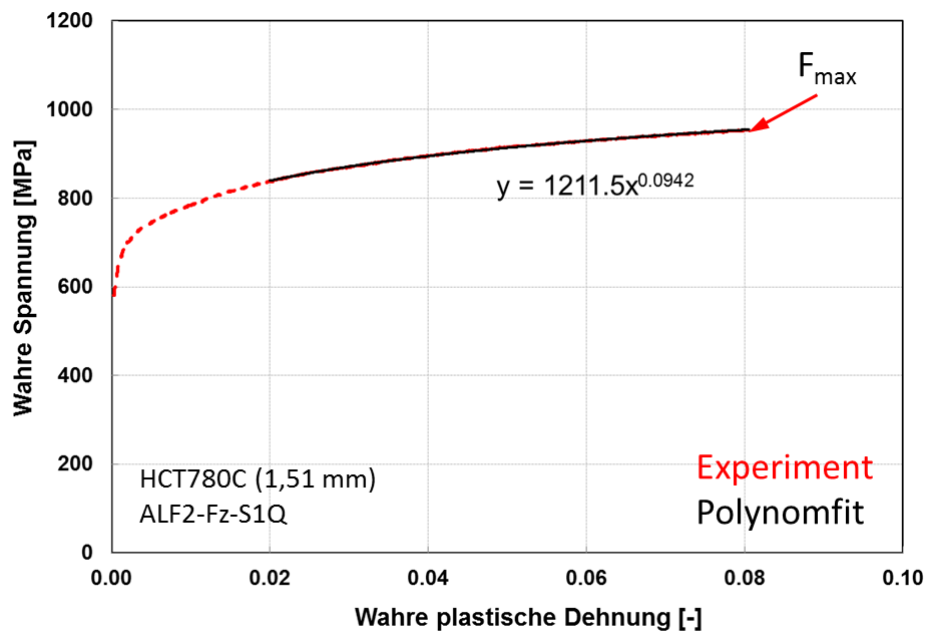


Abbildung 3-11: Ermittlung des Verfestigungsexponenten nach DIN EN ISO 10275 [DIN14]

Tabelle 3-2: Technische Kennwerte der Werkstoffe für die Erarbeitung der Scherprobengestaltung quer zur Walzrichtung (Mittelwerte aus drei Wiederholungsversuchen)

Werkstoff	IWM-Code	Blechdicke [mm]	R _{p0,2} [MPa]	R _m [MPa]	A _g [%]	A _{20mm} [%]	n _{2-Ag}
HCT780C	ALF1	1,03	746	946	7,2	12,7	0,087
HCT780C	ALF2	1,51	689	878	8,4	17,4	0,094
CP-W 1000+Z	ALF3	3,0	814	981	8,6	17,6	0,099
HCT980C	ALF4	1,0	941	1039	4,6	10,8	0,045
HCT980C	ALF5	1,5	890	1003	5,1	13,7	0,057
HCT980C	ALF6	2,0	923	1009	4,6	15,7	0,047
HCT980X+Z110MB	YS2	1,5	683	1007	10,3	18,5	0,132
HCT980XG	AFZ2	1,4	759	1049	7,1	13,4	0,081
HX340LAD	YS1	1,5	390	461	17,4	35,6	0,149 (*)

Anmerkung: (*) = n_{2,5-Ag}

Zusätzlich zu den Kennwerten, die das Globalverhalten der Werkstoffe beschreiben, wurden auch lokale Größen ausgewertet, die das Lokalisationsverhalten vor Bruch charakterisieren. Neben der Einschnürung Z nach DIN EN ISO 6892-1 [DIN09] wurden auch die lokalen Versagensdehnungen aus Grauwertkorrelation $\epsilon_f(\text{DIC})$ und aus der Bruchdehnung $\epsilon_f(\text{Z})$ ermittelt. $\epsilon_f(\text{Z})$ entspricht dem in [HAN16] gezeigten TFS (true

fracture strain) nach Gleichung Gl 2 unter der Voraussetzung von Volumenkonstanz in der Einschnürzone.

$$\varepsilon_f(Z) = -\ln(1-Z) \quad (\text{Gl 2})$$

Die lokale Versagensdehnung aus Grauwertkorrelation wurde für die Werkstoffe aus den Vorgängerprojekten den Abschlussberichten entnommen [TRO15, SUN18]. Für die in diesem Projekt neu charakterisierten Werkstoffe wurde $\varepsilon_f(\text{DIC})$ analog der Auswertungen aus [TRO15] als maximale Vergleichsdehnung nach von Mises im letzten Videobild vor Bruch mit einer lokalen Messlänge von $L_0 = 0,20$ mm bis $L_0 = 0,25$ mm aus ARAMIS ausgewertet.

Tabelle 3-3: Lokale Kenngrößen der Werkstoffe für die Erarbeitung der Scherprobengestaltung quer zur Walzrichtung

Werkstoff	IWM-Code	Blechdicke [mm]	Z [%]	$\varepsilon_f(Z)$	$\varepsilon_f(\text{DIC})$
HCT780C	ALF1	1,03	48,2	0,66	0,87
HCT780C	ALF2	1,51	50,5	0,76	0,67
CP-W 1000+Z	ALF3	3,0	39,2	0,50	0,46
HCT980C	ALF4	1,0	45,4	0,61	0,86
HCT980C	ALF5	1,5	53,9	0,78	1,16
HCT980C	ALF6	2,0	58,7	0,88	1,09
HCT980X+ Z110MB	YS2	1,5	35,1	0,43	0,53
HCT980XG	AFZ2	1,4	33,5	0,41	0,52
HX340LAD	YS1	1,5	62,5	0,98	1,11

3.2.3 Einfluss der Probengeometrie auf die Technischen Kennwerte

Für eine Scherprobengestaltung auf Basis von Werkstoffkennwerten ist es wichtig möglichst probenunabhängige Kennwerte zu verwenden. Eine Robustheit gegenüber der Probengeometrie zeigt sich im einachsigen Zugbereich bis etwa zur Gleichmaßdehnung. Die Kennwerte ab Einschnürbeginn wie die globale und lokale Bruchdehnung sind dagegen sehr geometrieabhängig. Für einige Komplexphasenstähle lagen Kennwerte vor, die mit der genormten nichtproportionalen Flachzugprobe mit $L_0 = 80$ mm und $b_0 = 20$ mm [DIN09 Anhang B] ermittelt wurden [RIC18, HEI18]. In Tabelle 3-4 sind die mit der Normzugprobe ermittelten Kennwerte mit denen mit der Flachzugprobe aus Abbildung 3-7 bestimmten verglichen. Die Ergebnisse mit der Normzugprobe sind mit $L_0 = 80$ mm gekennzeichnet und hellgrau unterlegt, die mit der Flachzugprobe aus Abbildung 3-7 mit $L_0 = 20$ mm. Die mit der Flachzugprobe mit $L_0 = 20$ mm bestimmten Kennwerte zeigen nur geringe Abweichungen von denen mit der Normzugprobe. Während bei $R_{p0,2}$, R_m und n_{2-Ag} Abweichungen von 1-2% auftreten,

liegen bei A_g Abweichungen von ca. 10% vor. Damit bilden die erstgenannten Kennwerte eine robustere Basis für die Scherprobengestaltung als die Gleichmaßdehnung. Bei diesem Vergleich muss allerdings beachtet werden, dass neben dem Einfluss der Probengeometrie auch ein Chargeneinfluss vorliegt.

Tabelle 3-4: Einfluss der Probengeometrie auf die Technischen Kennwerte (Mittelwerte aus drei Wiederholungsversuchen quer zur Walzrichtung)

Werkstoff	Blechdicke [mm]	$R_{p0,2}$ [MPa]		R_m [MPa]		A_g [%]		n_{2-Ag}	
		$L_0 = 80\text{mm}$	$L_0 = 20\text{mm}$	$L_0 = 80\text{mm}$	$L_0 = 20\text{mm}$	$L_0 = 80\text{mm}$	$L_0 = 20\text{mm}$	$L_0 = 80\text{mm}$	$L_0 = 20\text{mm}$
HCT780C [RIC18]	1,03	740	746	927	946	6,5	7,2	0,086	0,087
HCT780C [RIC18]	1,51	688	689	871	878	7,6	8,4	0,094	0,094
HCT980C [HEI18]	1,0	925	941	1029	1039	4,6	4,6	0,05	0,045

4 Scherprobenoptimierung

Ziel dieses Arbeitspaketes ist es, auf Basis von Werkstoffkennwerten der Leichtbaustähle aus

Tabelle 3-1 werkstoffabhängig Scherproben zu gestalten, die statisch und dynamisch gleichermaßen einsetzbar sind und bei denen Versagensbeginn möglichst im Scherbereich einsetzt. Dafür wurden die in Tabelle 4-1 aufgeführten Kriterien für die Durchführung und Auswertung von statischen und dynamischen Scherversuchen in Absprache mit dem Projektbegleitenden Ausschuss gewichtet. In diesem Zusammenhang wurde als zusätzlicher Punkt die Untersuchungen für verschiedene Blechdicken eingefügt, während die Charakterisierung im Scherbereich zwischen Triaxialitäten $\eta = 0$ bis $\eta = \frac{1}{3}$ auf den Bereich möglichst nahe an $\eta = 0$ reduziert wurde.

Tabelle 4-1: Gewichtung der als relevant eingestuften Kriterien für die Gestaltung einer Scherprobe, die für statische und dynamische Charakterisierung genutzt werden kann

	Gewichtung
$\sigma_m/\sigma_e \approx 0$ (konst) in Scherregion	+++
$0 \leq \sigma_m/\sigma_e \leq 1/3$ möglich	+
proportionale Dehnpfade	+++
geeignet für statische und dynamische Belastungen	+++
symmetrische Probenform	+
Blechoberfläche unbearbeitet	+++
Scherregion sichtbar	+++
einfache Probenfertigung	++

Zur Erfüllung dieser Kriterien wurden analog Tabelle 4-2 die symmetrische Schrägkerbscherzugprobe und die Doppelstegtorsionsprobe als am besten geeignet angesehen. Da mit Schrägkerb-Scherzugproben die meisten Erfahrungen in statischer und auch dynamischer Charakterisierung vorliegen, wurde diese Probengeometrie bevorzugt untersucht und der Optimierungsprozess damit begonnen. Hier wurden jedoch von Beginn an sowohl die symmetrische als auch die unsymmetrische Schrägkerbscherzugprobe parallel untersucht. Um den Nachteilen eingebrachter Kerben aus dem Weg zu gehen, wie sie bei der Schrägkerbscherzugprobe vorliegen, wurden auch Vergleichsuntersuchungen an der Blechtorsionsprobe vorgenommen und die Vor- und Nachteile dieser Probengeometrie und Versuchsführung aufgezeigt. Als dritte Scherprobenvariante wurde die von [SHO10] vorgeschlagene S-geschlitzte Scherprobe optimiert und auch hier die Vor- und Nachteile aufgezeigt.

Tabelle 4-2: Vergleich verschiedener Probengeometrien für statische und dynamische Charakterisierung im Scherbereich anhand als wichtig eingestufte Kriterien

	Butterfly-Probe	Miyauchi-Probe	symmetrische Schrägkerb-Scherzug-Probe	Doppelsteg-Torsionsprobe
$\sigma_m/\sigma_e \approx 0$ (konst.) in Scherregion	X	?	X	X
$0 \leq \sigma_m/\sigma_e \leq 1/3$ möglich	X	-	X	X
möglichst proportionale Dehnpfade	X	-	X	X
geeignet für statische und dynamische Belastungen	-	X	X	X
symmetrische Probenform	X	X	X	X
Blechoberfläche unbearbeitet	-	?	?	?
Scherregion sichtbar	X	X	X	X
einfache Probenfertigung	-	X	X	X

4.1 Fließkurven für numerische Untersuchungen

Die numerischen Untersuchungen wurden für quasistatische Belastung durchgeführt. Für die beiden Werkstoffe HX340LAD und HCT980X+Z110MB wurden die Fließkurven den Projekten A278/S24/10195/12 und P1141/22/2015/S024/10226/15 entnommen [TRO15, SUN18].

Für die übrigen Werkstoffe wurden die Fließkurven mit einem Voce-Ansatz nach Gleichung Gl3 durch inverse Simulation der Flachzugversuche bestimmt.

$$\sigma_0(\varepsilon_{pl}) = \sigma_0 + A_1 (1 - e^{-b_1 \varepsilon_{pl}}) + A_2 (1 - e^{-b_2 \varepsilon_{pl}}) + A_3 (1 - e^{-b_3 \varepsilon_{pl}}) \quad (\text{Gl 3})$$

Die Optimierung der Fließkurven wurde durchgeführt mit LS-DYNA 10.0.0 [LSD17]. Dabei wurden voll integrierte Volumenelemente (Elf2) mit einer Elementkantenlänge 0,15 mm und 10 Elementen über die Blechdicke verwendet. Als Materialmodell wurde MAT_024 verwendet. Die Anpassung der Fließkurven an hochauflösende Volumenelemente wurde gewählt, um anschließend die verschiedenen Scherprobenvarianten mit hoher Ortsauflösung im Scherbereich numerisch zu untersuchen.

Aufgrund des in Kapitel 3.2 gezeigten Einflusses der Blechdicke auf das Fließverhalten wurden für die verschiedenen Blechdicken eigenständige Fließkurven approximiert. In Abbildung 4-1 sind links die Fließkurven für die Werkstoffe mit den Blechdicken $t = 1,5$ mm und $t = 1,4$ mm gezeigt, und rechts diejenigen für Blechdicken $t = 1,0$ mm und $t = 2,0$ mm. Der Komplexphasenstahl CP-W 1000+Z wurde für die experimentelle Validierung verwendet, ohne numerische Untersuchungen durchzuführen.

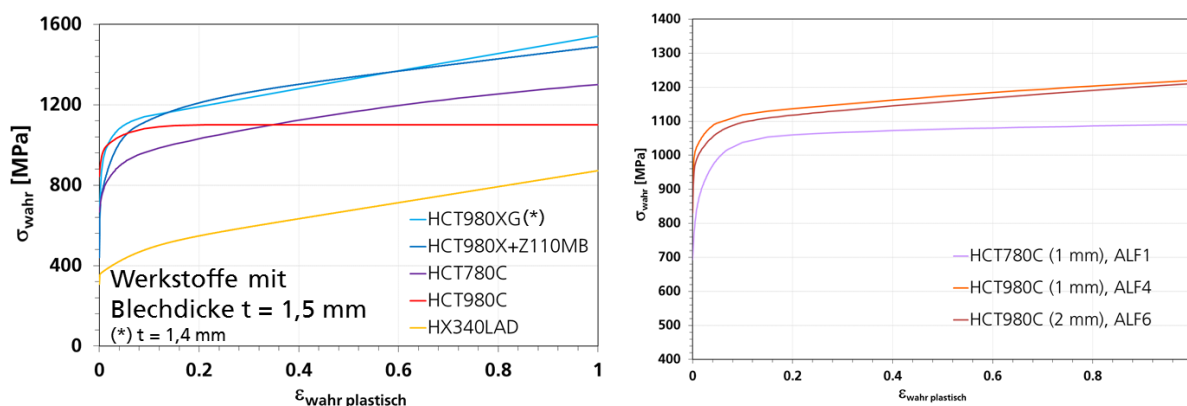


Abbildung 4-1: Fließkurven für die Werkstoffe mit Blechdicke 1,5 mm bzw. 1,4 mm (links) und mit Blechdicken 1,0 mm und 2,0 mm (rechts)

4.2 Schrägkerbscherzugproben

Als Ausgangsscherprobe wurde die in den Projekten A278/S24/10195/12 und P1141/22/2015/S024/10226/15 eingesetzte 0° -Scherzugprobe gewählt [TRO15, SUN18]. Für diese Probengeometrie liegen bereits Ergebnisse aus statischer und dynamischer Charakterisierung an den Werkstoffen HX340LAD und HCT980X+Z110MB aus den genannten Projekten vor, die nun als Vergleichsdaten dienen. Diese Probe wurde sowohl in ihrer unsymmetrischen Variante, wie in Abbildung 4-2 links gezeigt, als auch in ihrer symmetrischen Variante untersucht, um die Vor- und Nachteile jeder dieser Varianten zu bewerten. Die symmetrische Schrägkerbscherzugprobe zeigt im Gegensatz zur unsymmetrischen Probe keine Horizontalbewegung und kein Verdrehen der Probe, allerdings treten dadurch vermehrt Horizontalkräfte im Scherbereich auf.

Die Optimierung erfolgte durch Variation der folgenden Scherzonenparameter (siehe Abbildung 4-2 rechts):

- Kerbradius R ,
- senkrechte Scherlänge L und
- Kerbversatz e bzw. Kerbüberlappwinkel ζ .

In früheren Untersuchungen konnte bereits gezeigt werden, dass diese Parameter im Zusammenhang mit der Blechdicke einen deutlichen Einfluss auf den Spannungs- und Dehnungszustand in der Scherzone haben [JAN99, PEI09, MER09, BOE11, RIE14, ROT15]. Insbesondere ist auch ein negativer Kerbüberlappwinkel der beiden Kerben zueinander vorgeschlagen, um die Triaxialität in der Scherzone zu verringern.

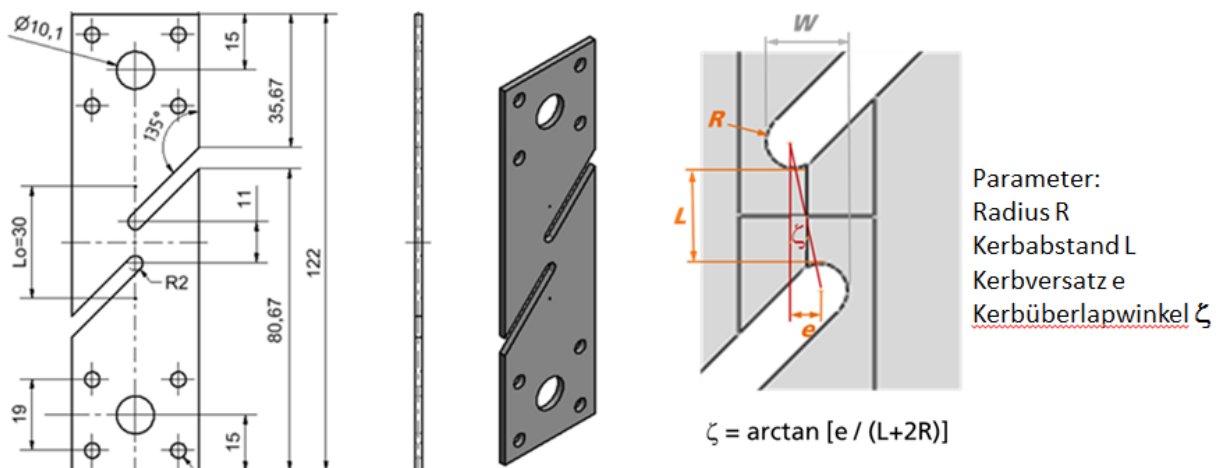


Abbildung 4-2: 0°-Scherzugprobe als Ausgangsscherprobe (links) und Parametervariation (rechts)

Für den Optimierungsprozess waren mehrere numerische und experimentelle Iterationsschritte erforderlich. Zu Beginn wurde eine erste numerische Parameterstudie für den Werkstoff HCT980X+Z110MB durchgeführt und die Dehnungen in der Scherzone und im Kerbbereich bewertet. Anhand der Ergebnisse dieser ersten numerischen Studie wurden Experimente für mehrere Probenvarianten an den drei Werkstoffen HCT980XG, HCT980X+Z110MB und HX340LAD durchgeführt. Es wurden untaugliche Geometrien aussortiert und erste werkstoffabhängige Erkenntnisse daraus gezogen. Die Iterationsschritte wurden dann auf die weiteren Werkstoffe erweitert, zunächst für die Blechdicke 1,4 mm und 1,5 mm, anschließend erfolgte auch eine Berücksichtigung der unterschiedlichen Blechdicken. Nach mehreren Iterationsschritten konnte ein Zusammenhang der optimalen Scherzonenparameter mit Werkstoffkennwerten aus einachsigen Zugversuchen hergestellt werden, die in der Gestaltungsempfehlung in Kapitel 8.1 dokumentiert sind. In den Kapiteln 4.2.1 und 4.2.2 werden die Ergebnisse der numerischen und experimentellen Untersuchungen zusammengefasst dargestellt.

4.2.1 Numerische Untersuchungen

Numerische Untersuchungen wurden sowohl mit Abaqus als auch mit LS-Dyna durchgeführt. Die erste numerische Parameterstudie für symmetrische Schrägkerb-Scherzugproben für den Werkstoff HCT980X+Z110MB wurde mit Abaqus durchgeführt [ABA12] und diente der Ermittlung eines geeigneten Kerbradius, der möglichst einheitlich für die verschiedenen Werkstoffe und Blechdicken eingesetzt wird. Die Simulation erfolgte mit linearen reduziert integrierten Schalenelementen mit einer Elementkantenlänge von 0,1 mm und 0,25 mm in der Scherzone, von Mises-Plastizität und ohne Schädigungsakkumulation. Ziel dieser ersten Untersuchungen war eine Eingrenzung der Parameter R und L für die Blechdicke 1,5 mm, sodass die Dehnungen im Kerbbereich möglichst klein werden im Vergleich zu denen in der Scherzone. Zur Überprüfung der Modelltauglichkeit wurde zunächst eine FE-Rechnung für die 0°-Scherzugprobe durchgeführt und die Dehnungsverteilung in der Scherzone mit der experimentell ermittelten aus [TRO15] unmittelbar vor Bruch verglichen (siehe

Abbildung 4-3). Es zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment.

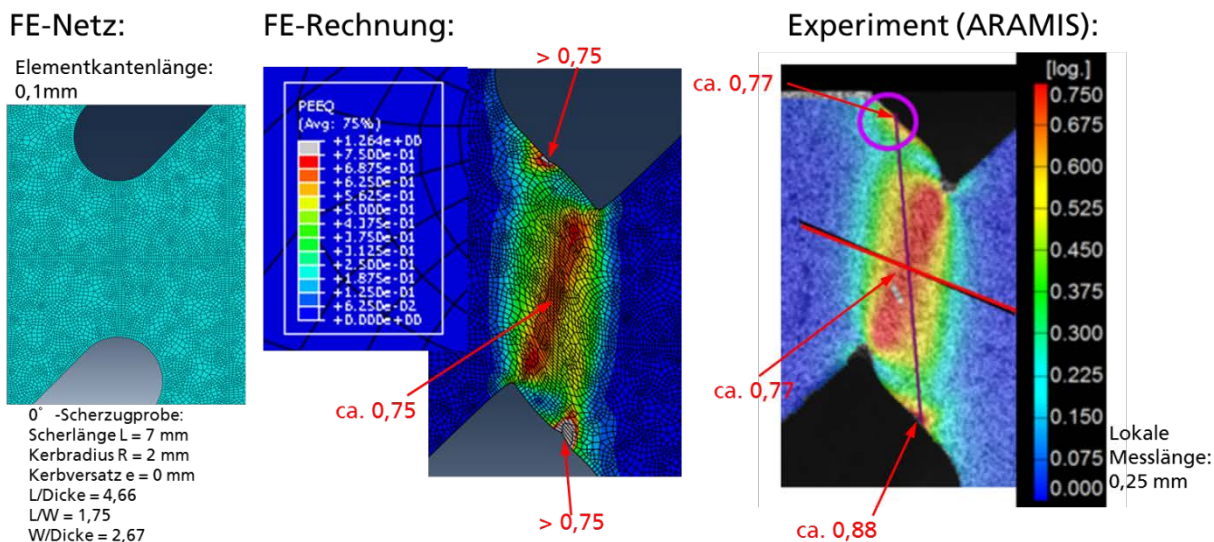


Abbildung 4-3: 0°-Scherzugprobe mit FE-Netz (links), Dehnungsverteilung aus FE-Rechnung (Mitte) und Dehnungsverteilung aus ARAMIS unmittelbar vor Bruch (rechts) für HCT980X+Z110MB

Eingrenzung des Kerbradius:

Die FE-Rechnungen mit Abaqus wurden für verschiedene Kerbradien durchgeführt. In Abbildung 4-4 sind die Ergebnisse für L = 3 mm, e = -1 mm und R = 2 mm gezeigt. In dem Diagramm oben sind die Belastungspfade für jeweils das Element mit den höchsten Dehnungen im Kerbbereich und in der Scherzone angegeben. In den FE-Bildern unten sind das Dehnungs- und Triaxialitätsfeld bei einer maximalen Dehnung von 1 gezeigt. In der Kerbe treten deutlich höhere Dehnungen auf als im Scherbereich. Hier ist von Kerbanriss auszugehen. Für die Probe mit R = 1 mm dagegen liegt eine deutlich verbesserte Situation zugunsten höherer Dehnungen im Scherbereich vor. In Abbildung 4-5 ist ersichtlich, dass ein vergleichbares Dehnungsniveau in der Scherzone und im Kerbbereich auftritt. Die folgenden Parametervariationen wurden daher mit einem Kerbradius von R = 1 mm durchgeführt.

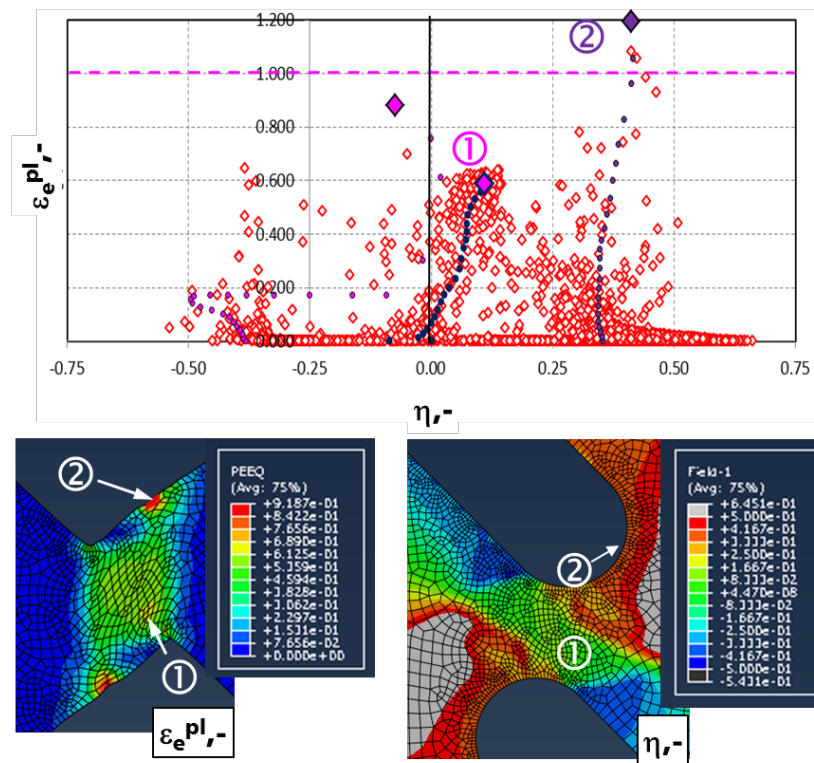


Abbildung 4-4: Symmetrische Schrägkerbscherzugprobe (L = 3 mm, e = -1 mm, R = 2 mm) für HCT980X+Z110MB, oben: Verteilung der Belastungssituationen in der Scherzone und Belastungspfade für zwei Elemente, unten: links das Dehnungsfeld, rechts das Feld der Triaxialitäten für einen Verformungszustand mit maximaler Dehnung 1

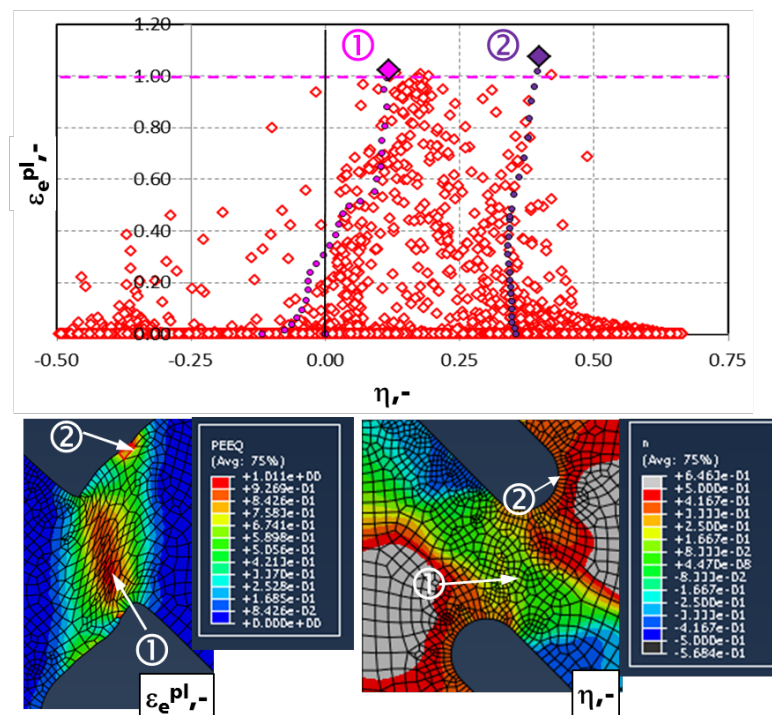


Abbildung 4-5: Symmetrische Schrägkerbscherzugprobe (L = 3 mm, e = -1 mm, R = 1 mm) für HCT980X+Z110MB, oben: Verteilung der Belastungssituationen in der Scherzone und Belastungspfade für zwei Elemente, unten: links das Dehnungsfeld, rechts das Feld der Triaxialitäten für einen Verformungszustand mit maximaler Dehnung 1

Für die Untersuchungen zum Einfluss der senkrechten Scherlänge L und des negativen Kerbüberlappwinkels ζ auf das Scherverhalten wurden detaillierte numerische 3D-Untersuchungen mit LS-DYNA 10.0.0 [LSD17] durchgeführt, zunächst für die Blechdicke $t = 1,5$ mm bzw. 1,4 mm, da für diese Blechdicken die meisten Werkstoffe vorlagen. In einem zweiten Schritt wurde der Einfluss der Blechdicke berücksichtigt. Es wurden voll integrierte Volumenelemente (Elf2) mit einer Elementkantenlänge 0,1 mm in der Scherzone und 10 Elementen über der Blechdicke verwendet. Als Materialmodell wurde MAT_024 eingesetzt und die Fließkurven aus Abbildung 4-1 verwendet. Als Randbedingung wurde eine horizontale Verschieblichkeit als translatorischer Freiheitsgrad festgelegt, die sich im Experiment auch durch die eingesetzte Einspannvorrichtung ergibt. Da eine Versagenscharakterisierung für die Komplexphasenstähle in diesem Projekt nicht vorgesehen war und für die anderen Werkstoffe lediglich Versagenskurven für Schalenmodelle aus A 278 / S 24/10195/12 [TRO15] vorlagen, wurden sämtlich Rechnungen ohne Schädigungsakkumulation und ohne Werkstoffversagen durchgeführt.

Kriterien für die Bewertung der Simulationsergebnisse

Ausgewertet wurde die Entwicklung der Dehnungskomponenten, der plastischen Vergleichsdehnung sowie der Triaxialität für jeweils ein Element in der Kerbmitte, ein Element im Kerbgrund, ein Element in der Scherzone auf der Probenoberfläche und für ein Element in der Scherzone in Probenmitte. Die ausgewerteten Elemente sind beispielhaft für eine Rechnung an HCT980XG ($R = 1$ mm, $L = 4$ mm, $\zeta = -10^\circ$) in Abbildung 4-6 und Abbildung 4-7 gezeigt.

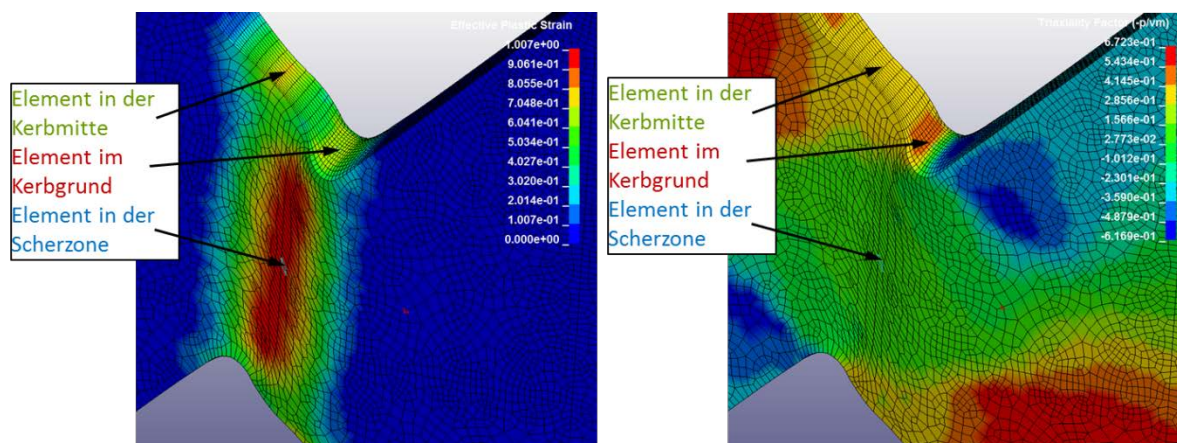


Abbildung 4-6: Ausgewertete Elemente auf der Probenoberfläche aus numerischen 3D-Untersuchungen für HCT980XG ($R = 1$ mm, $L = 4$ mm, $\zeta = -10^\circ$)

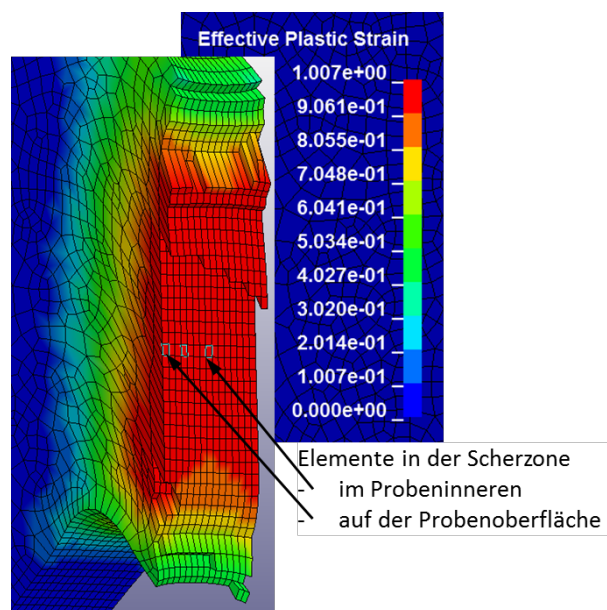


Abbildung 4-7: Ausgewertete Elemente in der Scherzone aus numerischen 3D-Untersuchungen für HCT980XG ($R = 1 \text{ mm}$, $L = 4 \text{ mm}$, $\zeta = -10^\circ$)

Für die Bewertung der Probengeometrie bezüglich ihrer Tauglichkeit für die Schercharakterisierung sind die folgenden beiden Kriterien maßgeblich:

- Dehnungen im Kerbbereich und in der Scherzone:
 Das Verhältnis der Dehnungen im Kerbbereich zu der Dehnung in der Scherzone sollte so gering wie möglich gehalten werden, um Kerbanriss zu vermeiden. Es ist erstrebenswert, dass die Dehnungen in der Scherzone über den gesamten Verformungsbereich über denen im Kerbbereich liegen.
- Lastpfad in der Scherzone, insbesondere im Probeninneren:
 Der Lastpfad in der Scherzone sollte linear und nahe an Triaxialität Null sein.

Variation des Kerbüberlappwinkels ζ :

Die Untersuchungen zum Einfluss des Kerbüberlappwinkels auf das Scherverhalten wurden mit fester senkrechter Scherlänge $L = 4 \text{ mm}$ durchgeführt. In Abbildung 4-8 ist am Beispiel HCT980XG der Einfluss des Kerbüberlappwinkels ζ auf die Dehnungsentwicklungen in der Scherzone und im Kerbbereich und in Abbildung 4-9 auf die Lastpfadentwicklung gezeigt. Der erwartete ungefähre Versagenszeitpunkt in Abbildung 4-8 links bezieht sich auf die maximalen Dehnungen in der Scherzone vor Bruch, die aus Scherexperimenten mit diesem Werkstoff aus Grauwertkorrelation nachgewiesen wurden. Dieses Beispiel zeigt, dass mit negativem Kerbversatz die Dehnungen im Kerbbereich, insbesondere im Kerbgrund, kleiner werden im Verhältnis zu denen in der Scherzone. Daher reduziert ein negativer Kerbversatz die Neigung zum Kerbanriss. Gleichzeitig bewirkt ein negativer Kerbversatz eine parallele Verschiebung des Lastpfades zu kleineren Triaxialitäten, wie in Abbildung 4-8 erkennbar. Hier ist abzuwägen, inwieweit ein Lastpfad aus dem Druckbereich kommend für die Charakterisierung erwünscht oder zumindest unproblematisch ist. In Abbildung 4-8 sind zusätzlich die Lastpfade, die sich bei Auftragung der plastischen Dehnung über der auf Basis der Schädigungsentwicklung gemittelten(!) Triaxialität ergeben, als gestrichelte Linien dargestellt. Als Versagensfläche wurden hier die in [TRO15] ermit-

telte Versagenskurve für HCT980X+Z110MB ohne Lodeparameterabhängigkeit eingesetzt. Die Berechnung der mittleren Triaxialität ist in Gl (8) und Gl (9) in Kapitel 4.3.2 ausführlich angegeben. Die auf die mittlere Triaxialität bezogenen Lastpfade verlaufen steiler als die Lastpfade auf Basis der aktuellen Triaxialität, da bei der mittleren Triaxialität die Lashistorie mit geringen Triaxialitäten mit berücksichtigt wird. In Abbildung 4-9 ist ebenfalls zu erkennen, dass der auf die mittlere Triaxialität bezogene Lastpfad für die Probe mit -10° Kerbüberlappwinkel bei höheren plastischen Dehnungen endet verglichen mit dem der 0° -Probe. Ursache dafür ist die Beendigung des Lastpfades bei einer Schädigung von $D = 1$. Dies tritt bei der Probe mit größerem negativen Kerbüberlappwinkel erst bei höheren plastischen Dehnungen ein. Somit ist davon auszugehen, dass mit zunehmendem negativen Kerbüberlappwinkel Versagensbeginn in der Scherzone bei größeren Dehnungen eintritt.

Für HCT980XG ist aus diesen numerischen Analysen die Scherprobe mit $\zeta = -10^\circ$ der Probe mit $\zeta = 0^\circ$ vorzuziehen.

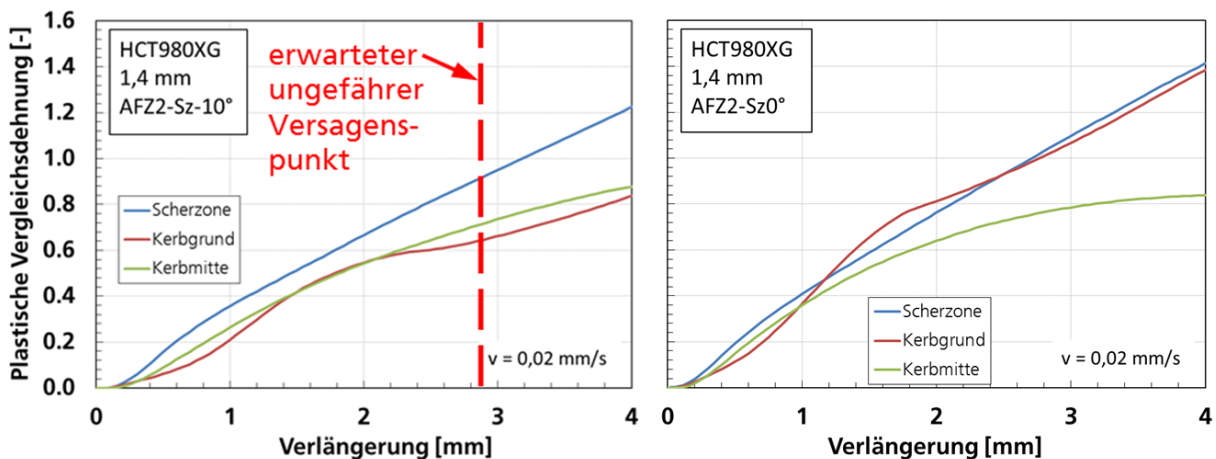


Abbildung 4-8: Dehnungsentwicklungen in der Scherzone und im Kerbbereich aus numerischen 3D-Untersuchungen für HCT980XG für $R = 1 \text{ mm}$, $L = 4 \text{ mm}$, $\zeta = -10^\circ$ (links) und 0° (rechts)

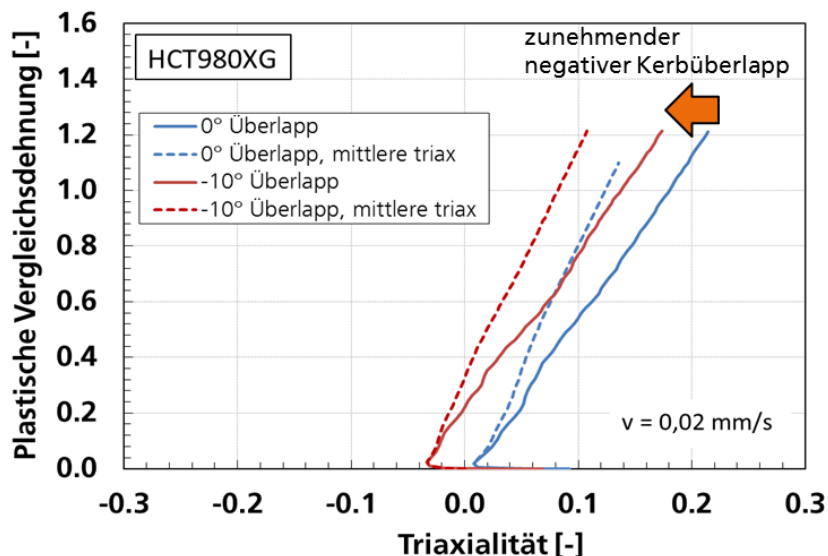


Abbildung 4-9: Lastpfade in der Scherzone im Probeninneren bezogen auf aktuelle und gemittelte Triaxialität aus numerischen Untersuchungen (HCT980XG) für $R = 1 \text{ mm}$, $L = 4 \text{ mm}$, $\zeta = -10^\circ$ und 0°

Für die beiden Komplexphasenstähle HCT780C und HCT980C sind für die Probengeometrie mit $L = 4 \text{ mm}$ und $\zeta = -10^\circ$ die plastischen Vergleichsdehnungsfelder auf der Probenoberfläche bei einer maximalen Dehnung von ca. 1 in Abbildung 4-10 gezeigt. Der Werkstoff HCT980C lokalisiert deutlich stärker als HCT780C, was sich aus der geringen Verfestigung ($n = 0,05$) und der damit verbundenen fast horizontalen Fließkurve von HCT980C ergibt. Die Lokalisation in Kerbmitte ist fast nicht mehr zu erkennen, sodass Bruchinitiierung in Kerbmitte für HCT980C sehr unwahrscheinlich wird. Dies zeigt sich deutlich in den Dehnungsentwicklungen in Abbildung 4-11. Für beide Werkstoffe liegen die Dehnungen im Kerbbereich, sowohl im Kerbgrund als auch in der Kerbmitte, niedriger als die Dehnungen in der Scherzone. Die Lastpfade in der Scherzone im Probeninneren bezogen auf die aktuelle Triaxialität sind in Abbildung 4-12 zusammen mit dem des Werkstoffs HCT980XG zum Vergleich gezeigt. Die Lastpfade der drei Werkstoffe sind alle linear und liegen sehr nahe zusammen. Moderate Abweichungen zeigt der Lastpfad von HCT980C, vermutlich aufgrund der sehr schmalen Scherzone.

Insgesamt zeigen die numerischen Ergebnisse dieser drei Werkstoffe ein vielversprechendes Ergebnis für die Probengeometrie mit $R = 1 \text{ mm}$, $L = 4 \text{ mm}$ und $\zeta = -10^\circ$.

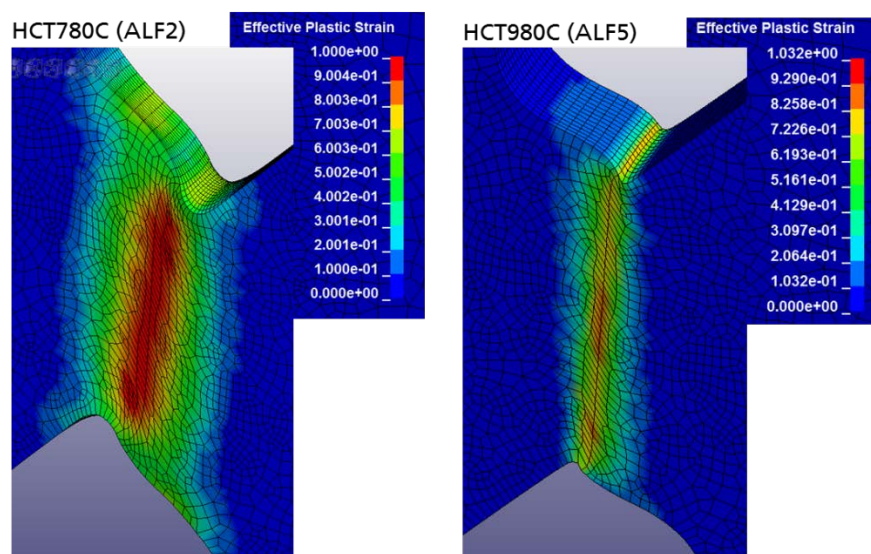


Abbildung 4-10: Plastische Vergleichsdehnung auf der Probenoberfläche aus numerischen Untersuchungen für die Probengeometrie $R = 1 \text{ mm}$, $L = 4 \text{ mm}$, $\zeta = -10^\circ$ für HCT780C und HCT980C

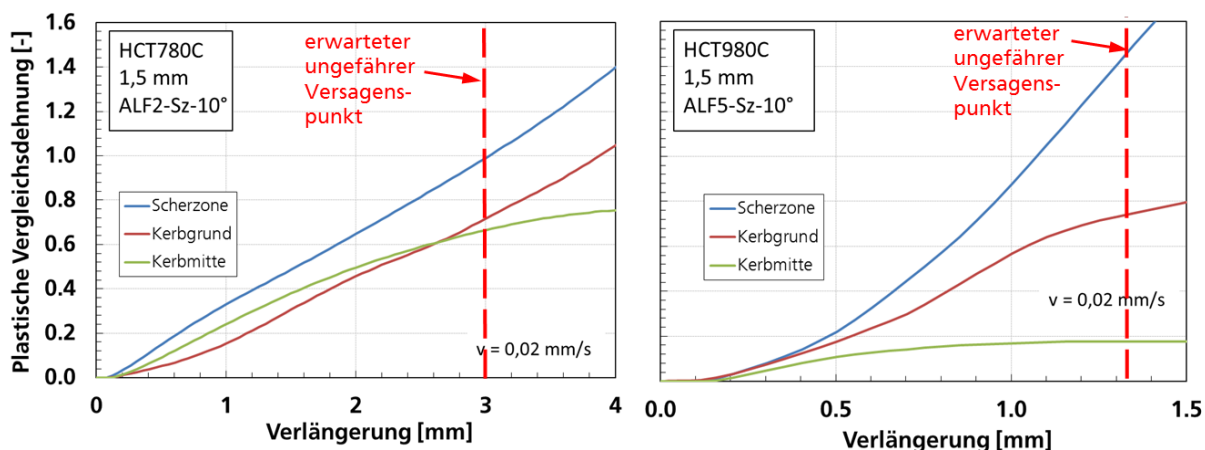


Abbildung 4-11: Dehnungsentwicklungen in der Scherzone und im Kerbbereich aus numerischen Untersuchungen für $R = 1 \text{ mm}$, $L = 4 \text{ mm}$, $\zeta = -10^\circ$ für HCT780C und HCT980C

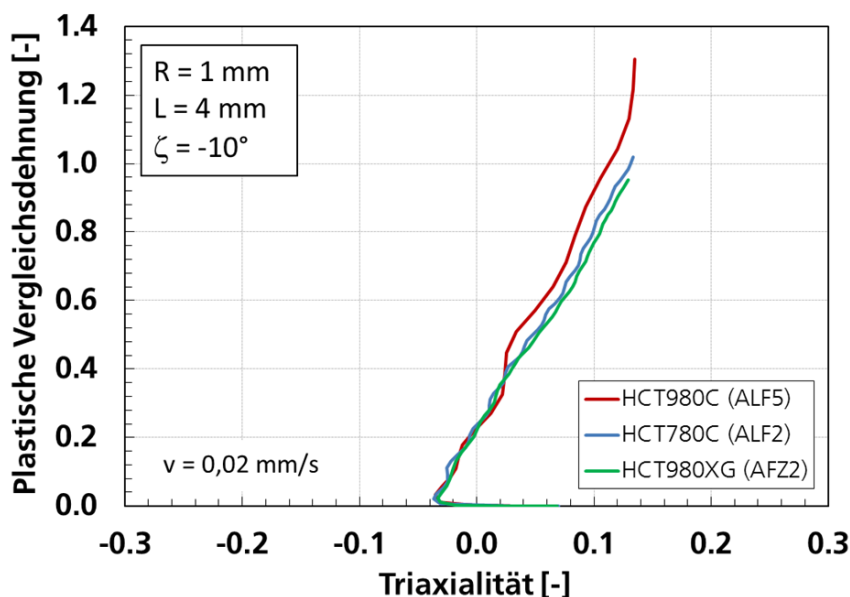


Abbildung 4-12: Lastpfade in der Scherzone im Probeninneren bezogen auf die aktuelle Triaxialität aus numerischen Untersuchungen für $R = 1 \text{ mm}$, $L = 4 \text{ mm}$, $\zeta = -10^\circ$ (drei Werkstoffe)

Variation der senkrechten Scherlänge

Die FE-Rechnungen mit verschiedenen senkrechten Scherlängen wurden für den Werkstoff HCT980X+Z110MB durchgeführt, da dieser Werkstoff erfahrungsgemäß besonders zu Kerbversagen neigt [TRO15]. In Abbildung 4-13 sind Ergebnisse für die beiden senkrechten Scherlängen $L = 4 \text{ mm}$ und $L = 3 \text{ mm}$ gezeigt bei einem negativen Kerbüberlappwinkel von $\zeta = -15^\circ$. Die Dehnungen in Kerbmitte nehmen mit Verkürzung der Scherlänge moderat ab. Da aus A 278 / S 24/10195/12 bekannt ist, dass die Versagensdehnung bei höheren Triaxialitäten sehr niedrig wird, kann eine moderate Verkleinerung der Dehnungen in diesem Bereich schon den Ausschlag geben, ob Anriss in Kerbmitte entsteht oder nicht [TRO15]. Das Ergebnis für eine aus experimentellen Voruntersuchungen designte Scherprobe (C-Probe) mit einem negativen Kerbüberlappwinkel von $11,3^\circ$ und einer senkrechten Scherlänge von $L = 3 \text{ mm}$ ist in Abbildung 4-14 gezeigt. Trotz des etwas kleineren Kerbüberlappwinkels liegen die

Dehnungen in Kerbmitte bei kleinen Dehnungen ($< 0,4$) nochmal moderat tiefer als bei $\zeta = -15^\circ$. Die Triaxialitäten in der Scherzone in Probenmitte für alle drei Probenvarianten aus Abbildung 4-13 und Abbildung 4-14 sind in Abbildung 4-15 gezeigt. Der Lastpfad bezogen auf die aktuelle Triaxialität ist für die C-Probe moderat in den Zugbereich verschoben verglichen mit denen der anderen beiden Geometrien. Dies ist im Einklang mit der bereits getroffenen Aussage, dass eine Vergrößerung des Überlappwinkels den Lastpfad zu niedrigeren Triaxialitäten verschiebt.

Anhand dieser Rechnungen ist die C-Probe für den Werkstoff HCT980X+Z110MB eine geeignete Probenvariante.

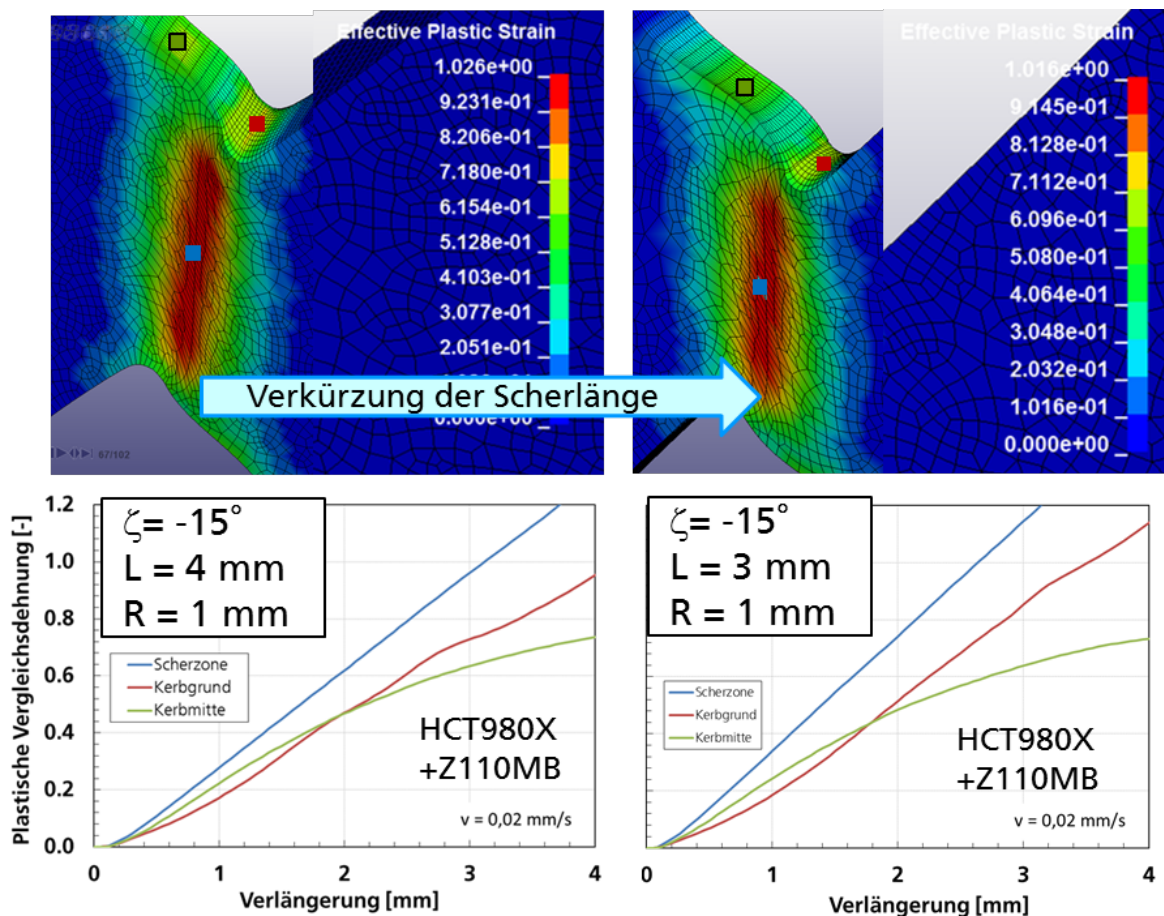


Abbildung 4-13: Dehnungsentwicklungen in der Scherzone und im Kerbbereich aus numerischen Untersuchungen für HCT980X+Z110MB bei verschiedenen Scherlängen

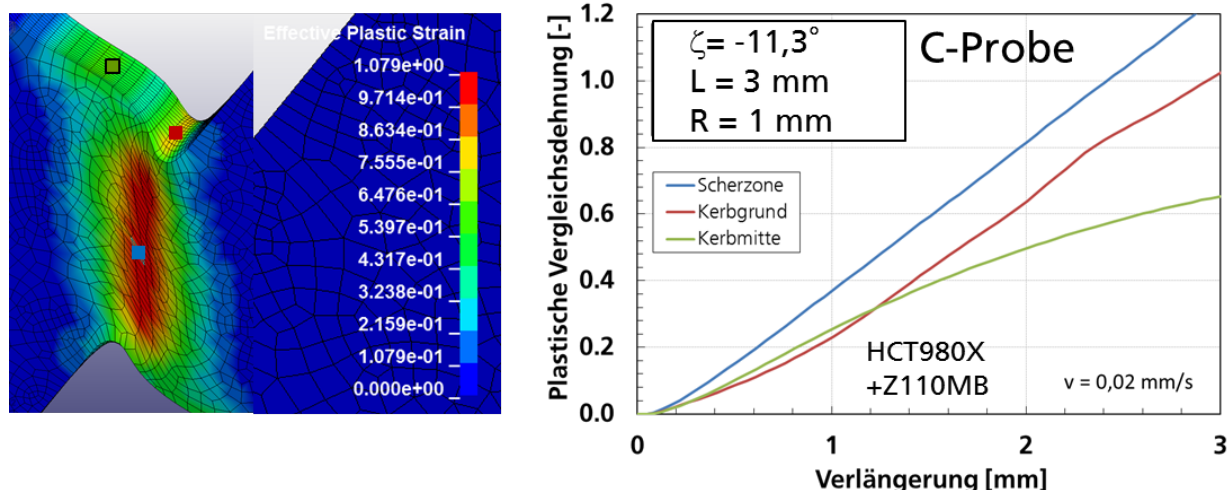


Abbildung 4-14: Dehnungsentwicklungen in der Scherzone und im Kerbbereich aus numerischen Untersuchungen für HCT980X+Z110MB, C-Probe mit $R = 1 \text{ mm}$, $L = 3 \text{ mm}$ und $\zeta = -11,3^\circ$

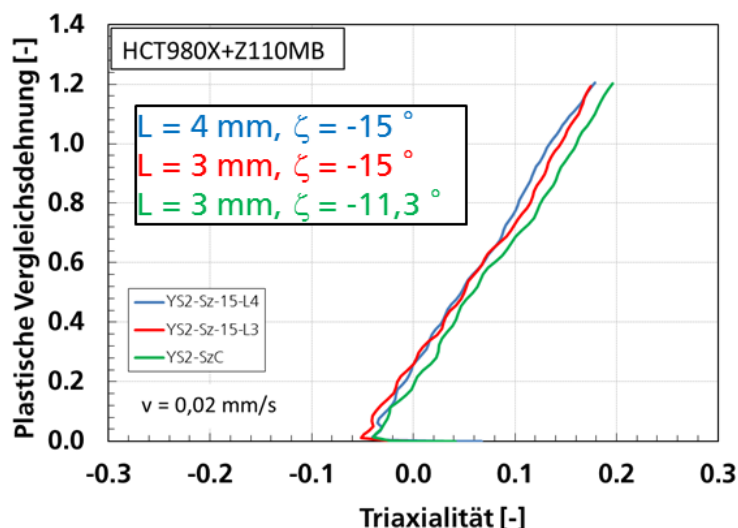


Abbildung 4-15: Lastpfade in der Scherzone im Probeninneren über aktueller Triaxialität aus numerischen Untersuchungen (HCT980X+Z110MB, verschiedene Scherlängen und Überlappwinkel)

Für den Werkstoff HX340LAD wurde eine 3D-FE-Rechnung mit Abaqus aus den Untersuchungen zur Einspannoptimierung genutzt, um die Dehnungsentwicklungen und die Lastpfade zu untersuchen (siehe Kapitel 5.2). Da dieser Werkstoff deutlich höhere Dehnungen bis Versagen aufweist, ist damit zu rechnen, dass ein größerer negativer Kerbüberlappwinkel hilfreich ist. Aus experimentellen Voruntersuchungen wurde eine Probengeometrie mit $18,4^\circ$ Kerbüberlappwinkel positiv getestet (J-Probe). In Abbildung 4-16 sind die Ergebnisse der Dehnungsverteilung und Dehnungsentwicklung in Scherzone und Kerbbereich sowie der Lastpfad in der Scherzone in Probenmitte bezogen auf die aktuelle Triaxialität gezeigt. Die Auswertungen wurden bis zu Dehnungen um etwa 1 durchgeführt und die Dehnungen in der Scherzone liegen über denen im Kerbbereich. Allerdings liegt die Dehnung in Kerbmitte nur geringfügig unter der in der Scherzone, sodass laut dieser Rechnung Versagensinitiation in Kerbmitte möglich ist.

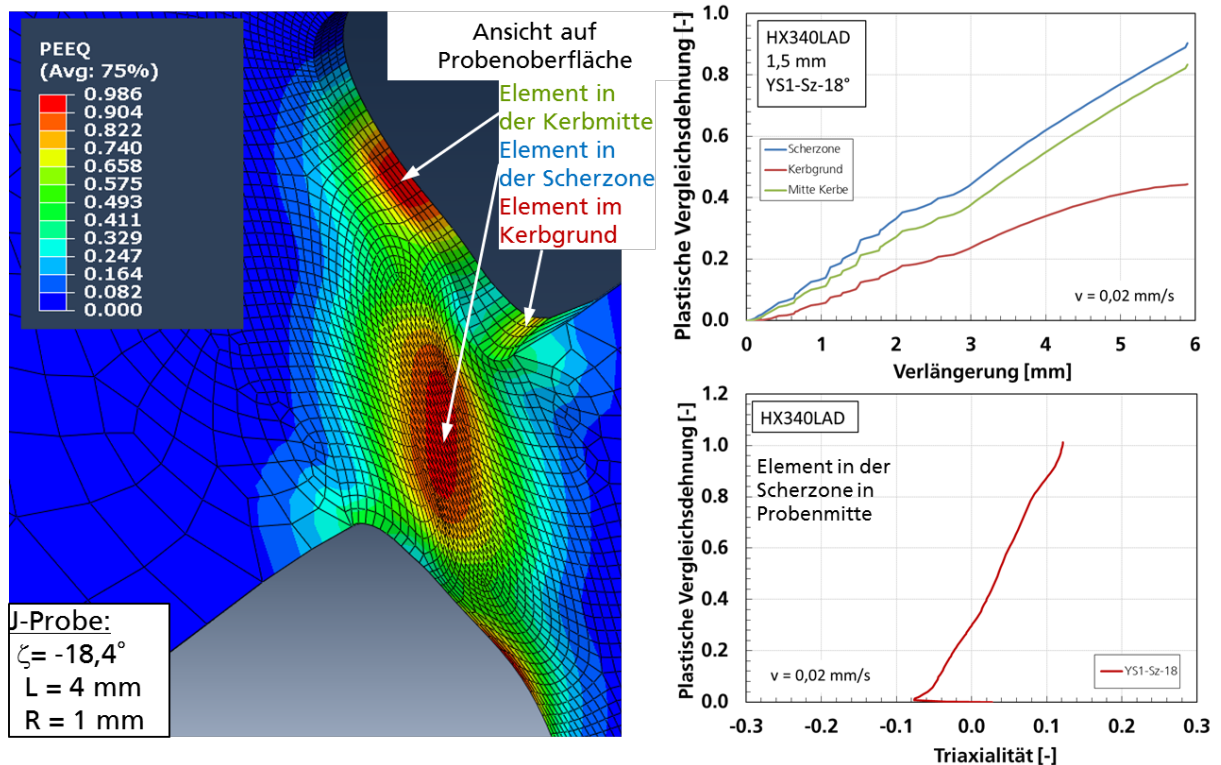


Abbildung 4-16: Dehnungsverteilung und -entwicklung in der Scherzone und im Kerbbereich aus numerischen Untersuchungen für HX340LAD, J-Probe mit $R = 1 \text{ mm}$, $L = 4 \text{ mm}$ und $\zeta = -18,4^\circ$

Zusammenfassend ergibt sich aus den numerischen Untersuchungen für die Werkstoffe mit Blechdicke 1,5 mm bzw. 1,4 mm:

- Für die Werkstoffe HCT980XG, HCT780C und HCT980C zeigt die Scherzugprobe mit $R = 1 \text{ mm}$, $L = 4 \text{ mm}$ und $\zeta = -10^\circ$ die vielversprechendsten Ergebnisse.
- Für den zu Kerbanriss neigenden Werkstoff HCT980X+Z110MB zeigt die Scherzugprobe mit $R = 1 \text{ mm}$, $\zeta = -11,3^\circ$ und einer verkürzten senkrechten Scherlänge von $L = 3 \text{ mm}$ (C-Probe) positive Ergebnisse.
- Für den Werkstoff HX340LAD kann die Scherzugprobe mit $R = 1 \text{ mm}$, $L = 4 \text{ mm}$ und $\zeta = -18,4^\circ$ (J-Probe) positive Ergebnisse liefern.

Variation der Blechdicke

Um den Einfluss der Blechdicke auf die Dehnungsverteilung in der Scherzone zu beurteilen, wurden Rechnungen durchgeführt für den in drei verschiedenen Blechdicken vorliegenden Werkstoff HCT980C. Als Geometrie wurde die für $t = 1,5 \text{ mm}$ günstig bewertete Geometrie mit $R = 1 \text{ mm}$, $L = 4 \text{ mm}$ und $\zeta = -10^\circ$ gewählt. Es wurden auch hier wieder Elemente in der Scherzone und im Kerbbereich ausgewertet bezüglich der Dehnungs- und Triaxialitätsentwicklung. In Abbildung 4-17 sind die Ergebnisse für

die Dehnungsentwicklung mit zunehmender Blechdicke von links nach rechts gezeigt. Für $t = 1,0$ mm liegen größere Dehnungen im Kerbgrund vor als für die beiden größeren Blechdicken. Für $t = 1,5$ mm und $t = 2,0$ mm ist kein einheitlicher Einfluss der Blechdicke über den gesamten Verformungsbereich erkennbar. In den Diagrammen ist auch das Verhältnis der Scherlänge zur Blechdicke L/t als Orientierung angegeben. Die Lastpfade in der Scherzone in Probenmitte bezogen auf die aktuelle Triaxialität sind in Abbildung 4-18 für die drei Geometrien gezeigt. Für die beiden dünneren Bleche ist wenig Unterschied im Lastpfad zu erkennen. Für $t = 2,0$ mm entwickelt sich der Lastpfad zu höheren Triaxialitäten, da mit zunehmender Blechdicke größere Abweichungen vom ebenen Spannungszustand auftreten.

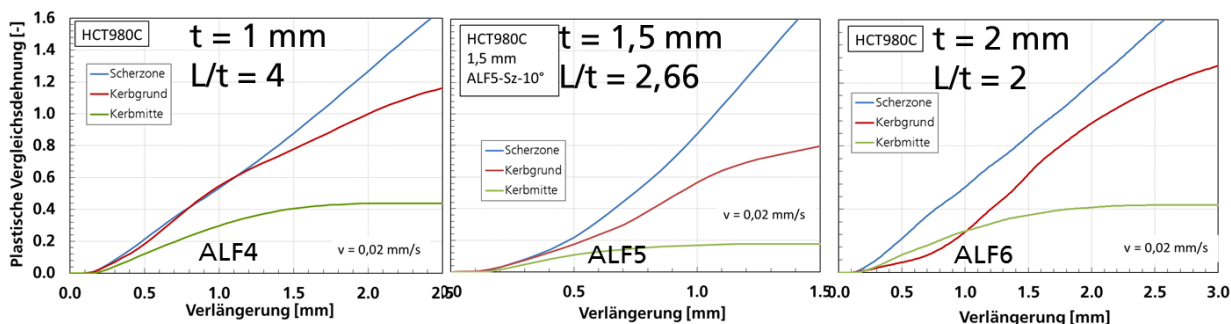


Abbildung 4-17: Einfluss der Blechdicke auf die Dehnungsentwicklungen in der Scherzone und im Kerbbereich aus numerischen 3D-Untersuchungen für $R = 1$ mm, $L = 4$ mm, $\zeta = -10^\circ$ für HCT980C

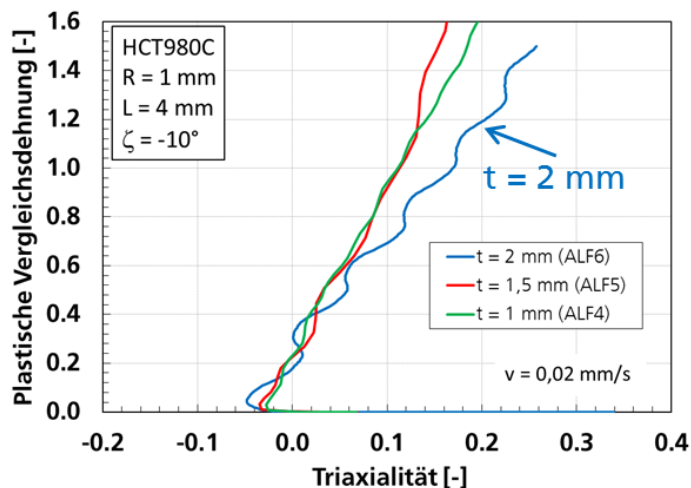


Abbildung 4-18: Einfluss der Blechdicke auf die Lastpfade in der Scherzone im Probeninneren über aktueller Triaxialität aus numerischen Untersuchungen ($R = 1$ mm, $L = 4$ mm, $\zeta = -10^\circ$ für HCT980C)

Diese Ergebnisse zeigen, dass es sinnvoll sein kann, eine blechdickenabhängige senkrechte Scherlänge einzuführen. Da sich aus den FE-Rechnungen für $t = 1,5$ mm die Geometrie mit $\zeta = -10^\circ$ und $L = 4$ mm als vielversprechend herausgestellt hat, wird für $t = 1$ mm und $t = 2$ mm ebenfalls $\zeta = -10^\circ$ und das gleiche Verhältnis $L/t = 2,7$ numerisch untersucht. Die Dehnungsentwicklungen sind für $t = 1$ mm in Abbildung 4-19 und für $t = 2$ mm in Abbildung 4-20 gezeigt. Die Lastpfade bezogen auf die aktuelle Triaxialität sind für beide Blechdicken in Abbildung 4-21 aufgetragen. Für die Blechdicke $t = 1$ mm bewirkt die Verkürzung der Scherlänge von $L = 4$ mm auf $L = 2,7$ mm

($L/t = 2,7$) eine deutliche Verkleinerung der Dehnung im Kerbgrund. Bei weiterer Verkürzung ist dieser Effekt nicht mehr nachweisbar. Für die Blechdicke $t = 2$ mm bewirkt die Vergrößerung der Scherlänge von $L = 4$ mm auf $L = 5,3$ mm ($L/t = 2,7$) keine wesentliche Erhöhung der Dehnungen im Kerbgrund. Die Lastpfade entwickeln sich mit abnehmender Scherlänge in allen Fällen zu größeren Triaxialitäten und damit zu einer zunehmenden Zugüberlagerung.

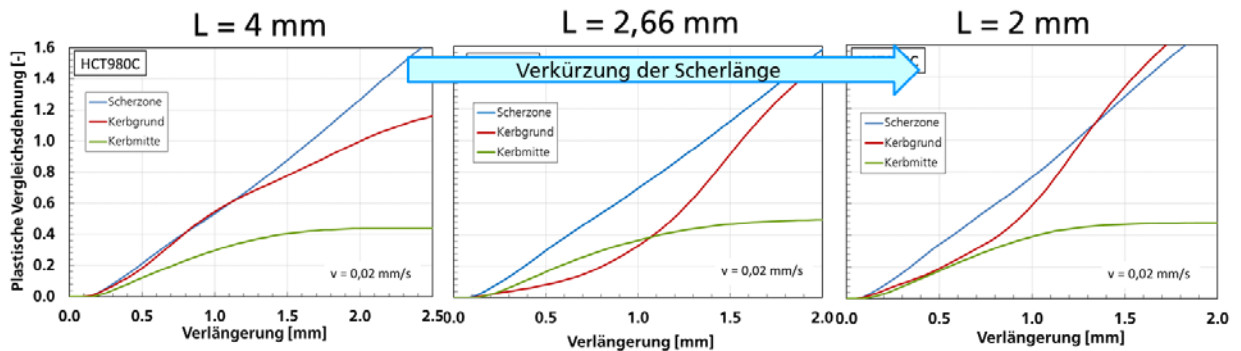


Abbildung 4-19: Einfluss der Scherlänge auf die Dehnungsentwicklungen in der Scherzone und im Kerbbereich aus numerischen Untersuchungen für $R = 1$ mm, $\zeta = -10^\circ$ für HCT980C ($t = 1$ mm)

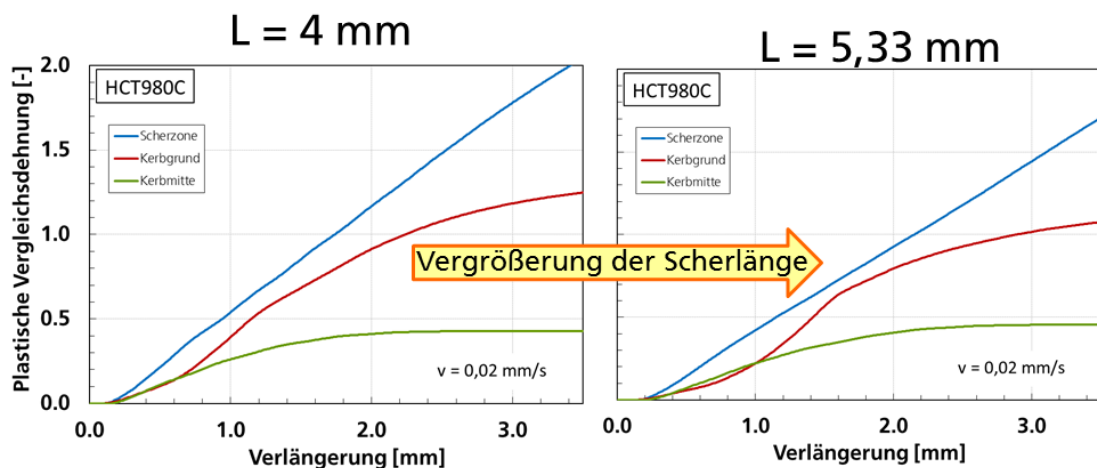


Abbildung 4-20: Einfluss der Scherlänge auf die Dehnungsentwicklungen in der Scherzone und im Kerbbereich aus numerischen Untersuchungen für $R = 1$ mm, $\zeta = -10^\circ$ für HCT980C ($t = 2$ mm)

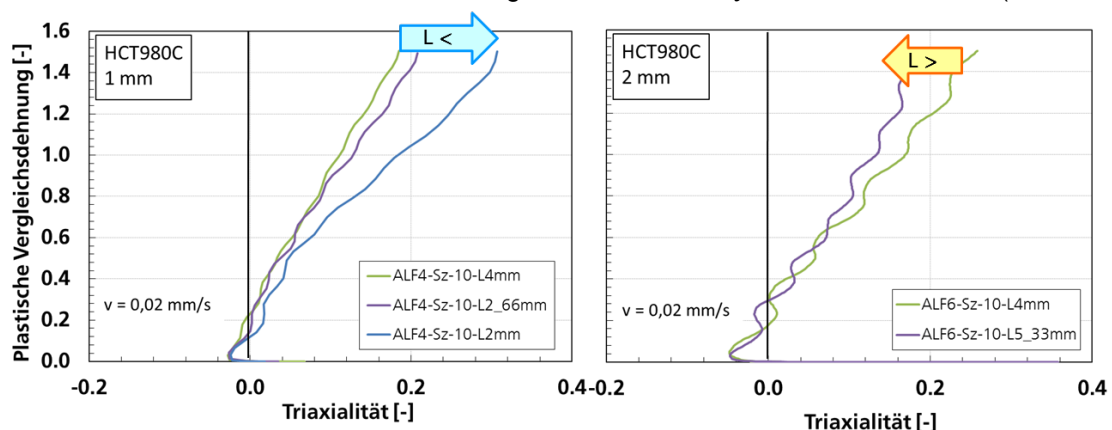


Abbildung 4-21: Einfluss der Scherlänge auf die Lastpfade in der Scherzone im Probeninneren über aktueller Triaxialität aus numerischen Untersuchungen für zwei Blechdicken ($R = 1$ mm, $\zeta = -10^\circ$)

Mit der Veränderung der Scherlänge liegen zwei gegenläufige Effekte vor, für die ein sinnvoller Kompromiss für die einzusetzende Scherlänge getroffen werden muss. Eine Abnahme der Scherlänge bewirkt:

- Verkleinerung der Dehnungen im Kerbgrund und damit Reduzierung der Wahrscheinlichkeit von Kerbanriss,
- Erhöhung der Triaxialität in der Scherzone.

Die Ergebnisse dieser numerischen Untersuchungen für verschiedene Blechdicken von HCT980C befürworten eine blechdickenabhängige Scherlänge mit $L/t = 2,7$.

4.2.2 Experimentelle Untersuchungen

Mit den numerisch als günstig eingeschätzten Probengeometrien und weiteren zusätzlichen Geometrien wurden umfangreiche experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Als Kriterium für die Bewertung der Güte der Scherprobe und für Voraussetzungen für Versagen in der Scherzone dienen die folgenden Charakteristika.

4.2.2.1 Kriterien zur Bewertung der Scherzugprobe

- Lage der Bruchfläche:
Die Bruchfläche sollte bei Scherversagen keine „Zipfelbildung“ aufweisen, da dies ein Hinweis ist auf Versagensbeginn in der Kerbe unter einer Spannungsmehrachsigkeit im Zugbereich (siehe Abbildung 4-22).

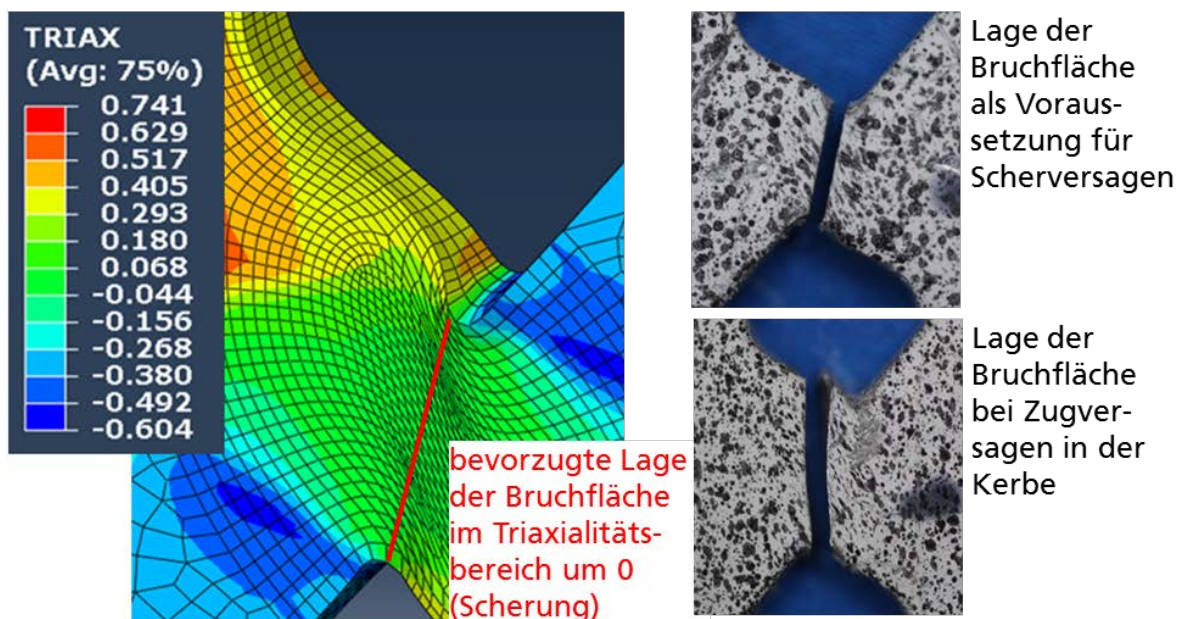


Abbildung 4-22: Links: Triaxialitätsverteilung in der Scherzone bei Belastung einer Schrägkerbscherzugprobe, rechts: Scherzone geprüfter Proben mit günstiger Bruchflächenlage (oben) und ungünstiger Bruchflächenlage (unten)

- Metallographische Untersuchungen der Bruchfläche:
Es sollte in REM-Aufnahmen eine Scherbruchfläche ohne Zugwaben nachweisbar sein, insbesondere auch im Bereich der Kerben.
- Dehnungspfade und maximale Dehnung vor Bruch in der Scherzone:
Die Dehnungspfade in der Scherzone aus Grauwertkorrelation (ARAMIS bzw. GOM correlate, [GOM16]) sollten auf einen Scherverformungszustand hinweisen nach Gleichung Gl 4.

$$\alpha = \frac{\varphi_2}{\varphi_1} = -1 \quad (\text{Gl 4})$$

mit φ_1 = Hauptformänderung
und φ_2 = Nebenformänderung.

Die maximalen Dehnungen vor Bruch sollten bei hoher Ortsauflösung mindestens die Werte aus Untersuchungen der Vorgängerprojekte [TRO15, TRO18] erreichen.

4.2.2.2 Messaufbau und Versuchsdurchführung

Alle quasistatischen Scherzugversuche für die Geometrieoptimierung wurden mit Schnellzerreißmaschinen durchgeführt, damit die gleichen Rahmenbedingungen wie bei den dynamischen Scherzugversuchen für die dehnratenabhängige Schercharakterisierung vorliegen. Die statischen Versuche wurden bei einer Prüfgeschwindigkeit von 0,02 mm/s durchgeführt. Die Kraft wurde mit einer Piezo-Kraftmesszelle gemessen, die Probenverlängerung mit einer Hochgeschwindigkeits-Videokamera und Auswertung der Verlängerung der Anfangsmesslänge von $L_0 = 30$ mm mit ARAMIS [GOM16]. Für eine detaillierte Dokumentation der Verformung in der Scherzone wurde eine zweite Hochgeschwindigkeits-Videokamera mit hoher Ortsauflösung auf der Rückseite der Probe eingesetzt (siehe Abbildung 4-23). Die Aufnahmen für die quasistatischen Versuche wurden mit einer Bildrate von $\text{fps} = 2 \text{ s}^{-1}$ durchgeführt.

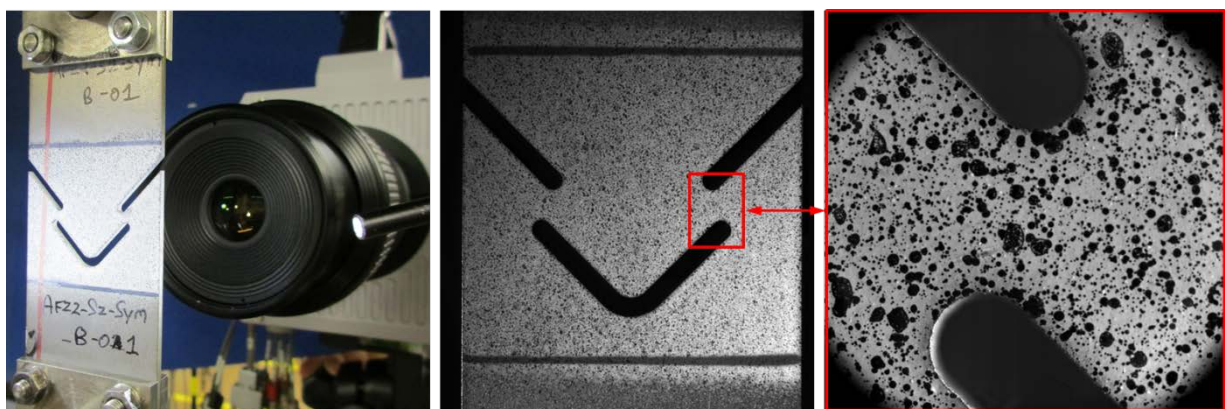


Abbildung 4-23: Links: Messaufbau mit Videokamera und Makroobjektiv, Mitte: Kamerabild für Verlängerungsmessung, rechts: Kamerabild für Scherzone

Für sämtliche Scherzugversuche an Schnellzerreißmaschinen wurde eine Einspannung mit Rotationsfreiheitsgrad wie bei dynamischen Zugversuchen eingesetzt. Dies führt zu Freiheitsgraden in der Horizontalverschieblichkeit der Probe, was insbesondere bei den unsymmetrischen Scherzugproben eine bedeutende Rolle spielt. Der Einfluss der Einspannung auf die Ergebnisse der Schercharakterisierung ist ausführlich in Kapitel 5 beschrieben.

4.2.2.3 Experimentelle Untersuchungen an HCT980XG mit Blechdicke 1,4 mm

Die Versuchsmatrix für HCT980XG ist in Tabelle 4-3 aufgeführt. Es wurden negative Kerbüberlappwinkel in der Größenordnung von 10° untersucht, wie bei den numerischen Untersuchungen bevorzugt. Für jede Geometrievariante wurden 2 Versuche durchgeführt.

Tabelle 4-3: Versuchsmatrix für HCT980XG

Geometriebezeichnung	Kerbradius R [mm]	Scherlänge L [mm]	Kerbüberlapp e [mm]	Kerbüberlappwinkel ζ [°]	sym/unsym
Sz-A	1	3	0	0	unsym
Sz-B	1	2	-1	-14,0	unsym
Sz-C	1	3	-1	-11,3	unsym
Sz-D	1	4	-1	-9,5	unsym
Sym-Sz-A	1	3	0	0	sym
Sym-Sz-B	1	2	-1	-14,0	sym
Sym-Sz-C	1	3	-1	-11,3	sym
Sym-Sz-D	1	4	-1	-9,5	sym

In Abbildung 4-24 sind die geprüften symmetrischen Schrägkerbscherzugproben gezeigt, in Abbildung 4-25 die unsymmetrischen. Bei den symmetrischen Proben entstand Versagensbeginn in vielen Fällen zuerst in einer der beiden Scherzonen.

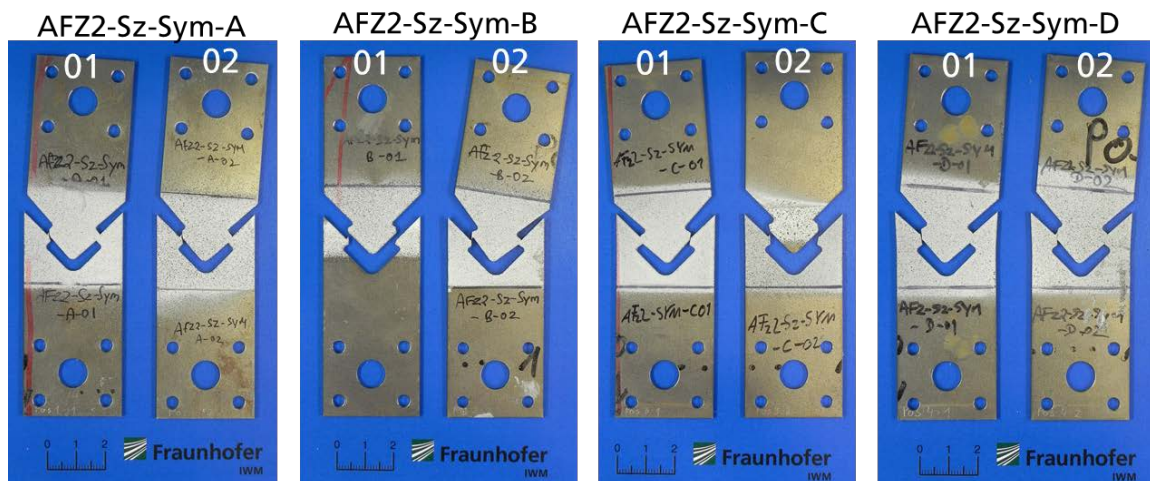


Abbildung 4-24: Geprüfte symmetrische Schrägkerbscherzugproben für HCT980XG

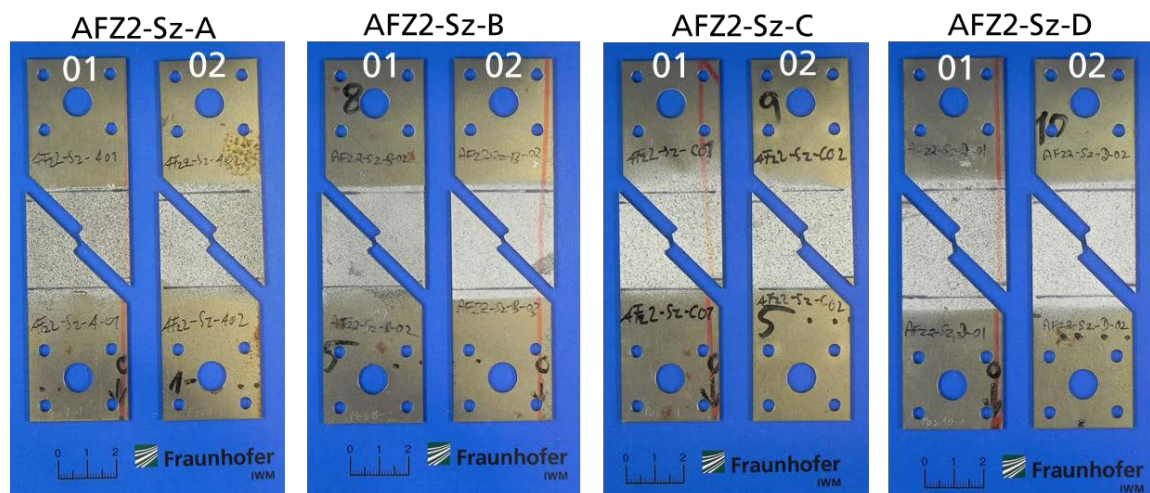


Abbildung 4-25: Geprüfte unsymmetrische Schrägkerbscherzugproben für HCT980XG

Um die Lage der Bruchfläche beurteilen zu können, sind in Abbildung 4-26 die Scherzonen jeweils einer geprüften Probe jeder Geometrie vergrößert dargestellt. Hier zeigt sich deutlich, dass bei den symmetrischen Proben in den meisten Fällen ein Zipfel auftritt, der auf Versagensbeginn in der Kerbe unter Zugbelastung hinweist. Lediglich die symmetrische C-Probe zeigt ein Bruchbild, bei dem Scherversagen aufgetreten sein könnte. Bei den unsymmetrischen Proben zeigen alle geprüften Proben ein Bruchbild ohne Zipfelbildung. Die Bruchbilder ohne nennenswerte Zipfelbildung sind mit einem grünen Kreis markiert.

Die Lage der Bruchfläche kann auch aus dem Dehnratenfeld unmittelbar vor Bruch erkannt werden. Für eine symmetrische Scherzugprobe der A-Probengeometrie wurde das Dehnratenfeld aus Grauwertkorrelation in den letzten Bildern vor Bruch analysiert und in Abbildung 4-27 als Bildsequenz dargestellt. In den letzten Bildern vor Bruch ändert sich die Orientierung der Dehnratenlokalisierung. 5 Bilder vor Bruch lag die Orientierung der Dehnratenlokalisierung noch in dem Bereich der Scherzone, der einer Scherbelastung unterliegt, im letzten Bild vor Bruch reicht die Dehnratenlokalisationszone in den Zugbereich der oberen Kerbe. Bruch erfolgt unmittelbar danach entsprechend der dann vorliegenden Orientierung der Dehnratenlokalisierung.

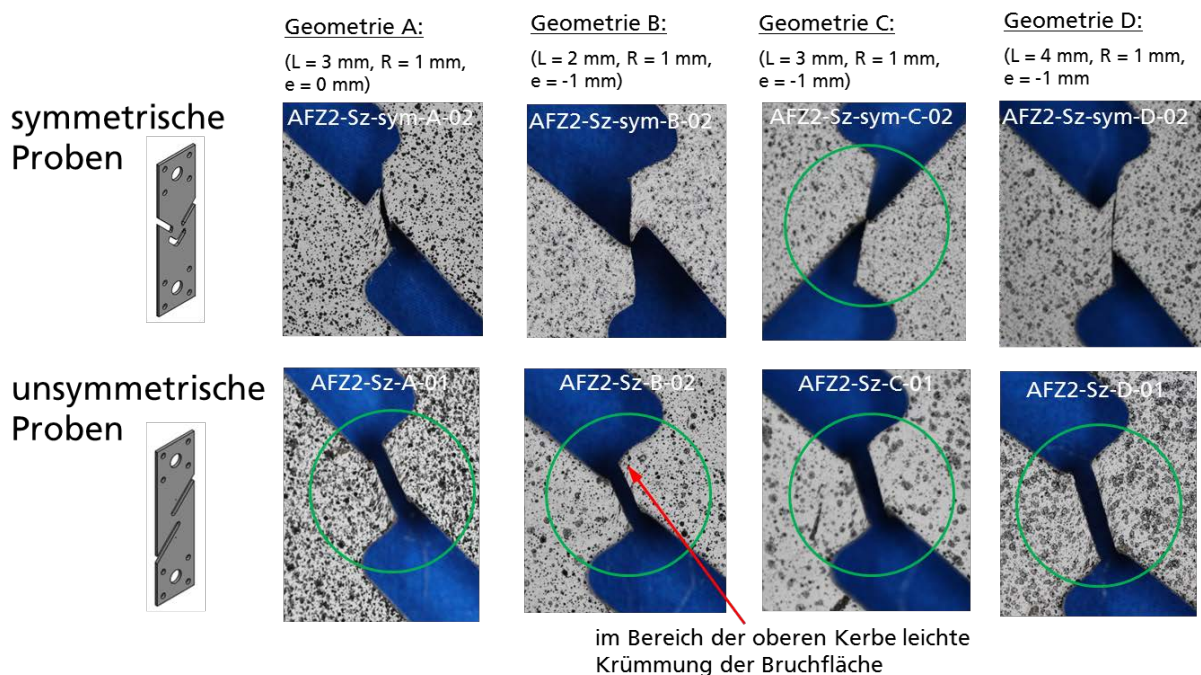


Abbildung 4-26: Scherzonen geprüfter symmetrischer und unsymmetrischer Schrägkerbscherzugproben für HCT980XG

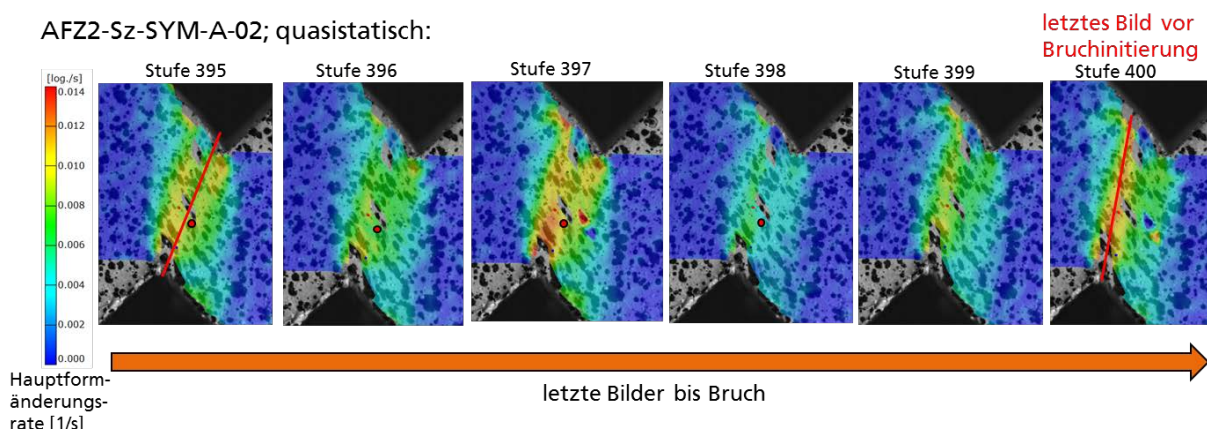


Abbildung 4-27: Dehnratenfeldentwicklung für symmetrische Scherzugprobe (AFZ2-Sz-Sym-A-02)

Für die Proben, die keine Zipfelbildung der Scherbruchfläche aufweisen und für die damit Versagen in der Scherzone möglich ist, wurden zur Beurteilung des Spannungszustandes in der Bruchfläche REM-Untersuchungen durchgeführt (siehe Abbildung 13-7 bis Abbildung 13-11 im Anhang). Alle REM-Aufnahmen zeigen Bruchflächen mit duktil verscherten Waben ohne eindeutig erkennbare Zugwaben. Bei der symmetrischen Probe der C-Geometrie sind jedoch kleinere Inseln mit weniger duktilen Waben erkennbar. Die unsymmetrische Probe der C-Geometrie dagegen zeigt eine reine Scherbruchfläche. Auch die unsymmetrische Probe der D-Geometrie zeigt eine Scherbruchfläche, allerdings mit weniger duktilen Inseln. Anhand der Ergebnisse dieser REM-Aufnahmen deutet die unsymmetrische Probe der C-Geometrie am meisten darauf hin, dass Versagen unter Scherbelastung aufgetreten sein kann, dicht gefolgt von der unsymmetrischen Probe der D-Geometrie.

Für die Probengeometrien ohne Zipfelbildung wurden die Dehnungsfelder aus Grauwertkorrelation ausgewertet. Für HCT980XG wurde ARAMIS 6.3 mit hoher Ortsauflösung für die Auswertung genutzt. In Abbildung 4-28 ist beispielhaft eine Auswertung für die unsymmetrische Probe der A-Geometrie gezeigt. Links ist das Vergleichsdehnungsfeld im letzten Bild vor Bruch gezeigt mit dem Stufenpunkt, der anschließend für die Auswertung der Dehnungsentwicklung genutzt wurde. Rechts ist die für diesen Stufenpunkt ausgewertete Hauptformänderung über der Nebenformänderung aufgetragen. Die optischen Parameter für die Auswertung sind im Diagramm angegeben. In diesem Fall zeigt sich ein idealer Dehnungspfad unter Scherverformung.

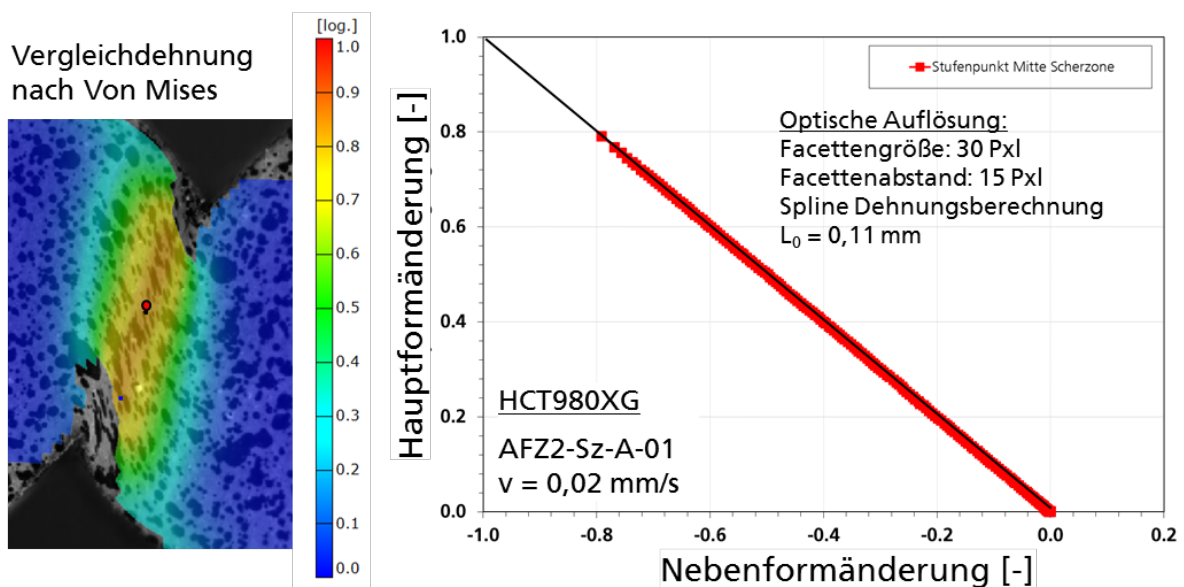


Abbildung 4-28: Vergleichsdehnungsfeld nach Von Mises unmittelbar vor Bruch aus ARAMIS (links), Dehnungspfad eines Stufenpunktes mit maximaler Dehnung in der Scherzone (rechts), beides für Versuch AFZ2-Sz-A-01 an HCT980XG

Wesentlich für die Beurteilung der Scherprobe ist auch die Größe der maximal erreichten Vergleichsdehnung in der Scherzone. Je höher die ermittelte maximale Vergleichsdehnung in der Scherzone, umso besser geeignet ist die Scherprobe. Es ist davon auszugehen, dass unter Scherbelastung sehr hohe Versagensdehnungen auftreten, da bei den bisherigen Scherversuchen mit der 0° -Scherzugprobe (siehe [TRO15, SUN18]) schon bereits höhere Dehnungen in der Scherzone vor Versagensbeginn im Vergleich zu einachsigen Zugversuchen nachgewiesen wurden. Da bei diesen Scherversuchen jedoch Versagen unter statischer Belastung im Kerbbereich begonnen hatte, ist von noch höheren Scherversagensdehnungen auszugehen. Um die Ergebnisse der verschiedenen Scherproben untereinander zu vergleichen und auch die Dehnungspfade mit zu berücksichtigen, wurden in Abbildung 4-29 links die Vergleichsdehnungen über dem α -Wert für jeweils einen Stufenpunkt mit hoher Dehnung in der Scherzone für jede geprüfte unsymmetrische Scherprobengeometrie aufgetragen. Der α -Wert beschreibt das negative Verhältnis aus Nebenformänderung φ_2 zur Hauptformänderung φ_1 nach Gleichung Gl 5.

$$\alpha = - \frac{\varphi_2}{\varphi_1} \tag{GI 5}$$

In Abbildung 4-29 rechts sind die Vergleichsdehnungen über einer errechneten Spannungsmehrachsigkeit η aufgetragen, ebenfalls für die Versuche mit den unsymmetrischen Probengeometrien. Die Spannungsmehrachsigkeit kann aus den Dehnungskomponenten berechnet werden nach Gleichung GI 6 [HIL52], wenn folgende Annahmen getroffen werden:

- Linearer Dehnungspfad: $\frac{\dot{\varphi}_2}{\dot{\varphi}_1} = \frac{\varphi_2}{\varphi_1}$
- Ebener Spannungszustand: $\sigma_3 = 0$
- Breiten- und Dickenisotropie: $r = 1$

$$\eta = \frac{1+\alpha}{\sqrt{3(\alpha^2+\alpha+1)}} \tag{GI 6}$$

Beide Diagramme in Abbildung 4-29 zeigen, dass die Dehnungspfade für die verschiedenen Geometrien sehr nahe beieinander liegen. Dennoch ergibt die C-Probengeometrie (grün) den besten Kompromiss aus maximaler Dehnung und linearem Scherdehnungspfad. Bei der D-Probengeometrie ist anzumerken, dass das letzte Bild vor Bruch nicht auswertbar war, sodass auch für diese Probengeometrie eine etwas höhere Dehnung unmittelbar vor Bruch vorgelegen haben muss, als dies im Diagramm ablesbar ist. Bei der B-Probengeometrie ist aufgrund der sehr kurzen Scherlänge von größeren Abweichungen vom ebenen Spannungszustand auszugehen. In Abbildung 4-30 ist ein Vergleich der Dehnungspfade für die symmetrische und unsymmetrische Scherprobe der C-Geometrie gezeigt. Die unsymmetrische Probe führt zu höherer Vergleichsdehnung vor Bruch als die symmetrische Probe, bei der der Dehnungspfad auch moderat in den Druckbereich verschoben ist.

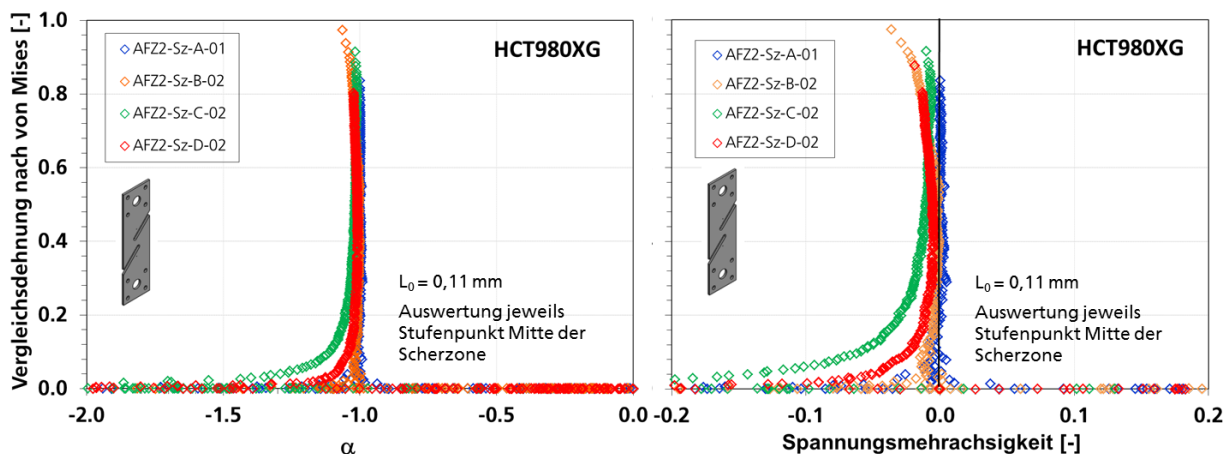


Abbildung 4-29: Dehnungspfade in der Scherzone aus ARAMIS für unsymmetrische Schrägkerbscherzugproben an HCT980XG über dem α -Wert und der Spannungsmehrachsigkeit

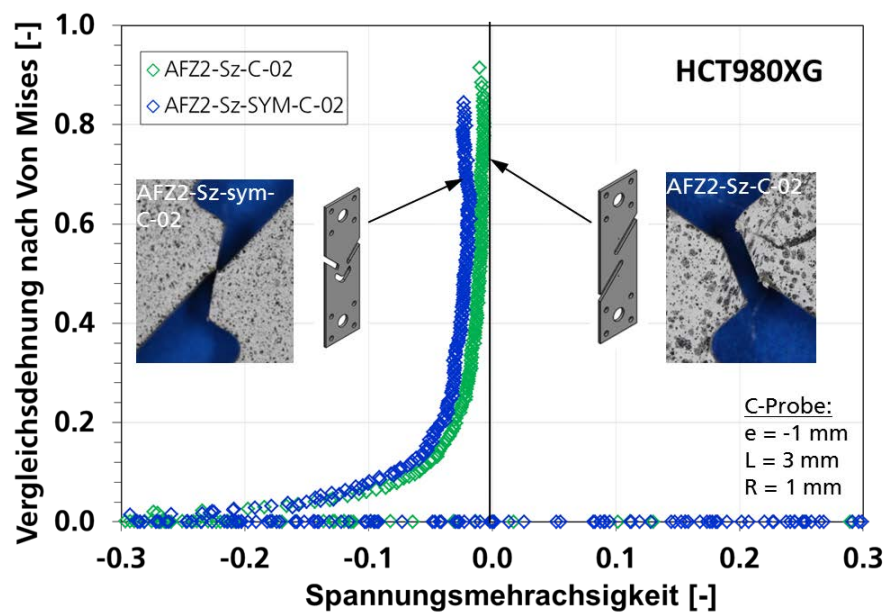


Abbildung 4-30: Dehnungspfade in der Scherzone aus ARAMIS für je eine unsymmetrische und symmetrische Schrägerbscherzugprobe der C-Geometrie an HCT980XG

Beurteilung der experimentellen Untersuchungen für HCT980XG:

- Die unsymmetrischen Proben zeigen durchgängig eine größere Tendenz zu Scherversagen als die symmetrischen Proben aufgrund der günstigeren Lage der Bruchfläche in der Scherzone.
- Von den geprüften unsymmetrischen Probengeometrien zeigt die C-Geometrie die besten Ergebnisse gefolgt von der D-Geometrie. Basis dieser Aussage sind die REM-Aufnahmen und die Dehnungspfade in der Scherzone.

4.2.2.4 Experimentelle Untersuchungen für HCT980X+Z110MB mit Blechdicke 1,5 mm

Für den Werkstoff HCT980X+Z110MB wurden aufgrund des geringen Werkstoffbestandes nur ausgewählte Probengeometrien experimentell getestet. Auf Basis der Erkenntnisse für HCT980XG wurden lediglich die unsymmetrischen Probengeometrien ohne die B-Probengeometrie geprüft. Die Versuchsmatrix ist in Tabelle 4-4 gezeigt. Für jede Probengeometrie wurden 3 bis 4 Wiederholungsversuche durchgeführt.

Tabelle 4-4: Versuchsmatrix für HCT980X+Z110MB

Geometriebezeichnung	Kerbradius R [mm]	Scherlänge L [mm]	Kerbüberlapp e [mm]	Kerbüberlappwinkel ζ [°]	sym/unsym
Sz-A	1	3	0	0	unsym
Sz-C	1	3	-1	-11,3	unsym
Sz-D	1	4	-1	-9,5	unsym

Die Scherzonen der geprüften Proben sind in Abbildung 4-31 gezeigt. Bei diesem Werkstoff tritt sowohl bei der A-Probengeometrie als auch bei der D-Probengeometrie vermehrt Zipfelbildung auf. Lediglich bei der C-Probengeometrie sind drei Wiederholungsversuche ohne Zipfelbildung nachgewiesen.

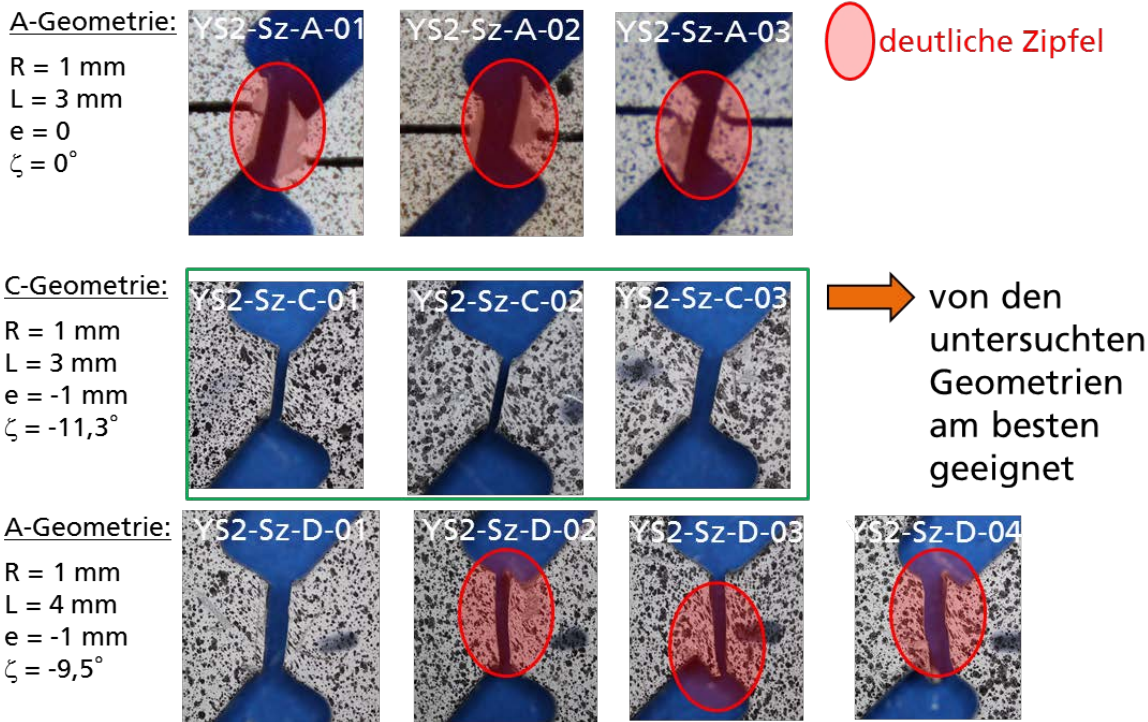


Abbildung 4-31: Scherzonen geprüfter unsymmetrischer Schrägkerbscherzugproben an HCT980X+Z110MB

In Abbildung 4-32 sind Videobilder kurz vor und nach Bruch für eine Probe der C-Geometrie gezeigt. Die Aufnahmen wurden mit einer Bildrate von $\text{fps} = 250 \text{ s}^{-1}$ durchgeführt. Im letzten Bild vor Bruch ist in der oberen Kerbe eine Aufwölbung erkennbar, jedoch kein eindeutiger Kerbanriss.

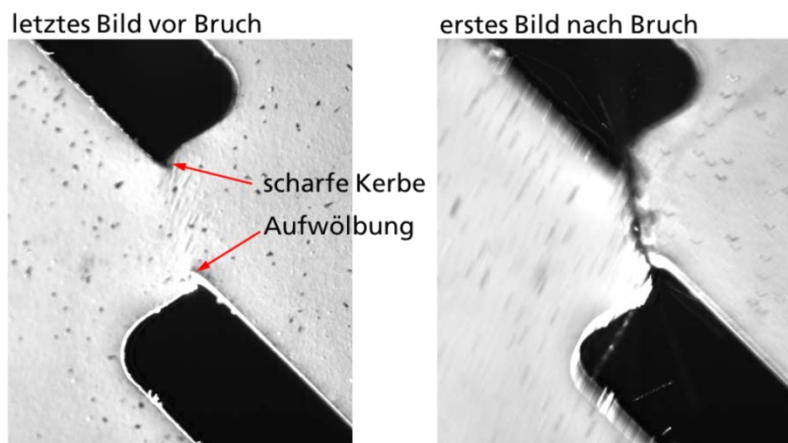


Abbildung 4-32: Letztes Videobild vor Bruch (links) und erstes Videobild nach Bruch (rechts) für Probe YS2-Sz-C-04 (HCT980X+Z110MB)

In Abbildung 4-33 sind REM-Bilder einer quasistatisch geprüften C-Probe gezeigt. Die komplette Bruchfläche zeigt reine Scherwaben. In Abbildung 4-34 sind die Dehnungspfade jeweils einer geprüften Probe der C-Geometrie für HCT980X+Z110MB und für HCT980XG gezeigt. Bei HCT980X+Z110MB zeigt sich ein linearer Dehnungspfad unter Scherbelastung mit moderat niedrigerer Dehnung vor Versagen als bei HCT980XG.

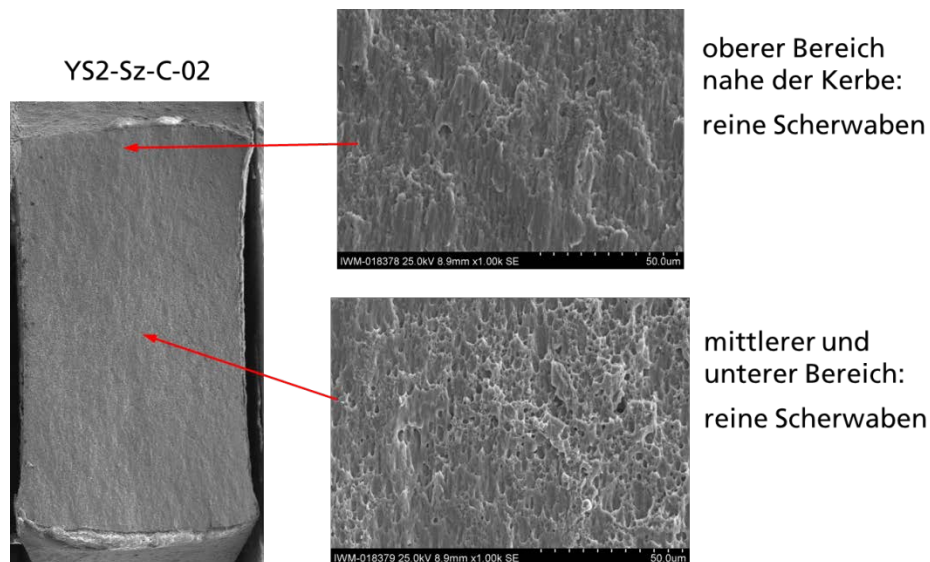


Abbildung 4-33: REM-Untersuchungen für YS2-Sz-C-02 (HCT980X+Z110MB)

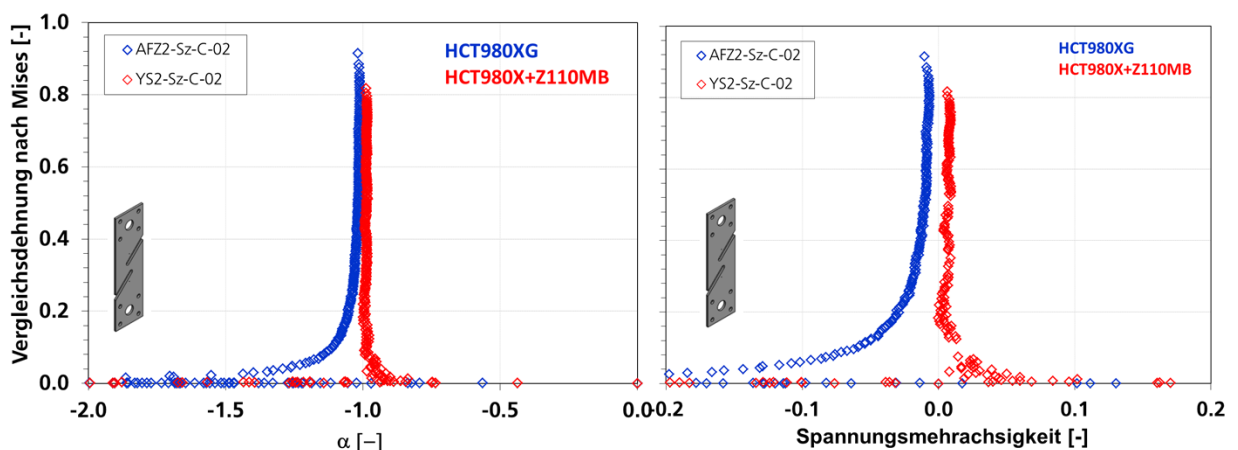


Abbildung 4-34: Dehnungspfade in der Scherzone aus ARAMIS für unsymmetrische C-Probengeometrie an HCT980XG und HCT980X+Z110MB über α -Wert und Spannungsmehrsigigkeit

Damit ist die C-Probengeometrie aus experimenteller Sicht geeignet für die Schercharakterisierung des Werkstoffs HCT980X+ Z110MB.

4.2.2.5 Experimentelle Untersuchungen für HX340LAD mit Blechdicke 1,5 mm

Die Versuchsmatrix für HX340LAD ist in Tabelle 4-5 aufgeführt. Bei diesem Werkstoff sind höhere Dehnungen zu erwarten als bei HCT980XG [TRO15, SUN18], daher wurden hier zusätzliche Geometrien mit größerem negativen Kerbüberlappwinkel geprüft. Die B-Probengeometrie wurde eliminiert wegen der Tendenz, vom ebenen Spannungszustand vermehrt abzuweichen. Es wurden jeweils zwei Versuchswiederholungen für die symmetrischen Probengeometrien durchgeführt und jeweils drei Versuchswiederholungen für die unsymmetrischen Probengeometrien.

Tabelle 4-5: Versuchsmatrix für erste Iterationsschleife für HX340LAD

Geometriebezeichnung	Kerbradius R [mm]	Scherlänge L [mm]	Kerbüberlapp e [mm]	Kerbüberlappwinkel ζ [°]	sym/unsym
Sz-A	1	3	0	0	unsym
Sz-C	1	3	-1	-11,3	unsym
Sz-D	1	4	-1	-9,5	unsym
Sz-G	1	3	-1,5	-16,7	unsym
Sz-H	1	3	-2	-21,8	unsym
Sz-I	1	4	-1,5	-14,0	unsym
Sz-J	1	4	-2	-18,4	unsym
Sym-Sz-A	1	3	0	0	sym
Sym-Sz-C	1	3	-1	-11,3	sym
Sym-Sz-D	1	4	-1	-9,5	sym
Sym-Sz-G	1	3	-1,5	-16,7	sym
Sym-Sz-H	1	3	-2	-21,8	sym
Sym-Sz-I	1	4	-1,5	-14,0	sym
Sym-Sz-J	1	4	-2	-18,4	sym

In Abbildung 4-35 sind die Scherzonen der geprüften unsymmetrischen Proben abgebildet, in Abbildung 4-36 die der symmetrischen. Auch für diesen Werkstoff ist wieder deutlich zu erkennen, dass die unsymmetrischen Proben alle eine Bruchfläche ohne signifikante Zipfelbildung aufweisen und damit eine Voraussetzung für Scherversagen erfüllen. Die symmetrischen Proben dagegen zeigen alle einen Zipfel und damit eine Bruchfläche, die in den Zugbereich der Kerbe ragt.

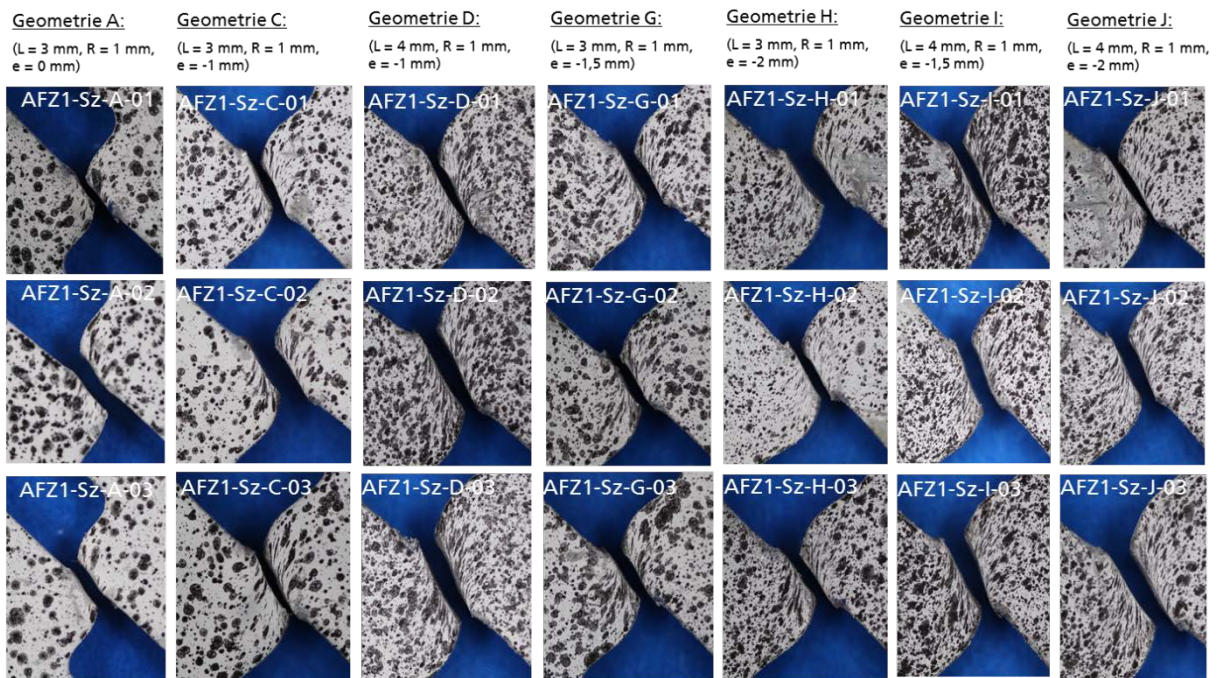


Abbildung 4-35: Scherzonen geprüfter unsymmetrischer Schrägkerbscherzugproben für HX340LAD

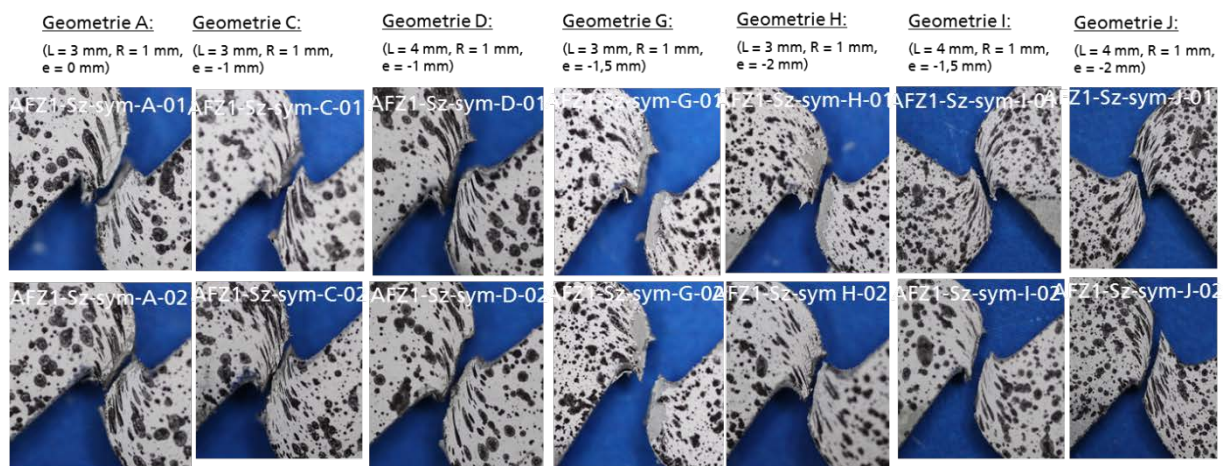


Abbildung 4-36: Scherzonen geprüfter symmetrischer Schrägkerbscherzugproben für HX340LAD

Aufgrund der ungünstigen Lage der Bruchflächen bei den symmetrischen Proben wurden im weiteren Verlauf lediglich die unsymmetrischen Proben metallographisch untersucht. In Abbildung 4-37 sind für eine geprüfte Probe der J-Probengeometrie REM-Aufnahmen gezeigt, die auch den kernnahen Bereich der Bruchfläche einschließen. Dort sind in dem Bild rechts mit 1000-facher Vergrößerung verscherte Waben erkennbar, in Probenmitte liegt eine reine Scherbruchfläche vor. Für diese Probe sind keine Anzeichen auf Zugwaben auf der Bruchfläche erkennbar, wie dies bei der quasistatisch geprüften 0°-Scherzugprobe desselben Werkstoffs in [TRO15] dokumentiert ist. Dieses Ergebnis bestätigt sich auch für die übrigen unsymmetrischen Probengeometrien. Die REM-Aufnahmen aus dem oberen Bereich der Bruchfläche nahe der Kerbe sind dazu in Abbildung 13-12 bis Abbildung 13-17 im Anhang gezeigt.

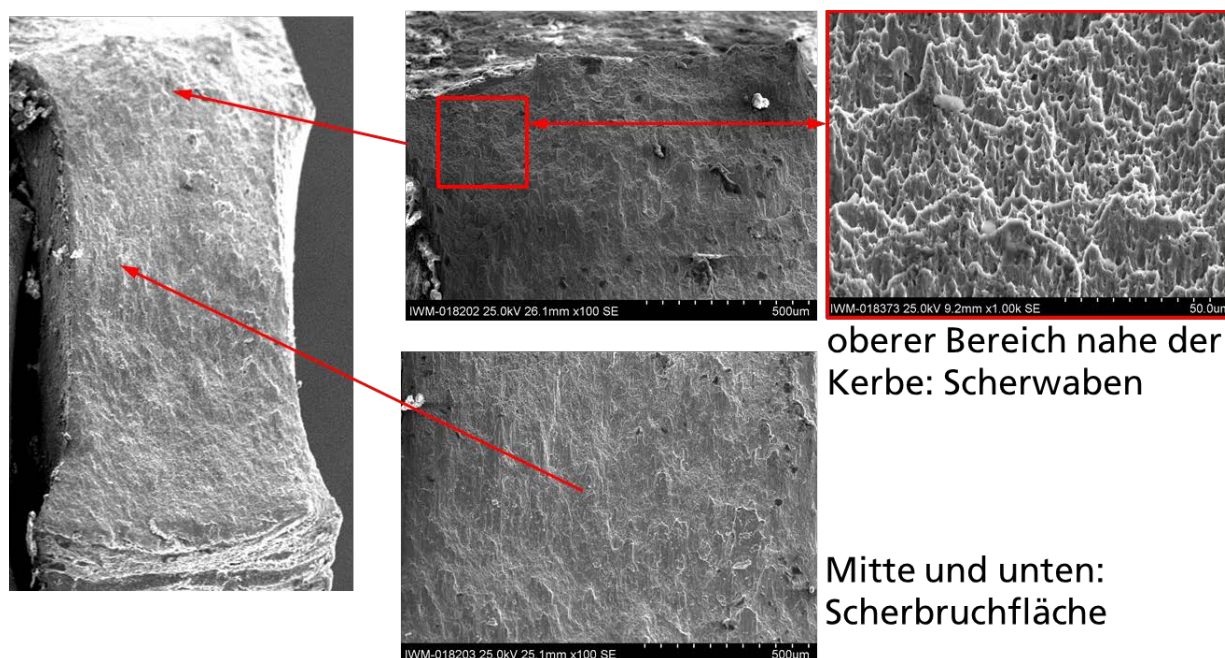


Abbildung 4-37: REM-Aufnahme (oberer und mittlerer Bereich der Bruchfläche von AFZ1-Sz-J-01, HX340LAD)

Die Auswertung lokaler Dehnungen aus Grauwertkorrelation wurde für diesen Werkstoff mit GOM correlate 2016 [GOM19] durchgeführt, da dieser Korrelationsalgorithmus bei den hohen auftretenden Dehnungen zu auswertbaren Dehnungen bis vor Bruch führte. In Abbildung 4-38 sind die Dehnungspfade für jeweils eine unsymmetrische Probe jeder Probengeometrie gezeigt. Es werden teilweise Dehnungen von mehr als 2 in der Scherzone ausgewertet. Allerdings ist hier zu erwähnen, dass gerade die Proben, bei denen die hohen Dehnungen erreicht werden, im Video Rissbeginn in der oberen Kerbe zeigen. In Abbildung 4-39 ist links für eine J-Probe das Dehnungsfeld in dem Bild gezeigt, das noch keinen Kerbanriss aufweist. Die zugehörige Dehnungsentwicklung ist in Diagramm rechts daneben dokumentiert.

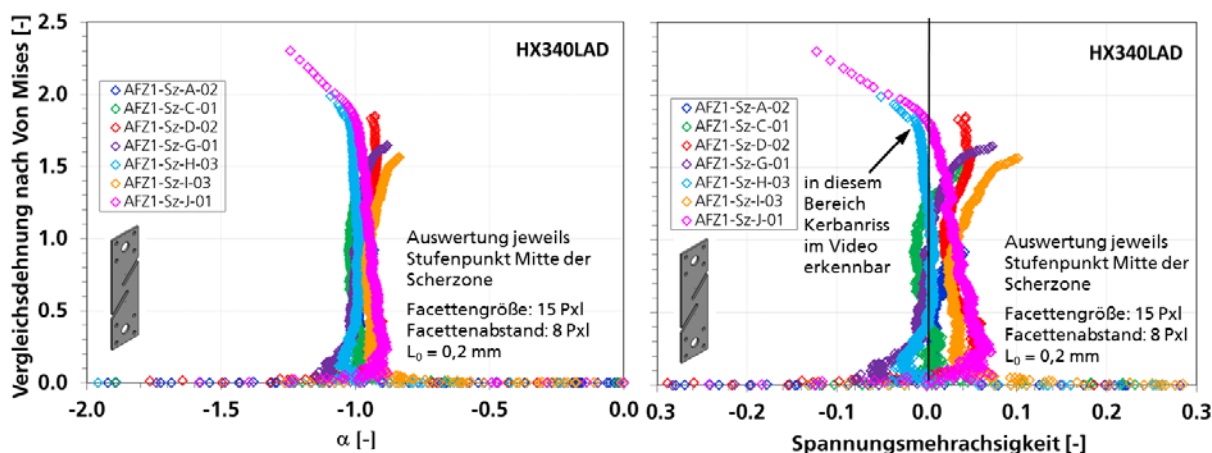


Abbildung 4-38: Dehnungspfade in der Scherzone aus GOM correlate für unsymmetrische Schrägkerbscherzugproben an HX340LAD über dem α -Wert und der Spannungsmehrschichtigkeit

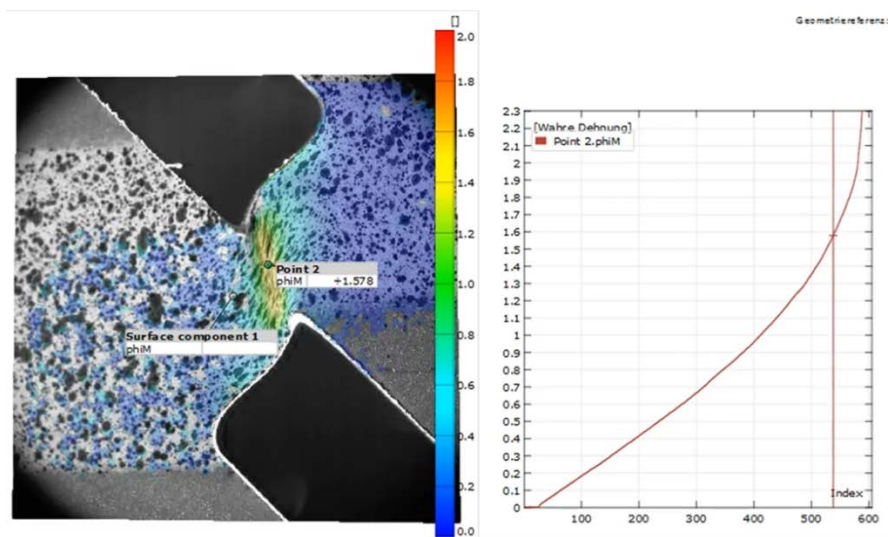


Abbildung 4-39: Dehnungsfeld in der Scherzone aus GOM correlate unmittelbar vor Bruch (links) und Dehnungsentwicklung für einen Stufenpunkt in der Scherzone (rechts) für AFZ1-Sz-J-01 (HX340LAD)

Beurteilung experimentelle Ergebnisse für HX340LAD:

- Die unsymmetrischen Proben zeigen alle aufgrund der günstigeren Lage der Bruchfläche in der Scherzone eine größere Tendenz zu Scherversagen als die symmetrischen Proben.
- Die REM-Aufnahmen der unsymmetrischen Proben zeigen in Kerbnähe verscherte Waben und im mittleren Bereich der Bruchfläche eine vollständige Scherbruchfläche.
- Von den unsymmetrischen Proben zeigen die J- und die H-Geometrie die größten Dehnungen in der Scherzone bis zum Bruch. Allerdings ist ab Dehnungen von ca. 1,6 Kerbarriss in der oberen Kerbe im Video erkennbar. Im weiteren Verlauf gehen die Dehnungspfade dann in den Druckbereich.
- Aufgrund der längeren Scherzone liegt bei der J-Geometrie verglichen mit der H-Geometrie der Spannungszustand in der Kerbe näher am ebenen Spannungszustand. Daher ist die J-Geometrie der H-Geometrie vorzuziehen.

4.2.2.6 Fazit der experimentellen Ergebnisse an HCT980XG, HCT980X+Z110MB und HX340LAD unter Einbeziehung von Werkstoffkennwerten

Es ist klar erkennbar, dass die symmetrischen Schrägkerbscherzugproben nicht zu erwünschtem Scherversagen führen. Aus diesem Grund wird im Folgenden die unsymmetrische Schrägkerbscherzugprobe für die weitere werkstoffabhängige Optimierung verwendet. Die für die drei verschiedenen Werkstoffe als günstig beobachteten unsymmetrischen Scherzugprobengeometrien zeigen bereits erste Tendenzen in Abhängigkeit von Werkstoffkennwerten. In Tabelle 4-6 sind die priorisierten Geometrien für die drei Werkstoffe gekennzeichnet. Mit dem fest gewählten Kerbradius $R = 1 \text{ mm}$ ist die wesentliche zu variierende Größe der Kerbüberlappwinkel ζ , der sich aus der Scherlänge L und dem Kerbüberlapp e ergibt. Der Zusammenhang zwischen dem geeigneten Kerbüberlappwinkel und Werkstoffkennwerten ist anschaulich in Abbildung 4-40 aufgezeigt. In den Experimenten für diese drei Werkstoffe ist die senkrechte Scherlänge noch nicht final festgelegt.

Tabelle 4-6: Ergebnis der experimentellen Untersuchungen an HcT980XG, HCT980X+Z110MB und HX340LAD

Geometriebezeichnung	Kerbradius R [mm]	Scherrlänge L [mm]	Kerbüberlapp e [mm]	Kerbüberlappwinkel ζ [°]	bevorzugt geeignet für Werkstoff
Sz-A	1	3	0	0	
Sz-B	1	2	-1	-14,0	
Sz-C	1	3	-1	-11,3	HCT980XG/ HCT980X+ Z110MB
Sz-D	1	4	-1	-9,5	HCT980XG
Sz-G	1	3	-1,5	-16,7	
Sz-H	1	3	-2	-21,8	
Sz-I	1	4	-1,5	-14,0	HX340LAD
Sz-J	1	4	-2	-18,4	

Geometrie D:
L = 4 mm, R = 1 mm
e = -1 mm

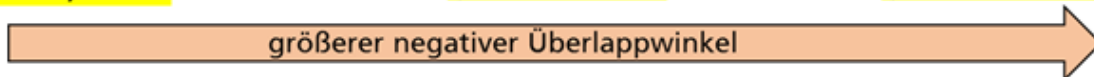
$\zeta = -9,46^\circ$

Geometrie C:
L = 3 mm, R = 1 mm
e = -1 mm

$\zeta = -11,3^\circ$

Geometrie J:
L = 4 mm, R = 1 mm
e = -2 mm

$\zeta = -18,4^\circ$



geeignet für HCT980XG

geeignet für HCT980XG und HCT980X+Z110MB

geeignet für HX340LAD

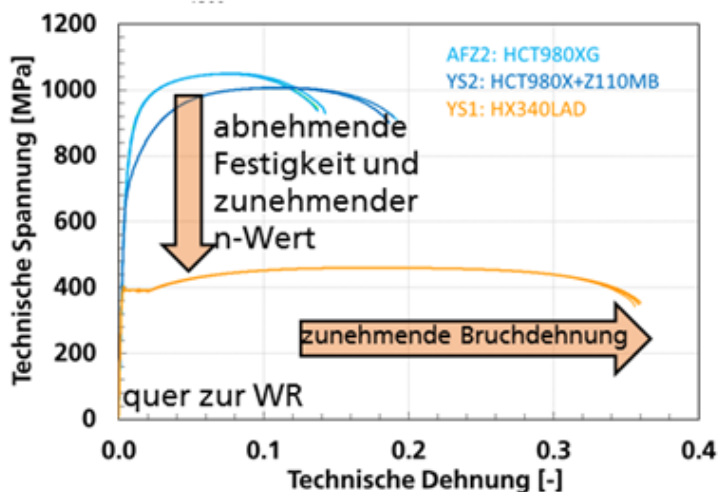
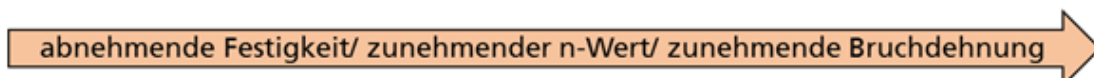


Abbildung 4-40: Zusammenhang zwischen geeignetem Kerbüberlappwinkel und Werkstoffkennwerten

Anhand dieser ersten Beobachtungen ist davon auszugehen, dass für die Komplexphasenstähle aus Tabelle 3-1 eher Proben mit kleinerem Kerbüberlappwinkel (bis zu -12° analog der Dualphasenstähle) geeignet sind, da diese Stähle höhere Festigkeiten, kleinere n-Werte und kleinere Bruchdehnungen als der mikrolegierte Stahl HX340LAD aufweisen. Dementsprechend wurde für die weiteren experimentellen und numerischen Untersuchungen für diese Stähle die Geometrieauswahl eingeschränkt. Die Scherlänge ist in dieser Iterationsstufe noch nicht festgelegt. Es ist wünschenswert, neben dem Kerbradius auch die Scherlänge festzulegen, um dann lediglich den Kerbüberlappwinkel als werkstoffabhängigen Parameter zu variieren. Da bei kleinerer Scherlänge eine größere Abweichung vom ebenen Spannungszustand vorliegt, wird eine Scherlänge von $L = 4 \text{ mm}$ (statt $L = 3 \text{ mm}$) angestrebt, sofern dies nicht wie bei dem Werkstoff HCT980X+Z110MB zu Kerbanriss führt.

4.2.2.7 Experimentelle Untersuchungen für Komplexphasenstähle mit verschiedenen Blechdicken

Die Güte der Scherprobe wurde auch hier auf Basis der Beurteilung der Lage der Bruchfläche und der Dehnungspfade in der Scherzone beurteilt. Die Videobilder zur Detektierung eines möglichen Kerbanrisses wurden hinzugezogen. In Tabelle 4-7 ist die Versuchsmatrix für die an den Komplexphasenstählen durchgeführten quasistatischen Versuche gezeigt. Alle Proben wurden quer zur Walzrichtung mit Mikrowasserstrahlschneiden entnommen. Für jede Versuchsvariante wurden 3 Wiederholungen durchgeführt. Bei allen Werkstoffen wurden die A-, C- und D-Probe geprüft. Für die Blechdicke $t = 1,5 \text{ mm}$ wurden zwei zusätzliche Geometrien mit jeweils einer Scherlänge von $L = 4 \text{ mm}$ untersucht, die A2-Probe ohne Kerbüberlapp und die L-Probe mit einem kleinen Kerbüberlappwinkel von $\zeta = -5^\circ$. Diese zusätzlichen Proben wurden eingefügt, um zum einen eine 0° -Referenzprobe mit Scherlänge $L = 4 \text{ mm}$ zu untersuchen, zum anderen bei dem Werkstoff HCT980C einen kleineren Kerbüberlappwinkel als -10° zu testen, da dieser Werkstoff eine hohe Festigkeit, einen kleinen n-Wert sowie eine geringe Bruchdehnung aufweist.

Tabelle 4-7: Versuchsmatrix für unsymmetrische Schrägkerbscherzugproben an Komplexphasenstählen (quer zur Walzrichtung)

Werkstoff	IWM-Code	Blechdicke [mm]	Geometriebezeichnung	Kerbüberlappwinkel ζ [°]	Scherlänge L [mm]
HCT780C	ALF1	1,03	A-Probe	0	3
HCT780C	ALF1	1,03	C-Probe	-11,3	3
HCT780C	ALF1	1,03	D-Probe	-9,5	4
HCT780C	ALF2	1,51	A-Probe	0	3
HCT780C	ALF2	1,51	C-Probe	-11,3	3
HCT780C	ALF2	1,51	D-Probe	-9,5	4

CP W1000 +Z	ALF3	3,0	A-Probe	0	3
CP W1000 +Z	ALF3	3,0	C-Probe	-11,3	3
CP W1000 +Z	ALF3	3,0	D-Probe	-9,5	4
HCT980C	ALF4	1,0	A-Probe	0	3
HCT980C	ALF4	1,0	C-Probe	-11,3	3
HCT980C	ALF4	1,0	D-Probe	-9,5	4
HCT980C	ALF5	1,5	A-Probe	0	3
HCT880C	ALF5	1,5	C-Probe	-11,3	3
HCT980C	ALF5	1,5	D-Probe	-9,5	4
HCT980C	ALF5	1,5	A2-Probe	0	4
HCT980C	ALF5	1,5	L-Probe	-5,0	4
HCT880C	ALF6	2,0	A-Probe	0	3
HCT880C	ALF6	2,0	C-Probe	-11,3	3
HCT880C	ALF6	2,0	D-Probe	-9,5	4

HCT780C:

In Abbildung 4-41 sind die Scherzonen der geprüften Proben für den Werkstoff HCT780C für die beiden untersuchten Blechdicken abgebildet. Es ist jeweils eine repräsentative Beispielprobe jeder Probengeometrie gezeigt. Die Wiederholungsversuche zeigen das gleiche Bruchbild. Bei allen Proben liegt die Bruchfläche in der Scherbelastungszone. Die Dehnungspfade in der Scherzone bis zum Bruch aus Grauwertkorrelation sind für die Blechdicke $t = 1,03$ mm in Abbildung 4-42 und für Blechdicke $t = 1,51$ mm in Abbildung 4-43 über dem α -Wert gezeigt. Alle Probengeometrien jeder Blechdicke führen zu vergleichbaren Scherdehnungspfaden. Für die Blechdicke $t = 1,03$ mm ist bei den Proben mit Kerbüberlapp in den Videobildern Kerbanriss deutlich zu sehen. Bis zum Kerbanriss zeigen jedoch alle Geometrien etwa gleiches Dehnungsniveau. Für die Blechdicke $t = 1,51$ mm ergeben sich für die verschiedenen Geometrien unterschiedlich große Dehnungen vor Bruch, alle jedoch größer als die Dehnungen vor Kerbanriss bei $t = 1,0$ mm. Kerbanriss konnte bei den ausgewerteten Proben mit $t = 1,51$ mm in den Videobildern nicht erkannt werden, jedoch zeigte sich bei den Wiederholungsversuchen an der D-Probe Kerbanriss. Insgesamt sind mit der D-Probe die größten Dehnungen in der Scherzone bis Bruch nachweisbar.

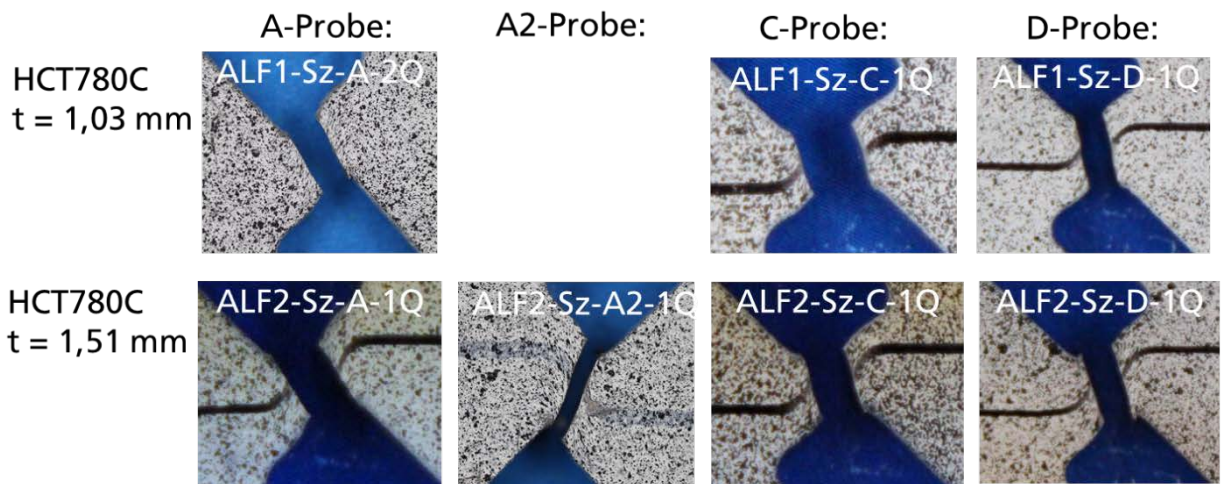


Abbildung 4-41: Scherzonen geprüfter unsymmetrischer Schrägkerbscherzugproben für HCT780C für die Blechdicken 1,03 mm und 1,51 mm

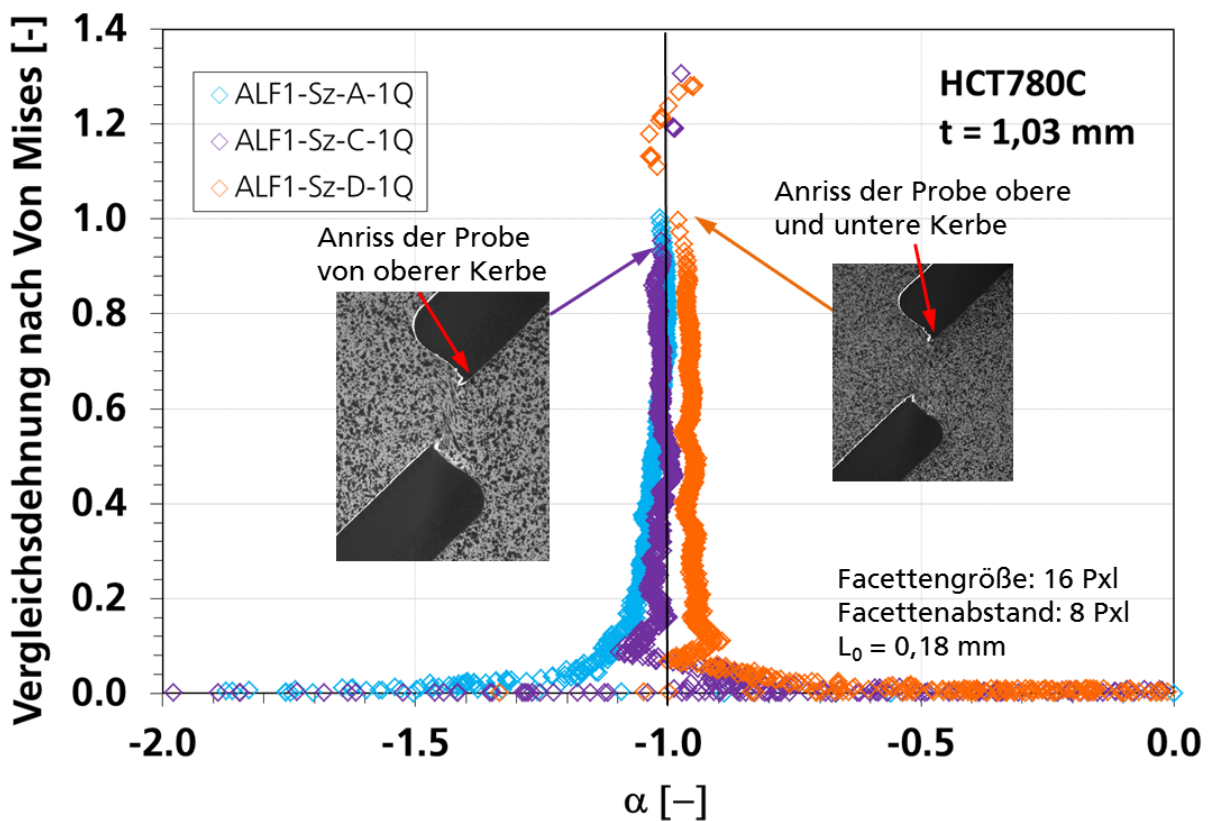


Abbildung 4-42: Dehnungspfade in der Scherzone aus GOM correlate für unsymmetrische Schrägkerbscherzugproben an HCT780C für die Blechdicke 1,03 mm

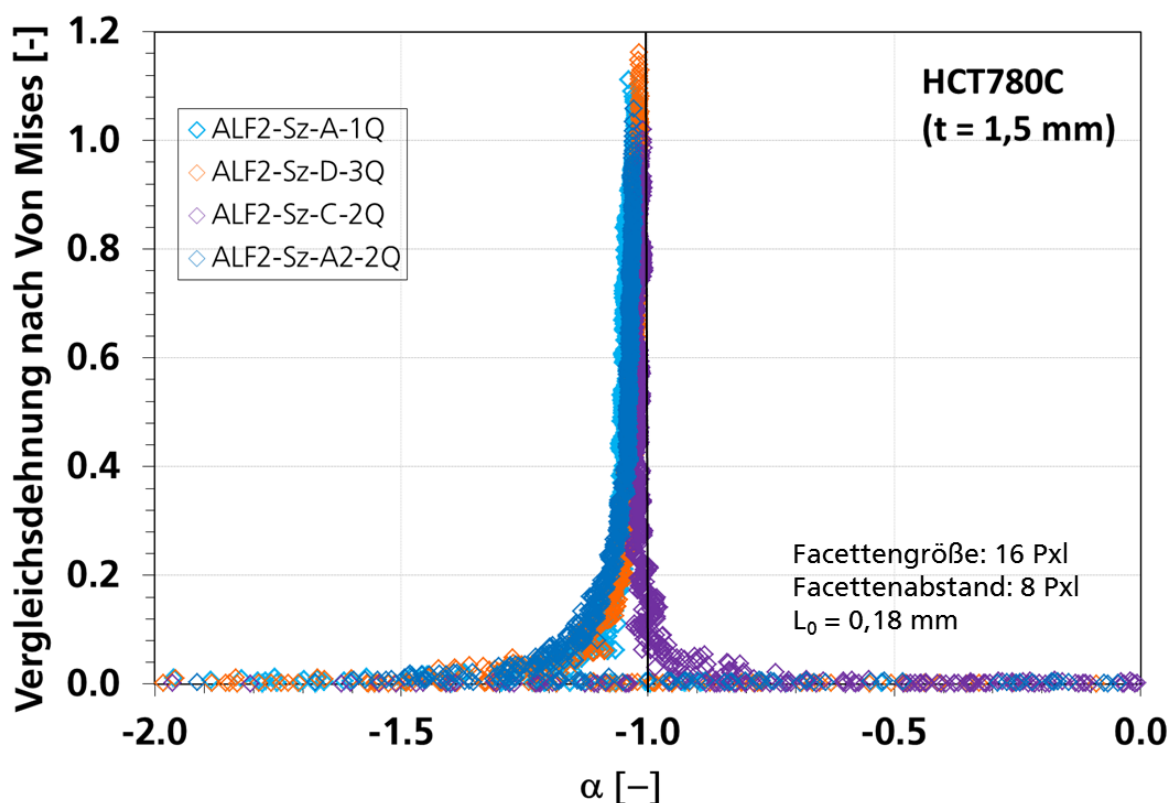


Abbildung 4-43: Dehnungspfade in der Scherzone aus GOM correlate für unsymmetrische Schrägkerbscherzugproben an HCT780C für die Blechdicke 1,51 mm

CP-W1000+Z:

In Abbildung 4-44 sind die Scherzonen der geprüften Proben für den Werkstoff CP-W1000+Z abgebildet. Es ist jeweils eine repräsentative Beispielprobe jeder Proben-geometrie gezeigt. Die Wiederholungsversuche zeigen das gleiche Bruchbild. Bei allen Proben liegt die Bruchfläche in der Scherbelastungszone. Die Dehnungspfade sind in Abbildung 4-45 gezeigt. Alle Proben zeigen einen vergleichbaren Scherdehnungspfad mit ebenfalls vergleichbarer Dehnung vor Bruch. Kerbanriss konnte in den Videos nicht erkannt werden. Offenbar ist dieser Werkstoff mit der zugehörigen Blechdicke wenig sensitiv für die Parametervariation.

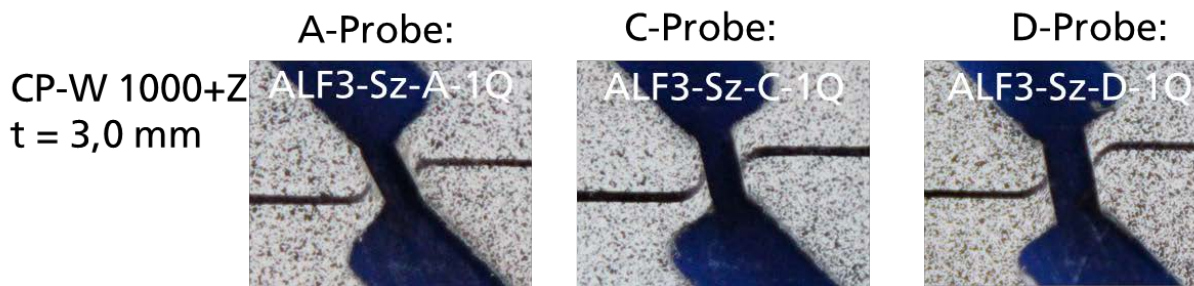


Abbildung 4-44: Scherzonen geprüfter unsymmetrischer Schrägkerbscherzugproben für CP1000-W +Z

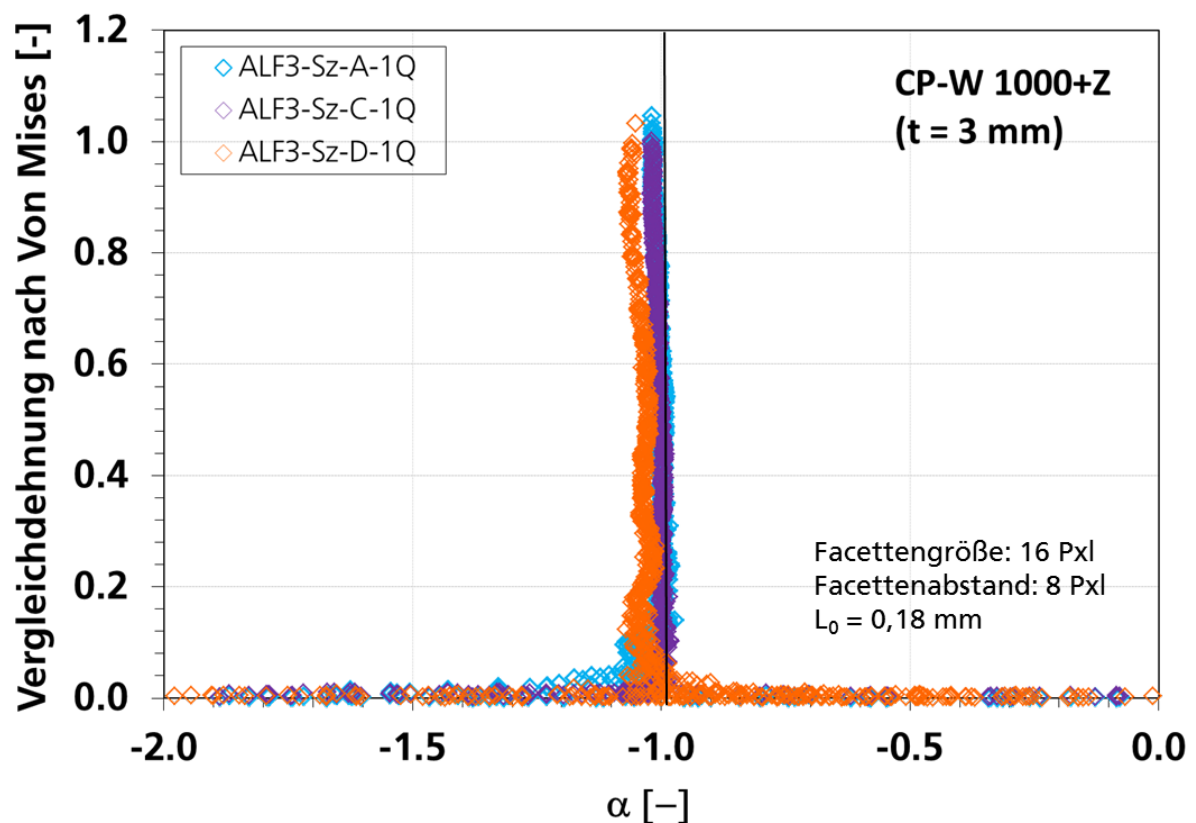


Abbildung 4-45: Dehnungspfade in der Scherzone aus GOM correlate für unsymmetrische Schrägkerbscherzugproben an CP1000-W +Z

HCT980C:

In Abbildung 4-46 sind die Scherzonen der geprüften Proben für den Werkstoff HCT980C für die drei untersuchten Blechdicken abgebildet. Es ist jeweils eine repräsentative Beispielprobe jeder Probengeometrie gezeigt. Die Wiederholungsversuche zeigen das gleiche Bruchbild. Bei allen Proben liegt die Bruchfläche in der Scherbelastungszone. In Abbildung 4-47 bis Abbildung 4-49 sind für jeweils eine Blechdicke die Dehnungspfade in der Scherzone für die verschiedenen Geometrien gezeigt. Für $t = 1 \text{ mm}$ liegt bei allen Probengeometrien Kerbanriss vor, bei den Proben mit Kerbüberlapp etwa auf gleichem Dehnungsniveau von ca. als 1,2 – 1,3, bei der Probe ohne Kerbüberlapp bei moderat geringerer Dehnung. Für $t = 1,5 \text{ mm}$ tritt bei allen Probengeometrien Kerbanriss auf mit Ausnahme der A-Probe. Den längsten Scherdehnungspfad bis zum Kerbanriss zeigt die D-Probe bei einer Dehnung von etwa 1,4 – 1,5. Für die Blechdicke $t = 2,0 \text{ mm}$ zeigt die D-Probe die höchsten Dehnungen vor Bruch von etwas über 1,6 mit nicht eindeutig nachweisbarem Kerbanriss.

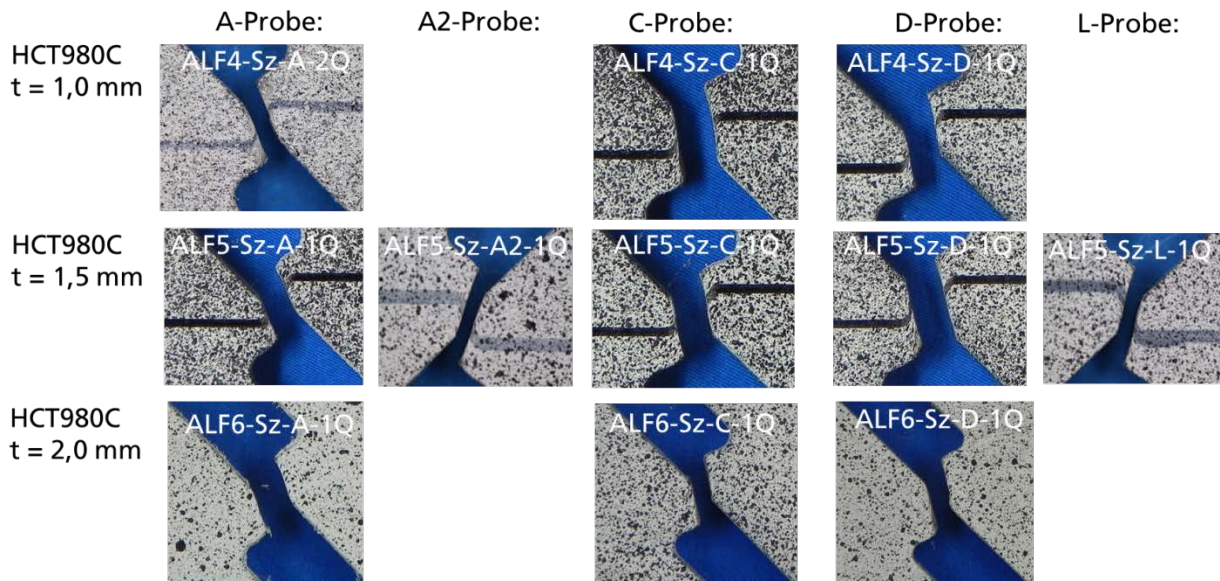


Abbildung 4-46: Scherzonen geprüfter unsymmetrischer Schrägkerbscherzugproben für HCT980C für die Blechdicken 1 mm, 1,5 mm und 2 mm

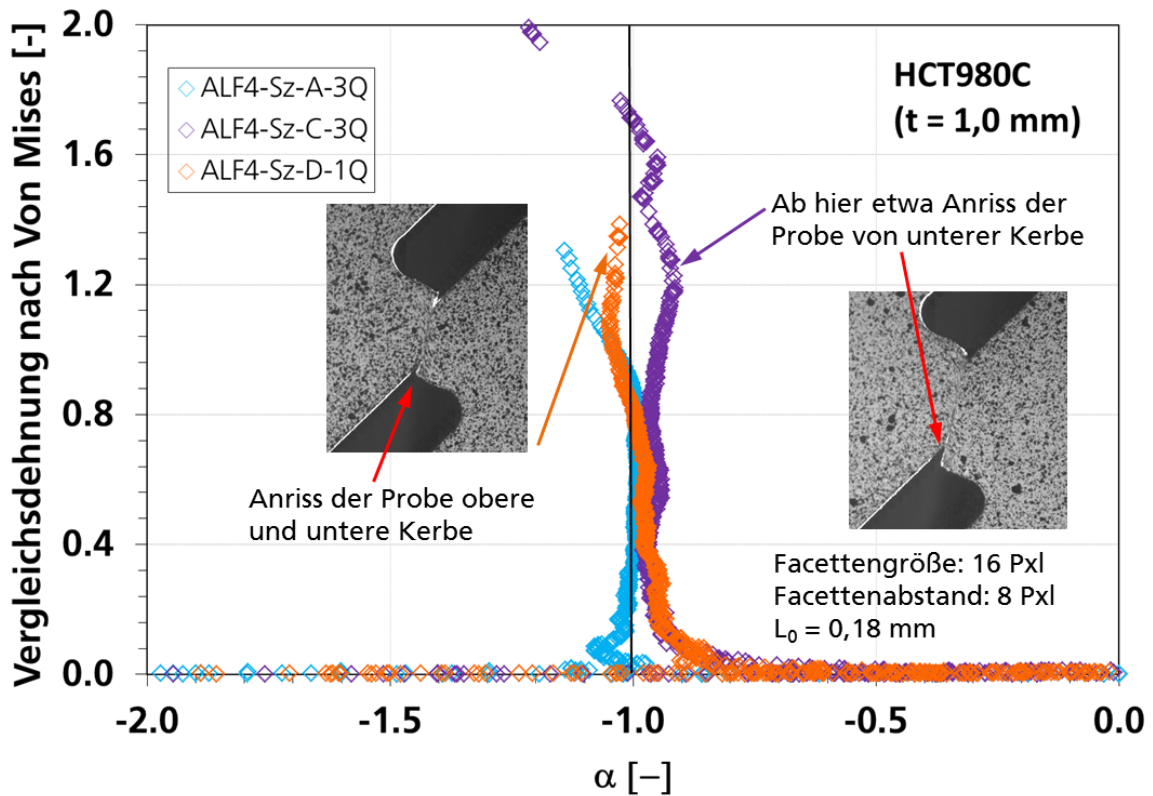


Abbildung 4-47: Dehnungspfade in der Scherzone aus GOM correlate für unsymmetrische Schrägkerbscherzugproben an HCT980C für die Blechdicke 1 mm

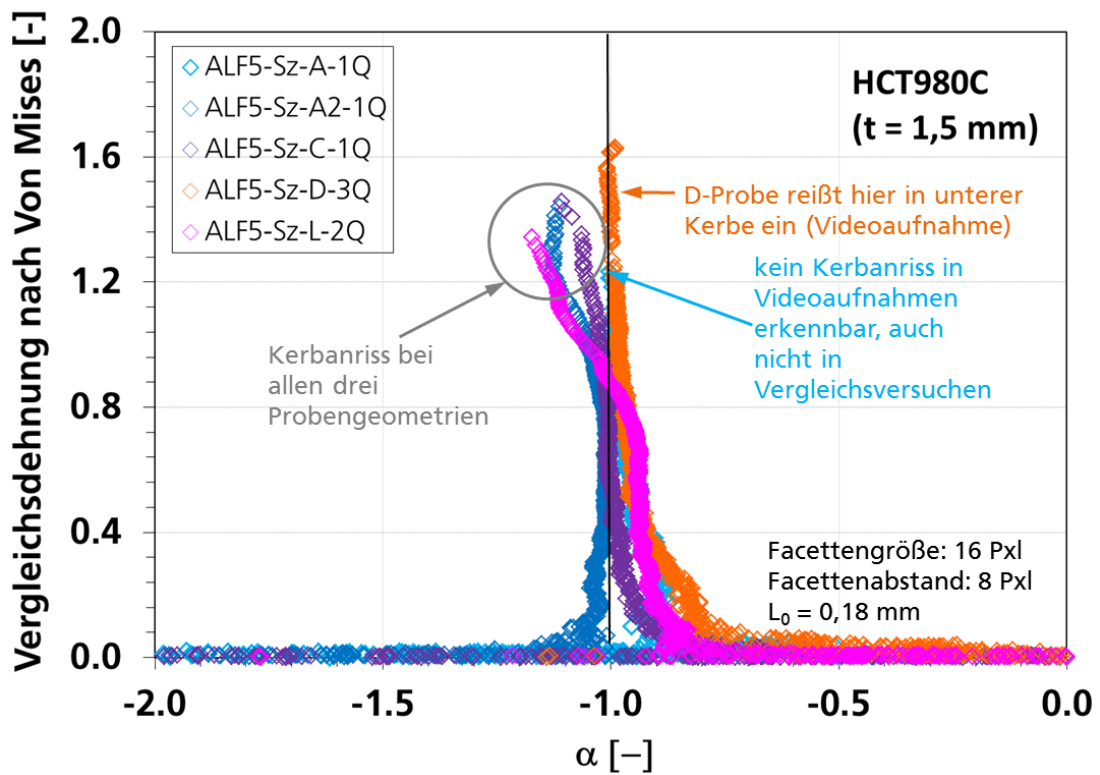


Abbildung 4-48: Dehnungspfade in der Scherzone aus GOM correlate für unsymmetrische Schrägkerbscherzugproben an HCT980C für die Blechdicke 1,5 mm

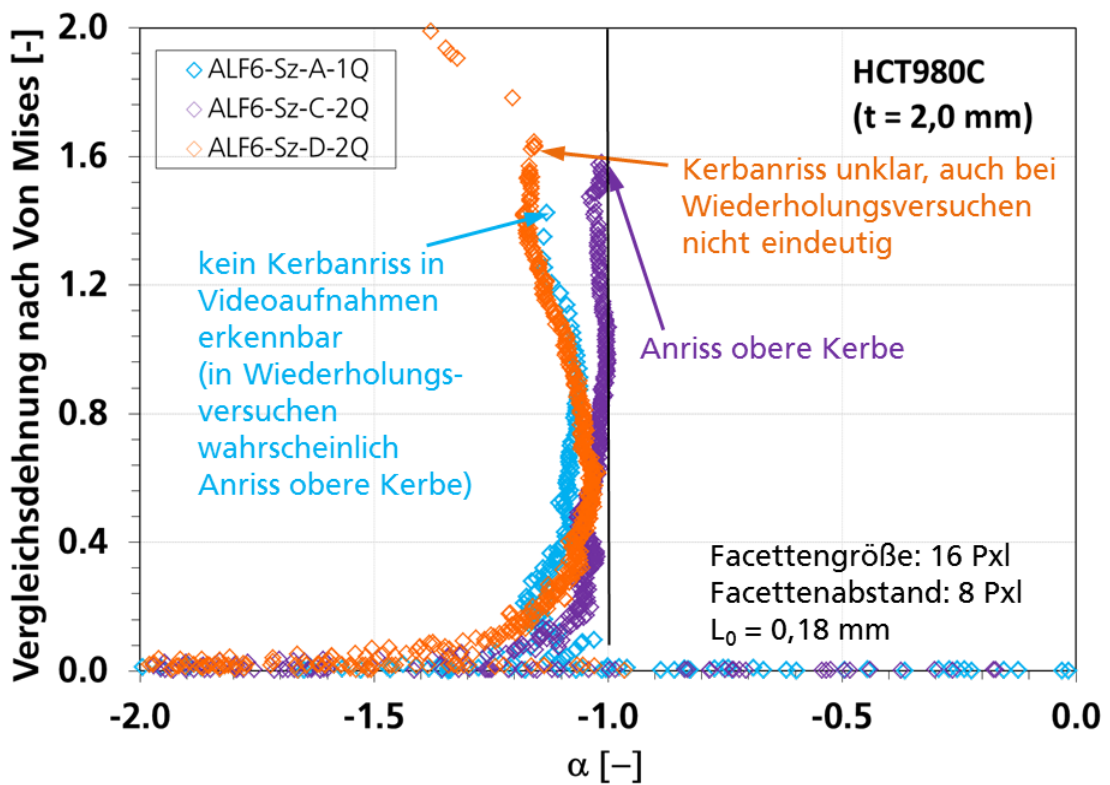


Abbildung 4-49: Dehnungspfade in der Scherzone aus GOM correlate für unsymmetrische Schrägkerbscherzugproben an HCT980C für die Blechdicke 2 mm

Zusammenfassend ergibt sich aus den experimentellen Untersuchungen für verschiedene Blechdicken:

Blechdicke 1 mm:

Bei beiden Werkstoffen tritt bei den verschiedenen Probengeometrien Kerbanriss auf, bei der A-Probe ist dieser bei HCT780C nicht eindeutig nachweisbar. Für $t = 1$ mm ist eine Verkürzung der bisher geprüften Scherlänge $L = 4$ mm zu empfehlen.

Blechdicke 1,5 mm:

Für beide Werkstoffe ergibt die D-Probe die besten Ergebnisse, bei HCT980C ist allerdings Kerbanriss erkennbar.

Blechdicke 2 mm:

Hier wurde nur HCT980C untersucht, für den die D-Probe die besten Ergebnisse liefert bei unklarer Kerbanrissituation.

Blechdicke 3 mm:

Der untersuchte CP-W 1000+Z zeigte für die verschiedenen Probengeometrien keine Sensitivität. Alle Geometrien zeigten lineare Scherdehnungspfade ohne Kerbanriss.

4.2.3 Ergebnis der werkstoffabhängigen Schrägkerbscherzugprobenoptimierung

Die experimentellen und numerischen Untersuchungen an Schrägkerbscherzugproben ergeben folgendes Ergebnis:

- Unsymmetrische Schrägkerbscherzugproben haben ein kleineres Risiko zu Kerbanriss als symmetrische Schrägkerbscherzugproben und sind damit zu bevorzugen.
- Aus numerischen Ergebnissen wird ein Kerbradius von $R = 1$ mm festgelegt.
- Für die Blechdicke $t = 1,5$ mm wird eine Scherlänge $L = 4$ mm priorisiert. Diese zeigte sich für alle untersuchten Werkstoffe als günstig mit Ausnahme von HCT980X+Z110MB, für den eine kürzere Scherlänge von $L = 3$ mm günstig ist.
- Der Einfluss der Blechdicke auf die als günstig zu beurteilenden Scherzonenparameter wird am besten durch eine blechdickenbezogene Scherlänge $L/t = 2,7$ berücksichtigt.
- Der geeignete negative Kerbüberlappwinkel ζ lässt einen Zusammenhang mit probengeometrierobusten Werkstoffkennwerten entsprechend Tabelle 4-8 für die Blechdicke 1,5 mm bzw. 1,4 mm erkennen. Die Werkstoffe sind nach aufsteigendem $R_{p0,2}$ bzw. absteigenden Werten für A_g und n_{2-Ag} sortiert.

Tabelle 4-8: Geeigneter Kerbüberlappwinkel ζ aus experimentellen und numerischen Untersuchungen im Zusammenhang mit probengeometrierobersten Werkstoffkennwerten

Werkstoff	IWM-Code	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_g [%]	n_{2-Ag}	ζ (Exp)	ζ (Sim)
HCT980C	ALF5	890	1003	5,1	0,057	-9,5°	-10°
HCT980XG	AFZ2	759	1049	7,1	0,081	-9,5°/ -11,3°	-10°
HCT780C	ALF2	689	878	8,4	0,094	-9,5°	-10°
HCT980X+ Z110MB	YS2	683	1007	10,3	0,132	-11,3°	-11,3°
HX340LAD	YS1	390	461	17,4	0,149 (*)	-18,4°	-18,4°

(*) $n_{2,5-Ag}$

Diese Ergebnisse bestätigen und quantifizieren den Zusammenhang aus Abbildung 4-40 zwischen dem geeigneten Kerbüberlappwinkel ζ und den Werkstoffkennwerten $R_{p0,2}$, R_m , A_g und n_{2-Ag} . Für die einzelnen Werkstoffkennwerte werden folgende Aussagen getroffen:

- Der geeignete negative Kerbüberlappwinkel wird mit abnehmendem $R_{p0,2}$ größer.
- Der geeignete negative Kerbüberlappwinkel wird mit abnehmendem R_m tendenziell größer.
- Der geeignete negative Kerbüberlappwinkel in [°] liegt in der Größenordnung von A_g [%].
- Der geeignete negative Kerbüberlappwinkel in [°] liegt in der Größenordnung von $100 \cdot n_{2-Ag}$.

4.3 Alternative Probenformen

Die im vorhergehenden Kapitel ausführlich dargestellte Schrägkerbzugprobe zeigte bei der fraktographischen Überprüfung der Bruchflächen dominierende Scherbruchanteile (Abbildung 4-33, Abbildung 4-37). Trotzdem kann eine Bruchinitiierung unter Zug vom Probenrand im Kerb nicht vollständig ausgeschlossen werden. Dieser Punkt ist besonders zentral, wenn es um die Entwicklung von Möglichkeiten für werkstoffunabhängige Lösungsansätze zur experimentellen Ermittlung des scherdominierten initialen Versagens geht. Die symmetrischen Probenvarianten wurden für die Schrägkerb-Scherzugprobengeometrie verworfen, da es zu einer zunehmenden Zugüberlagerung und unsymmetrischem Versagen geführt hatten (Abbildung 4-24, Abbildung 4-26).

Darauf aufbauend sind einerseits die Verwendung von modifizierten Torsionsproben und andererseits die Entwicklung von Scherzugprobengeometrien mit alternativer Kerbgestaltung, hier auch symmetrische Varianten, weiter untersucht worden.

In den nachfolgenden beiden Abschnitten wird sowohl auf die Blechtorsionsprobe [YIN14] als auch auf die symmetrisch S-förmig geschlitzte Scherprobe [SHO10] detaillierter eingegangen.

4.3.1 Blechtorsionsprobe

Die kreisrunde Torsionsprobe stellt nach den eingangs erwähnten Ausführungen prinzipiell einen Lösungsansatz für die Entwicklung einer für weite Bereiche duktilitätsunabhängigen Probengeometrien dar. Eine solche Ronde kann wie die Schrägkerb-Scherzugprobe aus dem zu untersuchenden Blechgrundmaterial hergestellt werden. Grundlegende Untersuchungen zum Scherversagen an Torsionsproben [GES04, YIN14] weisen zudem auf eine praxisrelevante Anwendbarkeit hin.

Allerdings muss die Probenform einer einfachen Blechrunde noch entsprechend modifiziert werden, was durch folgende Punkte begründet ist:

- Um reproduzierbare Ergebnisse zu gewährleisten, muss lokales Versagen sichergestellt sein, was durch eine in die Ronde konzentrisch eingearbeitete umlaufende Nut möglich ist. Zudem ist eine Begrenzung der Deformationszone Voraussetzung für eine entsprechend genaue messtechnische Erfassung eines repräsentativen Dehnungsfeldsegments mit Hilfe der Grauwertkorrelation (ARAMIS) [GOM19].
- Da aus den zitierten Arbeiten [YIN14] für übliche Blechstärken (ca. 1.5mm oder höher) bereits sehr hohe Drehmomente zu erwarten sind ($>1000\text{Nm}$), ist eine rein reibschlüssige Einleitung des Lastmoments nur durch aufwendige Klemmsysteme realisierbar. Deshalb wurde eine reib- und formschlüssige Verbindung zur Probe durch eine teilweise verschraubte Bolzenverbindung gewählt. Allerdings benötigen konstruktionsbedingt solche Verbindungen im Probenmittelpunkt etwas mehr Bauraum, was wiederum zu einer Erhöhung des Nutdurchmessers führt, womit eine Erhöhung des Drehmoments verknüpft ist. Deshalb ist beim Entwurf der möglichst einfach zu haltenden Verbindung eine Konstruktion mit kleinstmöglichem Platzbedarf erforderlich, die simultan in der Lage ist, größtmögliche Drehmomente zu übertragen.
- Eine entsprechend moderate lokale Verdünnung der Blechrunde durch die umlaufende Nut stellt nicht nur das lokale Versagen sicher, sondern steuert bzw. reduziert auch das notwendige Niveau des von der Prüfmaschine aufzubringenden Drehmoments. Allerdings ist bei der Verdünnung durch die Nutbahn auch darauf zu achten, dass über die Dicke noch eine ausreichende Anzahl von Körnern an der Deformation beteiligt sind, um ein makroskopisch repräsentatives (im Mittel homogenisiertes) Versagen hervorzurufen und kein von der Werkstoffmikrostruktur lokal dominiertes Verhalten zu messen.

Die dargestellten Punkte stellen im Wesentlichen die Basis zur konzeptionellen Gestaltung einer IWM-Variante der ebenen Blechtorsionsprobe dar, die in Abbildung

4-50 dargestellt ist und einen Nutinnenradius von $R = 20$ mm aufweist. Die Nut ist im Querschnitt symmetrisch zur Mittelebene gestaltet mit Auslaufradien von 0,5 mm und einer ebenen Nutbreite von 2 mm (Abbildung 4-50).

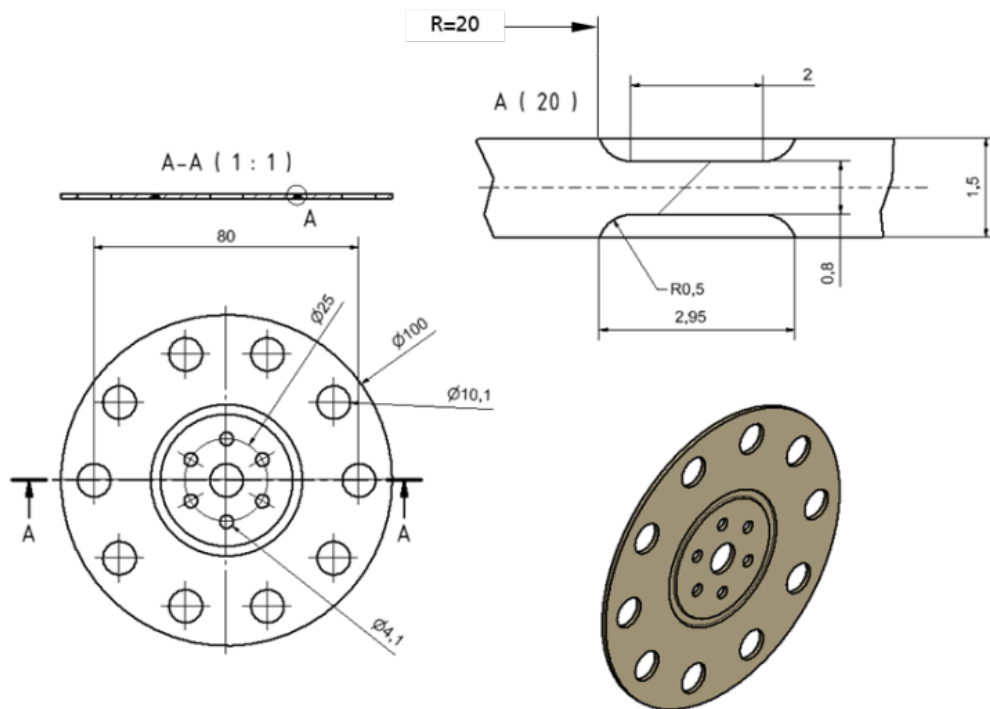


Abbildung 4-50: Prototyp zur Probengeometrie einer gekerbten ebenen Blechtorsionsprobe (mit Nutbahnradius $R=20$ mm)

Wie in Abbildung 4-50 und Abbildung 4-51 zu sehen ist, wurde der Fokus auf eine möglichst einfache, nur mit Schrauben und Bolzen konzipierte Ausführung der formschlüssigen Verbindung gelegt, woraus letztendlich ein Nutbahnradius von 20 mm erforderlich wurde.

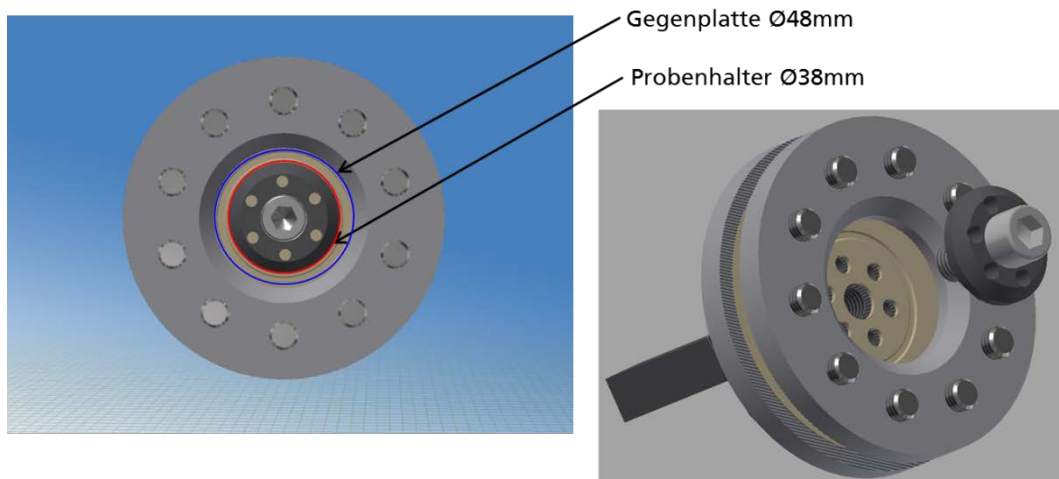


Abbildung 4-51: Einspannung des Prototyps der gekerbten ebenen Blechtorsionsprobe

Zur besseren Veranschaulichung sind in Abbildung 4-52 die einzelnen Teile für die innere und äußere Einspannung sowie der detaillierte Versuchsaufbau dargestellt.



Abbildung 4-52: Teile der Einspannung sowie gesamter Versuchsaufbau für den Prototyp einer gekerbten ebenen Blechtorsionsprobe

Aufgrund der erwähnten und in [YIN14] beschriebenen Problematik von relativ hohen Torsionsmomenten wurde die innere Einspannung mit sechs Schrauben sowohl formals als auch reibschlüssig konzipiert, um so die zu erwartenden größeren Belastungen übertragen zu können.

Nach ersten Iterationen wurde die innere Einspannung durch dickere Schrauben verstärkt und auch das Design des Nutquerschnitts entsprechend den oben angeführten Einschränkungen verdünnt (von ursprünglich 0,8 mm auf 0,35 mm gemessen), woraus geringere Torsionsbelastungen resultierten, was wiederum zu einer Reduktion der Belastungen an den kritischen Bereich der inneren Einspannungen führte.

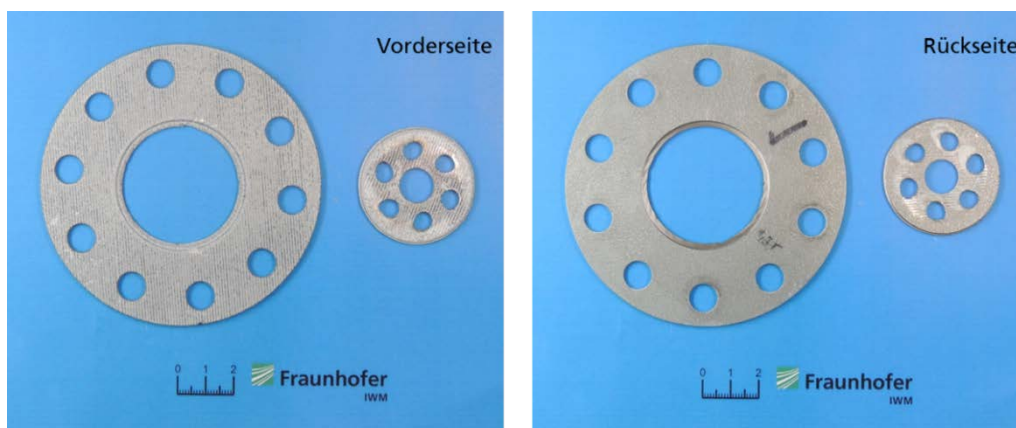


Abbildung 4-53: Prüfkörper nach Versuchsdurchführung (Prototyp einer gekerbten ebenen Blechtorsionsprobe)

In Abbildung 4-53 ist eine ebene gekerbte Blechtorsionsprobe nach der Versuchsdurchführung dargestellt. Das Versagen tritt entlang des inneren Rands der umlaufenden Nut im Bereich der geringsten Restdicke der Ronde auf, da dort die induzierten Umfangslasten am größten und der belastete Querschnitt am kleinsten ist, woraus letztendlich die zum Versagen führenden maximalen Schubspannungen in Umfangsrichtung resultieren. Allerdings traten trotz der geringen Restblechstärke in der Nut relativ große Belastungen auf, welche wiederum zu plastischen Deformationen (Lochleibung) an den Durchgangslöchern der inneren Einspannung führten, da das aufgebrachte Anzugsmoment der Schrauben in dieser Versuchsserie keinen ausreichenden Reibschluss in den Kontaktflächen bewirkte. Mögliche Lösungsansätze für diese Problematik sind nachfolgend kurz angeführt:

- Maximierung des Reibschlusses durch Optimierung der Schraubverbindung mit höherem Anzugsmoment. Dabei ist eine obere Grenze zu beachten, da durch zu hohe Anzugsmomente der Schrauben eventuell Spannungsverteilungen im Prüfkörper induziert werden, welche Auswirkungen auf die Triaxialitätsverteilung in der Nut haben und somit ein schubdominiertes initiales Versagen nicht mehr völlig sicherstellen könnte.
- Alternativ oder zusätzlich wäre die Reduktion der auftretenden Belastungen, durch eine Verkleinerung des Radius der Nutbahn zu erreichen wäre. Damit einhergehend ist eine weitere Platzreduktion der inneren Einspannungen erforderlich. Eine alternative Lösung zur Schraubverbindung für den begrenzten Bauraum ist die Verwendung einer rein formschlüssigen Keilwellenverbindung [DIN548], welche entsprechend weniger Platz benötigt und zugleich höhere Drehmomente übertragen kann.

Eine Auswertung der globalen Messgrößen von Torsionsmoment und an der Maschine gemessenen Winkel ist in Abbildung 4-54 zu sehen. Das Torsionsmoment M wird in eine äquivalente vom mittleren Nutradius R abhängige Umfangskraft umgerechnet und zudem auf die entsprechende Zylindermantelfläche bezogen (mit Restblechstärke d), was als eine normierte technische Schubspannung τ interpretierbar ist (Gl 7).

$$\tau = \frac{M}{2 \pi R^2 d} \quad (\text{Gl 7})$$

Das in Abbildung 4-55 rechts zu entnehmende Torsionsschubspannungsniveau entspricht annähernd den Werten, welche auch aus den Scherzugversuch mit offen geschlitzten unsymmetrischen Standard-IWM-Scherzugproben (Ausgangsproben für die Parameteroptimierung der Schrägkerb-Scherzugproben, Abbildung 4-55 links) ermittelt wurden [TRO15].

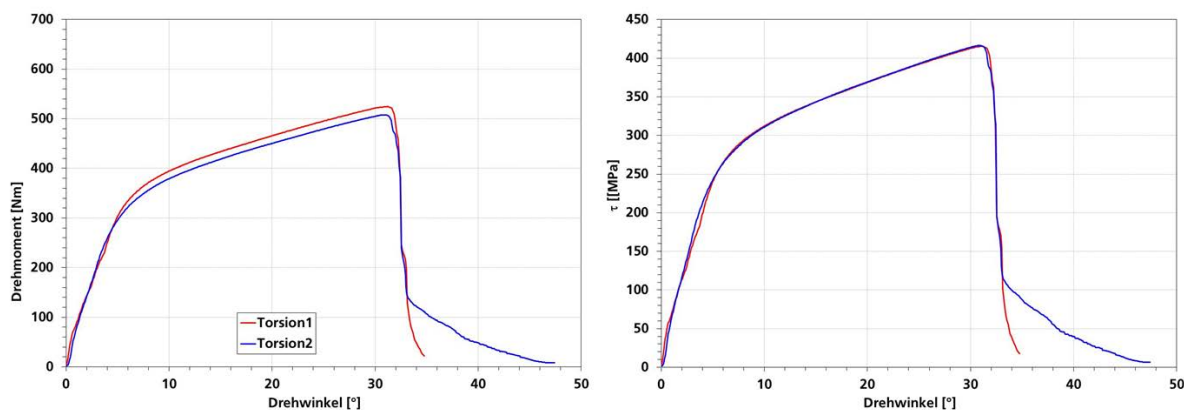


Abbildung 4-54: Globalverhalten einer gekerbten ebenen Blechtorsionsprobe (AFZ1) auf der Basis der Maschinendaten inkl. Relativbewegung der Probe

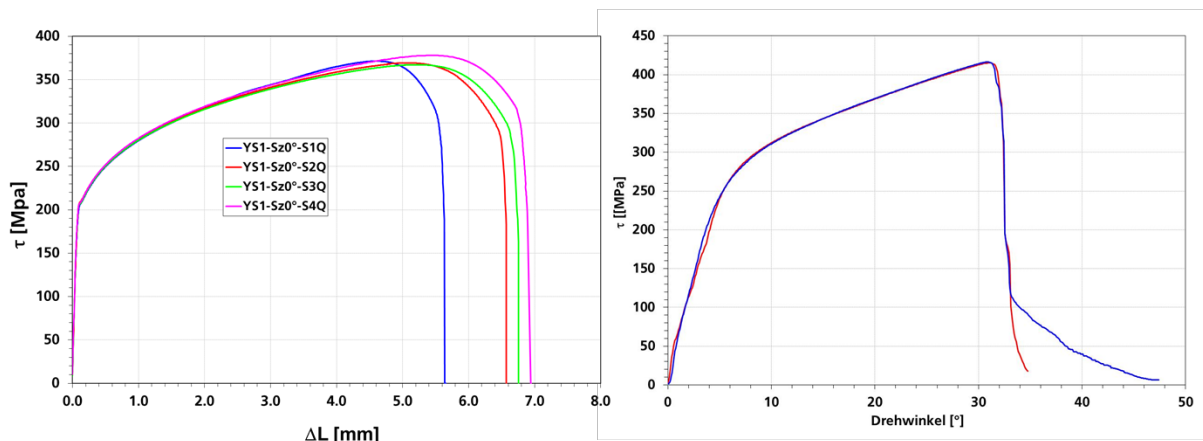


Abbildung 4-55: Vergleich des Globalverhaltens einer offen geschlitzten unsymmetrischen Standard-IWM-Scherzugprobe ohne Optimierung des Scherbereichs (links) mit einer gekerbten ebenen Blechtorsionsprobe (rechts) (YS1 bzw. AFZ1)

Eine zusätzliche Gegenüberstellung zwischen der Torsionsprobe mit der optimierten Geometrie der unsymmetrisch geschlitzten Scherzugprobe (Variante J) zeigt darüber hinaus noch eine weitere Verbesserung in der Übereinstimmung bzgl. der Scherversagensspannungen, was in Abbildung 4-56 gut zu sehen ist. Dabei ist zu beachten, dass die Torsionsproben in dieser Versuchsserie durch die Relativbewegung eine scheinbar geringere Anfangssteigung aufweisen. Grundsätzlich ist davon auszugehen, dass sich der im hochdeformierten Bereich der Probe auftretende Verdrehungswinkel vom an der Maschine gemessenen durch Relativbewegungen unterscheidet. Um diesen Unterschied zu quantifizieren sind lokale Auswertungen der Deformationen im hochdeformierten Nutbereich Torsionsprobe herangezogen worden (vgl. Abbildung 4-57). Dabei kann die Länge der Trajektorie s eines Punktes im Nutbereich verwendet werden, wobei der Drehwinkel φ über die Annahme bestimmbar ist, dass die Form der Bahnlinie des ausgewerteten materiellen Punktes (Trajektorie) annähernd einer Kreisbahn entspricht. Der Mittelpunkt bzw. der Radius r des Kreises wurde hierbei über einen Fit an die Trajektorie bestimmt, womit über die elementare Beziehung $s=R \cdot \varphi$ der tatsächlich lokal vorhandene Verdrehungswinkel ermittelt werden kann.

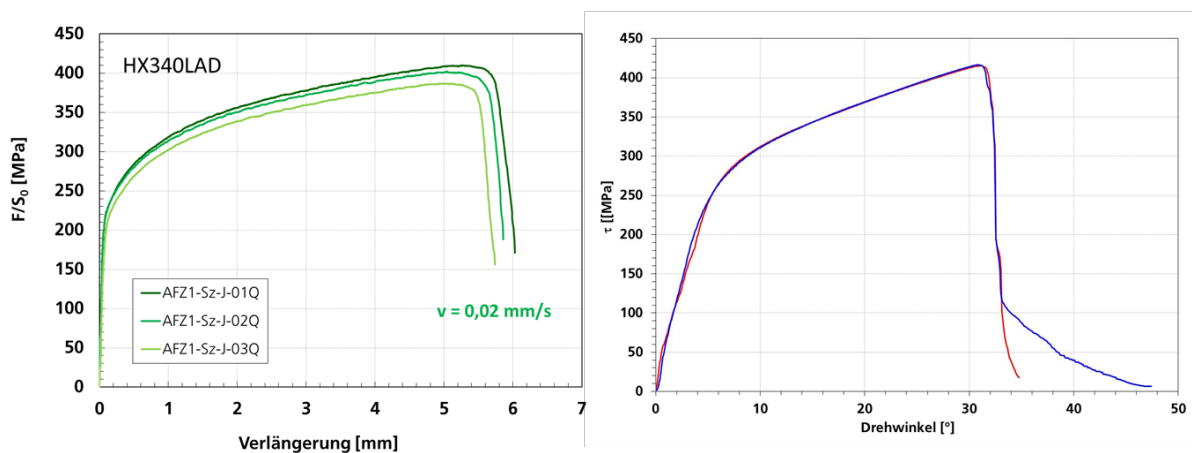


Abbildung 4-56: Vergleich des Globalverhaltens der optimierten offen geschlitzten unsymmetrischen IWM-Scherzugprobe (links) mit einer gekerbten ebenen Blechtorsionsprobe (rechts) (YS1 bzw. AFZ1)

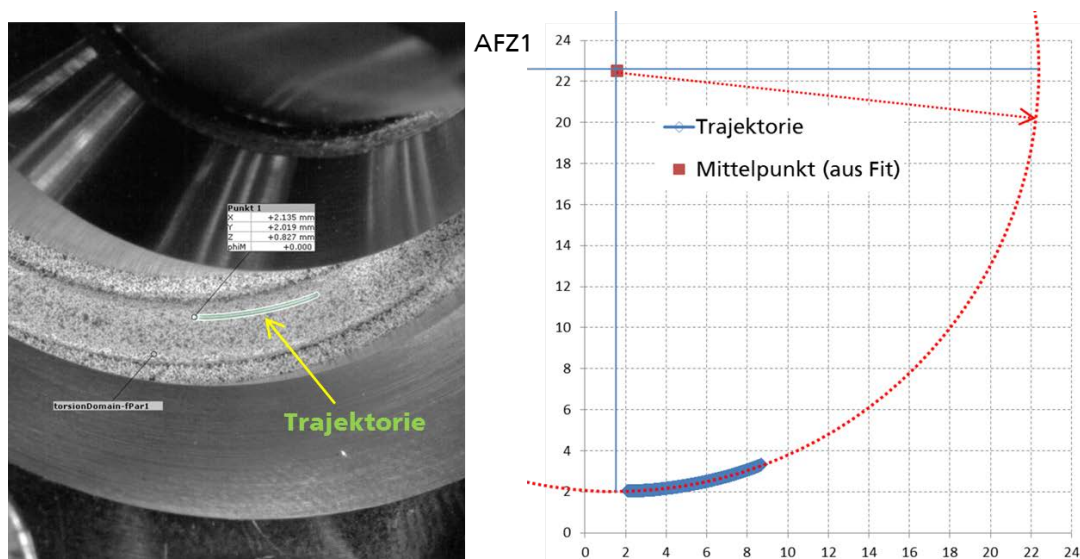


Abbildung 4-57: Methode zur Auswertung des lokalen Verdrehungswinkels unter Verwendung der Bahnlinie eines materiellen Punktes (Trajektorie) an gekerbter ebenen Blechtorsionsprobe

Eine Gegenüberstellung des globalen Belastungs- und lokalen Deformationsverhaltens ist in Abbildung 4-58 dargestellt. Es zeigt sich deutlich, dass grundsätzlich eine lokale Auswertung der Verdrehung zu verwenden ist. Deshalb muss der Verdrehungswinkel direkt an der Probe ermittelt werden, z.B. optisch durch Grauwertkorrelation (ARAMIS).

Ein Vergleich zwischen der Bogenlänge (Trajektorie) in den maximal verformten Zonen der Nut der Torsionsprobe ($s \sim 6,9\text{mm}$, in Abbildung 4-58) und den Verschiebungen der Scherzugproben (vgl. Abbildung 4-55 links und Abbildung 4-56 links) zeigt vergleichbare Ergebnisse.

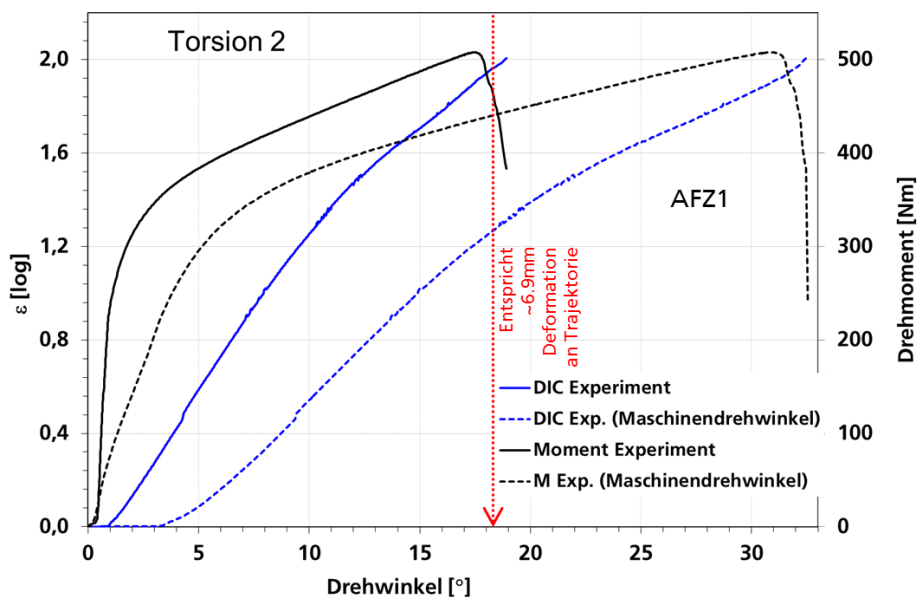


Abbildung 4-58: Gegenüberstellung der globalen und lokalen Deformationscharakteristika unter Verwendung des lokal gemessenen bzw. an der Maschine auftretenden Verdrehungswinkels an gekerbter ebenen Blechtorsionsprobe (AFZ1)

Für die ebene Blechtorsionsprobe kann aufgrund der untereinander geringen beobachteten Abweichungen bzgl. der Schubspannungen und beim Versagenseintritt trotz der Verdünnung durch die Nutbahn davon ausgegangen werden, dass der zur integralen Versagensermittlung erforderliche belastete Querschnitt für den untersuchten Werkstoff repräsentativ ist. Durch die große Schubzone in vollem Umfang der Probe wird ein großer umlaufender Querschnitt während des Versuchs belastet. Eine Verdünnung in der Größenordnung von einigen Zehntel Millimeter für die ebene Blechtorsionsprobe ist für den geprüften Werkstoff vertretbar (vgl. mikrostrukturelle Anmerkungen bzgl. Korngrößen im Abschnittsbeginn von 4.3.1). Für andere Werkstoff und Blechdicken kann diese Aussage aktuell nicht verallgemeinert werden.

Die lokale Auswertung des Verdrehwinkels wurde basierend auf den Trajektorien der ARAMIS-Messpunkte ermittelt. Ist dieses gegeben, kann ein Vergleich der Probengeometrien skaliert für die normierte Kraft bzw. das normierte Moment erfolgen. Da ist in Abbildung 4-60 dargestellt. Dabei wurde die Probenverlängerung der offen geschlitzten Scherzugprobe skaliert auf den Lastabfall. Die ebene Torsionsprobe zeigt eine bessere Reproduzierbarkeit der Versuche, die offen geschlitzten Scherzugprobe eine höher Anfangssteigung. Der Vergleich zeigt die aktuellen Vor- und Nachteile der beiden Geometrien für eine quasistatische Versuchsführung sehr gut. Eine dynamische Umsetzung des Torsionsversuchs ließ sich nicht mehr im Rahmen des Projekts realisieren, da dieses mit deutlich höherem Aufwand verbunden ist, als für die experimentell einfach umzusetzenden dynamischen Versuche an den offen geschlitzten Scherzugproben.

Ein wesentliches Problem, dass bereits durch die dargestellten quasistatischen Versuche deutlich wurde, stellt dabei die dann dynamische Lastekopplung der Torsion und die Nachgiebigkeit des Versuchsaufbaus bzw. der Probenschlupf dar.

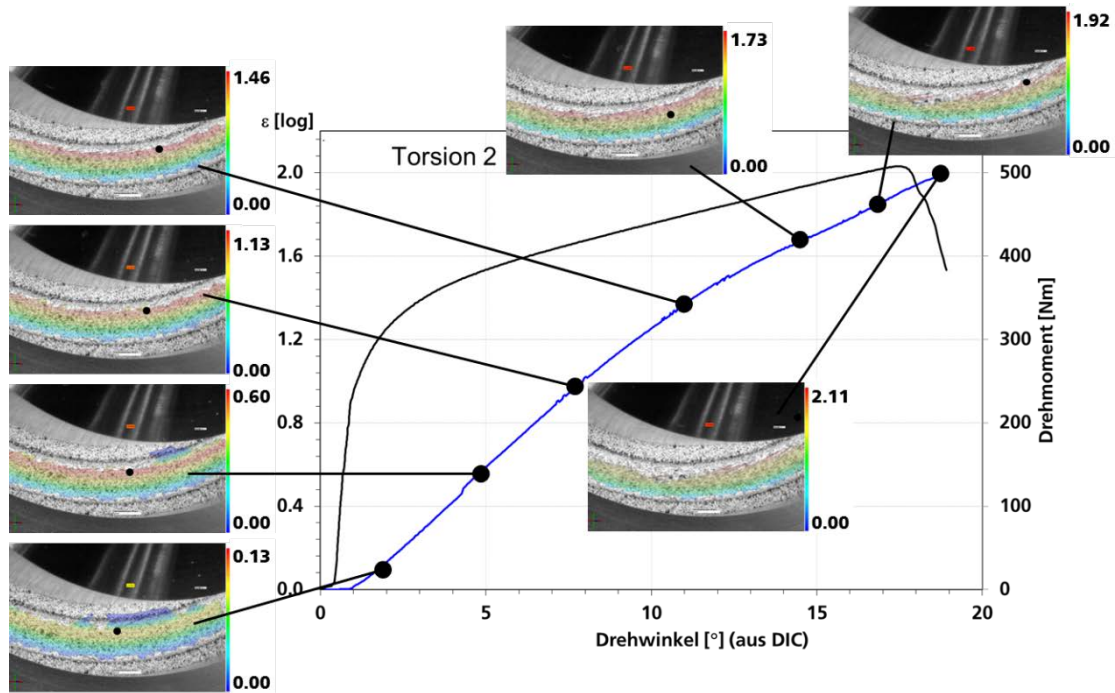


Abbildung 4-59: Vergleich des globalen Deformationsverhaltens einer gekerbten ebenen Blechtorsionsprobe zu den lokalen auftretenden Mises-Vergleichsdehnungen am inneren Bereich der Nutbahn (innerer Auslaufradius) (YS1 bzw. AFZ1); lokaler Auswertungsort ist mit schwarzen Punkt in den Bildsequenzen gekennzeichnet wodurch die Länge der Trajektorie (Abscherung) gut erkennbar ist

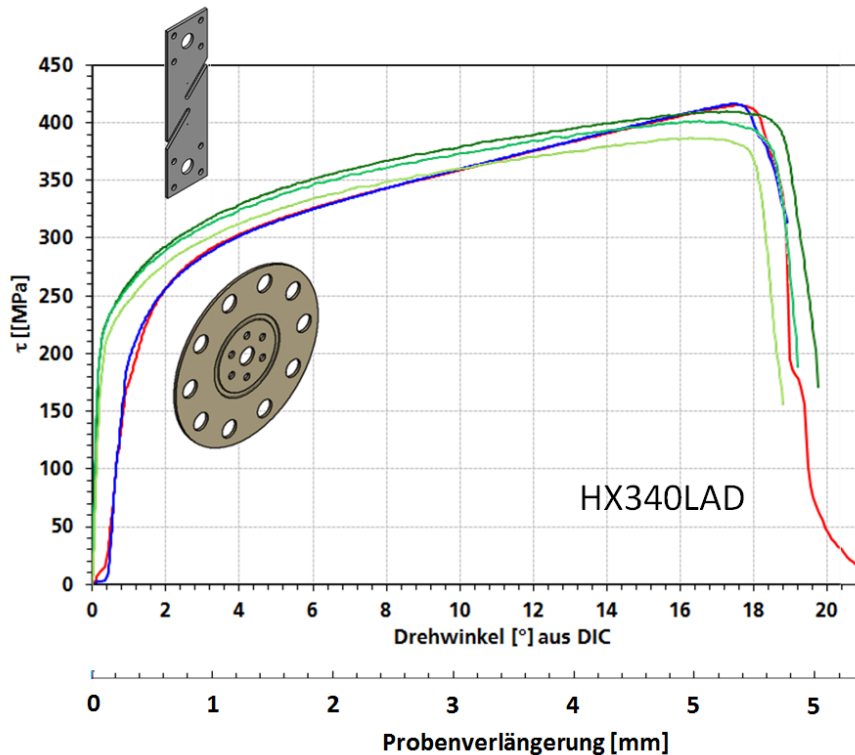


Abbildung 4-60: Vergleich des globalen Deformationsverhaltens an gekerbten ebenen Blechtorsionsproben und der optimierten unsymmetrischen offen geschlitzten Scherzugproben

Zum Vergleich der Torsionsversuche mit Simulationsergebnissen wurde ein idealisiertes Simulationsmodell des Torsionsversuches erstellt, das in Abbildung 4-61 dargestellt ist. Diesem Modell wurden folgende Eigenschaften und Beschreibungen zu Grunde gelegt:

- Es wurde ein segmentbasiertes Modell mit Hilfe von periodischen Randbedingungen in Umfangsrichtung verwendet, um dadurch dieselben einheitlichen 3D-Elementtypen verwenden zu können wie in den anderen Simulationen dieser Arbeit (grundsätzlich wären hier axialsymmetrische „ebene“ Elementtypen aus Effizienzgründen zu bevorzugen)
- Rein elastisches Materialverhalten in den inneren und äußeren Einspannungen.
- Idealisierter Tied-Kontakt zur Übertragung der rotatorischen Belastung von Einspannung auf Probe
- Elastisch-plastisches Werkstoffmodell in der Probe basierend auf Daten für HX340LAD (Werkstoff AFZ1).
- Elementgrößen von 0,075 mm in den kritischen gekerbten Bereichen der Probe.

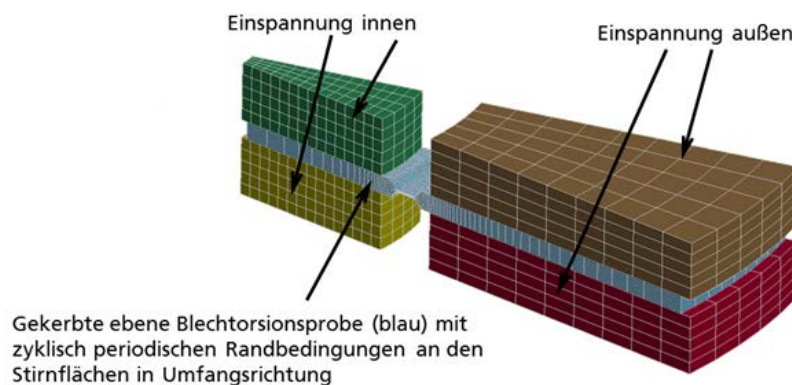


Abbildung 4-61: Simulationsmodell zum Torsionsversuch mit gekerbter ebener Blechtorsionsprobe

Durch Auswertungen des oben beschriebenen idealisierten Simulationsmodells können äquivalente globale und lokale Deformationsverläufe berechnet und den durchgeführten Experimenten gegenübergestellt werden. Die Ergebnisse der berechneten Verläufe sind in Abbildung 4-62 dargestellt. Aus dem Vergleich von Abbildung 4-62 zu den experimentellen Messungen in Abbildung 4-59 können folgende Schlussfolgerungen gezogen werden:

- Der simulierte Momentenverlauf zeigt im Vergleich zum Experiment aufgrund der idealisierten Belastungseinleitung ein deutlich „steifer“ ausgeprägtes Verhalten bzgl. der Entwicklung des Verdrehungswinkels. Dieser Unterschied ist durch das real vorhandene kontaktbedingte Setzungsverhalten zwischen Einspannung und Probe, sowie den lokalen plastischen Verformungen in den Bohrungen der inneren Einspannung und den elastischen Verformungen des Prüfmaschinenantriebs erklärbar, deren Auswirkungen gesamtheitlich im gemessenen Verdrehungswinkel enthalten sind. Dadurch ist ein direkter Vergleich zwischen Simulation und Experiment nur bedingt möglich.

- Grundsätzlich sind die auftretenden Momente zwischen Simulation und Experiment für die lokale plastische Dehnung beim Versagen (~200 %, vgl. Abbildung 4-63 links) durchaus vergleichbar und unterscheiden sich um tolerierbare 10 %, was für das sehr hohe Dehnungsniveau durchaus akzeptabel ist. Dieser Umstand zeigt auch, dass das vereinfachte Modell die real auftretenden Deformationszustände prinzipiell abbilden kann.
- Es sind moderate Unterschiede in den Niveaus der simulierten und gemessenen Drehmomente erkennbar, wobei das berechnete Drehmoment für kleine Verdrehungswinkel (elastischer Bereich) etwas zu niedrig und für große Verdrehungswinkel (Versagensbereich) etwas zu hoch ist (ca. -/+10%).
- Die Niveaus der lokalen Dehnungen im Experiment und der Simulation sind ebenfalls vergleichbar. Allerdings bewirken auch hier die unterschiedlich gemessenen Entwicklungen der Verdrehungswinkel im Experiment und bei der Simulation entsprechende Abweichungen im Gesamtentwicklungsverlauf.

Aus den hier angeführten Punkten kann grundsätzlich von einem Simulationsmodell ausgegangen werden, dass die im Experiment vorhandenen Deformationszustände befriedigend beschreiben kann. Allerdings müssen zur besseren Vergleichbarkeit zur Simulation die Verdrehungen im Experiment zukünftig direkt an der Probe mittels eines optischen Systems wie ARAMIS gemessen werden. Zusätzlich sollte in der Simulation eine zum Experiment analoge Auswertung des Verdrehungswinkels erfolgen, da es auch im Bereich zwischen der Nutbahn und inneren Einspannung zu elastischen Deformationen kommt, die bei der direkten Verwendung der Starrkörperrotation der inneren Einspannung nicht berücksichtigt sind.

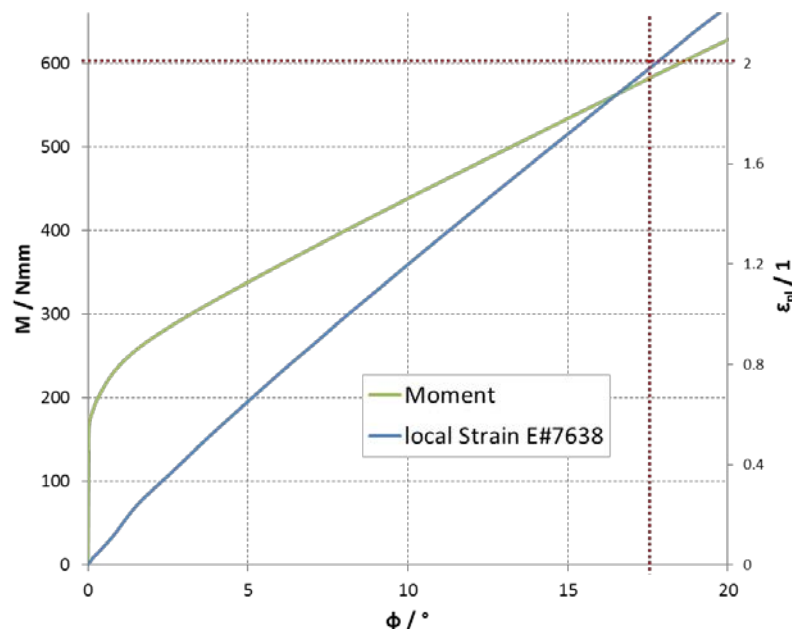


Abbildung 4-62: Globale und lokale Deformationscharakteristika des Simulationsmodells zum Torsionsversuch mit gekerbter ebener Blechtorsionsprobe

Die Verteilung der Spannungsmehrachsigkeit (Triaxialität) zeigt auch für stark lokalisierte Deformationszustände im Nutbereich scherdominierendes Verhalten, was in Abbildung 4-63 für Dehnungsniveaus beim Versagen gut zu sehen ist.

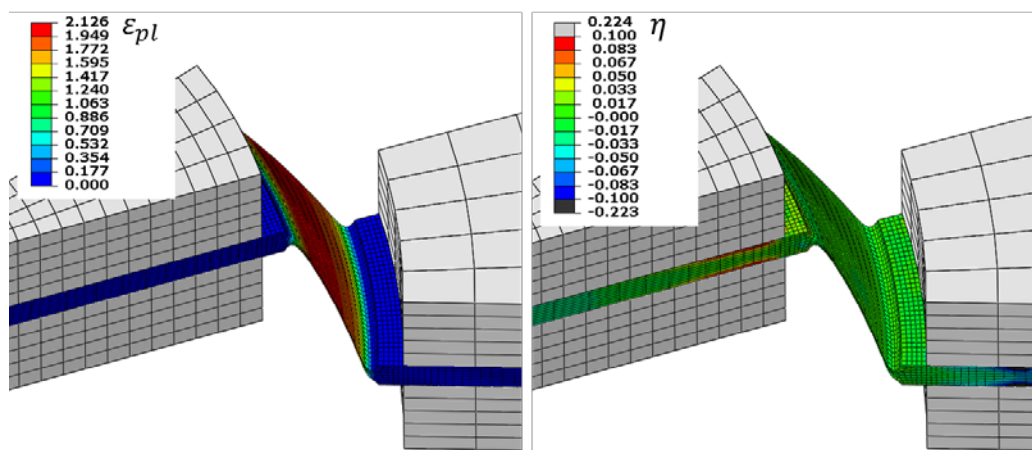


Abbildung 4-63: Lokale Verteilung der plastische Dehnungen (links) und Spannungszustände (rechts; Triaxialität) im Simulationsmodell für den Torsionsversuch mit gekerbter ebener Blechtorsionsprobe (HX340LAD)

Generell zeigen die Spannungszustände über die gesamte Deformationsgeschichte bis zum Versagen (plastische Dehnungen von ~ 2) Triaxialitäten (integralen Mittelwerten) zwischen 0 und 0,01, was durch den Lastpfad in Abbildung 4-64 gut erkennbar ist. Damit liegen während des gesamten Versuchs nahezu ideale Scherzustände vor, was dem Ziel beim Probendesign eines möglichst proportionalen Lastpfades entspricht.

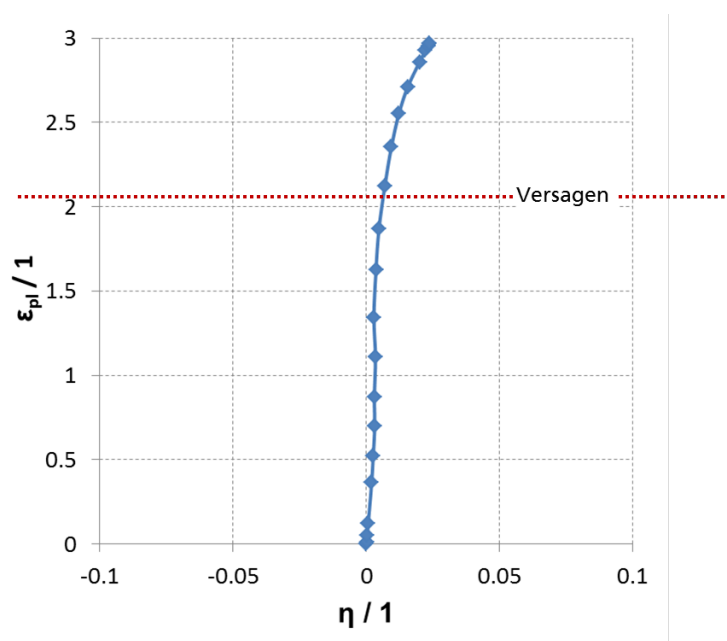


Abbildung 4-64: Lokale Entwicklung des Lastpfades, plastische Dehnung über Triaxialität (integraler Mittelwert) im Simulationsmodell für den Torsionsversuch mit gekerbter ebener Blechtorsionsprobe (HX340LAD)

Das Niveau der maximal auftretenden Dehnungen zeigt in der Simulation eine gute Übereinstimmung mit den ARAMIS Messungen (vgl. Abbildung 4-59 mit Abbildung 4-63), wengleich die gemessene Dehnungsverteilung im inneren Bereich der Nutbahn stärker lokalisiert als im Modell.

Praktische Anwendungsrelevanz der gekerbten ebenen Blechtorsionsprobe:

- Grundsätzlich ist die gekerbte ebene Blechtorsionsprobe gut geeignet, um scherdominiertes initiales Versagen mit fast ideal proportionalem Lastpfad experimentell zu verwirklichen.
- Bei der experimentellen Ermittlung der Versagensdehnung aus den erzeugten Bilddaten wirkt sich die belastungsimmanente ringförmige Dehnungsverteilung mit nahezu konstanten Werten bei gegebenem Radius sehr vorteilhaft aus. Da bei sehr hohen Dehnungsniveaus wegen der nicht mehr ermittelbaren Facettenkorrelation es lokal oft schwierig bis unmöglich ist, die Deformationen auszuwerten, stehen im inneren Bereich der Nutbahn für einen Kreisring (äquivalenter Deformationen) eine Vielzahl an Punkten zur Verfügung, welche einer analogen Dehnungsentwicklung unterliegen. Damit kann eine Facette (Punkt) am Kreisring zur Auswertung verwendet werden, in dem ein bestmögliches Sprühmuster vorliegt und wodurch die Dehnungsberechnung bzw. Facettenkorrelation über fast den gesamten transienten Deformationsbereich (Trajektorie des/der gewählten Punktes/Facette) durchführbar ist. Damit ist es zudem wahrscheinlicher eine Dehnungsauswertung näher am finalen Versagenszustand durchzuführen.
- Durch die kreisringförmige homogene Dehnungsverteilung kann auch eine sehr lokale optische Aufzeichnung eines Segments der Nutbahn erfolgen, was sich wieder positiv auf die Genauigkeit bei der Versagensdehnungsermittlung bei gegebenem Kamerasystem auswirkt.
- Da bei der Durchführung des Versuchs sehr hohe Dehnungsniveaus erreicht werden, ist davon auszugehen, dass dadurch ein weiterer Punkt der Fließkurve ermittelbar ist, womit die Qualität des tendenziellen Verlaufs bei der Fließkurvenextrapolation durch diesen weiteren experimentell abgesicherten Datenpunkt verbessert wird. Allerdings sollte bei der Ausführung des Versuchs auch unter quasistatischen Bedingungen auf eine ausreichend niedrige Deformationsgeschwindigkeit geachtet werden, da aufgrund der starken scherdominierenden Lokalisation örtlich adiabatische Zustände auftreten können, die eine entsprechend thermische Entfestigung hervorrufen und so die rein quasistatische Basisfließkurve möglicherweise beeinflussen.
- Beim Probedesign ist generell auch darauf zu achten, dass die Restblechstärke d nicht zu gering und zudem der Nutbahnradius R nicht zu groß gewählt wird, da diese beiden Größen die Faltenbildung, welche im Wesentlichen eine Materialinstabilität darstellt, insbesondere bei hohen Drehmomenten signifikant beeinflussen und somit begünstigen können [PÖT85].
- Als generellen Nachteil der gekerbten ebenen Blechtorsionsprobe müssen die erforderlichen höheren Drehmomente genannt werden, welche im Wesentlichen durch den Nutbahnradius sowie der Nutbahntiefe bzw. der dort vorliegenden Restblechstärke determiniert sind (d.h. durch die Lage und Größe des gescherten und maximal belasteten Zylindermantels). Diese hohen Drehmomente sind besonders für das Design der inneren Einspannung problematisch (vgl. Abschnittseinleitung oben sowie Abbildung 4-51 und Abbildung 4-52).
- Zudem könnte auch der Wärmeeintrag (bspw. durch Fräsen) bei der Probenherstellung der Nutbahn problematisch sein, weil hierdurch eine Veränderung der Werkstoffmikrostruktur denkbar wäre, was wiederum Auswirkungen auf die zu prüfenden Materialeigenschaften hätte.

- Bei stark anisotropen Werkstoffen würde bei der gekerbten ebenen Blechtorsionsprobe eine mittlere Versagensdehnung ermittelt werden, da die Probenform eine richtungsabhängige Messung nicht ermöglicht.

In Zusammenhang mit den hohen Drehmomenten und den damit verbundenen kritischen Zuständen an der inneren Einspannung sind ergänzend noch Parameterstudien für Variationen des Radius und der Tiefe der Nutbahn bzgl. des hochfesten Dualphasenstahls HCT980X durchgeführt worden, da für diesen Werkstoff besonders hohe Belastungen, allerdings bei wesentlich geringeren Verdrehungswinkeln, zu erwarten sind.

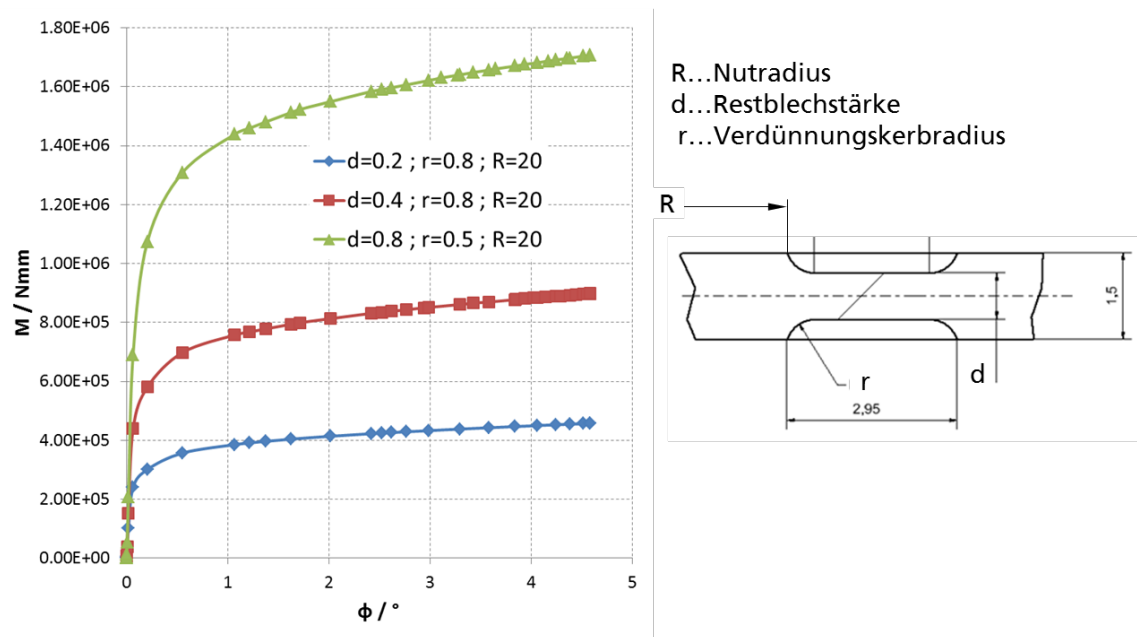


Abbildung 4-65: Zu erwartende bzw. simulierte Drehmomente für den Torsionsversuch mit gekerbter ebener Blechtorsionsprobe bei Variation der Nutbahntiefe bzw. Restblechstärke d (HCT980X)

Aus Abbildung 4-65 ist wie zu erwarten eine mit der Restblechstärke korrelierte nahezu proportionale Reduktion des Moments gut erkennbar. Allerdings könnte eine Dicke von 0,2 mm aufgrund möglicher Einflüsse aus der Werkstoffmikrostruktur (z.B. Kornorientierung) möglicherweise zu dünn sein. Jedoch kompensiert die relativ große „Scherlänge“ des Zylindermantels wahrscheinlich letztgenannten Effekt partiell wieder, weil sich dadurch die Scherfläche entsprechend vergrößert, womit ein repräsentativer Bereich an der Deformation beteiligt ist.

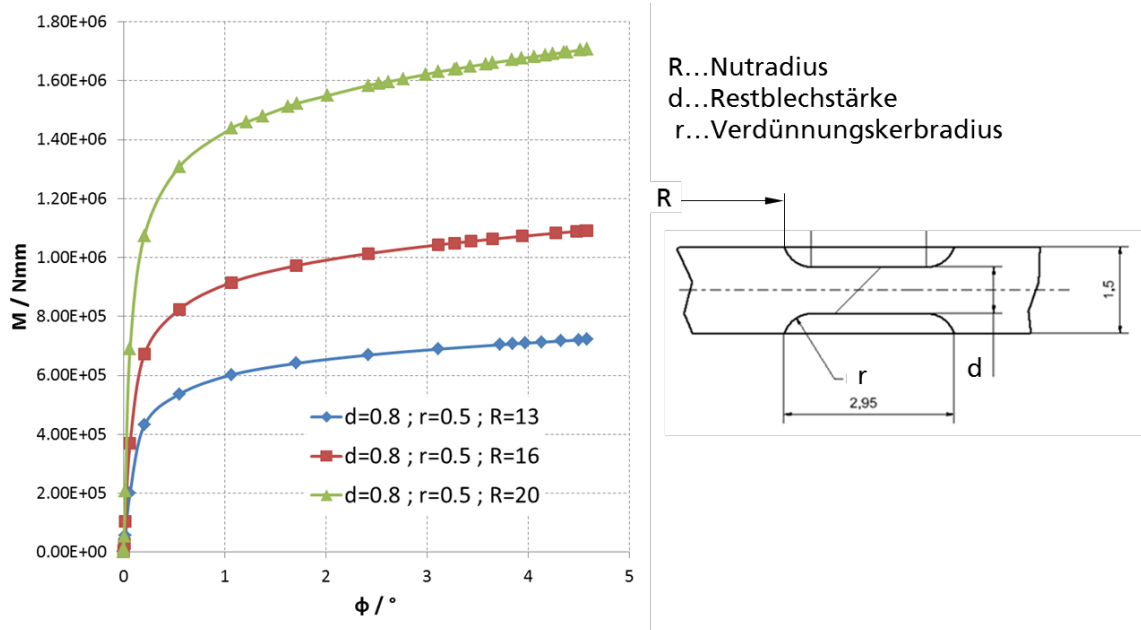


Abbildung 4-66: Zu erwartende bzw. simulierte Drehmomente für den Torsionsversuch mit gekerbter ebener Blechtorsionsprobe bei Variation des Nutbahnradius R (HCT980X)

Eine Reduktion des Nutbahnradius führt ebenso zur erwartenden Verringerung des notwendigen Antriebsmoments, wobei bei zu kleinen Radien die Konzeption einer entsprechend robusten und den Belastungen standhaltenden inneren Einspannung problematisch ist. Allerdings sollten Innenradien von 12–15 mm zur konstruktiven Umsetzung einsetzbarer inneren Einspannungen ausreichend sein (Keilwelleninnenverzahnung zwischen Probe und innerer Einspannung).

Aus den Parameterstudien resultierend ist es naheliegend, im finalen Probedesign eine Kombination von Radiusverkleinerung und Restblechstärkenverdünnung anzustreben, da hiermit ein zu kleiner Radius (Konstruktion Inneneinspannung) aber auch eine zu geringe Restblechstärke (Werkstoffmikrostruktur) vermeidbar wäre.

Eine Prüfung unter dynamischer Belastung ist mit diesem Versuchskonzept jedoch nicht ohne größeren Aufwand möglich, da die schlagartige Aufbringung eines Drehmomentes eine große Herausforderung ist. Damit ist dieses Versuchskonzept derzeit auf die quasistatische Anwendung beschränkt.

Die lokale Dehnungsanalyse und die Simulation zeigten einen Triaxialität extrem nahe 0 für den gesamten Lastpfad bis zum Versagen, was eine Stärke dieser Probengeometrie ist. Dabei ist die Dehnungsfeldanalyse auf einen Ausschnitt beschränkt und kann nicht die gesamte Deformationszone mit einem System erfassen.

Die gekerbte ebene Blechtorsionsprobe ist im quasistatischen Bereich eine wichtige Alternative zur optimierten unsymmetrisch offen geschlitzten Scherzugprobe, insbesondere für Materialien, die keine ausgeprägte Anisotropie aufweisen. Dabei sind die erforderliche Dickenbearbeitung und die erforderlichen Drehmomente zu beachten.

Die relativ universelle Anwendbarkeit der gekerbten ebenen Blechtorsionsprobe ist nach aktuellem Stand insbesondere für einen großen Dehnratenbereich nicht gegeben.

4.3.2 S-geschlitzte Scherprobe

Nachfolgend werden Untersuchungen zur Entwicklung einer alternativen axialsymmetrischen Scherzugprobenform beschrieben, die im Gegensatz zur Blechtorsionsprobe auch für die dynamische Prüfung wie die Schrägkerbzugprobe einsetzbar ist.

Dabei stehen folgende Ziele im Focus:

- Die Probenform soll weitestgehend werkstoffunabhängig sein bzw. für verschiedenste Stahlsorten unterschiedlichster Duktilität verwendet werden können.
- Durch die Axialsymmetrie soll die Probenform möglich wenig sensitiv gegenüber des verwendeten Versuchsaufbaus sein (bspw. Änderung der Einspannung, ...)
- Die Probengeometrie soll einfach sein, möglichst ohne Verdünnung der Blechdicke

Als Basis zur Entwicklung einer Probenform welche die hier angeführten Zielpunkte bestmöglich erfüllt, wurde eine geschlitzte Geometrie nach [SHO10] verwendet, welche aber für Alu-Legierungen konzipiert wurde. Durch Optimierung der in [SHO10] beschriebenen Ausgangskonfiguration wurde mittels Simulation eine für zwei repräsentative Stahlsorten mit höherer (bspw. Dualphasenstahl HCT980X) und niedriger (bspw. mikrolegierter Stahl HX340LAD) Duktilität adaptierte Probe entwickelt, welche nachfolgend mit dem Terminus S-geschlitzte Scherprobe bezeichnet wird und in Abbildung 4-67 dargestellt ist.

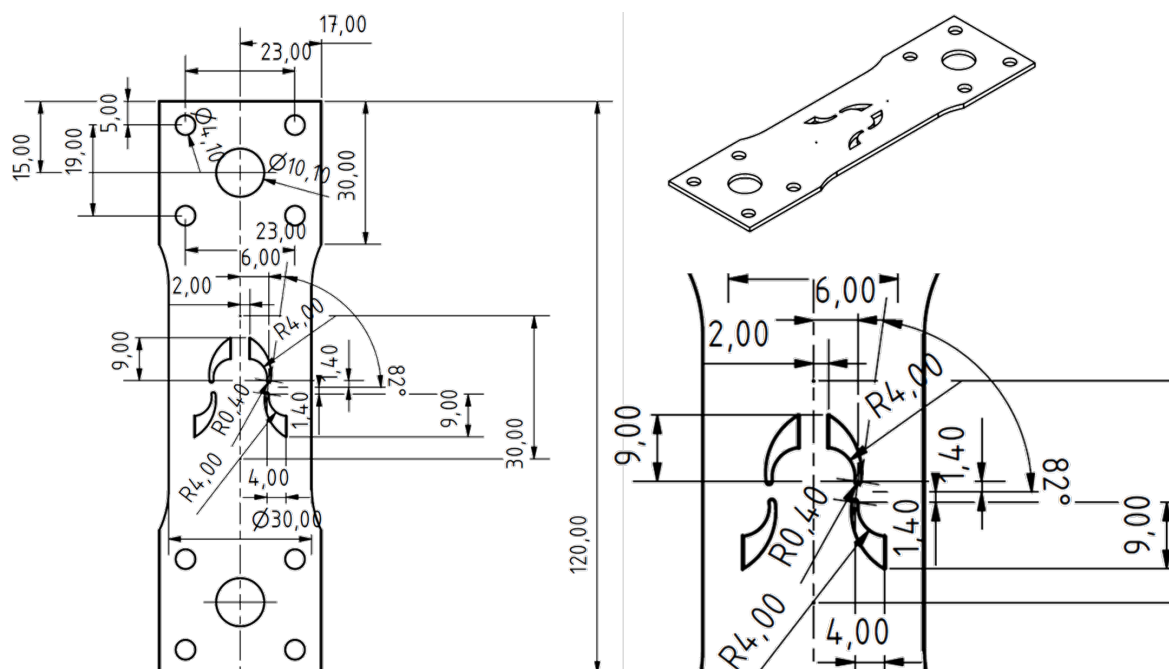


Abbildung 4-67: Geometrie der durch Optimierung und Simulation ermittelten S-geschlitzten Scherprobe für zwei verschiedenen Stahlsorten unterschiedlicher Duktilitätsklassen (mikrolegierten duktilen Stahl HX340LAD und den hochfesten Dualphasenstahl HCT980X)

Bzgl. der prinzipiellen Idee zur Konzeption der Probenform sind primär die inneren und äußeren zugbelasteten Stegbereiche zu nennen, die eine definierte bzw. sich so wenig wie möglich ändernde Verformungsrichtung in den beiden Scherzonen sicherstellen sollen, was bei einer offen geschlitzten symmetrischen Probe nicht der Fall wäre, bedingt durch stärker ausgeprägte Aufweitung der Schlitze mit steigender Belastung im Vergleich zu geschlossener Geometrie. Nachteilig ist der Kraftnebenschluss durch die verschiedenen zugbelasteten Stegbereiche und die kleinen Radien und Scherbereiche.

Für die in Abbildung 4-67 optimierte Probengeometrie sind für die kritischen Bereiche im Kerbgrund, welche für große Verformungen unter Zugbelastung stehen, sowie in der Scherzone die entsprechenden Lastpfade untersucht worden. Bei diesen Untersuchungen wurden sowohl die Probenoberfläche als auch die bzgl. der Blechdicke gegebene Symmetrieebene detaillierter analysiert. In den Abbildung 4-68 und Abbildung 4-69 ist gut zu erkennen, dass sich die kritischen Regionen im Kerbgrund nicht an der Oberfläche der Proben, sondern mittig in der Blechdickensymmetrieebene befinden. Dieser Umstand konnte für beide Werkstoffe bei der S-geschlitzten Scherprobe identifiziert werden. Zudem sind die Lastpfade (plastische Dehnung über integrelem Mittelwert der Triaxialität) der kritischen Elemente im Kerbgrund (in Blechdickensymmetrieebene) sowie in der Scherzone dargestellt.

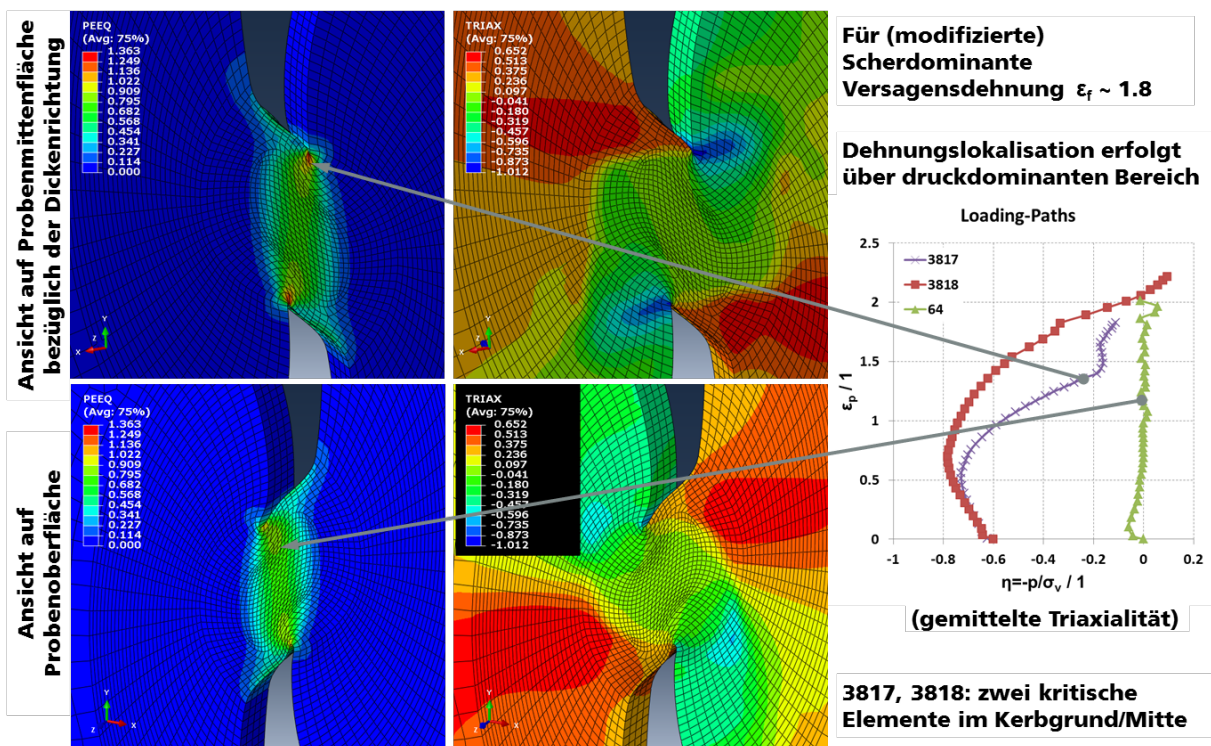


Abbildung 4-68: Lokale plastische Dehnungs- (links) und Triaxialitätsverteilung (mitte) für mikrolegierten duktilen Stahl AFZ1 (HX340LAD) in der Blechdickensymmetrieebene (oben) und an der Probenoberfläche (unten) sowie Lastpfade kritischer Bereiche im Kerbgrund und Scherzone (rechts)

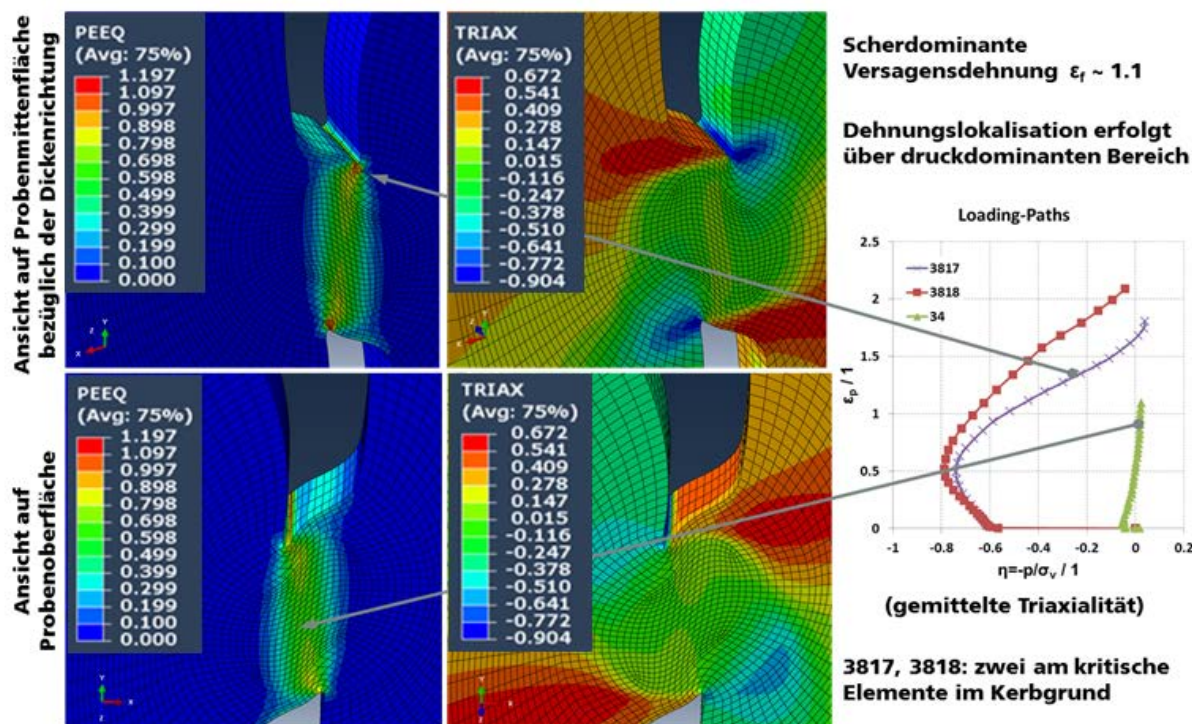


Abbildung 4-69: Lokale plastische Dehnungs- (links) und Triaxialitätsverteilung (mitte) für den wenig duktilen Dualphasenstahl AFZ2 (HCT980X) in der Blechdickensymmetrieebene (oben) und an der Probenoberfläche (unten) sowie Lastpfade kritischer Bereiche im Kerbgrund und Scherzone (rechts)

Die plastischen Dehnungen der Lastpfade sind über die auf Basis der Schädigungsentwicklung gemittelten Triaxialität η aufgetragen. Da die Schädigung D eine im Wesentlichen durch die plastischen Dehnungen ϵ_p getriebene Größe ist, kann über die Evolutionsgleichung von D

$$dD := d\epsilon_p \cdot \frac{n}{\epsilon_f(\eta)} \cdot D^{1-\frac{1}{n}} \quad (GI\ 8)$$

die gemittelte Triaxialität elementar wie folgt

$$\bar{\eta} := \frac{1}{\bar{D}} \int_0^{\bar{D}} \eta \cdot dD \quad (GI\ 9)$$

ermittelt werden, wobei n der Schädigungsexponent (~ 1.5) und ϵ_f die von der Triaxialität η abhängige Versagensdehnung ist.

Zur Bestimmung der Schädigungsentwicklung wurden die Versagenskurven aus dem Vorprojekt „CrashArtig“ [TRO15] verwendet. Allerdings ist die Versagenskurve für den duktilen Werkstoff AFZ1 (HX340LAD) im Scherbereich (im Triaxialitätsintervall von 0 bis ~ 0.2) aufgrund der in diesem Projekt neu ermittelten Scherversagensdehnungen modifiziert worden (siehe Anmerkung in Abbildung 4-68 rechts oben, sowie Abbildung 7-10). Bei der Versagenskurve des AFZ2 waren keine Adaptionen notwendig. Grundsätzlich sind alle in diesem Abschnitt 4.3.2 dargestellten Simulationen ohne aktives Schädigungsmodell berechnet, wobei die gemittelte Triaxialität in einem Postprocessing-Schritt nachträglich über die zuvor beschriebenen Größen ermittelt wurde. Aus den Lastpfaden im rechten Bereich der Abbildung 4-68 und Abbildung 4-69 kann davon ausgegangen werden, dass ein hohes Dehnungsniveau im

Scherbereich erreichbar ist, da sich die kritischen Bereiche im Kerbgrund überwiegend unter Druckspannungszuständen befinden.

Anhand der durchgeführten Simulationen konnte gezeigt werden, dass eine für zwei Duktilitätsklassen werkstoffunabhängige alternative Scherzugprobengeometrie potentiell gegeben ist. In einem ersten Validierungsschritt wurden entsprechende Proben mit der aus den Simulationen entwickelten Geometrie (vgl. Abbildung 4-67) hergestellt und experimentell getestet.

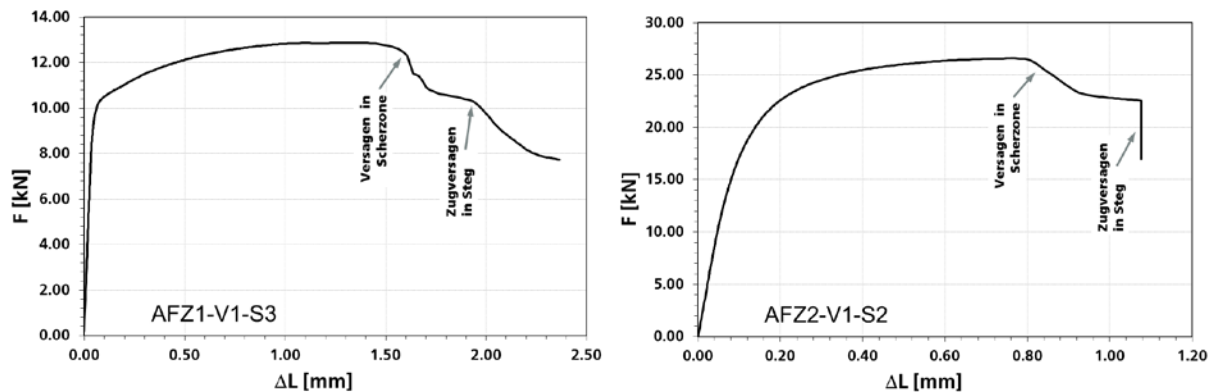


Abbildung 4-70: Experimentelle Kraft-Verschiebungskurve der S-geschlitzten Scherprobe für duktilen Stahl HX340LAD (AFZ1, links) und wenig duktilen hochfesten Stahl HCT980X (AFZ2, rechts)

In Abbildung 4-70 ist das gemessene Globalverhalten für beide Stahlsorten mit unterschiedlichen Duktilitätsklassen dargestellt (links hohe und rechts geringe Duktilität). Allerdings können experimentell ermittelte Kräfte nicht direkt den beiden Scherzonen zugeordnet werden, da auch noch andere Probenbereiche die äußeren Lasten aufnehmen. Das ist ein wesentlicher Nachteil der S-geschlitzten Probe. Eine direkte Belastungsmessung in den beiden Scherzonen über die extern aufgebrachte Prüfkraft ist nicht möglich, da eine komplett geschlossene Probenform vorliegt, wodurch sich der Kraftfluss sowohl im Scherbereich als auch in den inneren und äußeren zugbelasteten Stegbereichen aufteilt. Allerdings sind diese inneren und äußeren zugbelasteten Stegbereiche von zentraler Bedeutung in der Konzeption dieser Probe (siehe Einleitung dieses Abschnitts), weil dadurch die Deformationsrichtung in den beiden Scherzonen definierter vorgegeben wird als bei einer (symmetrischen) offen geschlitzten Probengeometrie.

Als etwas problematisch sind zudem die kleinen Scherzonen bei der S-geschlitzten Probe zu nennen, die mittels optischen Messsystemen wie ARAMIS schwieriger bzw. aufwendiger experimentell zu erfassen und auszuwerten sind. Da sich im Laufe des Projekts gezeigt hat, dass die S-geschlitzte Scherprobe auch als Bauteilvalidierungsversuch gut verwendbar ist, sind detailliertere Auswertungen zu den lokalen Deformationsentwicklungen im Abschnitt 7.2 (Validierungsprobe S-förmig (geschlitzte) Probe) beschrieben. In diesen Abschnitten finden sich auch weitere Informationen welche die Reihenfolge der Versagensorte, nämlich initial in der Scherzone und erst danach im mittleren Zugsteg, dokumentieren (vgl. Globalverhalten in Abbildung 4-70).

Grundsätzlich bietet die hier vorgestellte Variante der S-geschlitzten Scherprobe als verbesserte Ausgangsbasis zur detaillierteren Weiterentwicklung einer weitestgehend werkstoffunabhängigen Probenform einen weiteren Ansatz, der im Rahmen des Projekts nicht weiter vertieft werden konnte. Gegenüber der parametrisierten unsymmetrischen offen geschlitzten Scherzugprobe gibt es in der Probe zugdominierte Stege die auch einen Kraftnebenfluss im Versuch aufweisen. Aus diesem Grund wurde diese Geometrie nicht weiter als Charakterisierungsprobe verfolgt, da eine direkte Normierung der wirkenden Kräfte auf die Scherzone nicht möglich ist.

5 Optimierte Randbedingungen in der Versuchsführung

Für das Ergebnis der Schercharakterisierung spielt die Versuchsführung eine bedeutende Rolle, die sich beispielsweise durch verschiedene Einspannvarianten und damit unterschiedliche Freiheitsgrade in der Beweglichkeit variieren lässt. Dieser Einfluss ist insbesondere bei den unsymmetrischen Schrägkerbscherzugproben zu beobachten, da hier in der Scherzone keine Behinderung von Horizontalbewegungen vorliegt und sich während der Verformung ausrichten kann. Zu dieser Fragestellung wurden experimentelle und numerische Untersuchungen durchgeführt.

5.1 Experimentelle Untersuchungen

5.1.1 Einfluss der Einspannung auf das Scherbruchverhalten

Die in den bisherigen Kapiteln gezeigten Schrägkerbscherzugversuche wurden mit einer gelenkigen Einspannung geprüft, die auch für die dynamische Schercharakterisierung genutzt wird. Der Versuchsaufbau mit gelenkiger Einspannung ist in Abbildung 5-1 detailliert und schematisch dargestellt. Die Probe befindet sich zwischen zwei Gelenken und kann daher Rotationsbewegungen durchführen und sich in begrenztem Maße auch horizontal bewegen. Es wurden gezielt quasistatische Versuche mit dieser gelenkigen Einspannung und zum Vergleich mit einer vollständig festen Einspannung durchgeführt, die alle translatorischen und rotatorischen Freiheitsgrade blockiert. Dieser Vergleich wurde sowohl für die in A 278 / S 24/10195/12 verwendete unsymmetrische 0°-Schrägkerbscherzugprobe durchgeführt als auch für die optimierten unsymmetrischen Schrägkerbscherzugproben, die für die Charakterisierung von HCT980X+Z110MB und HX340LAD verwendet werden. Die mit den zwei verschiedenen Einspannungen geprüften 0°-Scherzugproben sind für HCT980X+Z110MB in Abbildung 5-3 abgebildet. Es wurden für jede Einspannvariante jeweils drei Versuchswiederholungen durchgeführt. Mit gelenkiger Einspannung treten in 2 von drei Fällen Zipfel im Bruchbild auf, mit fester Einspannung jedoch in allen drei Fällen. Die Scherzonen der geprüften optimierten Proben sind für beide Werkstoffe in Abbildung 5-3 gezeigt. Für die optimierten Proben wurden jeweils drei Wiederholungsversuche mit gelenkiger Einspannung durchgeführt und jeweils ein Versuch mit fester Einspannung. Mit gelenkiger Einspannung treten bei allen Proben Brüche ohne Zipfelbildung auf, die Versuche mit fester Einspannung zeigen für beide Werkstoffe einen Zipfel.

Diese Ergebnisse zeigen deutlich, dass mit gelenkiger Einspannung eine größere Tendenz besteht, dass kein Zipfel im Bruchbild auftaucht und damit die Bruchfläche in der Scherbelastungszone liegt. Jedoch zeigen die Ergebnisse an der 0°-Scherzugprobe auch, dass neben der Einspannung zusätzlich eine Probenoptimierung durchgeführt werden muss, da die gelenkige Einspannung alleine nicht ausreichend ist, um Zipfelbildung zu vermeiden.

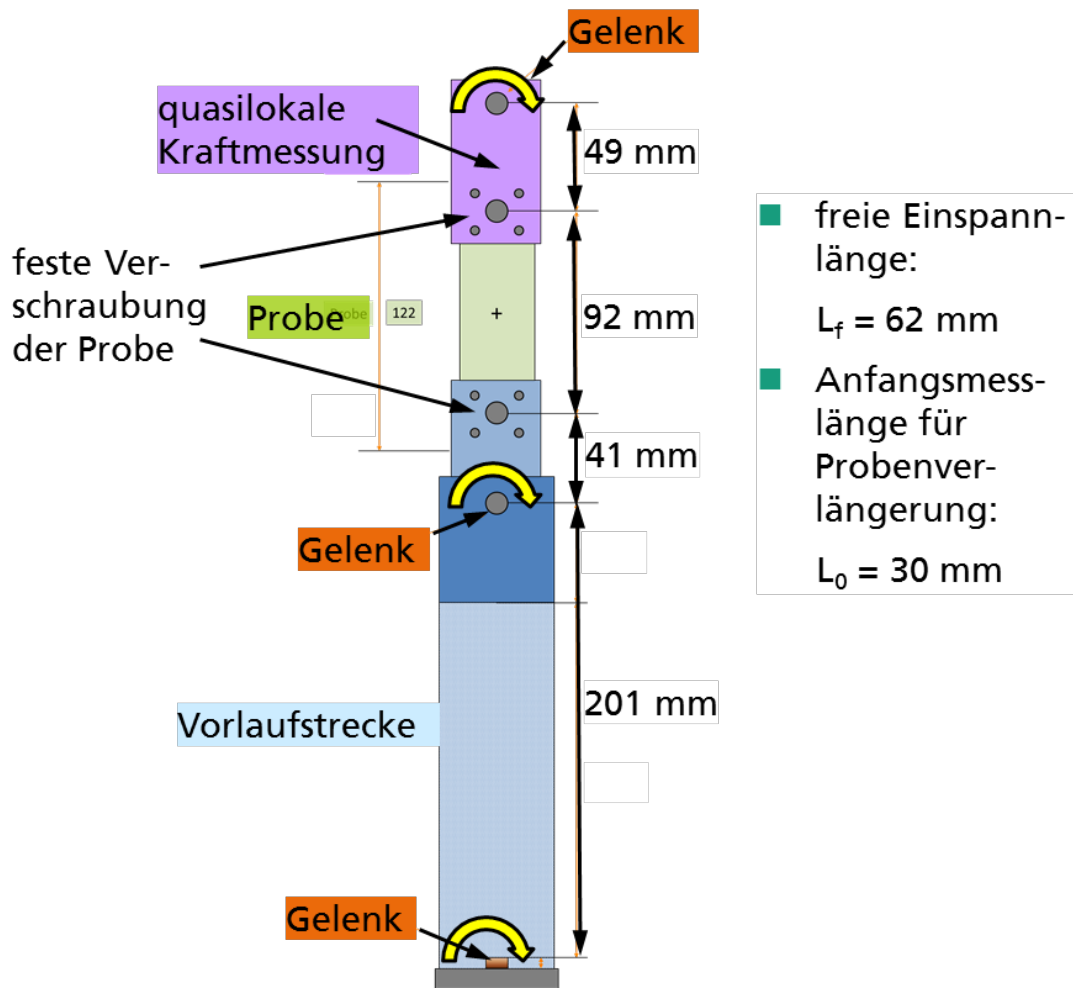


Abbildung 5-1: Schematischer Versuchsaufbau für Zugversuche mit gelenkiger Einspannung

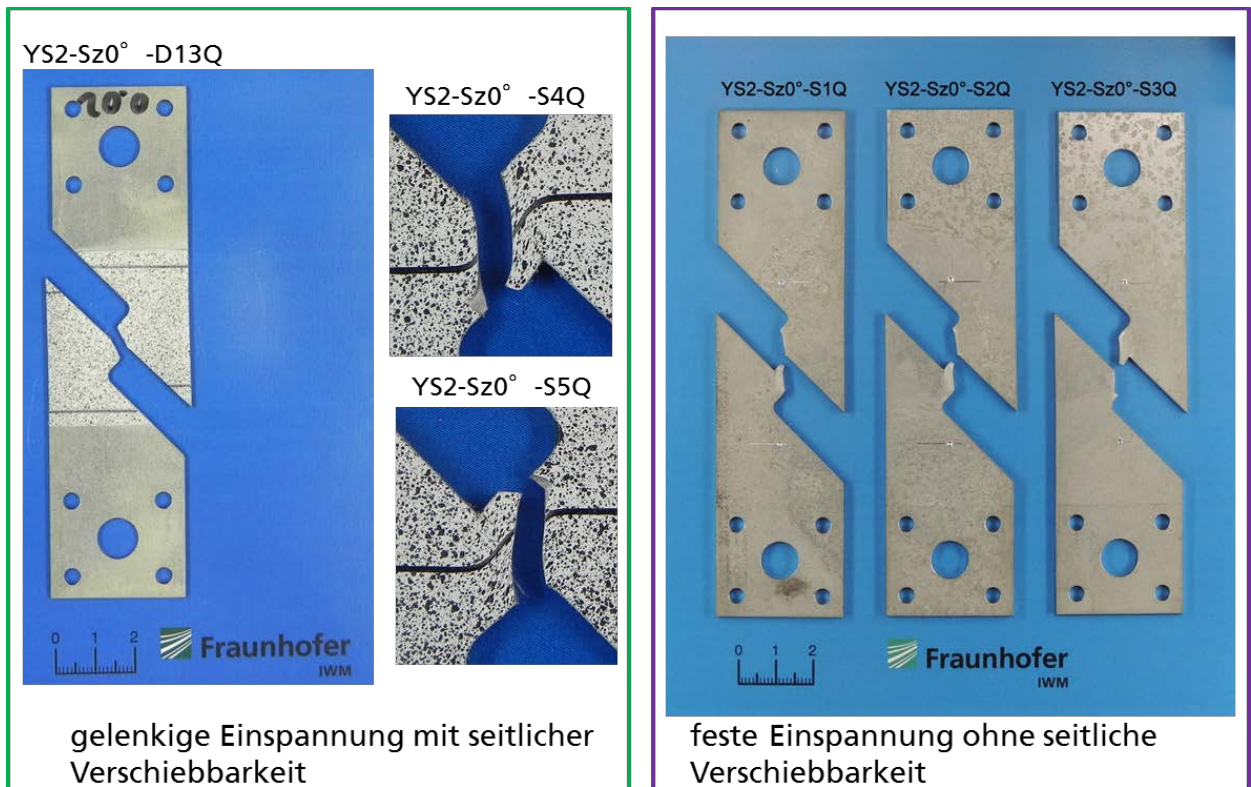


Abbildung 5-2: Quasistatisch geprüfte 0°-Schervugproben mit zwei verschiedenen Einspannvarianten (HCT980X+Z110MB), Bild rechts aus [TRO15]

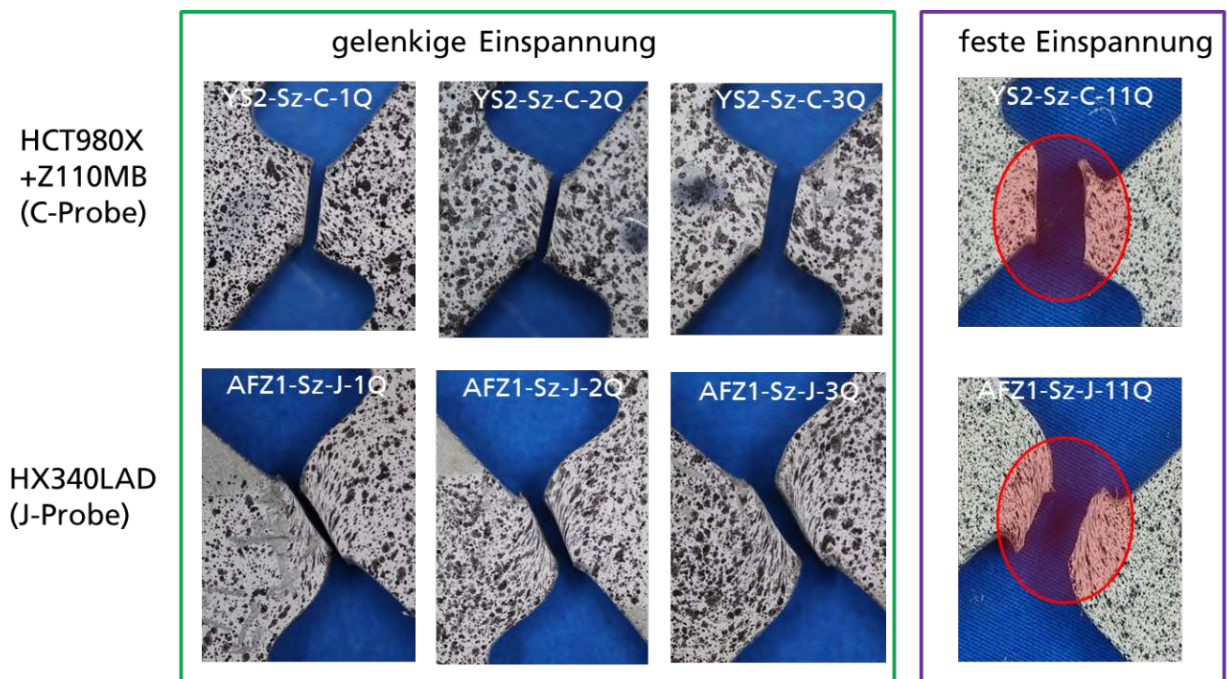


Abbildung 5-3: Quasistatisch geprüfte optimierte Proben mit zwei verschiedenen Einspannvarianten

5.1.2 Verschiebungsanalysen

An verschiedenen unsymmetrischen Schrägkerbscherzugproben, die mit gelenkiger Einspannung geprüft wurden, wurden die Horizontal- und Vertikalverschiebungen während des Versuchs mit Grauwertkorrelation (ARAMIS) ausgewertet. Für eine quasistatisch geprüfte Scherprobe ohne Kerbversatz (A-Probe) ist für HCT980XG in Abbildung 5-4 die Vertikalverschiebung für verschiedene Punkte über die Probenbreite auf der oberen und unteren Linie im Abstand von $L_0 = 30$ mm ausgewertet. Im Diagramm oben rechts erkennt man für die oberen Punkte ein Ausrichten der Probe zu Beginn des Versuchs im elastischen Verformungsbereich. Ab Fließbeginn tritt kaum noch Vertikalverschiebung der oberen Punkte auf. Im Diagramm unten rechts ist die gleiche Auftragung für die unteren Punkte zu sehen. Da in der Versuchsführung die Probe nach unten gezogen wird, ist die Probenverlängerung hauptsächlich an der Vertikalverschiebung der unteren Punkte erkennbar. Alle drei Punkte verschieben sich auf der gleichen y-Zeit-Linie. Dieses Ergebnis deutet darauf hin, dass kein signifikantes Verdrehen der Probe während des Versuchs stattfindet.

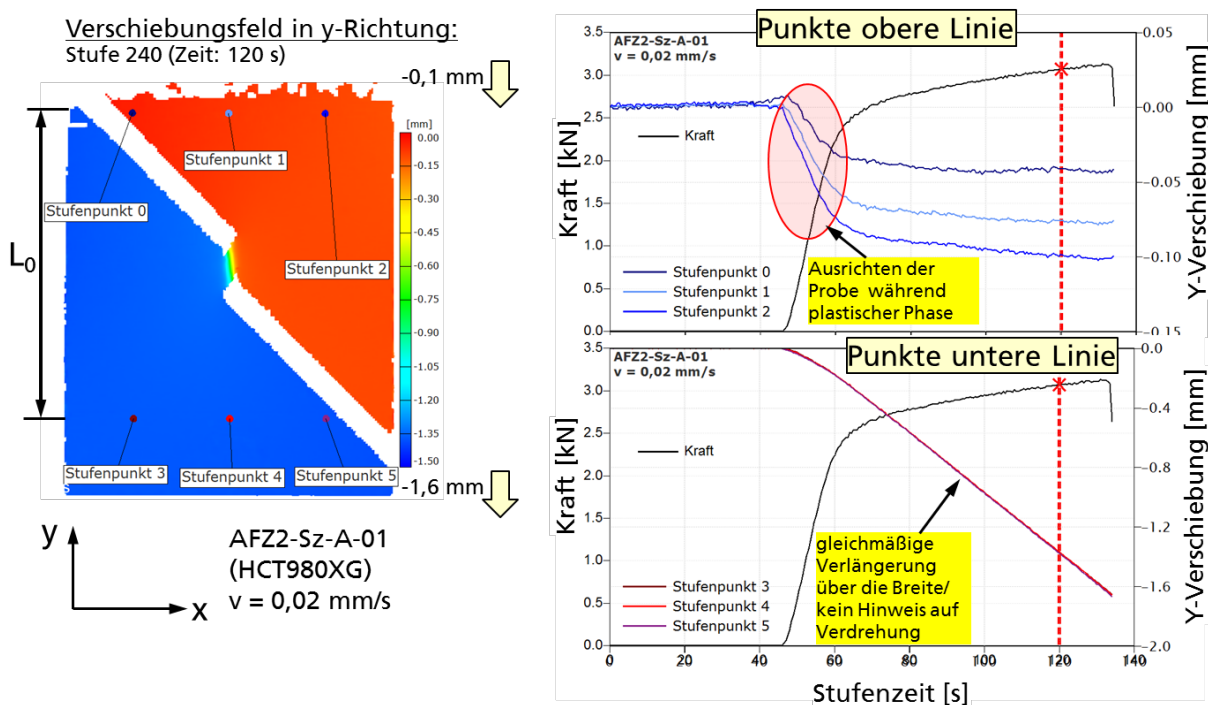


Abbildung 5-4: Verschiebungsfeld in vertikaler Richtung zu markiertem Zeitpunkt (links) und Vertikalverschiebung oberer und unterer Punkte über die Versuchszeit (quasistatischer Versuch an unsymmetrischer A-Probe für HCT980XG)

Die Verschiebungsanalysen in horizontaler Richtung sind in Abbildung 5-5 gezeigt, ebenfalls für die quasistatisch geprüfte Scherprobe ohne Kerbversatz (A-Probe) für HCT980XG. Im Diagramm auf der rechten Seite ist zu erkennen, dass zu Versuchsbeginn im elastischen Verformungsbereich sowohl die oberen als auch die unteren Punkte eine vergleichbare Horizontalbewegung in negative x-Richtung und damit nach links erfahren. Dies ist ein gleichmäßiges Ausrichten der Probe. Während der plastischen Phase bewegen sich die oberen Punkte (blaue Linie im Diagramm) weiter

in negative x-Richtung (nach links), während die unteren Punkte (rote Linie) sich in positive x-Richtung (nach rechts) bewegen. Damit bewegen sich die beiden Probenhälften relativ zueinander und bis zum Bruch tritt eine horizontale Relativbewegung von $\Delta x = 0,17$ mm auf.

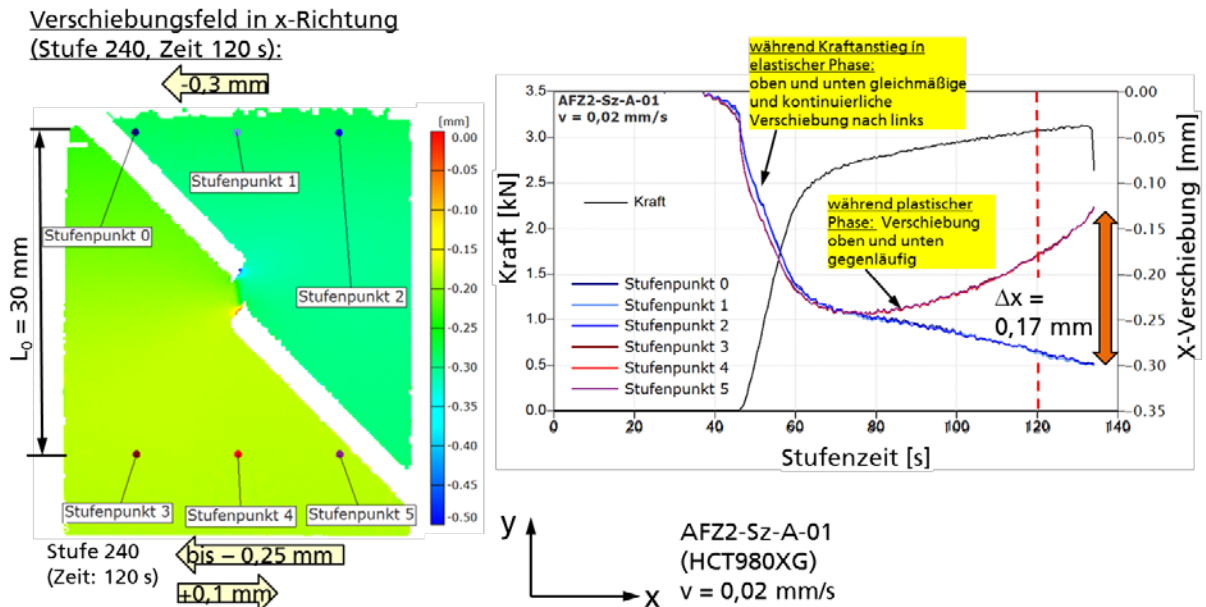


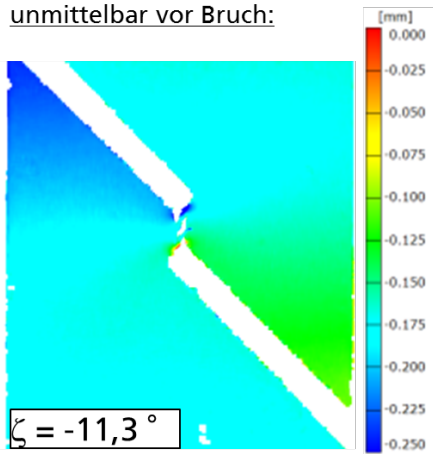
Abbildung 5-5: Verschiebungsfeld in horizontaler Richtung zu markiertem Zeitpunkt (links) und Vertikalverschiebung oberer und unterer Punkte über die Versuchszeit (quasistatischer Versuch an unsymmetrischer A-Probe für HCT980XG)

Zum Vergleich wurde die Verschiebungsanalyse in horizontaler Richtung auch für die optimierte Probengeometrie (C-Probe) durchgeführt. Das Ergebnis ist in Abbildung 5-6 gezeigt. Während der plastischen Verformung wird bei der optimierten Probe eine maximale relative Horizontalbewegung von $\Delta x = 0,04$ mm zueinander beobachtet. Durch den negativen Kerbversatz führen damit die beiden Probenhälften eine deutlich kleinere Relativbewegung aus, als dies bei der Probe ohne Kerbversatz der Fall ist. Der negative Kerbversatz kann damit einen Teil der horizontalen Relativbewegung kompensieren.

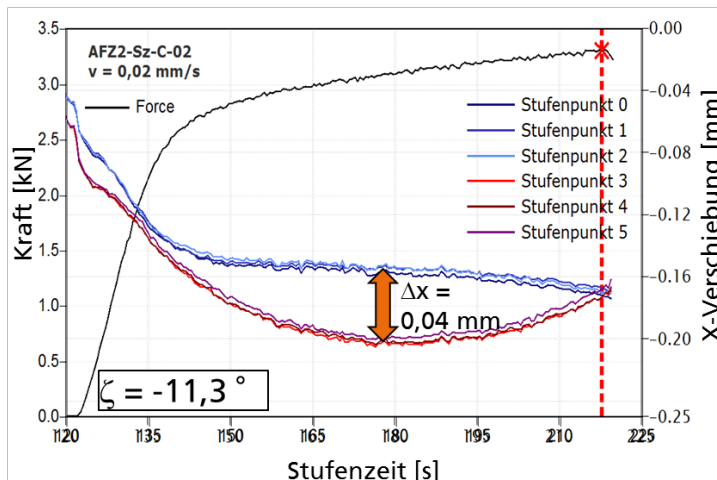
Analoge Auswertungen wurden auch für HX340LAD für jeweils eine Probe ohne Kerbversatz und eine optimierte Probe (J-Probe) durchgeführt. In Abbildung 5-7 ist das Ergebnis für die Probe ohne Kerbversatz gezeigt, in Abbildung 5-8 für die optimierte Probe.

Für HX340LAD treten bei beiden Probengeometrien deutlich größere relative Horizontalverschiebungen auf als für HCT980XG, auch hier zeigt die optimierte Probe kleinere Horizontalverschiebungen als die Probe ohne Kerbversatz. Allerdings zeigen sich bei der optimierten Probe in der Scherzone selbst signifikante Horizontalverschiebungen.

Verschiebungsfeld in x-Richtung
unmittelbar vor Bruch:



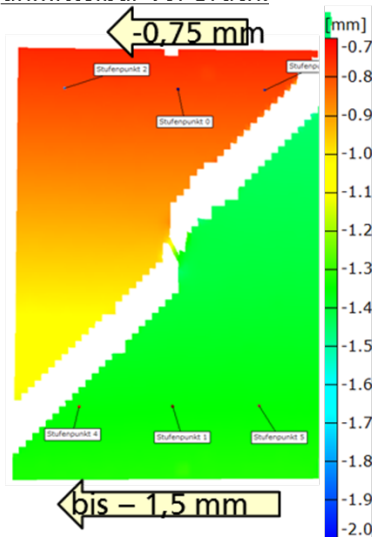
AFZ2-Sz-C-02
(HCT980XG)
v = 0,02 mm/s



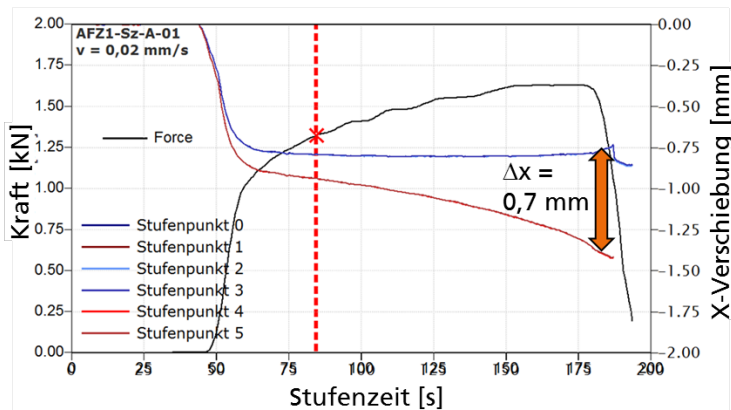
Maximale relative Horizontalverschiebung: ca. 0,04 mm
(bis Bruch: 0 mm)

Abbildung 5-6: Verschiebungsfeld in horizontaler Richtung zu markiertem Zeitpunkt (links) und Vertikalverschiebung oberer und unterer Punkte über die Versuchszeit (quasistatischer Versuch an unsymmetrischer C-Probe für HCT980XG)

Verschiebungsfeld in x-Richtung
unmittelbar vor Bruch:



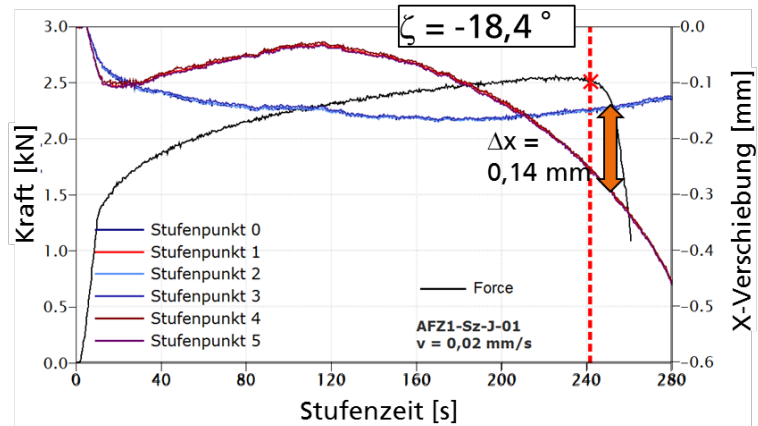
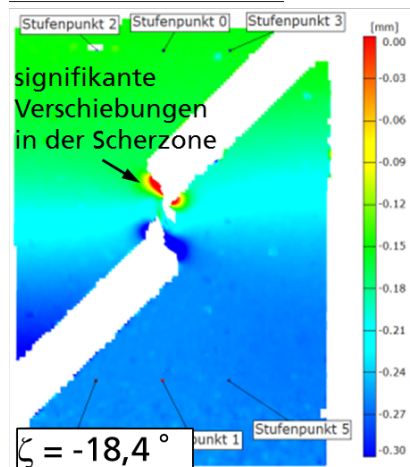
Probe ohne Kerbversatz:



Relative Horizontalverschiebung bis Bruch: ca. 0,7 mm

Abbildung 5-7: Verschiebungsfeld in horizontaler Richtung zu markiertem Zeitpunkt (links) und Vertikalverschiebung oberer und unterer Punkte über die Versuchszeit (quasistatischer Versuch an unsymmetrischer A-Probe für HX340LAD)

Verschiebungsfeld in x-Richtung unmittelbar vor Bruch:



Relative Horizontalverschiebung bis Bruch: ca. 0,15 mm

y
 x
 AFZ1-Sz-J-01
 (HX340LAD)
 $v = 0,02 \text{ mm/s}$

Abbildung 5-8: Verschiebungsfeld in horizontaler Richtung zu markiertem Zeitpunkt (links) und Vertikalverschiebung oberer und unterer Punkte über die Versuchszeit (quasistatischer Versuch an unsymmetrischer J-Probe für HX340LAD)

Das Ergebnis der Verschiebungsanalysen kann folgendermaßen zusammengefasst werden:

- Bei der Prüfung unsymmetrischer Schrägkerbscherzugproben mit gelenkiger Einspannung treten während der Verformung horizontale Relativbewegungen der beiden Probenhälften zueinander auf.
- Ein negativer Versatz der Kerben zueinander kompensiert einen Teil dieser horizontalen Relativbewegung. Es entstehen Horizontalverschiebungen in der Scherzone selbst, sodass die globale Relativbewegung kleiner wird.
- Die Größe der Relativbewegung ist auch werkstoffabhängig. HX340LAD mit größeren Dehnungen bis zum Bruch erfährt auch größere Horizontalbewegungen als HCT980XG.
- Es treten keine messbaren Verdrehungen der Probe auf, daher besteht der Vorteil der gelenkigen Einspannung in erster Linie in dem horizontalen Verschiebungsfreiheitsgrad.

5.2 Numerische Untersuchungen

Um die Problematik zum Einfluss der Probeneinspannung bezüglich den zuvor beschriebenen (Abschnitt 5.1) experimentellen Untersuchungen in Zusammenhang mit der Simulation darzustellen, werden nachfolgend verschiedene Szenarien zu den durchgeführten Experimenten vergleichend numerisch untersucht.

Dabei soll primär die Frage geklärt werden, ob die üblicherweise in den Simulationen verwendete idealisierte Modellierung der Einspannung Einflüsse auf die berechneten

Deformationszustände (primär Dehnungs- und Triaxialitätsfeld) haben und wie diese im Vergleich zu den Messungen zu bewerten sind.

Wie in Abschnitt 5.1 gezeigt wurde, ist eine mindestens einseitig, besser jedoch zweiseitig gelenkig gelagerte Einspannung beim Versuchsaufbau zu bevorzugen, um dadurch verbesserte Bedingungen an der sich deformierenden Probe für ein initiales scherdominiertes Versagen bereitzustellen. Um ein Simulationsmodell ohne zu großen Aufwand entsprechend den gegebenen Versuchsbedingungen zu erstellen, ist es naheliegend jeder Probenseite an der sich gelenkige Lagerungen befinden durch eine sich orthogonal (bzw. quer) zur axialen Zugrichtung freie Randbedingung approximierend abzubilden. Die sich daraus anschließende und zu prüfende Frage ist, ob eine zuvor beschriebene idealisierte Modellierung der Einspannung vergleichbare Resultate zum Experiment liefert. Dieser Vergleich kann durch zweierlei Vorgehensweisen durchgeführt werden:

- Durch direkten Vergleich des gemessenen bzw. aus ARAMIS ermittelten Dehnungsfeldes mit jenem das aus den Simulationen berechnet wird.
- Durch Aufbringen der aus den ARAMIS Auswertungen resultierenden Verschiebungen auf das Simulationsmodell. D.h., die entlang eines Linienbereichs gemessenen bzw. mit ARAMIS ermittelten Verschiebungen werden in Form von Randbedingungen an den entsprechenden Knoten des Simulationsmodells aufgebracht und die daraus resultierenden Deformationsfelder berechnet. Nachfolgend können die so berechneten Felder vergleichend sowohl den Simulationsmodellen mit idealisierten Randbedingungen als auch den mit ARAMIS ermittelten Dehnungsfelder gegenübergestellt werden.

Für alle nachfolgend dargestellten Modelle mit idealisierten Randbedingungen wurden an einer Probenseite die axialen Verschiebungen entsprechend den Versuchsbedingungen vorgegeben ($v_{ax}>0$) und an der gegenüberliegenden Seiten die axialen Verschiebungsrandbedingungen festgehalten ($u_{ax}=0$). Simultan sind sowohl an der Seite an welcher die axialen Verschiebungen vorgegeben sind als auch an der gegenüberliegenden Seite die Querverschiebungen als frei beweglich modelliert worden.

Für den duktilen mikrolegierten Stahl HX340LAD (AFZ1) wurde bei den numerischen Untersuchungen bezüglich des Einspannungseinflusses bzw. der zugeordneten Randbedingungen die Probenvariante J verwendet, welche einen negativen Kerbversatz von -2mm aufweist und deren Geometrie nachfolgend in Abbildung 5-9 dargestellt ist. In Abbildung 5-10 sind die wesentlichen Verschiebungszustände für einen simulierten Versuch in stark überhöhter Form mit idealisierten Randbedingungen dargestellt, wobei der zentrale Scherbereich aufgrund der sehr verstärkten Darstellung des horizontalen Verschiebungsfeldes nicht mit visualisiert ist, da dort die mit Abstand höchsten Verschiebungen auftreten und eine gesamte Darstellung aufgrund der resultierenden Überdeckungen nicht sinnvoll wären. Allerdings soll in Abbildung 5-10 primär die prinzipielle Bewegung der Probe aufgrund der äußeren Kinematik während des Versuch dargestellt und zudem mit den Messergebnissen in Abschnitt 5.1 der evaluierten Stufenpunkte aus ARAMIS verglichen werden.

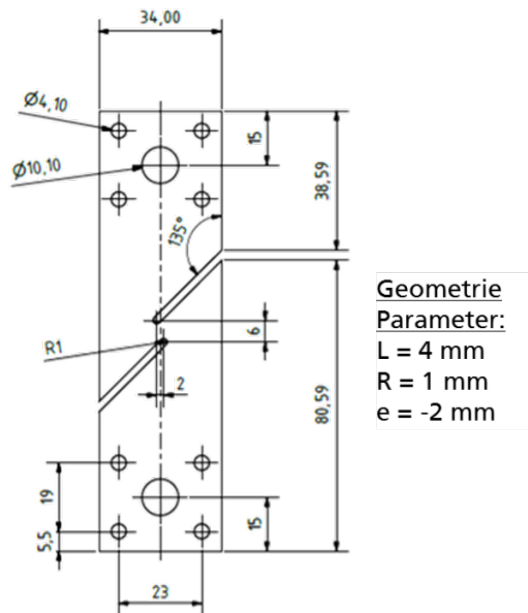


Abbildung 5-9: Probenvariante J der asymmetrischen offen geschlitzten Scherprobe für AFZ1

In Abbildung 5-10 ist gut zu erkennen, dass sich die obere und untere Probenhälfte während der ersten Hälfte des Versuchs voneinander weg und in der zweiten Versuchshälfte sich wieder aufeinander zu bewegen. Dieses Verhalten ist analog in den Experimenten ebenfalls zu beobachten, was durch die gemessenen transienten Verschiebungsverläufe in Abbildung 5-8 begründet ist, da die dort dargestellten Kurven lokale Extrema etwa zur Versuchshälfte aufweisen, was einen An- und Abstieg der horizontalen Verschiebungen widerspiegelt und somit konsistent zu den Simulationsergebnissen sind.

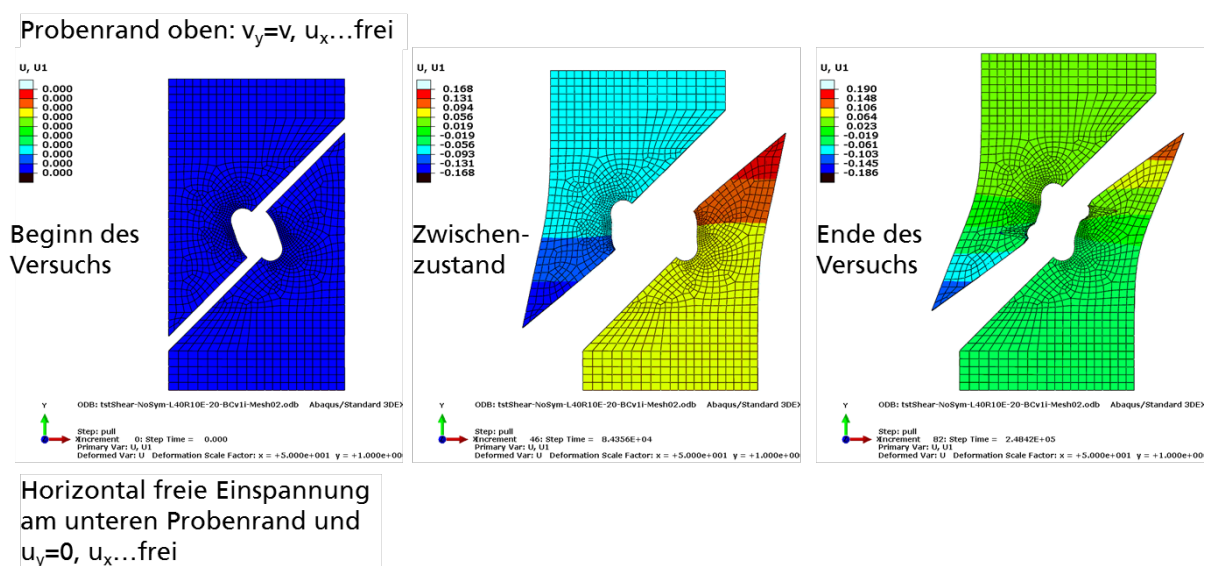


Abbildung 5-10: Chronologische Sequenz der Relativbewegungen (~100fache Überhöhung der real auftretenden Werte) bei Probenvariante J der asymmetrischen offen geschlitzten Scherprobe für AFZ1

Resultierend aus den Begründungen zum Vergleich der beobachteten sowie simulierten Verschiebungsfelder ist somit eine Verwendung der idealisierten Randbedingungen für eine vereinfachte Modellierung der gelenkigen Probeneinspannung aus Abbildung 5-1 zulässig. Diese Schlussfolgerung kann zudem noch durch das einleitend beschriebene Vorgehen unter Verwendung der gemessenen Verschiebungsfelder in Form von Randbedingungen im Rahmen der durchgeführten Simulationen bestätigt werden.

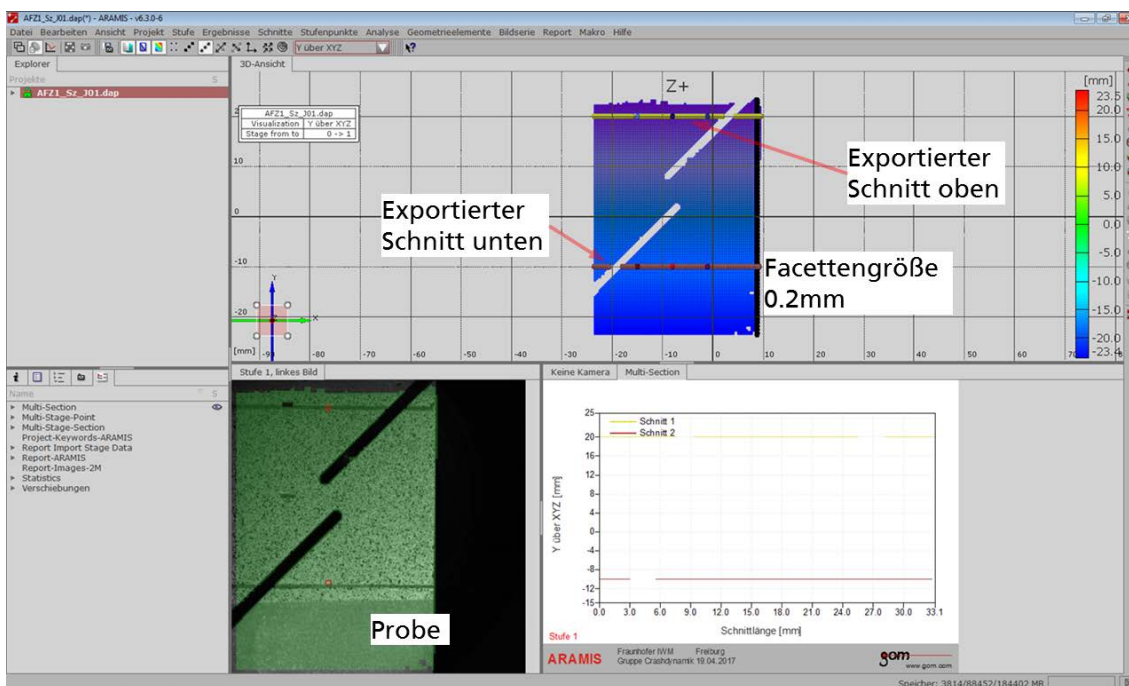


Abbildung 5-11: Extraktion des durch optische Messung ausgewerteten Verschiebungsfeldes am oberen und unteren Probenbereich (Probenvariante J) einer asymmetrischen offen geschlitzten Scherprobe für den duktilen mikrolegierten Stahl AFZ1

Abbildung 5-11 zeigt den linienförmigen Bereich der Probe an dem die experimentell ermittelten Verschiebungen extrahiert wurden. Auf Basis dieser exportierten Daten kann eine örtlich-transiente Verteilung der Verschiebungsfelder ermittelt werden (vgl. Abbildung 5-12), welche in einem weiteren Schritt auf die Knoten des Modells projiziert und so als Randbedingungen in die Probensimulation fungieren. Damit kann die Kinematik der realen Einspannung in Simulation relativ exakt abgebildet werden, ohne den gesamten Versuchsaufbau zu detailliert modellieren zu müssen. Allerdings ist mit der Extraktion des gemessenen Verschiebungsfeldes auch ein gewisser Aufwand verbunden, da die Stützpunkte der exportierten Verschiebungen im Allgemeinen nicht mit den Knoten des Modells koinzident sind, weshalb eine entsprechende örtliche Interpolation notwendig ist. Zudem müssen auch entsprechende Skalierungsfunktionen im Simulationsmodell zur Beschreibung des transienten Verlaufs aus den exportierten Verschiebungen ermittelt werden.

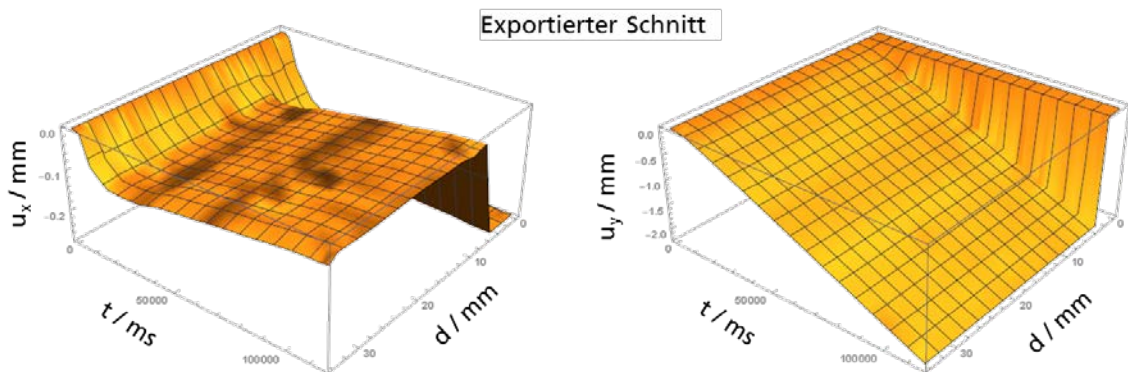


Abbildung 5-12: Örtliche und transiente Verteilung der durch optische Messung ausgewerteten Verschiebungen an Probenlinienbereich (Probenvariante J) einer asymmetrischen offen geschlitzten Scherprobe für den duktilen mikrolegierten Stahl AFZ1

Die Gegenüberstellung der Simulationsergebnisse basierend auf der gemessenen Verschiebungsfeldextraktion sowie jener basierend auf den idealisierten Randbedingungen zeigt nur sehr geringe Unterschiede, was in Abbildung 5-13 dokumentiert ist. Auch die Verteilungen der Triaxialitäten sind zwischen beiden Modellen sehr ähnlich (vgl. Abbildung 5-14). Daraus bestätigt sich die bereits zuvor erwähnte Schlussfolgerung, dass die Kinematik einer beidseitig gelenkigen Einspannung durch die Verwendung von idealisierten Randbedingungen, welche zur axialen Zugrichtung orthogonale Querbewegungen ermöglicht, zulässig ist.

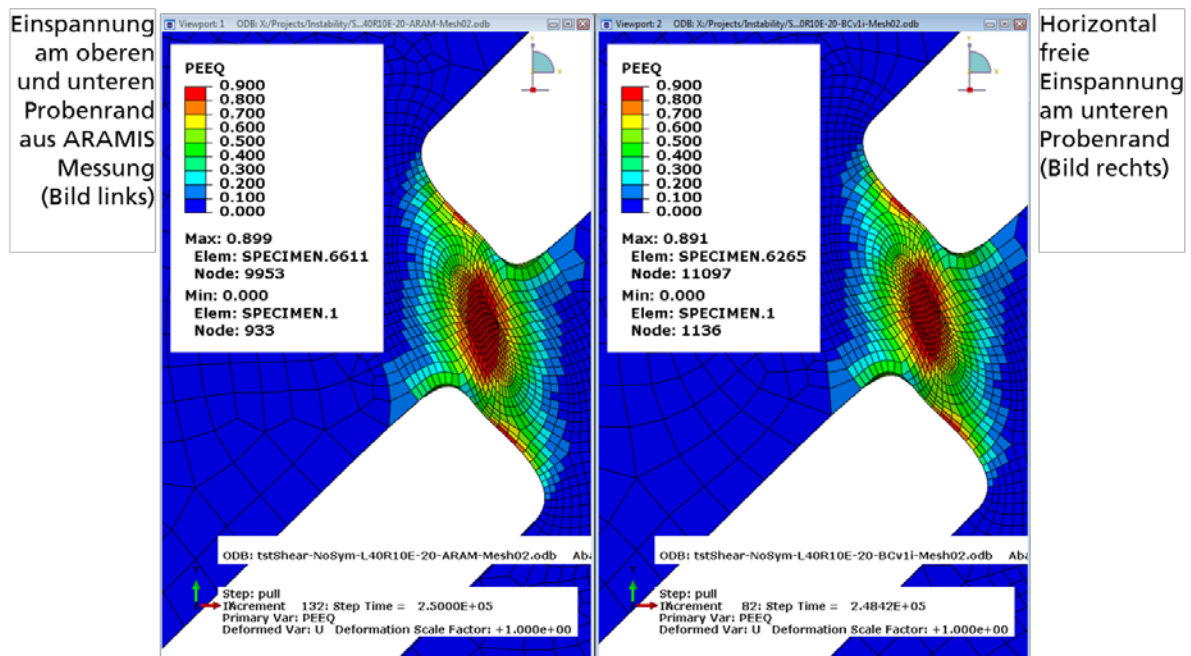


Abbildung 5-13: Vergleich der Dehnungsfelder zwischen Simulation basierend auf Verschiebungsextraktion (links;) und Simulation basierend auf idealisierter Randbedingungen (rechts) bzgl. Probenvariante J einer asymmetrischen offen geschlitzten Scherprobe für AFZ1

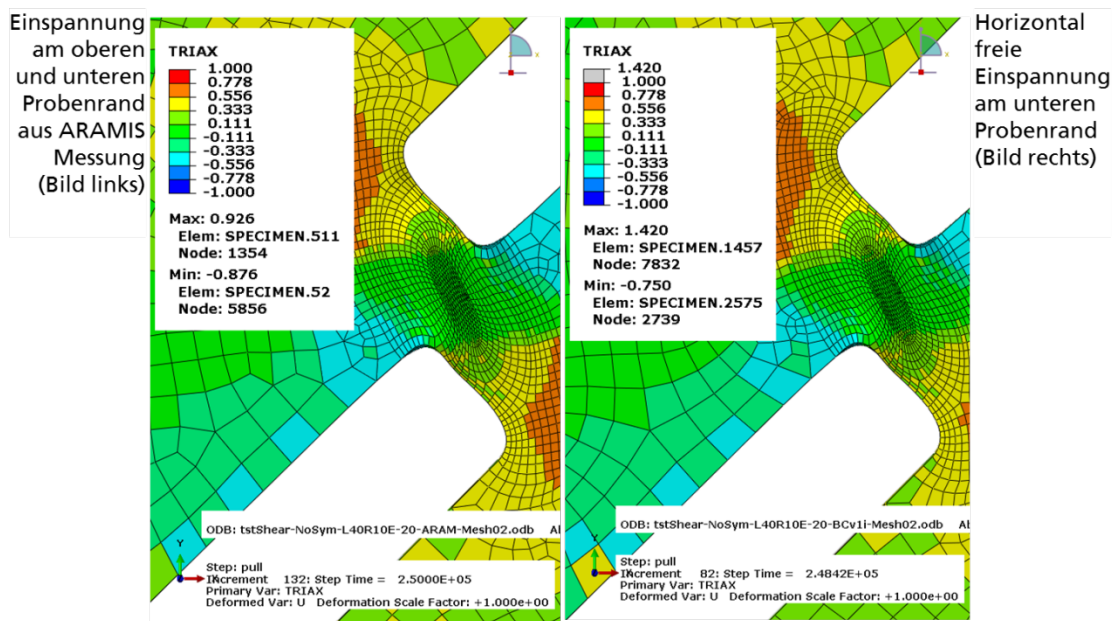


Abbildung 5-14: Vergleich der Triaxialitätsfelder zwischen Simulation basierend auf Verschiebungsextraktion (links;) und Simulation basierend auf idealisierter Randbedingungen (rechts) bzgl. Probenvariante J einer asymmetrischen offen geschlitzten Scherprobe für AFZ1

Ein Vergleich des berechneten Dehnungsfeldes, welches aus der Simulation auf Basis der extrahierten gemessenen Verschiebungen ermittelt wurde, mit der experimentell evaluierten Dehnungsverteilung zeigt jedoch tendenziell relative Abweichungen von bis zu ca. 30%, was in Abbildung 5-15 dargestellt ist.

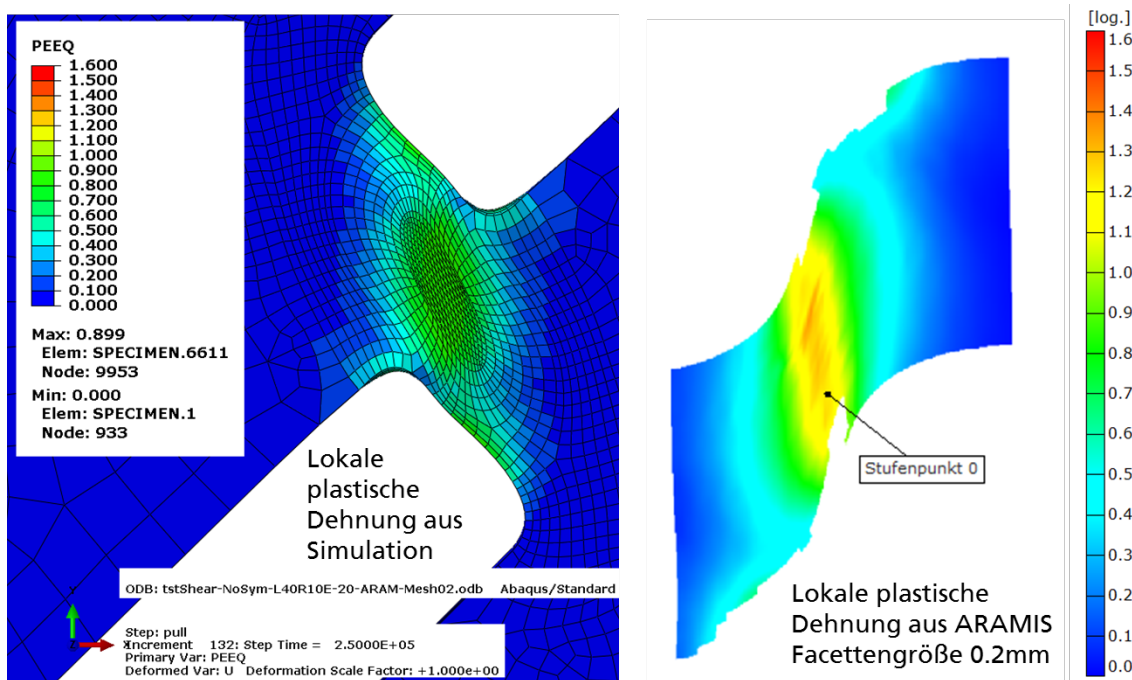


Abbildung 5-15: Vergleich der Dehnungsfelder zwischen Simulation (links; Verschiebungsextraktion basierend) und experimentell evaluierte Dehnungsverteilung (rechts) bzgl. Probenvariante J einer asymmetrischen offen geschlitzten Scherprobe für duktilen mikrolegierten Stahl AFZ1

Die numerischen Simulationen bzgl. Probeneinspannung zum wenig duktilen hochfesten Dualphasenstahl AFZ2 wurden an der Probenvariante vom Typ C unter analogen Bedingungen wie beim AFZ1 durchgeführt, wobei die Probengeometrie zum Typ C (AFZ2) in Abbildung 5-16 dargestellt ist. Diese weist gegenüber der Variante für den duktilen Stahl AFZ1 (vgl. Abbildung 5-9) eine geringere Scherlänge sowie einen weniger ausgeprägten negativen Kerbversatz auf.

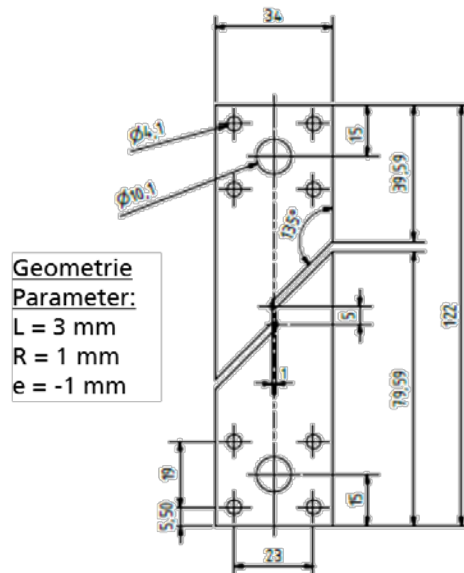


Abbildung 5-16: Probenvariante C der asymmetrischen offen geschlitzten Scherprobe für AFZ2

Die Auswertungen der horizontalen Verschiebungen zeigen bei den idealisierten Randbedingungen (horizontal frei beweglicher oberer und unterer Probenrand) ein ähnliches Verhalten wie beim AFZ1, wenngleich das horizontale Verschiebungsniveau aufgrund der niedrigen Duktilität des AFZ2 deutlich geringer ist. In Abbildung 5-17 sind die chronologischen Deformationszustände in stark überhöhter Form visualisiert, wobei sich anfänglich die obere und untere Probenhälfte voneinander weg und im Laufe des Versuchs sich wieder aufeinander zu bewegen. Aufgrund der starken Deformationen im Scherbereich und der verwendeten überhöhten Darstellung des Verschiebungsfeldes konnte das Probenzentrum nicht sinnvoll visualisiert werden, weshalb dieser Bereich in Abbildung 5-17 ausgeblendet ist.

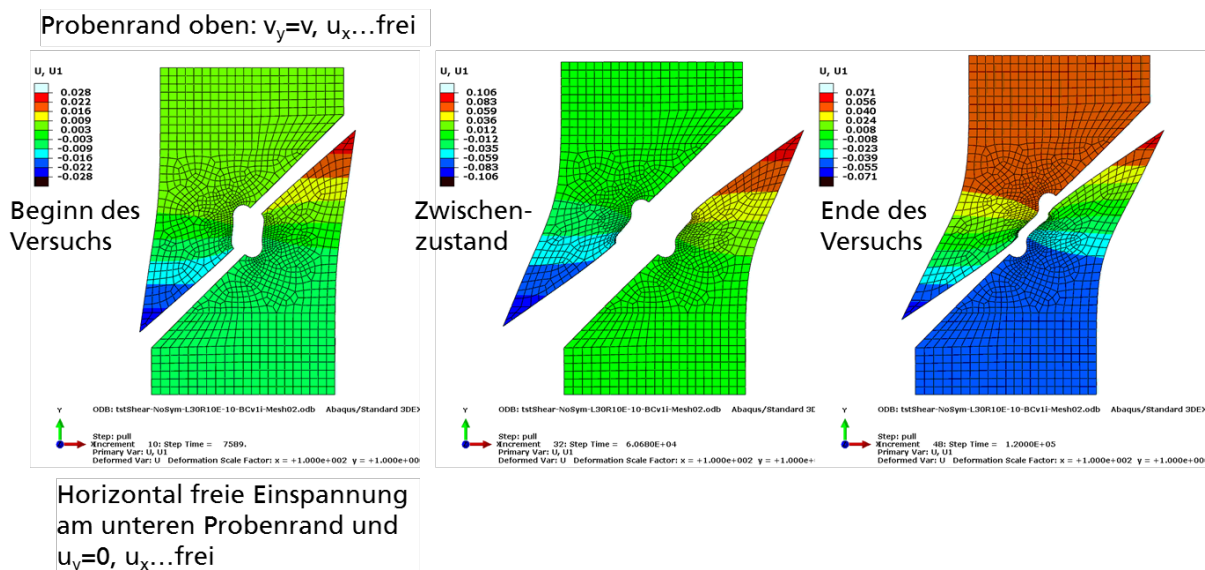


Abbildung 5-17: Chronologische Sequenz der Relativbewegungen (~300fache Überhöhung der real auftretenden Werte) bei Probenvariante C der asymmetrischen offen geschlitzten Scherprobe für AFZ2

Zudem wurden für den AFZ2 aus den optischen Informationen ermittelten Verschiebungsfelder extrahiert und entsprechende Randbedingungen in den Simulationen aufgebracht, wie dies bereits einleitend in diesem Abschnitt detailliert für den AFZ1 beschrieben worden ist. Die daraus resultierenden Ergebnisse wurden mit den Simulationsergebnissen bzgl. der idealisierten Randbedingungen sowie mit den aus ARAMIS gemessenen bzw. ermittelten Dehnungsfeld verglichen.

Der für den AFZ2 in Abbildung 5-18 dargestellte Vergleich der Dehnungsfelder aus den beiden Simulationsmodellen (aus Dehnungsfeld ermittelte sowie idealisierte Randbedingungen) zeigt wie beim AFZ1 keine bis nur sehr geringe Unterschiede.

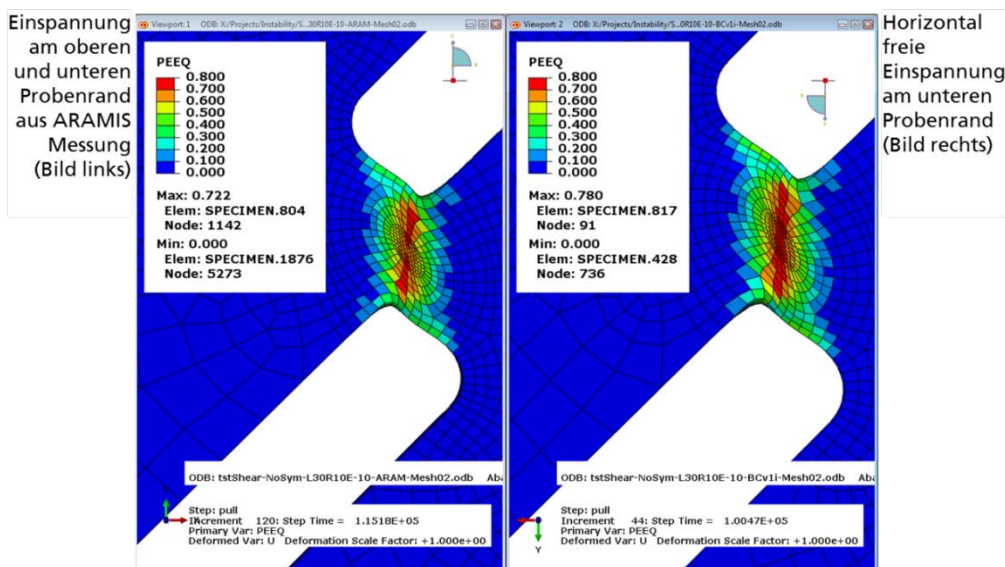


Abbildung 5-18: Vergleich der Dehnungsfelder zwischen Simulation basierend auf Verschiebungsextraktion (links;) und Simulation basierend auf idealisierter Randbedingungen (rechts) bzgl. Probenvariante C einer asymmetrischen offen geschlitzten Scherprobe für AFZ2

Ein direkter Vergleich zu den Messungen aus ARAMIS zeigt für das lokale Dehnungsfeld im Vergleich zu den Simulationen moderate Abweichungen die im Wesentlichen durch eine örtlich breiter ausgeprägte Verteilung gegeben sind, was in Abbildung 5-19 dargestellt ist. Das Dehnungsniveau liegt für die Simulation und der Messung in einem vergleichbaren Rahmen.

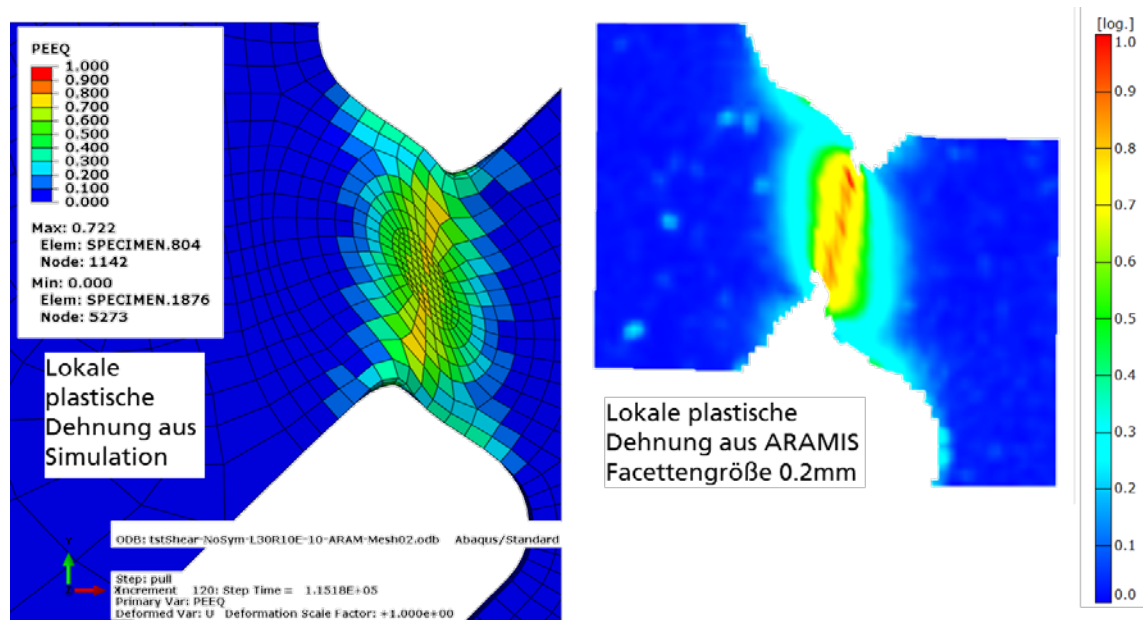


Abbildung 5-19: Vergleich der Dehnungsfelder zwischen Simulation (links; Verschiebungsextraktion basierend) und experimentell evaluierter Dehnungsverteilung (rechts) bzgl. Probenvariante C einer asymmetrischen offeneschlitzten Scherprobe für duktilen mikrolegierten Stahl AFZ2

Abschließend und ergänzend sei noch erwähnt, dass an der S-geschlitzten Scherprobe ebenfalls numerischen Analysen durch Variationen der Randbedingungen durchgeführt wurden. Bei diesen Analysen wurde an jener Probenseite an welcher die axialen Verschiebungsrandbedingungen aufgebracht sind, eine dazu orthogonale Querbewegung zugelassen bzw. in dem dazu komplementären Fall verhindert. Durch diese beiden Varianten von Randbedingungen soll eine einseitig gelenkige oder starre Einspannung modelliert werden, da diese bei unsymmetrische geschlitzten Scherzugproben wahrscheinlich Einflüsse auf die Messergebnisse hat (vgl. Abschnitt 5.1.1). Allerdings konnte kein Einfluss dieser Variation der Randbedingungen auf die S-geschlitzte Scherprobe in den Simulationen nachgewiesen werden.

5.3 Aktive Randbedingungen in der Versuchsführung

Aufgrund der Einspannungseffekte für die unterschiedlichen Versuchsführungen wurde eine potentielle aktive Randbedingung exemplarisch betrachtet. Dabei wurde eine laterale Verschiebung bzw. eine Fixierung durch entsprechende Randbedingungen in der Simulation auf das Modell verschiedener Probengeometrien aufgebracht. In Kapitel 5.1.2 sind verschiedene Verschiebungsauswertungen erläutert. Für

die Variante A wurde eine relative horizontale Verschiebung zur vertikalen Zugbelastungsrichtung von 0,17 mm auf der Probe gemessen.

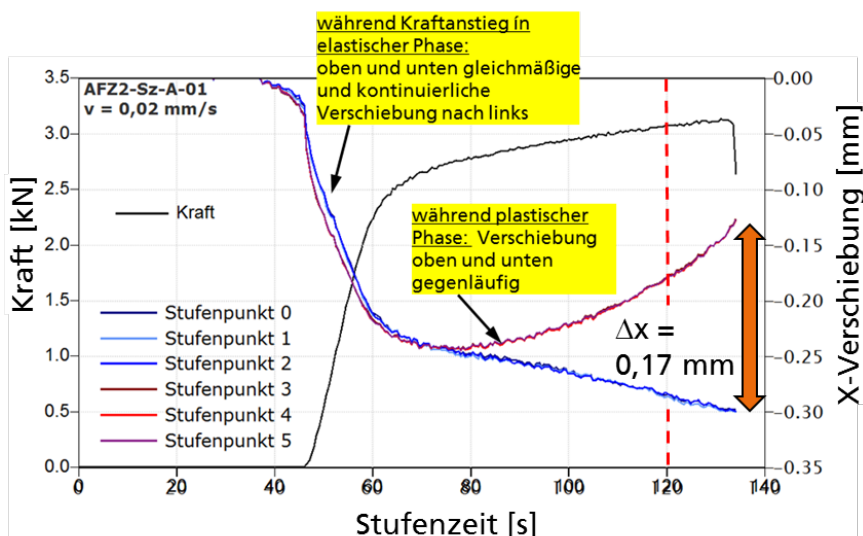


Abbildung 5-20: Relative Vertikalverschiebung Δx des oberen und unteren Probensegmentes über die Versuchszeit (quasistatischer Versuch an unsymmetrischer A-Probe für HCT980XG)

Diese späteren Ergebnisse bestätigen das Vorgehen in dieser vorhergehenden Studie, bei der eine horizontale Verschiebung und Lagerung der Probe angenommen wurden.

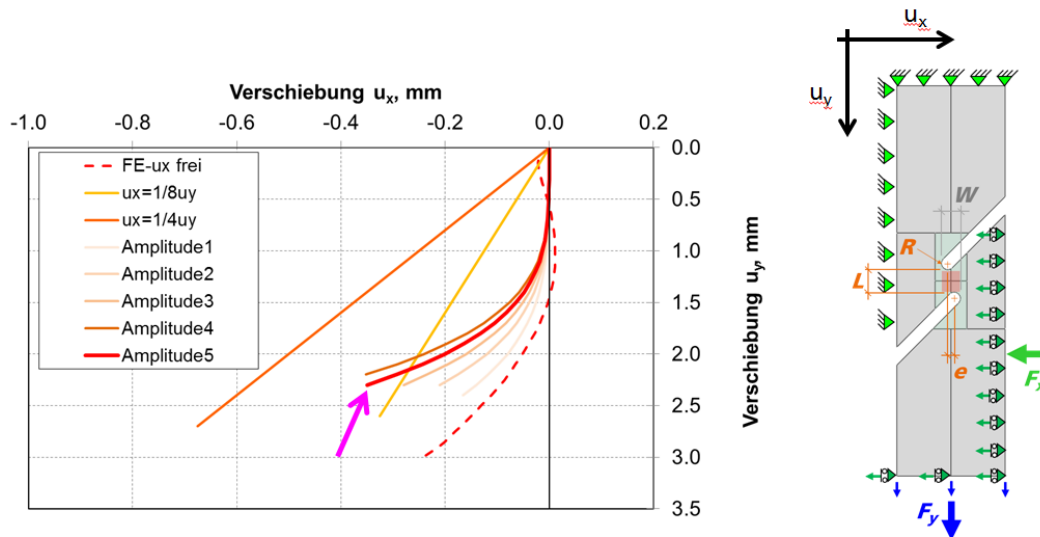


Abbildung 5-21: Fixierung des oberen und relative Vertikalverschiebung Δx des unteren Probensegmentes in der Simulation (rechts) und Variation der Verschiebungsbedingungen (Diagramm links)

Die Simulationsstudie zeigte bei freier horizontaler Auslenkung eine Verschiebung entsprechend der gestrichelten Linie im Diagramm (Abbildung 5-21). Nach einigen Iterationsschritten wurde dieser Ansatz nicht weiter verfolgt, da die Versuchstechnik aufwendig geworden wäre, was nicht dem Ziel des Vorhabens entsprach. Die Geraden im Diagramm stehen für eine lineare Abhängigkeit, die noch vergleichsweise

einfach zu realisieren gewesen wäre. Ein im Rahmen der Studie optimiertes Ergebnis wurde für eine unsymmetrische Probengeometrie vom Typ C mit der im Diagramm markierten Kurve 5 für die horizontale Verschiebung erzielt. Dabei konnte die kritische Zugbelastung, die als maßgeblich für die Zipfelbildung angenommen werden kann, überkompensiert werden.

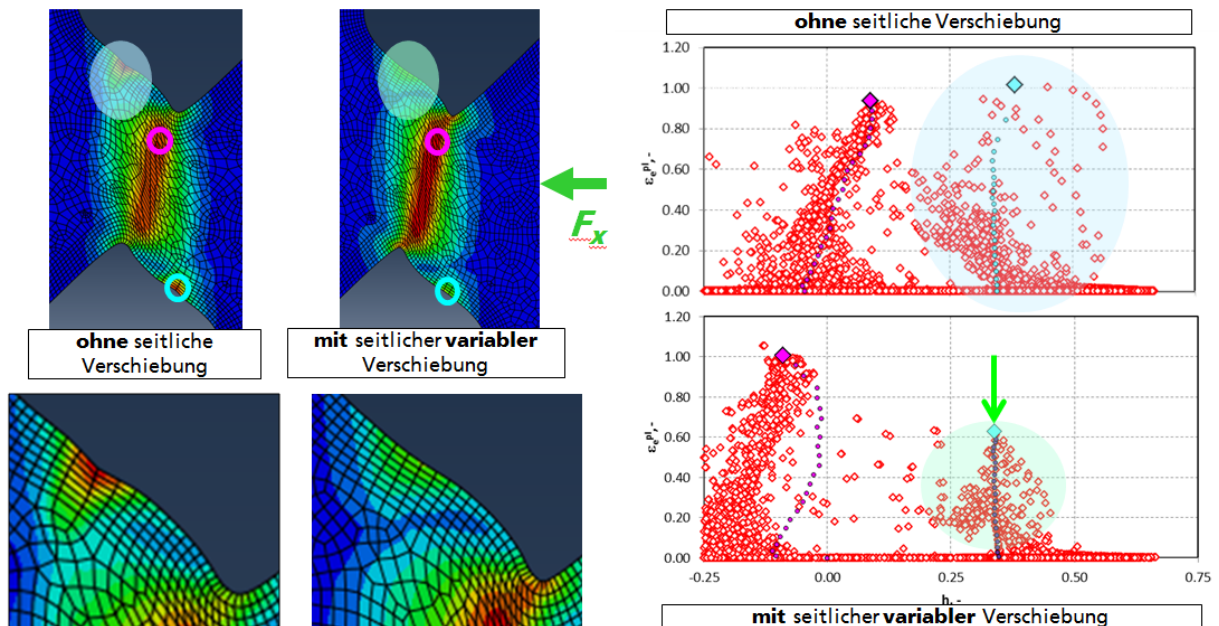


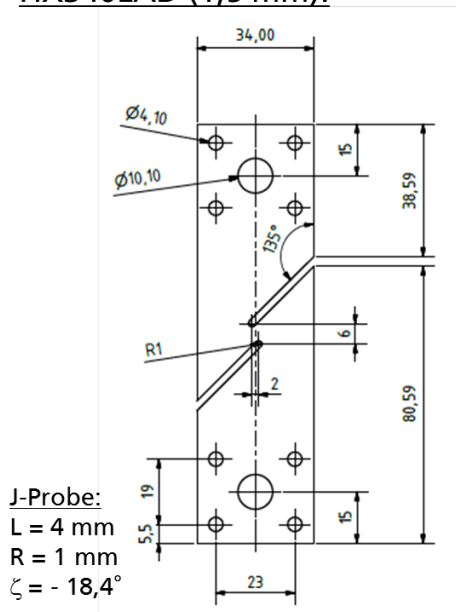
Abbildung 5-22: Simulation der Scherzugprobe Typ C ohne (links, bzw. Diagramm oben) und mit aktiver horizontal wirkender Kraft bzw. Verschiebung (Mitte, bzw. Diagramm unten). Zoom der oberen Markierung und Auswertung der Dehnungen und Dehnungspfade für die deformierten Elemente (rote Punkte) und Hervorhebung der mit Kreisen markierten exemplarischen Bereiche

Die Darstellung der lokalen Vergleichsdehnungen in den Bildern und die Änderung der Punktwolke in den Diagrammen illustrieren das Potential des Ansatzes. Besonders die durch den grünen Pfeil im unteren Diagramm markierte Randdehnung und der entsprechenden Punktwolke machen das deutlich. Die erforderliche Parameterbestimmung für verschiedene Werkstoffe benötigt Vorversuche und die Versuchsdurchführung eine variable dynamische Steuerung, da die einfachen linearen Ansätze nicht hinreichende Verbesserungen zeigten. Bei einer dynamischen Prüfung mit 2,5 m/s Abzugsgeschwindigkeit wäre eine horizontale Geschwindigkeit von bis zu 1,5 m/s erforderlich. In Abstimmung mit dem projektbegleitendem Ausschuss wurde dieser Ansatz nach dieser Vorstudie nicht weiter verfolgt.

6 Dehnratenabhängige Werkstoffcharakterisierung unter Scherbelastung

Für die beiden Werkstoffe HX340LAD und HCT980X+Z110MB lag eine ausführliche dehnratenabhängige Charakterisierung aus dem Projekt A 278/S24/10195/12 für den Triaxialitätsbereich von einachsigem Zug bis äquibiaxialen Zug vor. In diesem Vorgängerprojekt wurden ebenfalls dehnratenabhängige Versuche mit 0°-Scherzugproben durchgeführt [TRO15]. Zur Verbesserung der Schercharakterisierung wurden in diesem Projekt Scherversuche mit den werkstoffabhängig optimierten Proben, die in Abbildung 6-1 abgebildet sind, bei drei Prüfgeschwindigkeiten durchgeführt und sowohl das globale als auch das lokale Verformungs- und Versagensverhalten analysiert. Die Versuchsführung und der Messaufbau ist den Ausführungen in Kapitel 0 zu entnehmen. Um bei dynamischer Belastung Oszillationen im Kraftsignal möglichst gering zu halten wurde für die höchste Prüfgeschwindigkeit von 2,5 m/s die Kraft bei HX340LAD quasilokal gemessen mit der patentierten IWM-Kraftmesszelle [BOE02]. Bei HCT980X+Z110MB wurden Proben mit Dynamometerteil verwendet und die Kraft mit Dehnungsmessstreifen im elastischen Bereich der Probe gemessen (siehe Abbildung 6-2).

HX340LAD (1,5 mm):



HCT980X+Z110MB (1,5 mm):

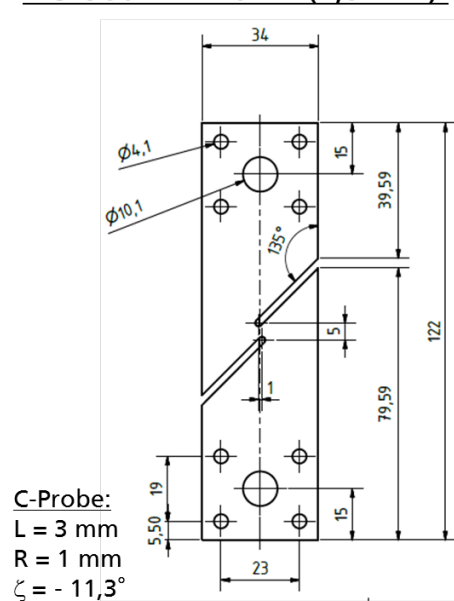


Abbildung 6-1: Eingesetzte Probengeometrien für die dehnratenabhängige Schercharakterisierung für HX340LAD (links) und HCT980X+Z110MB (rechts)

6.1 HCT980X+Z110MB

Die Scherzonen der geprüften Proben sind in Abbildung 6-2 links abgebildet. Für alle Prüfgeschwindigkeiten liegt die Bruchfläche in der Scherbelastungszone, lediglich bei der bei $v = 25 \text{ mm/s}$ geprüften Probe YS2-Sz-C-01b ist ein moderater Zipfel erkennbar. In Abbildung 6-2 rechts sind die bei $v = 2,5 \text{ m/s}$ geprüften Proben mit Dehnungsmessstreifen im Dynamometerteil gezeigt.

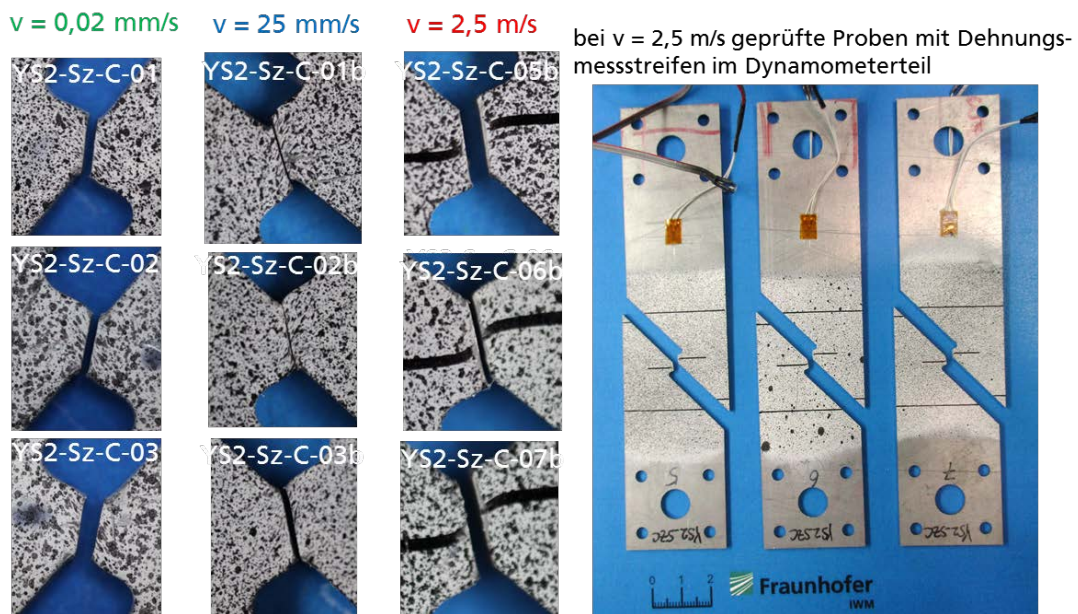


Abbildung 6-2: Links: Scherzonen geprüfter Proben für HCT980X+Z110MB bei drei Prüfgeschwindigkeiten, rechts: bei 2,5 m/s geprüfte Proben mit Dehnungsmessstreifen im Dynamometerteil

In Abbildung 6-3 sind die normierten Kraft-Weg-Kurven für die verschiedenen Prüfgeschwindigkeiten gezeigt. Unter quasistatischer Belastung und bei 25 mm/s tritt Fließbeginn bei etwa gleichem Kraftniveau auf. Im weiteren Verformungsverlauf zeigen die Versuche bei 25 mm/s eine moderat kleinere Steigung als die quasistatischen. Hier führt beginnende adiabatische Erwärmung zu einer Werkstoffentfestigung. Bei den Versuchen bei 2,5 m/s treten höhere Kräfte auf als bei den langsameren Versuchen. Die Verlängerung bis Bruch nimmt mit zunehmender Prüfgeschwindigkeit ab.

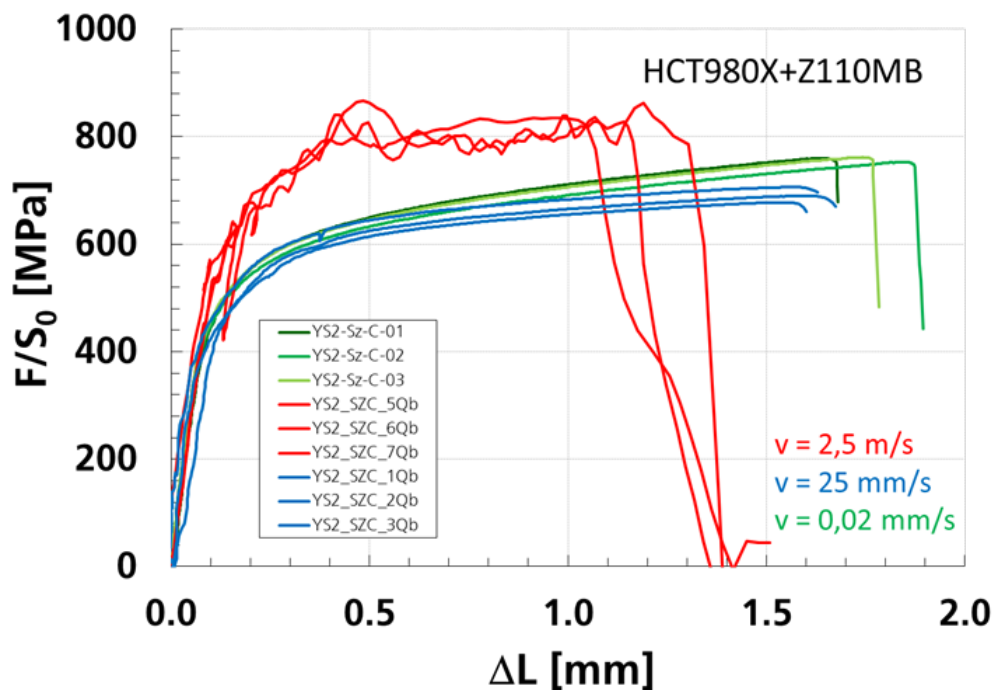


Abbildung 6-3: Einfluss der Prüfgeschwindigkeit auf die normierten Kraft-Verlängerungskurven für HCT980X+Z110MB

Für jeweils eine quasistatisch und eine bei 2,5 m/s geprüfte Probe wurde eine Scherbruchwinkel- und Dickenmessung durchgeführt. Aus dem Scherbruchwinkel κ' kann die Versagensdehnung abgeschätzt werden. Die Dickenmessung gibt Informationen über die Einschnürung und eine damit verbundene Zugüberlagerung. Die Messungen mit den Ergebnissen sind für die quasistatisch geprüfte Probe in Abbildung 6-4 und für die dynamisch geprüfte Probe in Abbildung 6-5 gezeigt. Der Scherbruchwinkel wurde im Bereich von 0,5 mm Abstand von der Bruchfläche gemessen. Die Dickenmessung wurde für den dünnsten Bereich etwa in der Mitte der Bruchfläche (t_1) und für die dickste Stelle in Kernnähe (t_2) durchgeführt. Mit der Ausgangsprobendicke in der Mitte der Scherzone t_0 wurde die bezogene Restdicke mit t_1/t_0 charakterisiert. Ein Vergleich der Ergebnisse für die quasistatisch und dynamisch geprüfte Probe zeigt vergleichbare Einschnürung, jedoch einen deutlich größeren Scherbruchwinkel κ' für die quasistatisch geprüfte Probe verglichen mit der dynamisch geprüften. Dies bestätigt frühere Untersuchungen zu einer Abnahme der Scherversagensdehnung mit zunehmender Dehnrate [KLI16, PEI09, BOE11].

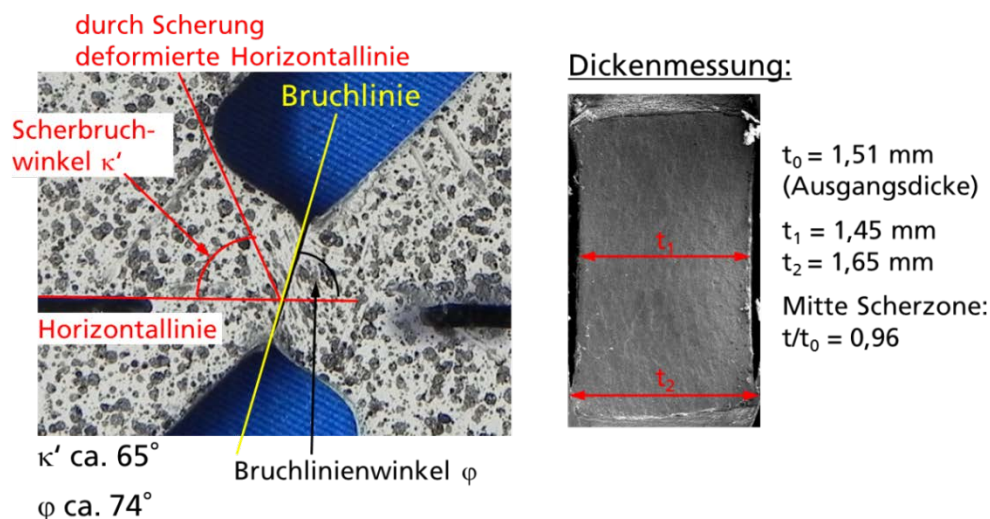


Abbildung 6-4: Scherbruchwinkel- und Dickenmessung für quasistatisch geprüfte Scherprobe an HCT980X+Z110MB (C-Probe); YS2-SzC-2Q

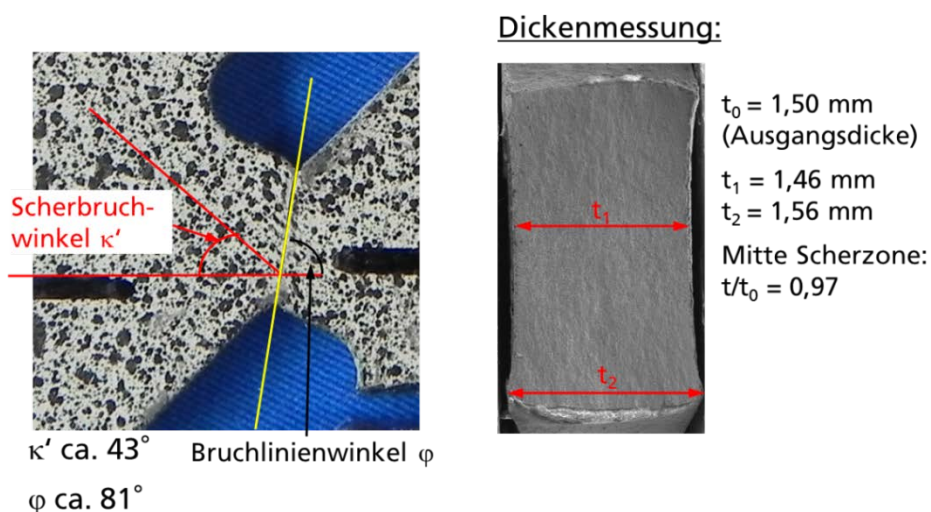


Abbildung 6-5: Scherbruchwinkel- und Dickenmessung für dynamisch geprüfte Scherprobe an HCT980X+Z110MB (C-Probe); YS2-SzC-5Q

Weiterhin wurden lokale Dehnungsfeldauswertungen aus Grauwertkorrelation mit ARAMIS durchgeführt. Für eine quasistatisch und eine dynamisch geprüfte Probe sind die Vergleichsdehnungsfelder im letzten Bild vor Bruch mit Markierung des ausgewerteten Stufenpunktes beispielhaft in Abbildung 6-6 gezeigt. Die Dehnungsentwicklungen sind für alle Prüfgeschwindigkeiten in Abbildung 6-7 über dem α -Wert und der Spannungsmehrachsigkeit aufgetragen. In grauer Farbe ist der Dehnungspfad einer quasistatisch geprüften 0° -Scherzugprobe (nicht optimierte Ausgangsprobe) gezeigt, die ebenfalls mit gelenkig gelagerter Einspannung geprüft wurde. Diese Probe erreicht ein vergleichbares Dehnungsniveau wie die optimierte C-Probe. Allerdings tendiert der Dehnungspfad zu moderat größerer Triaxialität, wie dies im rechten Bild in Abbildung 6-7 zu sehen ist. Der negative Dehnrateneffekt auf die Scherversagensdehnung ist ebenfalls in dieser Auftragung deutlich zu sehen.

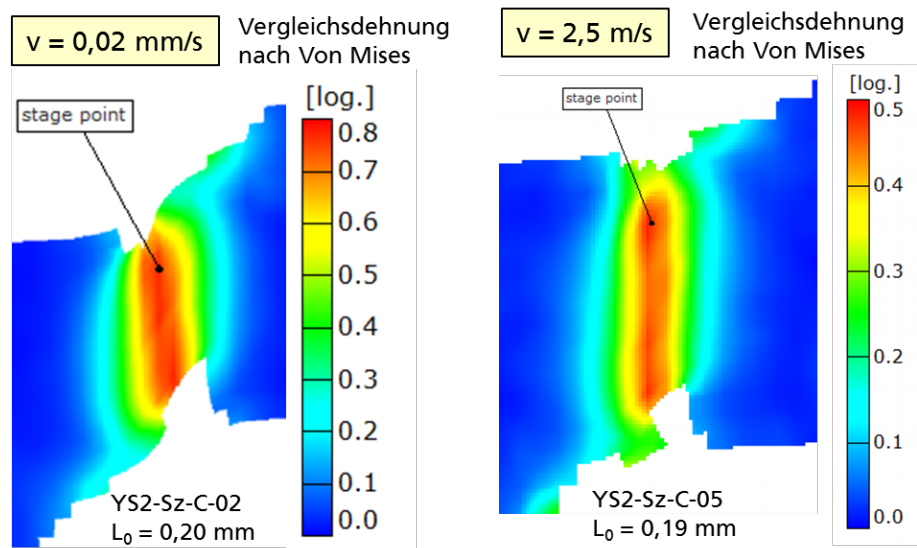


Abbildung 6-6: Vergleichsdehnungsfelder in der Scherzone unmittelbar vor Bruch für zwei Prüfgeschwindigkeiten an HCT980X+Z110MB

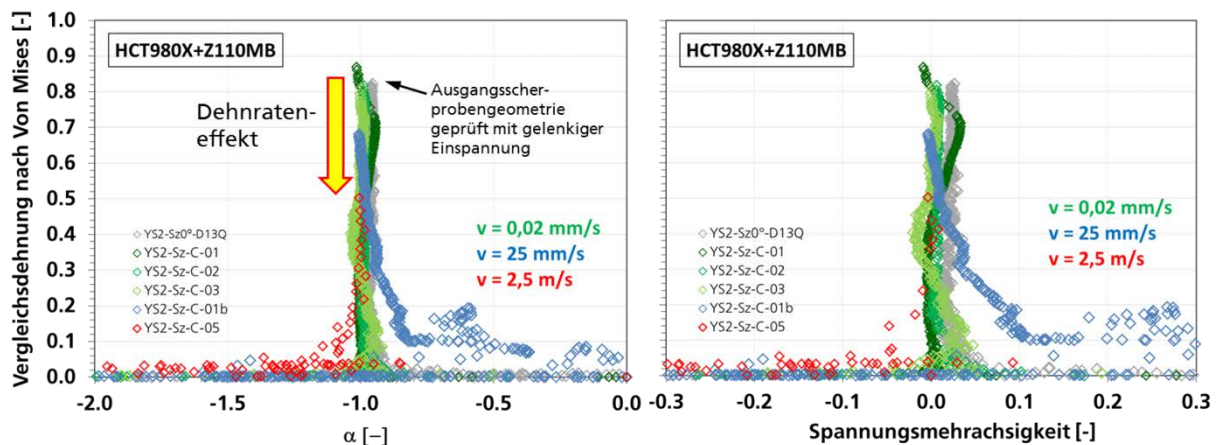


Abbildung 6-7: Einfluss der Prüfgeschwindigkeit auf die Dehnungspfade in der Scherzone für HCT980X+Z110MB, links über dem α -Wert, rechts über der Spannungsmehrachsigkeit

In Tabelle 6-1 sind die Ergebnisse für die größten in der Scherzone ausgewerteten Dehnungen aus Grauwertkorrelation bei einer lokalen Messlänge $L_0 = 0,2 \text{ mm}$ sowie die Versagensdehnungen $\varepsilon_{v,Mises}$, die sich aus einer Abschätzung nach Gleichung Gl 7 für Scherbruchwinkel $>45^\circ$ ohne Korrektur von Zugüberlagerung ergeben [HAC15], aufgeführt.

$$\varepsilon_{v,Mises} = \frac{1}{\sqrt{3}} \left(1 + \frac{\tan^2 \kappa'}{2} + \tan \kappa' \sqrt{1 + \frac{\tan^2 \kappa'}{4}} \right) \quad (\text{Gl 10})$$

Tabelle 6-1: Maximale Dehnungen aus Grauwertkorrelation und Versagensdehnungen aus Scherwinkelmessung nach Bruch für optimierte Scherzugproben an HCT980X+Z110MB

Probe	Prüfgeschwindigkeit	$\varepsilon_{\max, ARAMIS}$	$\kappa' [^\circ]$	$\varepsilon_v(\kappa')$	t_1/t_0
YS2-SzC-1Q	0,02 mm/s	0,86	-	-	-
YS2-SzC-2Q	0,02 mm/s	0,82	65	1,06	0,96
YS2-SzC-3Q	0,02 mm/s	0,81	-	-	-
YS2-SzC-1bQ	25 mm/s	0,68	-	-	-
YS2-SC-5Q	2,5 m/s	0,50	43	0,51	0,97
YS2-SzC-6Q	2,5 m/s	0,72	-	-	-

6.2 HX340LAD

Die Scherzonen der geprüften Proben sind in Abbildung 6-8 abgebildet. Für alle Prüfgeschwindigkeiten liegt die Bruchfläche in der Scherbelastungszone.

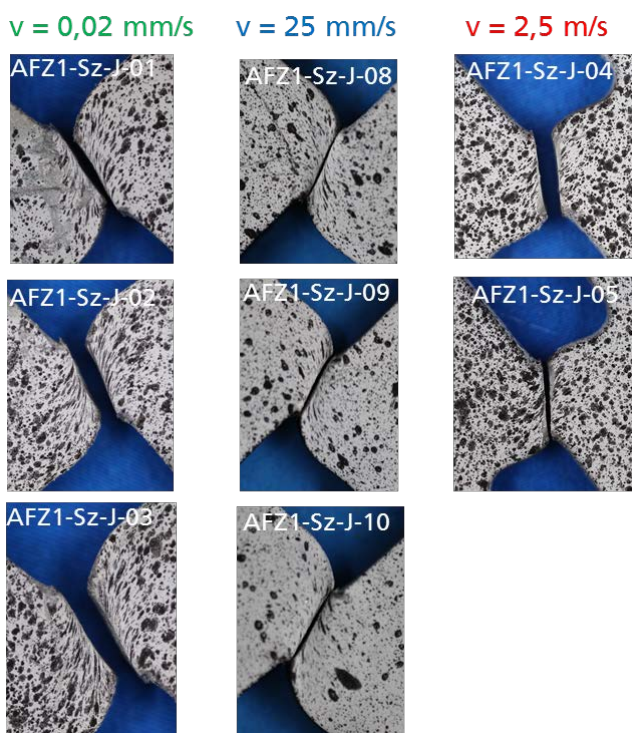


Abbildung 6-8: Scherzonen geprüfter Proben für HX340LAD bei drei Prüfgeschwindigkeiten

In Abbildung 6-9 sind die normierten Kraft-Weg-Kurven für die verschiedenen Prüfgeschwindigkeiten gezeigt. Mit zunehmender Prüfgeschwindigkeit treten höhere Kräfte auf und die Bruchverlängerung wird kleiner. Die lokalen Dehnungsfeldauswertungen aus Grauwertkorrelation wurden für diesen Werkstoff aufgrund der hohen Dehnungen mit GOM correlate durchgeführt, wie bereits in Kapitel 0 beschrieben [GOM19]. Die Dehnungsentwicklungen sind für alle Prüfgeschwindigkeiten in Abbildung 6-10 über dem α -Wert und der Spannungsmehrachsigkeit aufgetragen. In grauer Farbe ist der Dehnungspfad einer quasistatisch geprüften 0° -Scherzugprobe (nicht optimierte Ausgangsprobe) gezeigt, die ebenfalls mit gelenkig gelagerter Einspannung geprüft wurde. Diese Probe erreicht ein deutlich niedrigeres Dehnungsniveau wie die optimierte J-Probe bei Versagensbeginn (Pfeilmarkierung im Diagramm). Der negative Dehnrateneffekt auf die Scherversagensdehnung ist ebenfalls in dieser Auftragung deutlich zu sehen.

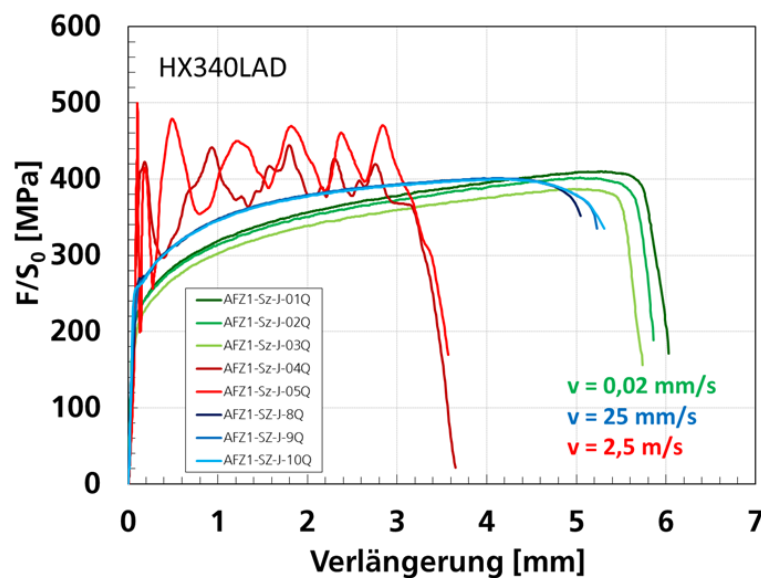


Abbildung 6-9: Einfluss der Prüfgeschwindigkeit auf die normierten Kraft-Verlängerungskurven für HX340LAD

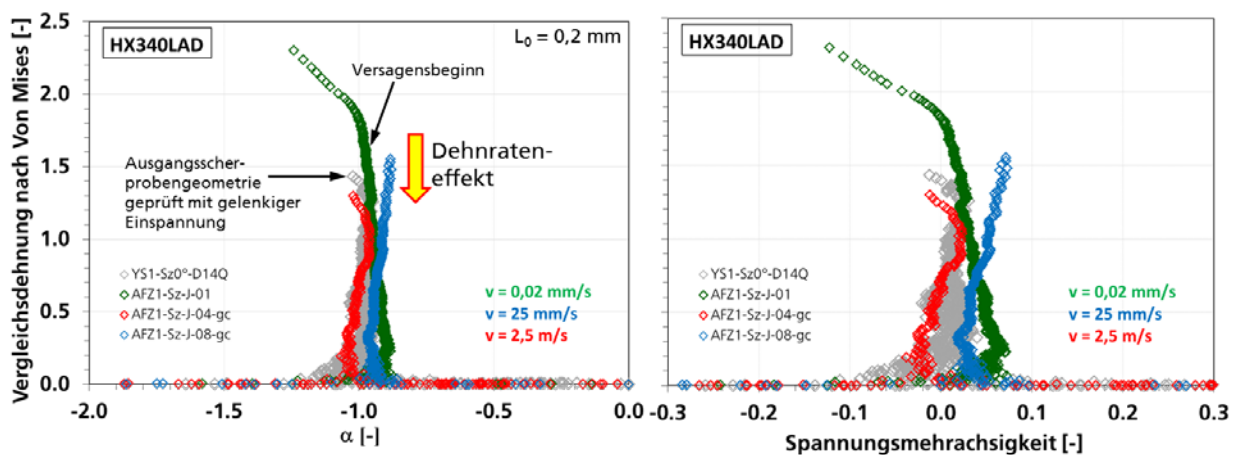


Abbildung 6-10: Einfluss der Prüfgeschwindigkeit auf die Dehnungspfade in der Scherzone für HX340LAD, links über dem α -Wert, rechts über der Spannungsmehrachsigkeit

In Tabelle 6-1 sind die Ergebnisse für die größten in der Scherzone ausgewerteten Dehnungen aus Grauwertkorrelation bei einer lokalen Messlänge $L_0 = 0,2 \text{ mm}$ sowie die Versagensdehnungen $\varepsilon_{v,Mises}$, die sich aus einer Abschätzung nach Gl 7 für Scherbruchwinkel $>45^\circ$ ohne Korrektur von Zugüberlagerung ergeben [HAC15], aufgeführt.

Tabelle 6-2: Maximale Dehnungen aus Grauwertkorrelation und Versagensdehnungen aus Scherwinkelmessung nach Bruch für optimierte Scherzugproben an HX340LAD

Probe	Prüfgeschwindigkeit	$\varepsilon_{max, ARAMIS}$	κ° [°]	$\varepsilon_v(\kappa^{\circ})$	t_1/t_0
AFZ1-SzJ-1Q	0,02 mm/s	1,5 – 1,6	84	2,61	0,82
AFZ1-SzJ-8Q	25 mm/s	1,53	-	-	-
AFZ1-SzJ-4Q	2,5 m/s	1,3	62	0,97	0,84

In Abbildung 6-11 sind die aus Grauwertkorrelation ermittelten maximalen Vergleichsdehnungen vor Bruch über der Triaxialität aus FE-Rechnung für die beiden Werkstoffe aufgetragen. Die Ergebnisse für die Triaxialitäten zwischen einachsigen und äquibiaxialen Zug sowie die Ergebnisse für die 0° -Scherzugproben sind [SUN18] entnommen. Die Ergebnisse für die optimierten Scherzugproben entstammen den Untersuchungen des vorliegenden Projekts. Für den Werkstoff HX340LAD hat sich mit der optimierten Scherzugproben eine deutliche Verbesserung zu den 0° -Scherzugproben gezeigt, da die ausgewerteten Dehnungen deutlich höher und näher an Triaxialität 0 liegen. Für den HCT980X+Z110MB werden mit den optimierten Scherzugproben keine höheren Dehnungen ausgewertet als mit den 0° -Scherzugproben, jedoch liegen die Triaxialitäten näher an 0.

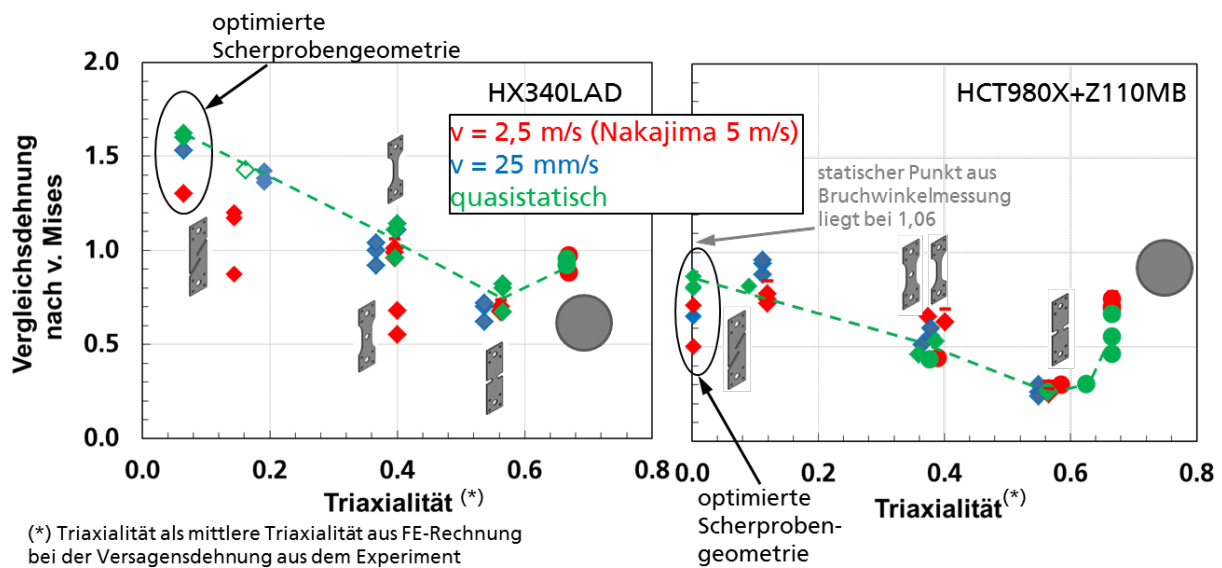


Abbildung 6-11: Versagensdehnungen aus Grauwertkorrelation aufgetragen über der Triaxialität aus FE-Rechnung für HX340LAD und HCT980X+Z110MB

6.3 Hochgeschwindigkeits-Infrarotmessungen

Eine Ursache des negativen Dehnrateneffektes unter Scherbelastung ist möglicherweise adiabatische Erwärmung in der Scherzone bei hohen Belastungsgeschwindigkeiten. Dieses Phänomen wurde bereits für die beiden in [TRO15] charakterisierten Werkstoffe HX340LAD und HCT980X+Z110MB mit Hochgeschwindigkeits-Infrarotmessungen an 0°-Scherzugproben untersucht [TRO15]. Ergänzend zu den Untersuchungen aus [TRO15] wurde hier für den Werkstoff HCT980XG für verschiedene Prüfgeschwindigkeiten von 2,5 mm/s bis zu $v = 1$ m/s Hochgeschwindigkeits-Infrarotmessungen an der Scherzugprobe der C-Probengeometrie durchgeführt. Es ist davon auszugehen, dass bei $v = 1$ m/s ein nahezu adiabatischer Zustand vorliegt. Diese Prüfgeschwindigkeit wurde gewählt an Stelle von $v = 2,5$ m/s, um wegen der begrenzten Bildrate der Hochgeschwindigkeits-Infrarotkamera mehr Datenpunkte bei der Messung zur Verfügung zu haben.

Die Versuche wurden mit einer Dualband-Kamera durchgeführt mit einer maximalen Bildrate von $\text{fps} = 15.000 \text{ s}^{-1}$ und einer maximalen Ortsauflösung von 512×640 Pixel. bei reduzierter Bildrate von $\text{fps} = 200 \text{ s}^{-1}$. Die Temperaturmessung erfolgt durch Messung der Strahlungsintensität auf der Probenoberfläche während des Versuchs. Die Zuordnung der gemessenen Strahlungsintensität zur Probenoberfläche erfolgte durch eine Insitu-Kalibrierung vor jeder Versuchsserie mit einer in der Maschine eingebauten Kalibrierprobe, die die gleiche Lackierung erfährt wie die zu prüfenden Proben. Die Kalibrierprobe wird schrittweise von Raumtemperatur auf die maximal erwartete Temperatur von in der Regel ca. 200 °C erwärmt, dabei wird für bis zu acht Stützstellen sowohl die Temperatur mit einem Thermoelement als auch die Strahlungsintensität mit der IR-Kamera gemessen. Zwischen den einzelnen Kalibrier-Messpunkten wurde linear interpoliert und diese Kurve dann als Kalibrierkurve zur Berechnung der Temperatur aus der Strahlungsintensität verwendet. Diese Kalibrierung muss für jede Probengeometrie und Prüfgeschwindigkeit wegen unterschiedlicher Kameraeinstellungen (Objektiv, Zwischenringe, Bildausschnitt, Bildrate) neu durchgeführt werden.

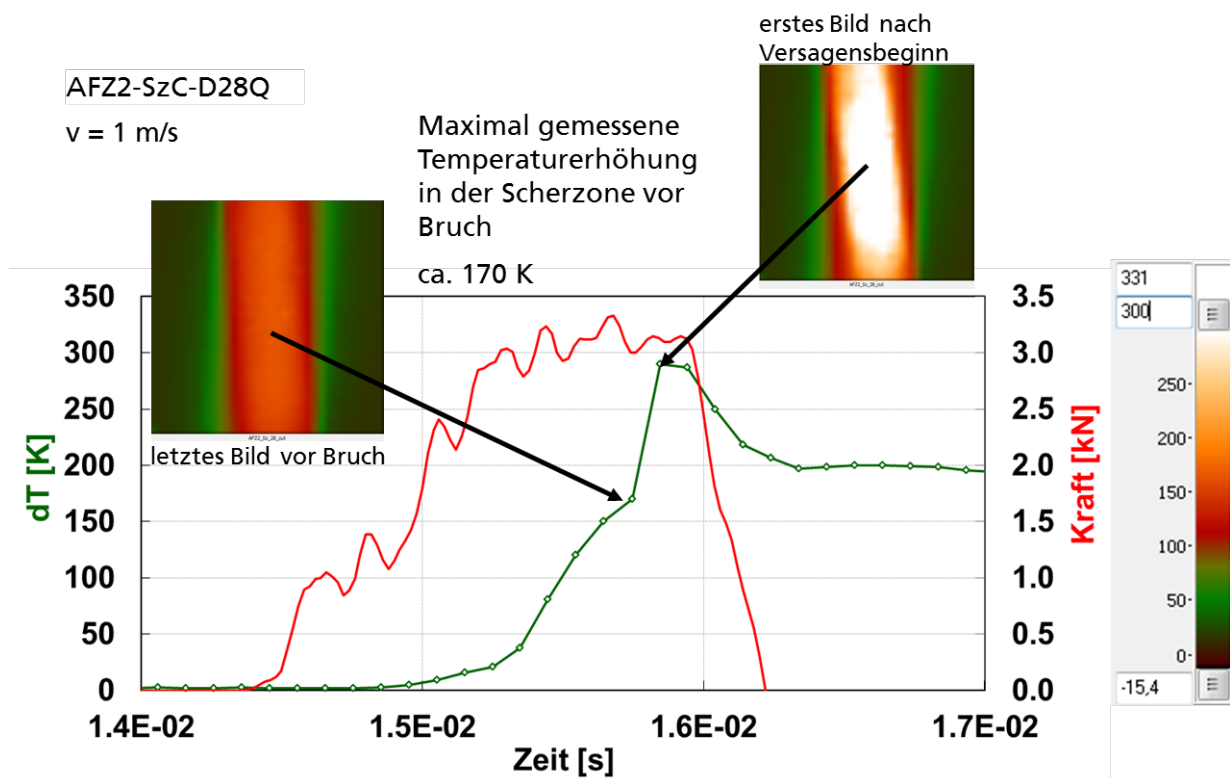


Abbildung 6-12: Ergebnisse von Hochgeschwindigkeits-Infrarotmessung für dynamisch geprüfte Scherprobe an HCT980XG (D-Probe); AFZ2-SzC-D28Q

In Abbildung 6-12 ist beispielhaft für den Versuch bei 1 m/s die ausgewertete maximale Temperaturerhöhung zusammen mit der Kraft über der Versuchszeit aufgetragen. Im letzten Bild vor Bruch wurde eine Temperaturerhöhung von $\Delta T = 170 \text{ K}$ gemessen. Die tatsächlich vorliegende Temperatur unmittelbar vor Bruch wird noch höher gelegen haben, da nach dem letzten Bild vor Bruch die Temperatur bis zum Bruch noch weiter ansteigt.

Parallel zu der Temperaturentwicklung wurde auch das Dehnungsfeld auf der Rückseite der Probe aufgezeichnet mit Hochgeschwindigkeitsoptik und Auswertung mit Grauwertkorrelation (ARAMIS) [GOM19]. Es wurde für eine Facette mit maximaler Dehnung in der Scherzone die zeitliche Entwicklung der Vergleichsdehnung nach Von Mises ausgewertet. Anschließend wurde eine Zeitkorrelation mit linearer Interpolation durchgeführt, indem die Dehnungswerte auf die Zeit der Temperaturwerte interpoliert wurden. In Abbildung 6-13 sind die Werte für die Temperaturerhöhung über den lokalen Vergleichsdehnungswerten für die Versuche bei den verschiedenen Prüfgeschwindigkeiten aufgetragen. Mit zunehmender Prüfgeschwindigkeit ergeben sich deutlich größere Temperaturerhöhungen bei gleicher lokaler Vergleichsdehnung. Dies zeigt, dass verschiedene thermische Zustände zwischen isotherm und adiabatisch bei den verschiedenen Prüfgeschwindigkeiten vorliegen. Der Versuch mit $v = 25 \text{ mm/s}$ erreicht damit noch nicht den adiabatischen Zustand und es wird noch signifikant Wärme abgefließen sein.

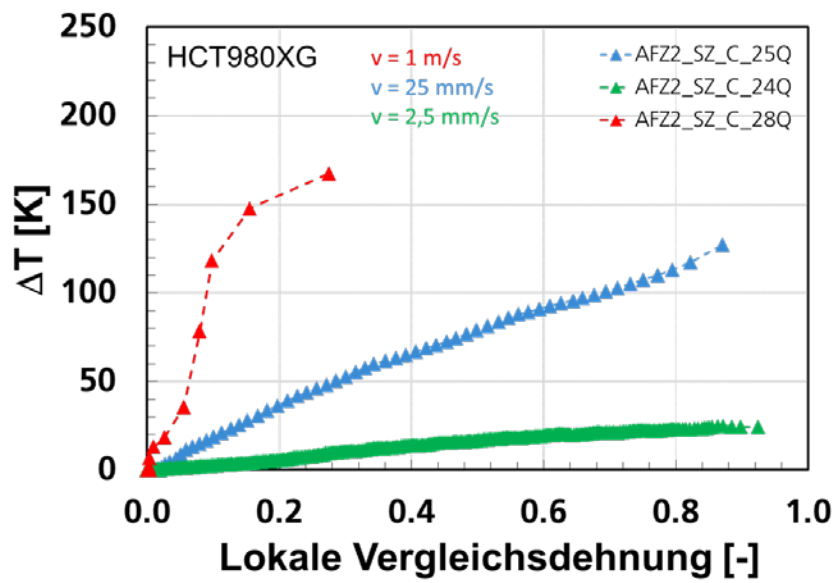


Abbildung 6-13: Maximale Temperaturerhöhung aus Hochgeschwindigkeits-Infrarotmessungen über der Vergleichsdehnung am Ort maximaler Dehnung vor Bruch für Scherzugversuche an HCT980XG (D-Probe) bei verschiedenen Prüfgeschwindigkeiten

7 Validierungsprobe Bauteil

7.1 Validierung Bauteil Stauchversuch Vierkant

Der Bauteilversuch wurde in Abstimmung mit dem PbA als Arbeitspaket geändert. Die im Rahmen eines parallel mit zwei Werkstoffen durchgeführten Stauchversuchs an aus Blechen gefertigten Profilen zeigten, dass dieser Ansatz als Bauteilversuch mit hohem Scheranteil nicht zielführend ist. Das Versagen konnte bei der nachgelagerten Analyse an einigen Radien beobachtet werden. Dieses ist aber nicht auf lokale Schub- sondern Zugbelastung durch den Faltprozess zurückzuführen.

Die Faltenbildung verhindert zudem die genaue Analyse der lokalen Dehnungen.

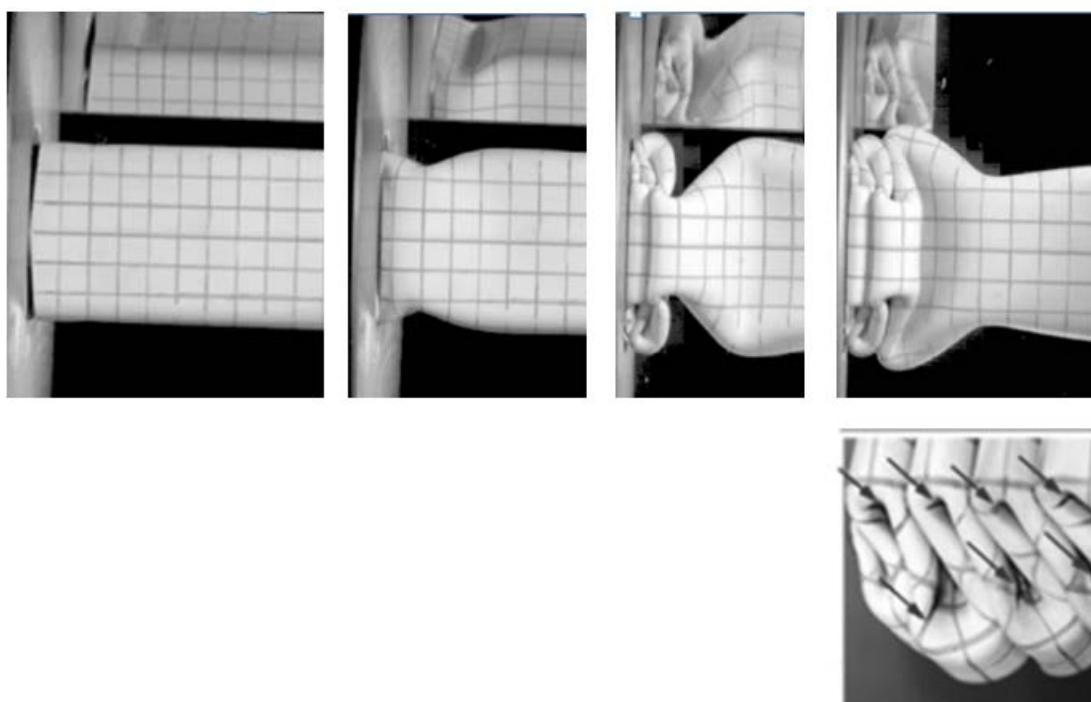


Abbildung 7-1: Stauchversuch eines aus Blech gefertigten Profils mit Initialisierung und Fortschritt der Faltenbildung (oben) und lokales zugdominiertes Blechversagen mit deutlicher Rissöffnung (unten)

Aus diesem Grund wurden die im Folgenden diskutierten Scherprobenvarianten als Validierungsproben bzw. als Vergleichsproben ausgewählt und mit Hilfe der FEM und quasistatischer Experimente untersucht.

7.2 Validierungsprobe S-förmig (geschlitzte) Probe

Ein Projektziel ist auch die Erarbeitung von praktikablen Experimenten in Bezug zur Bauteilvalidierung im Zusammenhang mit scherdominierenden Versagen. Diese Aufgabenstellung ist in Bezug auf eine einfache anwendungsrelevante Konzeption problematisch, da der Bauteilvalidierungsentwurf eine zu komplexe Geometrie sowie experimentell nicht exakt definierte bzw. deshalb auch schwieriger zu modellierende

Randbedingungen z.B. Reibkontakte vermeiden sollte, um so die Reproduzierbarkeit der Ergebnisse weitestgehend gewährleisten zu können. Als weitere Anforderungen in der Konzeption zur Bauteilvalidierung sind eine kontinuierliche optische Observation der versagenden Probenbereiche sowie ein einfach zu realisierender Versuchsaufbau zu nennen. Diese Aspekte haben eine zentrale Bedeutung in der Akzeptanz und Umsetzung für die industrielle Anwendbarkeit.

Eine Analyse der Spannungsmehrachsigkeitsverteilungen für die S-geschlitzte Scherprobe zeigt aufgrund der komplexen Kraftflüsse, die aus den länglichen Lochmustern der geschlossenen Probenform resultieren, ein breites Spektrum von Triaxialitäten, die reine Scherung (0) bis zu annähernd biaxialen Zug (ca. 2/3) und auch druckdominierende Zustände in den kritischen Kerbgrundbereichen abdecken. Einen besonderen Stellenwert nehmen in diesem Zusammenhang die zugdominierenden Belastungen in den inneren und äußeren Stegbereichen ein, da diese Zonen neben dem initialen Scherversagen einen weiteren sehr wahrscheinlich auftretenden Versagensmodus bereitstellen. Damit stellt die S-geschlitzte Scherprobe grundsätzlich auch eine gute Möglichkeit zur Realisierung der Bauteilvalidierung dar.

In Abbildung 7-2 ist der gesamte Versuchsaufbau dargestellt, deren wesentliche Komponenten nachfolgend aufgezählt sind:

- Kamera (0) zur Aufzeichnung des gesamten Proben-Deformationsbereichs (Stegbereiche mittig, links und rechts sowie beide Scherzonen).
- Zwei weitere Kameras (A/B) zur detaillierten Erfassung für die linke und rechte Scherzone; um eine befriedigende lokale Auswertung in den Scherzonen durchführen zu können, ist probengeometriebedingt eine Auflösung von mindestens 25 Pixel/0,1 mm erforderlich.
- Clip-Gauge zur Messung der globalen Probenverlängerung für einen Messlängenabstand von 50 mm mittels Clip-Gauge an der zu den Kameras gegenüberliegenden Probenseite
- Zusätzlich wurde die globale Probenverlängerung über zwei Markierungspunkte, deren Abstand zueinander 30 mm beträgt, unter Zuhilfenahme von ARAMIS verifizierend ermittelt.
- Kraftmesszelle für die simultane Aufzeichnung der Belastungen unter quasistatischen Versuchsbedingungen bei $v=0,02$ mm/s.

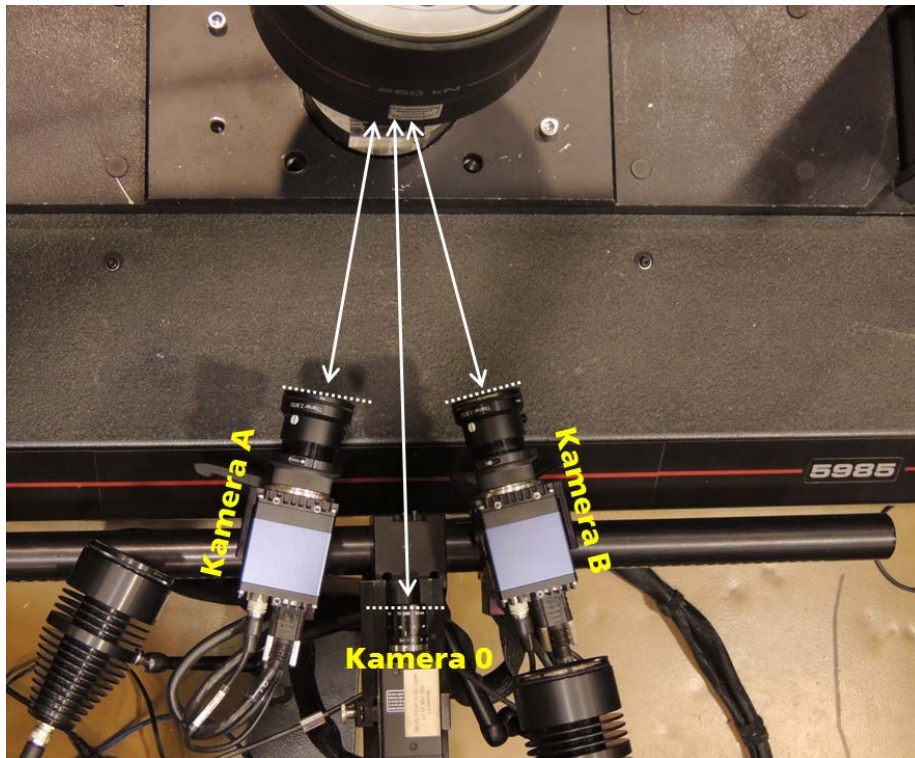


Abbildung 7-2: Versuchsaufbau zur lokalen optischen Messung an der S-geschlitzten Scherprobe

Für den duktilen Werkstoff AFZ1 (HX340LAD) ist aus der Aufzeichnung von Kamera 0 zu sehen (vgl. Abbildung 7-3 Mitte), dass der initiale Bruch annähernd simultan unter sehr ähnlichen Dehnungsniveaus in beiden Scherzonen erfolgt, was ebenso für den wenig duktilen hochfesten Dualphasenstahl experimentell beobachtet werden konnte. Zudem ist aus der chronologischen Deformationssequenz in Abbildung 7-3 im Vergleich mit Abbildung 7-4 zu entnehmen, dass der Stegbruch erst deutlich nach dem kompletten Versagen der Scherzone eintritt, was ebenfalls für beide untersuchten Stahlsorten mit unterschiedlichen Duktilitätsklassen zu beobachten ist.

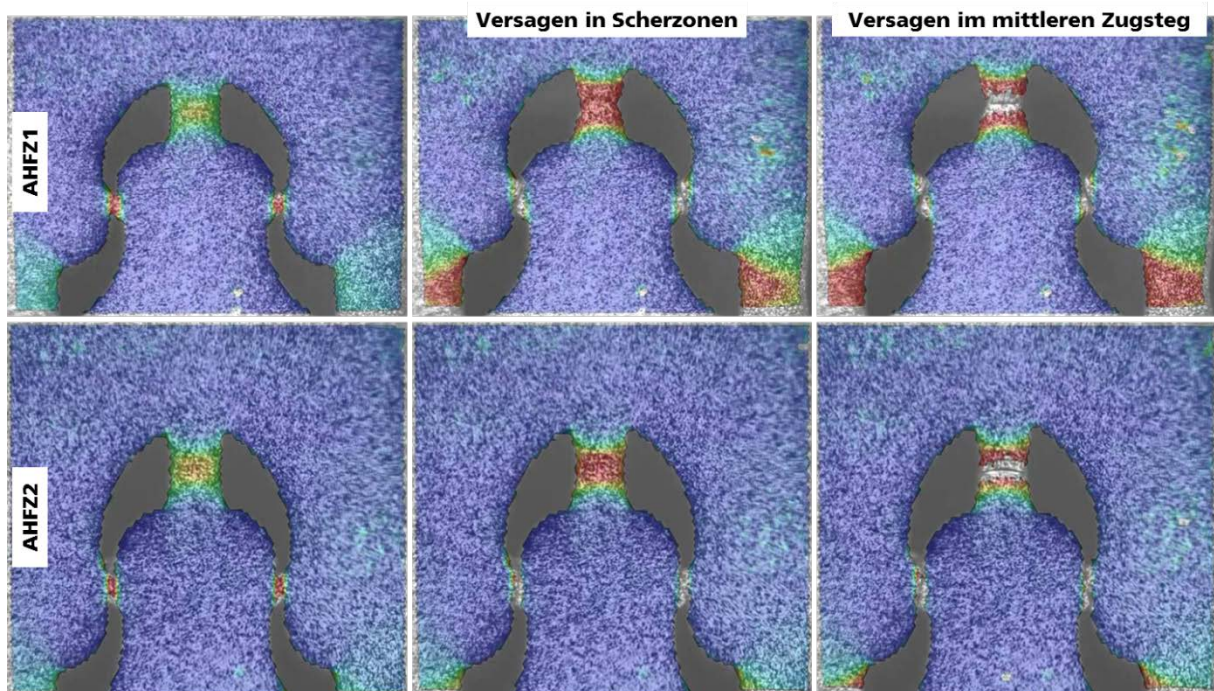


Abbildung 7-3: Chronologisches lokales Deformationsverhalten an der S-geschlitzten Scherprobe (links: am globalen Kraftmaximum; Mitte: nach Versagen in Scherzone; rechts: nach Stegbruch) für duktilen mikrolegierten Stahl AFZ1 (oben) und wenig duktilen Dualphasenstahl AFZ2 (unten)

In Abbildung 7-4 sind bzgl. des Werkstoffs AFZ1 das globale Deformationsverhalten sowie die entsprechenden Stufen bzw. Deformationszustände, für die eine lokale Auswertung aus den Bildinformationen durchgeführt wurde, dargestellt. Grundsätzlich sind die Versuche mit der S-geschlitzten Scherprobe gut reproduzierbar, was durch die sehr ähnlichen Verläufe der Kraft-Verschiebungskurven begründbar ist. Auch das Versagensverhalten im Scher- und Zugbereich lässt sich gut reproduzieren.

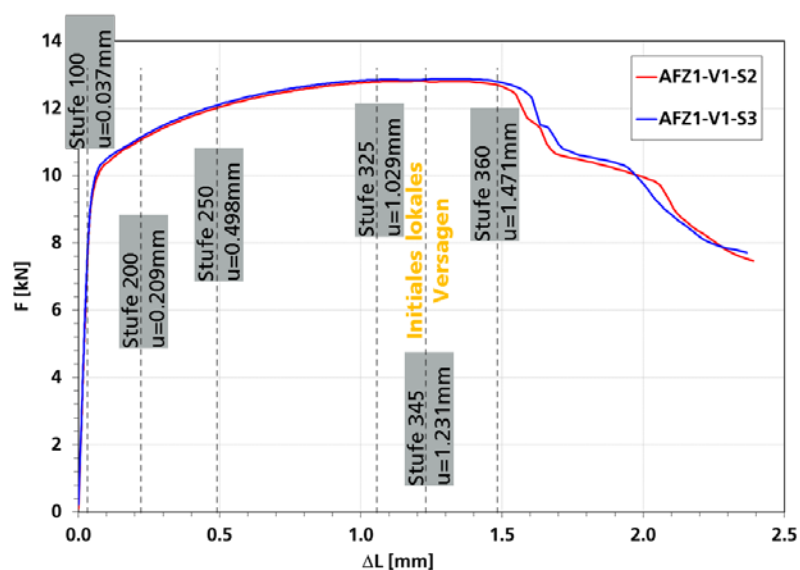


Abbildung 7-4: Globale Kraft-Verschiebungskurve mit Positionen zur lokalen Auswertung des Deformationsverhaltens an der S-geschlitzten Scherprobe für AFZ1

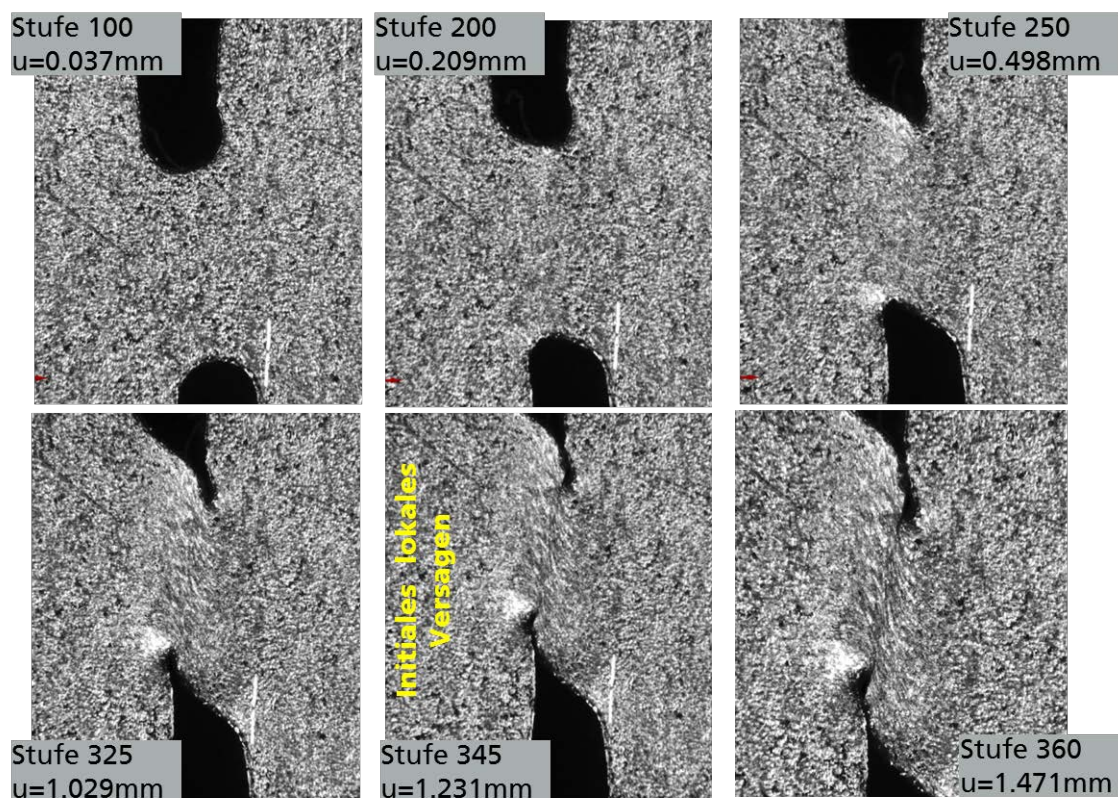


Abbildung 7-5: Lokales Deformationsverhalten an der S-geschlitzten Scherprobe für AFZ1 (initiales Scherzonenversagen in Bild Stufe 345)

Wie bereits in den Simulationen im Abschnitt 5.2 gezeigt wurde, stellen sich entsprechende (weitestgehend druckdominierte) Deformationen mit sehr starken Krümmungen (kleine Radien) im Kerbgrund ein, was beim duktilen Stahl AFZ1 der Grauwertbildsequenz in Abbildung 7-5 zu entnehmen und besonders ausgeprägt ist. In den Kerbgrundbereichen extremaler Krümmungen (vgl. Abbildung 7-5), durch welche der finale Riss offensichtlich verläuft, sollten jedoch Simulationsergebnis druckdominante Belastungen vorliegen, weshalb diese Regionen tendenziell als weniger kritisch einzustufen sind. Der initiale Versagensort des sehr lokalisierten Bruchs lässt sich kaum ermitteln, da über die gesamte Scherzone ein annähernd simultanes Versagen aus dem aufgenommenen Bildmaterial zu beobachten und die Initiierung nicht eindeutig optisch erkennbar ist.

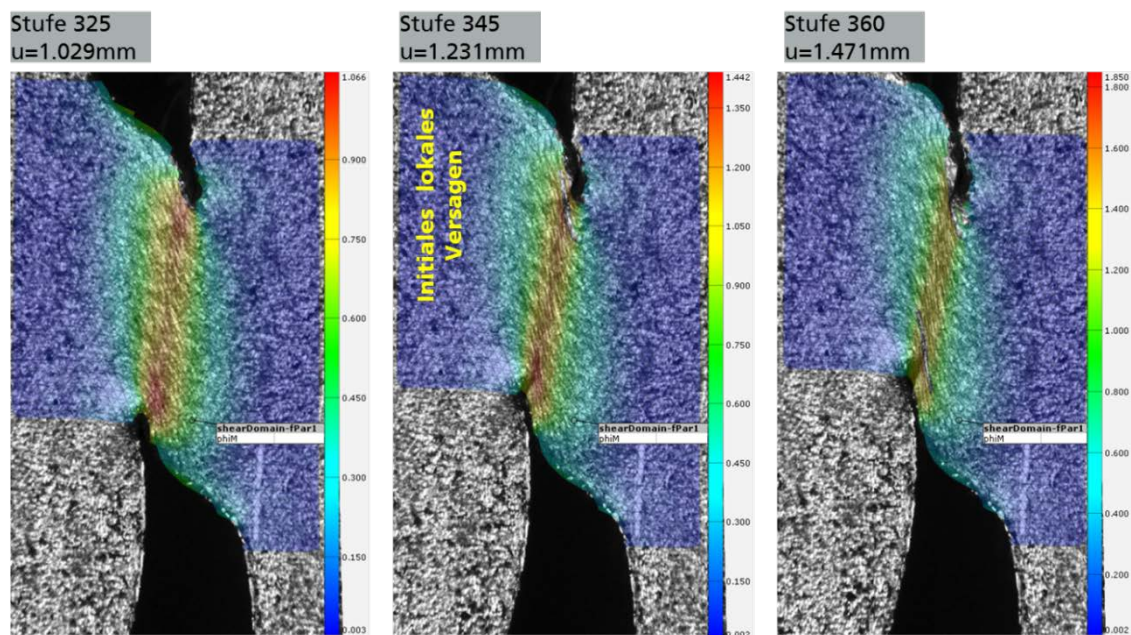


Abbildung 7-6: Lokales Dehnungsfeld an der S-geschlitzten Scherprobe für AFZ1 (initiales Scherzonenversagen in Bild mitten)

Eine Analyse der experimentell ermittelten bzw. ausgewerteten Dehnungsfelder zeigt eine sich zwischen Kerbgrund und Scherzonenmitte nur wenig verändernde Verteilung, was in Abbildung 7-6 gut erkennbar ist. D.h., dass sich die Dehnungen nur wenig zwischen dem druckdominierten Kerbgrund und der scherdominierten Zonenmitte ändern (vgl. auch Abbildung 7-12). Allerdings zeigt die Auswertung für den duktilen mikrolegierten Stahl AFZ1 eine Versagensdehnung im reinen Schubbereich von ca.1,4, was ein geringerer Wert ist als 1,6, der bei der parametrisierten offen geschlitzten asymmetrischen Scherzugproben ermittelt wurde. Hingegen zeigen die ermittelten Scherversagensdehnungen beim wenig duktilen Dualphasenstahl AFZ2 vergleichbare Ergebnisse zwischen der S-geschlitzten Scherprobe und den Varianten der offen geschlitzten asymmetrischen Scherzugproben. Ursache dafür, dass die parametrisierte Schrägkerb-Scherzugprobe für den Werkstoff HX340LAD zu größeren Dehnungen in der Scherzone führt als die S-geschlitzte Probe, könnte in der größeren Verfestigung dieses mikrolegierten Stahls liegen, die einen größeren negativen Kerbversatz erfordert als beispielsweise der Dualphasenstahl HCT980XG ($n_{2-Ag} = 0,08$).

Der Vollständigkeit und zum besseren Vergleich beider Stahlsorten aus unterschiedlichen Duktilitätsklassen sind an dieser Stelle noch die globalen Kraft Verschiebungskurven (Abbildung 7-7) mit den dort entsprechend markierten lokalen Deformationsbilder im Kerbgrund (Abbildung 7-8) für den Dualphasenstahl AFZ2 dargestellt.

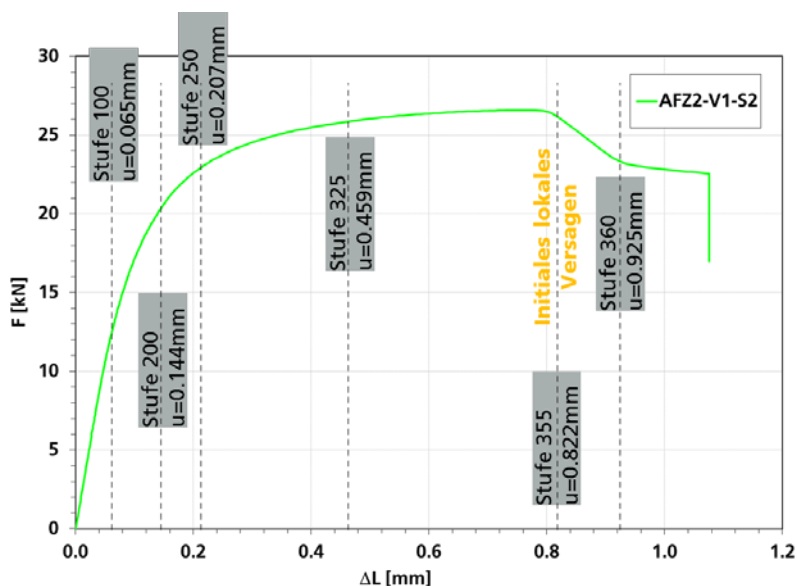


Abbildung 7-7: Globale Kraft-Verschiebungskurve mit Positionen zur lokalen Auswertung des Deformationsverhaltens an der S-geschlitzten Scherprobe für Dualphasenstahl AFZ2

Ein Vergleich im Kerbgrundbereich zwischen den Grauwertbildsequenzen des Werkstoffes AFZ2 (Abbildung 7-8) zum duktilen Verhalten des Werkstoffes AFZ1 (Abbildung 7-5) zeigt beim hochfesten Dualphasenstahl deutlich geringere Krümmungen und auch ein besser zu identifizierendes initiales Versagensverhalten sowie den dabei auftretenden Bruchdehnungen (Abbildung 7-9). Generell kann zur lokalen Dehnungsfeldverteilung angemerkt werden, dass diese für beide Stahlsorten qualitativ ähnlich (Unterschied Kerbgrund zu Scherzone) ist, jedoch auf deutlich unterschiedlichen Niveaus verlaufen (ca. 0.8 beim AFZ2 im Vergleich zu ca. 1.4 beim AFZ1).

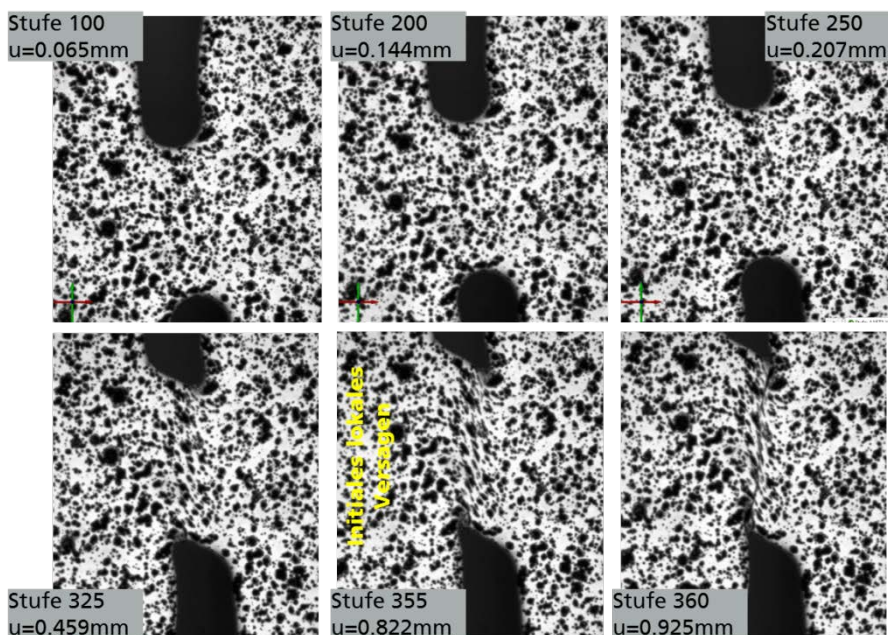


Abbildung 7-8: Lokales Deformationsverhalten an der S-geschlitzten Scherprobe für Dualphasenstahl AFZ2 (initiales Scherzonenversagen in Bild mitten unten)

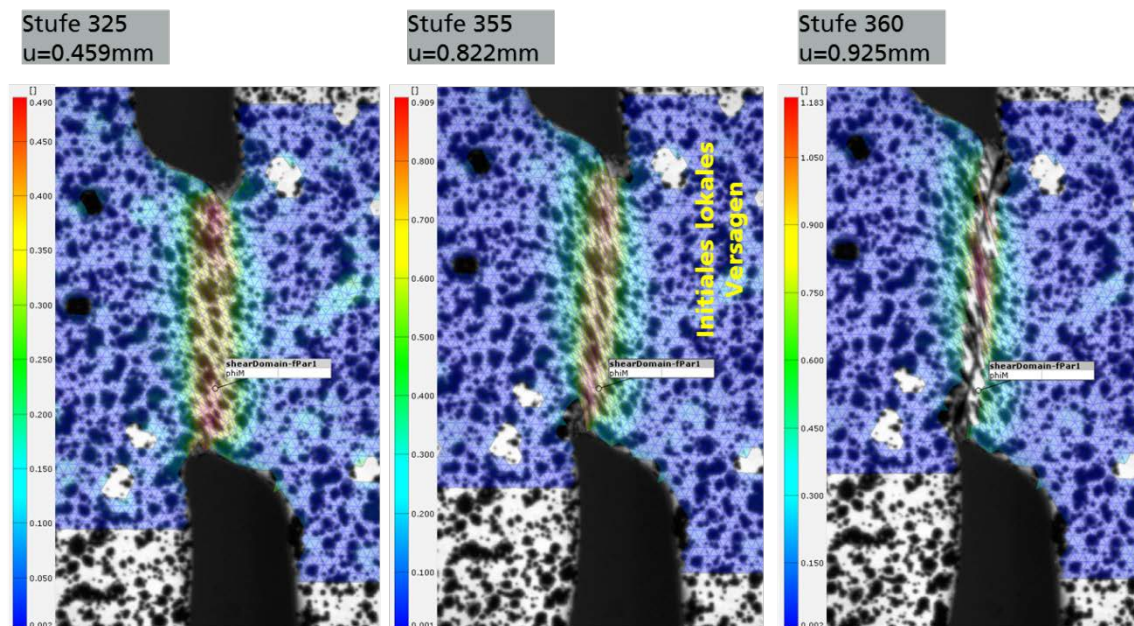


Abbildung 7-9: Lokales Dehnungsfeld an der S-geschlitzten Scherprobe für den Dualphasenstahl AFZ2 (initiales Scherzonenversagen in Bild mitten)

Da die in Abschnitt 4.3.2 durchgeführten Simulationen ohne aktives Versagensmodell durchgeführt wurden, wobei die hier nachfolgend dargestellten Ergebnisse auf Berechnungen mit aktivem Versagensmodell basieren, was der Grund für niedrige Dehnungsniveaus an den Lastpfadenden ist (vgl. zu Abbildung 4-68 und Abbildung 4-69).

In Abbildung 7-11 (links) sind die Lastpfade an kritischen Bereichen im Kerbgrund sowie scherzonenmittig für Simulationen mit aktivem Versagensmodell, basierend auf der für den AFZ1 im Scherbereich modifizierten Versagenskurve (vgl. Abbildung 7-10), dargestellt. Darin ist gut zu erkennen, dass resultierend aus den Simulationsergebnissen ein scherdominiertes initiales Versagen im realen Versuch vorliegen sollte, da die Lastpfade in den kritischen Kerbgrundbereichen (blaue und rote Kurve) durchwegs im Druckbereich und jener in der Scherzonenmitte (grüne Kurve) relativ proportional im Schubbereich verlaufen.

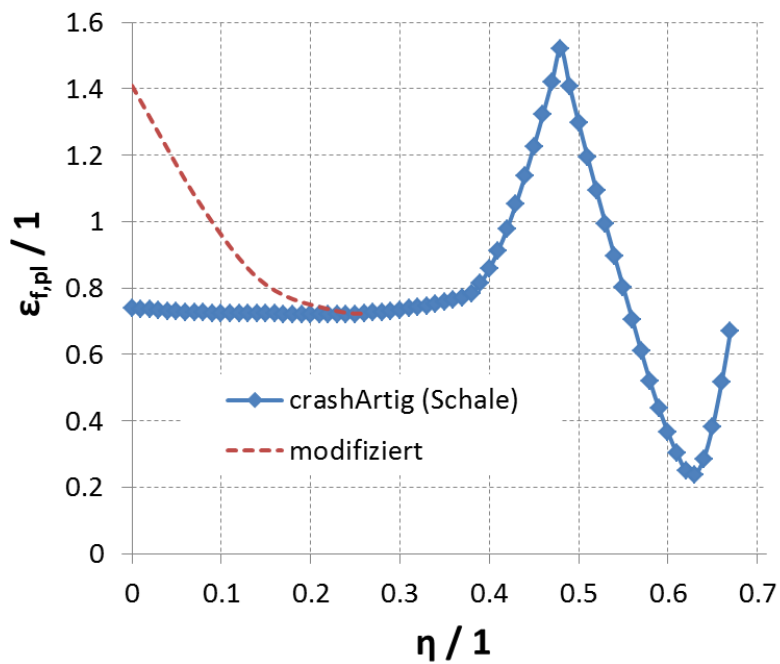


Abbildung 7-10: Für Simulationen an der S-geschlitzten Scherprobe auf Basis experimenteller Ergebnissen modifizierte Versagenskurve bzgl. AFZ1

Des Weiteren ist bis auf sehr wenige punktuelle Ausnahmen in Abbildung 7-11 (rechts unten) zu sehen, dass überwiegend der gesamte Scherzonenbereich bis sehr nahe zum Kerbgrund hin schubdominant belastet ist.

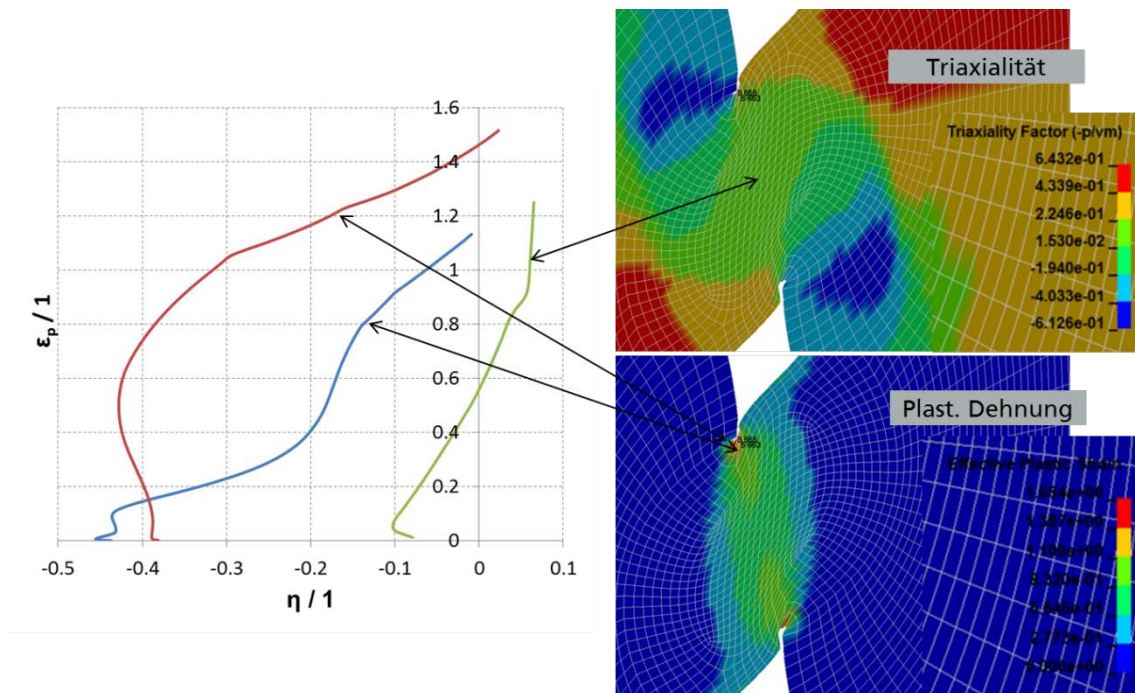


Abbildung 7-11: Lokales simuliertes Dehnungs- (rechts unten) sowie Triaxialitätsfeld (rechts oben) mit kritischen Lastpfaden (links) im Kerbgrund und Scherzone an der S-geschlitzten Scherprobe für AFZ1

Ein Vergleich der lokalen Dehnungsentwicklungen im Scherzonenbereich zwischen experimentell ermittelten Bilddaten und der Simulation ist für den duktilen Werkstoff AFZ1 in Abbildung 7-12 dargestellt. Darin ist gut erkennbar, dass die experimentell ermittelten lokalen Dehnungsentwicklungen nahe am Kerbgrund sowie in Scherzonenmitte sich sehr ähnlich entwickeln. Im Kerbgrund treten im Verlauf der Belastung moderat größere Dehnungen auf als in der Scherzone. Die Simulation bildet die experimentelle lokale Dehnungsentwicklung gut ab.

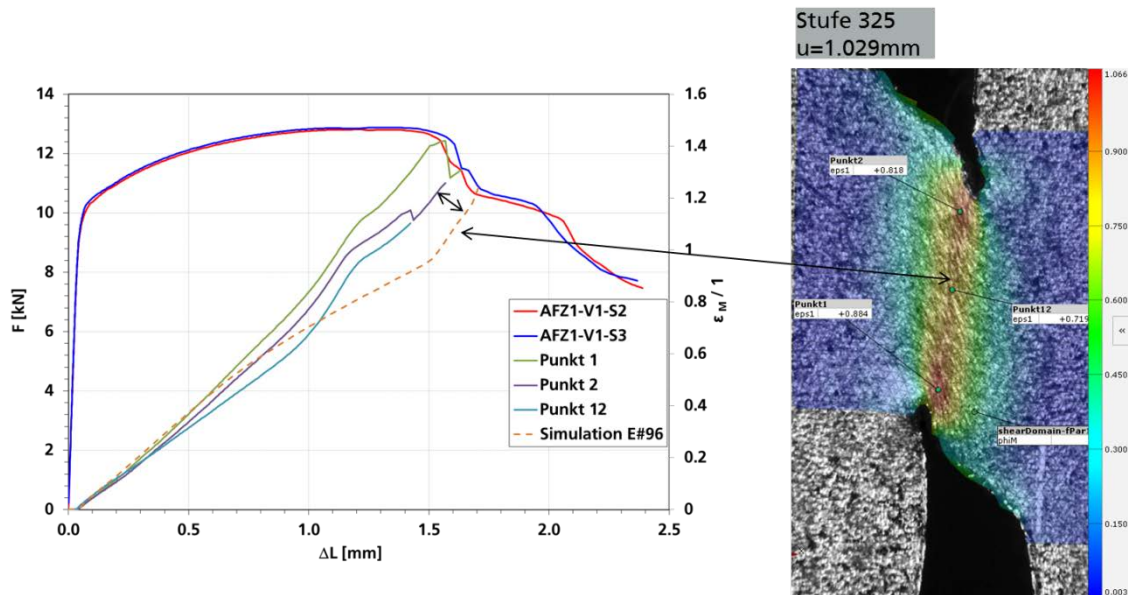


Abbildung 7-12: Vergleich lokaler Dehnungsentwicklungen zwischen Simulation und Experiment in Relation zur gemessenen globalen Kraft-Verschiebungskurve (links) sowie lokales gemessenes Dehnungsfeld (rechts) an der S-geschlitzten Scherprobe für AFZ1

Ein Vergleich der globalen Deformations- und Versagenscharakteristika zwischen Simulation und Experiment ist mit Abbildung 7-13 in Form der Kraft-Verschiebungskurven für den duktilen Werkstoff AFZ1 dokumentiert. Darin ist ein in der Simulation zu früh einsetzendes Versagen in den Scherzonen und ein zu spät einsetzendes Versagen im mittleren Stegbereich zu sehen. Der Hauptgrund ist wahrscheinlich durch die Weiterverwendung der Versagenskurve aus dem Vorprojekt „crashArtig“ gegeben [TRO15]. Im Rahmen dieses Projekts erfolgte die gesamte Anpassung der Materialkarte für Schalenelemente, wobei in der hier dargestellten Simulation Solidelemente verwendet wurden, womit ein vom Lodeparameter abhängiges Versagensverhalten resultiert, das bei reinen Schalenformulierung unberücksichtigt bleibt. Ein weiterer Grund für den Unterschied im Globalverhalten könnte eventuell auch in den zu niedrig modifizierten Scherdehnungen in der Versagenskurve liegen.

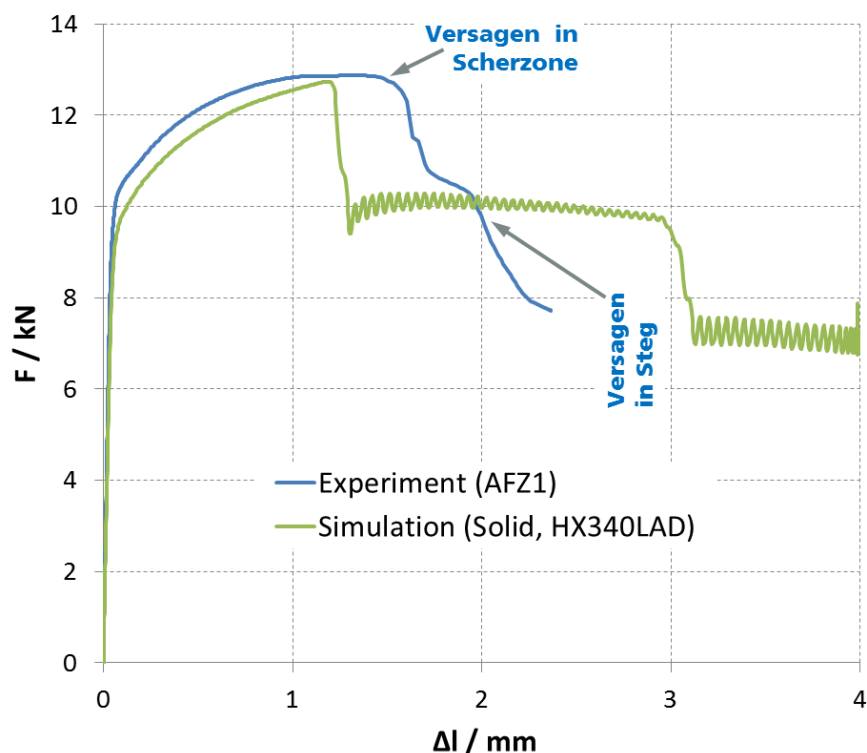


Abbildung 7-13: Vergleich Simulation und Experiment an globaler Kraft-Verschiebungskurve für S-geschlitzten Scherprobe bzgl. AFZ1

Als Vergleich zu dem duktilen Werkstoff AFZ1 werden nachfolgend die Auswertungen bezüglich des wenig duktilen hochfesten Dualphasenstahls AFZ2 dokumentiert. Aus den simulierten Lastpfadentwicklungen (vgl. Abbildung 7-14 links) lässt sich für den Werkstoff AFZ2 ebenfalls initiales scherdominiertes Versagen ableiten, da sich die kritischen Bereiche im Kerbgrund überwiegend druck- bis maximal scherdominiert entwickeln. Auch die Scherzone zeigt wie beim AFZ1 einen annähernd proportionalen Lastpfad. Zudem sind für den AFZ2 bei den aus der S-geschlitzten Scherprobe experimentell ermittelten Scherversagensdehnungen keine großen Unterschiede im Vergleich zu jenen Werten feststellbar, die aus asymmetrisch offen geschlitzten Scherproben abgeleitet wurden. Allerdings sind die Werte auch hier tendenziell um etwa 20% niedriger als bei den konventionellen Proben.

Wie in der Triaxialitätsverteilung für den AFZ2 in Abbildung 7-14 (rechts oben) zu sehen ist, bildet sich ähnlich zum AFZ1 ein ausgedehnter schubdominierter Bereich bis zum Kerbgrund auch bei hohen Deformationen aus, wodurch initiales scherdominiertes Versagen im Experiment wahrscheinlicher ist.

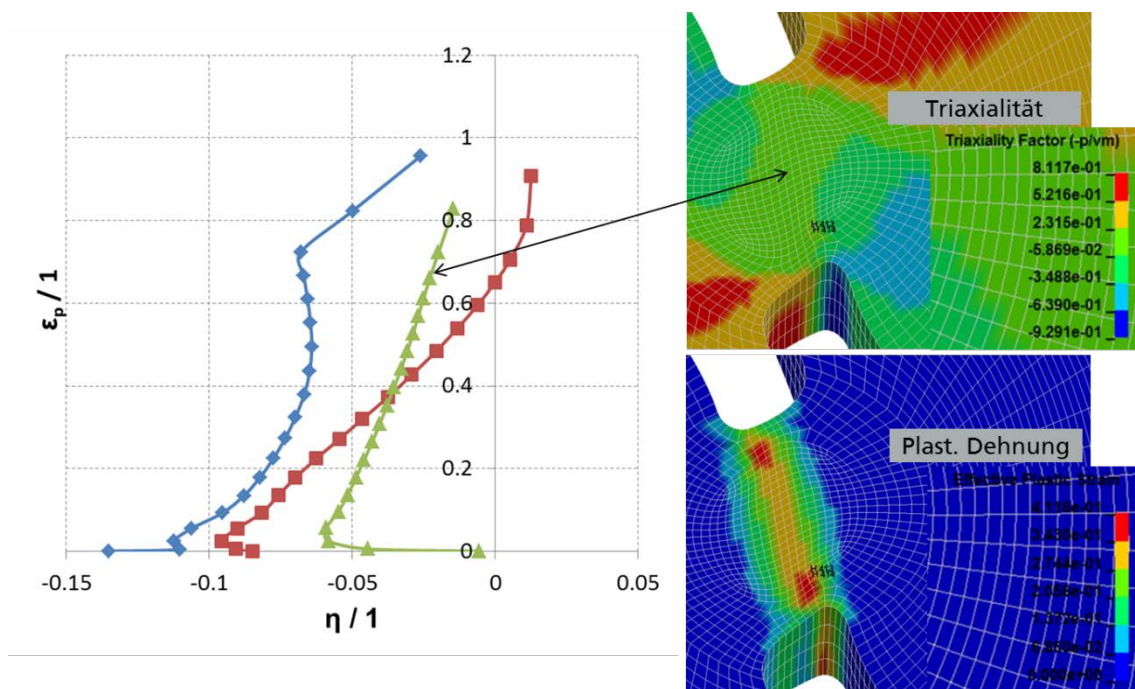


Abbildung 7-14: Lokales simuliertes Dehnungs- (rechts unten) sowie Triaxialitätsfeld (rechts oben) mit kritischen Lastpfaden (links) im Kerbgrund und Scherzone an der S-geschlitzten Scherprobe für AFZ2

Ein Vergleich des globalen und lokalen Verhaltens zwischen Simulation und Experiment ist in Abbildung 7-15 für den wenig duktilen Dualphasenstahl AFZ2 dargestellt.

Im Gegensatz zum AFZ1 versagt der AFZ2 in den Scherzonen zu spät. Da für den Werkstoff AFZ2 die experimentell ermittelten Versagensdehnungen für nahezu alle untersuchten Scherprobengeometrien prinzipiell (max. Abweichungen ~20%) konsistente Scherversagensdehnungen ermittelt wurden, kann daher eher davon ausgegangen werden, dass die Verwendung der Versagenskurve aus dem Vorprojekt „crashArtig“ nur begrenzt prognosefähig ist, da die Materialkartenbestimmung auf einer Schalenelementmodellierung basiert und daher das Iodeparameterabhängige Versagen ursprünglich nicht mitberücksichtigt worden ist [TRO15].

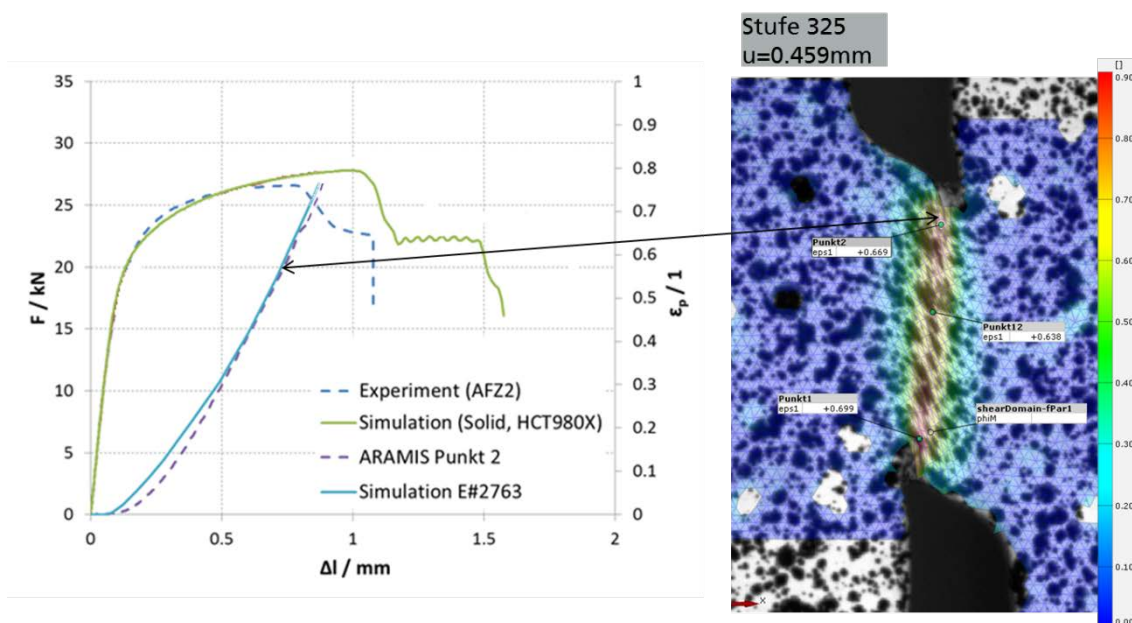


Abbildung 7-15: Vergleich Simulation und Experiment an globaler Kraft-Verschiebungskurve sowie in lokaler Dehnungsentwicklung für S-geschlitzten Scherprobe bzgl. AFZ2

Ein Vergleich der simulierten lokalen Dehnungsentwicklung (vgl. Abbildung 7-15) zeigt jedoch wie beim AFZ1 auch für den AFZ2 konsistente Ergebnisse zu dem experimentell ermittelten Verlauf.

Abschließend bleibt anzumerken, dass das lokale Deformationsverhalten generell gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment für beide Stahlsorten mit unterschiedlichen Duktilitätsklassen zeigt, wobei allerdings noch Verbesserungen im Simulations- bzw. Materialmodell bezüglich des Globalverhaltens durch Anpassung der Versagensfläche mit Lodeparameterabhängigkeit umzusetzen sind. Dieses Arbeitspaket war im Rahmen dieses Projekt nicht vorgesehen.

Die Ergebnisse der S-geschlitzten Scherprobe sind grundsätzlich als positiver Fortschritt in Richtung eines Validierungsversuches mit unterschiedlichen Spannungszuständen einschließlich scherdominierten Bereichen zu sehen. Insbesondere ist diese Probengeometrie geeignet, um bei FE-Rechnungen mit Volumenelementen eine Versagensfläche zu validieren. Für die Ermittlung von Scherversagensdehnungen ist diese Geometrie nur für Werkstoffe mit geringer Verfestigung geeignet, wie beispielsweise Aluminium, für die diese Geometrie ursprünglich konzipiert wurde, und für Stahlsorten mit kleinen n-Werten. Für Stahlblechwerkstoffe mit größeren n-Werten wie der hier untersuchte mikrolegierte Stahl, führt die in Kapitel 4.2 vorgestellte parametrisierte Schrägkerb-Scherzugprobe zu besseren Ergebnissen.

8 Gestaltungsempfehlung der werkstoffabhängigen parametrisierten Scherzugprobe und die Konstruktion

8.1 Gestaltungsempfehlung für die statische und dynamische Schercharakterisierung

In Kapitel 0 konnte gezeigt werden, dass mit der unsymmetrischen Schrägkerbscherzugprobe statische und dynamische Schercharakterisierung erfolgreich für einen weiten Festigkeits- und Duktilitätsbereich an Stahlblechwerkstoffen durchgeführt werden kann unter Voraussetzung einer gelenkigen Einspannung. Wenn die Scherzonenparameter geeignet werkstoffabhängig festgelegt werden, können hohe Dehnungen in der Scherzone mit Bruch im scherbelastrten Bereich erreicht werden bei gleichzeitiger Reduktion der Dehnungen im Kerbbereich.

8.1.1 Werkstoffabhängige Scherprobengestaltung

Die Gestaltungsempfehlung der unsymmetrischen Schrägkerbscherzugprobe erfolgt auf Basis der Ergebnisse aus Kapitel 4.2.5. Die in Abbildung 8-1 rechts ersichtlichen Scherzonenparameter R , L und ζ werden werkstoffabhängig variiert. Für die Scherprobengestaltung ist lediglich die Kenntnis des Verfestigungsexponenten n_{2-Ag} aus einachsigen Zugversuchen erforderlich. Sollte dieser nicht vorliegen, dann ist n_{2-Ag} für den zu charakterisierenden Werkstoff aus Literaturwerten abzuschätzen.

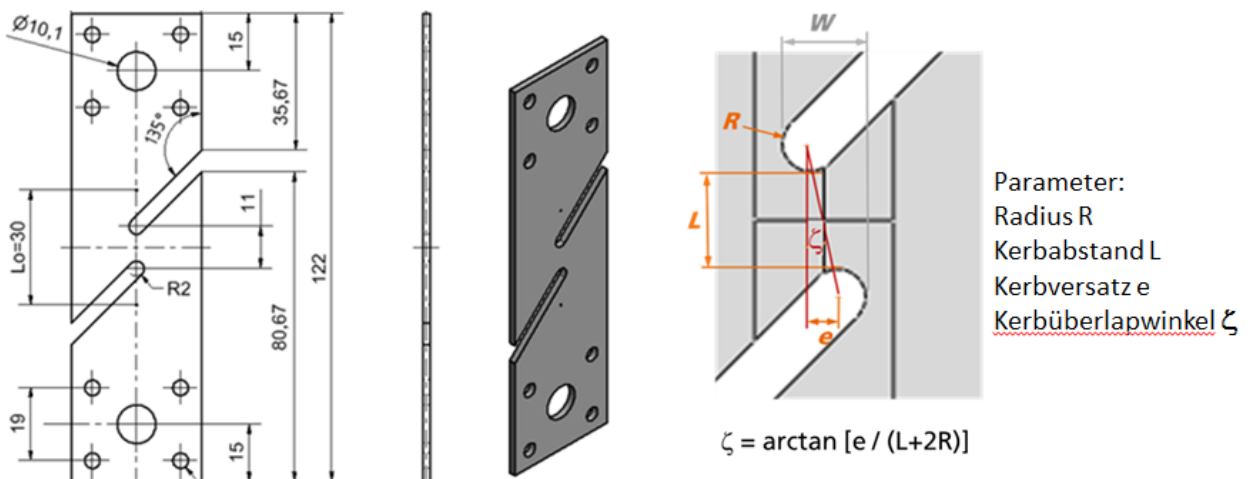


Abbildung 8-1: 0°-Scherzugprobe (links) und Parametervariation (rechts)

Für Bleche mit Dicken von $1 \text{ mm} \leq t \leq 2 \text{ mm}$ wird folgende Empfehlung für die Gestaltung einer geeigneten unsymmetrischen Schrägkerbscherzugprobe getroffen:

- Der Radius R wird auf $R = 1 \text{ mm}$ festgelegt.
- Die Scherlänge L wird in Abhängigkeit der Blechdicke t auf $L = 2,7 t$ festgelegt.
- Der negative Kerbüberlappwinkel ζ wird werkstoffabhängig in drei Stufen in Abhängigkeit von n_{2-Ag} folgendermaßen festgelegt:

$n_{2-Ag} < 0,1:$	$\zeta = -10^\circ$
$0,1 \leq n_{2-Ag} < 0,15:$	$\zeta = -15^\circ$
$n_{2-Ag} \geq 0,15:$	$\zeta = -20^\circ$

Begründung für die Wahl von n_{2-Ag} als maßgeblichen Werkstoffkennwert für die Bestimmung des negativen Kerbüberlappwinkels ζ :

In Tabelle 4-8 ist der geeignete Kerbüberlappwinkel aus den experimentellen und numerischen Untersuchungen im Zusammenhang mit probengeometrierobusten Werkstoffkennwerten aufgelistet. Die Werkstoffkennwerte $R_{p0,2}$, R_m , A_g und n_{2-Ag} zeigen alle einen qualitativen Zusammenhang mit dem geeigneten Kerbüberlappwinkel. Die Kennwerte A_g und n_{2-Ag} zeigen zusätzlich eine quantitative Tendenz. In Kapitel 3.2.3 wurde der Einfluss der Probengeometrie auf die Technischen Kennwerte untersucht und in Tabelle 3-4 dokumentiert. Hier hat sich gezeigt, dass bei der vorliegenden Datenbasis der n_{2-Ag} -Wert nur 1-2 % Abweichungen zwischen verschiedenen Probengeometrien und Chargen zeigt, während der A_g -Wert Abweichungen von ca. 10 % zeigt. Daher wurde der Verfestigungsexponent n_{2-Ag} als relevanter Werkstoffkennwert für die Festlegung des negativen Kerbüberlappwinkels ζ gewählt. Die stufenweise Festlegung des negativen Kerbüberlappwinkels ζ erleichtert die Findung der geeigneten Geometrie, insbesondere wenn nur unzureichende Kenntnisse des Verfestigungsexponenten vorliegen.

Mit den nach dieser Empfehlung ermittelten Scherzonenparametern kann eine Schercharakterisierung unter statischer und dynamischer Belastung durchgeführt werden. Sollten sich dabei Fehlversuche zeigen, z.B. durch Zipfelbildung an der Scherbruchfläche, so können folgende Korrekturen der Scherzonenparameter durchgeführt werden:

- Verkürzung der Scherlänge, um die Dehnungen im Kerbbereich zu reduzieren und Kerbanriss vorzubeugen
- Vergrößerung des negativen Kerbüberlappwinkels, falls der Wert für n_{2-Ag} sich nahe der oberen Grenze der entsprechenden Stufe befindet, um ebenfalls die Dehnungen in der Kerbe zu reduzieren.

8.1.2 Durchführung und Auswertung von statischen und dynamischen Scherversuchen

Die quasistatischen und dynamischen Scherzugversuche werden an geeigneten Prüfmaschinen durchgeführt. Für die quasistatische Charakterisierung können Universalprüfmaschinen (elektrisch oder servohydraulisch) eingesetzt werden. Die dynamische Charakterisierung erfolgt bevorzugt an servohydraulischen Schnellzerreißmaschinen. Wesentlich ist für alle Prüfgeschwindigkeiten eine Probenklemmung mit horizontalem Verschiebungsfreiheitsgrad, wie sie beispielsweise in Abbildung 5-1 gezeigt ist. Die Kraftmessung ist der Prüfgeschwindigkeit angepasst und sollte die Kriterien für dynamische Charakterisierung aus [BOE08] erfüllen. Auch für unsymmetrische Scherzugproben kann bei hohen Prüfgeschwindigkeiten die Kraftmessung mit Dynamometern in einem zusätzlich angebrachten Dynamometerteil am unbewegten Ende der Probe erfolgen, wie dies an den Ergebnissen für HCT980X+Z110MB in Abbildung 6-3 ersichtlich ist. Die Messung der Probenverlängerung sollte für eine Messlänge erfolgen, die ausreichend weit entfernt von der Scherzone liegt, sodass nur elastische Verformungen in diesem Bereich vorliegen. Mit der in Abbildung 8-1 angegebenen Probengeometrie wird eine Anfangsmesslänge von $L_0 = 30$ mm empfohlen. Die Verlängerungsmessung sollte zu einer ausreichend großen Anzahl an Messwerten über die Versuchszeit führen. Auch hier dienen die Angaben in [BOE09] für dynamische Zugversuche als Anhaltswerte.

Die Bestimmung der experimentell ermittelten Versagensdehnung unter Scherung kann auf zwei Arten erfolgen:

Bestimmung der Scherversagensdehnung aus Grauwertkorrelation:

Für die Genauigkeit der aus Grauwertkorrelation ausgewerteten Versagensdehnung ist die zeitliche und örtliche Auflösung der Videoaufnahmen bzw. der Hochgeschwindigkeitsvideoaufnahmen (für dynamische Versuche) die Grundlage. Es hat sich herausgestellt, dass eine örtliche Auflösung mit einer lokalen Anfangsmesslänge von $L_0 = 0,1$ mm – 0,2 mm bei Stählen zu einer stabilen Bestimmung der maximalen Dehnung in der Scherzone führt [TRO15, FRI17], da sich bei einem Schnitt senkrecht zur hochverformten Zone im Vergleichsdehnungsfeld vor Bruch eine Glockenkurve für die Vergleichsdehnung über der Schnittposition herausstellt, wie in Abbildung 8-2 gezeigt. Die Berechnung von L_0 erfolgt mit der Kenntnis der optischen Auflösung der Videoaufnahmen (Angabe in mm/Pxl) und der Dehnungsberechnung der genutzten Software, die von den Herstellern erfragt werden können, z.B. [GOM19, FRI17]. Die zeitliche Auflösung wird durch die eingestellte Ortsauflösung aufgrund der Detektorkapazität nach oben begrenzt. Für die Bildrate ist eine Größenordnung anzustreben, die zu mindestens 200 - 300 aufgenommenen Bildern bis zum Bruch führt. Bei den in dieser Arbeit durchgeführten quasistatischen Versuchen war dies mit einer Bildrate von $\text{fps} = 2 \text{ s}^{-1}$ möglich. Für die Versuche bei 2,5 m/s waren mit Bildraten von $\text{fps} = 90.000 \text{ s}^{-1}$ je nach Werkstoff lediglich 150 – 200 Bilder bis Bruch möglich. Hier muss ein sinnvoller Kompromiss zwischen Orts- und Zeitauflösung gewählt werden.

Gestaltungsempfehlung der werkstoffabhängigen parametrisierten Scherzugprobe und die Konstruktion

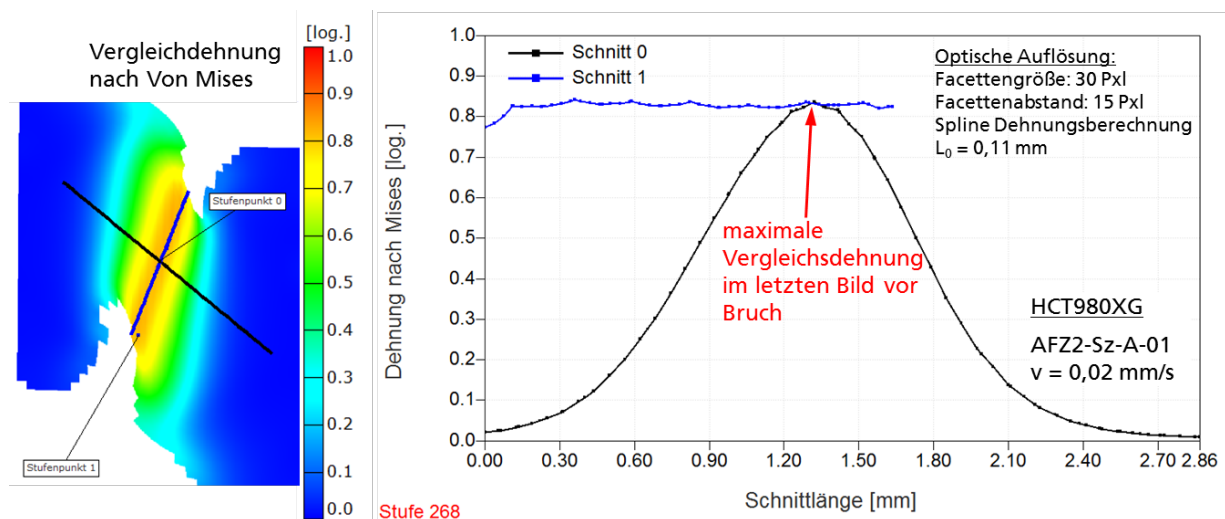


Abbildung 8-2: Vergleichsdehnungsfeld im letzten Bild vor Bruch (links) und Vergleichsdehnung über der Schnittposition für den markierten Schnitt (rechts), quasistatischer Scherversuch an HCT980XG

Die maximale Vergleichsdehnung im letzten Bild vor Bruch kann dann als Versagensdehnung unter Scherung aus Grauwertkorrelation mit den Angaben der genutzten optischen Auflösung angegeben werden, wenn die Bruchfläche keine Zipfelbildung aufweist und im Video kein Kerbanriss erkennbar ist. Wenn diese Bedingungen nicht erfüllt sind, dann kann die maximale Vergleichsdehnung als sicher ertragene Vergleichsdehnung unter Scherung angegeben werden.

Bestimmung der Scherversagensdehnung aus dem Scherbruchwinkel:

Es kann auch eine Scherversagensdehnung abgeschätzt werden aus dem Scherbruchwinkel, der an der geprüften Scherprobe ausgemessen wird. Dazu sollte vor der Prüfung eine horizontale Linie durch die Scherzone auf der Blechoberfläche aufgebracht werden, wie dies in Abbildung 8-3 links oben gezeigt ist. Während der Prüfung verzerrt sich diese Linie entsprechend der Dehnungen, die während der Scherung auftreten. In Abbildung 8-3 unten links ist die Scherzone einer geprüften Probe mit dem verzerrten Strich gezeigt. Der Winkel des aufgetragenen Strichs zwischen dem maximal verzerrten Teil in der Nähe der Bruchfläche und dem unverformten horizontalen Teil ist der maximale Scherwinkel, den der Werkstoff bis zum Bruch erfahren hat. Je nach Abstand zur Bruchfläche können unterschiedliche Werte für den Scherbruchwinkel ermittelt werden. Je näher an der Bruchfläche der Winkel vermessen wird, umso größere Winkel werden ermittelt. Daher sollte die Winkelmessung so nah wie möglich an der Bruchfläche erfolgen. Ein Abstand von 0,5 mm zur Bruchfläche ist hier sinnvoll und praktisch durchführbar. In Abbildung 8-3 rechts ist ein Lichtmikroskopbild mit den ausgemessenen Winkeln gezeigt. Für jede Probenhälfte wurde ein separater Winkel ausgemessen. Als Scherbruchwinkel sollte der Mittelwert dieser beiden Winkel angegeben werden.

Aus dem Scherbruchwinkel kann eine Scherversagensdehnung abgeschätzt werden, wie sie in [HAC15] vorgeschlagen ist. Diese Abschätzungen setzen einfache Scherung mit einem ebenen Spannungs- und Dehnungszustand voraus (Triaxialität $\eta = 0$ und Lodewinkel $\theta = \pi/6$ bzw. Lodewinkel-Parameter $\xi = 0$). Für Scherbruchwinkel

$>45^\circ$ kann die Gleichung 7 zur Abschätzung der Scherversagensdehnung genutzt werden. Es werden insbesondere von den Stahlherstellern auch verschiedenen Formeln angegeben, mit denen die Zugüberlagerung, die sich insbesondere bei sehr duktilen Stählen im Laufe des Versuchs einstellt, berücksichtigt werden kann [HAC15].

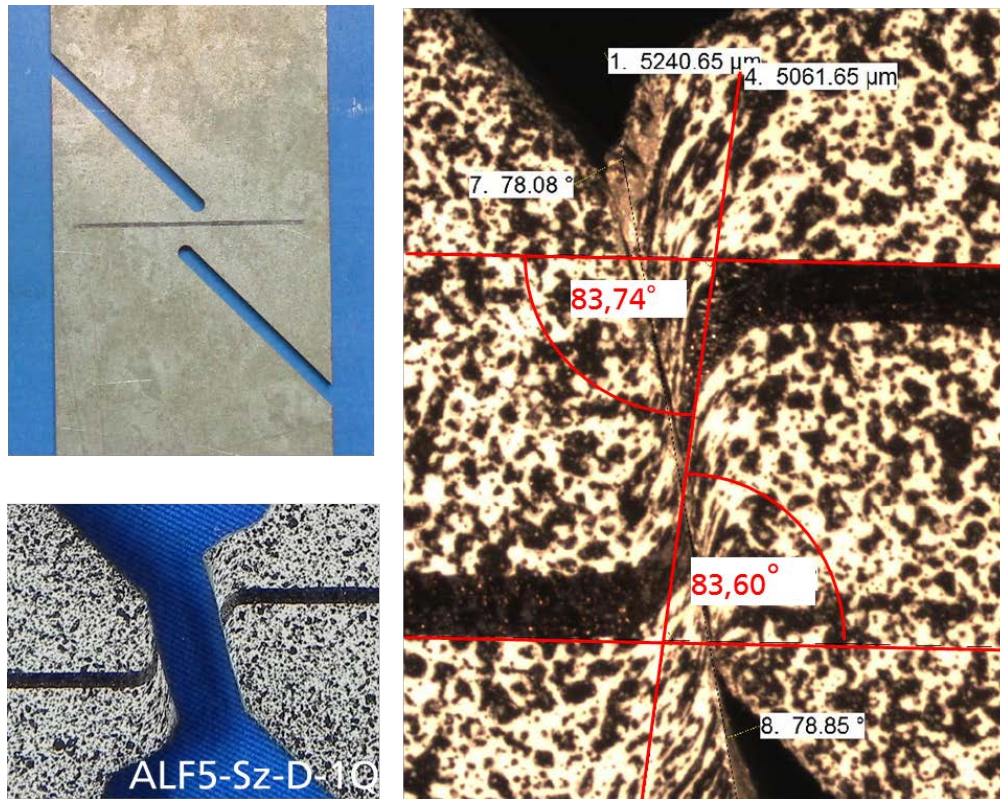


Abbildung 8-3: Ungeprüfte Scherprobe (links oben), Scherzone geprüfte Scherprobe (links unten) und Messmikroskopbild der Scherzone mit den ausgemessenen Scherbruchwinkeln (rechts)

8.2 Validierung der Gestaltungsempfehlung

8.2.1 Verbesserung der Schercharakterisierung für HCT980X+Z110MB und HX340LAD

In Abbildung 8-4 links sind für die hochfesten Stahlblechwerkstoffe mit Blechdicken von 1,4 mm und 1,5 mm die mit den optimierten Scherproben ermittelten maximalen Vergleichsdehnungen in der Scherzone vor Bruch, ermittelt aus Grauwertkorrelation nach Kapitel 8.1.2, angegeben im Vergleich zu denen, die mit der Ausgangsgeometrie erreicht wurden. Alle Angaben beziehen sich auf Experimente unter quasistatischer Belastung. Für HCT980X+Z110MB ergibt sich für die optimierte Probengeometrie eine moderat größere Dehnung und für HX340LAD eine deutliche größere Dehnung in der Scherzone vor Bruch. Ursache dafür ist das größere Verfestigungsvermögen von HX340LAD verglichen mit HCT980X+Z110MB. Damit wurde für HX340LAD ein größerer negativer Kerbüberlappwinkel erforderlich, der den Optimierungseffekt

verstärkt. In Abbildung 8-4 rechts sind ergänzend die nach Kapitel 8.1.2 ausgemessenen Scherbruchwinkel für die angegebenen Werkstoffe gezeigt.

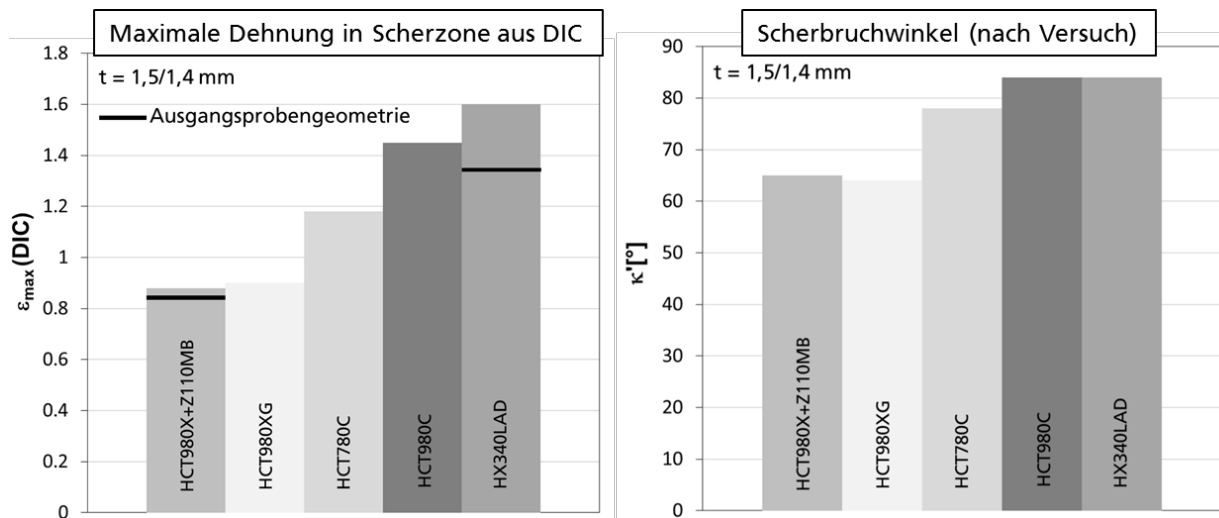


Abbildung 8-4: Maximale Dehnungen in der Scherzone für optimierte Proben im Vergleich zu der Ausgangsprobengeometrie (links) und Scherbruchwinkel nach Versuch (rechts) für verschiedene hochfeste Stahlblechwerkstoffe unter quasistatischer Belastung

8.2.2 Einfluss der Anisotropie auf die Schercharakterisierung

Der Einfluss des Werkstoffverhaltens auf die empfohlene Scherprobengestaltung basiert auf dem Verfestigungskoeffizienten n_{2-Ag} , der aus Zugversuchen der gleichen Orientierung ermittelt wurde, für die auch die Scherzugproben entnommen wurden. Es ist bekannt, dass anisotropes Werkstoffverhalten sich sehr deutlich in Schertests unterschiedlicher Orientierung bemerkbar macht [TRY12]. Aus Angaben zu dem Einfluss der Orientierung auf die Technischen Kennwerte aus Normzugproben mit $L_0 = 80$ mm [RIC18] zeigte sich, dass von den in diesem Projekt untersuchten Werkstoffen HCT780C am deutlichsten ein anisotropes Verformungsverhalten zeigt. Die n_{2-Ag} -Werte liegen jedoch für die verschiedenen Orientierungen von 0,09 bis 0,10 sehr nahe zusammen. Analog zur mittleren senkrechten Anisotropie wurde auch für den Verfestigungsexponenten eine Mittelung durchgeführt nach Gl 11

$$n_m = \frac{1}{4} (n_0 + 2n_{45} + n_{90}) \quad (\text{Gl 11})$$

mit

$n_0 = n_{2-Ag}$ für die Orientierung längs zur Walzrichtung

$n_{45} = n_{2-Ag}$ für die Orientierung diagonal zur Walzrichtung

$n_{90} = n_{2-Ag}$ für die Orientierung quer zur Walzrichtung.

Für HCT780C mit einer Blechdicke von 1,51 mm (ALF2) wurde nach Gl 8 ein Wert von $n_m = 0,099$ ermittelt. Für die zusätzlichen Scherzugversuche für die zwei noch nicht zuvor untersuchten Orientierungen längs und diagonal zur Walzrichtung wurde daher die gleiche Scherprobengeometrie verwendet wie für die Versuche quer zur Walzrichtung, deren Ergebnisse in Kapitel 4.2.4 bereits dokumentiert sind. Die Ver-

Gestaltungsempfehlung der werkstoffabhängigen parametrisierten Scherzugprobe und die Konstruktion

suchsmatrix für alle drei Orientierungen ist in Tabelle 8-1 aufgelistet. Es wurden jeweils drei Wiederholungsversuche durchgeführt. Die Scherzonen der geprüften Proben sind in Abbildung 8-5 gezeigt. Quer und längs zur Walzrichtung ist ein moderater Zipfel erkennbar, dennoch liegen die Bruchflächen bei allen Orientierungen in der Scherbelastungszone. Da der n_m -Wert bei Kürzung auf zwei Nachkommastellen auch mit $n_m = 0,01$ angegeben werden könnte, wäre auch ein Kerbüberlappwinkel von -15° möglich gewesen. Hierzu wurden jedoch keine Vergleichsuntersuchungen durchgeführt.

Tabelle 8-1: Versuchsmatrix für unsymmetrische Schrägkerbscherzugproben an HCT780C für drei Orientierungen

Werkstoff	IWM-Code	Blechdicke [mm]	Orientierung zur Walzrichtung	Kerbüberlappwinkel ζ [°]	Geometriebezeichnung
HCT780C	ALF2	1,51	längs	-9,5	D-Probe
HCT780C	ALF2	1,51	quer	-9,5	D-Probe
HCT780C	ALF2	1,51	diagonal	-9,5	D-Probe

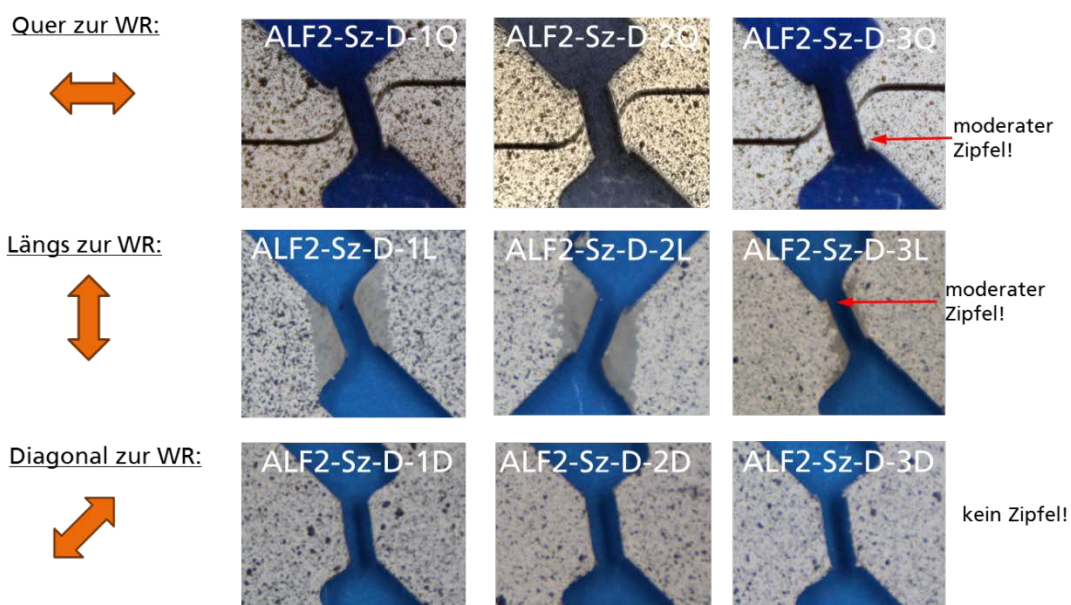


Abbildung 8-5: Quasistatisch geprüfte Scherzugproben an HCT780C (ALF2, $t = 1,51$ mm), D-Geometrie in drei Orientierungen

Die Kraft-Verlängerungskurven für die Scherzugversuche in den drei Orientierungen sind in Abbildung 8-6 gezeigt. Bezüglich des Kraft-Verformungsverhaltens ist eine moderate Orientierungsabhängigkeit zu erkennen. Bezüglich des Versagensverhaltens ist jedoch eine sehr deutliche Orientierungsabhängigkeit erkennbar. Diagonal zur Walzrichtung wird die kleinste Verlängerung bis Bruch erreicht und längs zur Walzrichtung die größte. Dieser Unterschied spiegelt sich auch in der Lage der Scher-

bruchflächen wieder, da in Abbildung 8-5 die Scherbruchflächen der diagonal geprüften Proben steiler liegen als die für die quer und längs geprüften Proben, was auf kleinere Scherbruchwinkel diagonal zur Walzrichtung hindeutet.

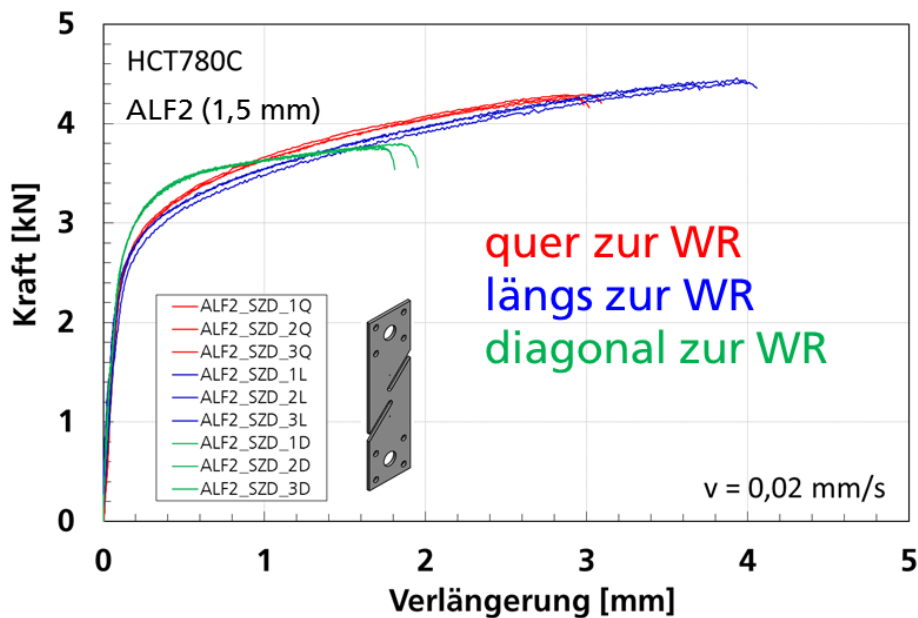


Abbildung 8-6: Kraft-Verlängerung für quasistatische Scherzugversuche an HCT780C (ALF2, $t = 1,51$ mm) mit Scherzugproben (D-Geometrie) in drei Orientierungen

Diese Untersuchungen zeigen, dass ein mittlerer n_m -Wert geeignet ist, um die Scherprobengeometrie nach der Gestaltungsempfehlung festzulegen. Die Charakterisierung muss dann jedoch bei anisotropem Werkstoffverhalten genau wie bei Zugversuchen für verschiedene Orientierungen separat durchgeführt werden.

8.2.3 Übertragung der Gestaltungsempfehlung auf weitere Werkstoffe

Die Gestaltungsempfehlung wurde erarbeitet auf Basis von überwiegend einer Werkstoffklasse aus Komplex- und Dualphasenstählen und zusätzlich einem mikrolegierten Stahl. Um eine Erweiterung auf andere Werkstoffe zu ermöglichen und gleichzeitig auch die Grenzen dieser Empfehlung auszutesten, wurden experimentelle Untersuchungen an weiteren metallischen Werkstoffen durchgeführt. Für diese in Tabelle 8-2 aufgeführten Werkstoffe lag aus anderen Projekten eine Grundcharakterisierung unter quasistatischer einachsiger Zugbelastung bereits vor, sodass eine n -Wert-Ermittlung mit Festlegung der Scherprobengeometrie durchgeführt werden konnte.

In Abbildung 8-7 sind die Technischen Spannungs-Dehnungskurven der ergänzenden Werkstoffe aus Tabelle 8-2 gezeigt, die der Validierung der Scherprobengestaltungsempfehlung dienen. Die Charakterisierung dieser Werkstoffe wurde in den angegebenen Projekten durchgeführt. Für eine Einordnung in die in diesem Projekt verwendete Werkstoffauswahl sind die Spannungs-Dehnungskurven der bisher verwendete Werkstoffe in grau eingezeichnet.

Gestaltungsempfehlung der werkstoffabhängigen parametrisierten Scherzugprobe und die Konstruktion

Tabelle 8-2: Zusätzliche Werkstoffe für die Validierung der Scherprobengestaltungsempfehlung

Werkstoff	IWM-Code	Blechdicke [mm]	Werkstoff-lieferant	Projekt
HC420LA	ADG1	1,3	Adam Opel AG	IGF 17883 N/1
22MnB5/AS	YS3	1,5	Benteler Automotive	A 278 / S 24/10195/12
Al 1050	AOH1	1,0		FHG-internes Projekt
Al 1050	AOH2	2,0		FHG-internes Projekt
CuDHP	AOH3	1,0		FHG-internes Projekt
CuDHP	AOH4	1,5		FHG-internes Projekt

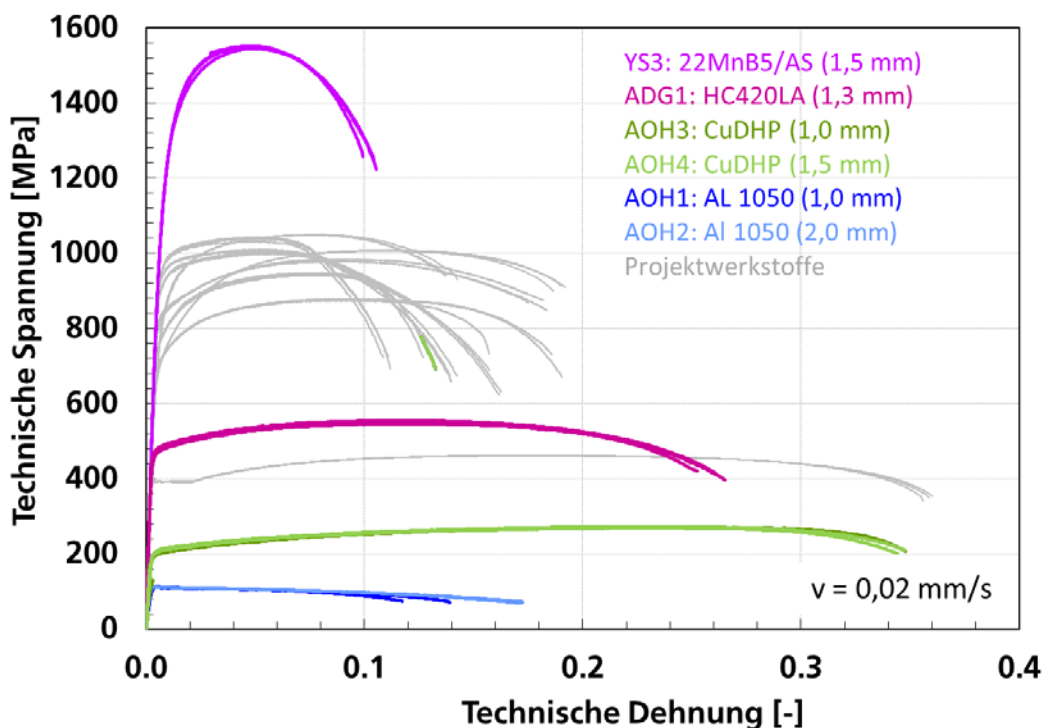


Abbildung 8-7: Spannungs-Dehnungskurven der Werkstoffe für die Validierung der Scherprobengestaltung (farbig) und für die Erarbeitung der Scherprobengestaltung (grau)

Die n-Werte der Validierungswerkstoffe und die nach der Gestaltungsempfehlung ermittelten Scherprobenparameter sind in Tabelle 8-3 aufgeführt. Die Scherzonen der geprüften Proben sind in Abbildung 8-8 gezeigt. Alle Proben zeigen eine Bruchfläche, die in der Scherbelastungszone liegt. Dies ist eine Bestätigung der Gestaltungsempfehlung.

Gestaltungsempfehlung der werkstoffabhängigen parametrisierten Scherzugprobe und die Konstruktion

pfehlung. Außerdem zeigt Al 1050 mit einer Blechdicke von $t = 2,0$ mm einen sehr großen Scherbruchwinkel, was an der Verformung der horizontalen Linie in der Scherzone erkennbar ist. Dieses Ergebnis zeigt, dass selbst bis zu hohen Scherverformungen noch kein Kerbanriss stattgefunden hat.

Tabelle 8-3: Scherprobenparameter der Validierungswerkstoffe

Werkstoff	IWM-Code	Blechdicke [mm]	n_{x-Ag} [-]	x [%]	ζ [°]	L [mm]
HC420LA	ADG1	1,3	0,097	2	-10	(4)*
22MnB5/AS	YS3	1,5	0,070	2	-10	4
Al 1050	AOH1	1,0	0,001	0,5	-10	2,7
Al 1050	AOH2	2,0	0,005	0,5	-10	5,3
CuDHP	AOH3	1,0	0,237	10	-20	2,7
CuDHP	AOH4	1,5	0,217	10	-20	4

* L_{sol} = 3,5 mm; n_{x-Ag} : Mittelwert aus zwei bzw. drei Flachzugversuchen

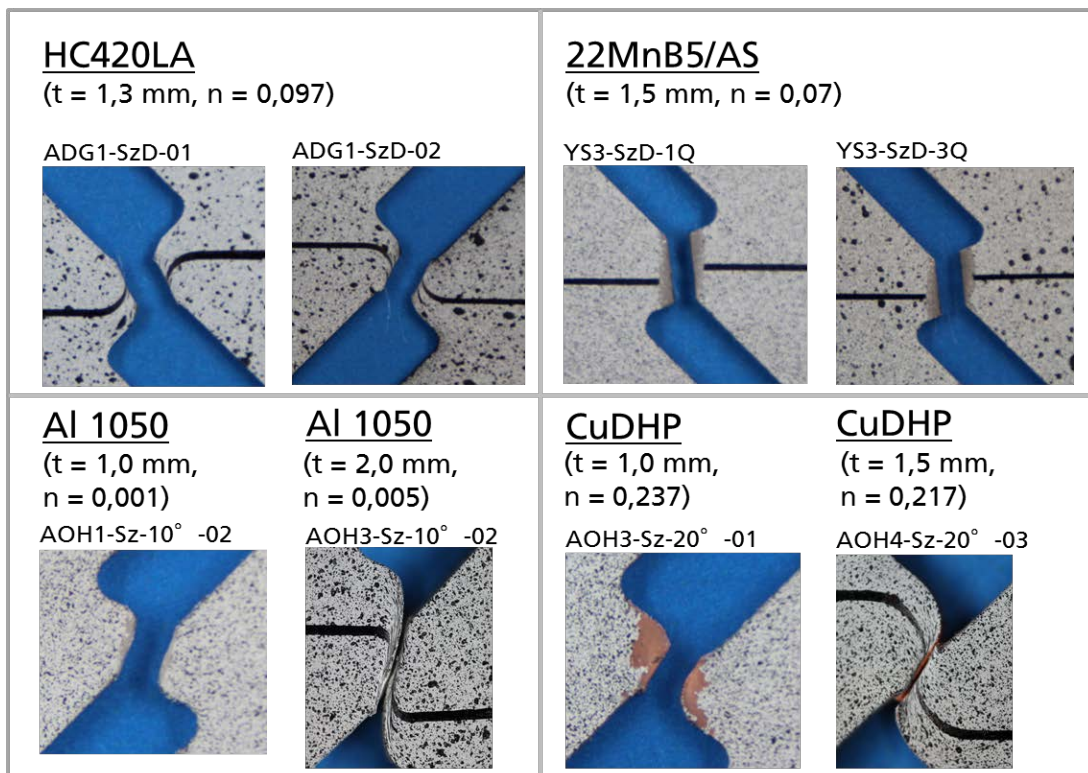


Abbildung 8-8: Geprüfte Scherzugproben der Werkstoffe aus Tabelle 8-2 für die Validierung der Scherprobengestaltung

Die Validierungsergebnisse zeigen, dass die Gestaltungsempfehlung auch auf andere Werkstoffklassen im Bereich der Metalle übertragbar ist und ebenfalls für Werkstoffe mit sehr geringer Verfestigung wie Al 1050 ($n < 0,01$) und Werkstoffe mit sehr großer Verfestigung wie CuDHP ($n > 0,2$) genutzt werden kann.

8.3 Gestaltungsrichtlinien für Konstruktionen mit scherbeanspruchten Bereichen

Als Konstruktionshinweis kann aus dem Projekt der deutliche Effekt der reduzierten Versagensgrenze für dynamische Schubbelastungen abgeleitet werden. Das dargestellte Beispiel zeigt ein deutlich höheres Spannungsniveau für die dynamischen Versuche bei 2,5 m/s und eine um rund 30% geringere Probenverschiebung ΔL zur quasistatischen Belastung mit 0,02 mm/s. Daraus ist deutlich erkenntlich, dass die Auslegung auf der Basis rein quasistatischer Kennwerte zu unzureichenden Deformationsreserven in entsprechend ausgelegten Strukturen unter Schubbelastung führen kann. Deshalb ist in der Entwurfsphase darauf zu achten, dass die mögliche Lokalisierung und damit eine lokal höhere Dehnrates in der Konstruktion dann eher auf Zug belastet wird, als auf Schub.

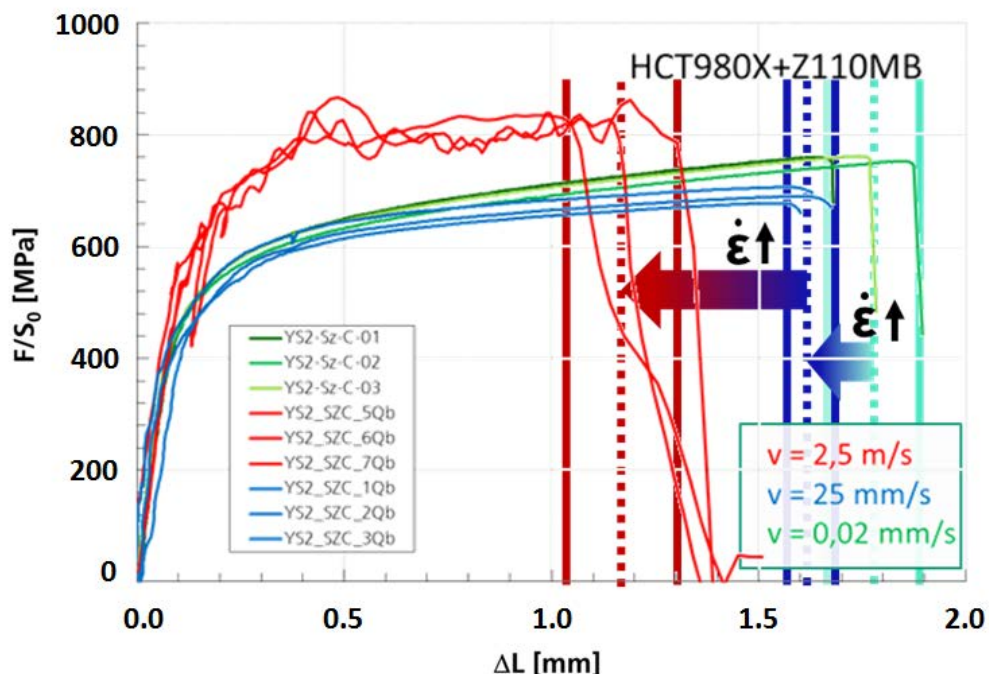


Abbildung 8-9: Einfluss der Prüfgeschwindigkeit auf die normierten Kraft-Verlängerungskurven für HCT980X+Z110MB dargestellt anhand der gemittelten Versagenspunkte (gestrichelte Linien) für die drei Dehnrates

9 Zusammenfassung

In diesem Forschungsvorhaben wurden verschiedene hoch- bis höchstfeste Stahlblechwerkstoffe und exemplarisch zwei zusätzliche metallische Werkstoffe, Aluminium und Kupfer, bezüglich des Schubverhaltens untersucht. Für diese Untersuchungen wurde im Rahmen des Projekts umfangreiche experimentelle und numerische Studien verschiedener Scherprobengeometrien durchgeführt. Dabei wurden einige wesentliche Anforderungen an die Probengeometrie formuliert und in Abstimmung mit dem PbA gewichtet.

Die Gewichtung der Anforderungen hat sich dabei im Laufe des Projekts etwas verändert. Dabei wurden die drei letzten Kriterien aufgewertet (hellblaue Kreuze). Der Anspruch an eine variable Spannungsmehrachsigkeit von 0 bis 1/3 wurde dem Ziel der Schercharakterisierung bei einer Spannungsmehrachsigkeit von etwa Null vollständig untergeordnet. Der Ansatz einer symmetrischen Probenform zeigte sich für den gewählten Ansatz der parametrisierten Schrägkerbzugprobe während der Untersuchungen als wenig geeignet und wurde für die weitere Optimierung verworfen. Durch diese Kriterien wurde die finale Gestaltung der Probe deutlich eingeschränkt, insbesondere bezüglich der unbearbeiteten Blechoberfläche. Eine mögliche Dickenbearbeitung wurde in einigen Untersuchungen, z.B. für die ebene Blechtorsionsprobe, ergänzend betrachtet, in der Gestaltungsempfehlung jedoch nicht berücksichtigt.

Tabelle 9-1: Anforderungsmatrix

	Gewichtung
$\sigma_m/\sigma_e \approx 0$ (konst) in Scherregion	+++
$0 \leq \sigma_m/\sigma_e \leq 1/3$ möglich	<input checked="" type="checkbox"/>
proportionale Dehnpfade	+++
geeignet für statische und dynamische Belastungen	+++
symmetrische Probenform	<input checked="" type="checkbox"/>
Blechoberfläche unbearbeitet	+++
Scherregion sichtbar	+++
einfache Probenfertigung	++

Für die gegebenen Randbedingungen und Anforderungen wurde die unsymmetrische Schrägkerbscherzugprobe nach Abbildung 9-1 gewählt. Da sich in der Vergangenheit gezeigt hat, dass diese Scherprobe in ihrer Ausgangsgeometrie für die untersuchten hoch- bis höchstfesten Stahlblechwerkstoffe häufig zu vorzeitigem Kerbanriss führt, wurde die Scherlänge blechdickenabhängig variiert und ein negativer Überlapp der Kerben zueinander eingeführt, um die Dehnungen im Kerbbereich zu reduzieren.

Dabei wurde der Kerbüberlappwinkel ζ in Abhängigkeit von Werkstoffkennwerten aus dem einachsigen Zugversuch parametrisiert.

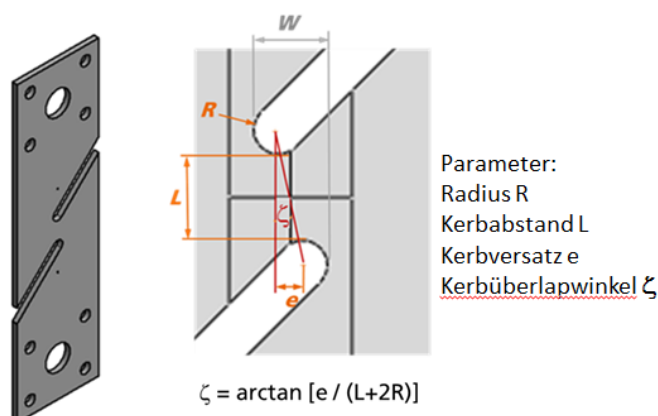


Abbildung 9-1: CAD Scherzugprobe, Illustration der Geometrieparameter Scherprobengestaltung

Für Bleche mit Dicken von $1 \text{ mm} \leq t \leq 2 \text{ mm}$ wird folgende Empfehlung für die parametrisierte Schrägkerbscherzugprobengeometrie getroffen:

- Kerbradius: $R = 1 \text{ mm}$
- Senkrechter Kerbabstand: $L = 2,7 t$ ($t = \text{Blechdicke}$)
- Der negative Kerbüberlappwinkel ζ wird werkstoffabhängig in drei Stufen in Abhängigkeit der Werkstoffverfestigung (n_{2-Ag}) folgendermaßen festgelegt:

$$n_{2-Ag} < 0,1: \quad \zeta = -10^\circ$$

$$0,1 \leq n_{2-Ag} < 0,15: \quad \zeta = -15^\circ$$

$$n_{2-Ag} \geq 0,15: \quad \zeta = -20^\circ$$

Dieser Ansatz wurde an einer Gruppe von Dualphasenstählen, Komplexphasenstählen sowie einem mikrolegierten Stahl für unterschiedliche Blechdicken entwickelt. Mit weiteren Versuchsserien an zusätzlichen Stahlblechwerkstoffen, einem pressgehärteten Stahl und einem weiteren mikrolegierten Stahl, wurde dieser Ansatz validiert und bestätigt. Die Übertragbarkeit auf andere Werkstoffgruppen wurde durch einen exemplarischen Aluminiumwerkstoff und einen Kupferwerkstoff sichergestellt. Es zeigte sich in den Untersuchungen, dass insbesondere für Werkstoffe mit großem Verfestigungsvermögen, für die die Schercharakterisierung eine besondere Herausforderung darstellt, dieser Ansatz zu einer deutlichen Verbesserung führt. Verglichen mit anderen Probengeometrien und Prüfkonzepten wurden mit der parametrisierten Scherprobe höhere Dehnungen in der Scherzone bis Bruch erreicht und die Neigung zu Kerbanriss verringert.

Das Ziel des Forschungsvorhabens wurde damit voll erreicht.

10 Ausblick

Das abgeschlossene Forschungsprojekt hat das Potential in einen Normenentwurf überführt zu werden. Zu diesem Zweck ist ein Forschungsantrag platziert worden, der im DIN Normenausschuss NA 062-01-42 AA "Zug- und Duktilitätsprüfung für Metalle" vorgestellt und diskutiert wurde. Der Antrag fand in dem Gremium eine breite Unterstützung.

Durch den Beitrag zur Tagung Werkstoffprüfung 2017, die European LS-DYNA Conference im Mai 2019 und weitere Tagungsbeiträge, insbesondere bei der Tagung Werkstoffprüfung 2019, sowie Zeitschriftenveröffentlichungen ist die breite Wahrnehmung der Projektergebnisse sichergestellt.

Die Kooperation mit einer Reihe von Industriepartnern zur Schubthematik hat sich aus dem Projekt heraus etabliert und einige Projektpartner nutzen die erarbeiteten Ergebnisse bereits in ihren Laboren. Durch die Bereitstellung der Informationen zur Probengestaltung, Versuchsführung und Auswertung können die Untersuchungen damit auch in anderen Prüflaboren durchgeführt werden. Untersuchungen zur Absicherung und Übertragbarkeit sind ein Teil des geplanten Forschungsvorhabens für den Normenentwurf.

Die dynamische Schercharakterisierung mit der vorgestellten Methode wird zusätzlich durch das Fraunhofer IWM als Dienstleistung angeboten. Im IWM Jahresbericht 2019 wird diese Dienstleistungsoption durch den Beitrag zur Schercharakterisierung ausführlich dargestellt.

11 Danksagung Acknowledgement

Das Fraunhofer Institut für Werkstoffmechanik IWM, Freiburg bedankt sich bei den Mitgliedern des projektbegleitenden Ausschusses für die zur Durchführung dieses Forschungsprojektes „Dehnratenabhängiges Verformungs- und Versagensverhalten von dünnen Blechen unter Scherbelastung“, IGF-Vorhaben Nr. 18943 N/1 zur Verfügung gestellten Versuchswerkstoffe und Dienstleistungen und bei den Forschungsvereinigungen FAT und FOSTA für die Kooperation bei diesem Forschungsvorhaben.

Besonders bedanken wir uns für die vielfältigen zusätzlichen Unterstützungen durch die Mitglieder des projektbegleitenden Ausschusses, sowie die vielen konstruktiven Diskussionen in den Sitzungen:

DAIMLER AG
Dr. Ing. h.c. F. Porsche AG
Volkswagen AG
AUDI AG
Opel Automobile GmbH
Ford Werke GmbH
BMW Group
Volkswagen Osnabrück GmbH
ThyssenKrupp Steel AG
Salzgitter Mannesmann Forschung GmbH
Voestalpine Stahl GmbH
Tata Steel
Benteler Automobiltechnik GmbH
KIRCHHOFF Automotive Deutschland GmbH
TRW Automotive GmbH
DYNAmore GmbH
Altair Engineering GmbH
GOM mbH
MATFEM Partnerschaft Dr. Gese & Oberhofer
Instal Engineering GmbH
4a engineering GmbH
SynOpt GmbH
Lasso Ingenieurgesellschaft mbH
M-Base Engineering + Software GmbH

12 Literaturverzeichnis

- [ABA12] ABAQUS user' s manual, Version 6.12., Dassault Systèmes Simulia Corp., Providence, RI, USA, 2012
- [ARC78] Arcan, M., Hashin, Z., Volosin, A., A method to produce uniform plane-stress states with applications to fibre-reinforced materials, *Experimental Mechanics*, Vol. 18, 1978, pp. 141-146
- [AUT09] Authenrieth, H., Schulze. V., Herzig, N., Meyer, L.W., Ductile failure model for the description of AISI 1045 behavior under different loading conditions, *Mech. Time-Depend. Mater.* (2009) Vol. 13, pp. 215-231.
- [BEH13] Behrens, B.-A., Bouguecha, A., Vucetic, M., Peshekhodov, I.: An experimental-numerical method to characterise formability of sheet metals in a wide range of stress states with the help of a tensile-shear test on new butterfly specimens, *Int. Scientific and Tech. Conf. on Adv. Metal. Materials and Techn.* (2013)
- [BOE02] Böhme, W. und Hug, M. 2002. Vorrichtung zur schwingungsarmen Kraftmessung bei schnellen, dynamischen Zugversuchen an Werkstoffproben. Deutsches Patent: DE 10 201 861, Anmeldetag: 18.01.2002; Europäisches Patent: EP 1 466 157 B1, Veröffentlichungstag: 03.08.2005, US-Patent no.: US 7, 131340 B2, date of patent: Nov. 7, 2006. 2002.
- [BOE08] Böhme, W. 2008. FAT-Richtlinie "Dynamische Werkstoffkennwerte für die Crashsimulation". *Zeitschrift Materialprüfung, Materials Testing*, Carl Hanser Verlag, München, Vol. 50 (4). 2008, S. 199-205.
- [BOE11] Böhme, W., Memhard, D., Brand, M., Siegele, D.: Versagens-verhalten crashrelevanter Aluminium-Schweißverbindungen, *Zeitschrift "Schweißen und Schneiden"*, Vol. 63, Heft 12, S. 716-722 (2011)
- [BOE11b] Böhme, W., Reith, T., Hohe, J: Neue Schrägkerb-Scherprobe mit negativem Kerbversatz, unveröffentl. IWM-Ergeb. (2011)
- [ELM01] El-Magd, E., Gese, H.,Tham, R., Hooputra, H., Werner, H.: Fracture Criteria for Automobile Crashworthiness Simulation of Wrought Aluminium Alloy Components; *Mat-wiss. u. Werkstofftech.* 32, 712-724 (2001)
- [FAT08] Böhme, W., Luke, M., Blauel, J.G., Sun, D.Z., Rohr, I., Harwick, W.: FAT-Richtlinie "Dyn. Werkstoffkennwerte für die Crashsimulation", *Verb. der Automobilindustrie (VDA), Forschungsvereinigung Automobiltechnik (FAT), FAT-Bericht Nr. 211* (2008)
- [FRI17] Friebe, H., Grube, A., Einsatz von ARAMIS bei Scherversuchen, GOM, 2017
- [GOM19] <http://www.gom.com/de/messsysteme/aramis.html>

- [GES07] Gese, H., Keller, S., Yeliseyev, V., Dell, H., 2007. Ermittlung von Fließwiderstandskurven bei großen Formänderungen für die Blechumformsimulation. Kennwertermittlung für die Praxis, 242–249. doi:10.1002/9783527610310.ch32.
- [HAC15] Hackl, B., tenHorn, C., Richter, H. et. al., Measuring & Calculating Fracture Strain without Optical Strain Measurement, Vorschlag von „project group fracture testing“, 2015
- [HAL05] Halle, T., Zusammenhänge zwischen Spanvorgängen und dem mechanischen Werkstoffverhalten bei hohen Dehngeschwindigkeiten, Schriftenreihe Werkstoffverhalten, TU Chemnitz, Fak. für Maschinenbau, Bd. 1, Eigenverlag (2005)
- [HAN16] Hance, B. M. and Davenport, M. D., 2016, AHSS: Deciphering Local and Global formability. Int. Automotive Body Congress, Sept. 28 – 29, Dearborn, MI, USA
- [HEI18] Heibel, S., Dettinger, T., Nester, W., Clausmeyer, T., Tekkaya, A.E., Damage Mechanisms and Mechanical Properties of High-Strength Multiphase Steels, Materials 2018, 11, 761; doi:10.3390/ma11050761
- [HIL52] Hill, R., 1952, On discontinuous plastic states, with special reference to localized necking in thin sheets. J. of Mech. Phys. Solids Vol 1, 19–30.
- [JAN99] Janusz R. Klepaczko, Huu Viem Nguyen, Wojciech K. Nowacki: Quasi-static and dynamic shearing of sheet metals, Eur. J. Me&A/Solids 18 (1999) 271-289
- [KLI16] Klitschke, S, Böhme, W, 2016, Deformation and damage behavior of lightweight steels at highrate multiaxial loading, Mat. Test. 58 3:173-181, DOI 10.3139/120.110836
- [LSD11] LS-DYNA user's manual, A Program for Nonlinear Dynamic Analysis of Structures in Three Dimensions, Version ls971s R6.1
- [LSD17] LS-DYNA, A Program for Nonlinear Dynamic Analysis of Structures in Three Dimensions, KEYWORD USER'S MANUAL, VOLUME I, Version (r:9023) R10.0., 2017
- [MER09] Merklein, M., Biasutti, M., A contribution to the optimisation of a simple shear test, Key Engineering Materials, pp. 410-411, Switzerland: Trans Tech Publications, pp. 467-472 (2009)
- [MOH08] Mohr, D., Treitler, R.: Onset of fracture in high pressure die casting aluminium alloys, Engng.Fract.Mech. 75, 97-116(2008)
- [MOH14] Mohr, D., Roth, C.: On the development of Lode angle dependent models for predicting ductile fracture in sheet metal forming, FLC-Workshop Zürich, 06.-07.11.2014
- [MIY84] Miyauchi, K., A proposal for a planar simple shear test in sheet metals, Sci. Papers RIKEN 81, 1984, pp. 27-42

- [PAP14] Papasidero, J.: Experimental and numerical analysis of ductile fracture under multiaxial loading, Dissertation, Laboratoire de Mécanique des Solides, Ecole Polytechnique, France (2014)
- [PEI09] Peirs, J., Verleysen, P., Van Paepegem, W., Degrieck, P.: Novel pure-shear sheet specimen geometry for dynamic material characterisation (2009)
- [PEI12] Peirs, J., Verleysen, P., Degrieck, J.: Novel technique for static and dynamic shear testing of Ti6Al4V sheet, *Experimental Mechanics*, Vol. 52, Iss. 7, p. 729-741, 2012
- [PÖT85] Pöhlandt, K., Tekkaya, A. E., 1985. Torsion testing - plastic deformation to high strains and strain rates. *Materials Science and Technology*, 1 (11), 972–977. doi: 10.1179/026708385790123883.
- [RIC18] Prüfprotokoll der Fließkurvenprüfung bei Thyssenkrupp AG, übermittelt von H. Richter, 2018
- [RIE14] Riemensperger, D., Ekic, D., Lauterbach, B.: Optimierte Zugproben zur Schädigungsmodellierung mit Schalenelementen, VDI-Bericht 2224, S. 237-249, 2014
- [ROT15] Roth, C.-C., Mohr, D.: Experimental investigation on shear fracture at high strain rates, *EPJ web of Conferences* 94, 01078 (2015), DOI: 10.1051/epjconf/20159401078
- [SHO10] Shouler, D.R., Allwood, J.M., Design and use of a novel sample design for formability testing in pure shear, *Journal of materials Processing Technology* 2.10, p. 1304-1313 (2010)
- [SUN12] Sun, D.-Z., Feucht, M., Klamser, H.: Versagensverhalten von verschiedenen Werkstoffen unter mehrachsiger Belastung; 6. Freiburg Workshop crashMAT, Freiburg, (2012).
- [SUN18] Sun, D.-Z., Trondl, A., Klitschke, S.: Verbesserung der Crashsimulation unter Berücksichtigung der Wechselwirkung von Instabilität und Schädigung auf Versagen, Schlussbericht zu P1141/22/2015 / S 024/10226/15
- [TIL13] Till, E.T., Hackl, B.: Calibration of plasticity – and failure models for AHSS sheets, IDDRG 2013 Conf., 2.-5.6., 2013, Zürich, CH
- [TRO15] Trondl, A.; Klitschke, S.; Böhme, W.; Sun, D.-Z.: Verformungs- und Versagensverhalten von Stählen für den Automobilbau unter crashartiger, mehrachsiger Belastung, FAT-Schriftenreihe 283, Fraunhofer IWM 2015 Schlussbericht, IWM-Berichts-Nr. 1235/2015, Stiftungs-Nr. S24/10195/12
- [TRY12] Tryland, T., Berstad T.: A simple shear test to evaluate material ductility based on specimens cut from thin-walled sections, LS-DYNA Forum, Ulm, 2012
- [WIE05] Wierzbicki, T., Bao, Y., Lee, Y.-W., Bai, Y., Calibration and evaluation of seven fracture models, *Int. J. Mech. Sciences*, 47(4-5), 2005, 719-743.

- [YIN14] Yin, Q.: Verfestigungs- und Schädigungsverhalten von Blechwerkstoffen im ebenen Torsionsversuch ,Dissertation von der Fakultät Maschinenbau der Technischen Universität Dortmund, ISBN 978-3-8440-2839-3, ISSN 1619-6317, Shaker Verlag GmbH Aachen 2014

Verwendete Normen, Richtlinien und Merkblätter

- [DIN09] DIN EN ISO, 6892-1, Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur. 2009
- [DIN14] DIN EN ISO 10275, Metallische Werkstoffe - Blech und Band - Bestimmung des Verfestigungsexponenten im Zugversuch, 2014
- [DIN548] DIN 5480/5482: Keil und Zahnwellenverbindungen;
Keilnabenprofile und Keilwellenprofile (5480);
Zahnradnabenprofile und Zahnwellenprofile (5482);

13 Anhang

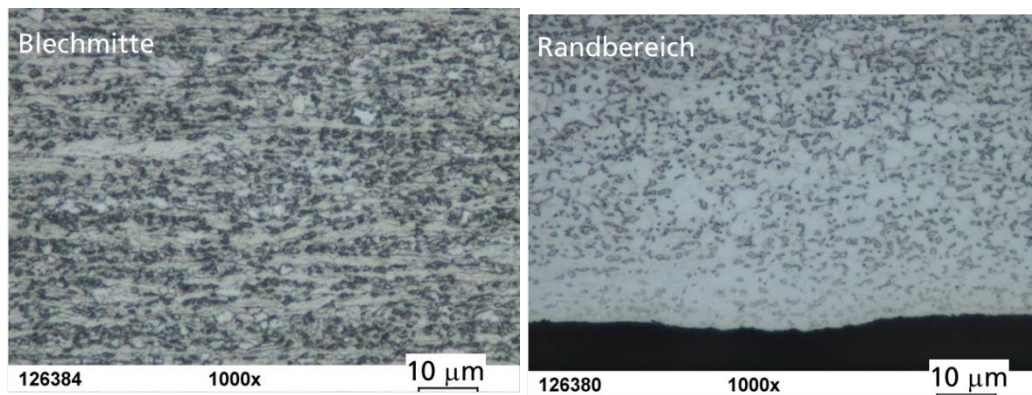


Abbildung 13-1: Lichtmikroskopbilder des Längsschliffes aus der Blechmitte und dem Randbereich für HCT780C (1,03 mm)

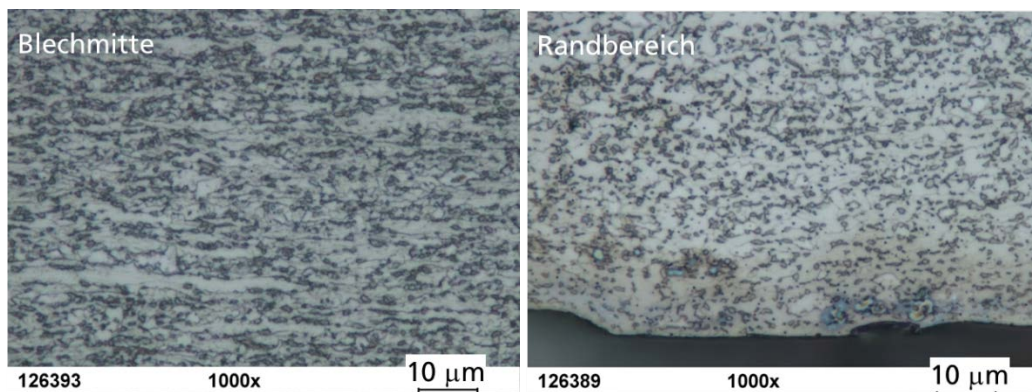


Abbildung 13-2: Lichtmikroskopbilder des Längsschliffes aus der Blechmitte und dem Randbereich für HCT780C (1,51 mm)

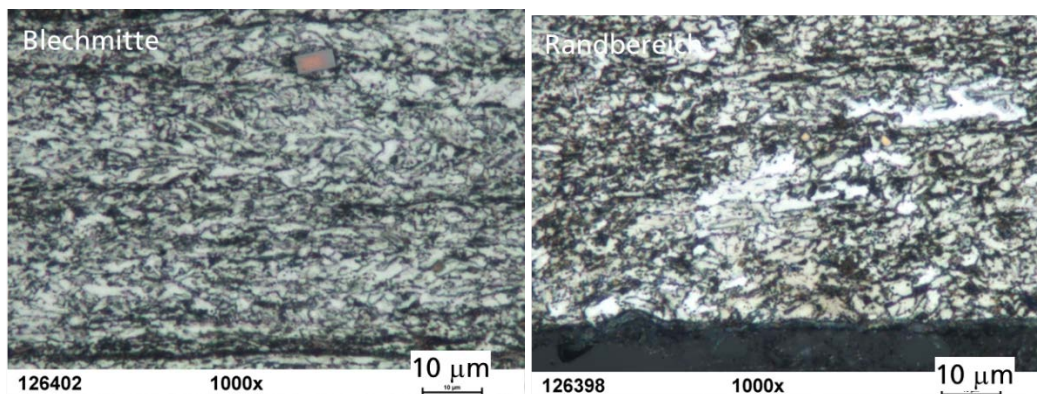


Abbildung 13-3: Lichtmikroskopbilder des Längsschliffes aus der Blechmitte und dem Randbereich für CP-W1000+Z (3,0 mm)

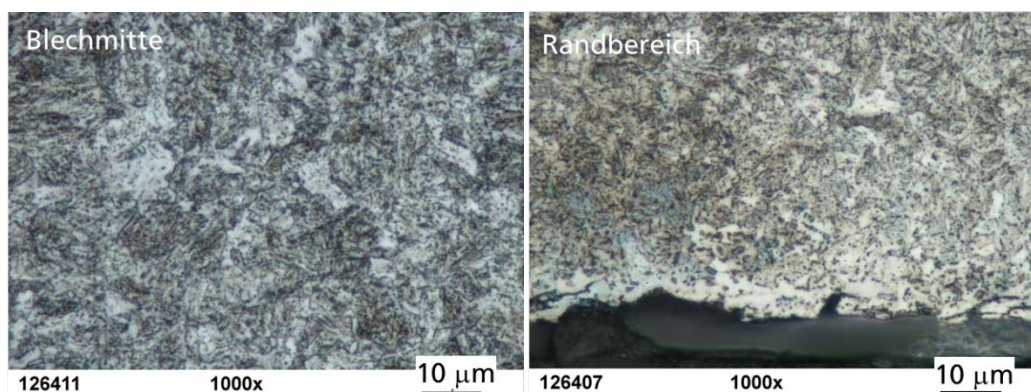


Abbildung 13-4: Lichtmikroskopbilder des Längsschliffes aus der Blechmitte und dem Randbereich für HCT980C (1,0 mm)

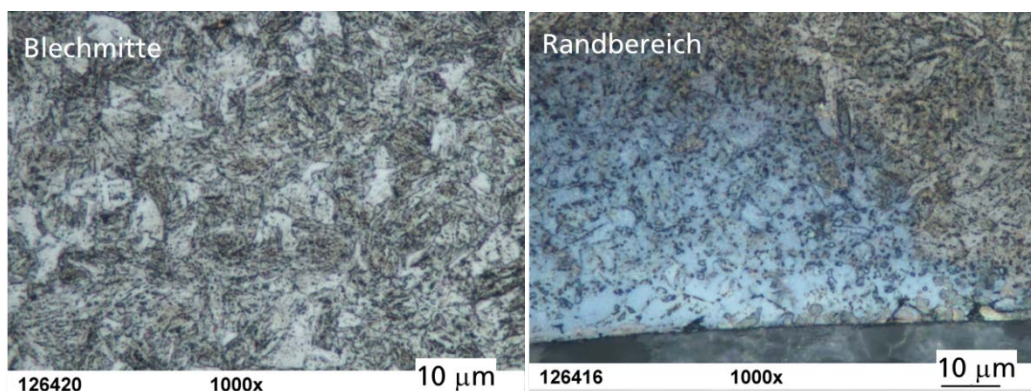


Abbildung 13-5: Lichtmikroskopbilder des Längsschliffes aus der Blechmitte und dem Randbereich für HCT980C (1,5 mm)

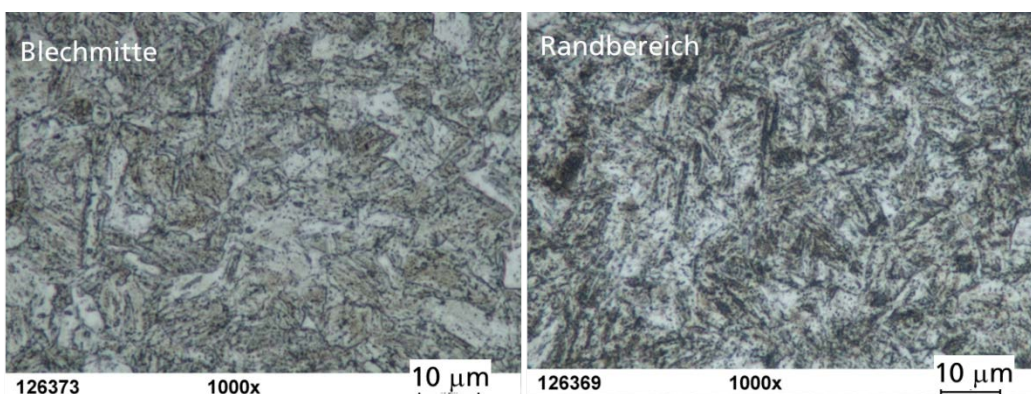


Abbildung 13-6: Lichtmikroskopbilder des Längsschliffes aus der Blechmitte und dem Randbereich für HCT980C (2,0 mm)

Tabelle 13-1: Kennwerte für die Stahlblechwerkstoffe, die für die Entwicklung der Scherprobengestaltung genutzt wurden

Werkstoff	Probennummer	Blechdicke	nominale	$R_{p0,2}$	R_m	A_g	A_{20mm}	n_{2-Ag}	Z	$\epsilon_z(TFS)$	$\epsilon_z(DIC)$
		t [mm]	Dehnrage [s ⁻¹]	[MPa]	[MPa]	[%]	online [%]	[-]	[%]	(-ln(1-Z)) [-]	[-]
HCT780C (CR570Y780T-CP)	ALF1-Fz-S1Q	1,01	0,0008	750	944	7,0	12,3	0,089	50,6	0,71	
	ALF1-Fz-S2Q	1,01	0,0008	746	943	7,1	12,7	0,087	45,4	0,61	
	ALF1-Fz-S3Q	1,01	0,0008	741	950	7,6	12,9	0,086	48,5	0,66	0,87
	Mittelwert:		0,0008	746	946	7,2	12,7	0,087	48,2	0,66	0,87
	Standardabweichung:			4	3	0,3	0,3	0,002	2,6	0,05	
HCT780C (CR570Y780T-CP)	ALF2-Fz-S1Q	1,51	0,0008	684	878	8,5	18,2	0,094	37,9	0,48	0,67
	ALF2-Fz-S2Q	1,51	0,0008	694	876	8,6	15,3	0,094	42,6	0,56	
	ALF2-Fz-S3Q	1,51	0,0008	691	879	8,0	18,7	0,095	70,9	1,24	
	Mittelwert:		0,0008	689	878	8,4	17,4	0,094	50,5	0,76	0,67
	Standardabweichung:			5	1	0,3	1,8	0,001	17,9	0,42	
CP-W 1000+Z	ALF3-Fz-S1Q	3,0	0,0008	818	979	8,5	17,1	0,099	39,7	0,51	0,46
	ALF3-Fz-S2Q	3,0	0,0008	802	985	8,3	17,8	0,103	37,3	0,47	
	ALF3-Fz-S3Q	3,0	0,0008	822	980	9,0	17,9	0,095	40,7	0,52	
	Mittelwert:		0,0008	814	981	8,6	17,6	0,099	39,2	0,50	0,46
	Standardabweichung:			10	3	0,3	0,4	0,004	1,8	0,03	
CR 780Y980T-CP- GI50/50	ALF4-Fz-S1Q	1,0	0,0008	938	1033	4,2	10,5	0,041	47,9	0,65	0,86
	ALF4-Fz-S2Q	1,0	0,0008	944	1041	4,8	10,7	0,047	45,5	0,61	
	ALF4-Fz-S3Q	1,0	0,0008	942	1044	4,8	11,3	0,048	42,7	0,56	
	Mittelwert:		0,0008	941	1039	4,6	10,8	0,045	45,4	0,61	0,86
	Standardabweichung:			3	6	0,4	0,4	0,004	2,6	0,05	
CR 780Y980T-CP- GI50/50	ALF5-Fz-S1Q	1,5	0,0008	889	1000	5,1	13,6	0,056	56,8	0,84	1,16
	ALF5-Fz-S2Q	1,5	0,0008	886	1007	5,0	13,9	0,058	52,0	0,73	
	ALF5-Fz-S3Q	1,5	0,0008	894	1002	5,2	13,7	0,056	53,0	0,75	
	Mittelwert:		0,0008	890	1003	5,1	13,7	0,057	53,9	0,78	1,16
	Standardabweichung:			4	3	0,1	0,2	0,001	2,5	0,06	
CR 780Y980T-CP- GI50/50	ALF6-Fz-S1Q	2,0	0,0008	921	1009	4,8	15,9	0,047	59,2	0,90	
	ALF6-Fz-S2Q	2,0	0,0008	923	1011	4,7	15,9	0,048	58,4	0,88	
	ALF6-Fz-S3Q	2,0	0,0008	923	1008	4,5	15,4	0,047	58,5	0,88	1,09
	Mittelwert:		0,0008	923	1009	4,6	15,7	0,047	58,7	0,88	1,09
	Standardabweichung:			1	1	0,1	0,3	0,001	0,4	0,01	
HCT980X+Z110MB	YS2-Fz-S2Q	1,5	0,0008	680	1006	9,9	18,2	0,132	34,6	0,42	
	YS2-Fz-S3Q	1,5	0,0008	686	1009	10,4	18,5	0,131	35,0	0,43	
	YS2-Fz-S1Q	1,5	0,0008	684	1006	10,5	18,7	0,133	35,8	0,44	0,53
	Mittelwert:		0,0008	683	1007	10,3	18,5	0,132	35,1	0,43	0,53
	Standardabweichung:			3	1	0,3	0,3	0,001	0,6	0,01	
HCT980X (blank)	AFZ2-Fz-S1Q	1,4	0,0008	762	1048	7,1	13,2	0,080	34,0	0,42	0,52
	AFZ2-Fz-S2Q	1,4	0,0008	758	1050	7,4	13,7	0,083	34,3	0,42	
	AFZ2-Fz-S3Q	1,4	0,0008	757	1049	6,8	13,2	0,081	32,2	0,39	
	Mittelwert:		0,0008	759	1049	7,1	13,4	0,081	33,5	0,41	0,52
	Standardabweichung:			3	1	0,3	0,3	0,002	1,1	0,02	
HX340LAD	YS1-Fz-S1Q	1,5	0,0008	391	461	17,2	35,4	0,148	59,9	0,91	1,11
	YS1-Fz-S2Q	1,5	0,0008	391	460	17,2	35,8	0,148	60,7	0,93	
	YS1-Fz-S3Q	1,5	0,0008	389	461	17,7	35,7	0,151	66,8	1,10	
	Mittelwert:		0,0008	390	461	17,4	35,6	0,149	62,5	0,98	1,11
	Standardabweichung:			1	1	0,3	0,2	0,002	3,8	0,10	



Abbildung 13-7: REM-Aufnahme (oberer bis mittlerer Bereich der Bruchfläche von symmetrischer C-Probe für HCT980XG, AFZ2-Sz-Sym-C02)

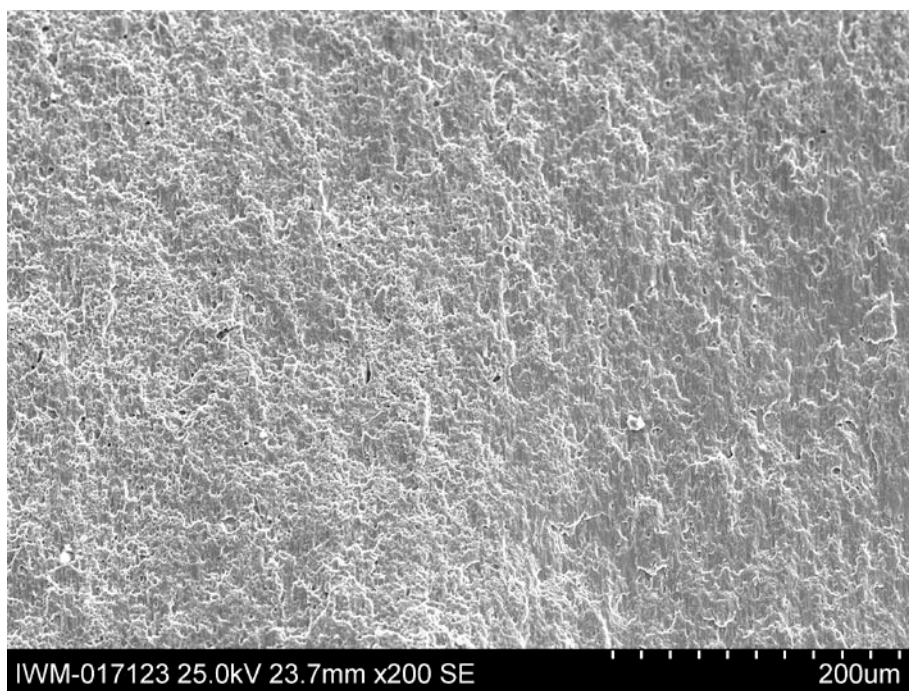


Abbildung 13-8: REM-Aufnahme (unterer Bereich der Bruchfläche von unsymmetrischer A-Probe für HCT980XG, AFZ2-Sz-A-01)

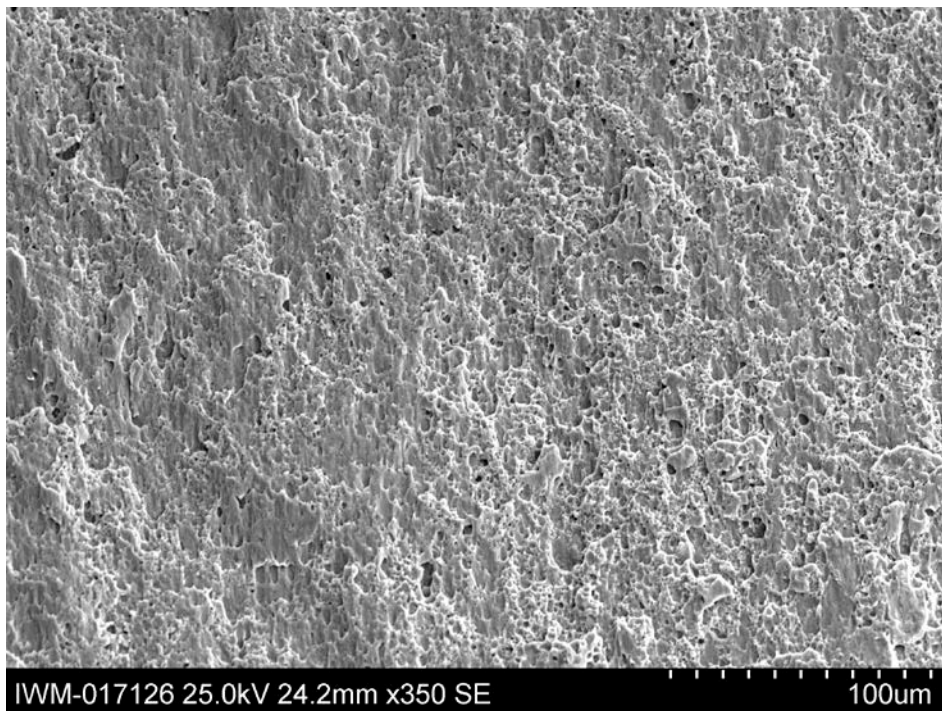


Abbildung 13-9: REM-Aufnahme (oberer Bereich der Bruchfläche von unsymmetrischer B-Probe für HCT980XG, AFZ2-Sz-B-01)

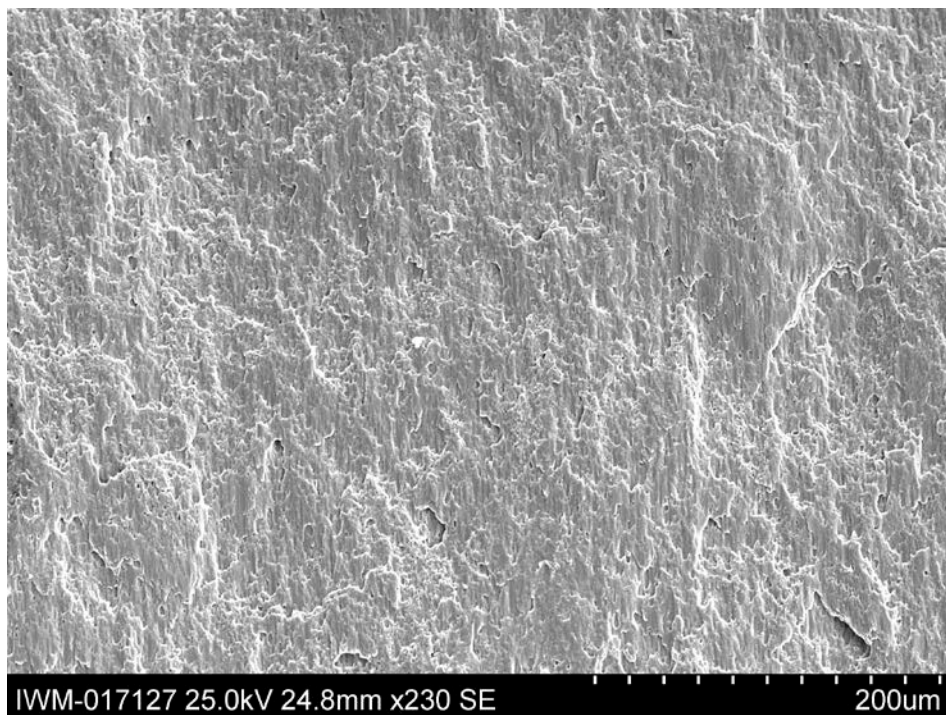


Abbildung 13-10: REM-Aufnahme (oberer Bereich der Bruchfläche von unsymmetrischer C-Probe für HCT980XG, AFZ2-Sz-C-02)

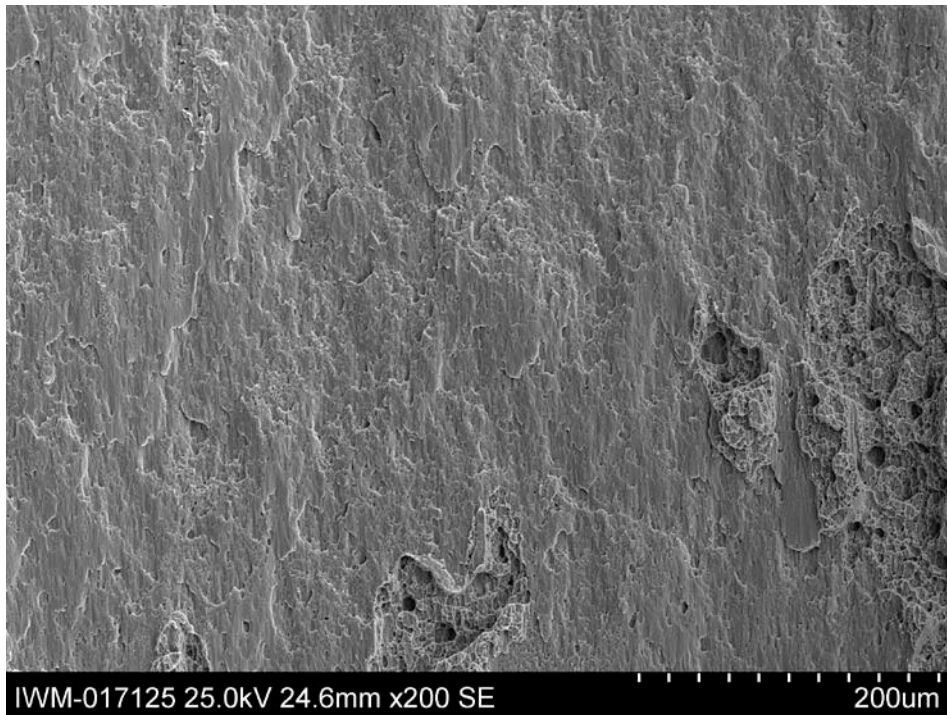


Abbildung 13-11: REM-Aufnahme (mittlerer Bereich der Bruchfläche von unsymmetrischer D-Probe für HCT980XG, AFZ2-Sz-D-01)



Abbildung 13-12: REM-Aufnahme (oberer Bereich der Bruchfläche von unsymmetrischer A-Probe für HX340LAD, AFZ1-Sz-A-01)

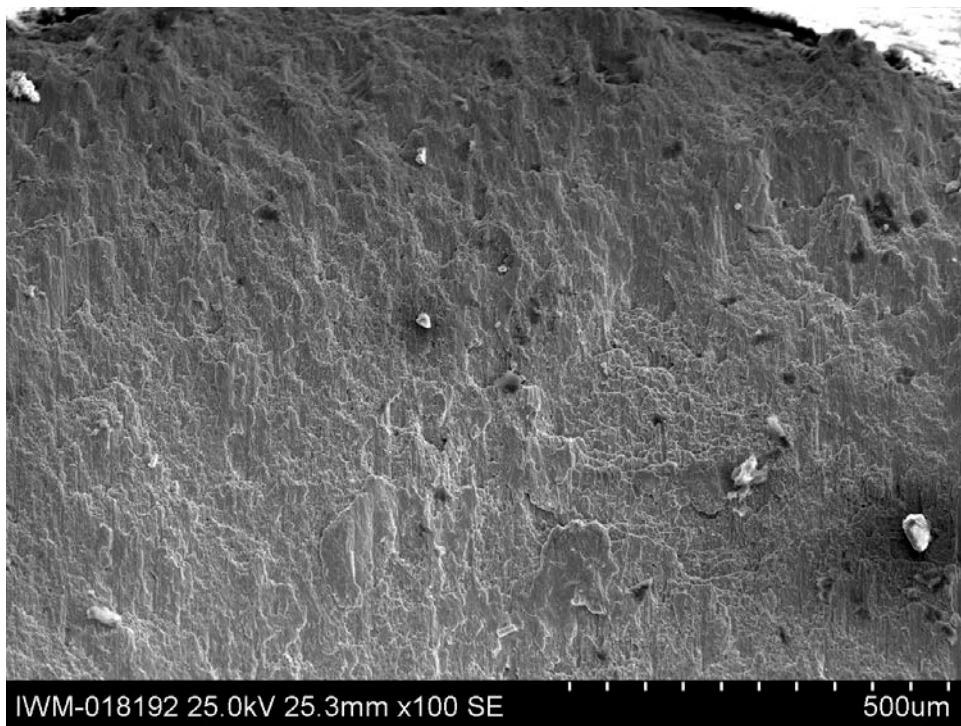


Abbildung 13-13: REM-Aufnahme (oberer Bereich der Bruchfläche von unsymmetrischer C-Probe für HX340LAD, AFZ1-Sz-C-01)

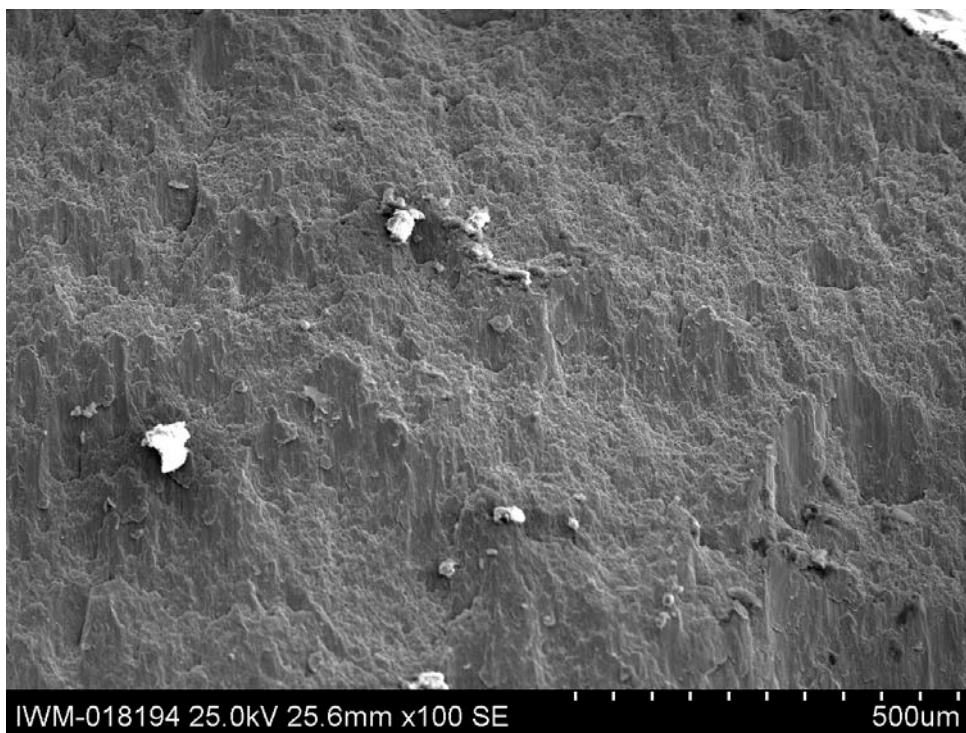


Abbildung 13-14: REM-Aufnahme (oberer Bereich der Bruchfläche von unsymmetrischer D-Probe für HX340LAD, AFZ1-Sz-D-01)

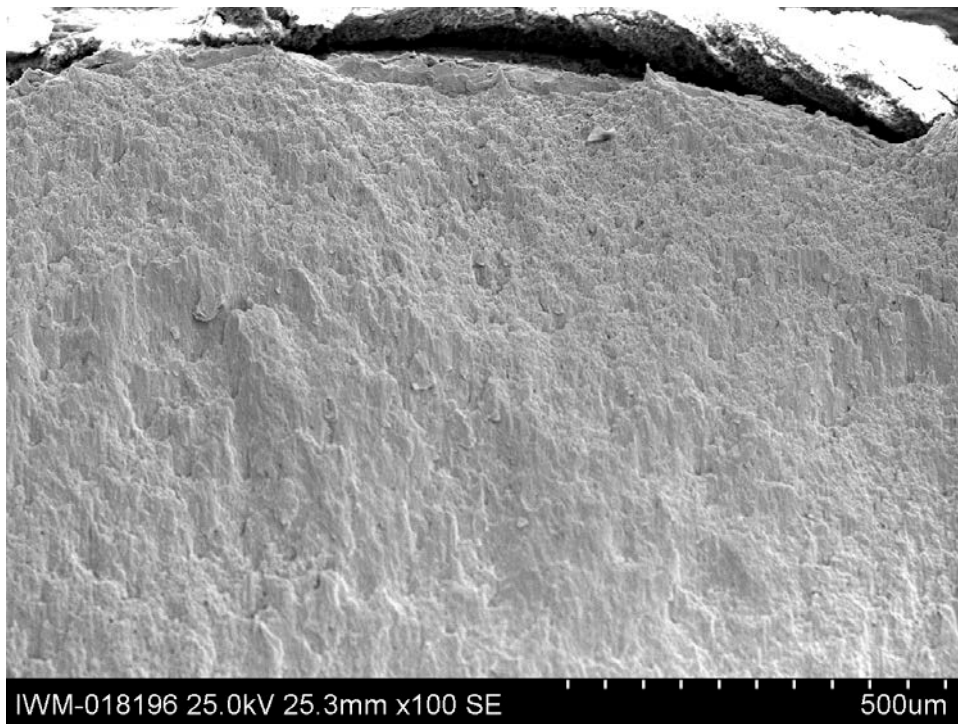


Abbildung 13-15: REM-Aufnahme (oberer Bereich der Bruchfläche von unsymmetrischer G-Probe für HX340LAD, AFZ1-Sz-G-01)

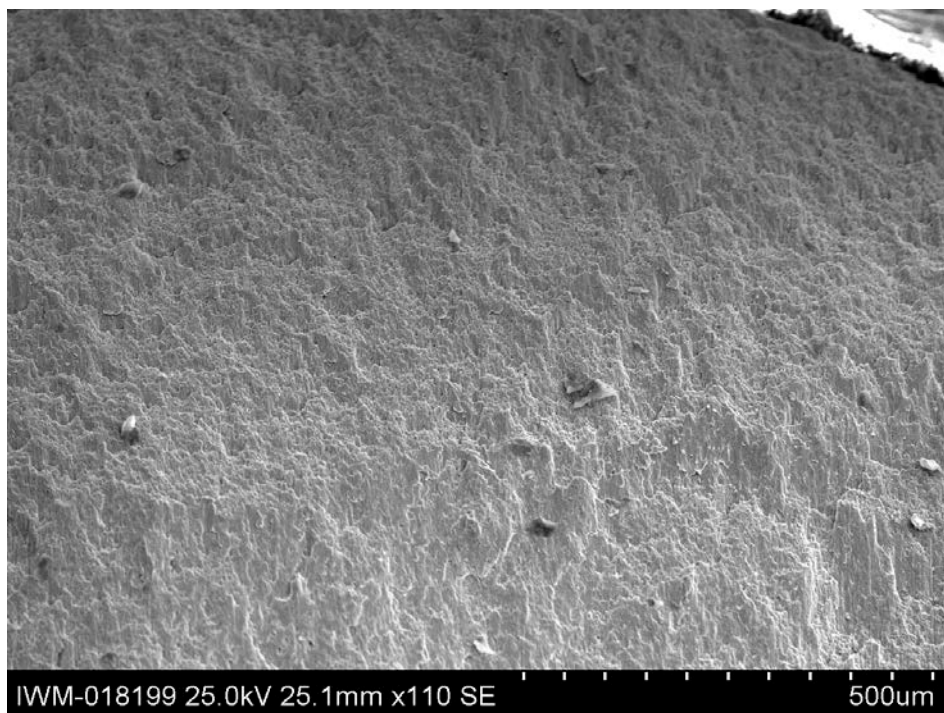


Abbildung 13-16: REM-Aufnahme (oberer Bereich der Bruchfläche von unsymmetrischer H-Probe für HX340LAD, AFZ1-Sz-H-01)

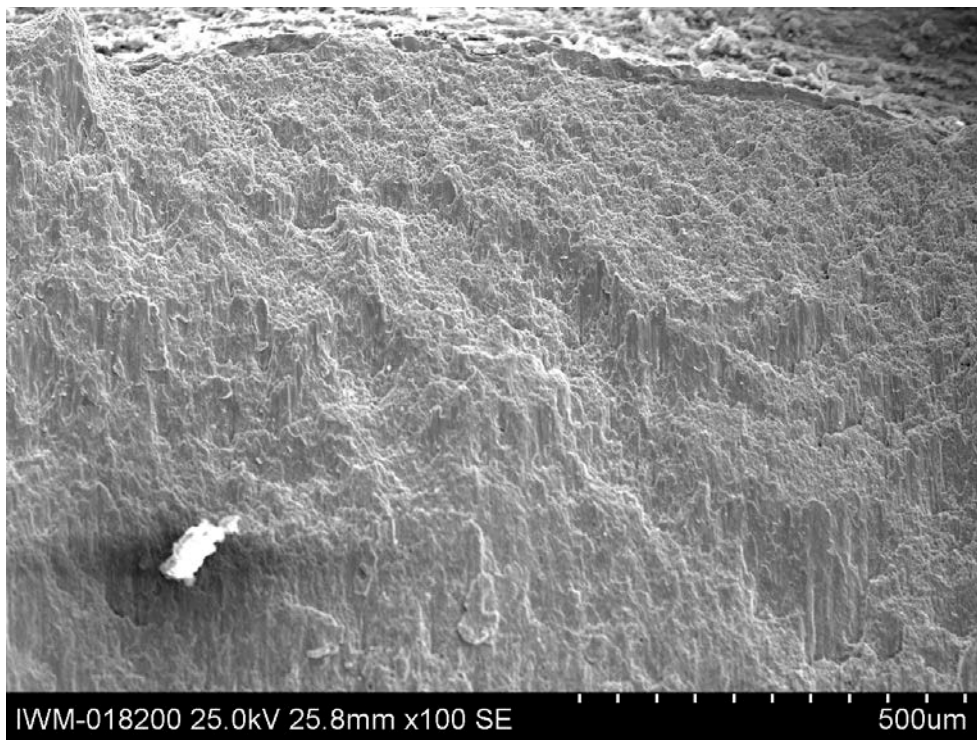


Abbildung 13-17: REM-Aufnahme (oberer Bereich der Bruchfläche von unsymmetrischer I-Probe für HX340LAD, AFZ1-Sz-I-01)

14 Einschätzung zur Realisierbarkeit des vorgeschlagenen und aktualisierten Transferkonzepts

Aufgrund der oben genannten vielfältigen Transfermaßnahmen in die Wirtschaft werden die Anforderungen zum Ergebnistransfer in die Wirtschaft und insbesondere zu kleinen und mittleren Unternehmen erfüllt.

Im Falle der Realisierung des in einem Folgeprojekt angestrebten Normenentwurfs kann das angestrebte Transferziel noch bei weitem übertroffen werden.

15 Darstellung des wissenschaftlich-technischen und wirtschaftlichen Nutzens der erzielten Ergebnisse insbesondere für KMU sowie ihres innovativen Beitrages und ihrer industriellen Anwendungsmöglichkeiten

Kleine und mittlere Unternehmen profitieren in besonderem Maße von Prüfstandards. Sie erlauben ihnen, ohne weitere Untersuchungen direkt die Prüfung entsprechend den validierten Vorgaben vorzunehmen oder durchführen zu lassen. Die eng definierten Anforderungen, die stark nach dem Konzept „keep it simple“ formuliert und gewichtet wurden, orientieren sich ebenfalls an dem Bedarf nach einfach reproduzierbar ermittelten Daten mit trotzdem möglichst gut anpassbaren Versuchsbedingungen. Dabei müssen diese Anpassungen genau definierten Vorgaben folgen. Die Rückführung auf den einachsigen Standardzugversuch trägt dem Ansatz „keep it simple“ ebenfalls Rechnung. Insgesamt ist der Ansatz einer parametrisierten Probe für eine große Werkstoffgruppe ein zukunftsweisendes Konzept, die Variabilität zu gewährleisten, um beste Ergebnisse zu erzielen, und trotzdem einen vereinheitlichten Prozess sicherzustellen, der die Geometrieanpassung, die Versuchsführung und die Auswertung beinhaltet. Diesen Optimierungsprozess kann ein KMU für eine Werkstoffcharakterisierung nicht leisten. Deshalb ist die Entwicklung der variablen, genau beschriebenen Anpassung ideal für KMU-Bedürfnisse.

Die direkte Umsetzung und Anwendbarkeit der Ergebnisse ist damit gegeben und wird auch schon in entsprechenden Untersuchungen von einzelnen PbA-Mitgliedern praktiziert.

Die aktuell angestrebte Umsetzung in einem Normenentwurf wird die weitere Verbreitung dieses Konzepts noch deutlich verstärken.

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 quasistatischer 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 gefurchtem Gewinde, 2018
- 310 Konzept zur Auslegungsmethodik zur Verhinderung des selbsttätigen Losdrehens bei Bauteilsystemen im Leichtbau, 2018
- 311 Experimentelle und numerische Identifikation der Schraubenkopferschiebung 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 Crashsimulation, 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

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) 2019

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