

Untersuchung und Vorhersage des Einflusses einer Blechvorumformung auf die Kantenrissempfindlichkeit bei Dualphasenstählen

Alexander Kindsmüller

Vollständiger Abdruck der von der TUM School of Engineering and Design der Technischen Universität München zur Erlangung eines Doktors der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.) genehmigten Dissertation.

Vorsitz: Prof. Dr.-Ing. Hartmut Spleithoff

Prüfende der Dissertation:

1. Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk
2. Prof. Dr.-Ing. Noomane Ben Khalifa

Die Dissertation wurde am 19.07.2024 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die TUM School of Engineering and Design am 30.01.2025 angenommen.

Vorwort und Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen (utg) der Technischen Universität München. Die tatkräftige Unterstützung meiner Vorgesetzten, Kollegen und Studenten hat wesentlich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen, weshalb ich ihnen zu Dank verpflichtet bin.

Meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk, Ordinarius des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München, gilt mein besonderer Dank für das entgegengebrachte Vertrauen, die fachlichen Diskussionen sowie die uneingeschränkte Unterstützung. Ebenso möchte ich mich bei Herrn Prof. i.R. Dr.-Ing Hartmut Hoffmann sowie Herrn Dr.-Ing. Roland Golle für die fachliche Unterstützung und Förderung sowie intensive Diskussionen im Rahmen von Präsentationsdurchsprachen danken. Herrn Prof. Dr.-Ing. Noomane Ben Khalifa danke ich für dessen Interesse an meiner Arbeit und die Tätigkeit als Gutachter. Herrn Prof. Dr.-Ing. Hartmut Spliethoff sei für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes gedankt.

Des Weiteren möchte ich mich bei allen Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern des utg für die angenehme Zeit am Lehrstuhl bedanken. Der kollegiale Zusammenhalt und das positive Arbeitsklima haben die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit einfacher und angenehmer gemacht. Insbesondere sei meinem langjährigen Bürokollegen Roman Norz für den fachlichen Austausch und meinem Hiwi Daniel Demler für die Mithilfe bei der Versuchsdurchführung gedankt. Auch die Unterstützung bei Laboruntersuchungen durch Corinna und Maria haben zum Erfolg dieser Arbeit beigetragen. Zuletzt möchte ich noch unseren Werkstattmitarbeitern Marco und Andy danken, ohne deren Anfertigung von tausenden von Probenrohlingen die durchgeführten Untersuchungen nicht möglich gewesen wären.

Ganz besonderer Dank gebührt meiner Familie, die durch ihre Förderung, Geduld und uneingeschränkte Unterstützung meine Ausbildung erst ermöglicht haben. Auch meiner Frau Lara kann ich nicht genug für ihren bedingungslosen Rückhalt und ihre tägliche Unterstützung danken. Euch ist diese Arbeit gewidmet.

Inhalt

Verzeichnis der Kurzzeichen	X
Verzeichnis der Abkürzungen	XII
1 Einleitung	1
2 Grundlagen und Stand der Kenntnisse	4
2.1 Scherschneiden	4
2.1.1 Grundlagen und Einordnung	4
2.1.2 Ablauf des Scherschneidprozesses	6
2.1.3 Charakteristika der schergeschnittenen Kante	7
2.2 Werkstoffversagen bei nicht-linearen Dehnpfaden	8
2.3 Kantenrisse	12
2.3.1 Grundlagen	12
2.3.2 Verfahren zur Untersuchung der Kantenrissempfindlichkeit	13
2.3.3 Ursachen für eine Kantenrissempfindlichkeit	20
2.3.4 Einfluss der Scherschneidparameter auf die Kantenrissempfindlichkeit	26
2.3.5 Einfluss einer Blechvorumformung auf die Kantenrissempfindlichkeit	28
2.4 Forschungsbedarf	31
3 Zielsetzung und Aufgabenstellung	34
4 Versuchswerkstoffe	36
4.1 HCT590X+Z	37
4.2 HCT780X+Z	39
4.3 HCT980X	41
5 Versuchsanlagen, Werkzeuge und Messeinrichtungen	43
5.1 Versuchsanlagen	43
5.1.1 Hydraulische Tiefziehpresse Dieffenbacher	43
5.1.2 Mechanische Schnellläuferpresse Bruderer	43
5.2 Versuchswerkzeuge	44

5.2.1	Modifiziertes Marciakwerkzeug.....	44
5.2.2	Zugproben-Scherschneidwerkzeug	45
5.3	Mess- und Prüfeinrichtungen	46
5.3.1	Universal Zugprüfmaschine	46
5.3.2	GOM Argus	47
5.3.3	GOM Aramis	47
5.3.4	Mikrohärteprüfer	48
5.3.5	Nanoindenter	48
6	Versuchsplan.....	50
7	Versuchsbeschreibung, -durchführung und -auswertung.....	51
7.1	Blechvorumformung	51
7.2	Edge-Fracture-Tensile-Test.....	54
7.3	Ermittlung der Kantenrissempfindlichkeit bei Vorumformung	56
7.4	Mikrohärtemessungen	58
7.5	Nanohärtemessungen	59
7.6	Auswahl zu untersuchender Scherschneidstrategien	61
7.6.1	Ziele und Definition des Untersuchungsraumes.....	61
7.6.2	Überblick über die zu untersuchenden Scherschneidstrategien	63
8	Versuchsergebnisse.....	67
8.1	Einfluss der relativen Schneidspaltänderung aufgrund abnehmender Blechdicke auf das Restformänderungsvermögen	67
8.2	<i>Edge-Fracture-Tensile-Tests</i> mit vorumgeformten Proben	69
8.2.1	Einfluss einer Vorumformung auf den Ort der Dehnungslokalisierung vor Probenbruch	69
8.2.2	Einfluss einer Vorumformung auf das Restformänderungsvermögen der schergeschnittenen und gefrästen Proben.....	72
8.2.3	Einfluss einer Vorumformung auf die Kantenrissempfindlichkeit	78
8.2.4	Einfluss der Walzrichtung bei Vorumformung sowie einer Änderung der Belastungsrichtung auf die Kantenrissempfindlichkeit.....	89
8.3	Ermittlung der Eigenschaften der Probenkante.....	92

8.3.1	Mikrohärtemessungen.....	93
8.3.2	Gefügeuntersuchungen und Schädigung.....	96
8.3.3	Nanohärtemessungen in den einzelnen Gefügephasen	99
9	Diskussion der Versuchsergebnisse	102
9.1	Einfluss der Schneidstrategie auf die Kantenrissempfindlichkeit	102
9.2	Einfluss einer Vorumformung auf die Kantenrissempfindlichkeit.....	102
9.3	Ursachen für die reduzierte Kantenrissempfindlichkeit nach Vorumformung....	106
10	Empirische Modellbildung zur Vorhersage der Kantenrissempfindlichkeit nach Vorumformung mit beliebigen Blechwerkstoffen und Scherschneidstrategien....	110
10.1	Ermittlung von Funktionsparametern für das Modell anhand der experimentellen Untersuchungen	110
10.2	Untersuchung geeigneter Interpolationsstrategien	112
10.3	Test der Vorhersagequalität des Modells anhand einer weiteren Scherschneidstrategie mit dem Werkstoff HCT780X+Z	120
11	Zusammenfassung und Ausblick	124
A.	Abbildungsverzeichnis.....	126
B.	Tabellenverzeichnis.....	131
C.	Literatur.....	132
D.	Normen und Richtlinien	145

Verzeichnis der Kurzzeichen

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
A	%	Bruchdehnung
A_g	%	Gleichmaßdehnung
b_E	mm	Kanteneinzugsbreite
b_G	mm	Schnittgratbreite
D_0	mm	Ausgangslochdurchmesser
D_h	mm	Mittlerer Lochdurchmesser nach Probenversagen
h_B	mm	Bruchflächenhöhe
h_E	mm	Kanteneinzugshöhe
h_G	mm	Schnittgrathöhe
H_{IT}	GPa	Indentierungshärte
h_s	mm	Glattschnitthöhe
H_v	HV	Vickershärte
HWD	-	Halbwertsdehnung
K	-	Korrekturfaktor
K_{ec}	-	Kantenrissempfindlichkeitsfaktor
$K_{ec,h}$	-	Kantenrissempfindlichkeitsfaktor bei halbierter Kantenrissempfindlichkeit
$K_{ec,init}$	-	initialer Kantenrissempfindlichkeitsfaktor
l	-	Länge des Dehnpfades
L_0	mm	anfängliche Messlänge
l_{FLC}	-	Länge des Dehnpfades bis zum Schnittpunkt mit der FLC
n	-	Verfestigungsexponent
r	μm	Schneidkantenradius
r	-	senkrechte Anisotropie
R_m	MPa	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	MPa	Streckgrenze
S_0	mm	Blechdicke
β	$^\circ$	Bruchflächenwinkel

Formelzeichen	Einheit	Bedeutung
β	-	Dehnungsverhältnis
β_{nach}	-	Dehnungsverhältnis der Nachumformung
β_{vor}	-	Dehnungsverhältnis der Vorumformung
λ	-	Dehnpfadlängenverhältnis
λ	-	Lochaufweitungsverhältnis
λ_{korr}	-	korrigierte Dehnpfadlänge
λ_{nach}	-	Dehnpfadlängenverhältnis der Nachumformung
λ_{vor}	-	Dehnpfadlängenverhältnis der Vorumformung
φ_1	-	logarithmische Hauptformänderung
$\varphi_{1,\text{Probe}}$	-	gemittelte logarithmische Hauptformänderung bei Beginn lokaler Einschnürung der halbseitig schergeschnittenen Kantenrisszugproben
$\varphi_{1,\text{Ref}}$	-	gemittelte logarithmische Hauptformänderung bei Beginn lokaler Einschnürung der beidseitig gefrästen Referenzproben
$\varphi_{1,\text{Rest}}$	-	logarithmisches Restformänderungsvermögen (Hauptformänderung)
$\varphi_{\text{vonMises}}$	-	logarithmischer Vergleichsumformgrad nach von Mises
$\varphi_{\text{vonMises},\text{vor}}$	-	logarithmische Vergleichsvorumformung nach von Mises
$\varphi_{1,\text{vor}}$	-	logarithmische Hauptformänderung der Vorumformung
φ_2	-	logarithmische Nebenformänderung
φ_3	-	logarithmische Blechdickenänderung
σ	-	Standardfehler / Standardabweichung

Verzeichnis der Abkürzungen

Abkürzung	Bedeutung
3D	dreidimensional
AHSS	Advanced High-Strength Steel
Al	Aluminium
As	Arsen
BI	biaxial
BMW	Bayerische Motoren Werke
C	Kohlenstoff
CCD	Charge-Coupled Device
Cr	Chrom
Cu	Kupfer
Cut	halbseitig schergeschnittene Kantenrisszugprobe
DIN	Deutsches Institut für Normung e. V.
DP-Stahl	Dualphasenstahl
EFTT	<i>Edge-Fracture-Tensile-Test</i> / Kantenrisszugversuch
EN	Europäische Norm
Fe	Eisen
FEM	Finite-Elemente-Methode
FE-Simulation	Finite-Elemente-Simulation
FLC	Forming-Limit-Curve / Grenzformänderungskurve
FLD	Forming-Limit-Diagram / Grenzformänderungsdiagramm
Gew.%	Gewichtsprozent
GFLC	Generalized-Forming-Limit-Concept
HV	Vickershärte
HWD	Halbwertsdehnung
ISO	International Organization for Standardization / Internationale Organisation für Normung
LED	Light-Emitting Diode
max.	maximal
min.	minimal

Abkürzung	Bedeutung
Mn	Mangan
Mo	Molybdän
Nb	Niob
Ni	Nickel
OP	Herstelloperation
P	Phosphor
PC	Personal Computer
PKW	Personenkraftwagen
PLC-Effekt	Portevin-Le-Chatelier-Effekt
PS	Plane strain
Ref	beidseitig gefräste Referenzprobe
rel.	relativ
S	Schwefel
Si	Silizium
Sn	Zinn
SSP	Schneidspalt
TAMM-Stahl	Third-Generation Automotive Medium-Mn Stahl
Ti	Titan
TRIP-Stahl	Transformation Induced Plasticity Stahl
TU	Technische Universität
TWIP-Stahl	Twinning Induced Plasticity Stahl
UNI	uniaxial
utg	Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen
V	Vanadium
VDI	Verein Deutscher Ingenieure
vgl.	vergleiche
Vol.%	Volumenprozent
z.B.	zum Beispiel
α	Ferrit
γ	Austenit

1 Einleitung

Die Karosserie stellt bei PKW das größte und wesentliche dem Fahrzeug formgebende Bauteil dar. Anforderungen an die Fahrzeugkarosserie sind unter anderem eine hohe Steifigkeit und Festigkeit bei einem geringen Eigengewicht. Zudem sind gute Crasheigenschaften sicherzustellen. Dabei müssen unzulässige Intrusionen in den Innenbereich zum Schutz der Insassen, aber auch anderer kritischer Elemente wie der Batterie, verhindert werden. Weiterhin muss eine wirtschaftliche Herstellbarkeit gewährleistet sein. (Birkert et al., 2013)

Zur Erreichung dieser Ziele kommen häufig Stahlsorten zum Einsatz, welche hohe Festigkeiten bei gleichzeitig guter Umformbarkeit bieten. Diese tragen zur Massereduzierung durch Werkstoffleichtbau bei, indem sie eine Verringerung der notwendigen Blechdicken ermöglichen. Zusammengefasst werden solche hoch- und höherfesten Stähle als Advanced High-Strength Steel (AHSS) bezeichnet. (Lüdke und Pfestorf, 2005) Eine Gruppe innerhalb der AHSS stellen Mehrphasenstähle dar, wozu auch die Dualphasenstähle (DP-Stähle) zu zählen sind. Das Gefüge von DP-Stählen ist gekennzeichnet durch eine Kombination aus harten martensitischen Anteilen, die in eine duktile ferritische Matrix eingebettet sind. Dieses Zusammenspiel bietet eine gute Verarbeitbarkeit aufgrund großer erzielbarer Dehnungen bei gleichzeitig hohen Zugfestigkeiten. (Fonstein, 2017)

Bei der Massenproduktion von umgeformten Blechbauteilen ist das Scherschneiden das bevorzugte Trennverfahren, da dieses eine hohe Ausbringungsmenge bei vergleichsweise geringen Stückkosten ermöglicht und sich somit durch eine hohe Wirtschaftlichkeit auszeichnet (Hörmann et al., 2006). Die Umformung schergeschnittener Kanten aus Dualphasenstahl stellt jedoch eine bereits seit längerem bekannte Problematik dar, da dabei Kantenrisse auftreten können (Embry und Duncan, 1982), (Davies, 1983). Dies bedeutet, dass ein vorzeitiges Werkstoffversagen an der schergeschnittenen Kante zu Anrisse führt, woraus defekte Bauteile resultieren können (siehe Abbildung 1.1). Mögliche Folgen sind neben Bauteilausschuss oder -nacharbeit auch die Notwendigkeit von konstruktiven Änderungen an der Teilegeometrie oder eine Anpassung der Werkzeuge. Zusätzlich zu den damit verbundenen Kosten können auch Verzögerungen im Produktionsablauf die Rentabilität der Fertigung reduzieren. Folglich sind genaue Kenntnisse über die Kantenrissempfindlichkeit notwendig, um diesen Faktor bereits frühzeitig bei der Bauteilkonstruktion und der Bewertung der Herstellbarkeit in der Umformsimulation berücksichtigen zu können.

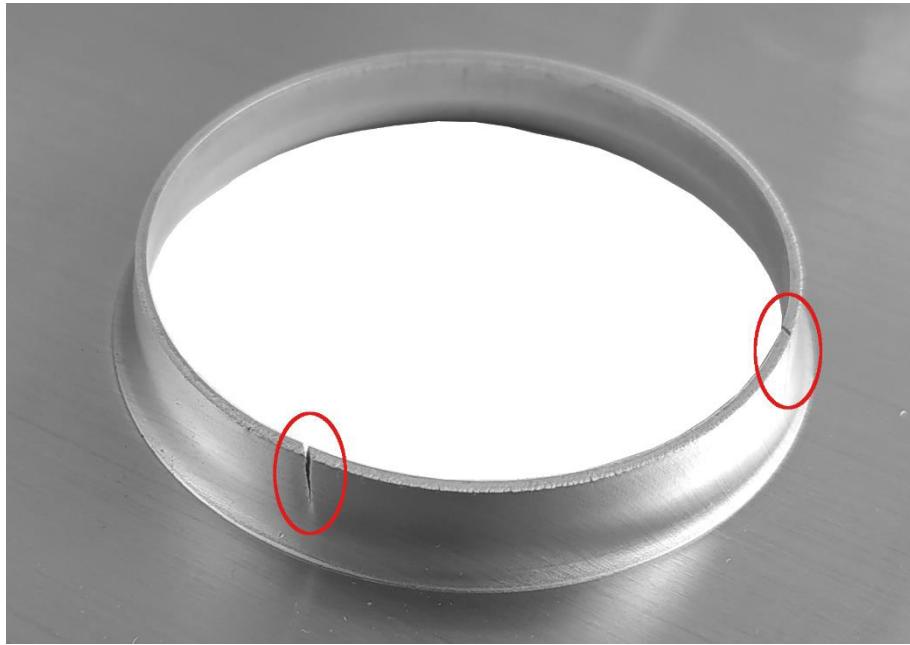


Abbildung 1.1: Kantenrisse an einer schergeschnittenen Kragenkante

Die Produktion zahlreicher komplexer Blechumformbauteile erfolgt in der Regel als Sequenz verschiedener umformender und trennender Prozessschritte. Nach dem Platinenzuschnitt wird das Teil in einem ersten Tief- bzw. Streckziehvorgang in Form gebracht. Anschließend können Innen- und Außenkonturen mittels Beschneiden, Ausschneiden und Lochen erzeugt werden. Die Herstellung von zusätzlichen, im ersten Ziehvorgang nicht darstellbaren Details der finalen Bauteilgeometrie geschieht durch weitere Operationsfolgen wie Nachformen, Abstellen, Falzen oder Durchstellen. Ein möglicher Ablauf dieser Prozesskette ist beispielhaft in Abbildung 1.2 anhand eines PKW-Seitenrahmens illustriert. (Volk, 2022)

Im Zuge dieser mehrstufigen Prozessabfolge ist es möglich, dass eine Schneidoperation in einem bereits zuvor umgeformten Bereich des Blechs erfolgt und die neu entstandene Kante in einer nachfolgenden Operation einer weiteren Umformung unterzogen wird. Ein typisches Beispiel einer solchen nachfolgenden Umformoperation ist die Fertigung von Durchstellungen mittels Kragenziehen. Folglich muss bei der Bewertung des Restumformvermögens der Kante neben dem bereits durch die Vorumformung aufgebrauchten Formänderungsvermögen auch der Einfluss dieser Vorumformung auf die Kantenrissempfindlichkeit berücksichtigt werden. Nur so kann eine prozesssichere und schädigungsfreie Bauteilherstellbarkeit in der Serienfertigung gewährleistet werden.

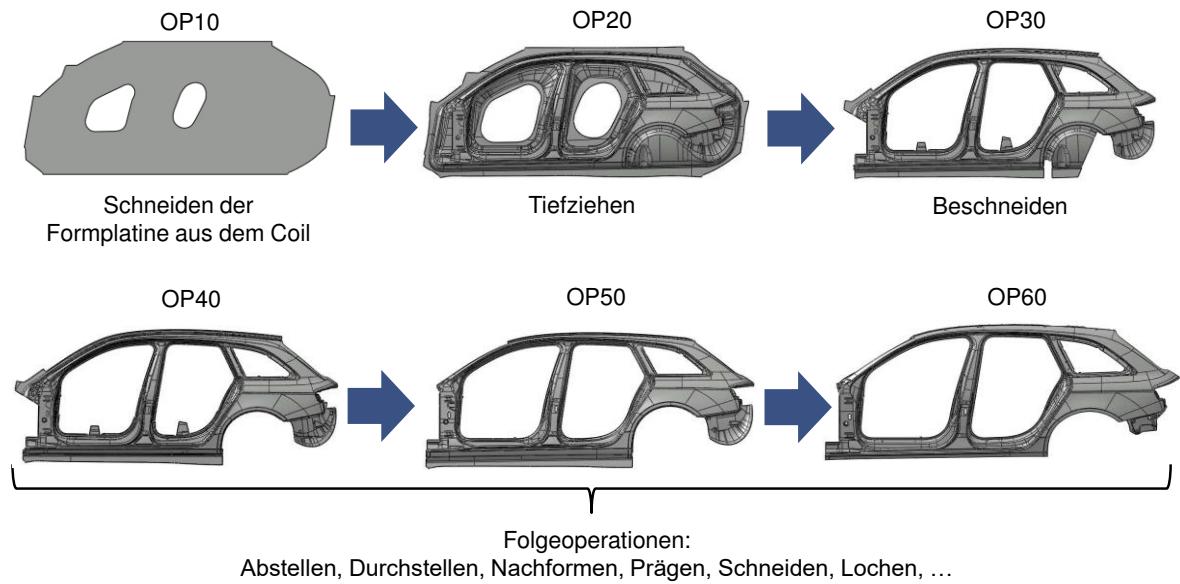


Abbildung 1.2: Herstellung eines Karosseriebauteils (Seitenrahmen) in einer mehrstufigen Operationsfolge nach Volk (2022)

2 Grundlagen und Stand der Kenntnisse

In diesem Kapitel wird ein Überblick über die der Arbeit zugrundeliegenden Themenkomplexe und den aktuellen Stand der Literatur gegeben. Hierzu werden zunächst die Grundlagen des Scherschneidens erläutert, welche neben einer Einordnung auch die Prozessabläufe sowie die Charakteristika der damit erzeugten Kanten umfassen. Anschließend werden Zusammenhänge präsentiert, mit welchen das Verhalten bei komplexen Abfolgen von Umformvorgängen beschrieben werden kann. Dies ist insoweit essentiell für das Verständnis der Arbeit, da auf beliebige Vorumformungen stets eine annähernd uniaxiale Nachumformung im Bereich der Bauteilkante folgt. Weiterhin wird auf grundlegende Erkenntnisse in Bezug auf Kantenrisse eingegangen. Diese beinhalten neben möglichen Untersuchungsverfahren auch den Einfluss verschiedener Parameter auf die Kantenrissempfindlichkeit. Insbesondere wird der aktuelle Stand der Literatur zum Einfluss einer Vorumformung auf die Kantenrissempfindlichkeit dargestellt. Anhand der daraus hervorgehenden offenen Fragestellungen leitet sich der Forschungsbedarf ab.

2.1 Scherschneiden

2.1.1 Grundlagen und Einordnung

Das Scherschneiden hat sich im letzten Jahrhundert zu einem der am weitesten verbreiteten Massenfertigungsverfahren entwickelt. So kommt bei der Produktion eines nahezu jeden technischen Wirtschaftsgutes dieser Fertigungsprozess – zumindest teilweise – zum Einsatz. (Hörmann et al., 2006)

Eine Einteilung der Fertigungsverfahren kann anhand der DIN 8580 erfolgen. Dabei ist das Scherschneiden innerhalb der Hauptgruppe 3 (Trennen) sowie der Gruppe 3.1 (Zerteilen) anzusiedeln und bildet die Untergruppe 3.1.1. Zerteilen ist definiert als das mechanische Trennen von Werkstücken ohne die Entstehung von formlosen Stoff wie Späne. Weiterhin wird das Scherschneiden beschrieben als das Zerteilen von Werkstücken zwischen zwei Schneiden, welche sich aneinander vorbeibewegen. (DIN 8588) Ein Überblick über die Einordnung des Scherschneidens innerhalb der Hauptgruppe 3 (Trennen) ist in Abbildung 2.1 gegeben. Weitere Untergruppen innerhalb der Gruppe des Zerteilens bilden neben dem Scherschneiden die Verfahren Messerschneiden, Beißschneiden, Spalten, Reißen oder Brechen (DIN 8580).

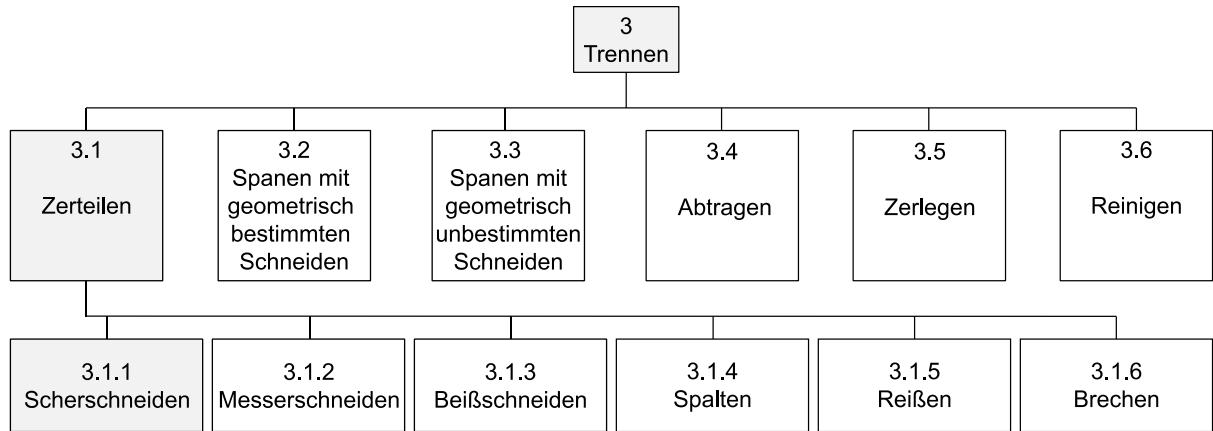


Abbildung 2.1: Einordnung des Scherschneidens nach DIN 8580

Die prinzipiellen Elemente eines Scherschneidwerkzeugs sind der Stempel und die Matrize, welche in der Praxis zusätzlich noch durch einen Niederhalter ergänzt werden. Dieser verhindert ein Abheben des Blechs von der Matrize und ermöglicht beim Rückhub ein Abstreifen des Bauteils vom Stempel. (Hoffmann et al., 2012) Eine wesentliche Kenngröße stellt der Schneidspalt dar. Dieser ist nach VDI 2906 als der gleichmäßige Abstand zwischen den beiden Schneiden an Stempel und Matrize definiert. Oftmals wird der Schneidspalt auf die Blechdicke bezogen und als relative Größe in Prozent angegeben (Hoffmann et al., 2012). Neben der resultierenden Schneidkraft beeinflusst der Schneidspalt auch wesentlich die Güte der Schnittfläche (Lange, 1990). Abbildung 2.2 zeigt den schematischen Aufbau eines Scherschneidwerkzeugs.

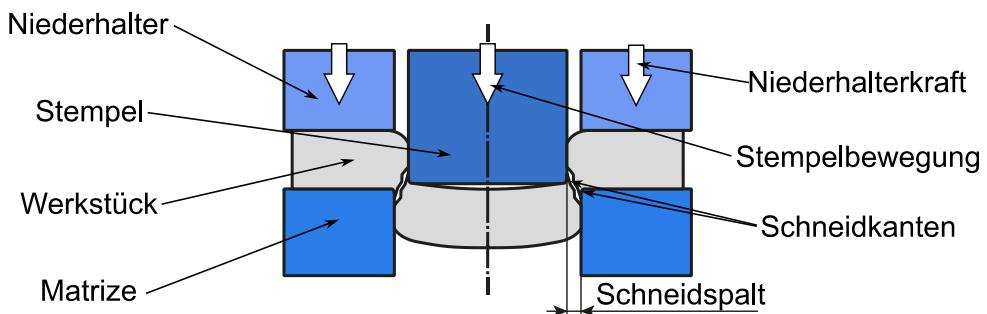


Abbildung 2.2: Prinzipieller Aufbau eines Scherschneidwerkzeugs nach Hoffmann et al. (2012)

Des Weiteren kann eine Unterteilung nach der Art der Schnittlinie vorgenommen werden. Während beim geschlossenen Schnitt die Schnittlinie eine in sich geschlossene Kontur bildet und die Werkstückränder nicht schneidet, kreuzt beim offenen Schnitt die Schnittlinie die Werkstückberandung (Lange, 1990). Dieser Zusammenhang ist in Abbildung 2.3 dargestellt.

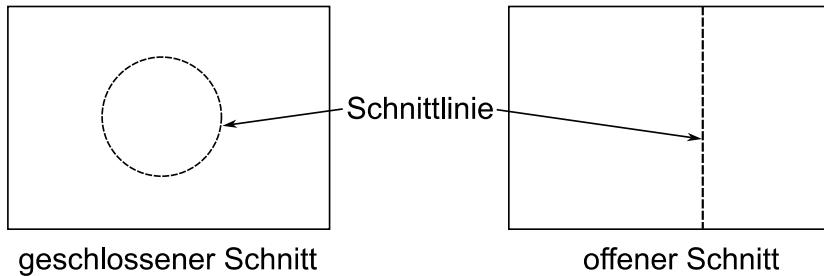


Abbildung 2.3: Vergleich zwischen geschlossenem und offenem Schnitt

2.1.2 Ablauf des Scherschneidprozesses

Nach Hoffmann et al. (2012) kann der Scherschneidvorgang in fünf charakteristische Phasen eingeteilt werden (siehe Abbildung 2.4). In Phase 1 klemmt der Niederhalter das Blech und der Stempel setzt auf der Blechoberfläche auf. Anschließend folgt in Phase 2 eine elastische Verformung des Blechs, wobei ein Biegemoment entsteht. Dieses hat eine Durchbiegung des Schnittteils zur Folge, woraus eine ringförmige Kontaktzone zwischen Stempel und Blechoberfläche resultiert. Ein Abheben des Blechs von der Matrize wird dabei durch den Niederhalter unterbunden. Sobald die Spannungen in der Scherzone die Schubfließgrenze des Werkstoffs überschreiten, beginnt dieser plastisch zu fließen (Phase 3). Hierbei bilden sich der Kanteneinzug sowie der Glattschnittanteil aus. Sobald die Spannungen mit anwachsender Stempelintauchtiefe die Schubbruchgrenze übersteigen, entstehen in Phase 4 erste Fehlstellen in der Scherzone. Diese wachsen anschließend weiter an und vereinigen sich, bis ein makroskopischer Anriß entsteht und das Blech durchbricht. (Isik et al., 2016) Dabei können auch Fehlstellen und Defekte im Bereich der Schnittkante des Bauteils zurückbleiben (Saito et al., 2020). In der letzten Phase 5 erfolgt die Werkstoffrückfederung, die ein Klemmen zwischen Blech und den Aktivelementen hervorrufen kann. Zudem findet der Stempelrückhub statt. (Hoffmann et al., 2012)

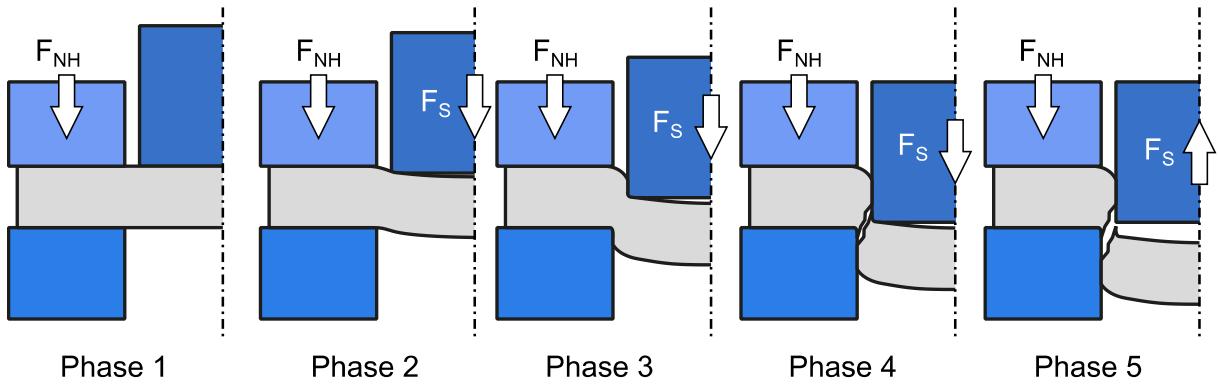


Abbildung 2.4: Die fünf Phasen eines Scherschneidvorgangs nach Hoffmann et al. (2012)

2.1.3 Charakteristika der schergeschnittenen Kante

Schergeschnittene Kanten weisen eine typische Geometrie auf, die nach VDI 2906 in vier Bereiche unterteilt werden kann. Diese sind Kanteneinzug, Glattschnitt, Bruchfläche und Schnittgrat. Neben der Angabe der absoluten Maße einer jeden Zone ist insbesondere bei Kanteneinzug, Glattschnitt und Bruchfläche auch eine relative Bemaßung auf die Blechdicke bezogen üblich. Eine idealisierte Abbildung der schergeschnittenen Kante mit den definierten Schnittflächenkenngrößen ist in Abbildung 2.5 gegeben.

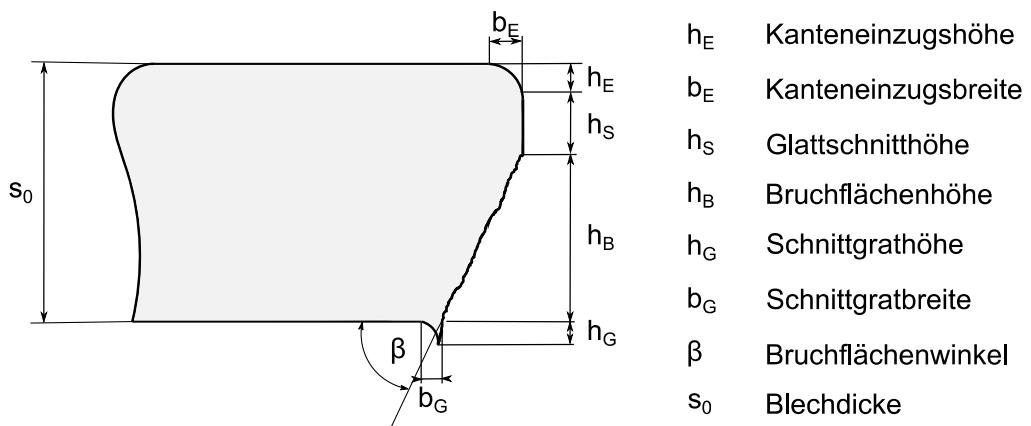


Abbildung 2.5: Schnittflächenkenngrößen beim Scherschneiden nach VDI 2906

Da das Scherschneiden immer mit einer Umformung des kantennahen Bereiches verbunden ist, existiert eine durch den Trennprozess beeinflusste Randzone. Diese kann sich hinsichtlich Härte und Gefügestruktur vom Grundwerkstoff unterscheiden. So weisen schergeschnittene Kanten eine erhöhte Härte, verglichen mit dem kantenfernen Material, auf. (VDI 2906) Zudem wird die Kornstruktur in der Scherzone in Blechdickenrichtung entsprechend der Stempelbewegung gedehnt und verzerrt (Wu et al., 2012).

2.2 Werkstoffversagen bei nicht-linearen Dehnpfaden

Die Vorhersage des Umformvermögens von Blechwerkstoffen erfolgt üblicherweise mit Hilfe des Grenzformänderungsdiagramms (Forming-Limit-Diagram – FLD). Dazu werden in der Regel mittels FEM-Simulationen die zu erwartenden Hauptformänderungen φ_1 und Nebenformänderungen φ_2 eines Bauteils ermittelt und deren Lage im FLD mit einer Grenzkurve verglichen. Diese ist als Grenzformänderungskurve (Forming-Limit-Curve – FLC) bekannt und wurde erstmals durch Keeler und Backofen (1963) und Goodwin (1968) präsentiert. Sofern alle Dehnungszustände unterhalb der FLC liegen, ist die Herstellbarkeit ohne Einschnürungen und Reißer gegeben. Dehnungszustände oberhalb der FLC führen zu Werkstoffversagen. In Abbildung 2.6 ist ein Grenzformänderungsdiagramm mit verschiedenen linearen Dehnpfaden sowie einer beispielhaften FLC gezeigt. (Lange, 1990), (Hoffmann et al., 2012)

Die Vorgehensweise zur Bestimmung der Grenzformänderungskurve ist in der DIN EN ISO 12004-2 geregelt, wobei sowohl Nakajima-Versuche mit einem Halbkugelstempel (Nakajima et al., 1968) als auch Marciniaik-Versuche mit einem Flachbodenstempel (Marciniak und Kuczynski, 1967) herangezogen werden können. Der Beginn lokaler Instabilität kann dabei entweder mittels der in DIN EN ISO 12004-2 definierten positionsabhängigen Messung („Cross-Section Methode“) oder unter Zuhilfenahme von zeitabhängigen Auswertemethoden bestimmt werden (Volk, 2006), (Volk und Hora, 2011).

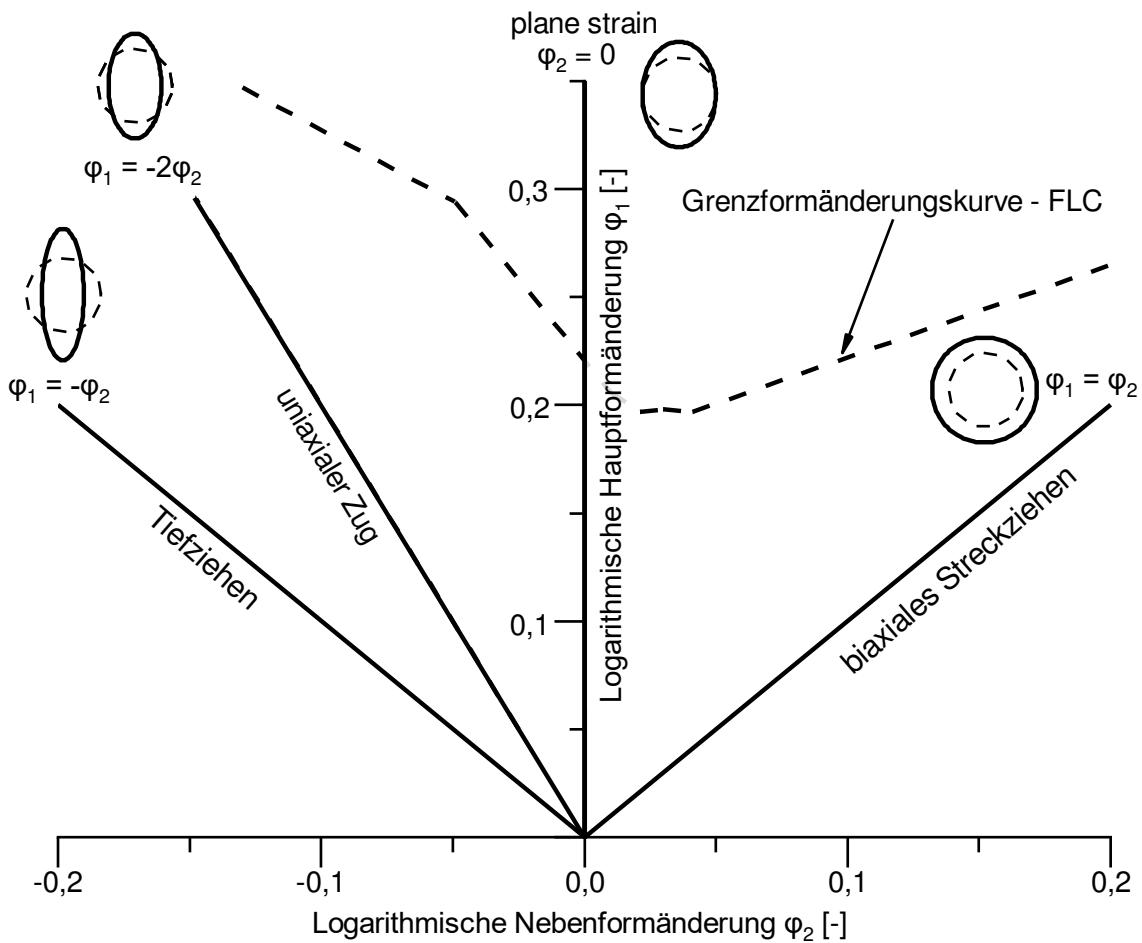


Abbildung 2.6: Grenzformänderungsdiagramm mit verschiedenen linearen Dehnpfaden und einer Grenzformänderungskurve nach Hoffmann et al. (2012)

Es ist zu beachten, dass die Grenzformänderungskurve prinzipiell nur für lineare Dehnpfade Gültigkeit besitzt. Dies bedeutet, dass das Verhältnis φ_2 / φ_1 während des gesamten Umformprozesses konstant bleibt. Bei nicht-linearen Dehnpfaden können erhebliche Abweichungen des tatsächlichen Restformänderungsvermögens von der durch die FLC prognostizierten Umformbarkeit auftreten. Untersuchungen zeigen, dass bi-lineare Umformvorgänge zu einer Erhöhung der der FLC – verglichen mit der initialen FLC – führen können, wenn das Dehnungsverhältnis φ_2 / φ_1 der einzelnen Umformschritte zunimmt. Dies trifft beispielsweise bei einer uniaxialen Vorumformung und einer anschließenden biaxialen Nachumformung zu. Im umgekehrten Fall hat ein abnehmendes Dehnungsverhältnis φ_2 / φ_1 zwischen den Umformschritten (z.B. biaxiale Vorumformung und uniaxiale Nachumformung) eine Herabsetzung der FLC zur Folge. Dazu sind in Abbildung 2.7 die nach einer definierten uniaxialen bzw. biaxialen Vorumformung resultierenden FLCs dargestellt. Zudem ist die

Grenzformänderungskurve für lineare Dehnpfade als Referenz eingezeichnet. (Müschenborn und Sonne, 1975), (Laukonis und Ghosh, 1978)

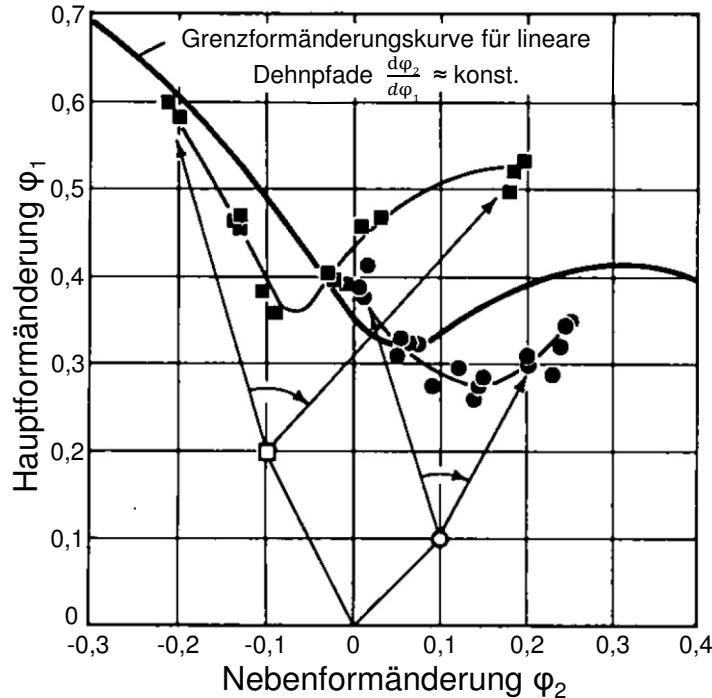


Abbildung 2.7: Einfluss von bi-linearen Dehnpfaden auf die Grenzformänderungskurve nach Müschenborn und Sonne (1975)

Eine Möglichkeit zur Vorhersage der lokalen Einschnürung nach bi-linearen Umformvorgängen präsentieren Volk et al. (2012). Als Grundlage für die Modellbildung werden dazu für sechs verschiedene Vordehnungszustände die sich daraus neu ergebenden Grenzformänderungskurven experimentell ermittelt. Zudem wird die FLC ohne Blechvorumformung untersucht. Im Folgenden werden sowohl die Vor- als auch die Nachumformung parametrisiert, indem für jeden Umformschritt das Dehnungsverhältnis $\beta = \varphi_2 / \varphi_1$ und das Dehnpfadlängenverhältnis $\lambda(\beta) = 1 / l_{FLC}$ berechnet wird. Hier bezeichnet 1 die Länge des betrachteten Dehnpfades und l_{FLC} die Länge des Dehnpfades mit dem Dehnungsverhältnis β vom Ursprung des FLDs bis zum Schnittpunkt mit der initialen FLC. Anschließend wird ein Metamodell zur Beschreibung der resultierenden Gesamtlänge der Dehnpfade $\lambda = \lambda_{vor} + \lambda_{nach}$ in Abhängigkeit von β_{vor} , λ_{vor} und β_{nach} generiert. Dieses basiert auf der isoparametrischen Approximation unter Verwendung der Transformation eines Vier-Knoten-Lagrange-Elementes aus der FEM. Die Knoten werden dabei durch die sechs untersuchten Vordehnungszustände sowie durch sechs weitere, auf der initialen FLC

basierenden Zustände, repräsentiert. Weiterhin ist zu jedem Knoten eine individuelle FLC hinterlegt, welche aus vier Datenpunkten besteht, zwischen denen linear interpoliert wird. Ein Vorteil dieses von Volk et al. (2012) vorgestellten Modells ist, dass die Ergebnisse und die Vorgehensweise auch auf weitere Werkstoffe innerhalb derselben Werkstoffklasse übertragen werden können. Somit ist es nicht notwendig, für jedes neue Material Grenzformänderungskurven anhand von vorgedehnten Proben zu ermitteln. (Volk et al., 2012)

Dieser Ansatz für bi-lineare Dehnpfade wird von Volk et al. (2013a) für allgemeine Dehnpfade, welche aus beliebig vielen Umforminkrementen zusammengesetzt sind, weiterentwickelt. Dazu wird das Generalized-Forming-Limit-Concept (GFLC) präsentiert. Dieses beinhaltet eine „korrigierte“ Dehnpfadlänge λ_{korr} , was die Beschreibung des Punktes auf einem linearen Dehnpfad der β_{nach} -Richtung mit dem gleichen Restformänderungsvermögen in β_{nach} -Richtung wie der vorumgeformte Punkt mit β_{vor} und λ_{nach} ermöglicht. Daraus ergibt sich, dass die Summe aller Dehnpfadlängen λ immer 1 beträgt. Folglich kann somit jeder mehrstufige Umformprozess als Abfolge mehrerer bi-linearer Umformvorgänge beschrieben werden. (Volk et al., 2013a)

Etwas anschaulicher wird diese Vorgehensweise in Volk und Suh (2013b) präsentiert. Dabei wird das Prinzip der äquivalenten Vordehnung vorgestellt. Dieses Prinzip besagt, dass viele verschiedene Vordehnungszustände existieren, welche alle das gleiche Restformänderungsvermögen in eine definierte β_{nach} -Richtung aufweisen. Dieser Zusammenhang ist beispielhaft in Abbildung 2.8 für Nachumformungen in uniaxiale, plane strain und biaxiale Richtungen dargestellt. Der Betrag der Dehnpfadlängenverhältnisse λ_{nach} beträgt in diesem Beispiel jeweils 0,5. Somit besitzen alle Punkte auf der Kurve äquivalenter Vordehnung das gleiche durch die Vorumformung „aufgebrauchte“ Formänderungsvermögen. Folglich kann mit dem Prinzip der äquivalenten Vordehnung jeder bi-lineare Dehnpfad in einen rein linearen Dehnpfad transformiert werden. Diese Vorgehensweise kann anschließend so oft wie nötig wiederholt werden, um das Restformänderungsvermögen nach mehreren nicht-linearen Vorumformungsschritten vorherzusagen. (Volk und Suh, 2013b)

Die Vorhersage des Umformvermögens bei nicht-linearen Dehnpfaden mit Hilfe des Generalized-Forming-Limit-Concepts (GFLC) ist bereits seit mehreren Jahren in FEM-Simulationsprogrammen wie beispielsweise AutoForm implementiert (Jocham et al., 2015).

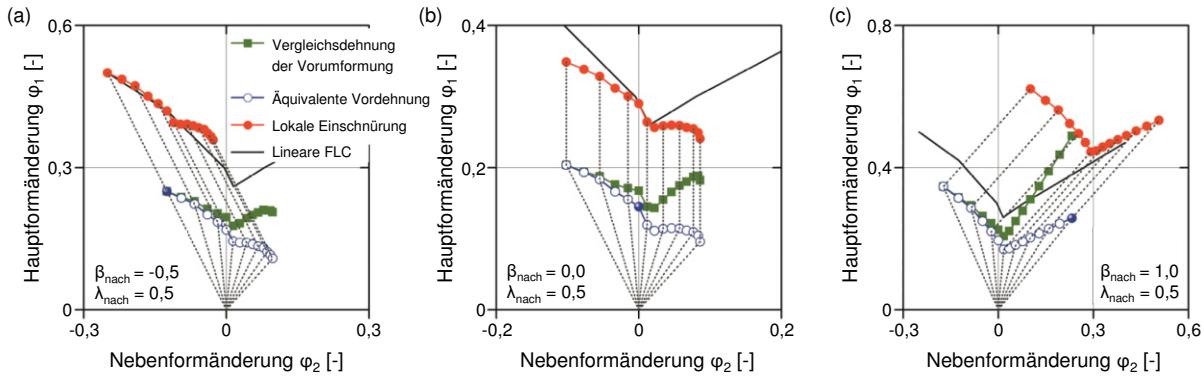


Abbildung 2.8: Ausprägung der äquivalenten Vordehnungen für den Werkstoff HC300X mit der gleichen Umformbarkeit $\lambda_{nach} = 0,5$ für drei Nachumformungsrichtungen: (a) uniaxial, (b) plane strain und (c) biaxial nach Volk und Suh (2013b)

2.3 Kantenrisse

2.3.1 Grundlagen

Der Einsatz des Scherschneidens als trennendes Fertigungsverfahren kann zu einem reduzierten Restformänderungsvermögen der schergeschnittenen Bauteilkanten führen. Wenn eine so hergestellte Kante anschließend umgeformt wird, kann dies ein vorzeitiges Materialversagen, ausgehend von der Kante, zur Folge haben. Daraus resultiert, dass die Bewertung der Umformbarkeit schergeschnittener Kanten nicht anhand der FLC erfolgen darf, da ein Kantenriss bereits bei Umformgraden teilweise deutlich unterhalb der FLC auftreten kann. (Pathak et al., 2016), (Feistle et al., 2022), (Ye et al., 2014)

Eine Vielzahl an Untersuchungen hat gezeigt, dass insbesondere hoch- und höherfeste Stähle (Advanced High-Strength Steel – AHSS) wie Dualphasenstähle (Feistle et al., 2016a), (Karellova et al., 2009), TRIP-Stähle (Konieczny und Henderson, 2007), Komplexphasenstähle (Pathak et al., 2017), (Karellova et al., 2009) oder TWIP-Stähle (Chen et al., 2010), (Feistle und Volk, 2018b) anfällig für Kantenrisse sein können. Neben Stahl kann die Thematik der Kantenrisse aber auch bei einigen Aluminiumlegierungen wie beispielsweise aus den Gruppen der 5XXX (Tsoupis und Merklein, 2016), (Kindsmüller und Thum, 2021) oder 6XXX Legierungen (Golovashchenko et al., 2019), (Kindsmüller und Thum, 2021) beobachtet werden.

2.3.2 Verfahren zur Untersuchung der Kantenrissempfindlichkeit

Zur Ermittlung der Kantenrissempfindlichkeit hat sich eine Vielzahl an verschiedenen Testverfahren etabliert, wobei lediglich der Lochaufweitungsversuch nach ISO 16630 genormt ist. Im Folgenden sollen der Lochaufweitungsversuch nach ISO 16630, der Lochaufweitungsversuch mit Nakajima-Stempel, der Lochaufweitungsversuch mit Marciniak-Stempel, der Diabolo-Test und der *Edge-Fracture-Tensile-Test* vorgestellt werden. Daneben existieren jedoch noch viele weitere Prüfmethoden wie beispielsweise der Kobe-Lochzugversuch, der BMW-Test oder der Half-a-dog-bone Test. Für einen ausführlichen Überblick über mögliche Testmethoden sei auf Feistle et al. (2022) oder Schneider et al. (2015) verwiesen.

2.3.2.1 Einteilung der Testverfahren

Um die Vielzahl an verfügbaren Prüfmethoden zur Ermittlung der Kantenrissempfindlichkeit kategorisieren zu können, kann eine Einteilung anhand verschiedener Merkmale vorgenommen werden. Mögliche Unterscheidungskriterien sind:

- Resultat des Testverfahrens (Feistle et al., 2022):
 - Lediglich geometrischer Kennwert als Ergebnisgröße (z.B. Lochaufweitungsverhältnis)
 - Möglichkeit zur Ermittlung von lokalen Dehnungen mit Hilfe von optischen Verformungsanalysesystemen
- Reibungszustand (Feistle et al., 2022):
 - Reibung zwischen Versuchsprobe und Werkzeug
 - Reibungsfreie Prüfung möglich
- Ort des Probenversagens (Feistle et al., 2022):
 - Erzwungener Anriss an der Kante
 - Ohne erzwungenen Anriss an der Kante
- Dehnungsgradient im Bereich der Probenkante (Schneider et al., 2015):
 - Kein Dehnungsgradient
 - Dehnungsgradient durch die Blechdicke
 - Dehnungsgradient senkrecht zur Schnittlinie in der Blechebene
 - Dehnungsgradient parallel zur Schnittlinie in der Blechebene

- Art der Kantengeometrie (Larour et al., 2016):
 - Geschlossene Kante
 - Offene Kante

2.3.2.2 Lochaufweitungsversuch nach ISO 16630

Der Lochaufweitungsversuch nach ISO 16630 stellt derzeit das einzige genormte Prüfverfahren zur Untersuchung der Kantenrissempfindlichkeit dar. Dabei wird zunächst ein Loch mit einem Durchmesser von 10 mm und einem relativen Schneidspalt von 12 % mittels Scherschneiden in das zu untersuchende Blech eingebracht. Anschließend wird das Loch mit einem konischen Stempel (Spitzenwinkel 60°) aufgeweitet, wobei der Schnittgrat zu der dem Stempel abgewandten Seite orientiert ist (siehe Abbildung 2.9). Sobald der Bediener einen Riss durch die komplette Blechdicke detektiert, wird der Versuch gestoppt und der Innendurchmesser des Lochs in zwei senkrecht zueinander orientierten Richtungen gemessen.

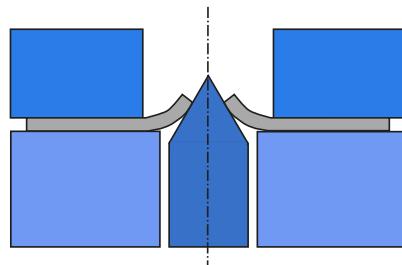


Abbildung 2.9: Schematische Darstellung des Lochaufweitungsversuchs nach ISO 16630

Das Ergebnis des Lochaufweitungsversuchs ist das Lochaufweitungsverhältnis λ . Dieses kann gemäß folgender Gleichung berechnet werden: (ISO 16630)

$$\lambda = \frac{D_h - D_0}{D_0} \times 100 \% \quad \text{Gleichung 2.1}$$

wobei:

λ das Lochaufweitungsverhältnis, ausgedrückt in % ist,

D_0 der Ausgangslochdurchmesser ($D_0 = 10 \text{ mm}$) ist,

D_h der mittlere Lochdurchmesser nach Probenversagen ist.

Der Lochaufweitungsversuch nach ISO 16630 kann gemäß der in Kapitel 2.3.2.1 vorgestellten Unterscheidungskriterien folgendermaßen eingeteilt werden:

- Geometrischer Kennwert als Ergebnisgröße (Lochaufweitungsverhältnis λ)
- Reibung zwischen Versuchsprobe und Werkzeug
- Erzwungener Anriß an der Kante
- Dehnungsgradient durch die Blechdicke und senkrecht zur Schnittlinie in der Blechebene
- Geschlossene Kante

Da das in ISO 16630 beschriebene Verfahren laut Park et al. (2022) stark vom Bediener abhängig ist, wurde der Lochaufweitungsversuch mit konischem Stempel weiterentwickelt und beispielsweise durch eine kamerabasierte Versuchsauswertung ergänzt (Park et al., 2022).

2.3.2.3 Lochaufweitungsversuch mit Nakajima-Stempel oder Marciniak-Stempel

Lochaufweitungsversuche mit Nakajima-Stempel (hemisphärisch) oder Marciniak-Stempel (zylindrisch) stellen Modifikationen des in ISO 16630 genormten Lochaufweitungsversuchs mit kegelförmigem Stempel dar. Ein Vorteil dieser Verfahren ist die Möglichkeit, die Probe während der Versuchsdurchführung mit einem optischen Verformungsanalysesystem wie GOM Aramis zu prüfen. Dies ist bei der Verwendung eines kegelförmigen Stempels nach ISO 16630 nur bedingt möglich, da Aramis ab einem Winkel zwischen Kamera und Probe von etwa 45° die Facetten verliert (Schneider und Eggers, 2011). Zudem kann als Ergebnisgröße dieser Verfahren ebenfalls das Lochaufweitungsverhältnis λ gemäß Gleichung 2.1 ermittelt werden.

Sowohl Schneider und Eggers (2011) als auch Gläsner et al. (2015) empfehlen für den Lochaufweitungsversuch mit Nakajima-Stempel ein Ausgangsloch mit einem Durchmesser von 20 mm. Der Nakajima-Stempel besitzt gemäß DIN EN ISO 12004-2 einen Durchmesser von 100 mm (Gläsner et al., 2015). Im Vergleich zum Lochaufweitungsversuch nach ISO 16630 erfolgt die Rissinitiierung bei Verwendung eines Nakajima-Stempels abrupter, was auch zu einer geringeren Streuung der ermittelten Lochaufweitungsverhältnisse λ beiträgt (Schneider und Eggers, 2011). Eine schematische Darstellung des Lochaufweitungsversuchs mit Nakajima-Stempel ist in *Abbildung 2.10 (a)* gezeigt.

Pathak et al., (2016) präsentieren einen Lochaufweitungsversuch mit Marciniak-Stempel, wobei ein Ausgangslochdurchmesser von 10 mm und ein Stempeldurchmesser von 50 mm verwendet werden. Für die gleiche Probenkonfiguration sind mit zylindrischen Stempeln in der

Regel deutlich geringere Lochaufweitungsverhältnisse λ als mit kegelförmigen Stempeln zu verzeichnen. (Pathak et al., 2016) Eine Prinzipdarstellung des Lochaufweitungsversuchs mit Marciniaak-Stempel ist in Abbildung 2.10 (b) zu sehen.

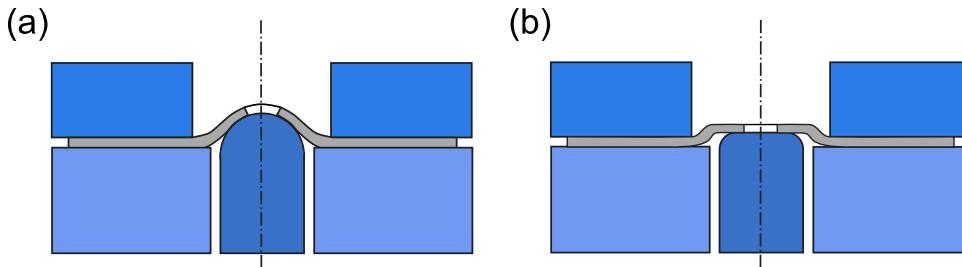


Abbildung 2.10: Schematische Darstellung des Lochaufweitungsversuchs mit Nakajima-Stempel (a) und Marciniaak-Stempel (b)

Lochaufweitungsversuche mit Nakajima-Stempel und Marciniaak-Stempel können gemäß der in Kapitel 2.3.2.1 präsentierten Kriterien folgendermaßen eingeteilt werden:

- Geometrischer Kennwert als Ergebnisgröße (Lochaufweitungsverhältnis λ); Ermittlung von lokalen Dehnungen mit Hilfe von optischen Verformungsanalysesystemen möglich
- Reibung zwischen Versuchsprobe und Werkzeug
- Erzwungener Anriss an der Kante
- Dehnungsgradient senkrecht zur Schnittlinie in der Blechebene (+ geringer Dehnungsgradient durch die Blechdicke bei Verwendung des Nakajima-Stempels)
- Geschlossene Kante

2.3.2.4 Diabolo-Test

Ein weiteres Verfahren zur Untersuchung der Kantenrissempfindlichkeit stellt der Diabolo-Test dar. Dabei wird ein 40 mm breiter Blechstreifen mit Hilfe einer speziellen, konkav doppelkegeligen Stempelgeometrie in einer Blechumform-Prüfmaschine umgeformt. Durch die Geometrie des Stempels wird eine Einschnürung bzw. ein Anriss an den Kanten des Blechstreifens forciert. Die Verwendung eines optischen Verformungsanalysesystems ermöglicht die Ermittlung der Formänderungszustände im Kantenbereich zum Zeitpunkt des Werkstoffversagens. (Held et al., 2010) Eine schematische Darstellung des Diaboloversuchs ist in Abbildung 2.11 gegeben.

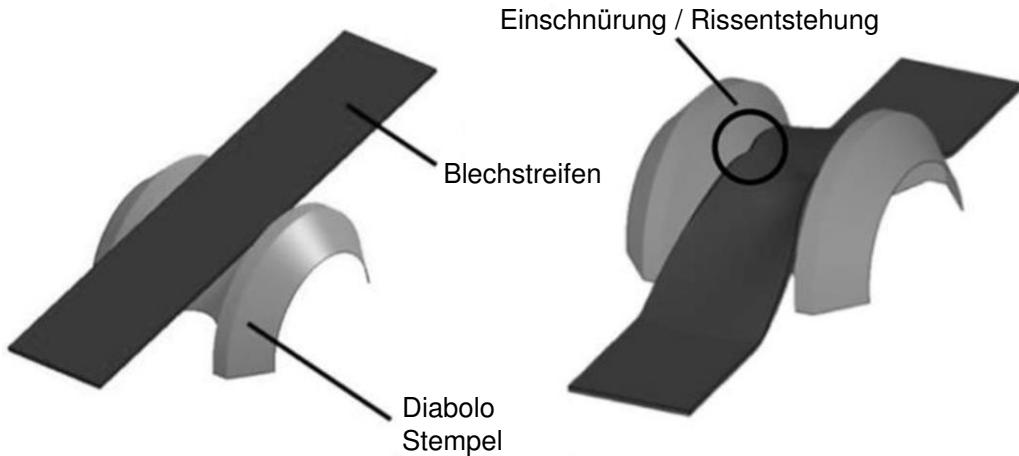


Abbildung 2.11: Schematische Darstellung des Diaboloversuchs nach Schenek et al. (2020)

Der Diabolo-Test kann folgendermaßen kategorisiert werden:

- Ermittlung von lokalen Dehnungen mit Hilfe von optischen Verformungsanalysesystemen möglich
- Reibung zwischen Versuchsprobe und Werkzeug
- Erzwungener Anriß an der Kante
- Dehnungsgradient durch die Blechdicke, senkrecht zur Schnittlinie in der Blechebene und parallel zur Schnittlinie in der Blechebene
- Offene Kante

2.3.2.5 Edge-Fracture-Tensile-Test

Der *Edge-Fracture-Tensile-Test* (EFTT – auch als Kantenrisszugversuch bezeichnet) wurde am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen (*utg*) der TU München entwickelt. Mit dessen Hilfe kann der Einfluss einer Vielzahl verschiedener Schneidparameter auf die Kantenrissempfindlichkeit analysiert werden. Zudem erlaubt der Versuch eine quantitative Ermittlung der Umformbarkeit der Kante bei Beginn lokaler Einschnürung. (Feistle et al., 2016a), (Feistle et al., 2016b) Das Verfahren basiert auf dem genormten Zugversuch nach DIN EN ISO 6892-1, wobei eine Zugprobe bis zum Versagen gedehnt wird. Die in der Probe vorherrschende einachsige Zugbeanspruchung ist analog zum realen Spannungszustand an Bauteilkanten. Diese werden ebenfalls bis zum Beginn lokaler Einschnürung unter annähernd einachsiger Zugspannung umgeformt. (Feistle et al., 2022)

Im Gegensatz zu den beiden zuvor präsentierten Methoden stellt der *Edge-Fracture-Tensile-Test* ein reibungsfreies Prüfverfahren dar, was in einer geringen Streuung der Ergebnisse und einer hohen Wiederholgenauigkeit resultiert (Feistle et al., 2016b). Zudem wird die Probe lediglich in der Blechebene umgeformt, weshalb kein Dehnungsgradient an der Kante vorliegt.

Die Form der Kantenrisszugproben zeichnet sich durch ihre Symmetrie und ihren 60 mm langen und 10 mm breiten parallelen Prüfbereich aus (vgl. Abbildung 2.12). Eine Probenkante wird durch ein schädigungsarmes Fertigungsverfahren wie beispielsweise Fräsen gefertigt. Die gegenüberliegende Kante wird durch einen Scherschneidprozess mit den zu untersuchenden Parametern hergestellt.

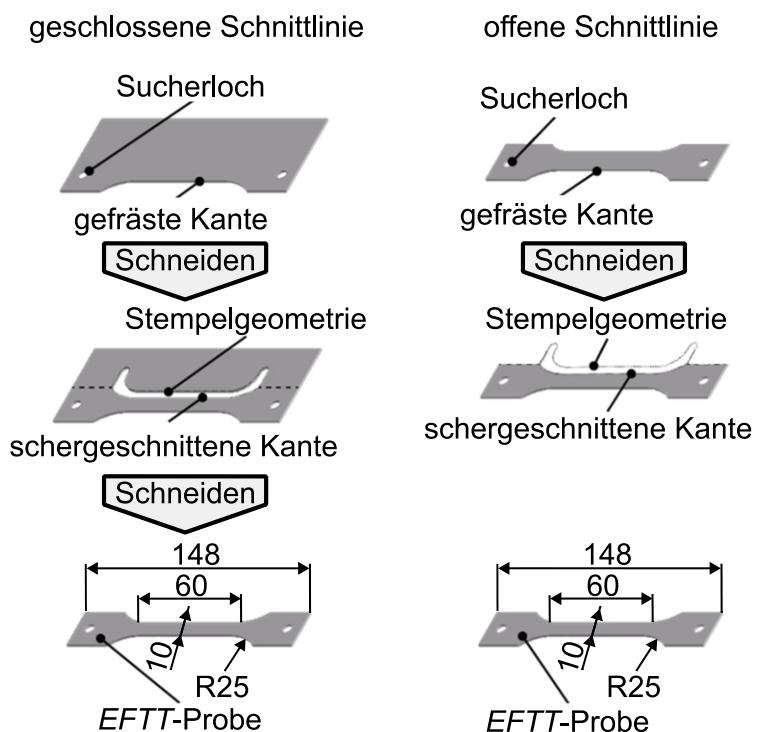


Abbildung 2.12: Prozessschritte zur Herstellung von Kantenrisszugproben mit geschlossener und offener Schnittlinie nach Feistle et al. (2016a)

Das am *utg* vorhandene, modular aufgebaute und höchstpräzise Scherschneidwerkzeug ermöglicht die Betrachtung von verschiedenen Schneidparametern wie dem Schneidspalt oder dem Verschleißzustand der Aktivelemente. Des Weiteren können durch die Wahl der Außenkontur der Ausgangsplatten sowohl offene als auch geschlossene Schnittlinien untersucht werden. Eine Übersicht über die verschiedenen Geometrien der Ausgangsplatten sowie der fertigen Kantenrisszugprobe ist in Abbildung 2.12 gezeigt. Neben den halbseitig

schergeschnittenen Proben werden auch beidseitig gefräste Referenzproben geprüft. Anhand dieser Proben kann das Umformpotential des Werkstoffs ohne den Einfluss einer Kantenschädigung durch den Scherschneidprozess ermittelt werden. (Feistle et al., 2016b), (Feistle et al., 2017)

Bei Durchführung des *Edge-Fracture-Tensile-Tests* können die Proben entweder durch einen duktilen Verformungsbruch mit Einschnürung in der Probenmitte oder durch einen Kantenriss mit Einschnürung und Anriss an der Probenkante versagen. Der Versagensort sowie die Dehnungsverteilung während des Zugversuchs werden mit Hilfe des Verformungsanalysesystems Aramis SRX der Firma Carl Zeiss GOM Metrology GmbH, Braunschweig, ermittelt. Mit dieser Vorgehensweise ist es möglich, die logarithmische Hauptformänderung φ_1 und Nebenformänderung φ_2 sowohl bei Anriss, als auch zu Beginn lokaler Einschnürung zu bestimmen. Für letztere wird dabei die zeitabhängige Auswertemethode nach Volk und Hora (2011) herangezogen. (Feistle et al., 2016b)

Ein bedeutender Kennwert, der aus dem *Edge-Fracture-Tensile-Test* hervorgeht, ist der Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} . Dieser stellt ein Maß für die Kantenrissempfindlichkeit der betrachteten Werkstoff-Schneidparameter-Kombination dar und kann Werte zwischen 0 und 1 annehmen. Der Faktor beschreibt den Dehnungsverlust an der Probenkante, abhängig vom gewählten Produktionsverfahren (Feistle et al., 2022). Der Kantenrissempfindlichkeitsfaktor berechnet sich aus dem Quotienten der gemittelten logarithmischen Hauptformänderung der halbseitig schergeschnittenen Proben und der gemittelten logarithmischen Hauptformänderung der beidseitig gefrästen Referenzproben anhand folgender Gleichung: (Feistle et al., 2022)

$$K_{ec} = \frac{\varphi_{1,Probe}}{\varphi_{1,Ref}} \quad \text{Gleichung 2.2}$$

wobei:

K_{ec} der Kantenrissempfindlichkeitsfaktor,
 $\varphi_{1,Probe}$ die gemittelte logarithmische Hauptformänderung bei
 Beginn lokaler Einschnürung der halbseitig
 schergeschnittenen Kantenrisszugproben,
 $\varphi_{1,Ref}$ die gemittelte logarithmische Hauptformänderung bei
 Beginn lokaler Einschnürung der beidseitig gefrästen
 Referenzproben ist.

Empirische Auswertungen mit einer Vielzahl verschiedener Stahlwerkstoffe haben gezeigt, dass eine Einteilung der Kantenrissempfindlichkeit folgendermaßen anhand des Kantenrissempfindlichkeitsfaktors K_{ec} vorgenommen werden kann:

$K_{ec} > 0,9$	kantenrissunempfindlich
$0,8 < K_{ec} < 0,9$	kantenrissgefährdet
$K_{ec} < 0,8$	kantenrissempfindlich

Die Festlegung der Grenzwerte erfolgte durch Vergleiche des ermittelten Kantenrissempfindlichkeitsfaktors mit der Versagensart der Probe bei mehr als 100 verschiedenen Stahllegierungen. Die Versagensart bzw. der Ausgangsort des Probenversagens – Probenkante oder Probenmitte – wurde dabei anhand der mit GOM Aramis ermittelten Dehnungsverteilung bestimmt. (Feistle et al., 2022)

Der Kantenrissempfindlichkeitsfaktor kann anschließend in Umformsimulationen herangezogen werden, um das reduzierte Umformpotential von schergeschnittenen Kanten zu berücksichtigen (Feistle et al., 2016b).

Zusammengefasst kann der *Edge-Fracture-Tensile-Test* wie folgt eingeordnet werden:

- Ermittlung von lokalen Dehnungen mit Hilfe von optischen Verformungsanalysesystemen möglich
- Reibungsfreie Prüfung möglich
- Ohne erzwungenen Anriss an der Kante
- Kein Dehnungsgradient an der Kante
- Offene Kante

2.3.3 Ursachen für eine Kantenrissempfindlichkeit

Die Faktoren, die zu einer Kantenrissempfindlichkeit führen, können im Wesentlichen in zwei Gruppen eingeteilt werden. Eine Gruppe betrifft werkstoffseitige Faktoren des Blechmaterials, die andere die durch den Scherschneidprozess in den Kantenbereich eingebrochenen Schädigungen. In der Praxis wird eine Kombination mehrerer Faktoren aus beiden Bereichen als ursächlich für das Auftreten einer Kantenrissensensitivität erachtet.

2.3.3.1 Werkstoffseitige Faktoren auf die Kantenrissempfindlichkeit

Die Kantenrissanfälligkeit der in Kapitel 2.3.1 aufgeführten Werkstoffe wird häufig auf die ausgeprägten Härtedifferenzen zwischen den einzelnen Phasen im Werkstoffgefüge zurückgeführt. Taylor et al. (2014) untersuchen anhand von acht verschiedenen DP980 Dualphasenstählen das erzielbare Aufweitungsverhältnis schergeschnittener Löcher mittels Marciniax-Versuchen. Hierbei kann mit steigender Härtedifferenz zwischen den ferritischen und martensitischen Phasenanteilen eine Zunahme der Kantenrissempfindlichkeit ermittelt werden.

Dieser Zusammenhang zwischen Härtedifferenz und Kantenrissempfindlichkeit wird auch von Hasegawa et al. (2004) beobachtet. Dazu werden zwei Dualphasenstähle gleicher Festigkeit jeweils im Ausgangszustand und nach dem Anlassen mit vier verschiedenen Temperaturen untersucht. Als Resultat wird ein linearer Zusammenhang zwischen der Härtedifferenz zwischen Ferrit und Martensit und dem erzielbaren Lochaufweitungsverhältnis ausgemacht.

Cho et al. (1999) vermuten, dass bei Ferrit-Bainit-Stählen ein verringelter Härteunterschied zwischen der Ferritmatrixt und den Bainitphasen in Kombination mit der Vermeidung von Zementit an den Korngrenzen ursächlich für eine reduzierte Kantenrissempfindlichkeit dieses Werkstoffes ist. Daraus folgend kann die Bildung und Ausbreitung von Mikrorissen bei Umformung unterdrückt werden.

Untersuchungen von Karellova et al. (2009) ergeben, dass der Komplexphasenstahl CP800 im Vergleich zu einem Dualphasenstahl DP800 zwar geringere Dehnungen im Zugversuch aufweist, jedoch größere Aufweiteverhältnisse beim Lochaufweitungsversuch mit schergeschnittenen Kanten ermöglicht. Diese Diskrepanz wird auf die Festigkeit des Matrixgefüges und der daraus resultierenden Härtedifferenz zwischen harten und weichen Phasen zurückgeführt.

Hisker et al. (2012) unterscheiden zwischen lokalen und globalen Schädigungsmechanismen. Dabei spielen bei Untersuchungen zur Ermittlung der Kantenrissempfindlichkeit hauptsächlich lokale Mechanismen eine Rolle. Der dominierende Faktor, welcher den lokalen Schädigungsmechanismus bei AHSS beeinflusst, ist der Härteunterschied zwischen den Gefügephasen. Die lokalen Schädigungen werden vorwiegend durch Scherspannungen verursacht, welche sich aus der unterschiedlichen Umformbarkeit der beteiligten Phasen in Mehrphasenstählen ergeben. Hierbei können Mikroporen entstehen, ausgehend von gebrochenem Martensit oder aufgrund von Dekohäsion an den Ferrit-/Martensit-Phasengrenzen. Lochaufweitungsversuche mit zwei verschiedenen Dualphasenstählen zeigen eine reduzierte Kantenrissempfindlichkeit, wenn der Härteunterschied zwischen Ferrit und Martensit geringer ausfällt.

Fang et al. (2003a) machen die Festigkeit der ferritischen Phase in Ferrit-Martensit- und Ferrit-Bainit-Stählen als entscheidenden Faktor für die Kantenrissempfindlichkeit des Werkstoffs aus. Ferrit mit höherer Festigkeit führt zu einem geringeren Festigkeitsunterschied zwischen der Matrix und der zweiten, härteren Phase. Daraus resultiert eine reduzierte Kantenrissempfindlichkeit. Die Festigkeiten des Ferrits werden dabei anhand der Legierungszusammensetzung unter Verwendung von empirischen Zusammenhängen errechnet.

Neben der Härtedifferenz zwischen der harten und der weichen Phase sehen Feistle et al. (2022) auch in der Form der Martensitinseln eine Ursache für die Ausprägung der Kantenrissempfindlichkeit. So verstärkt eine scharfkantige und unregelmäßige Kontur die Porenbildung. Kugelförmig vorliegender Martensit nach einem Glühvorgang reduziert hingegen die Entstehung und das Wachstum von Defekten.

Ein weiterer Faktor, der zu einer Kantenrissempfindlichkeit beitragen kann, ist die Existenz von Partikeln im Werkstoff wie Titan-Oxide oder -Carbide. Diese fungieren beim Scherschneiden als Ausgangsort für Mikroporen und begünstigen die Rissausbreitung. (Goncalves et al., 2019)

Untersuchungen von Fang et al. (2003b) zeigen, dass das Lochaufweitungsverhältnis eines Dualphasenstahls deutlich erhöht werden kann, wenn ein Anlassvorgang mit einer Temperatur über 200 °C erfolgt. Temperaturen über 300 °C zeigen dabei keine weitere Verbesserung mehr. Als Gründe für die reduzierte Kantenrissempfindlichkeit nach dem Anlassen werden eine Verringerung der Eigenspannungen sowie der Versetzungsichte im Umfeld der martensitischen Phasen angeführt.

Auch die im Vergleich zu Dualphasenstählen niedrigere Kantenrissempfindlichkeit von Komplexphasenstählen kann auf geringere Eigenschaftsunterschiede zwischen den einzelnen Phasen zurückgeführt werden. Zudem weist das Gefüge von Komplexphasenstähle weniger Eigenspannungen auf. (Frometa et al., 2017), (Fonstein et al., 2011)

Zur Reduzierung der Kantenrissempfindlichkeit ist folglich ein möglichst homogenes Gefüge anzustreben. Dabei sind geringe Unterschiede zwischen den Phasen, gleichmäßige Dimensionen der Körner sowie eine zufällige und regelmäßige Textur vorteilhaft. (Goncalves et al., 2019)

2.3.3.2 Faktoren der Schnittkante auf die Kantenrissempfindlichkeit

Neben den zuvor aufgeführten werkstoffseitigen Einflussfaktoren werden in der Literatur häufig bestimmte Charakteristika bzw. Defekte der schergeschnittenen Kante als Ursache für eine Kantenrissempfindlichkeit identifiziert. Diese sind:

- Gefügeschädigung durch Mikroporen und Mikrorisse
- Aufhärtung der Kante
- Höhe des Schnittgrats
- Unregelmäßige Schnittflächen mit Sekundärglattschnitt
- Delaminationen an der Bruchfläche
- Eigenspannungen

Ein Faktor, der zu einer Kantenrissempfindlichkeit beiträgt, ist die Schädigung des Gefüges in der Scherzone aufgrund von Mikroporen und Mikrorissen. Untersuchungen von Han et al. (2022) benennen Mikrorisse an der Schnittfläche als den wesentlichen Einflussfaktor auf die Kantenrissempfindlichkeit. Dabei erkennen sie einen Zusammenhang zwischen einer zunehmenden Kantenrissempfindlichkeit und einem Anstieg der maximalen Breite der Mikrorisse. Bei der Analyse der Mikroporen ist zwischen zwei Arten zu unterscheiden: Während eine Vielzahl an kleinen Poren ($\leq 5 \mu\text{m}$) an den Phasengrenzen anzutreffen ist, existieren wenige größere Poren ($> 5 \mu\text{m}$) vorwiegend im Bereich von Einschlüssen und Partikeln. Auch hier kann eine Korrelation zwischen der Kantenrissempfindlichkeit und der Anzahl an Mikroporen in der Scherzone ermittelt werden. Die Schädigungen sind dabei vor allem auf das Gefüge im Bereich der Bruchfläche konzentriert. Dagegen sind am Kanteneinzug und an der Glattschnittzone kaum Mikroporen und keine Mikrorisse anzutreffen. Der den Versuchen zugrundeliegende Werkstoff ist der Dualphasenstahl DP780. (Han et al., 2022)

Auch weitere Studien von Karellova et al. (2007), Mukherjee et al. (2018) oder Pathak et al. (2016) erwähnen das Vorhandensein von Mikroporen in der Scherzone als bedeutende Einflussgröße für eine Kantenrissempfindlichkeit.

Im Gegensatz dazu sehen Hasegawa et al. (2004) die Dichte an Mikroporen nicht als entscheidenden Faktor auf die Kantenrissempfindlichkeit an. So wird für verschiedene Stähle die annähernd gleiche Dichte an Poren nachgewiesen, die erzielbaren Lochaufweitungsverhältnisse unterscheiden sich jedoch deutlich. Auch Untersuchungen von Butcher et al. (2014) und Goncalves und Fouques (2015) ergeben, dass Mikroporen nur einen untergeordneten bzw. vernachlässigbaren Einfluss auf die Kantenrissempfindlichkeit besitzen.

Eine weitere Ursache für die Kantenrissempfindlichkeit wird in der Aufhärtung des kantennahen Werkstoffs durch die beim Trennvorgang eingebrachte Kaltverfestigung gesehen. Mori et al. (2010) finden einen linearen Zusammenhang zwischen der maximalen Vickershärte an der Kante und dem erzielbaren Lochaufweitungsverhältnis, indem sie Versuche mit dem

Dualphasenstahl JSC980Y mit verschiedenen Schneidspalten durchführen. Dabei wird das Lochaufweitungsverhältnis mit zunehmender Aufhärtung des kantennahen Gefüges kleiner.

Butcher et al. (2014) führen Lochaufweitungsversuche mit dem martensitisch-bainitischen Stahl USIBOR 1500P durch. Dabei kann durch einen Glühprozess vor der Umformung die Kantenrissempfindlichkeit der schergeschnittenen Proben vollständig eliminiert werden. Dieser Prozess beseitigt einerseits die Kaltverfestigung an der Kante, hat andererseits aber keinen Einfluss auf die Schädigung durch Mikroporen und die Oberflächenrauheit. Ähnliche Untersuchungen von Goncalves und Fouques (2015) bestätigen diese Ergebnisse, wobei durch ein Anlassen ebenfalls die Aufhärtung an der Kante unter Verwendung des Martensitphasenstahls MS1500 rückgängig gemacht wird.

Gu et al. (2020) ermitteln eine zunehmende Kantenrissempfindlichkeit mit steigendem Aufhärteverhältnis an der Kante. Das Aufhärteverhältnis berechnet sich dabei aus dem Quotienten zwischen der maximalen Härte und der Werkstoffgrundhärte.

Chang et al. (2018) untersuchen die Abhängigkeit zwischen der Umformbarkeit schergeschnittener Kanten und dem verwendeten Schneidspalt für einen ferritisch-austenitischen TAMM-Stahl. Dabei wirken sich eine hohe Aufhärtung, eine breite Scherzone sowie eine ungleichmäßige Härteverteilung im Kantenbereich negativ auf die Kantenrissempfindlichkeit aus.

Pätzold et al. (2018) reduzieren die maximale Aufhärtung an der Kante mit Hilfe eines mehrstufigen Scherschneidprozesses. Darauf aufbauende Untersuchungen zeigen, dass die Parameterkombinationen mit der geringsten Aufhärtung auch bei Kragenziehversuchen in den größten Lochaufweitungsverhältnissen resultieren (Feistle et al., 2018a).

Auch Pathak et al. (2013) benennen die Aufhärtung an schergeschnittenen Kanten als entscheidenden Faktor für eine Kantenrissempfindlichkeit.

Häufig kann eine erhöhte Kantenrissempfindlichkeit beobachtet werden, wenn die Kante einen ausgeprägten Schnittgrat aufweist. Untersuchungen von Golovashchenko et al. (2019) zeigen anhand der Aluminiumlegierung EN AW 6111-T4, dass bei einer Umformung der Schnittkante mit übermäßig großem Grat dieser als Ausgangsort für Anrisse fungiert. Ein starker Anstieg der Grathöhe, und damit einhergehend ein Abfall der Umformbarkeit, ist für den Aluminiumwerkstoff insbesondere bei relativen Schneidspalten $\geq 20\%$ zu beobachten. Lochaufweitungsuntersuchungen anhand des Dualphasenstahls DP980 mit einer ungleichmäßigen Grathöhe ergeben, dass die Bereiche mit dem höchsten Grat die deutlichsten Anrisse aufweisen. Jedoch garantiert eine grätfreie Kante nicht automatisch eine geringe Kantenrissempfindlichkeit. (Golovashchenko et al., 2019)

Schey (1995) nennt große, unregelmäßig gezackte Grate als Ursache für eine erhöhte Kantenrissempfindlichkeit. Durch die Kerbwirkung entstehen lokal Spannungsspitzen, welche Anrisse hervorrufen können.

Falk (2017) beobachtet einen hohen und unregelmäßigen Grat mit Mikrorissen bei der Verwendung verschlissener Aktivelemente. Dabei können die Mikrorisse als Ausgangsort für Anrisse bei weiterer Umformung der Kante dienen.

Weitere Publikationen, die einen Grat ursächlich für eine Kantenrissempfindlichkeit sehen, sind Chen et al. (2010) oder Gu et al. (2018).

Zudem wirkt sich die Orientierung des Grats beim Lochaufweitungsversuch entscheidend auf das erzielbare Lochaufweitungsverhältnis aus. Wenn der Grat auf der vom Stempel abgewandten Seite positioniert wird, sind deutlich geringere Aufweitungsverhältnisse realisierbar. (De et al., 2011), (Goncalves et al., 2014), (Konieczny und Henderson, 2007)

Auch unregelmäßige Schnittflächen mit makroskopischen Unebenheiten können eine Kantenrissempfindlichkeit hervorrufen. Ein bedeutender Faktor, der zu derartigen Unregelmäßigkeiten führen kann, ist das Auftreten von Sekundärglattschnitt. Dieser entsteht, wenn beim Scherschneiden die von Stempel und Matrize ausgehenden Risse aneinander vorbeilaufen, was zu einem erneuten Scheren des Werkstoffs führt. Daraus resultieren mehrere Bruchflächen, die von dünnen Glattschnittzonen unterbrochen sind. (Hoffmann et al., 2012)

Der Zusammenhang zwischen Sekundärglattschnitt und einer erhöhten Kantenrissempfindlichkeit wird in verschiedenen Studien mit dem Dualphasenstahl JSC980Y (Mori et al., 2010), aber auch mit den Aluminiumlegierungen EN AW 5182 und EN AW 6082 (Kindsmüller und Thum, 2021) beobachtet.

Als weitere ursächliche Faktoren für eine Kantenrissempfindlichkeit werden Delaminationen an der Bruchfläche (Goncalves et al., 2019) sowie Eigenspannungen im Bereich der Kante (Chen et al., 2010) angesehen. Zu diesen Größen liegen bislang jedoch nur sehr wenige Untersuchungen vor.

Der Einfluss der Oberflächenrauheit an der Glattschnittzone und der Bruchfläche auf die Kantenrissempfindlichkeit ist nur von geringer Bedeutung (Mori et al., 2010), (Goncalves und Fouques, 2015).

2.3.4 Einfluss der Scherschneidparameter auf die Kantenrissempfindlichkeit

Die Eigenschaften der Schnittkante werden wesentlich von den gewählten Scherschneidparametern beeinflusst. Folglich kann durch die Festlegung der Schneidparameter bedeutender Einfluss auf die Kantenrissempfindlichkeit genommen werden. Im Folgenden werden Veröffentlichungen zu den Zusammenhängen zwischen den wichtigsten Parametern und der Kantenrissempfindlichkeit vorgestellt.

2.3.4.1 Schneidspalt

Einer der fundamentalsten Parameter beim Scherschneiden ist der auf die Blechdicke bezogene relative Schneidspalt. Feistle et al. (2019) führen Untersuchungen des Formänderungsvermögens bei Beginn lokaler Einschnürung mit dem Kobe-Lochzugversuch durch. Der analysierte Werkstoff ist der Dualphasenstahl HCT980XD und die geprüften relativen Schneidspalte betragen zwischen 2,5 % und 25 %. Das Formänderungsvermögen der Kante nimmt dabei mit wachsendem Schneidspalt zu, erreicht bei 15 % Schneidspalt ein Maximum und fällt bei darüberhinausgehenden Schneidspalten wieder ab.

Feistle et al. (2016a) untersuchen mit dem *Edge-Fracture-Tensile-Test* den Einfluss des Schneidspalts auf die erreichbare Hauptformänderung bei Beginn lokaler Einschnürung für den Dualphasenstahl HCT980XD. Die Spannweite der geprüften Schneidspalte liegt zwischen 2 % und 20 %. Auch hierbei können mit zunehmendem Schneidspalt höhere Hauptformänderungen an der Kante erzielt werden. Das beste Ergebnis wird mit einem relativen Schneidspalt von 20 % ermittelt. Die Autoren weisen zudem darauf hin, dass der optimale Schneidspalt materialabhängig ist. (Feistle et al., 2016a)

Versuche von Frometa et al. (2019) mit dem Kobe-Lochzugversuch zeigen die beste Umformbarkeit der Kante mit relativen Schneidspalten von 13 % bzw. 14 %. Die den Ergebnissen zugrundeliegenden Werkstoffe sind zwei Dualphasenstähle sowie zwei Komplexphasenstähle.

Lee et al. (2014) führen Lochaufweitungsversuche mit kegelförmigem Stempel an dem ferritisch-bainitischen Stahl FB780 und dem Dualphasenstahl DP780 durch. Für FB780 kann das größte Lochaufweitungsverhältnis mit 15 % Schneidspalt erzielt werden, für DP780 mit 20 % Schneidspalt.

Im Gegensatz zu den zuvor genannten Studien können Golovashchenko und Ilinich (2009) beim Dualphasenstahl DP500 keinen Einfluss des Schneidspalts im Bereich bis 20 % auf die erreichbare Gesamtdehnung der Zugproben im Half-a-dog-bone Test feststellen.

2.3.4.2 Kantenzustand der Aktivelemente

Carlsson et al. (2005) ermitteln reduzierte Lochaufweitungsverhältnisse, wenn beim Scherschneiden der Proben verschlissene Aktivelemente verwendet werden. Dabei werden vier verschiedene Dualphasenstähle und ein martensitischer Stahl getestet.

Feistle et al. (2017) prüfen den Einfluss des Schneidkantenradius im *Edge-Fracture-Tensile-Test* mit dem Dualphasenstahl HCT780X. Die Präparierung von Aktivelementen mit einem Kantenradius soll den Zustand verschlissener Aktivelemente widerspiegeln. Wenn Aktivelemente mit 50 µm Kantenradius verwendet werden, hat dies im Vergleich zu scharfkantigen Aktivelementen nur minimale Auswirkungen. Dabei wird die erreichbare Hauptformänderung an der Kante bei Beginn lokaler Einschnürung um lediglich 2 % reduziert. Ein Kantenradius von 200 µm verringert die Hauptformänderung jedoch um 29 %, bezogen auf scharfkantige Aktivelemente. (Feistle et al., 2017) Die Ergebnisse werden in einer weiteren Veröffentlichung des Autors für den Dualphasenstahl HCT980XD im Kobe-Lochzugversuch bestätigt, wobei verschlissene Schneidkanten ebenfalls zu einem geringeren Formänderungsvermögen der Kanten führen (Feistle et al., 2019).

Untersuchungen von Liewald und Gall (2013) zeigen, dass der Werkstoff DP600 im Diaboloversuch geringere Hauptformänderungen an der Kante aufweist, wenn diese zuvor mit verschlissenen Aktivelementen gefertigt wurden. Der Dehnungsverlust bei Verwendung verschlissener Aktivelemente ist bei 15 % relativem Schneidspalt deutlich ausgeprägter als bei 5 % Schneidspalt.

2.3.4.3 Art der Schnittlinie

Beim Scherschneiden mit offener Schnittlinie ist im Gegensatz zum geschlossenen Schnitt die Steifigkeit des Butzens bzw. des Schneidabfalls geringer, was einen anderen Spannungszustand in der Scherzone hervorruft. Dies hat auch Auswirkungen auf die daraus resultierende Kantenrissempfindlichkeit. So kann bei *Edge-Fracture-Tensile-Tests* mit dem Dualphasenstahl HCT980XD eine um etwa 50 % erhöhte Hauptformänderung an der Kante ermöglicht werden, wenn bei 5 % relativem Schneidspalt anstatt einer geschlossenen eine offene Schnittlinie gewählt wird. Auch mit 15 % Schneidspalt kann die Verwendung eines offenen Schnitts die Umformbarkeit der Kante steigern. Das Verbesserungspotential fällt jedoch geringer aus als beim kleineren Schneidspalt. (Feistle et al., 2016a)

Auch beim Dualphasenstahl HCT780X können Feistle et al. (2017) im *Edge-Fracture-Tensile-Test* ein reduzierteres Umformpotential der Kante im geschlossenen Schnitt – verglichen mit einer offenen Schnittlinie – feststellen.

Mittels eines mehrstufigen Schneidprozesses ist es möglich, die Umformbarkeit der Kante zu verbessern. Dabei folgen auf einen ersten, oftmals geschlossenen Schnitt, ein oder mehrere weitere Schneidvorgänge. Da die Steifigkeit des Butzens beim Nachschneiden deutlich reduziert ist, ist der Spannungszustand in der Scherzone in etwa mit dem eines offenen Schnittes vergleichbar. Durch die Wahl von geeigneten Nachschneidzugaben und Schneidspalten kann der Spannungszustand so beeinflusst werden, dass der Großteil der Deformationen in den Schneidabfall verlagert wird. Schnittkanten, die durch mehrstufiges Scherschneiden hergestellt werden, können eine – im Vergleich zum einstufigen Scherschneiden – deutlich reduzierte Kantenrissempfindlichkeit aufweisen. (Pätzold et al., 2018), (Gläsner et al., 2017), (Feistle et al., 2018a)

2.3.5 Einfluss einer Blechvorumformung auf die Kantenrissempfindlichkeit

Auch wenn zum Thema Kantenrisse bereits eine Vielzahl an Studien durchgeführt wurde, ist zum Einfluss einer Vorumformung auf die Kantenrissempfindlichkeit bisher nur vergleichsweise wenig Literatur verfügbar. Ein Überblick über den aktuellen Stand der Kenntnisse bezüglich der Kantenrissempfindlichkeit nach vorausgegangenen Umformprozessen ist im Folgenden gegeben.

Studien von Chen et al. (2011) und Chen et al. (2012a) untersuchen den Einfluss einer Vorumformung auf die Kantenrissempfindlichkeit anhand der Prozesskette Scherschneiden – Vorumformen – Nachumformen. Dazu werden Zugversuche mit gefrästen sowie schergeschnittenen Probenkanten durchgeführt. Zusätzlich werden einige schergeschnittenen Proben noch vorumgeformt, indem eine wellenförmige Sicke eingebracht wird. Die Ergebnisse zeigen, dass die schergeschnittenen und vorumgeformten Proben das geringste Formänderungspotential aufweisen. Das Versagen erfolgt hierbei in der Regel im bereits vorumgeformten Bereich. Weitere Versuche des Autors anhand eines Realbauteils ergeben, dass die Umformbarkeit von schergeschnittenen Kanten erhöht werden kann, wenn bei der auf das Scherschneiden folgenden Vorumformung nur eine geringere oder keine Umformung eingebracht wird (Chen, 2012b). Vergleichbare Versuche mit schergeschnittenen und anschließend wellenförmig vorumgeformten Zugproben führt Hsiung (2012) anhand von fünf verschiedenen Stählen durch. Hierbei zeigt sich bei den Stählen DP980, Q&P980 sowie DP780 kein Einfluss auf die Umformbarkeit der Kante, während bei HSLA50 und 590R das Umformpotential nach einer Vorumformung abnimmt. Eine Gemeinsamkeit all dieser genannten Veröffentlichungen ist, dass nach dem Scherschneiden ein mehrstufiger Umformprozess folgt. Der Fall, dass die Schneidoperation in bereits vorumgeformtem Material erfolgt, wird jedoch nicht berücksichtigt.

Sriram und Chintamani (2005) führen Lochaufweitungsversuche mit konischem Stempel an vorumgeformten und anschließend schergeschnittenen Proben durch, wobei verschiedene uniaxiale, plane strain und biaxiale Vordehnungszustände betrachtet werden. Dabei ist kein Einfluss einer Vorumformung auf das erzielbare Lochaufweitungsverhältnis ersichtlich, da dieses sowohl für die nich-vorumgeformten Proben als auch für alle Vordehnungszustände nahezu konstant bleibt. Referenzversuche mit gefrästen oder erodierten Kanten werden nicht durchgeführt. Ähnliche Ergebnisse erzielen die Studien von Chiriac et al. (2012), wobei die Autoren Lochaufweitungsversuche mit konischem Stempel anhand des Dualphasenstahls DP780 vornehmen. Auch hier werden bei verschiedenen uniaxial und equi-biaxial vorgedehnten und schergeschnittenen Proben annähernd gleiche Lochaufweitungsverhältnisse wie bei nicht-vorumgeformten Blechen erzielt. Auffällig ist, dass auch die Lochaufweitungsverhältnisse mit geriebenen Löchern bei verschiedenen uniaxial vorgedehnten Blechen (Hauptformänderungen von 2 %, 4 % und 6 %) auf ähnlichem Niveau verharren. Eine Bewertung der Ergebnisqualität ist jedoch schwierig, da die Streuung der Messwerte nicht dargestellt ist. Das Fazit der Autoren lautet, dass eine Vorumformung vor dem Scherschneiden nur einen geringen oder keinen Effekt auf die Umformbarkeit der Kante hat. Diese Ergebnisse können Chiriac und Shi (2013) auch mit dem Dualphasenstahl DP980 bestätigen. Das gleichbleibende Lochaufweitungsverhältnis auch nach einer Vorumformung wird dabei auf das geringere Aufhärtungsverhältnis des kantennahen Werkstoffs beim Scherschneiden nach Vorumformung – bezogen auf den Grundwerkstoff – zurückgeführt. Der Verlust an Umformpotential aufgrund der Vorumformung wird so durch die geringere Aufhärtung beim Scherschneiden kompensiert. (Chiriac und Shi, 2013) Auch Untersuchungen von Chiriac und Shi (2015) zeigen mit dem Dualphasenstahl DP980IBF nach einer biaxialen Vorumformung gleichbleibende Lochaufweitungsverhältnisse, sofern ein konischer Stempel verwendet wird.

Im Gegensatz dazu beobachten Chiriac und Shi (2015) bei der Durchführung von Lochaufweitungsversuchen mit Marciniak-Stempel anhand von biaxial vorumgeformten und schergeschnittenen Proben aus dem Stahl DP980IBF reduzierte Lochaufweitungsverhältnisse, verglichen mit nicht-vorumgeformten Proben. Als Ursache für das unterschiedliche Verhalten bei verschiedenen Stempelgeometrien machen die Autoren die Dehnungsverteilung an der Kante aus. Während die Dehnungen bei Verwendung des konischen Stempels unmittelbar vor Anriß gleichmäßig über den Umfang verteilt sind, beginnt der Werkstoff beim Marciniak-Stempel an nur wenigen Positionen an der Kante einzuschnüren.

Iizuka et al. (2019) untersuchen den Einfluss einer Vorumformung auf die Kantenrissempfindlichkeit für drei verschiedene Stahlsorten mittels Lochaufweitungsversuchen mit Marciniak-Stempel. Dabei ergibt sich, dass das

Restumformvermögen an der Kante der vorumgeformten und schergeschnittenen Proben um den entsprechenden Betrag der Vergleichsvorumformung – verglichen mit den nicht-vorumgeformten Proben – abnimmt. Die Summen der Vergleichsumformung, resultierend aus Vorumformung und der Lochaufweitung, bleiben dabei nahezu konstant. Es kann beobachtet werden, dass der Anriss oftmals nicht an der schergeschnittenen Kante, sondern etwas abseits davon erfolgt. Für die Auswertung werden folglich nur die Anrisse an der Kante berücksichtigt. Wenn anstatt des Marciniak-Stempels ein konischer Stempel für die Lochaufweitung verwendet wird, nimmt zwar das Restumformvermögen der vorumgeformten, schergeschnittenen Proben – verglichen mit den nicht-vorumgeformten Proben – ab, die Summe der Vergleichsumformungen aus Vorumformung und Lochaufweitung nimmt jedoch zu. Daraus folgern die Autoren, dass der Einfluss einer Vorumformung auf die Umformbarkeit schergeschnittener Kanten auch vom Dehnungsgradienten an der Kante abhängig ist. Die Untersuchung von gefrästen oder erodierten Referenzkanten wird nicht durchgeführt. (Iizuka et al., 2019)

Feistle und Volk (2018b) ermitteln den Einfluss einer uniaxialen Vorumformung auf die Kantenrissempfindlichkeit von hochmanganhaltigen TWIP-Stählen mit dem *Edge-Fracture-Tensile-Test*. Dabei zeigt sich, dass der logarithmische Hauptumformgrad der vorumgeformten, schergeschnittenen Proben um den entsprechenden Betrag der Vorumformung – verglichen mit den nicht-vorumgeformten Proben – reduziert wird.

Huang et al. (2008) untersuchen mit Flansch-Biegeversuchen den Einfluss einer Vorumformung anhand von vier verschiedenen DP490-Stählen unterschiedlicher Blechdicke. Dabei ergibt sich mit vorumgeformten Proben eine reduzierte Umformbarkeit der Kante, was an einer Abnahme der realisierbaren Flanschhöhe festgemacht wird.

Untersuchungen zum Einfluss einer Vorumformung auf die Kantenrissempfindlichkeit mit der Aluminiumlegierung EN AW-6111-T4 werden von Le et al. (2014) durchgeführt, wobei der Half-a-dog-bone Test herangezogen wird. Wenn ein relativer Schneidspalt von 10 % verwendet wird, welcher ohne Vorumformung die geringste Kantenrissempfindlichkeit zeigt, reduziert sich das erzielbare Restumformvermögen mit vorgedehnten Proben. Sofern jedoch ein relativer Schneidspalt von 40 % eingesetzt wird, der ohne Vorumformung eine hohe Kantenrissempfindlichkeit zur Folge hat, weisen auch die vorgedehnten Proben annähernd das gleiche Restumformvermögen wie die nicht vorgedehnten Proben auf. Diese Trends können für beide Schneidspalte bei allen drei betrachteten Orientierungen der Proben zur Walzrichtung (0°, 45°, 90°) nachgewiesen werden.

Studien von Kindsmüller und Thum (2021) mit vorumgeformten *Edge-Fracture-Tensile-Test* Proben aus den Aluminiumlegierungen EN AW-5182 und EN AW-6082 können keinen Einfluss einer uniaxialen Vorumformung auf die Kantenrissempfindlichkeit nachweisen. Während die Bewertung bei EN AW-5182 aufgrund einer ungleichmäßigen Vorumformung durch den PLC-Effekt schwierig ist, wird das Restumformvermögen der vorgedehnten Proben aus EN AW-6082 um den entsprechenden Betrag der Vorumformung reduziert. Hierbei ist jedoch anzumerken, dass sowohl die nicht-vorumgeformten als auch die vorumgeformten Konfigurationen als kantenrissunempfindlich einzustufen sind.

Gläsner et al. (2015) und Gläsner et al. (2016) simulieren den Herstellungsprozess eines Querlenkers mit PAM-STAMP unter Berücksichtigung der Kantenrissempfindlichkeit in Form eines maximal zulässigen Hauptumformgrades an den Kanten. Die Ermittlung dieses Grenzwertes erfolgt dabei zuvor mit Hilfe von Lochzugversuchen und Lochaufweitungsversuchen mit Marciak-Stempel. Hierbei fällt auf, dass eine in einen vorumgeformten Bereich durch Scherschneiden eingebrachte und anschließend weiter umgeformte Kante als nicht herstellbar klassifiziert wird, wenn die Vorumformung und die initiale Kantenrissempfindlichkeit in der Simulation berücksichtigt werden. Das Realbauteil kann jedoch ohne Kantenrisse hergestellt werden. Die Autoren schließen daraus, dass noch weitere Untersuchungen zum Einfluss einer Vorumformung auf die Kantenrissempfindlichkeit notwendig sind.

Held et al. (2010) erwähnen, dass durch eine Werkstoffvordehnung die Umformbarkeit von schergeschnittenen Kanten positiv beeinflusst werden kann. Genauere Informationen, auf welcher Basis diese Aussage festgemacht wird, liefern die Autoren jedoch nicht.

Larour et al. (2016) vermuten, dass eine Vorumformung die Kantenrissempfindlichkeit geringfügig verschlechtert. Dazu werden Versuche mit einem speziell entwickelten Werkzeug, welches sowohl eine Vorumformung, als auch Scherschneid- und Nachumformprozesse ermöglicht, durchgeführt. Die Folgerung wird anhand von Beobachtungen festgemacht, dass im Bereich einer vorumgeformten und schergeschnittenen Kante auffällig häufig Kantenrisse zu verzeichnen sind. Jedoch weisen die Autoren darauf hin, dass der Einfluss einer Vorumformung auf die Kantenrissempfindlichkeit noch nicht ausreichend untersucht ist, da auch die Umformhistorie vor dem Scherschneiden berücksichtigt werden muss.

2.4 Forschungsbedarf

Der Überblick über den aktuellen Stand der Literatur ergibt, dass zum Einfluss einer Vorumformung auf die Kantenrissempfindlichkeit bisher nur wenige und zudem

widersprüchliche Ergebnisse vorliegen. Im Folgenden ist eine Übersicht über die drei wesentlichen, verschiedenen Aussagen zum Einfluss einer Vorumformung auf die Kantenrissempfindlichkeit gegeben:

- Steigende Kantenrissempfindlichkeit (z.B. Larour et al. (2016))
- Kein Einfluss auf die Kantenrissempfindlichkeit (z.B. Chiriac et al. (2012) oder Iizuka et al. (2019))
- Reduzierte Kantenrissempfindlichkeit (z.B. Chiriac und Shi (2013) oder Gläsner et al. (2015))

Des Weiteren erfolgt die Aussage, dass eine Vorumformung keinen Einfluss auf die Kantenrissempfindlichkeit hat, teilweise auf der Basis gegensätzlicher Versuchsergebnisse. Während Chiriac et al. (2012) diese Folgerung aufgrund eines gleichbleibenden Lochaufweitungsverhältnisses auch nach Vorumformung treffen, machen Iizuka et al. (2019) dies an einer Abnahme des Formänderungsvermögens in Höhe der entsprechenden Vorumformung fest.

Da bei vielen Studien keine Referenzversuche mit schädigungsfreien bzw. schädigungsarmen Kantenzuständen durchgeführt werden, kann die betragsmäßige Reduzierung des Umformvermögens der Kante aufgrund der jeweils gewählten Scherschneidstrategie oftmals nicht ermittelt werden. Somit ist auch keine Bewertung der Kantenrissempfindlichkeit der untersuchten Werkstoff-Schneidparameter-Kombinationen möglich.

Die in den bisherigen Veröffentlichungen getroffenen Aussagen zum Einfluss einer Vorumformung auf die Kantenrissempfindlichkeit sind vielfach nur qualitativ und nicht quantitativ, da die objektive Ermittlung von lokalen Dehnungsgrenzwerten insbesondere bei Lochaufweitungsversuchen schwierig ist. Dazu kommt, dass Untersuchungen nur mit diskreten Vordehnungszuständen auf uniaxialen, plane strain und biaxialen Dehnpfaden durchgeführt wurden. Eine umfassende Studie über das Verhalten bei Vordehnungszuständen, welche zwischen den drei Dehnpfaden liegen, wurde noch nicht realisiert. Folglich kann der Einfluss einer Vorumformung noch nicht in FE-Simulationen berücksichtigt werden, da bislang nur punktuelle und keine in der Breite gültigen Versuchsergebnisse vorliegen.

Auch der Einfluss verschiedener Schneidparameter auf die Kantenrissempfindlichkeit wird bisher in Kombination mit einer Vorumformung nicht oder allenfalls nachrangig behandelt.

Zudem beschäftigen sich fast alle vorliegenden Untersuchungen nur symptomatisch mit der Ermittlung des Einflusses einer Vordehnung auf die Kantenrissempfindlichkeit bzw. auf das Restformänderungsvermögen. Die Effekte einer Vorumformung auf die Werkstoff- und Kanteneigenschaften werden oftmals nicht betrachtet. Somit sind die Ursachen, wie eine Vorumformung die Kantenrissempfindlichkeit beeinflusst, noch nicht untersucht und verstanden.

3 Zielsetzung und Aufgabenstellung

Aufgrund der Diskrepanz der Aussagen aus der vorliegenden Literatur ist das Kernziel dieser Arbeit, umfassende Kenntnisse zum Einfluss einer Vorumformung auf die Kantenrissempfindlichkeit zu generieren. Die betrachtete Prozessabfolge ist dabei Vorumformen – Scherschneiden – Nachumformen. Als Blechwerkstoff werden verschiedene Dualphasenstähle ausgewählt, da diese Werkstoffgruppe gemeinhin als anfällig für Kantenrisse gilt. Aufbauend auf den gewonnenen Ergebnissen soll ein Modell entwickelt werden, welches die Vorhersage der Auswirkungen einer beliebigen Blechvorumformung auf die Kantenrissempfindlichkeit ermöglicht.

Insbesondere soll der Einfluss einer Vorumformung auch in Abhängigkeit der gewählten Scherschneidparameter ermittelt werden. So kann bestimmt werden, ob und inwieweit die Kantenrissempfindlichkeit nach Vordehnung durch die vorliegenden Prozessparameter beeinflusst wird.

Für ein tiefergehendes Prozessverständnis sind des Weiteren die aus einer Vorumformung resultierenden ursächlichen Effekte zu analysieren, welche zu einer Änderung der Kantenrissempfindlichkeit beitragen können.

Der strukturelle Aufbau der Arbeit ist in Abbildung 3.1 dargestellt. Dieser beinhaltet die folgenden Aufgabenpakete, welche zur Erreichung der zuvor definierten Ziele beitragen:

- Auswahl der zu untersuchenden Scherschneidstrategien.
- Generierung einer breiten Basis an Ergebnissen anhand experimenteller Untersuchungen der Kantenrissempfindlichkeit mit dem *Edge-Fracture-Tensile-Test*. Hierbei sind verschiedene Vordehnungszustände, Scherschneidstrategien und Blechwerkstoffe zu berücksichtigen.
- Durchführung weitergehender Untersuchungen des Werkstoffs sowohl im Kantenbereich als auch im Grundwerkstoff für verschiedene Vordehnungszustände.
- Verknüpfung der Kantenrissempfindlichkeit mit den Werkstoffeigenschaften zur Erklärung der Effekte einer Vorumformung, welche einen Einfluss auf die Kantenrissempfindlichkeit haben.
- Entwicklung eines Modells zur Vorhersage der Kantenrissempfindlichkeit für beliebige Vorumformungszustände.



Abbildung 3.1: Struktureller Aufbau der Arbeit

4 Versuchswerkstoffe

Bei den im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Werkstoffen handelt es sich um drei verschiedene Dualphasenstähle (DP-Stähle) mit unterschiedlichen Festigkeiten: HCT590X (DP600), HCT780X (DP800) und HCT980X (DP1000). Die Werkstoffe liegen jeweils als Blech mit einer Blechdicke von $s_0 = 1,0$ mm vor.

Dualphasenstähle zeichnen sich durch hohe und höchste Festigkeiten bei gleichzeitig guten Umformeigenschaften aus. So besitzen DP-Stähle ein gutes Verfestigungsverhalten mit hohem n-Wert. Dies hat zur Folge, dass solche Stähle einen hohen Widerstand gegen lokales Einschnüren vorweisen, da durch die Verfestigung das Material großflächiger in der Umformzone miteinbezogen wird. Folglich wird diese Werkstoffklasse insbesondere bei der Herstellung komplexer Umformteile, welche gleichzeitig eine gute Crashperformance vorweisen müssen, herangezogen. Ein häufiges Einsatzgebiet von Dualphasenstählen ist der Automobilbau. Dabei stellen beispielsweise Fahrwerksteile, Karosserieverstärkungen oder Strukturteile wie Längs- und Querträger typische Bauteile dar. Auch bei Außenhautteilen mit hohen Anforderungen an die Beulfestigkeit wie Türen oder Dächer werden Dualphasenstähle verwendet. (thyssenkrupp, 2022)

Das Gefüge von Dualphasenstählen besteht hauptsächlich aus einer weichen ferritischen Matrix, in die eine zweite harte Phase inselförmig eingelagert ist. Diese zweite Phase stellt überwiegend Martensit dar. Jedoch können auch Anteile von Restaustenit oder Bainit auftreten, welche die Umformbarkeit verbessern. Der Ferritanteil kann dabei bis zu 90 % betragen. (thyssenkrupp, 2022) Bei DP-Stählen mit einem Martensitanteil jenseits von 40-45 % ändert sich die Gefügestruktur, sodass anstatt einer inselförmigen eine skelettartige Martensitstruktur vorliegt. Die Festigkeit von DP-Stählen wird durch das Zusammenspiel der beiden Phasen Ferrit und Martensit bestimmt, wobei oftmals ein linearer Zusammenhang zwischen der Zugfestigkeit und dem Volumenanteil an Martensit ermittelt wird. (Fonstein, 2017).

Die Herstellung von Dualphasenstählen erfolgt durch eine definierte Wärmebehandlung, wobei diese sowohl während des Walzens (warmgewalzte DP-Stähle) als auch entkoppelt vom Walzprozess (kaltgewalzte DP-Stähle) stattfinden kann. Dabei wird der Werkstoff zunächst in den Temperaturbereich des Zweiphasengebiets Ferrit-Austenit ($\alpha + \gamma$) gebracht. Durch die Umwandlung von Austenit in Martensit während des kontrollierten Abkühlvorgangs werden alle wesentlichen Eigenschaften des DP-Stahls festgelegt. Diese umfassen beispielsweise die Volumenanteile an Ferrit und Martensit, den finalen Kohlenstoffgehalt im Martensit und folglich auch die Ausdehnung des Martensits bei der Phasenumwandlung. (Fonstein, 2017) Diese Volumenzunahme bei der Entstehung von Martensit kann etwa 2-4 vol.% betragen und

hat die Bildung von Eigenspannungen und geometrisch notwendigen Versetzungen in der Ferritmatrix zur Folge. Die Versetzungsichte ist insbesondere im Grenzbereich zwischen Ferrit und Martensit am stärksten ausgeprägt und nimmt zum Inneren der Ferritkörner hin deutlich ab. (Ghassemi-Armaki et al., 2014) (Fonstein, 2017) Daraus resultiert ein von Druckspannungen dominierter Eigenspannungszustand im Martensit, während der Eigenspannungszustand im Ferrit von Zugspannungen geprägt ist (Watt und Jain, 1984), (Erdogan und Priestner, 1999), (Fonstein, 2017), (Sakaki et al., 1983).

Die mechanischen Eigenschaften eines aus zwei und mehr Phasen bestehenden Gefüges sind vom Verhältnis ihrer Anteile, der Morphologie und den Eigenschaften der einzelnen Gefügebestandteile abhängig. Wenn ein solches Mehrphasengefüge umgeformt wird, sind weder die Dehnungen noch die Spannungen in den Phasen identisch, sondern verteilen sich zwischen den einzelnen Bestandteilen. So wird der Ferrit als weichere Phase stärker verformt als der harte Martensit. (Fonstein, 2017)

Eine Vielzahl an Studien hat gezeigt, dass die Umformbarkeit schergeschnittener Kanten aus Dualphasenstahl aufgrund der Gefügestruktur mit hartem Martensit und weichem Ferrit deutlich reduziert sein kann (vgl. Kapitel 2.3.3.1). Daraus folgt, dass ein vorzeitiges Materialversagen, ausgehend von der Bauteilkante, auftreten kann, was sich in Kantenrissen äußert. Dieser Aspekt muss bei der Auslegung und Konstruktion von Bauteilen aus DP-Stahl berücksichtigt werden.

4.1 HCT590X+Z

Der Dualphasenstahl HCT590X+Z (CR330Y590T-DP) liegt als kaltgewalztes und verzinktes Blech mit einer Dicke von $s_0 = 1,0$ mm vor. Der Stahl wird nach dem Sauerstoffblasverfahren im Konverter erschmolzen und erfährt in der Sekundärmetallurgie eine Legierungsbehandlung. Dabei ist er aluminiumberuhigt und wird durch das definierte Hinzulegieren von Mangan, Chrom und Silizium hinsichtlich seiner mechanischen Eigenschaften eingestellt. (Salzgitter, 2022)

Die Legierungszusammensetzung des Werkstoffs HCT590X+Z ist in Tabelle 4.1 gegeben. Diese wird durch funkenspektrometrische Messungen mit einem Funkenspektrometer des Typs FOUNDRY-MASTER der Firma Worldwide Analytical Systems, Uedem, ermittelt.

Tabelle 4.1: Legierungszusammensetzung des Dualphasenstahls HCT590X+Z (Rest: Fe)

Element	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al	Cu	Nb	Sn	As
Gew.-%	0,11	0,08	1,22	0,03	0,01	0,54	0,01	0,05	0,29	0,01	0,01	0,01	0,01

Die Ermittlung der mechanischen Kennwerte des Blechwerkstoffs erfolgt durch Zugversuche nach DIN EN ISO 6892-1 mit gefrästen Flachzugproben der Form H20x80. Die Proben zeichnen sich durch einen 20 mm breiten und 120 mm langen parallelen Prüfbereich aus, wobei die anfängliche Messlänge L_0 80 mm beträgt. Die Mittelwerte der mechanischen Kennwerte in Abhängigkeit der Orientierung der Proben zur Walzrichtung sind in Tabelle 4.2 gegeben. Dabei werden je Walzrichtung mindestens fünf gültige Versuche durchgeführt.

Tabelle 4.2: Mechanische Kennwerte des Dualphasenstahls HCT590X+Z

Kennwert	Orientierung 0°	Orientierung 45°	Orientierung 90°
Streckgrenze $R_{p0,2}$ [MPa]	377,5	364,3	365,0
Zugfestigkeit R_m [MPa]	647,5	631,4	633,8
Gleichmaßdehnung A_g [%]	14,7	15,8	15,3
Bruchdehnung A [%]	23,7	23,8	22,5
Senkrechte Anisotropie r [-]	0,81	0,90	0,84
Verfestigungsexponent n [-]	0,15	0,16	0,15

In Abbildung 4.1 ist eine optisch 500-fach vergrößerte Mikroskopaufnahme des Werkstoffs HCT590X+Z dargestellt. Zur Kennlichmachung der verschiedenen Phasenbestandteile wurde der Schliff mit Nital geätzt. Dadurch erscheint der ferritische Gefügeanteil in weißer Farbe, der eingelagerte Martensit in grau-braun. Ein Teil des Martensits ist inselförmig in die ferritische Matrix eingebettet, zudem treten parallel zur Walzrichtung verlaufende Martensitzeilen auf. Der Martensitanteil im Werkstoffgefüge wird mit der Software ZEN core (Version 3.3) der Firma Carl Zeiss AG, Oberkochen, im Schliff ermittelt und beträgt etwa 29 %.

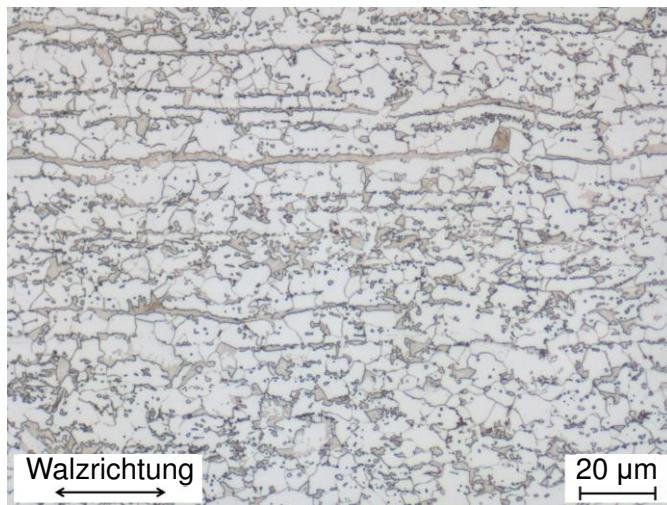


Abbildung 4.1: Gefügeschliffbild des Dualphasenstahls HCT590X+Z

4.2 HCT780X+Z

Der Werkstoff HCT780X+Z (CR440Y780T-DP) ist ein kaltgewalzter, verzinkter Dualphasenstahl mit einer Zugfestigkeit von etwa 800 MPa und einer Blechdicke von $s_0 = 1,0$ mm. Aufgrund seiner guten Umformbarkeit wird er häufig für Struktur- und Verstärkungskomponenten im Bereich der Fahrzeugkarosserie verwendet. Typische Bauteile stellen Säulenverstärkungen, Crashstrukturen oder Sitzstrukturen in Leichtbauweise dar. (Tata, 2016)

Die Legierungszusammensetzung des Werkstoffs HCT780X+Z ist in Tabelle 4.3 gegeben. Diese wird durch funkenspektrometrische Messungen mit einem Funkenspektrometer des Typs FOUNDRY-MASTER der Firma Worldwide Analytical Systems, Uedem, ermittelt.

Tabelle 4.3: Legierungszusammensetzung des Dualphasenstahls HCT780X+Z (Rest: Fe)

Element	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al	Cu	Nb	Ti	As
Gew.-%	0,16	0,06	2,09	0,02	0,01	0,17	0,03	0,02	0,84	0,01	0,01	0,02	0,01

Die Ermittlung der mechanischen Kennwerte des Blechwerkstoffs erfolgt durch Zugversuche nach DIN EN ISO 6892-1 mit gefrästen Flachzugproben der Form H20x80. Die Proben zeichnen sich durch einen 20 mm breiten und 120 mm langen parallelen Prüfbereich aus, wobei die anfängliche Messlänge L_0 80 mm beträgt. Die Mittelwerte der mechanischen Kennwerte in

Abhängigkeit der Orientierung der Proben zur Walzrichtung sind in Tabelle 4.4 gegeben. Dabei werden je Walzrichtung mindestens fünf gültige Versuche durchgeführt.

Tabelle 4.4: Mechanische Kennwerte des Dualphasenstahls HCT780X+Z

Kennwert	Orientierung 0°	Orientierung 45°	Orientierung 90°
Streckgrenze $R_{p0,2}$ [MPa]	503,8	511,1	523,4
Zugfestigkeit R_m [MPa]	834,2	845,9	858,5
Gleichmaßdehnung A_g [%]	14,6	13,6	13,4
Bruchdehnung A [%]	21,3	19,1	19,7
Senkrechte Anisotropie r [-]	0,78	0,90	0,96
Verfestigungsexponent n [-]	0,14	0,14	0,14

In Abbildung 4.2 ist eine optisch 500-fach vergrößerte Mikroskopaufnahme des Werkstoffs HCT780X+Z dargestellt. Zur Kenntlichmachung der verschiedenen Phasenbestandteile wurde der Schliff mit Nital geätzt. Dadurch erscheint der ferritische Gefügeanteil in weißer Farbe, der eingelagerte Martensit in grau-braun. Der Martensit ist dabei überwiegend inselförmig in die ferritische Matrix eingebettet, eine leichte Zeilenstruktur ist noch erkennbar. Der Martensitanteil im Werkstoffgefüge wird mit der Software ZEN core (Version 3.3) der Firma Carl Zeiss AG, Oberkochen, im Schliff ermittelt und beträgt etwa 59 %.

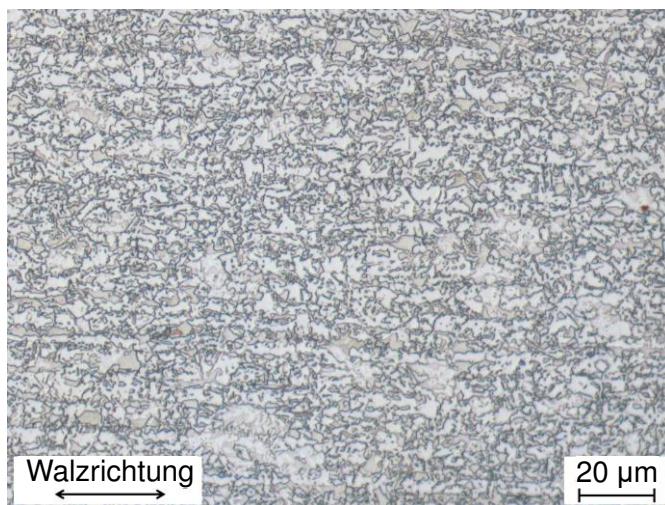


Abbildung 4.2: Gefügeschliffbild des Dualphasenstahls HCT780X+Z

4.3 HCT980X

Der Dualphasenstahl HCT980X (CR590Y980T-DP) liegt als kaltgewalztes, unbeschichtetes Blech mit einer Blechdicke von $s_0 = 1,0$ mm vor. Sein Einsatzgebiet umfasst beispielsweise Karosseriebauteile, die den Intrusionsschutz beim seitlichen Aufprall gewährleisten sollen. Dazu bietet der Werkstoff aufgrund seiner hohen Festigkeit den notwendigen Deformationswiderstand. (thyssenkrupp, 2016)

Die Legierungszusammensetzung des Werkstoffs HCT980X ist in Tabelle 4.5 gegeben. Diese wird durch funkenspektrometrische Messungen mit einem Funkenspektrometer des Typs FOUNDRY-MASTER der Firma Worldwide Analytical Systems, Uedem, ermittelt.

Tabelle 4.5: Legierungszusammensetzung des Dualphasenstahls HCT980X (Rest: Fe)

Element	C	Si	Mn	P	Cr	Mo	Ni	Al	Cu	Nb	Ti	V	Sn
Gew.-%	0,16	0,62	1,86	0,01	0,29	0,01	0,03	0,03	0,03	0,01	0,12	0,01	0,01

Die Ermittlung der mechanischen Kennwerte des Blechwerkstoffs erfolgt durch Zugversuche nach DIN EN ISO 6892-1 mit gefrästen Flachzugproben der Form H20x80. Die Proben zeichnen sich durch einen 20 mm breiten und 120 mm langen parallelen Prüfbereich aus, wobei die anfängliche Messlänge L_0 80 mm beträgt. Die Mittelwerte der mechanischen Kennwerte in Abhängigkeit der Orientierung der Proben zur Walzrichtung sind in Tabelle 4.6 gegeben. Dabei werden je Walzrichtung mindestens fünf gültige Versuche durchgeführt.

Tabelle 4.6: Mechanische Kennwerte des Dualphasenstahls HCT980X

Kennwert	Orientierung 0°	Orientierung 45°	Orientierung 90°
Streckgrenze $R_{p0,2}$ [MPa]	558,0	553,0	616,6
Zugfestigkeit R_m [MPa]	956,3	942,7	971,1
Gleichmaßdehnung A_g [%]	10,7	12,3	9,2
Bruchdehnung A [%]	14,0	17,8	11,1
Senkrechte Anisotropie r [-]	0,53	1,11	0,75
Verfestigungsexponent n [-]	0,11	0,12	0,11

In Abbildung 4.3 ist eine optisch 500-fach vergrößerte Mikroskopaufnahme des Werkstoffs HCT980 dargestellt. Zur Kenntlichmachung der verschiedenen Phasenbestandteile wurde der Schliff mit Nital geätzt. Dadurch erscheint der ferritische Gefügeanteil in weißer Farbe, der

Martensit in grau-braun. Das Gefüge ist überwiegend martensitisch mit wenig feinen, zeilig angeordneten Ferrit. Der Martensitanteil im Werkstoffgefüge wird mit der Software ZEN core (Version 3.3) der Firma Carl Zeiss AG, Oberkochen, im Schliff ermittelt und beträgt etwa 87 %.

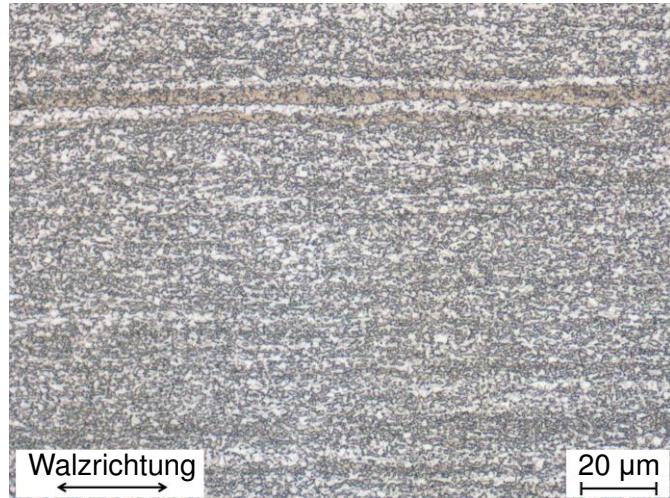


Abbildung 4.3: Gefügeschliffbild des Dualphasenstahls HCT980X

5 Versuchsanlagen, Werkzeuge und Messeinrichtungen

5.1 Versuchsanlagen

5.1.1 Hydraulische Tiefziehpresse Dieffenbacher

Die Herstellung von vorgedehnten Blechen erfolgt mit einem modifizierten Marciniakwerkzeug (siehe Kapitel 5.2.1) auf der Tiefziehpresse DXU 320 B der Firma Dieffenbacher GmbH Co. KG, Eppingen. Bei dieser handelt es sich um eine zweifach wirkende hydraulische Oberkolbenpresse, welche sowohl zum aktiven als auch zum passiven Ziehen von Blechen eingesetzt werden kann. Aufgrund ihrer Nennpresskraft von 3500 kN ist sie auch für größere Umformoperationen geeignet. Ein Überblick über die technischen Daten der Presse ist in Tabelle 5.1 gegeben.

Tabelle 5.1: Technische Daten der Tiefziehpresse DXU 320B

Kenngröße	Dieffenbacher DXU 320 B
Nennkraft [kN]	3500
Ziehkissenkraft [kN]	1250
Werkzeugeinbauhöhe [mm]	max. 900
Aufspannplattenfläche [mm x mm]	1600 x 1300

5.1.2 Mechanische Schnellläuferpresse Bruderer

Zur Fertigung der Proben für den *Edge-Fracture-Tensile-Test* wird die mechanische Schnellläuferpresse BSTA 1600-181 der Firma Bruderer AG, Frasnacht, Schweiz, in Kombination mit dem Zugproben-Scherschneidwerkzeug (siehe Kapitel 5.2.2) eingesetzt. Die Presse bietet eine Nennpresskraft von 1600 kN und ermöglicht durch einen Pressenrahmen in geschlossener Vier-Säulen-Bauweise auch Anwendungen mit höchsten Genauigkeitsanforderungen. Ein Hebelsystem zur gleichmäßigen Verteilung der Last im System, ein vollständiger Massenausgleich sowie minimale Lagerspiele garantieren eine hohe Wiederholgenauigkeit und Präzision bei gleichzeitig geringer Werkzeugbeanspruchung. Der realisierbare Hubzahlbereich erstreckt sich bis maximal 600 Hübe pro Minute. Ein Überblick über die technischen Daten der Presse ist in Tabelle 5.2 gegeben. (Bruderer, 2023)

Tabelle 5.2: Technische Daten der Schnellläuferpresse BSTA 1600-181 (Bruderer, 2023)

Kenngroße	Bruderer BSTA 1600-181
Nennkraft [kN]	1600
Max. Hubzahl [1/min]	600
Hubhöhe [mm]	19, 26, 40, 55, 68, 80, 90, 96, 100
Werkzeugeinbauhöhe [mm]	268 - 385
Aufspannplattenfläche [mm x mm]	1790 x 1070

5.2 Versuchswerkzeuge

5.2.1 Modifiziertes Marciakwerkzeug

Die Herstellung der vorgedehnten Ausgangsplatten erfolgt mit Hilfe eines modifizierten Marciakwerkzeugs, welches zur Fertigung von großen Proben mit homogener Dehnungsverteilung von Weinschenk und Volk (2017) entwickelt und getestet wurde. Das Tiefziehwerkzeug ermöglicht die Generierung von beliebigen Umformungen im Bereich zwischen uniaxialen und biaxialen Dehnungszuständen. Die Art der Vorumformung kann durch die Geometrie der Ausgangsplatine gesteuert werden, während der Betrag der Vorumformung von der Ziehtiefe beeinflusst wird. Als Resultat kann ein ebenes, homogen vorumgeformtes Areal auf der Platine mit einer Größe von mindestens 150 x 150 mm erzeugt werden. Dies konnte anhand von experimentellen Validierungsversuchen mit dem System GOM Argus bestätigt werden. Das Werkzeug wurde für Blechdicken zwischen 0,8 mm und 1,0 mm konstruiert und eingearbeitet. (Weinschenk und Volk, 2017) Eine Übersicht über den konstruktiven Aufbau des Werkzeugs ist in Abbildung 5.1 gezeigt (Unterteil: links; Oberteil: rechts).

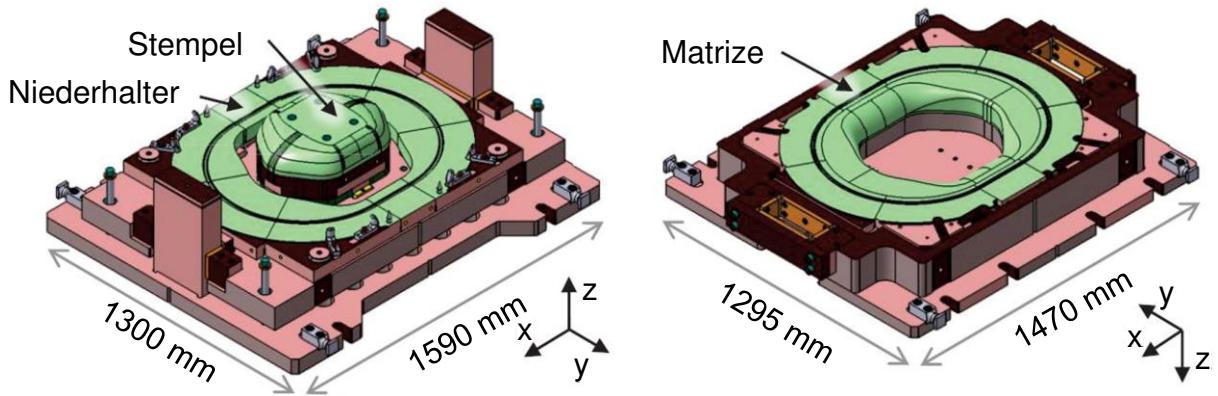


Abbildung 5.1: *Modifiziertes Marciniaakwerkzeug nach Weinschenk und Volk (2017)*

5.2.2 Zugproben-Scherschneidwerkzeug

Zur Fertigung der halbseitig schergeschnittenen Kantenrisszugproben kommt ein am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiweisen (*utg*) entwickeltes, modular aufgebautes und höchstpräzises Zugproben-Scherschneidwerkzeug zum Einsatz. Das Werkzeug ermöglicht die Einstellung einer Vielzahl an Schneidparametern wie dem Schneidspalt, dem Verschleißzustand der Aktivelemente oder der Art der Schnittlinie (offener / geschlossener Schnitt). Während die Konfiguration des Schneidspalts und des Verschleißzustands durch die Auswahl passender Aktivelemente erfolgt, wird die Art der Schnittlinie durch die Breite der Ausgangsplatine festgelegt (vgl. Abbildung 2.12).

Das Werkzeug zeichnet sich durch eine 4-Säulen-Führung unter Verwendung von Kugelkäfigen und gehärteten Führungsbuchsen aus, was eine spielfreie Lagerung ermöglicht. Zudem wird die Belastung auf die Stempelführung reduziert, da mögliche Querkräfte auf mehrere Elemente im Werkzeug verteilt werden. Auch die hohe Werkzeugsteifigkeit trägt zur genauen Positionierung der Aktivelemente bei, da somit mögliche Positionsabweichungen – hervorgerufen durch Durchbiegung oder Verschiebungen beim Schneidvorgang – verhindert werden können. (Feistle et al., 2016a), (Feistle et al., 2017), (Lange et al., 1990)

Eine Schnittansicht des Werkzeugs ist in Abbildung 5.2 dargestellt.

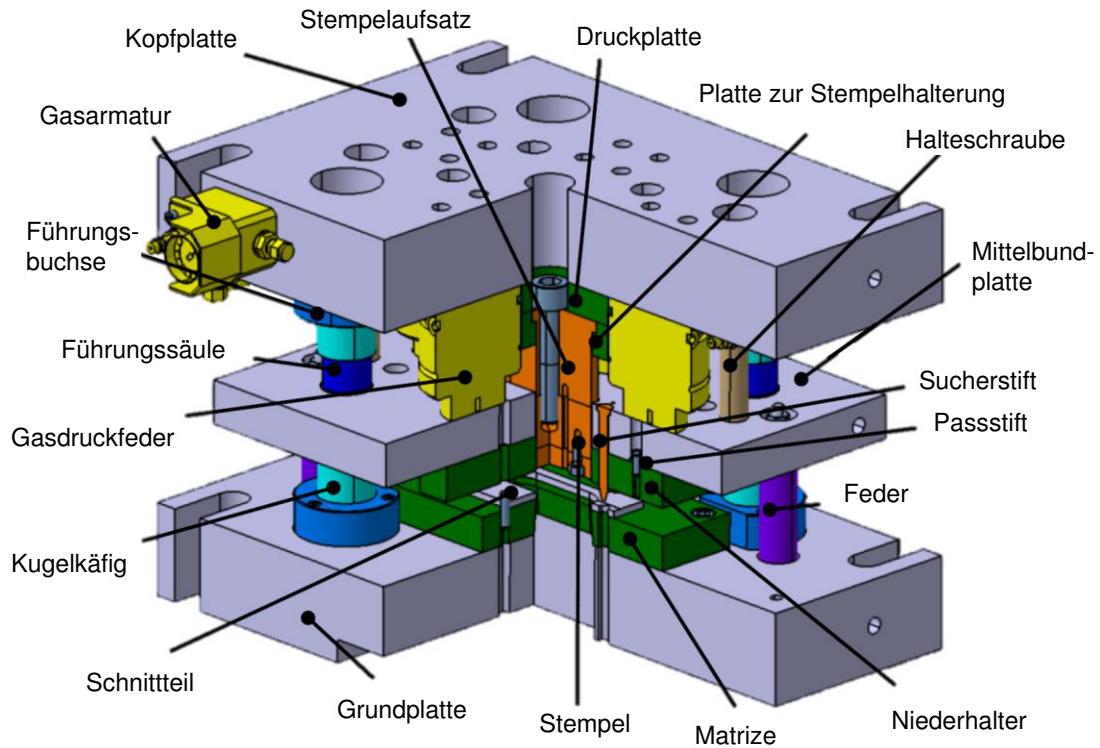


Abbildung 5.2: Aufbau des Zugproben-Scherschneidwerkzeugs nach Feistle et al. (2017)

Bei den Charakteristika des Scherschneidwerkzeugs sind des Weiteren insbesondere die höchstpräzise Stempelführung mit einem Führungsspiel von nur etwa $2\text{ }\mu\text{m}$, die genaue Positionierung der Stempelführung zur Matrize mittels Passstiften sowie die im Niederhalter integrierten Sucherstifte hervorzuheben. Letztere ermöglichen eine exakte Positionierung der Probenrohlinge im Werkzeug.

5.3 Mess- und Prüfeinrichtungen

5.3.1 Universal Zugprüfmaschine

Die Durchführung der Kantenrisszugversuche erfolgt mit einer Universalprüfmaschine des Typs Z150 des Herstellers ZwickRoell, Ulm. Zusammen mit der präzisen Traversenführung ermöglicht der besonders steife Lastrahmen mit großflächigen mechanischen Verbindungen eine hohe Genauigkeit der Anlage und die Minimierung unerwünschter Nebeneffekte. Die maximale Prüfkraft beträgt 150 kN und die möglichen Prüfgeschwindigkeiten liegen im Bereich zwischen 0,0001 mm/min und 900 mm/min. (ZwickRoell, 2023) Die Konfiguration der Prüfung mit der Definition aller Prüfparameter, die Versuchsüberwachung sowie die

Auswertung der Ergebnisse erfolgen auf einem separaten PC unter Verwendung der Software TestXpert III.

5.3.2 GOM Argus

Das photogrammetrische 3D-Formänderungsanalysesystem Argus v6 3.0 des Herstellers Carl Zeiss GOM Metrology GmbH, Braunschweig, wird für die Bestimmung des Volumformungszustandes der tiefgezogenen Ausgangsplatten herangezogen. Mit Hilfe dieses Systems können aus dem Umformprozess resultierende Dehnungsverteilungen objektiv über große Bauteilbereiche flächig ermittelt werden. Dazu werden Markierungen auf dem Bauteil aufgebracht und Bilder der umgeformten Bereiche aus mehreren Blickwinkeln mit einer CCD-Kamera erstellt. Die Berechnung der Formänderungen erfolgt mit einer Genauigkeit von etwa $\pm 0,5\%$ (technische Dehnung), wobei die Ergebnisse als Falschfarbenbilder dargestellt werden können. (GOM Metrology, 2023)

5.3.3 GOM Aramis

Zur Bestimmung der Umformungszustände während des Kantenrisszugversuchs kommt das optische 3D-Verformungsanalysesystem Aramis SRX der Firma Carl Zeiss GOM Metrology GmbH, Braunschweig, zum Einsatz. Dieses ermöglicht die Analyse, Berechnung, Dokumentation und grafische Darstellung von Verformungen, Starrkörperbewegungen sowie des dynamischen Verhaltens von Messobjekten.

Das System besteht im Wesentlichen aus zwei hochauflösenden Kameras, einer LED-Beleuchtung, einem Sensor-Steuergerät sowie dem Mess-PC. Die Kameras sind dabei mit einem definierten Abstand zur Probe und mit einem bestimmten Abstand zueinander auf einem Stativ montiert. Zur Erhöhung des Oberflächenkontrastes der Proben werden diese zuvor mit weißem Lack grundiert und mit einem schwarzen, stochastischen Farbsprühmuster versehen. (GOM Metrology, 2013)

Während einer Messung werden kontinuierlich Bilder mit einer vorher festgelegten Aufnahmefrequenz von der Zugprobe gemacht und abgespeichert. Im Anschluss an die Messung können mit Hilfe der Anwendungssoftware anhand der Bemusterung Facetten auf der Oberfläche der Probe erzeugt werden. Diese Facetten können dabei über die komplette Versuchsdauer hinweg eindeutig anhand der ihnen zugeordneten Grauwerte identifiziert werden. Durch die Analyse der Position der einzelnen Facettenpunkte während des Versuchs können Verschiebungen, Dehnungen und weitere davon abgeleitete Größen berechnet werden. Auf Basis von Verschiebungsfeldern werden die Hauptformänderung φ_1 und die

Nebenformänderung φ_2 lokal aufgelöst auf der Probenoberfläche berechnet. Anhand der Annahme der Volumenkonstanz des Werkstoffs kann zudem die Blechausdünnung φ_3 ermittelt werden. (GOM Metrology, 2016)

Die Auswertung und Visualisierung der Ergebnisse kann anhand von Falschfarbenbildern erfolgen, welche die übersichtliche Darstellung von beispielsweise Dehnungsverteilungen gestatten. (GOM Metrology, 2017)

5.3.4 Mikrohärteprüfer

Die Messung der Mikrohärte im Bereich der Scherzone erfolgt mit dem Indentationshärtemesssystem AMH-43 der Firma LECO Instrumente GmbH, Mönchengladbach. Dabei wird eine Prüfspitze nach Vickers aus Diamant mit einer zuvor festgelegten Prüfkraft in das Material gedrückt. Die möglichen Prüfkräfte liegen im Bereich zwischen HV 0,001 und HV 1,0 und können stufenweise ausgewählt werden. Anschließend werden die Diagonalen der entstandenen Eindrücke mit der digitalen Kamera eines Auflichtmikroskops vermessen und die daraus resultierenden Vickershärten berechnet. Sowohl die Erstellung der Eindrücke als auch die Vermessung erfolgen automatisiert, wobei die Probe auf einem elektronisch geregelten X-Y-Probentisch positioniert wird. Hierzu kann in der Anwendungssoftware AMH-43 vor der Messung ein Prüfraster mit definierten Abständen zwischen den einzelnen Eindrücken definiert werden. Für das Auflichtmikroskop stehen drei verschiedene Objektivvergrößerungen zur Auswahl (5-fach, 10-fach und 50-fach), wobei der Objektivwechsel durch ein automatisiertes Drehen eines Revolvers erfolgt. (Leco, 2005)

5.3.5 Nanoindenter

Der Nanoindenter NanoTest Vantage – Platform 4 der Firma Micro Materials Ltd, Wrexham, Vereinigtes Königreich, wird zur Bestimmung der Nanohärte der ferritischen sowie martensitischen Gefügeanteile herangezogen. Das System ermöglicht verschiedene Prüfverfahren wie Nanoindentation, Nano-Scratch-Tests, Nano-Eindringtests oder Nano-Verschleißuntersuchungen. Im Rahmen der vorliegenden Versuche findet der Nanoindentations-Modus Anwendung.

Hierbei wird eine Prüfspitze mit einer elektromagnetisch aufgebrachten Prüfkraft in das Material gedrückt und gleichzeitig die Verschiebung des Prüfkopfes mittels linear-kapazitiver Sensorik bestimmt. Zur Ermittlung der Prüfkraft stehen zwei hochgenaue Kraftmessvorrichtungen zur Verfügung, wobei standardmäßig der Kraftbereich bis 500 mN abgedeckt wird. Alternativ können mit einer weiteren Apparatur auch Untersuchungen mit

höheren Kräften bis zu 30 N erfolgen. Anhand des Kraft-Weg-Profils kann durch die Software die Indentierungshärte an der Prüfstelle berechnet werden.

Ein steifer Lastrahmen aus Granitverbundwerkstoff ermöglicht in Kombination mit einem hochgenauen, automatischen XYZ-Probentisch die präzise Positionierung der Versuchsprüfprobe. Der Bereich der Prüfstelle kann zudem mithilfe eines Digitalmikroskops mit vier verschiedenen Objektiven inspiziert werden. Die Einhausung des Systems garantiert gleichbleibende und definierte Umgebungsbedingungen wie Temperatur und Luftfeuchtigkeit. Des Weiteren minimiert ein Anti-Vibrationssystem die Beeinflussung der Messung durch externe Erschütterungen. Folglich sind eine hohe Repositionierungsgenauigkeit und eine sehr hohe thermische Stabilität gegeben.

Typische Anwendungsfälle für den Nanoindentations-Modus umfassen die Ermittlung der Härteverteilung eines Oberflächenbereichs, die Ermittlung des E-Moduls oder die Durchführung von Langzeit-Kriechversuchen. Aufgrund der hohen Positionierungsgenauigkeit können durch gezielte Eindrücke auch systematisch Eigenschaften von einzelnen Phasen in Mehrphasengefügen untersucht werden. (Micro Materials, 2017)

Ein Überblick über die wesentlichen technischen Kenngrößen des Systems ist in Tabelle 5.3 gegeben.

Tabelle 5.3: Technische Daten des Nanoindenters NanoTest Vantage (Micro Materials, 2017)

Kenngroße	NanoTest Vantage
Max. Prüfkraft (Standardprüfkopf) [mN]	500
Auflösung Prüfkraft [nN]	3
Auflösung Prüfweg [nm]	0,002
Repositioniergenauigkeit [μ m]	< 0,4
Prüfbereich [mm x mm]	50 x 100
Thermischer Drift [nm / s]	< 0,005
Objektivvergrößerungen des Mikroskops [-]	5x, 10x, 20x, 40x

6 Versuchsplan

In Abbildung 6.1 ist ein Überblick über die Versuchspараметer gegeben, die für die Ermittlung des Einflusses einer Blechvorumformung auf die Kantenrissempfindlichkeit herangezogen werden. Hierbei sind auch die vier Scherschneidstrategien aufgeführt, mit welchen die Untersuchungen erfolgen. Diese zeichnen sich durch unterschiedliche initiale Kantenrissempfindlichkeiten aus. Anhand dieser Strategien soll herausgearbeitet werden, wie sich eine Vorumformung auf eine initial kantenrissunempfindliche, beziehungsweise eine initial sehr kantenrissempfindliche Schneidstrategie auswirkt. Die strukturierte Vorgehensweise zur Auswahl dieser vier Strategien ist im nächsten Kapitel geschildert, weshalb an dieser Stelle auf Kapitel 7.6 verwiesen sei.

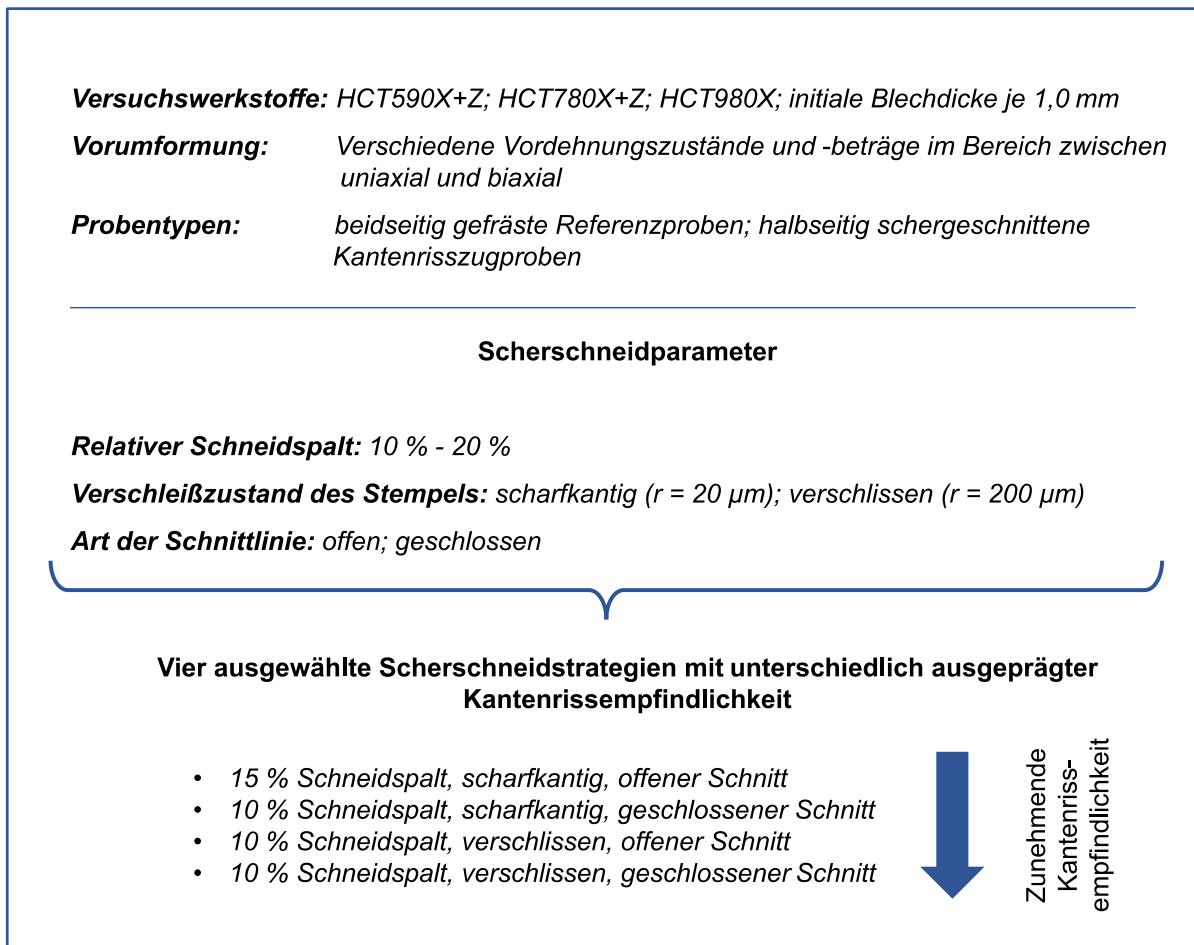


Abbildung 6.1: Versuchsplan

7 Versuchsbeschreibung, -durchführung und -auswertung

In diesem Kapitel wird die Vorgehensweise zur Durchführung der wesentlichen Versuche im Rahmen dieser Arbeit näher erläutert. Die Beschreibung der Rahmenbedingungen und die Angabe der Versuchsparameter sollen dem Leser ein Verständnis für das Zustandekommen der Ergebnisse ermöglichen.

7.1 Blechvorumformung

Die Herstellung von vorumgeformten Blechen erfolgt mit dem in Kapitel 5.2.1 beschriebenen modifizierten Marcinia werkzeug auf der hydraulischen Tiefziehpresse DXU 320 B der Firma Dieffenbacher GmbH Co. KG, Eppingen. Das Ziel des Prozesses ist die Generierung einer Vielzahl an verschiedenen Dehnungszuständen im Bereich zwischen uniaxialer und equibiaxialer Formänderung. Während der Betrag der Vorumformung über die Ziehtiefe gesteuert werden kann, beeinflusst die Breite der rechteckigen Ausgangsplatten die Art der Vorumformung und folglich das Dehnungsverhältnis $\beta = \varphi_2 / \varphi_1$. Die verwendeten Blechbreiten liegen zwischen 275 mm (uniaxial) und 1050 mm (biaxial). Die Abstufung der Breite erfolgt in der Regel in 25 mm - Schritten, sodass neben Dehnungszuständen auf den drei Dehnpfaden uniaxial, plane strain und biaxial auch viele Umformzustände zwischen diesen Pfaden vorliegen. Ein plane strain Dehnungszustand kann – abhängig vom Blechwerkstoff – mit Plattenbreiten zwischen 675 mm und 725 mm erzielt werden.

Um nach dem Tiefziehvorgang den Formänderungszustand des Blechs bestimmen zu können, wird die noch unverformte Ausgangsplatine mit einem strukturierten Punktemuster versehen. Dieses wird mit dem Markiersystem EU Classic 300 der Firma Östling Marking Systems GmbH, Solingen, elektrolytisch auf die Blechoberfläche geätzt. Dazu wird das Elektrolyt 72 desselben Herstellers verwendet. Mit diesem kann ein guter Kontrast der geätzten und nicht geätzten Bereiche sowohl bei verzinkten, als auch bei nicht beschichteten Blechen erzielt werden. Der Punktdurchmesser des Rasters beträgt 1 mm und der Punktabstand 2 mm. Der berasterte Bereich besitzt eine Größe von ca. 300 mm x 230 mm und wird mittig auf der Ausgangsplatine positioniert. Da die Markierungen nur sehr oberflächlich das Material beeinflussen, haben diese keinen Einfluss auf das spätere Versagen der Zugproben im *Edge-Fracture-Tensile-Test*.

Anschließend werden die markierten Platten mit dem modifizierten Marcinia werkzeug mit verschiedenen Ziehtiefen im Bereich zwischen 40 mm und 120 mm umgeformt. Das Punktemuster ist dabei zu der dem Stempel abgewandten Seite positioniert. Um möglichst hohe Ziehtiefen zu erreichen, wird das Blech beidseitig mit dem Umformschmierstoff Platinol B

804/3 COW-1 der Firma Georg Oest Mineralölwerk GmbH & Co. KG, Freudenstadt, beölt. Die Orientierung der Platinen erfolgt so im Werkzeug, dass die Hauptformänderungsrichtung der Vorumformung quer zur Walzrichtung orientiert ist. Eine Prinzipdarstellung einer mit dem modifizierten Marciniakwerkzeug vorumgeformten, bemusterten Platine ist in Abbildung 7.1 dargestellt.

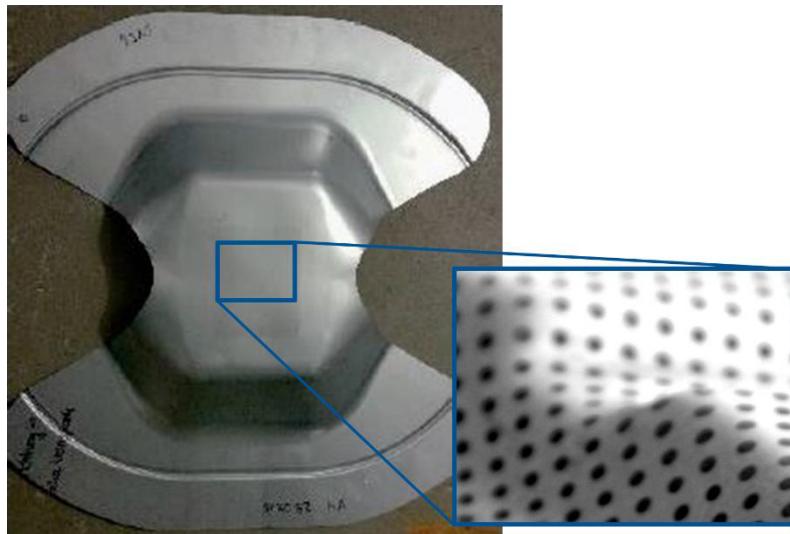


Abbildung 7.1: Prinzipdarstellung einer vorumgeformten, bemusterten Platine nach Weinschenk und Volk (2017)

Nach dem Heraustrennen des ebenen, bemusterten Bereichs in der Blechmitte wird der vorliegende Umformzustand mit dem optischen 3D-Formänderungsanalysesystem Argus v6 3.0 des Herstellers Carl Zeiss GOM Metrology GmbH, Braunschweig, ermittelt. Die Software berechnet lokal aufgelöst den Dehnungszustand in Form der Hauptformänderung φ_1 sowie der Nebenformänderung φ_2 und stellt diesen grafisch dar. Es zeigt sich, dass die Dehnungsverteilung innerhalb des für die Entnahme der Zugproben relevanten Bereichs (ca. 150 mm x 150 mm) homogen ist und nur geringfügig um einen mittleren Wert in Form einer Gauß-Verteilung streut (siehe Abbildung 7.2). Der Vordehnungszustand wird dokumentiert und die Platine zur eindeutigen Identifizierung mit einer individuellen Probennummer versehen. In der Regel können bis zu sechs *Edge-Fracture-Tensile-Test*-Proben aus dem homogen umgeformten Bereich einer jeden Platine entnommen werden.

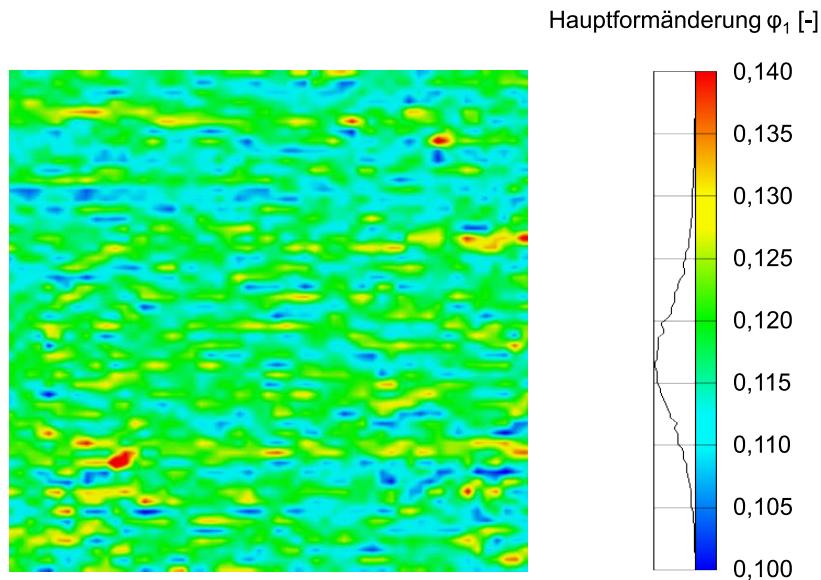


Abbildung 7.2: Exemplarische Darstellung der homogenen Dehnungsverteilung einer vorumgeformten Platine

Eine Übersicht über alle realisierten Vordehnungszustände ist in Abbildung 7.3 für die drei Versuchswerkstoffe gezeigt. Diese umfassen für HCT590X+Z 72 Vordehnungszustände, für HCT780X+Z 74 Vordehnungszustände und für HCT980X 85 Vordehnungszustände.

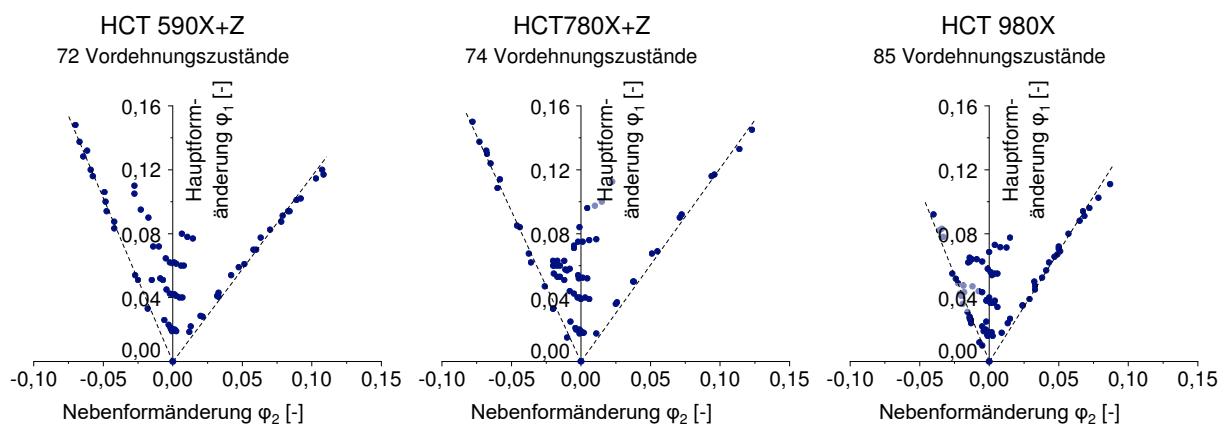


Abbildung 7.3: Überblick über die erzeugten Vordehnungszustände für die drei Blechwerkstoffe HCT590X+Z, HCT780X+Z und HCT980X

Zur Einordnung dieser Vordehnungen sind in Abbildung 7.4 die Grenzformänderungskurven der drei Blechwerkstoffe gegeben. Es ist ersichtlich, dass die mit dem modifizierten

Marciniakwerkzeug erzielbaren Vorumformungen nur in der unteren Hälfte des Gebiets unterhalb der FLC angesiedelt sind.

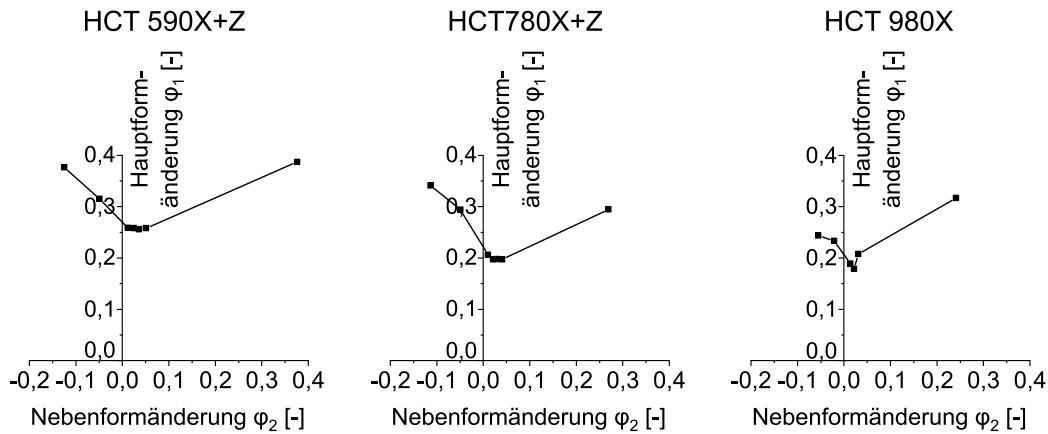


Abbildung 7.4: Grenzformänderungskurven (FLCs) der drei Blechwerkstoffe (Prüfrichtung quer zur Walzrichtung)

7.2 Edge-Fracture-Tensile-Test

Für den *Edge-Fracture-Tensile-Test* werden aus jeder vorumgeformten Platine in der Regel fünf Zugproben gefertigt. Diese umfassen neben einer beidseitig gefrästen Referenzprobe auch vier halbseitig schergeschnittene Kantenrisszugproben. Dabei kommen vier verschiedene Scherschneidstrategien zum Einsatz, welche in Kapitel 7.6 festgelegt werden und in Tabelle 7.1 genannt sind. Die sechste Probe, die häufig noch aus dem homogen vorgedehnten Bereich der Ausgangsplatine gefertigt werden kann, dient nicht zur Durchführung von Zugversuchen, sondern wird für weitere zerstörende Prüfverfahren wie Mikrohärtemessungen oder Nanohärtemessungen herangezogen, für welche die Probe zerteilt werden muss. Eine schematische Darstellung der Probenentnahme aus der vorgedehnten Platine mit Außenmaßen von ca. 200 mm x 150 mm ist in Abbildung 7.5 gezeigt. Der Bereich mit homogener Vordehnung liegt mittig und ist ca. 150 mm x 150 mm groß. Die rot gepunkteten Linien symbolisieren die Probenkanten, welche mit den vier definierten Scherschneidstrategien gefertigt werden. Für die beiden Strategien mit geschlossener Schnittlinie werden die außenliegenden Proben Nr. 1 und Nr. 6 herangezogen. Für die beidseitig gefräste Referenzprobe wird Nr. 2 gewählt. Standardmäßig werden die Proben so aus dem Blech entnommen, dass die Prüfrichtung quer zur Walzrichtung orientiert ist. Lediglich bei Untersuchungen zum Walzrichtungseinfluss in Kapitel 8.2.4 wird von dieser Praxis

abgewichen. Des Weiteren werden auch *Edge-Fracture-Tensile-Tests* mit nicht vorgedehnten Proben durchgeführt, um die initiale Kantenrissempfindlichkeit der Werkstoff-Schneidparameter-Kombinationen zu ermitteln.

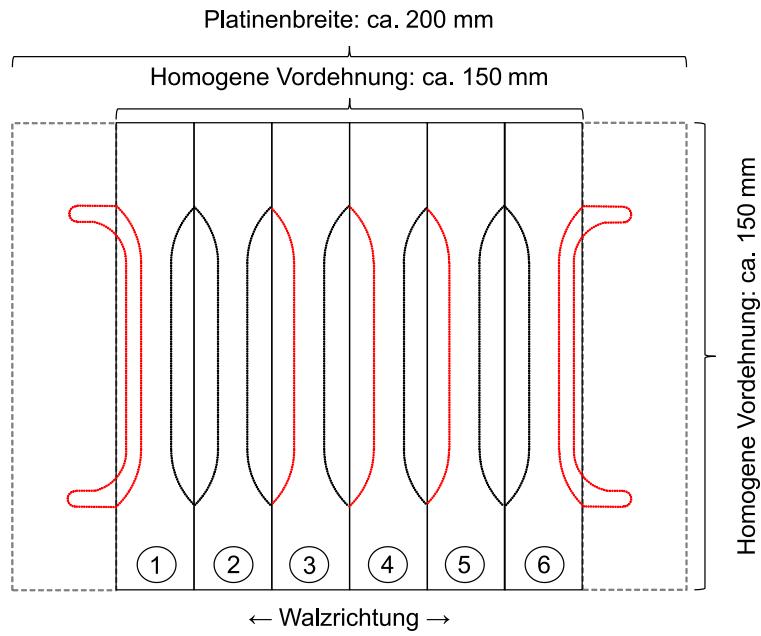


Abbildung 7.5: *Entnahme der sechs Versuchsproben aus der homogen vorgedehnten Platinen (schematische Darstellung)*

Die Zugversuche erfolgen auf der Universalprüfmaschine Z150 der Firma ZwickRoell, Ulm, mit einer konstanten Dehnrate von 0,004 1/s. Die Prüfungen werden gestoppt, sobald die Proben vollständig durchgerissen sind. Zur statistischen Absicherung werden bei den nicht-vorumgeformten Proben je Konfiguration mindestens sechs gültige Zugversuche durchgeführt. Zur Bestimmung des zeitlichen Verlaufs der an der Probe während des Experiments vorliegenden Umformungszustände wird das 3D-Verformungsanalysesystem Aramis SRX der Firma Carl Zeiss GOM Metrology GmbH, Braunschweig, verwendet. Die Bildaufnahmefrequenz beträgt dabei konstant 15 Hz. Für die Erstellung von Facettenpunkten benötigt die Software einen ausreichenden Kontrast der Probenoberfläche. Hierzu werden vor dem Versuch die Proben zunächst mit weißem Lack grundiert und anschließend ein schwarzes stochastisches Sprengelmuster aufgebracht. Um ein sprödes Abplatzen des Lacks von der Probenoberfläche aufgrund einer vollständigen Aushärtung zu vermeiden, wird die Bemusterung erst kurz vor der Versuchsdurchführung aufgetragen. Der zeitliche Abstand zwischen dem Scherschneiden der Proben und dem *Edge-Fracture-Tensile-Test* beträgt stets

mindestens zwei Wochen, da ab diesem Zeitpunkt keine Alterungseffekte mehr zu erwarten sind.

Die Generierung der Facetten erfolgt durch Aramis mit einer Facettengröße von 19x19 Pixeln und einem Facettenabstand von 16 Pixeln. Dieser Abstand zwischen den Facetten entspricht einer Bezugslänge von etwa 0,5 mm. Im Falle eines Verformungsbruchs mit einer lokalen Einschnürung in der Probenmitte wird bei der Auswertung im letzten Bild vor Probenversagen der Punkt mit der maximalen Blechausdünnung bestimmt. Sofern ein Anriß an der schergeschnittenen Kante erfolgt, was sich im letzten Bild vor Versagen durch eine Dehnungslokalisierung an der Kante äußert, wird der Punkt mit dem größten Vergleichsumformgrad am Rand ermittelt. Anschließend kann der Umformzustand bei Beginn lokaler Einschnürung dieses Punktes anhand der Dehnungshistorie unter Anwendung der zeitlichen Auswertemethode nach Volk und Hora (2011) identifiziert werden.

7.3 Ermittlung der Kantenrissempfindlichkeit bei Vorumformung

Bei der Ermittlung des Kantenrissempfindlichkeitsfaktors von bereits vorumgeformten und anschließend schergeschnittenen Proben muss auch zwingend die Vordehnung in der Kalkulation berücksichtigt werden. Da das Dehnungsverhältnis $\beta = \varphi_2/\varphi_1$ der Vorumformung beliebig sein kann, die darauffolgende Umformung der schergeschnittenen Kante jedoch stets uniaxial ist, kann sich somit ein bi-linearer Dehnpfad ergeben. Folglich muss der Vordehnungszustand auf einen äquivalenten uniaxialen Dehnungszustand transformiert werden, damit eine Addition der Beträge von Vor- und Nachumformung möglich ist. Hierzu wird das Prinzip der äquivalenten Vordehnung nach Volk und Suh (2013b) herangezogen (vgl. Kapitel 2.2). Zur Veranschaulichung wird die Anwendung dieses Prinzips am Beispiel einer biaxialen Vorumformung (Punkt B) und darauffolgender uniaxialen Nachumformung im *Edge-Fracture-Tensile-Test* erläutert (siehe Abbildung 7.6).

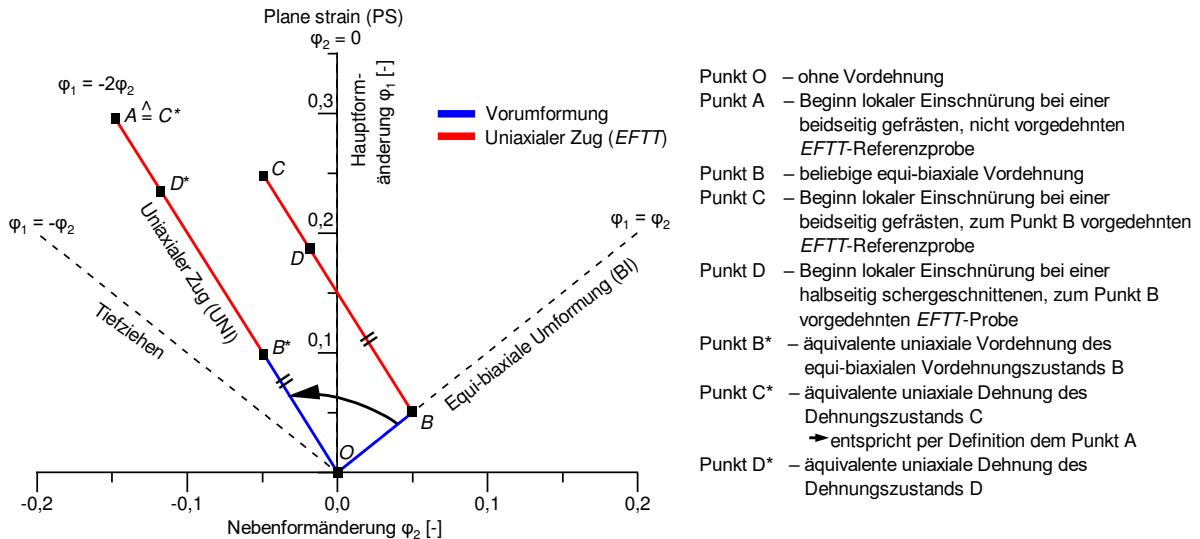


Abbildung 7.6: Transformation einer biaxialen Vordehnung mit folgender uniaxialer Nachumformung in einen äquivalenten uniaxialen Dehnungszustand unter Anwendung des Prinzips der äquivalenten Vordehnung

Die Berechnung des Kantenrissempfindlichkeitsfaktors K_{ec} erfolgt analog zu der im Kapitel 2.3.2.5 in Gleichung 2.2 vorgestellten Methodik. Daraus ergibt sich für das in Abbildung 7.6 präsentierte Beispiel:

$$K_{ec} = \frac{\varphi_{1,D^*}}{\varphi_{1,A}} \quad \text{Gleichung 7.1}$$

wobei:

K_{ec} der Kantenrissempfindlichkeitsfaktor,
 φ_{1,D^*} die logarithmische Hauptformänderung am Punkt D^* ,
 $\varphi_{1,A}$ die logarithmische Hauptformänderung am P ist.

Eine weitere Formulierung des Kantenrissempfindlichkeitsfaktors für das Beispiel aus Abbildung 7.6 ist in der folgenden Gleichung in Vektorschreibweise gegeben. Dabei ist ersichtlich, dass der Anteil der äquivalenten Vordehnung $\overrightarrow{OB^*}$ sowohl im Dividenden als auch im Divisor berücksichtigt wird.

$$K_{ec} = \frac{|\overrightarrow{OB^*}| + |\overrightarrow{B^*D^*}|}{|\overrightarrow{OB^*}| + |\overrightarrow{B^*A}|} \quad \text{Gleichung 7.2}$$

wobei:

- K_{ec} der Kantenrissempfindlichkeitsfaktor,
- $|\overrightarrow{OB^*}|$ die Länge des Vektors $\overrightarrow{OB^*}$ (entspricht der äquivalenten Vordehnung),
- $|\overrightarrow{B^*D^*}|$ die Länge des Vektors $\overrightarrow{B^*D^*}$ (äquivalent zu \overrightarrow{BD} aus dem Edge-Fracture-Tensile-Test mit halbseitig schergeschnittener, zum Punkt B vorgedehnter Probe),
- $|\overrightarrow{B^*A}|$ die Länge des Vektors $\overrightarrow{B^*A}$ ist (äquivalent zu \overrightarrow{BC} aus dem Edge-Fracture-Tensile-Test mit beidseitig gefräster, zum Punkt B vorgedehnter Referenzprobe).

7.4 Mikrohärtemessungen

Die Untersuchung der durch den Scherschneidprozess hervorgerufenen Aufhärtung im kantennahen Bereich erfolgt durch Mikrohärtemessungen. Dabei werden je Konfiguration (Vordehnungszustand / Scherschneidstrategie) mindestens drei Proben an verschiedenen Positionen quer aus dem parallelen Prüfbereich einer Kantenrisszugprobe entnommen. Die Proben werden in ein Polyesterharz eingebettet, in einem mehrstufigen Prozess geschliffen und bis zu einer Politurkörnung von $3 \mu\text{m}$ poliert.

Die Härtemessungen nach Vickers erfolgen automatisiert mit dem Mikrohärteprüfer AMH-43 der Firma LECO Instrumente GmbH, Mönchengladbach. Dabei wird eine nach DIN EN ISO 6507-1 genormte quadratische Diamantpyramide mit einer Prüfkraft von HV 0,025 und einer Lasthaltezeit von 13 Sekunden in die Probenoberfläche gedrückt. Die Positionierung der Eindrücke erfolgt anhand eines zuvor definierten Prüfrasters. Die Festlegung der Mindestabstände zwischen den einzelnen Eindrücken sowie zwischen den Eindrücken und dem Probenrand wird anhand der Werkstoffgrundhärte und unter Heranziehung der Vorgaben aus DIN EN ISO 6507-1 getroffen. Das für die Untersuchungen verwendete Prüfraster ist in Abbildung 7.7 dargestellt.

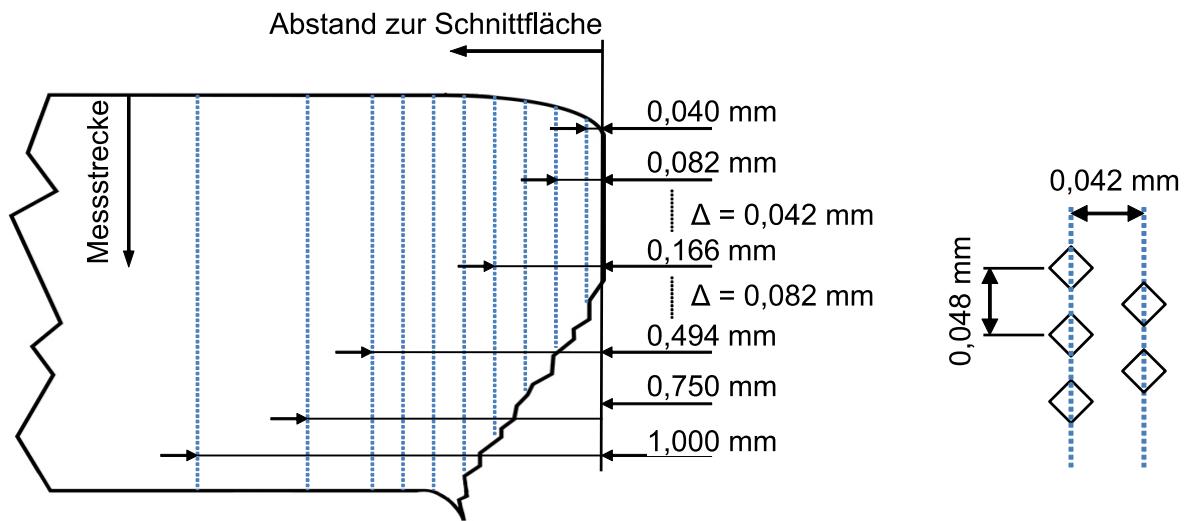


Abbildung 7.7: Prüfraster für die Mikrohärteuntersuchungen

7.5 Nanohärtemessungen

Die Härte der ferritischen und martensitischen Gefügeanteile des Dualphasenstahls wird durch Nanohärtemessungen mit dem Nanoindenter NanoTest Vantage – Platform 4 der Firma Micro Materials Ltd, Wrexham, Vereinigtes Königreich bestimmt. Analog zur Vorgehensweise bei den Mikrohärtemessungen werden Proben aus Kantenrisszugproben entnommen und eingebettet (vgl. Kapitel 7.4). Der Schleif- und Polierprozess erfolgt bis zu einer Körnung von 1 µm. Auf die Verwendung einer Oxid-Polier-Suspension (OPS) zur Feinstpolitur wird bewusst verzichtet, da durch den chemischen Angriff der Oberfläche eine Beeinflussung der Messergebnisse nicht auszuschließen ist. Nach der Politur werden die Proben mit Nital geätzt, um die verschiedenen Phasenbestandteile kenntlich zu machen.

Es werden zwei Prüfbereiche definiert, an welchen die Härte der ferritischen und martensitischen Anteile untersucht werden. Neben der Analyse des Grundwerkstoffs abseits der schergeschnittenen Kante in der Probenmitte wird auch der Werkstoff am Übergangsbereich zwischen Glattschnitt und Bruchfläche untersucht, da an dieser Position oftmals die höchsten Aufhärtungen auftreten. Der Abstand des Prüfbereichs von der Kante beträgt dabei zwischen etwa 45 und 80 µm (siehe Abbildung 7.8).

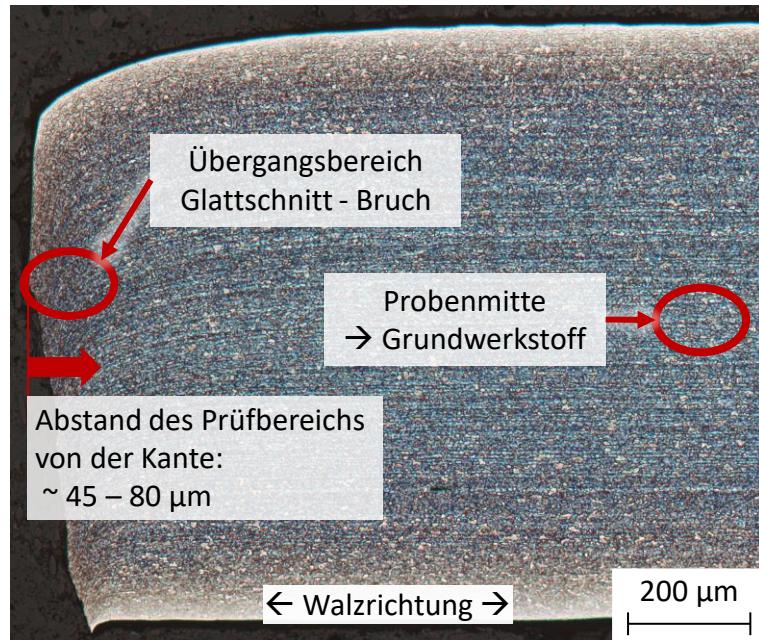


Abbildung 7.8: Prüfbereiche für die Nanohärtmessungen

Zur genauen Positionierung der Eindrücke werden vor jeder Messung geeignete große Körner im Prüfbereich unter dem Mikroskop identifiziert und die Gefügeart bestimmt. Dabei können nur größere Körner berücksichtigt werden, da andernfalls das Verhältnis Indentgröße / Korngröße zu groß wird und Sicherheitsabstände zu Korngrenzen nicht eingehalten werden können.

Die Prüfung erfolgt unter Verwendung eines Berkovich-Indenters (dreiseitige Pyramide) mit einer Prüfkraft von 10 mN. Die Dauer für den Kraftaufbau sowie den Kraftabbau beträgt jeweils 10 Sekunden und die Krafthaltezeit 60 Sekunden. Um die Gefahr externer Einflüsse beispielsweise durch Erschütterungen weitestgehend zu reduzieren, werden die Versuche über Nacht durchgeführt. Im Anschluss an die Messung werden die tatsächlichen Positionen der Indents mikroskopisch überprüft und mangelhaft positionierte Eindrücke gegebenenfalls verworfen. Dies kann der Fall sein, wenn Eindrücke zum Beispiel auf Korngrenzen oder in zu geringem Abstand zu benachbarten Körnern liegen. In Abbildung 7.9 sind beispielhaft Indents in ferritischen und martensitischen Gefügeanteilen im Werkstoff HCT780X+Z gezeigt. Die Höhe der dreieckigen Eindrücke beträgt sowohl in Ferrit als auch in Martensit $< 2 \mu\text{m}$.

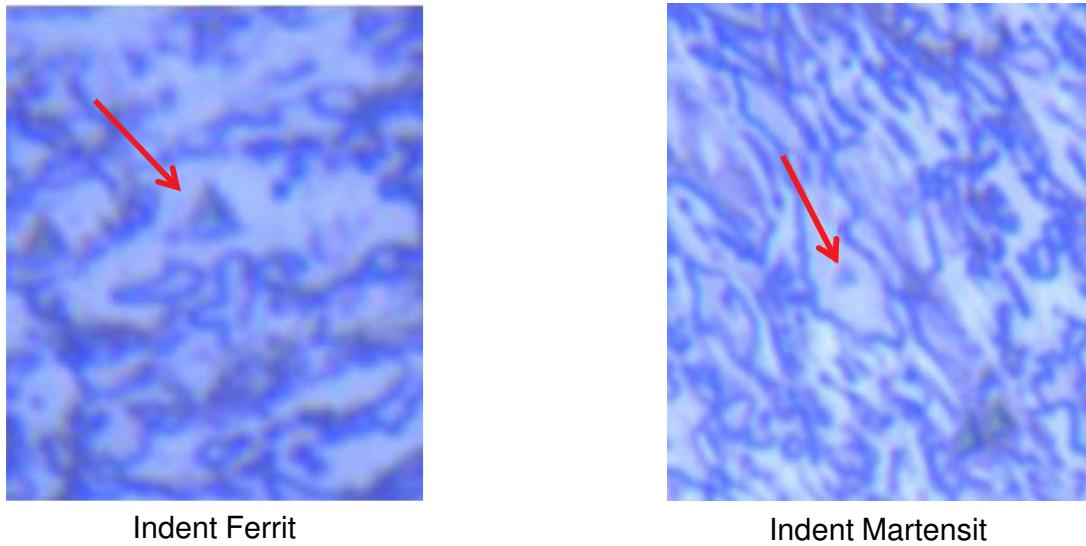


Abbildung 7.9: Mikroskopaufnahmen zur Überprüfung der Indent-Position in Ferrit und Martensit im Werkstoff HCT780X+Z

Zur Sicherstellung einer ausreichenden Statistik wird die Härte in Ferrit und Martensit je Messposition aus durchschnittlich 8,4 gültigen Messungen ermittelt. Die minimale Versuchsanzahl je Konfiguration beträgt dabei 6 Indents. Anhand der Eindringtiefe der Berkovich-Pyramide in den Werkstoff berechnet die Anwendungssoftware automatisch die entsprechende Härte in GPa. Eine Korrelation zwischen der Indentierungshärte und der Vickershärte ist in folgender Gleichung gegeben (Micro Materials, 2004):

$$H_V = 94,5 \times H_{IT} \quad \text{Gleichung 7.3}$$

wobei:

H_V die Vickershärte,

H_{IT} die Indentierungshärte in GPa ist.

7.6 Auswahl zu untersuchender Scherschneidstrategien

7.6.1 Ziele und Definition des Untersuchungsraumes

Zur Auswahl geeigneter Scherschneidstrategien für die Untersuchungen werden zunächst der Untersuchungsraum definiert und die Ziele festgelegt, welche die gewählten Strategien erfüllen sollen. Dabei werden vier verschiedene Schneidparameterkombinationen gesucht, da je

vorgedehnter Platine idealerweise sechs EFTT-Proben entnommen werden können. Die beiden zusätzlichen Proben umfassen eine beidseitig gefräste Referenzprobe sowie eine zusätzliche halbseitig schergeschnittene Backup-Probe, welche für weitergehende Untersuchungen wie Schnittflächenanalysen, Mikro- oder Nanohärtemessungen herangezogen werden kann.

Die Definition des Untersuchungsraums erfolgt anhand der Parameter Schneidspalt, Verschleißzustand der Schneidkanten sowie Art der Schnittlinie (offen / geschlossen). Dabei sollen industriell übliche und mögliche Ausprägungen der Parameter abgedeckt werden. Es wird stets der vollkantig drückende Schnitt betrachtet. Im Rahmen der Schneidstrategieauswahl werden folgende Zustände untersucht:

- **Rel. Schneidspalt** (bezogen auf die initiale Blechdicke von 1,0 mm): 10 % - 20 %

Industriell wird bei der Verarbeitung hochfester Blechwerkstoffe häufig ein Schneidspalt von 15 % der Blechdicke gewählt. Aufgrund von Werkzeugverschleiß oder einer Verlagerung der Aktivelemente in Folge von ungenauen Führungen und Querkräften im Werkzeug kann dieser Schneidspalt in der Realität auch kleiner bzw. größer ausfallen (Kopp, 2017).

- **Verschleißzustand des Stempels:** scharfkantig ($r = 20 \mu\text{m}$), verschlissen ($r = 200 \mu\text{m}$)

Um in den Versuchsreihen Schneidkantenverschleiß abzubilden, werden die Schneidkanten umlaufend gleichmäßig verrundet. Dabei wird als scharfkantig ein Kantenradius von $r = 20 \mu\text{m}$ definiert, für einen verschleißbehafteten Zustand wird ein Kantenradius von $r = 200 \mu\text{m}$ festgesetzt. Während die Kanten des Stempels sowohl scharfkantig als auch verschlissen untersucht werden, bleibt der Kantenradius der Matrizen auf $r = 20 \mu\text{m}$ fixiert. Dadurch kann die Entstehung eines übermäßig hohen Grates an den Kantenrisszugproben oftmals unterbunden werden (vgl. Ziele unten).

- **Art der Schnittlinie:** offen, geschlossen

Um verschiedene industrielle Einsatzgebiete des Scherschneidens wie Lochen (geschlossener Schnitt) oder Beschränen (offener Schnitt) abzudecken, wird auch die Art der Schnittlinie bei den Untersuchungen variiert.

Für die Auswahl der zu untersuchenden Scherschneidstrategien werden einige Ziele definiert:

- Herstellung einer industriell akzeptierten Kantenqualität. Dies bedeutet insbesondere im Hinblick auf die Kantenrissempfindlichkeit (vgl. Kapitel 2.3.3.2):
 - Kein übermäßig hoher Grat
 - Keine unregelmäßige Schnittfläche mit Artefakten
 - Kein Sekundärglattschnitt
 - Keine Delaminationen in der Bruchfläche
- Berücksichtigung eines breiten Untersuchungsspektrums mit Scherschneidstrategien, die sowohl eine hohe als auch eine geringe Kantenrissempfindlichkeit hervorrufen.

Die beiden wesentlichen Fragen, aus welchen dieses Ziel hervorgeht, sind:

- Welchen Einfluss hat eine Vorumformung auf eine initial *kantenrissempfindliche* Werkstoff-Schneidparameter-Kombination?
- Welchen Einfluss hat eine Vorumformung auf eine initial *kantenrissunempfindliche* Werkstoff-Schneidparameter-Kombination?

7.6.2 Überblick über die zu untersuchenden Scherschneidstrategien

Unter Berücksichtigung des Untersuchungsraumes und der Ziele aus Kapitel 7.6.1 werden folgende vier Scherschneidstrategien festgelegt:

- 15 % Schneidspalt, scharfkantig, offener Schnitt
- 10 % Schneidspalt, scharfkantig, geschlossener Schnitt
- 10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt
- 10 % Schneidspalt, verschlossen, geschlossener Schnitt

In Tabelle 7.1 ist ein Überblick über die initialen Kantenrissempfindlichkeitsfaktoren K_{ec} gegeben, welche durch die gewählten Schneidstrategien für die drei Blechwerkstoffe ohne Vorumformung im *Edge-Fracture-Tensile-Test* hervorgerufen werden. Es ist ersichtlich, dass bei der Strategie „15 % Schneidspalt, scharfkantig, offener Schnitt“ alle drei Versuchswerkstoffe keine Kantenrissempfindlichkeit aufweisen. Dies äußerst sich durch Kantenrissempfindlichkeitsfaktoren von $K_{ec} = 1,0$ bzw. $K_{ec} = 0,98$, wodurch die halbseitig schergeschnittenen Proben das gleiche Restformänderungsvermögen wie die beidseitig gefrästen Referenzproben besitzen. Wenn hingegen die Schneidstrategie „10 % Schneidspalt,

verschlissen, geschlossener Schnitt“ Anwendung findet, kann dies eine Reduzierung des Formänderungsvermögens der schergeschnittenen Kante von annähernd bis zu 50 % zur Folge haben. Folglich bilden die gewählten Parameterkombinationen sowohl kantenrisunempfindliche als auch kantenrissempfindliche Schneidstrategien ab.

Tabelle 7.1: Übersicht über die Kantenrissempfindlichkeitsfaktoren K_{ec} der vier gewählten Schneidstrategien in Abhängigkeit des Blechwerkstoffs ohne Vorumformung

Scherschneidstrategie	HCT590X+Z	HCT780X+Z	HCT980X
15 % Schneidspalt, scharfkantig, offener Schnitt	$K_{ec} = 1,00$	$K_{ec} = 1,00$	$K_{ec} = 0,98$
10 % Schneidspalt, scharfkantig, geschlossener Schnitt	$K_{ec} = 0,86$	$K_{ec} = 0,69$	$K_{ec} = 0,67$
10 % Schneidspalt, verschlissen, offener Schnitt	$K_{ec} = 0,69$	$K_{ec} = 0,67$	$K_{ec} = 0,52$
10 % Schneidspalt, verschlissen, geschlossener Schnitt	$K_{ec} = 0,63$	$K_{ec} = 0,55$	$K_{ec} = 0,52$

Tendenziell kann in Tabelle 7.1 eine Zunahme der Kantenrissempfindlichkeit bei den Schneidstrategien von oben nach unten bzw. mit steigender Werkstofffestigkeit beobachtet werden.

Abbildung 7.10 gibt eine Übersicht über die Schnittflächenkenngrößen, welche mit den vier gewählten Schneidstrategien ohne Vorumformung ermittelt werden. Diese werden mit Hilfe des Tastschnittverfahrens mit dem taktilen Oberflächenmessgerät MarSurf XC 20 MarWin des Herstellers Mahr GmbH, Göttingen, gemessen. Dabei werden für jede Konfiguration die Messergebnisse von drei Proben an jeweils drei unterschiedlichen Prüfstellen gemittelt.

Es zeigt sich, dass für die gewählten Schneidstrategien bei keinem Blechwerkstoff übermäßig hohe Grate entstehen, was den in Kapitel 7.6.1 definierten Zielen einer industriell akzeptierten Kantenqualität entspricht. Die maximale Grathöhe wird mit $18 \mu\text{m}$ bei der Strategie „10 % Schneidspalt, scharfkantig, geschlossener Schnitt“ beim Werkstoff HCT590X+Z gemessen.

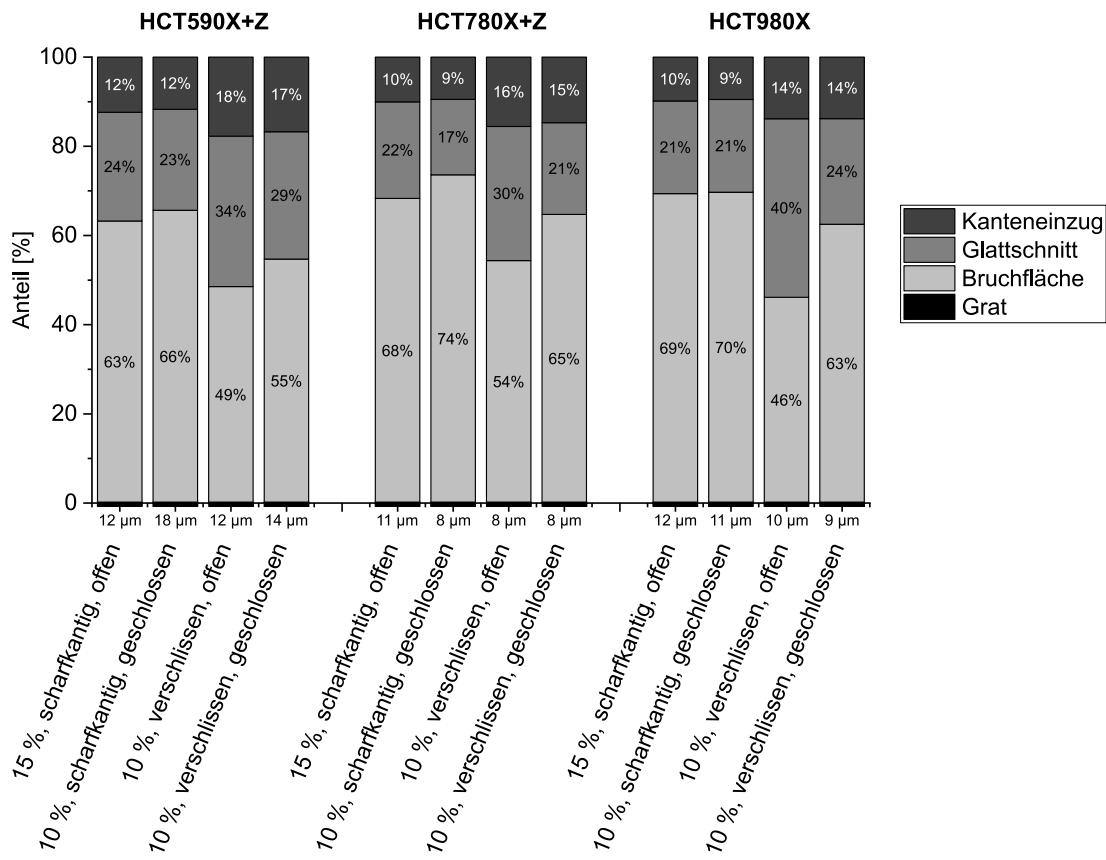


Abbildung 7.10: Übersicht über die Schnittflächenkenngrößen der vier gewählten Schneidstrategien in Abhängigkeit des Blechwerkstoffs ohne Vorumformung

Die Überprüfung der Schnittflächen erfolgt mit Hilfe des digitalen Auflichtmikroskops VHX-2000 des Herstellers Keyence Deutschland GmbH, Neu-Isenburg. Ein Überblick über alle Mikroskopaufnahmen in Abhängigkeit von Schneidstrategie und Blechwerkstoff ist in Abbildung 7.11 gegeben. Hierbei sind bei keiner Werkstoff-Schneidparameter-Kombination Artefakte, Sekundärglattschnitt oder Delaminationen feststellbar, was den in Kapitel 7.6.1 genannten Anforderungen entspricht. Bei den Strategien „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“ und „10 % Schneidspalt, verschlossen, geschlossener Schnitt“ sind im Übergangsbereich zwischen Glattschnitt und Bruchfläche teilweise dunkle Bereiche ersichtlich. Bei diesen handelt es sich um glatt geschliffene Flächen des Glattschnittanteils, welche unter der Beleuchtung des Auflichtmikroskops spiegeln.

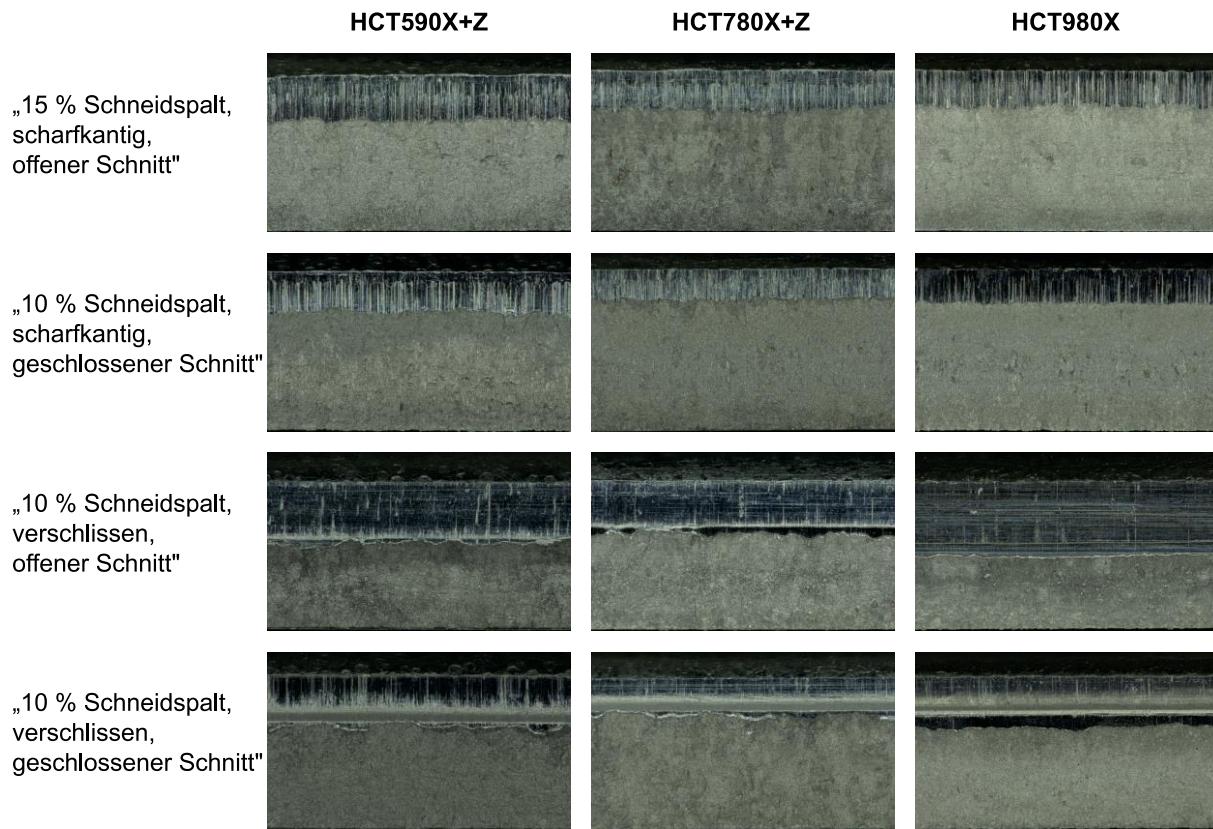


Abbildung 7.11: Mikroskopaufnahmen der resultierenden Schnittflächen in Abhängigkeit der Schneidstrategie und des Blechwerkstoffs

Folglich erfüllen alle vier Scherschneidstrategien die in Kapitel 7.6.1 definierten Ziele und können in den folgenden Kapiteln zur Untersuchung des Einflusses einer Blechvorumformung auf die Kantenrissempfindlichkeit herangezogen werden. Als Ausgangsbasis für die Trendanalyse dienen die in Tabelle 7.1 gezeigten initialen Kantenrissempfindlichkeitsfaktoren für nicht-vorumgeformten Werkstoff.

8 Versuchsergebnisse

8.1 Einfluss der relativen Schneidspaltänderung aufgrund abnehmender Blechdicke auf das Restformänderungsvermögen

In den Versuchsreihen soll aus Praktikabilitätsgründen für alle vorumgeformten Proben ein konstanter absoluter Schneidspalt (SSP) von 0,1 mm bzw. 0,15 mm verwendet werden. Diese rufen initial, das heißt ohne Blechvorumformung, mit der Blechdicke von $s_0 = 1,0$ mm relative Schneidspalte von 10 % bzw. 15 % hervor. Es muss beachtet werden, dass jede im Rahmen der Arbeit untersuchte Blechvorumformung aufgrund des Gesetzes der Volumenkonstanz eine Abnahme der Blechdicke zur Folge hat. Folglich nimmt bei vorgedehnten Proben der relative Schneidspalt mit steigender Vorumformung zu. Somit muss vorab geprüft werden, ob und inwieweit die Auswirkungen dieser relativen Schneidspaltänderung auf das Restformänderungsvermögen der halbseitig schergeschnittenen EFTT-Proben berücksichtigt werden muss.

Dazu werden für den Werkstoff HCT780X+Z experimentell Vordehnungszustände ermittelt, welche auf den drei Dehnpfaden uniaxial (UNI), plane strain (PS) und biaxial (BI) jeweils eine Blechdickenreduzierung auf 0,95 mm hervorrufen. Diese Dicke wird gewählt, da diese auch noch auf dem plane strain Dehnpfad realisiert werden kann, ohne dass das Material bereits bei der Vorumformung versagt. Die Vorumformungszustände, mit welchen für HCT780X+Z eine Blechdicke von 0,95 mm resultiert, sind in Tabelle 8.1 gegeben.

Tabelle 8.1: Ermittelte Vorumformungszustände mit HCT780X+Z für 0,95 mm Blechdicke

Art der Vorumformung	Hauptformänderung φ_1	Nebenformänderung φ_2
Uniaxial (UNI)	0,064	-0,030
Plane Strain (PS)	0,055	0,003
Biaxial (BI)	0,036	0,026

Aus den vorgedehnten Platten werden sowohl beidseitig gefräste Referenzproben, als auch halbseitig schergeschnittene Kantenrisszugproben gefertigt. Als Strategie wird die initial kantenrissempfindliche Parameterkombination „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“ gewählt. Dabei wird einerseits ein absoluter Schneidspalt von 0,1 mm untersucht. Dieser führt bei den vorgedehnten Proben zu einem relativen Schneidspalt von etwa 10,5 %. Andererseits wird ein absoluter Schneidspalt von 0,095 mm geprüft, bei welchem auch mit den vorumgeformten Proben der relative Schneidspalt von 10,0 % konstant gehalten werden kann.

Das im *Edge-Fracture-Tensile-Test* ermittelte Restformänderungsvermögen bei Beginn lokaler Einschnürung ist für alle drei Vordehnungszustände und Probenarten in Abbildung 8.1 gezeigt. Dazu werden jeweils mindestens sechs gültige Versuche durchgeführt. Es ist ersichtlich, dass die schergeschnittenen Proben im Vergleich zu den beidseitig gefrästen Referenzproben allesamt ein reduziertes Restformänderungsvermögen aufweisen. Der Unterschied zwischen den verschiedenen Schneidspalten ist bei den Proben des gleichen Vordehnungszustandes marginal und liegt innerhalb des Fehlerbalkens der Standardabweichung. Somit kann der Einfluss einer Schneidspaltänderung von 10,0 % auf 10,5 % für alle drei Vordehnungsarten vernachlässigt werden.

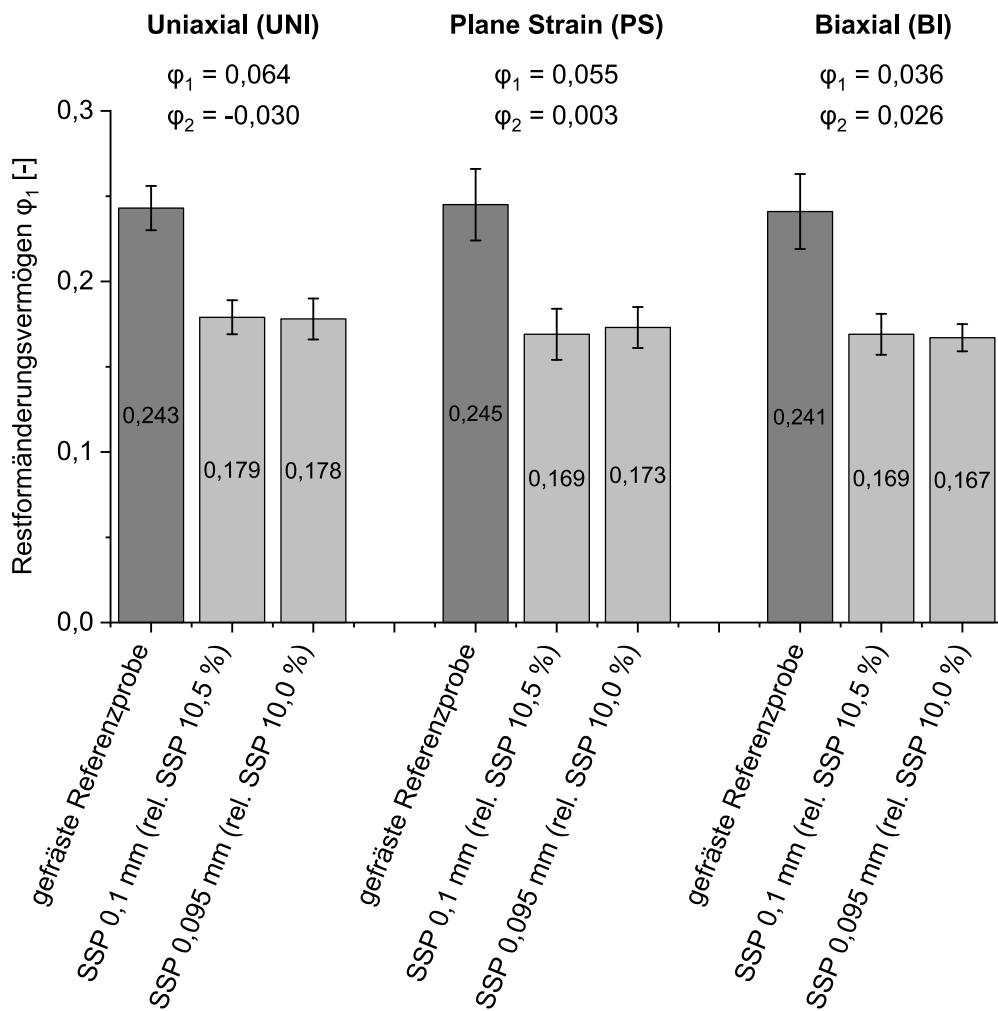


Abbildung 8.1: Einfluss der relativen Schneidspaltänderung aufgrund der Blechdickenabnahme auf das Restformänderungsvermögen verschieden vorgedehnter EFTT-Proben für HCT780X+Z (Strategie „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“)

Auch bei einer Berücksichtigung der maximal vorliegenden Vordehnungszustände (vgl. Abbildung 7.3) sind keine gravierenden Änderungen des relativen Schneidspalts aufgrund der reduzierten Blechdicke zu erwarten. Ein Überblick über die größten Vordehnungszustände auf uniaxialen, plane strain und biaxialen Dehnpfad beim Werkstoff HCT780X+Z ist in Tabelle 8.2 gezeigt. Der initiale relative Schneidspalt von 10 % ohne Vordehnung vergrößert sich für die maximal uniaxial vorgedehnte Platine auf 10,9 %, für die maximal plane strain vorgedehnte Platine auf 10,8 % und für die maximal biaxial vorgedehnte Platine auf 12,8 %.

Somit wird die Verwendung eines konstanten absoluten Schneidspalts im Rahmen dieser Arbeit auch für vorgedehnte Proben als legitim angesehen.

Tabelle 8.2: Zunahme des relativen Schneidspalts aufgrund der Blechdickenabnahme für die größten Vordehnungszustände mit HCT780X+Z auf uniaxialen, plane strain und biaxialen Dehnpfad (initialer relativer Schneidspalt (SSP): 10 %)

Vorumformungs- zustand	Hauptform- änderung φ_1	Nebenform- änderung φ_2	gemessene Blechdicke	rel. Schneidspalt (initial: 10 % SSP)
max. uniaxial (UNI)	0,150	-0,078	0,92 mm	10,9 %
max. plane strain (PS)	0,084	-0,001	0,93 mm	10,8 %
max. biaxial (BI)	0,145	0,123	0,78 mm	12,8 %

8.2 Edge-Fracture-Tensile-Tests mit vorumgeformten Proben

8.2.1 Einfluss einer Vorumformung auf den Ort der Dehnungslokalisierung vor Probenbruch

Bei der Durchführung des *Edge-Fracture-Tensile-Tests* wird im letzten Kamerabild vor Anriß der Ort des Versagens lokalisiert. Im Falle eines Verformungsbruchs befindet sich dieser üblicherweise in der Probenmitte. Sofern die Werkstoff-Schneidparameter-Kombination eine Kantenrissensensitivität aufweist, kann das Versagen auch als Kantenriss, ausgehend von der schergeschnittenen Kante, erfolgen. Abbildung 8.2 zeigt die qualitative Verteilung der Hauptformänderung in der letzten Aufnahme vor Werkstoffversagen. Hierfür werden für den Werkstoff HCT780X+Z und die Scherschneidstrategie „10 % Schneidspalt, verschlissen, offener Schnitt“ sowohl eine nicht vorgedehnte *EFTT*-Probe, als auch Proben mit verschiedenen Vordehnungszuständen betrachtet. Die vorumgeformten Proben liegen auf den Dehnpfaden uniaxial (UNI), plane strain (PS) und biaxial (BI). Während die Proben „UNI 3“, „PS 3“ und „BI 3“ die größten realisierten Vordehnungszustände auf dem jeweiligen Dehnpfad darstellen (vgl. Abbildung 7.3), repräsentieren die Proben „UNI 2“, „PS 2“ und „BI 2“ einen

mittleren Vordehnungszustand und die Proben „UNI 1“, „PS 1“ und „BI 1“ eine nur geringe Vorumformung. Des Weiteren wird mit Probe „O“ auch ein nicht vorgedehnter Zustand untersucht. Die Haupt- und Nebenformänderungen aller Vordehnungszustände sind in Abbildung 8.2 genannt und zudem im Forming-Limit-Diagramm dargestellt. Zur Orientierung ist auch die für den Werkstoff HCT780X+Z ermittelte Forming-Limit-Curve (FLC) eingezeichnet.

Die farbliche Darstellung der Verteilung der Hauptformänderung erfolgt nur qualitativ, da die verschiedenen Vordehnungszustände höchst unterschiedliche Dehnungsbeträge bei Werkstoffversagen zur Folge haben. Die Festlegung einer gemeinsamen Skala hätte zur Folge, dass der Lokalisierungsort oftmals nur noch schwierig anhand des Farbspektrums erkennbar wäre.

Die Ergebnisse in Abbildung 8.2 zeigen, dass beim Zustand „O“ ohne Vorumformung die Lokalisierung klar von der schergeschnittenen Probenkante (linke Kante) ausgeht. Auch bei den Proben „UNI 1“, „PS 1“ und „BI 1“ ist der Ausgangsort des Probenversagens an der schergeschnittenen Kante zu lokalisieren. Insbesondere bei der gering biaxial vorgedehnten Probe „BI 1“ ist die Ausbildung einer weiteren Lokalisierungszone in der Probenmitte angedeutet, was auf eine reduzierte Kantenrissempfindlichkeit – verglichen mit dem Zustand „O“ – hindeuten kann. Dieser Trend verdeutlicht sich bei den Proben „UNI 2“, „PS 2“ und „BI 2“, wobei Lokalisierungszonen sowohl an der Kante als auch in der Probenmitte erkennbar sind. Der Ausgangsort des Probenversagens ist jedoch weiterhin an der schergeschnittenen Kante anzusiedeln. Bei den Proben mit den größten Vordehnungsbeträgen „UNI 3“, „PS 3“ und „BI 3“ befindet sich der Bereich der Lokalisierung in der Probenmitte. Während das Versagen sowohl beim uniaxialen Vordehnungszustand „UNI 3“ als auch beim biaxialen Vordehnungszustand „BI 3“ als duktiler Verformungsbruch – ausgehend von der Probenmitte – erfolgt, ist bei der Probe „PS 3“ weiterhin ein Anriss an der schergeschnittenen Kante bei den folgenden Kamerabildern ersichtlich. Dies wird darauf zurückgeführt, dass der durch die überkreuzten Scherbänder im Kantenbereich hervorgerufene Dehnungszustand ausreicht, um einen Anriss an der Kante aufgrund der Kantenrissempfindlichkeit hervorzurufen.

Anhand der unterschiedlichen Dehnungsverteilungen unmittelbar vor Probenanriss und dem Ausgangsort des Versagens lässt sich bereits ein Trend erkennen, dass mit zunehmender Vorumformung die Kantenrissempfindlichkeit abnimmt und die Proben eher zum Versagen durch einen duktilen Verformungsbruch tendieren. Diese Beobachtungen werden in den folgenden Kapiteln durch die Vorstellung der Ergebnisse aus den *Edge-Fracture-Tensile-Tests* mit verschieden vorgedehnten Proben untermauert und quantifiziert.

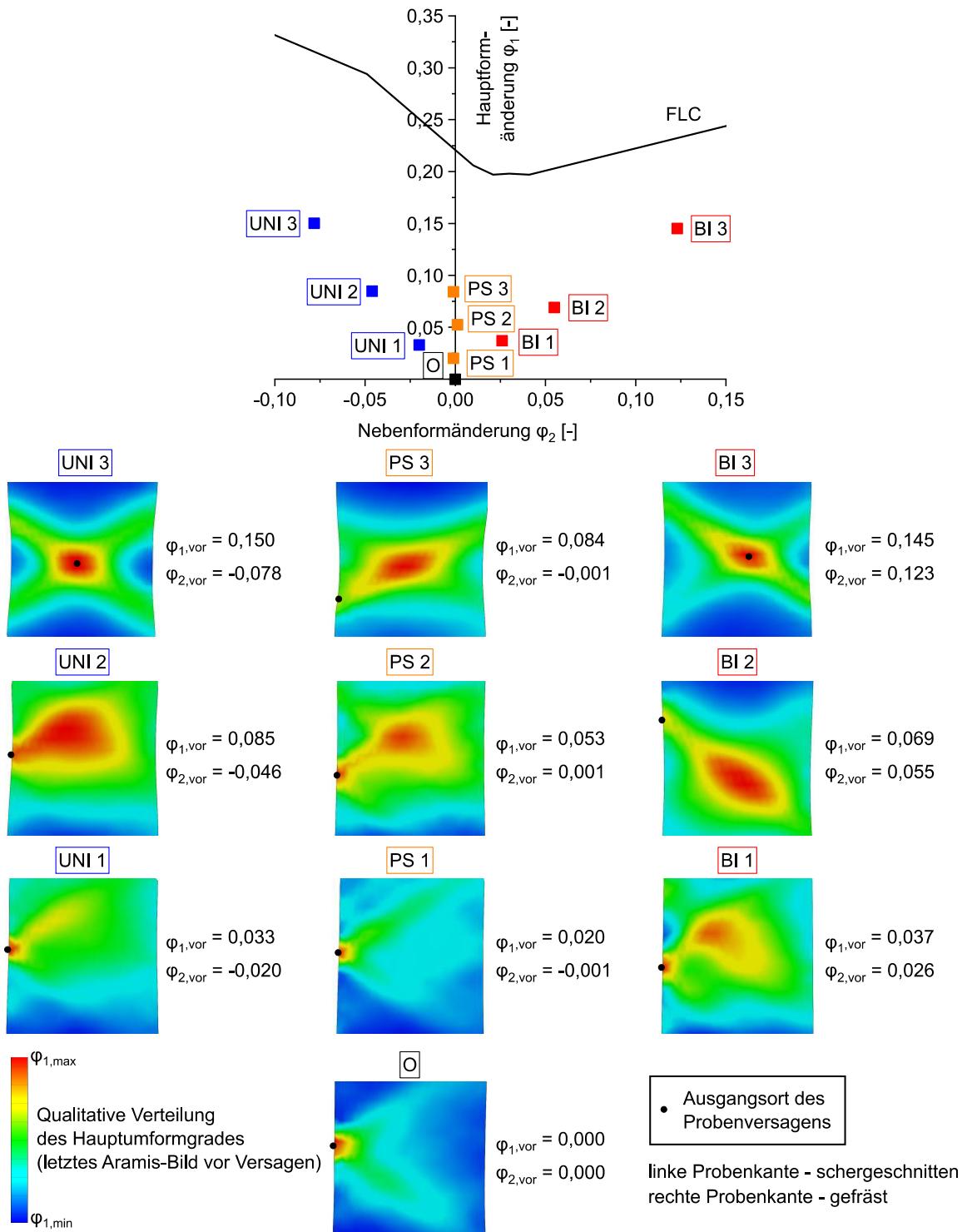


Abbildung 8.2: Qualitative Verteilung des Hauptumformgrades im letzten Bild vor Probenversagen für Edge-Fracture-Tensile-Tests mit verschiedenen Vordehnungszuständen; Werkstoff: HCT780X+Z, Strategie „10 % Schneidspalt, verschlissen, offener Schnitt“

8.2.2 Einfluss einer Vorumformung auf das Restformänderungsvermögen der schergeschnittenen und gefrästen Proben

Der Einfluss einer Vorumformung auf die Kantenrissempfindlichkeit wird für alle drei Dualphasenstähle mit jeder der in Tabelle 7.1 gezeigten vier Scherschneidstrategien untersucht. Daraus ergeben sich insgesamt zwölf verschiedene Werkstoff-Schneidparameter-Kombinationen. Der Effekt einer Vorumformung wird zunächst auf den drei Vordehnungspfaden uniaxial, plane strain und biaxial analysiert.

Um die Kantenrissempfindlichkeit mit dem *Edge-Fracture-Tensile-Test* bewerten zu können, ist ein Vergleich der Restformänderungsvermögen der halbseitig schergeschnittenen Proben mit den beidseitig gefrästen Referenzproben erforderlich. Die Ergebnisse dieser Versuchsreihen werden im Folgenden präsentiert.

8.2.2.1 Initial kantenrissunempfindliche Scherschneidstrategie

Die Strategie „15 % Schneidspalt, scharfkantig, offener Schnitt“ erweist sich ohne Vorumformung bei allen drei Dualphasenwerkstoffen mit Kantenrissempfindlichkeitsfaktoren von $K_{ec} = 1,0$ (HCT590X+Z), $K_{ec} = 1,0$ (HCT780X+Z) und $K_{ec} = 0,98$ (HCT980X) als kantenrissunempfindlich (vgl. Tabelle 7.1).

In Abbildung 8.3 ist der Einfluss einer Blechvorumformung auf das Restformänderungsvermögen in Abhängigkeit von Vorumformungsart und -betrag für alle drei Werkstoffe mit der initial kantenrissunempfindlichen Scherschneidstrategie gezeigt. Während die beidseitig gefrästen Referenzproben („Ref“) durch schwarze Quadrate repräsentiert werden, bezeichnen die roten Kreise die halbseitig schergeschnittenen Kantenrisszugproben („Cut“). Jeder Punkt spiegelt das Ergebnis aus einem Kantenrisszugversuch wider. Eine Ausnahme hiervon stellen die Werte ohne Vorumformung dar ($\varphi_{1,vor} = 0$): Diese beschreiben den Mittelwert, welcher anhand von mindestens sechs gültigen Versuchen bestimmt wird. Im Hinblick auf eine spätere Modellbildung erfolgt die Auswertung der einzelnen Messpunkte durch lineare Geradenfits unter Heranziehung der Methode der kleinsten Fehlerquadrate. Dies ermöglicht eine gute Genauigkeit bei einer gleichzeitig möglichst simplen Beschreibung der Ergebnispunkte mit nur wenigen Parametern. Aufgrund der statistischen Absicherung des Restformänderungsvermögens ohne Vorumformung ($\varphi_{1,vor} = 0$) durch mehrere Einzelversuche, wird der Mittelwert dieser Versuche als Startwert der Ausgleichsgerade festgelegt. Die schwarzen Linien bezeichnen jeweils die gefütteten Ergebnisse der beidseitig gefrästen Referenzproben, die roten Linien die der halbseitig schergeschnittenen Kantenrisszugproben. Zudem ist in jedem Diagramm der Standardfehler der Ausgleichsgeraden angegeben.

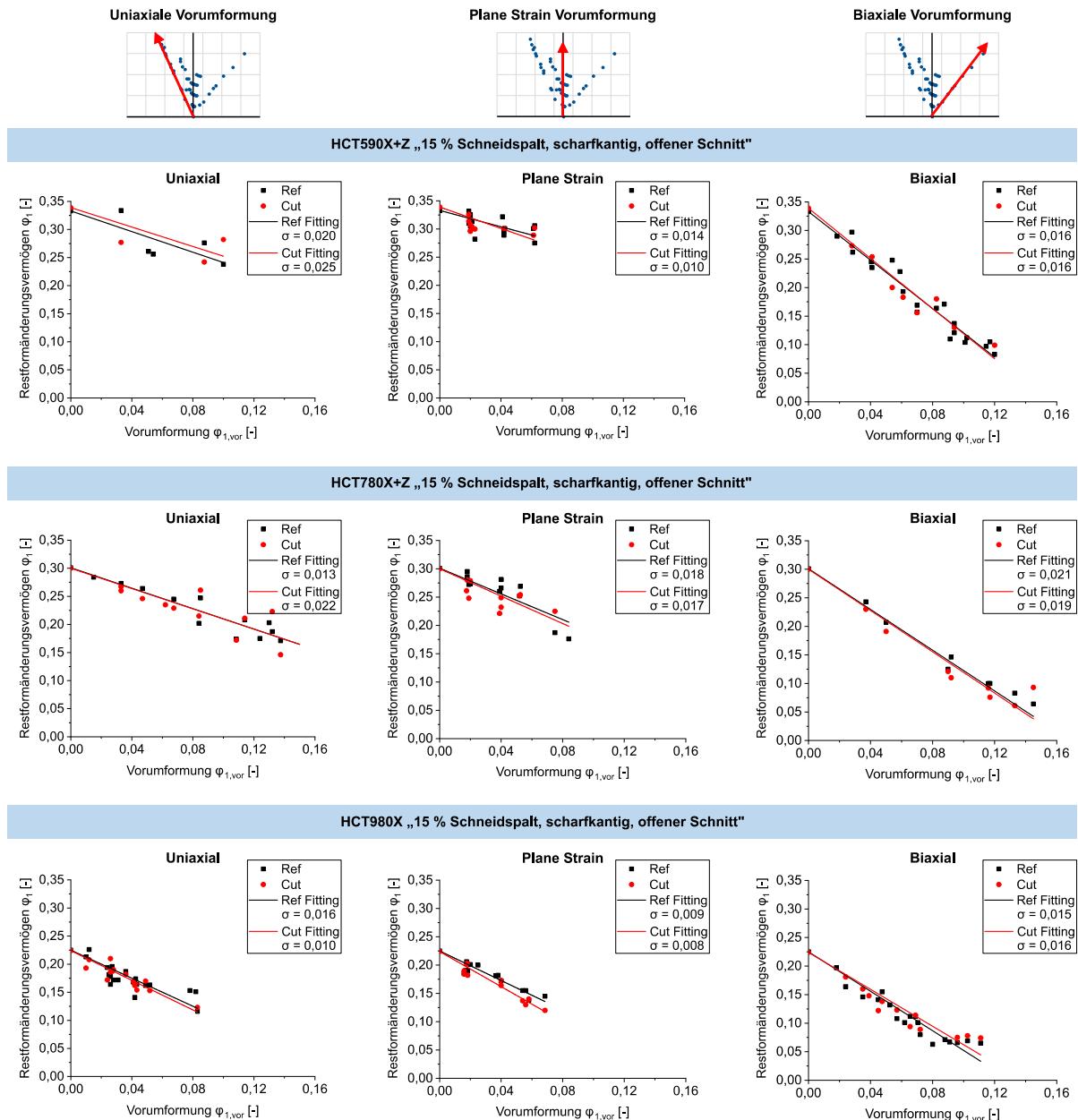


Abbildung 8.3: Einfluss einer Vorumformung auf das Restformänderungsvermögen gefräster und schergeschnittener Proben mit der initial kantenriss-unempfindlichen Schneidstrategie „15 % Schneidspalt, scharfkantig, offener Schnitt“

Es ist erkennbar, dass mit zunehmender Vorumformung das Restformänderungsvermögen der Proben abnimmt. Dabei verlaufen die Ausgleichsgeraden der Referenzproben und der schergeschnittenen Kantenrisszugproben bei allen drei Werkstoffen und allen drei Vordehnungsarten auch bei zunehmender Blechvorumformung weitestgehend deckungsgleich.

Dies bedeutet, dass bei der initial kantenrissunempfindlichen Strategie auch mit Vorumformung kein Einfluss des Scherschneidens auf das Restformänderungsvermögen der Kante detektiert werden kann.

8.2.2.2 Initial kantenrissempfindliche Scherschneidstrategien

Für den Werkstoff HCT590X+Z zeigen die drei gewählten Schneidstrategien Kantenrissempfindlichkeitsfaktoren von $K_{ec} = 0,86$ („10 % Schneidspalt, scharfkantig, geschlossener Schnitt“), $K_{ec} = 0,69$ („10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“) sowie $K_{ec} = 0,63$ („10 % Schneidspalt, verschlossen, geschlossener Schnitt“). Folglich sind die Werkstoff-Parameterkombinationen als kantenrissgefährdet ($K_{ec} = 0,86$) bzw. kantenrissempfindlich ($K_{ec} = 0,69$ und $K_{ec} = 0,63$) einzustufen.

Analog zum Aufbau von Abbildung 8.3 stellt auch Abbildung 8.4 die im *Edge-Fracture-Tensile-Test* ermittelten Restformänderungsvermögen von beidseitig gefrästen Referenzproben (schwarze Quadrate) und halbseitig schergeschnittenen Kantenrisszugproben (rote Kreise) dar. Ebenso sind die mit der Methode der kleinsten Fehlerquadrate gefitteten Ausgleichsgeraden eingezeichnet.

Während im nicht-vorumgeformten Zustand, je nach initialem Kantenrissempfindlichkeitsfaktor, teils deutliche Differenzen zwischen den erzielbaren Restformänderungsvermögen der Referenzproben und der schergeschnittenen Proben ersichtlich sind, nehmen diese Unterschiede mit zunehmender Vordehnung ab und beide Geraden nähern sich an. Dieser Trend kann bei allen Vordehnungsarten und Scherschneidstrategien beobachtet werden. Bei den kantenrissempfindlichen Strategien „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“ und „10 % Schneidspalt, verschlossen, geschlossener Schnitt“ sind teilweise nahezu horizontale Verläufe der Ausgleichsgeraden der schergeschnittenen Proben erkennbar. Bei Vordehnungszuständen jenseits des Schnittpunkts der „Ref“- und „Cut“-Geraden ist kein wesentlicher Unterschied mehr zwischen den Restumformvermögen der schergeschnittenen Proben und der Referenzproben detektierbar. Im Falle der Strategie „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“ erfolgt eine Zweiteilung der gefitteten Bereiche, um diesen Trend durch zwei lineare Geradenfits mit reduziertem Standardfehler abbilden zu können. Dies hat einen Knick in der roten Kurve zur Folge.

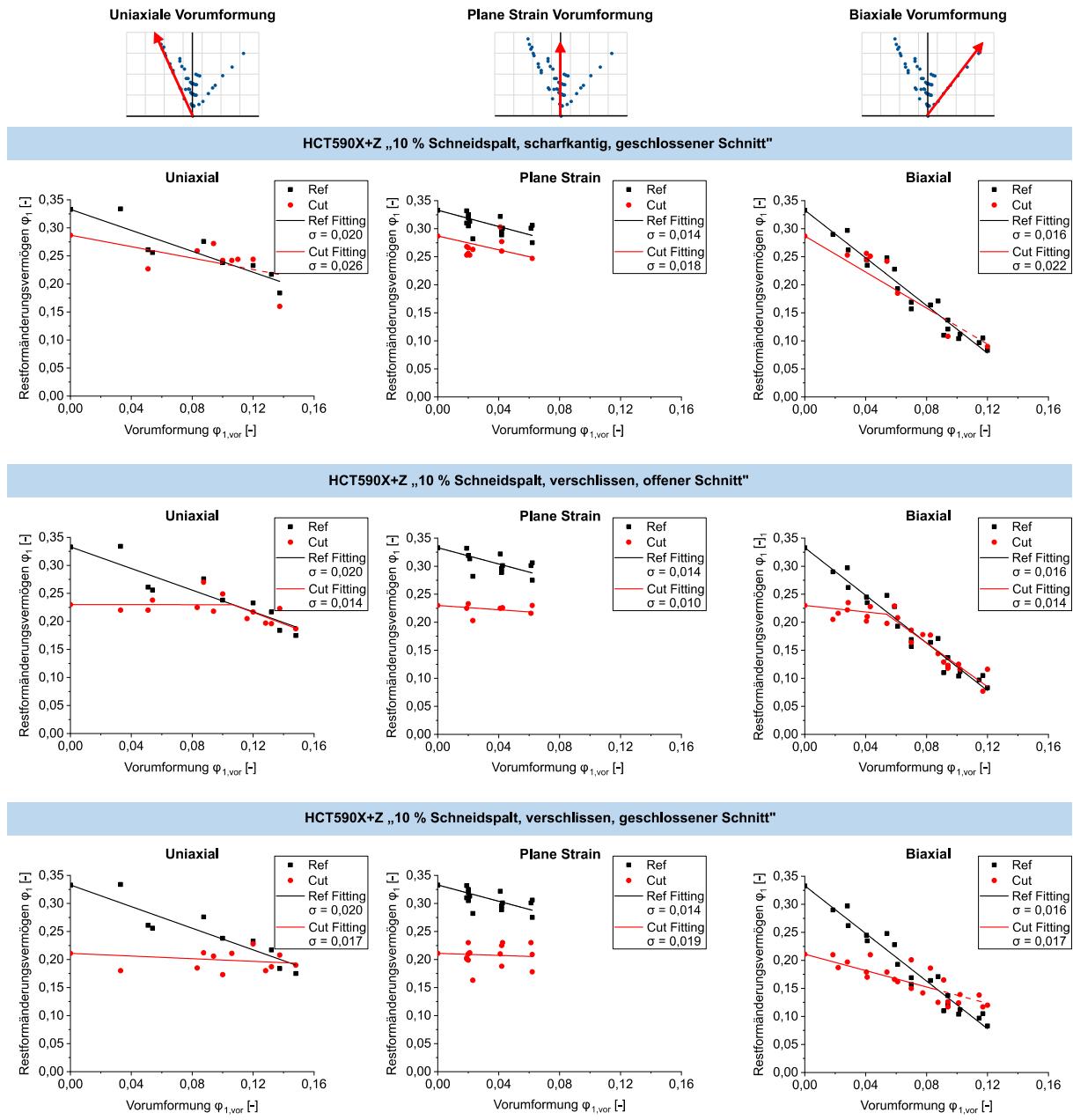


Abbildung 8.4: Einfluss einer Vorumformung auf das Restformänderungsvermögen gefräster und schergeschnittener Proben mit dem Werkstoff HCT590X+Z für die initial kantenrissempfindlichen Schneidstrategien

Analog zum Werkstoff HCT590X+Z kann das Restumformvermögen der schergeschnittenen und gefrästen Proben auch für HCT780X+Z und HCT980X in Abhängigkeit der Scherschneidstrategie und des Vorumformungszustandes ausgewertet und gefittet werden. Dies ist in Abbildung 8.5 für HCT780X+Z und Abbildung 8.6 für HCT980X präsentiert. Dabei sind beide Werkstoffe für alle drei gezeigten Schneidstrategien initial als kantenrissempfindlich

einzustufen, wobei die initialen Kantenrissempfindlichkeitsfaktoren bei HCT780X+Z zwischen $0,55 < K_{ec} < 0,69$ und bei HCT980X zwischen $0,52 < K_{ec} < 0,67$ liegen (vgl. Tabelle 7.1). Auch bei diesen Stahlgüten zeigt sich der Trend, dass die anfängliche Differenz des Restformänderungsvermögens zwischen gefrästen und schergeschnittenen Proben mit zunehmender Vorumformung abnimmt und sich die Ausgleichsgeraden annähern.

Insbesondere im Falle einer biaxialen Vordehnung ist für hohe Vorumformungsbeträge kein Unterschied mehr zwischen den beiden Probentypen feststellbar. Auch bei uniaxialen Vorumformungen kann teilweise eine Überschneidung der Geraden der Referenzproben und der schergeschnittenen Proben ermittelt werden. Plane strain Vorumformungen zeigen hingegen eine deutlich schwächer ausgeprägte Annäherung der Ausgleichsgeraden. Dies kann auch auf die für diesen Dehnpfad vergleichsweise niedrigen erzielten Vorumformungen zurückgeführt werden.

Da beim Werkstoff HCT980X mit der Schneidstrategie „10 % Schneidspalt, scharfkantig, geschlossener Schnitt“ ab einer Vorumformung von etwa $\varphi_{1,vor} \approx 0,06$ die Datenpunkte der schergeschnittenen Proben etwa deckungsgleich mit den der Referenzproben liegen, werden die gefitteten Bereiche wieder zweigeteilt. Dies hat eine abknickende Gerade zur Folge und ermöglicht eine bessere Anpassung des Fits an die Messwerte – abhängig von der Höhe der Vorumformung.

Die Ausgleichsgeraden der schergeschnittenen Proben nähern sich mit zunehmender Vorumformung bei allen initial kantenrissempfindlichen Schneidstrategien an die Ausgleichsgeraden der gefrästen Referenzproben an. Daraus kann gefolgert werden, dass der Einfluss des Scherschneidens auf die Umformbarkeit der Zugproben mit steigender Vorumformung abnimmt (vgl. Abbildung 8.4 - Abbildung 8.6).

Zudem ist eine formelmäßige Beschreibung des Restformänderungsvermögens der schergeschnittenen und gefrästen Proben für alle Werkstoffe und Scherschneidstrategien als lineare Funktion anhand der beim Fitting bestimmten Parameter Ordinatenabschnitt und Geradensteigung möglich. Auf diese Darstellungsweise kann bei der Berechnung des vordehnungsabhängigen Kantenrissempfindlichkeitsfaktors K_{ec} im folgenden Kapitel zurückgegriffen werden.

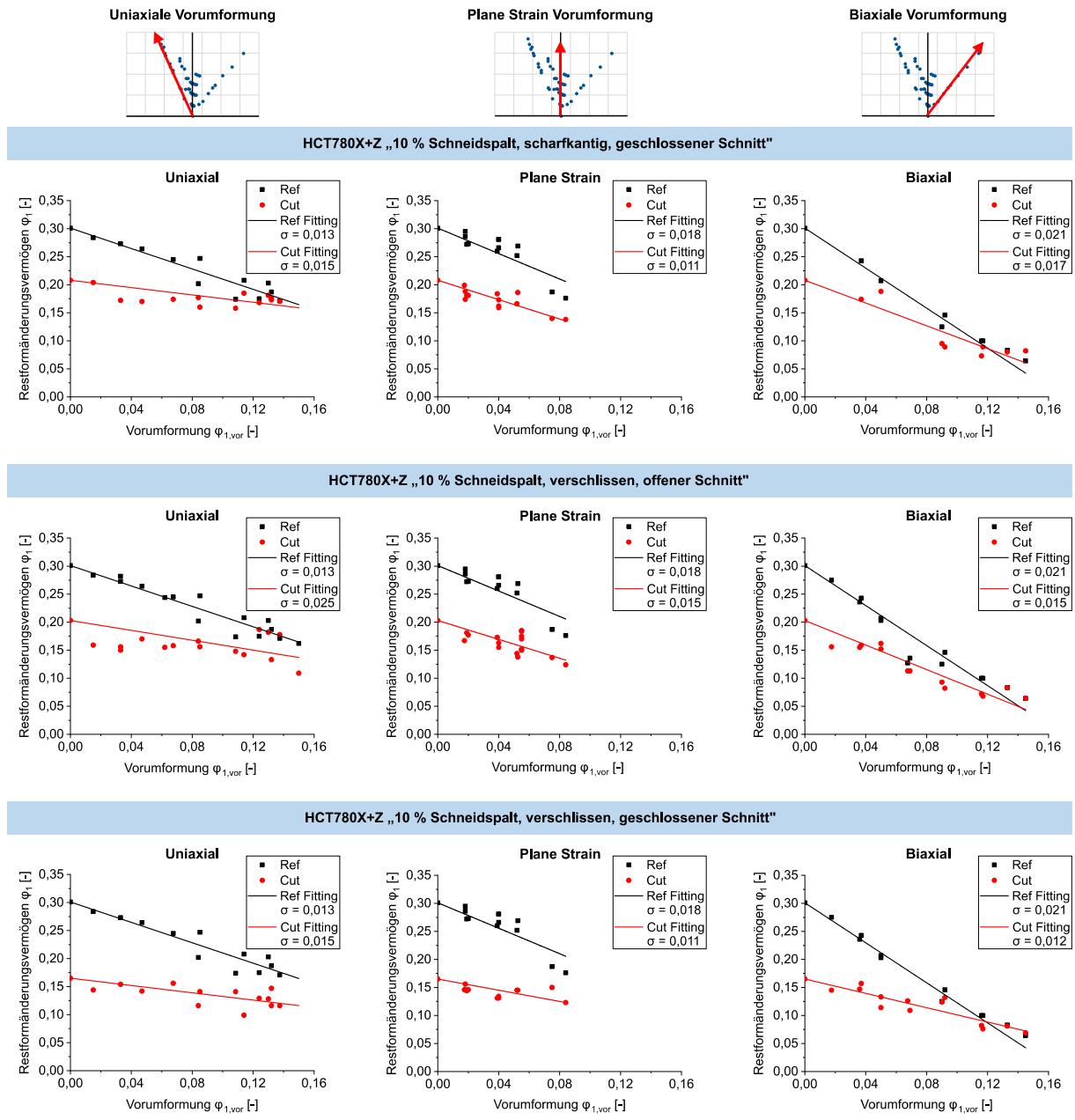


Abbildung 8.5: Einfluss einer Vorumformung auf das Restformänderungsvermögen gefräster und schergeschnittener Proben mit dem Werkstoff HCT780X+Z für die initial kantenrissempfindlichen Schneidstrategien

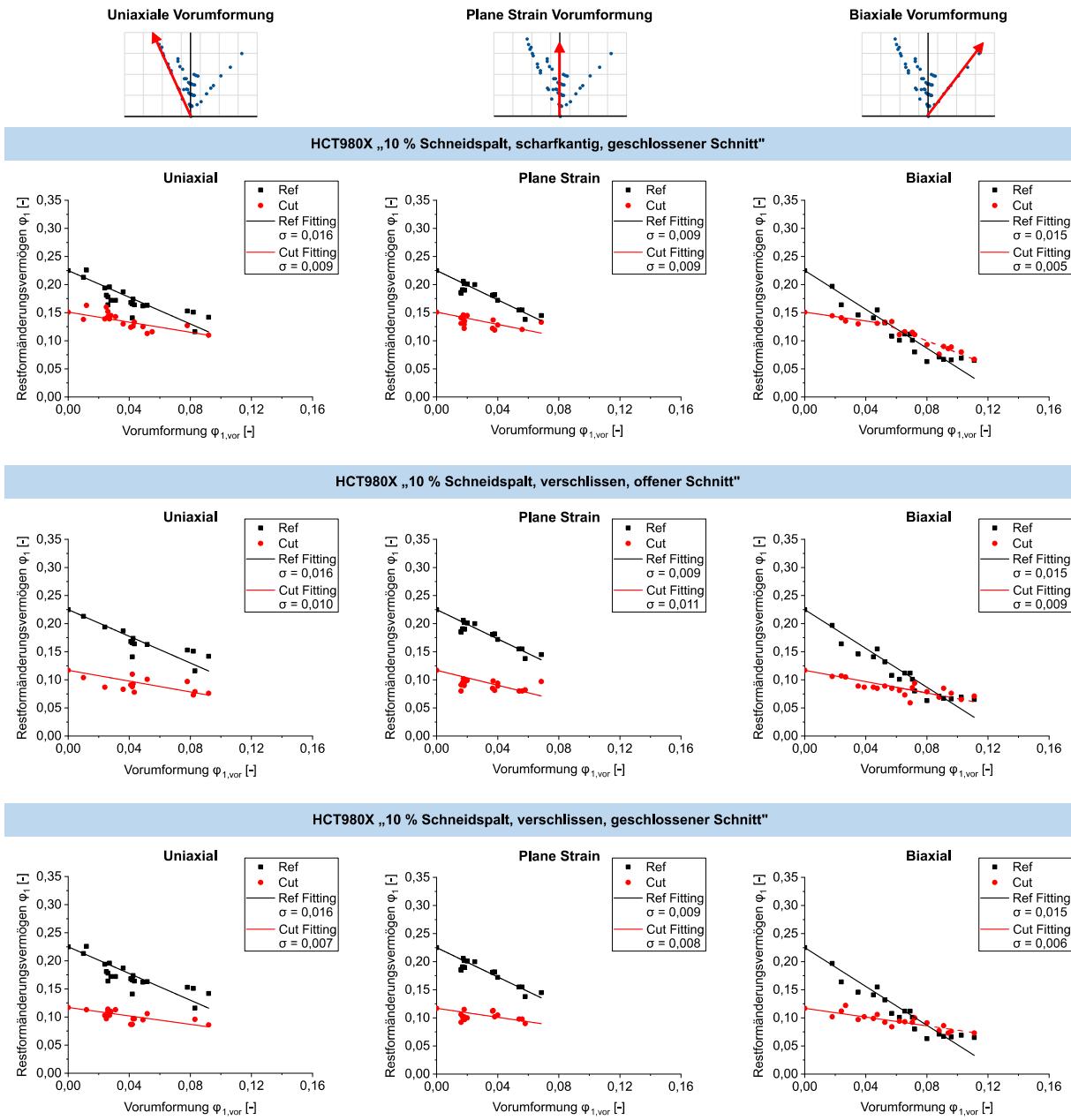


Abbildung 8.6: Einfluss einer Volumenformung auf das Restformänderungsvermögen gefräster und schergeschnittener Proben mit dem Werkstoff HCT980X für die initial kantenrissempfindlichen Schneidstrategien

8.2.3 Einfluss einer Volumenformung auf die Kantenrissempfindlichkeit

Der vordehnungsabhängige Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} kann ausgehend von den im vorherigen Kapitel 8.2.2 bestimmten linearen Funktionen des Restformänderungsvermögens

der beidseitig gefrästen Referenzproben (Ref) und der halbseitig schergeschnittenen Kantenrisszugproben (Cut) für jede Vordehnungsart jeder Werkstoff-Schneidparameter-Kombination berechnet werden. Dazu wird das Prinzip der äquivalenten Vordehnung herangezogen, womit sich folgender Zusammenhang ergibt (vgl. Kapitel 2.3.5 und Kapitel 7.3):

$$K_{ec}(\varphi_{1,vor}) = \frac{\varphi_{1,Rest,Ref}(\varphi_{1,vor} = 0) - \varphi_{1,Rest,Ref}(\varphi_{1,vor}) + \varphi_{1,Rest,Cut}(\varphi_{1,vor})}{\varphi_{1,Rest,Ref}(\varphi_{1,vor} = 0)} \quad \text{Gleichung 8.1}$$

wobei:

$K_{ec}(\varphi_{1,vor})$ der vordehnungsabhängige Kantenriss-empfindlichkeitsfaktor,

$\varphi_{1,Rest,Ref}(\varphi_{1,vor})$ das Restformänderungsvermögen der Referenzproben,

$\varphi_{1,Rest,Cut}(\varphi_{1,vor})$ das Restformänderungsvermögen der schergeschnittenen Kantenrisszugproben ist.

Im Folgenden sind die berechneten Ergebnisse des vordehnungsabhängigen Kantenriss-empfindlichkeitsfaktors dargestellt, wobei die initial kantenrissunempfindliche Scherschneidstrategie „15 % Schneidspalt, scharfkantig, offener Schnitt“ wieder getrennt von den initial kantenrissemmpfindlichen Schneidstrategien betrachtet wird.

8.2.3.1 Initial kantenrissunempfindliche Scherschneidstrategie

Abbildung 8.7 zeigt den Einfluss einer Vorumformung auf den Kantenrissemmpfindlichkeitsfaktor mit der initial kantenrissunempfindlichen Schneidstrategie „15 % Schneidspalt, scharfkantig, offener Schnitt“ in Abhängigkeit der Vordehnungsart für alle drei Versuchswerkstoffe. Dabei ist ersichtlich, dass ohne Vorumformung bei allen Werkstoffen ein initialer Kantenrissemmpfindlichkeitsfaktor von etwa $K_{ec} = 1,0$ vorliegt. Auch mit zunehmender Vordehnung bleibt der Kantenrissemmpfindlichkeitsfaktor bei allen Konfigurationen nahe dem Grenzwert von $K_{ec} = 1,0$. Dies ist eine Folge der nahezu deckungsgleichen Verläufe der Ausgleichsgeraden gefräster und schergeschnittener Proben aus Abbildung 8.3. Da die Geradenfits in Abbildung 8.3 anhand einer diskreten Anzahl an Datenpunkten erstellt werden, kann dies zu leichten Divergenzen zwischen den „Ref“- und den „Cut“- Geraden führen. Daraus können bei der Berechnung des Kantenriss-empfindlichkeitsfaktors leicht steigende oder fallende Verläufe mit zunehmender Vorumformung resultieren. Dies wird in Abbildung 8.7 beispielsweise beim Werkstoff

HCT980X deutlich. Sofern der berechnete Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} den Grenzwert von 1,0 übersteigt, wird jener gekappt und auf $K_{ec} = 1,0$ begrenzt. Auch im Falle der leicht fallenden Verläufe (z.B. HCT980X mit plane strain Vordehnung) liegt der Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} bei allen untersuchten Vordehnungsbeträgen noch über dem Schwellenwert von $K_{ec} = 0,9$, ab welchem eine Kantenrissunempfindlichkeit der Werkstoff-Schneidparameter-Kombination angenommen werden kann.

Folglich lässt sich feststellen, dass eine initial kantenrissunempfindliche Schneidstrategie auch mit Vorumformung weiterhin kantenrissunempfindlich bleibt.

Für eine bessere Vergleichbarkeit und zur Möglichkeit, die drei Vordehnungsarten uniaxial, plane strain und biaxial in einem Diagramm darstellen zu können, werden die unterschiedlichen Vordehnungszustände auf die Vergleichsumformung nach von Mises bezogen. Dieser berechnet sich anhand folgender Gleichung:

$$\varphi_{vonMises,vor} = \sqrt{\frac{2}{3} (\varphi_{1,vor}^2 + \varphi_{2,vor}^2 + \varphi_{3,vor}^2)} \quad \text{Gleichung 8.2}$$

wobei:

- $\varphi_{vonMises,vor}$ die Vergleichsvorumformung nach von Mises,
- $\varphi_{1,vor}$ die logarithmische Hauptformänderung des Vorumformungszustandes,
- $\varphi_{2,vor}$ die logarithmische Nebenformänderung des Vorumformungszustandes,
- $\varphi_{3,vor}$ die logarithmische Dickenänderung des Vorumformungszustandes ist.

Eine Darstellung der Verläufe des Kantenrissempfindlichkeitsfaktors, bezogen auf die Vergleichsvorumformung, ist für alle drei Blechwerkstoffe mit der kantenrissunempfindlichen Schneidstrategie in Abbildung 8.8 gezeigt. Erwartungsgemäß liegen auch bei dieser Darstellungsform alle Geraden des Kantenrissempfindlichkeitsfaktors in der Region des Grenzwerts von $K_{ec} = 1,0$.

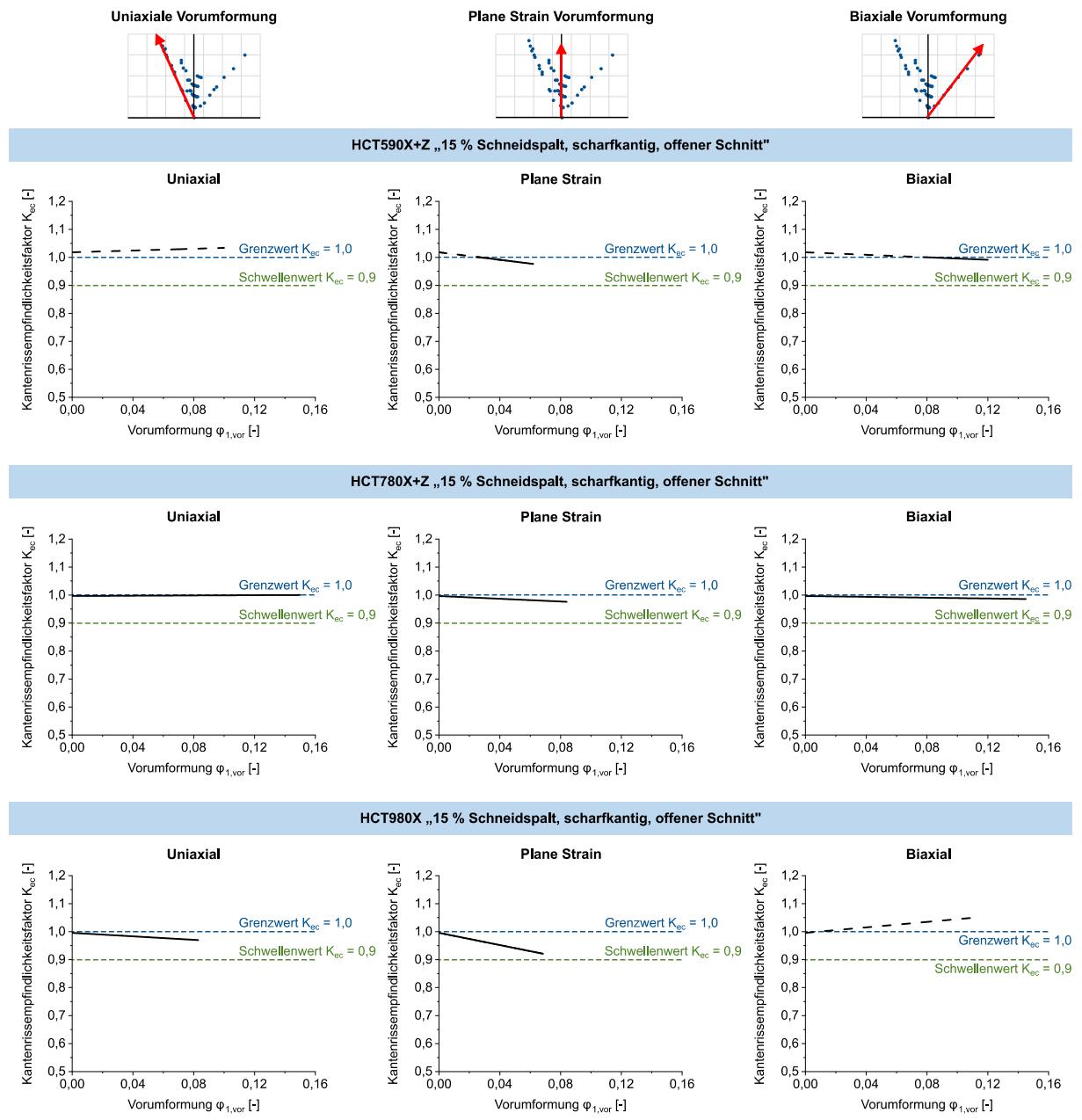


Abbildung 8.7: Einfluss einer Vorumformung auf den Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} mit der initial kantenrissunempfindlichen Schneidstrategie „15 % Schneidspalt, scharfkantig, offener Schnitt“

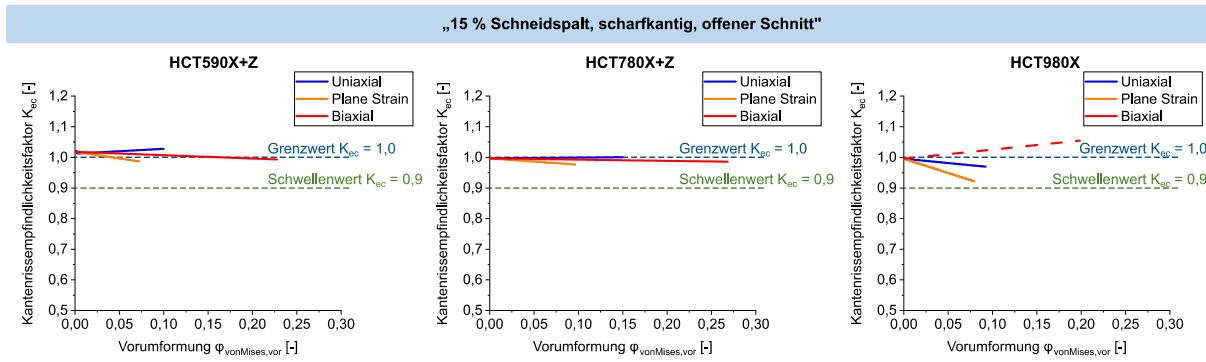


Abbildung 8.8: Einfluss der Vordehnungsart auf den Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} mit der initial kantenrissunempfindlichen Schneidstrategie „15 % Schneidspalt, scharfkantig, offener Schnitt“ für alle drei Werkstoffe

8.2.3.2 Initial kantenrissempfindliche Scherschneidstrategien

Analog zum vorherigen Kapitel ist in Abbildung 8.9 der Verlauf des vordehnungsabhängigen Kantenrissempfindlichkeitsfaktors für den Werkstoff HCT590X+Z in Abhängigkeit der Schneidstrategie und der Vorumformungsart gezeigt. Die ausgeprägte Differenz zwischen den Restformänderungsvermögen gefräster und schergeschnittener Proben ohne Vorumformung (vgl. Abbildung 8.4) führt zu initialen Kantenrissempfindlichkeitsfaktoren von $K_{ec}(\varphi_{1,vor} = 0) = 0,86$ („10 % Schneidspalt, scharfkantig, geschlossener Schnitt“), $K_{ec}(\varphi_{1,vor} = 0) = 0,69$ („10 % Schneidspalt, verschlissen, offener Schnitt“) und $K_{ec}(\varphi_{1,vor} = 0) = 0,63$ („10 % Schneidspalt, verschlissen, geschlossener Schnitt“). Diese Werte sind auch in Abbildung 8.9 als Startwert der Geraden des Kantenrissempfindlichkeitsfaktors erkennbar. Mit steigender Vorumformung nimmt der Kantenrissempfindlichkeitsfaktor bei allen drei initial kantenrissempfindlichen Schneidstrategien und allen Vorumformungsarten zu, was eine Abnahme der Kantenrissempfindlichkeit bedeutet (siehe Abbildung 8.9).

Sofern der Kantenrissempfindlichkeitsfaktor den Grenzwert von 1,0 überschreitet, wird jener wieder an dieser Obergrenze gekappt. Die Überschreitung des Grenzwertes ist durch die sich schneidenden Geraden in Abbildung 8.4 zu begründen, was wiederum auf Effekte des linearen Fittings zurückgeführt werden kann.

Des Weiteren ist feststellbar, dass bei uniaxialer und biaxialer Vordehnung mit HCT590X+Z alle drei Scherschneidstrategien den Grenzwert von $K_{ec} = 1,0$ erreichen, wenn der Betrag der Vorumformung groß genug wird. Der Kantenrissempfindlichkeitsfaktor steigt für die drei

gezeigten Strategien auch mit einer plane strain Vordehnung an. Jedoch werden mit den im Experiment erzielten Vordehnungen weder der Grenzwert von $K_{ec} = 1,0$, noch der Schwellenwert von $K_{ec} = 0,9$ erreicht, ab welchem die Strategie als kantenrissunempfindlich gilt.

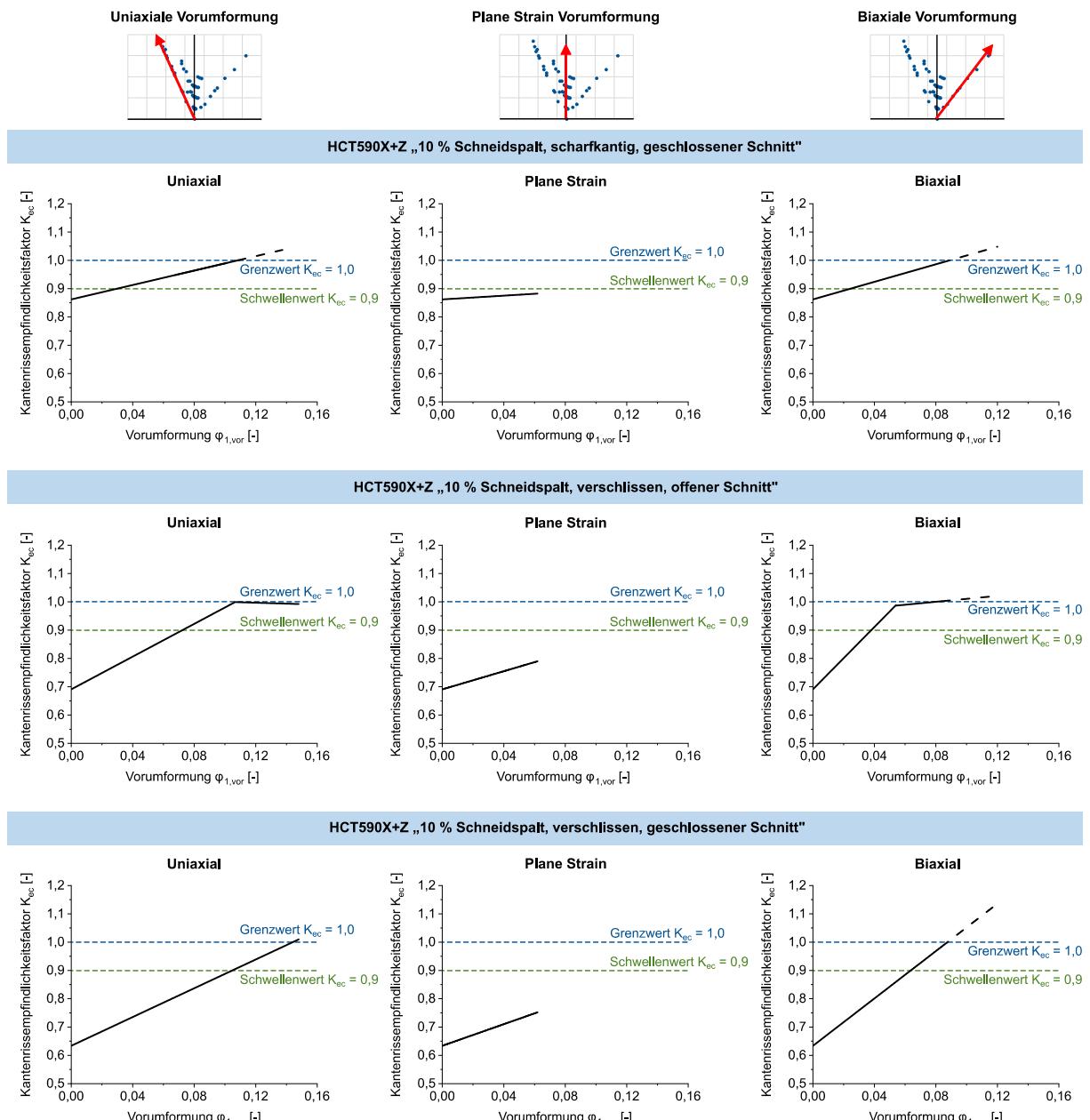


Abbildung 8.9: Einfluss einer Vorumformung auf den Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} für den Werkstoff HCT590X+Z mit den initial kantenrissempfindlichen Schneidstrategien

Bei der Analyse der vordehnungsabhängigen Kantenrissempfindlichkeitsfaktoren mit den initial kantenrissempfindlichen Schneidstrategien für HCT780X+Z und HCT980X können vergleichbare Ergebnisse wie beim Werkstoff HCT590X+Z ermittelt werden (Abbildung 8.9 und Abbildung 8.10). So nimmt der Kantenrissempfindlichkeitsfaktor bei beiden Werkstoffen für alle Vordehnungsarten und alle drei Schneidstrategien mit steigender Vorumformung zu.

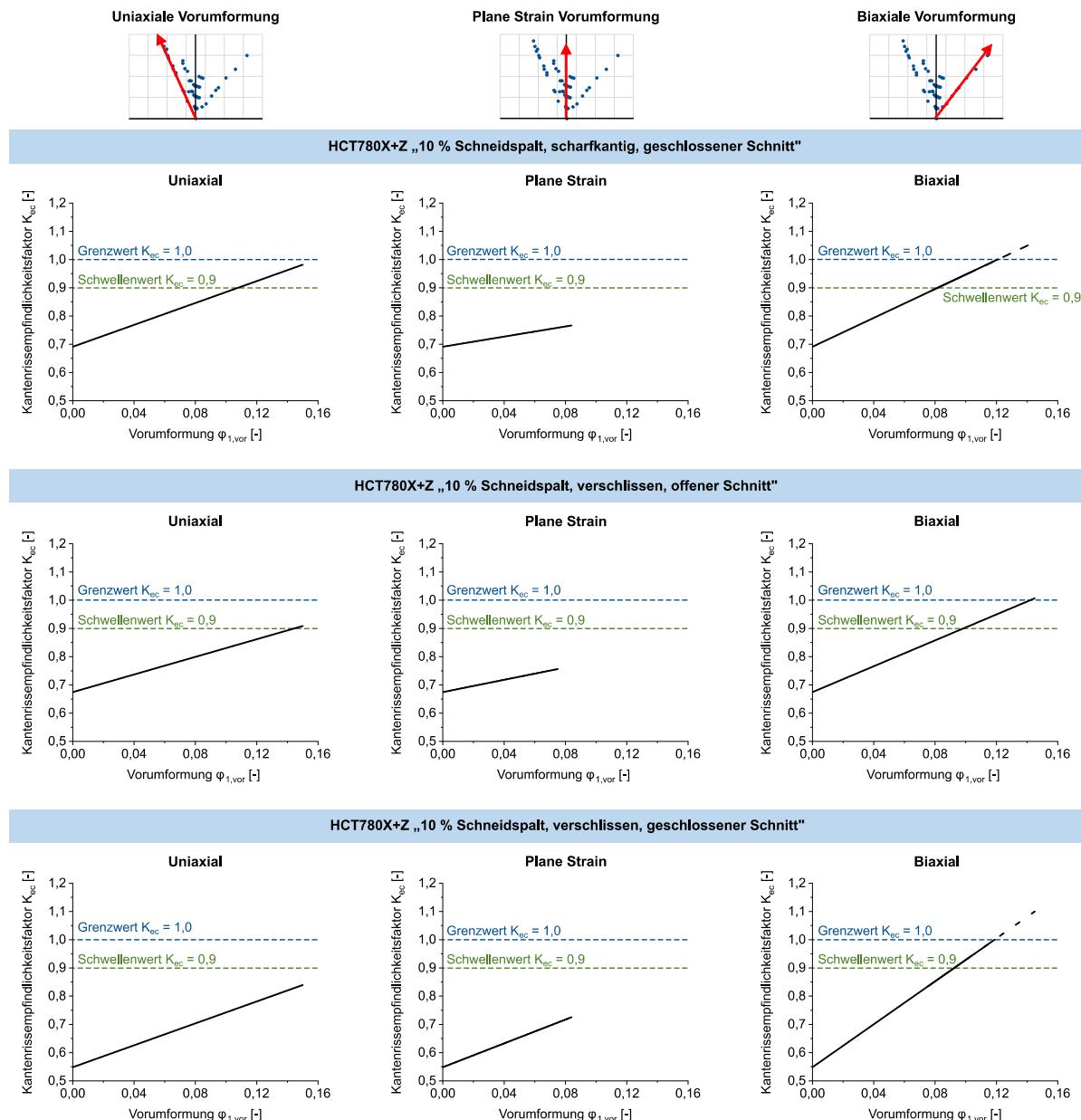


Abbildung 8.10: Einfluss einer Vorumformung auf den Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} für den Werkstoff HCT780X+Z mit den initial kantenrissempfindlichen Schneidstrategien

Zudem ist der bereits bei HCT590X+Z beobachtete Trend erkennbar, dass bei den Experimenten mit uniaxialen und biaxialen Vorumformungen der Bereich der Kantenrissunempfindlichkeit ($K_{ec} > 0,9$) einfacher als mit plane strain Vorumformungen erreicht werden kann. Beim Werkstoff HCT980X liegt diese Tendenz jedoch in etwas abgeschwächter Form vor, verglichen mit HCT590X+Z und HCT780X+Z.

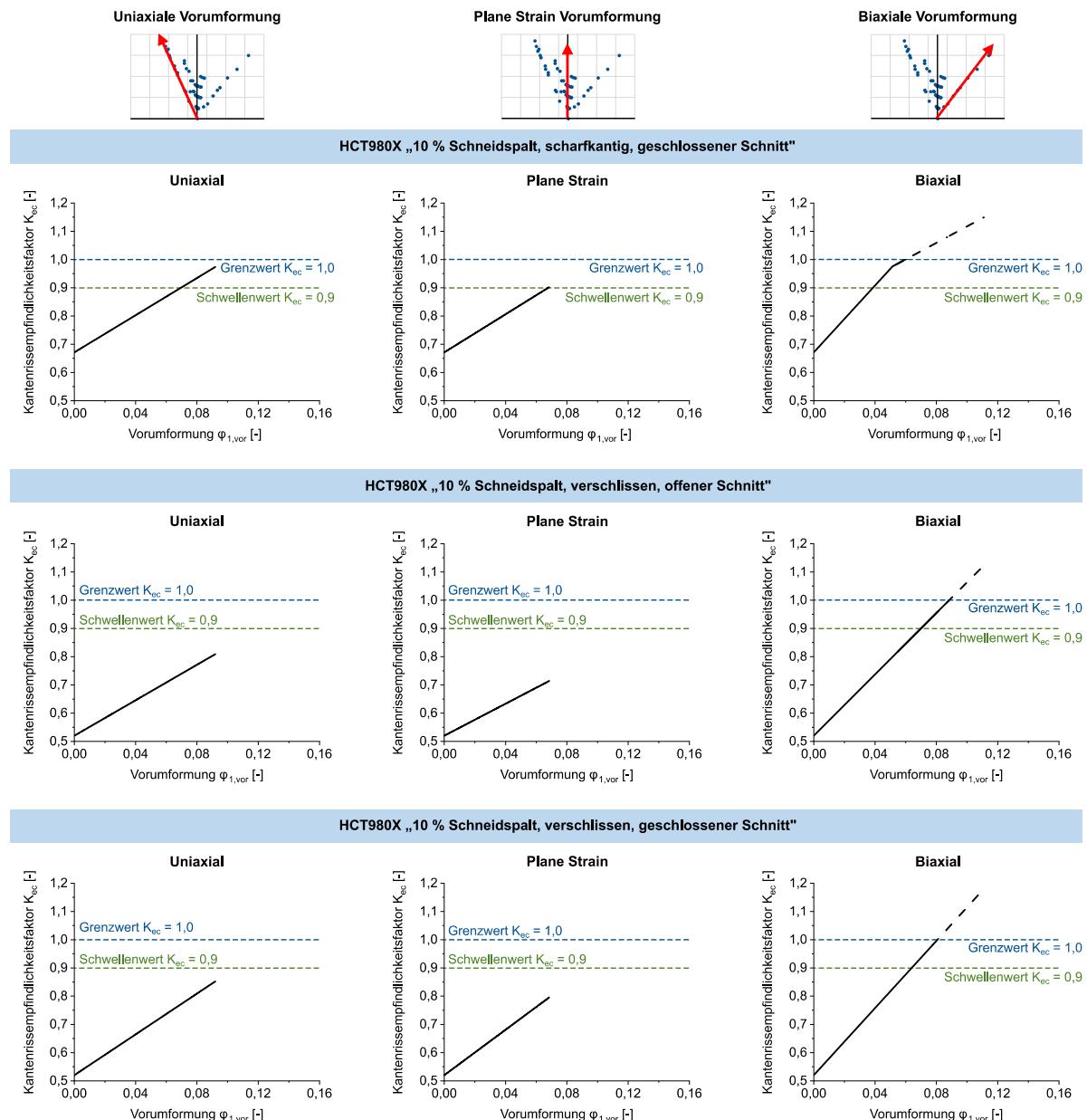


Abbildung 8.11: Einfluss einer Vorumformung auf den Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} für den Werkstoff HCT980X mit den initial kantenrissempfindlichen Schneidstrategien

Eine analoge Vorgehensweise wie in Kapitel 8.2.3.1 ermöglicht die Darstellung des Kantenrissempfindlichkeitsfaktors aller drei Vordehnungsarten in einem Diagramm. Dazu werden die verschiedenen Vorumformungszustände auf die Vergleichsvorumformung nach von Mises bezogen. Die Ergebnisse sind für alle initial kantenrissempfindlichen Strategien und alle drei Blechwerkstoffe in Abbildung 8.12 gezeigt. Es ist auffallend, dass die Steigung der Geraden des Kantenrissempfindlichkeitsfaktors mit uniaxialer und biaxialer Vordehnung oftmals sehr ähnlich und teilweise auch deckungsgleich ist. Im Fall einer plane strain Vorumformung besitzt die Gerade des Kantenrissempfindlichkeitsfaktors in der Regel eine geringere Steigung, verglichen mit den beiden anderen Vordehnungsarten.

Zur Auswertung der in Abbildung 8.12 gezeigten Kurven wird der Kennwert der Halbwertsdehnung (HWD) eingeführt. Dieser beschreibt, welche Vergleichsvorumformung nach von Mises auf dem jeweiligen Dehnpfad notwendig ist, um die initiale Kantenrissempfindlichkeit zu halbieren. Die Vorgehensweise hierzu ist in Abbildung 8.13 am Beispiel von HCT780X+Z mit der Strategie „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“ illustriert. Der Kantenrissempfindlichkeitsfaktor bei halbierter Kantenrissempfindlichkeit $K_{ec,h}$ kann dazu in Abhängigkeit des initialen Kantenrissempfindlichkeitsfaktors gemäß folgender Gleichung ermittelt werden:

$$K_{ec,h} = \frac{1,0 - K_{ec,init}}{2} + K_{ec,init} \quad \text{Gleichung 8.3}$$

wobei:

- $K_{ec,h}$ der Kantenrissempfindlichkeitsfaktor bei halbierter Kantenrissempfindlichkeit,
 $K_{ec,init}$ der initiale Kantenrissempfindlichkeitsfaktor für $\varphi_{vonMies,vor} = 0$ ist.

Die notwendige Vorumformung nach von Mises, mit welcher der Kantenrissempfindlichkeitsfaktor den Wert von $K_{ec,h}$ erreicht, stellt die Halbwertsdehnung (HWD) dar. Sofern dieser Wert innerhalb der experimentell realisierten Vorumformung nicht erreicht werden kann (im Beispiel in Abbildung 8.13 bei plane strain der Fall), wird die Gerade des Kantenrissempfindlichkeitsfaktors linear extrapoliert.

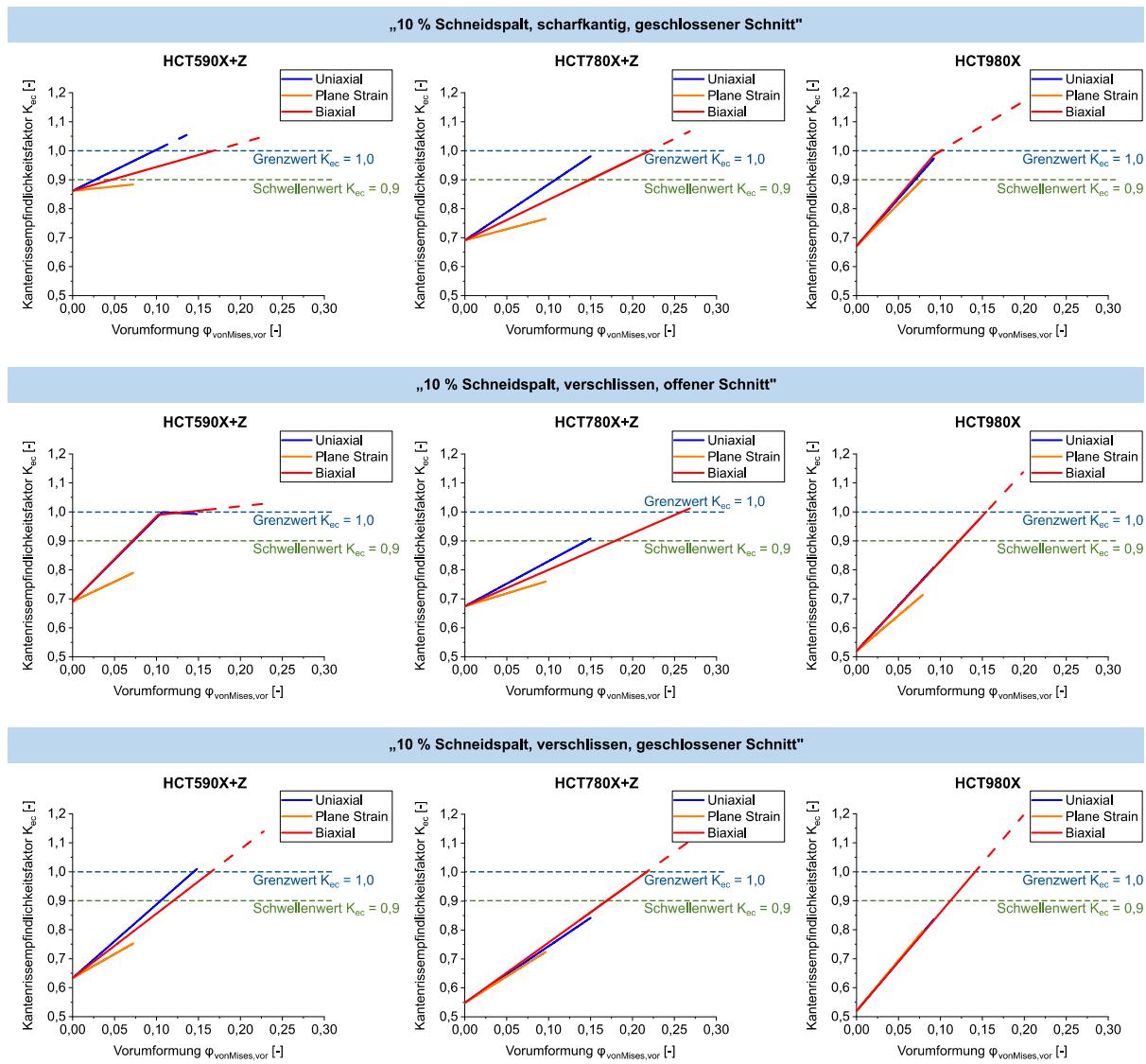


Abbildung 8.12: Einfluss der Vordehnungsart auf den Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} für die initial kantenrissempfindlichen Schneidstrategien und alle drei Werkstoffe

Ein Überblick über die berechneten Halbwertsdehnungen – abhängig von Blechwerkstoff, Schneidstrategie und Vorumformungsart – ist in Abbildung 8.14 gegeben. Es zeigt sich, dass die Halbwertsdehnung der plane strain Vorumformung einer jeden Werkstoff-Schneidparameter-Kombination in der Regel erkennbar über der Halbwertsdehnung der uniaxialen und biaxialen Vorumformung liegt. Die plane strain Halbwertsdehnung der Parameterkonfiguration „10 % Schneidspalt, scharfkantig, geschlossener Schnitt“ mit HCT590X+Z ist jedoch mit Vorsicht zu betrachten. Für diese liegen insbesondere bei den höheren Vorumformungsbeträgen nur sehr wenige Versuchspunkte vor, die zudem teils beachtlich streuen (vgl. Abbildung 8.4).

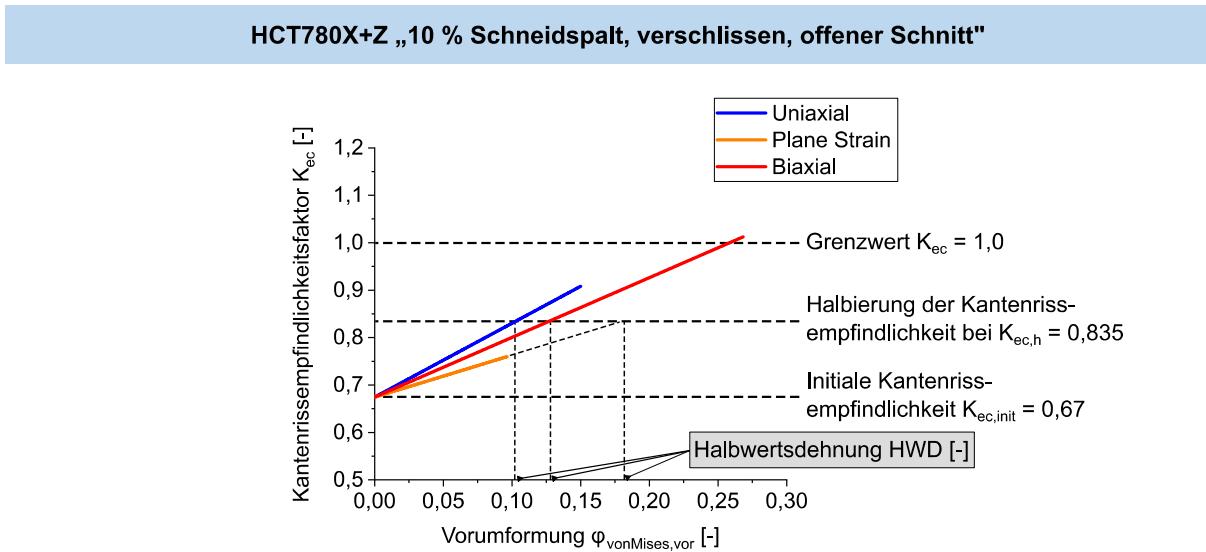


Abbildung 8.13: Vorgehensweise zur Ermittlung der Halbwertsdehnung (HWD) am Beispiel von HCT780X+Z mit der Strategie „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“

Zudem ist feststellbar, dass die Beträge der uniaxialen und biaxialen Halbwertsdehnungen innerhalb eines Blechwerkstoffs – unabhängig von der Scherschneidstrategie – relativ ähnliche Werte aufweisen. Dies ist insofern bedeutsam, da teilweise große Unterschiede der initialen Kantenrissempfindlichkeit existieren, abhängig von der gewählten Strategie. So ist beispielsweise beim Werkstoff HCT590X+Z die Strategie „10 % Schneidspalt, scharfkantig, geschlossener Schnitt“ mit $K_{\text{ec}} = 0,86$ lediglich als kantenrissgefährdet einzustufen, während die Strategie „10 % Schneidspalt, verschlossen, geschlossener Schnitt“ mit $K_{\text{ec}} = 0,63$ deutlich kantenrissempfindlicher ist.

Die Mittelwerte der Halbwertsdehnungen für uniaxiale und biaxiale Vorumformungen sind für jeden der drei Blechwerkstoffe in Abbildung 8.14 anhand einer gestrichelten Linie dargestellt. Diese liegen für HCT590X+Z bei $HWD = 0,066$, für HCT780X+Z bei $HWD = 0,108$ und für HCT980X bei $HWD = 0,066$. Die entsprechenden Standardabweichungen σ sind jeweils $\leq 0,015$.

Folglich ist anzunehmen, dass die in Abbildung 8.14 präsentierten Mittelwerte für uniaxiale und biaxiale Vorumformung einen werkstoffspezifischen Kennwert darstellen, der unabhängig von der gewählten Schneidstrategie und somit von der initialen Kantenrissempfindlichkeit ist. Dieser Wert beschreibt, welche Vergleichsvorumformung nach von Mises in uniaxiale oder biaxiale Richtung notwendig ist, um die Kantenrisssensitivität des Werkstoffs zu halbieren.

Aufgrund des linearen Verlaufs der Kantenrissempfindlichkeitsgeraden hätte eine uniaxiale oder biaxiale Vordehnung in Höhe der doppelten Halbwertsdehnung eine vollständige Aufhebung der Kantenrissempfindlichkeit zur Folge (vgl. beispielsweise Abbildung 8.13, biaxiale Vordehnung). Im Falle einer plane strain Vordehnung mit folgendem Scherschneidprozess und einem weiteren Umformvorgang der Kante spielen offenbar noch weitere (Schädigungs-)Effekte eine Rolle, was höhere Halbwertsdehnungen zur Folge hat.

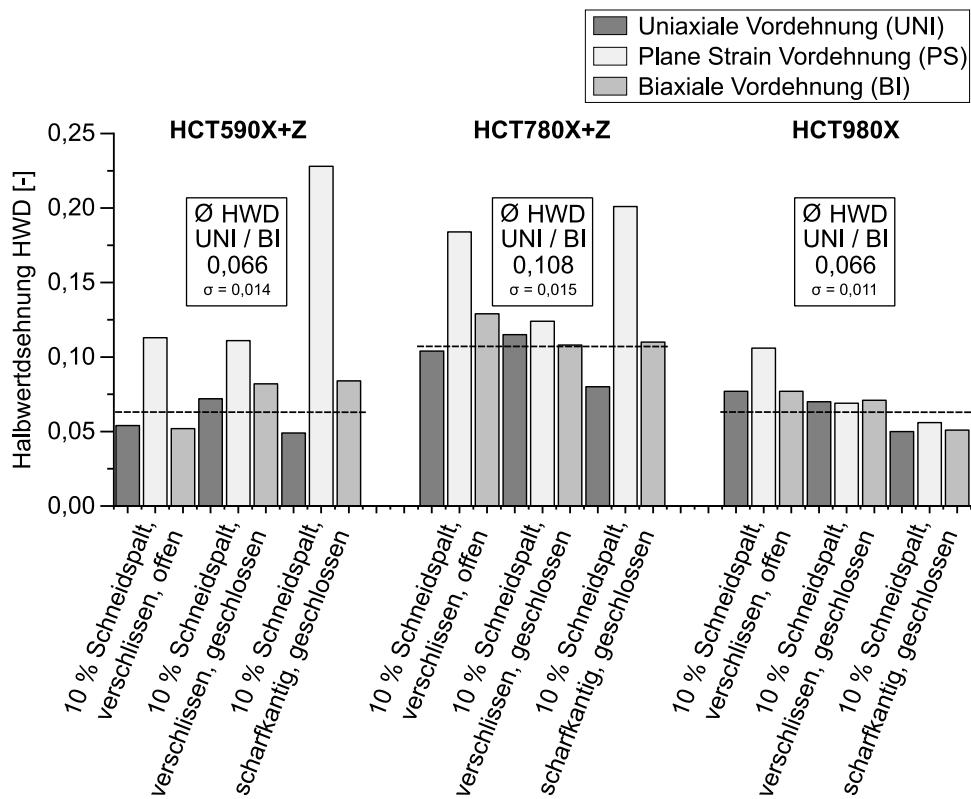


Abbildung 8.14: Halbwertsdehnungen für verschiedene Blechwerkstoffe und Scherschneidstrategien in Abhängigkeit der Vorumformungsart

8.2.4 Einfluss der Walzrichtung bei Vorumformung sowie einer Änderung der Belastungsrichtung auf die Kantenrissempfindlichkeit

Die Untersuchung, inwieweit sich die Orientierung der Vor- und Nachumformung zur Walzrichtung auf das Verhalten der Kantenrissempfindlichkeit auswirkt, erfolgt mit dem Werkstoff HCT780X+Z in Kombination mit der Schneidstrategie „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“. Dabei werden zunächst nicht-vorumgeformte Referenzproben (Ref) und halbseitig schergeschnittene Kantenrisszugproben (Cut) im *Edge-Fracture-Tensile*-

Test geprüft. Die Probenorientierung zur Walzrichtung beträgt dabei sowohl 0° als auch 90° . Das resultierende Restformänderungsvermögen bei Beginn lokaler Einschnürung einer jeden Probenkonfiguration ist in Tabelle 8.3 dargestellt. Es zeigt sich, dass die gefrästen Referenzproben mit einer Orientierung von 0° ein leicht höheres Umformvermögen aufweisen, verglichen mit den 90° -Referenzproben. Dies deckt sich mit den in Kapitel 4.2 durchgeführten Zugversuchen zur Werkstoffcharakterisierung. Auch dabei weist die 0° -Walzrichtung eine geringfügig höhere Gleichmaß- und Bruchdehnung auf, verglichen mit der 90° -Walzrichtung (vgl. Tabelle 4.4). Der Unterschied zwischen den Restformänderungsvermögen beider Walzrichtungen ist jedoch relativ gering. Ein ähnlicher Trend kann bei den Restformänderungsvermögen der halbseitig schergeschnittenen EFTT-Proben (Cut) festgestellt werden. Auch hier ist der Unterschied zwischen den verschiedenen Probenorientierungen nur klein, wobei die 0° -Walzrichtung ein größeres Umformpotential gestattet. Der Quotient zwischen den Umformvermögen der schergeschnittenen Proben und der gefrästen Referenzproben bildet den Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} . Dabei ergeben sich für den Werkstoff HCT780X+Z mit der Strategie „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“ sowohl für Probenorientierungen von 0° als auch von 90° gleiche Kantenrissempfindlichkeitsfaktoren von $K_{ec} = 0,67$. Folglich ist die initiale Kantenrissempfindlichkeit unter den gegebenen Rahmenbedingungen praktisch nicht von der Orientierung der Schnittlinie zur Walzrichtung des Blechs abhängig.

Tabelle 8.3: Einfluss der Probenorientierung auf das Restformänderungsvermögen bei Beginn lokaler Einschnürung und den Kantenrissempfindlichkeitsfaktor für HCT780X+Z mit „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“

Orientierung der Proben zur Walzrichtung	Probenart	Restformänderungsvermögen	Kantenrissempfindlichkeitsfaktor
0°	Ref	$\varphi_1 = 0,320$	$K_{ec} = 0,67$
	Cut	$\varphi_1 = 0,215$	
90°	Ref	$\varphi_1 = 0,301$	$K_{ec} = 0,67$
	Cut	$\varphi_1 = 0,203$	

Zur Analyse des Einflusses der Probenorientierung auf den vordehnungsabhängigen Kantenrissempfindlichkeitsfaktor werden Versuche mit uniaxial vorgedehntem Werkstoff HCT780X+Z in Kombination mit der oben genannten Strategie „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“ durchgeführt. Neben der bereits in den vorherigen Kapiteln präsentierten Variante „ 90° Vorumformung – 90° Nachumformung“ wird auch „ 0° Vorumformung – 0° Nachumformung“ sowie „ 0° Vorumformung – 90° Nachumformung“ geprüft.

Analog zur der in Kapitel 8.2.2 und Kapitel 8.2.3 vorgestellten Vorgehensweise ist in Abbildung 8.15 das Restformänderungsvermögen der beidseitig gefrästen Referenzproben (Ref – schwarze Quadrate) sowie der halbseitig schergeschnittenen Kantenrisszugproben (Cut – rote Kreise) für die jeweilige Abfolge der uniaxialen Umformungen gezeigt. Das Fitting der einzelnen Messpunkte erfolgt mittels linearer Regression und die resultierenden Ausgleichsgeraden sind als schwarze (Ref) bzw. rote Linien dargestellt (Cut). Mit Hilfe von Gleichung 8.1 kann für jede Konfiguration der vordehnungsabhängige Kantenrissempfindlichkeitsfaktor berechnet werden (Abbildung 8.15, unten).

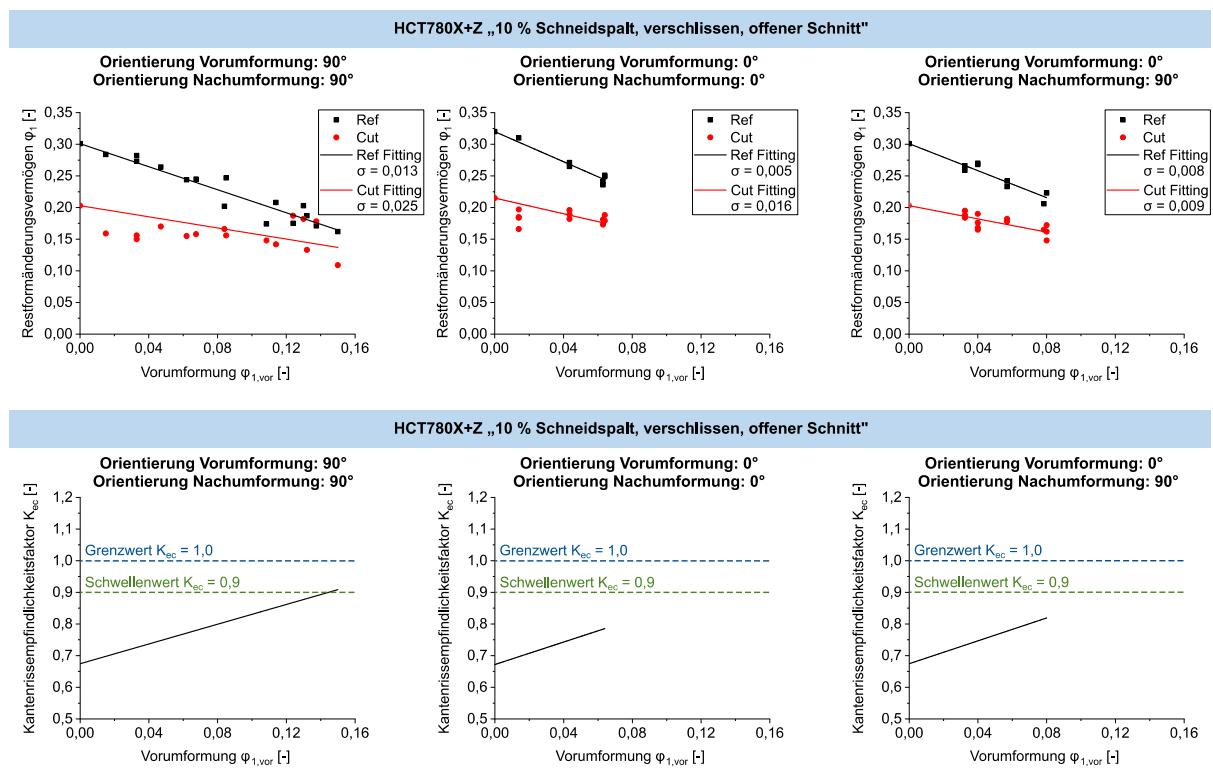


Abbildung 8.15: Einfluss der Orientierung der uniaxialen Vor- und Nachumformung zur Walzrichtung auf das Restformänderungsvermögen sowie den Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} für den Werkstoff HCT780X+Z mit der Strategie „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“

Dabei ist ersichtlich, dass ohne Vorumformung die Gerade des Kantenrissempfindlichkeitsfaktors für beide Richtungen der Nachumformung (0° und 90°) den gleichen Startwert von $K_{ec}(\varphi_{1,vor} = 0) = 0,67$ besitzt (vgl. Tabelle 8.3). Da sich mit steigender Vordehnung die Ausgleichsgeraden der gefrästen und schergeschnittenen Proben in allen drei Fällen annähern, hat dies eine Zunahme der entsprechenden Kantenrissempfindlichkeitsfaktoren zur Folge.

Die vordehnungsabhängigen Kantenrissempfindlichkeitsfaktoren aller drei Arten der Probenorientierung sind in Abbildung 8.16 in einem Diagramm präsentiert. Hierbei zeigt sich, dass der Kantenrissempfindlichkeitsfaktor unabhängig von der Orientierung der Umformrichtung zur Walzrichtung in gleichem Maße zunimmt. Auch bei einer abrupten Änderung der Belastungsrichtung von 0° uniaxialer Vorumformung auf 90° uniaxiale Nachumformung weist der vordehnungsabhängige Kantenrissempfindlichkeitsfaktor das gleiche Verhalten auf wie im Falle der linearen Dehnpfade ($0^\circ - 0^\circ$ bzw. $90^\circ - 90^\circ$).

HCT780X+Z „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“

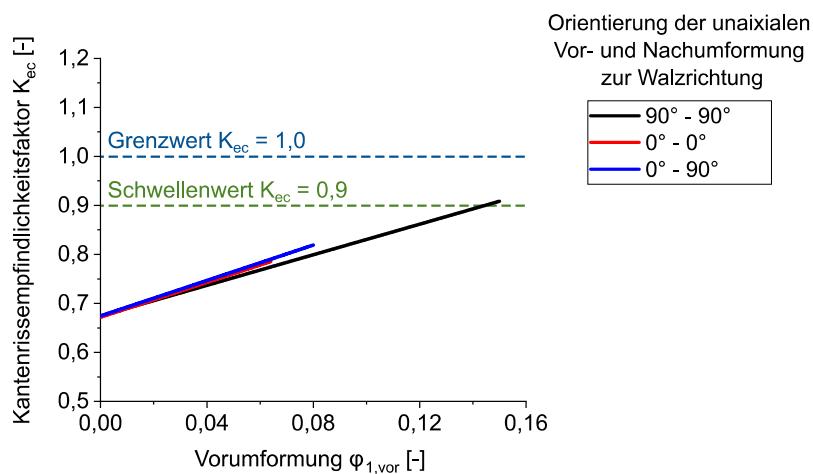


Abbildung 8.16: Einfluss der Orientierung der uniaxialen Vor- und Nachumformung zur Walzrichtung auf den Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} mit dem Werkstoff HCT780X+Z für die Strategie „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“

8.3 Ermittlung der Eigenschaften der Probenkante

Um die Ursachen der reduzierten Kantenrissempfindlichkeit nach einer Vorumformung zu ergründen, werden verschiedene Untersuchungen der Werkstoff- sowie der Kanteigenschaften vorgenommen. Die Untersuchungsmethoden umfassen dabei Mikrohärtemessungen, Gefügeuntersuchungen an geätzten Schliffen sowie Nanohärtemessungen in den einzelnen Gefügephasen. Die Ergebnisse sind im Folgenden präsentiert.

8.3.1 Mikrohärtemessungen

Sowohl die Blechvorumformung als auch der Scherschneidprozess führen zu einer Deformation des Werkstoffs, was eine Kaltverfestigung zur Folge hat. Mit Mikrohärtemessungen an präparierten Proben anhand der in Kapitel 7.4 präsentierten Vorgehensweise kann neben dem Betrag auch die örtliche Verteilung der Härte im Bereich der Scherzone ermittelt werden. Das verwendete Messraster für die einzelnen Härteeindrücke ist in Abbildung 7.7 gezeigt.

Für die Untersuchung werden 14 verschiedene Vordehnungszustände mit dem Werkstoff HCT780X+Z und der Schneidstrategie „10 % Schneidspalt, verschlissen, offener Schnitt“ herangezogen. Diese umfassen den nicht-vorumgeformten Ausgangszustand, uniaxiale, plane strain und biaxiale Vordehnungen sowie auch Dehnungszustände zwischen den drei zuvor genannten Dehnpfaden. Eine Übersicht über die Lage aller geprüften Vordehnungszustände im Forming-Limit-Diagramm (FLD) ist in Abbildung 8.17 ersichtlich. Hierbei stellt jedes Kreuz bzw. Quadrat einen Vordehnungszustand dar. Zur Orientierung ist auch die Forming-Limit-Curve (FLC) eingezeichnet.

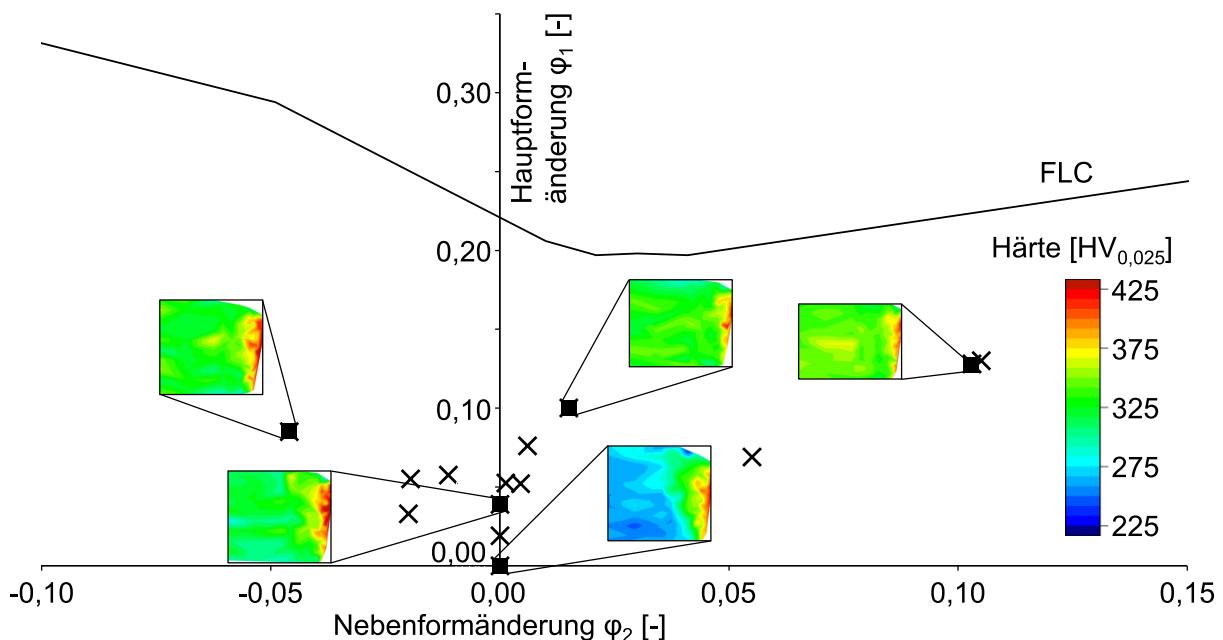


Abbildung 8.17: Übersicht über die untersuchten Vordehnungszustände und Darstellung ausgewählter Härteverteilungen im Kantenbereich

In Abbildung 8.17 ist zudem die Härteverteilung im Bereich der Schnittkante für fünf verschiedene vorgedehnte und schergeschnittene Probenzustände anhand von Falschfarbenbildern verdeutlicht. Zur Darstellung werden die Ergebnisse von Messungen an drei Proben gemittelt.

Eine Vordehnung resultiert in einer erhöhten Härte des Grundwerkstoffs, verglichen mit der nicht-vorumgeformten Referenz. Dieser Anstieg kann auf die zuvor erwähnte Kaltverfestigung des Werkstoffs durch den Umformprozess zurückgeführt werden. Die maximale Härte kann bei allen gezeigten Proben in der vordersten Messreihe ermittelt werden, welche der Schnittkante am nächsten ist. Insbesondere am Übergangsbereich zwischen Glattschnitt und Bruchfläche treten gehäuft die Messpunkte mit den höchsten Härtewerten auf. Eine Vorumformung reduziert zudem die Tiefe der durch das Scherschneiden aufgehärteten Zone.

Eine quantitative Auswertung des Einflusses einer Vorumformung auf die Werkstoffgrundhärte ist in Abbildung 8.18 auf der linken Seite gegeben. Die Grundhärte wird dazu anhand des Mittelwerts aller Härteeindrücke in der hintersten Messreihe bestimmt, welche 1,0 mm vom Glattschnitt entfernt ist. Aus dem Diagramm kann eine degressive Zunahme der Grundhärte mit steigender Vergleichsvorumformung abgeleitet werden. Zur Veranschaulichung des Trends ist ein Fitting der Messpunkte mit einem Ansatz vom Typ $f(x) = ax^b$ eingezeichnet.

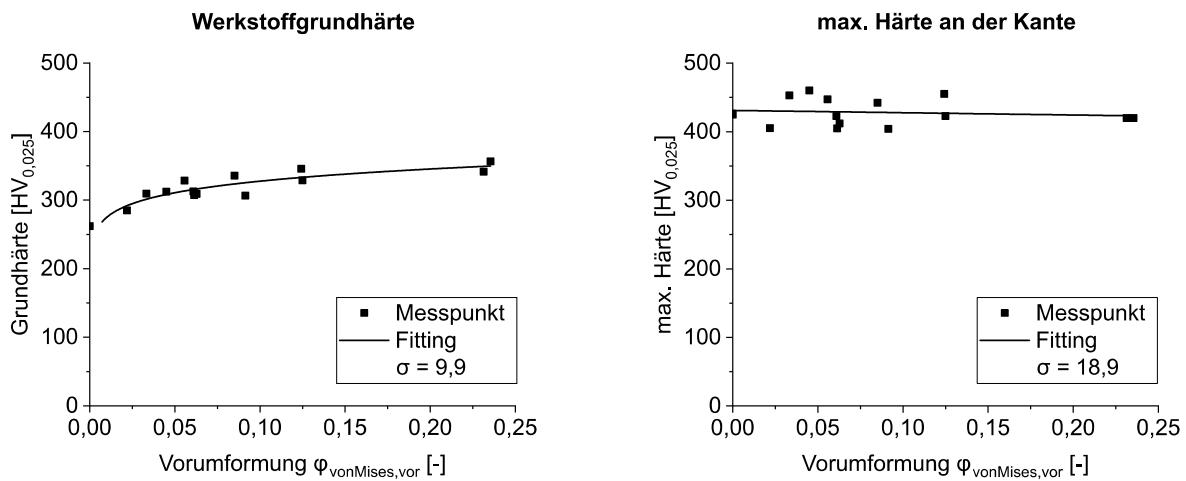


Abbildung 8.18: Einfluss der Vergleichsvorumformung nach von Mises auf die Werkstoffgrundhärte sowie die maximale Aufhärtung an der Kante für verschiedene Vordehnungszustände mit dem Werkstoff HCT780X+Z und der Strategie „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“

Der Einfluss einer Vorumformung auf die maximale Härte an der schergeschnittenen Kante ist in Abbildung 8.18 auf der rechten Seite gezeigt. Daraus wird ersichtlich, dass sich die maximale Aufhärtung auch mit Vorumformung nicht wesentlich ändert, da alle Messwerte um den gleichen mittleren Wert schwanken. Die auffallend große Streuung der einzelnen Daten ist mit der vergleichsweisen geringen Anzahl an Messpunkten zu begründen, welche dieser Auswertung zugrunde liegen. Zur Darstellung der gefitteten Kurve wird ein linearer Ansatz gewählt.

Einen Kennwert zur Beurteilung des Einflusses des Scherschneidens auf das kantennahe Gefüge stellt das Aufhärteverhältnis dar. Dieses kann für jeden untersuchten Vordehnungszustand anhand des Quotienten aus der maximalen Härte an der Kante und der Werkstoffgrundhärte berechnet werden (siehe Gleichung 8.4).

$$\text{Aufhärteverhältnis} = \frac{\text{max. Härte an der Kante}}{\text{Werkstoffgrundhärte}} \quad \text{Gleichung 8.4}$$

Der Zusammenhang zwischen einer Vorumformung und dem Aufhärteverhältnis ist in Abbildung 8.19 auf der linken Seite gezeigt. Dabei liegt bei der nicht-vorumgeformten Probe mit 1,62 das größte Aufhärteverhältnis vor. Eine zunehmende Vergleichsvordehnung reduziert das Aufhärteverhältnis, wobei das geringste Aufhärteverhältnis mit 1,18 bei der am stärksten biaxial vorumgeformten Probe mit der größten Vergleichsvorumformung ermittelt wird. Der resultierende Verlauf des Aufhärteverhältnisses über die Vorumformung kann als regressiv abnehmend charakterisiert werden (Ansatz des Fittings: $f(x) = ax^b$).

Eine Korrelation zwischen dem Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} und dem Aufhärteverhältnis ist in Abbildung 8.19 auf der rechten Seite gegeben. Jeder Punkt stellt dabei einen der 14 untersuchten Vordehnungszustände dar. Der Kantenrissempfindlichkeitsfaktor für die auf den drei Dehnpfaden uniaxial, plane strain und biaxial angesiedelten Dehnungszustände wird aus den in Kapitel 8.2.3 bestimmten formelmäßigen Zusammenhängen ermittelt (vgl. Abbildung 8.10). Sofern die Vorumformung zwischen den drei definierten Dehnpfaden liegt, wird der Kantenrissempfindlichkeitsfaktor mittels einer linearen Interpolation zwischen Stützwerten auf den benachbarten Dehnpfaden mit dem gleichen Vergleichsumformgrad nach von Mises berechnet. Davon betroffene Punkte sind im Diagramm in roter Farbe markiert. Der resultierende Zusammenhang zwischen diesen beiden Kenngrößen zeigt, dass der Kantenrissempfindlichkeitsfaktor mit zunehmendem Aufhärteverhältnis leicht regressiv abnimmt und folglich die Kantenrissempfindlichkeit ansteigt.

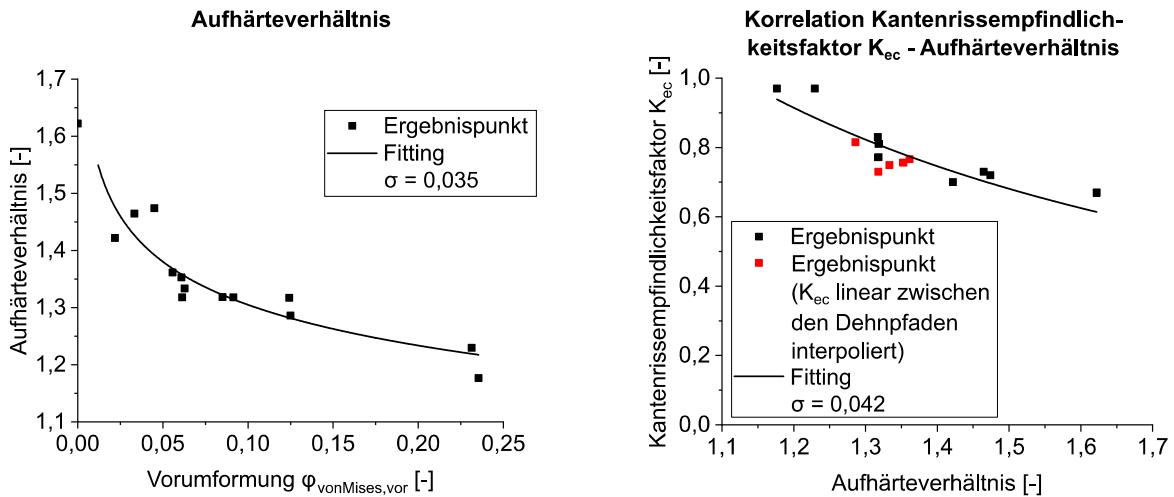


Abbildung 8.19: Korrelation zwischen Aufhärteverhältnis und Vergleichsvorumformung (links) und Korrelation zwischen der Kantenissemfindlichkeit und dem Aufhärteverhältnis (rechts) für den Werkstoff HCT780X+Z und der Strategie „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“

8.3.2 Gefügeuntersuchungen und Schädigung

Um Zusammenhänge zwischen der reduzierten Kantenissemfindlichkeit nach Vorumformung und den Werkstoffeigenschaften zu untersuchen, wird die Gefügestruktur der Dualphasenwerkstoffe anhand von geätzten Schliffbildern analysiert. Abbildung 8.20 zeigt die Kornstruktur der drei untersuchten Werkstoffe im Ausgangszustand ohne Vorumformung (Abbildung 8.20, obere Reihe) sowie nach einer vergleichsweise starken biaxialen Vordehnung (Abbildung 8.20, untere Reihe). Bei Letzteren ist der entsprechende Vergleichsumformgrad nach von Mises bei jeder Probe genannt. Die Mikroskopaufnahmen werden mit 500-facher Vergrößerung und mit ausreichendem Abstand zur schergeschnittenen Kante aufgenommen, sodass im betrachteten Ausschnitt kein Einfluss des Scherschneidens auf das Gefüge auftritt.

Ein Vergleich zwischen den Schliffbildern der verschiedenen Werkstoffe ergibt ein zunehmend feineres Korngefüge mit steigender Werkstofffestigkeit. Wesentliche Unterschiede zwischen den nicht-vorumgeformten und den biaxial vorgedehnten Gefügestrukturen können optisch jedoch nicht festgestellt werden.



Abbildung 8.20: Einfluss einer Vorumformung auf das Werkstoffgrundgefüge

Mikroskopaufnahmen zeigen einen Einfluss des Scherschneidens auf das kantennahe Gefüge (siehe Abbildung 8.21). Dabei wird die zeilenförmig in Walzrichtung vorliegende Textur im Bereich der Scherzone in Schneidrichtung deformiert. Wesentliche Unterschiede zwischen den nicht-vorumgeformten und den vorgedehnten Konfigurationen sind jedoch nicht erkennbar.

Eine Betrachtung des Gefüges im vordersten Bereich direkt an der Schnittfläche mit 500-facher Vergrößerung macht eine Vielzahl an Defekten sichtbar (siehe Detailaufnahmen in Abbildung 8.21). Diese sind hauptsächlich im Bereich der Bruchfläche zu lokalisieren und umfassen sowohl trans- als auch interkristalline Risse. Die Zone mit Mikrorissen erstreckt sich von der Oberfläche der Schnittfläche bis zu einer Tiefe von ca. 100 Mikrometern in den Werkstoff hinein. Teilweise bilden Martensitzeilen oder Titan-Carbonnitrid-Partikel (im geätzten Schliff orange dargestellt) mögliche Rissausgangsorte. Eine Auswahl an optisch detektierten Schädigungen des Werkstoffgefüges ist in Abbildung 8.21 präsentiert. Hierbei sind bei allen Blechwerkstoffen sowohl ohne als auch mit Vorumformung Defekte erkennbar. Die bei der Probenherstellung gewählte Scherschneidstrategie ist „10 % Schneidspalt, verschlissen, offener Schnitt“.

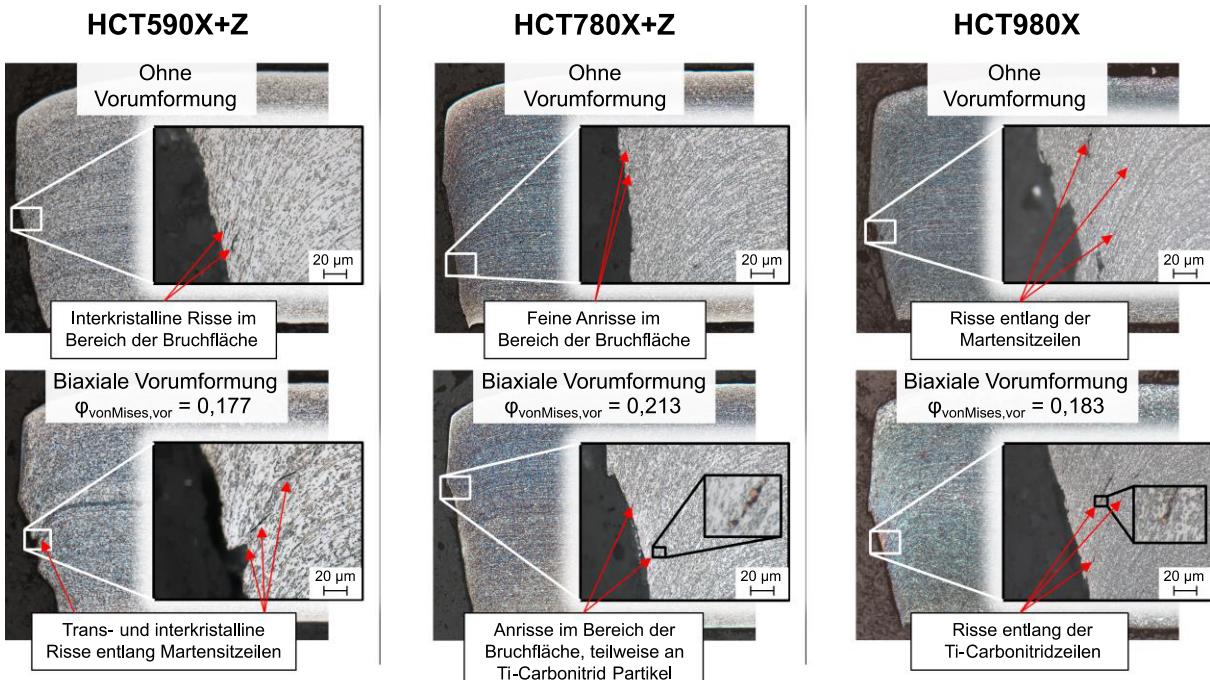


Abbildung 8.21: Werkstoffschädigung im Bereich der Schnittkante bei Proben mit und ohne Vorumformung

Die Schädigungen werden im Bereich der Schnittfläche anhand jeweils eines Schliffes manuell gezählt, um zu überprüfen, inwieweit ein Zusammenhang zwischen der Kantenrissempfindlichkeit und der Anzahl an Defekten hergestellt werden kann. Hierzu wird die größtmögliche Vergrößerung verwendet (500-fach). Die untersuchten Proben umfassen Schliffe der beiden Werkstoffe HCT590X+Z und HCT780X+Z mit verschiedenen uniaxialen, plane strain und biaxialen Vordehnungszuständen unter Verwendung der Strategie „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“. Eine systematische Auswertung mit dem Werkstoff HCT980X ist nicht möglich, da durch die sehr feine Kornstruktur Defekte oftmals nahezu nicht erkennbar sind. Die Ergebnisse der Untersuchung sind in Abbildung 8.22 präsentiert. Die Säulen sind für jeden Werkstoff nach steigenden Vergleichsvorumformungen angeordnet. Tendenziell kann für den HCT780X+Z bei allen Vordehnungszuständen eine größere Anzahl an Schädigungen detektiert werden, verglichen mit dem HCT590X+Z. Ein Zusammenhang zwischen dem Betrag der Vergleichsvorumformung und der Anzahl an Defekten ist anhand der durchgeführten Untersuchungen jedoch für keinen Werkstoff feststellbar. Folglich kann anhand der vorliegenden Daten keine Korrelation zwischen der Kantenrissempfindlichkeit und der Anzahl an Schädigungen hergestellt werden.

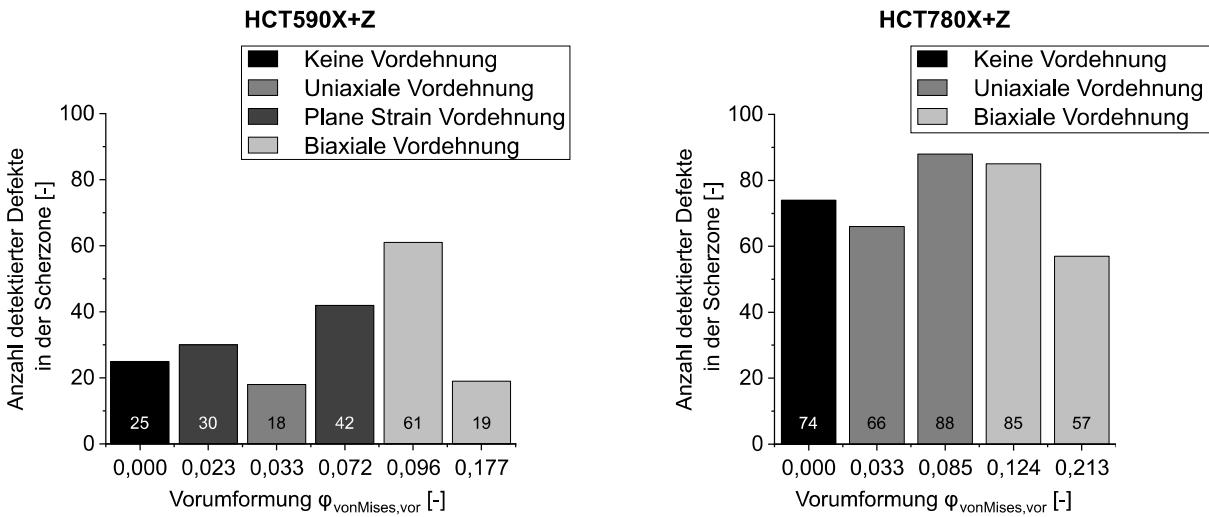


Abbildung 8.22: Quantitativer Vergleich der Anzahl optisch detektierbarer Defekte in der kantennahen Mikrostruktur bei Proben mit verschiedenen Vorumformungszuständen mit der Strategie „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“

8.3.3 Nanohärtemessungen in den einzelnen Gefügephasen

Um die Auswirkungen von Umform- und Scherschneidprozessen auf die einzelnen Gefügekomponenten Ferrit und Martensit zu untersuchen, werden Nanohärtemessungen innerhalb der jeweiligen Phasen vorgenommen. Für die Analyse eignen sich aufgrund der bei HCT980X zu feinen Korngrößen nur die Werkstoffe HCT590X+Z und HCT780X+Z.

Abbildung 8.23 stellt die durchschnittliche Härte im Ferrit und im Martensit für den Werkstoff HCT780X+Z unter Verwendung der Schneidstrategie „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“ dar. Dazu wird sowohl der nicht-vorumgeformte Ausgangszustand als auch ein stark biaxial vorgedehnter Zustand mit einer Vergleichsvorumformung nach von Mises von $\varphi_{\text{vonMises},\text{vor}} = 0,213$ geprüft. Zudem wird zwischen den Messpositionen in der Probenmitte abseits der Schnittfläche und im unmittelbaren Nahbereich der schergeschnittenen Kante unterschieden. An ersterer wird das Gefüge nicht durch den Schneidprozess beeinflusst und repräsentiert somit die Eigenschaften des Grundwerkstoffes. Für die kantennahe Prüfstelle wird der Übergangsbereich zwischen Glattschnitt und Bruchfläche gewählt, da an dieser Position oftmals die größte Aufhärtung zu erwarten ist (vgl. Kapitel 8.3.1). Der Ort des analysierten Bereichs liegt dabei in einer Messtiefe von etwa 45 μm – 80 μm hinter der Glattschnittfläche (vgl. Abbildung 7.8).

Der nicht-vorumgeformte Grundwerkstoff weist Härten von durchschnittlich 2,9 GPa im Ferrit und 7,2 GPa im Martensit auf. Eine biaxiale Vorumformung erhöht die Härte im Ferrit geringfügig auf 3,5 GPa, während die Härte des Martensits auf 6,1 GPa abnimmt. Der Scherschneidprozess steigert beim nicht-vorumgeformten HCT780X+Z die Härte des Ferrits auf 4,4 GPa an der kantennahen Prüfstelle, während sich die Härte des Martensits auf 5,2 GPa reduziert. Dementgegen zeigt das Scherschneiden beim biaxial vorgedehnten Werkstoff nur geringfügige Auswirkungen auf die Härten der Phasenbestandteile. Der Ferrit härtet leicht von initial 3,5 GPa auf 3,8 GPa an der Kante auf. Der Martensit zeigt sowohl im Grundwerkstoff, als auch an der schergeschnittenen Kante die gleiche mittlere Härte von 6,1 GPa.

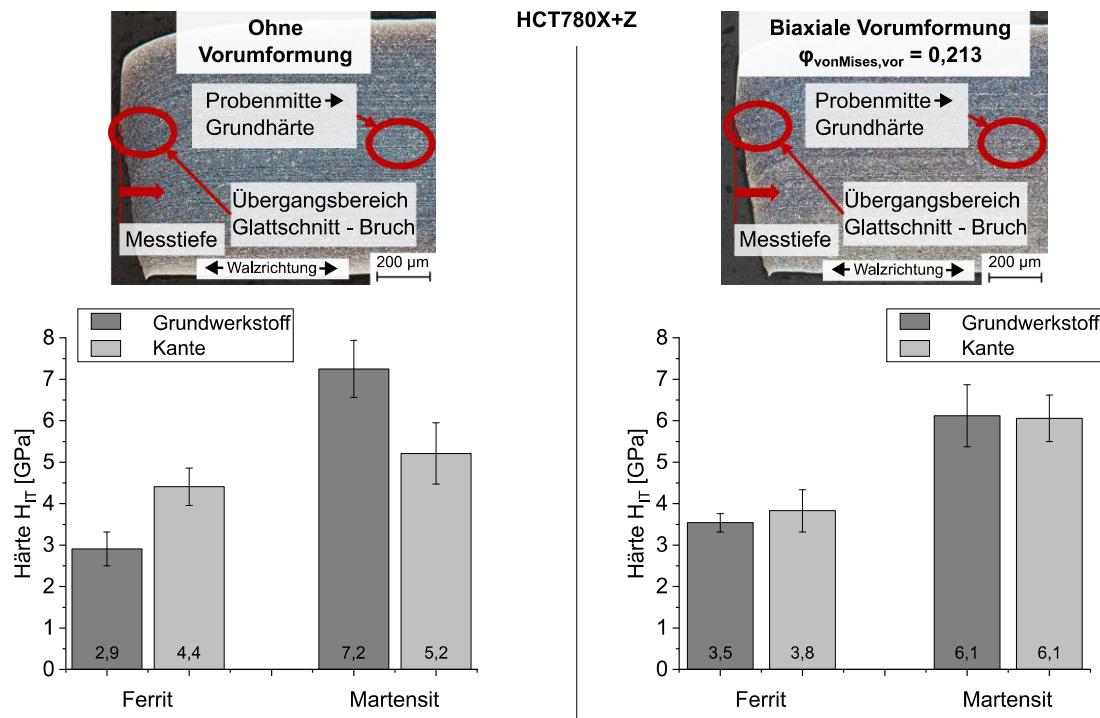


Abbildung 8.23: Einfluss einer Vorumformung auf die Härte des Ferrits und des Martensits im Grundwerkstoff sowie nahe der Schnittkante für den HCT780X+Z mit der Strategie „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“

Weitere Untersuchungen werden anhand des Werkstoffs HCT590X+Z durchgeführt, wobei analog zu Abbildung 8.23 die Härte im Ferrit und im Martensit im Grundwerkstoff in der Probenmitte ermittelt wird. Das nicht-vorumgeformte Grundgefüge weist Härten von durchschnittlich 2,2 GPa im Ferrit und 4,4 GPa im Martensit auf. Damit liegen diese unterhalb der des höherfesten Werkstoffs HCT780X+Z. Eine biaxiale Vorumformung von $\Phi_{\text{vonMises},\text{vor}} = 0,177$ erhöht die Härte des Ferrits um 50 % auf durchschnittlich 3,3 GPa, während

die Härte des Martensits nur minimal auf 4,6 GPa zunimmt. Somit unterscheidet sich das Verhalten des vorgedehnten Grundwerkstoffs beim HCT590X+Z von dem des HCT780X+Z, bei welchem eine merkliche Abnahme der Härte des Martensits nach einer Vorumformung zu verzeichnen ist.

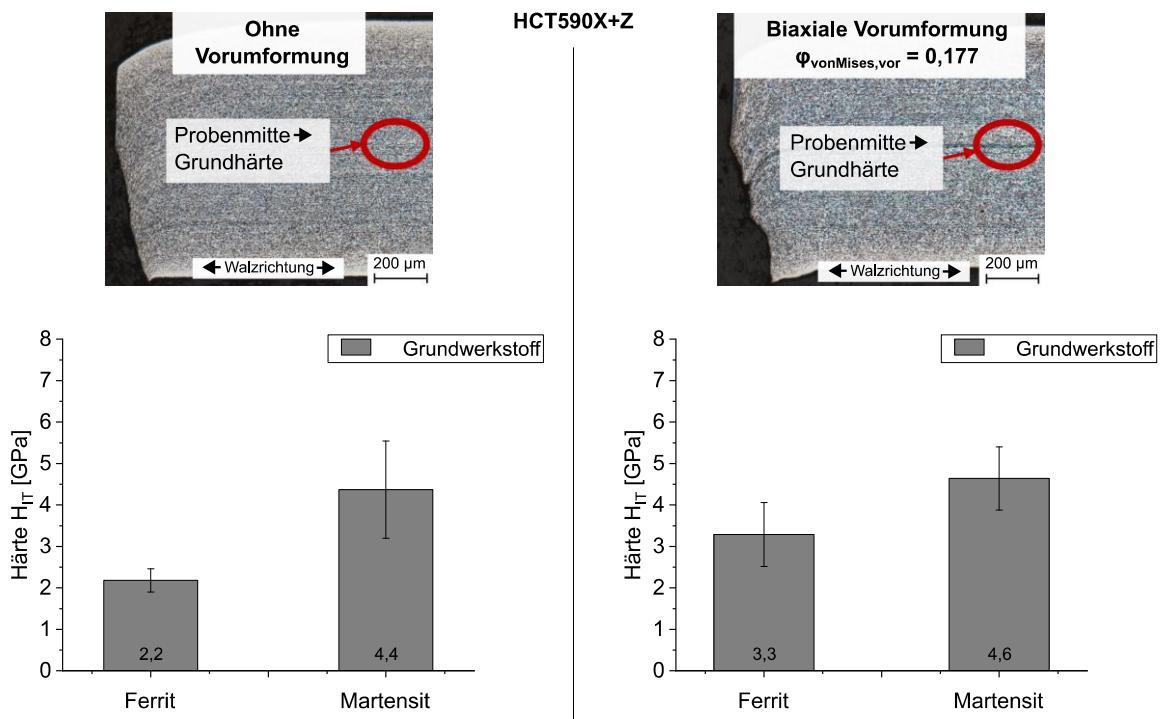


Abbildung 8.24: Einfluss einer Vorumformung auf die Härte des Ferrits und des Martensits im Grundwerkstoff für HCT590X+Z

9 Diskussion der Versuchsergebnisse

9.1 Einfluss der Schneidstrategie auf die Kantenrissempfindlichkeit

Die Voruntersuchungen in Kapitel 7.6.2 mit mehreren, nicht-vorumgeformten Dualphasenwerkstoffen und vier verschiedenen Schneidstrategien machen deutlich, dass neben dem Blechwerkstoff auch die gewählten Scherschneidparameter einen wesentlichen Einfluss auf die Kantenrissempfindlichkeit nehmen. So können Proben aus dem gleichen Werkstoff bei einer günstig gewählten Strategie (z.B. „15 % Schneidspalt, scharfkantig, offener Schnitt“) keinerlei Kantenrissempfindlichkeit aufweisen, während eine weniger geeignete Strategie (z.B. „10 % Schneidspalt, verschlossen, geschlossener Schnitt“) das Restumformvermögen teils halbieren kann (vgl. HCT980X in Tabelle 7.1). Demzufolge muss neben der Auswahl geeigneter Werkstoffe auch ein Augenmerk auf die vorherrschenden Schneidparameter im Werkzeug gelegt werden. Diese umfassen unter anderem den Schneidspalt, den Verschleißzustand der Aktivelemente sowie die Art der Schnittlinie. Dabei ist zu beachten, dass insbesondere der Verschleißzustand der Aktivelemente während der Produktionsdauer veränderlich sein kann, was zu einer Zunahme der Kantenrissempfindlichkeit führen kann. Des Weiteren kann der tatsächliche Schneidspalt vom angestrebten Zustand abweichen, wenn Verschiebungen im Werkzeug auftreten. Diese können beispielsweise durch Querkräfte in Kombination mit einem unzureichend steifen Werkzeug hervorgerufen werden (Kopp, 2017).

9.2 Einfluss einer Vorumformung auf die Kantenrissempfindlichkeit

Aus den in Kapitel 8.2 ermittelten Resultaten ergeben sich folgende Erkenntnisse zum Einfluss einer vorausgegangenen Blechumformung auf die Kantenrissempfindlichkeit:

- Sofern eine Werkstoff-Schneidparameter-Kombination ohne Vorumformung keinerlei Kantenrisssensitivität aufweist (Kantenrissempfindlichkeitsfaktor $K_{ec} \approx 1,0$), bleiben vorgedehnte und mit den gleichen Parametern schergeschnittene Kanten ebenfalls kantenrisunempfindlich.
- Wenn die Werkstoff-Schneidparameter-Kombination ohne Vorumformung kantenrisssensitiv ist, reduziert sich die Kantenrissempfindlichkeit mit zunehmender Vorumformung. Der Grad der Reduzierung ist dabei vom verwendeten Blechwerkstoff, der Art der Vorumformung sowie dem initialen Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} abhängig.

- Je größer die initiale Kantenrissempfindlichkeit ist, umso stärker wird diese durch eine Vorumformung verringert. Dies äußert sich durch unterschiedliche Geradensteigungen des Kantenrissempfindlichkeitsfaktors, wenn dieser über die Vergleichsvorumformung nach von Mises aufgetragen wird (vgl. Abbildung 8.12).
- Es kann festgestellt werden, dass die Vergleichsvorumformung nach von Mises, bei welcher sich die Kantenrissempfindlichkeit halbiert, bei uniaxialer und biaxialer Vordehnung innerhalb eines Werkstoffs weitgehend kongruent ist. Dieser Kennwert wird als Halbwertsdehnung HWD definiert. Die teilweise sehr unterschiedlichen initialen Kantenrissempfindlichkeitsfaktoren, welche von der gewählten Schneidstrategie abhängig sind, sind für die Halbwertsdehnung nicht relevant. Somit kann gefolgt werden, dass die Halbwertsdehnung bei uniaxialen und biaxialen Vordehnungen HWD (UNI/BI) einen Werkstoffkennwert darstellt.
- Bei uniaxialen und biaxialen Vordehnungen nimmt die Kantenrissempfindlichkeit stärker ab als bei plane strain Vorumformungen, wenn alle Vordehnungsarten anhand des Vergleichsumformgrads nach von Mises gegenübergestellt werden (vgl. Abbildung 8.12).
- Die Orientierungen der Umformungsrichtungen zur Walzrichtung zeigen keinen Einfluss auf die Ausprägung des vordehnungsabhängigen Kantenrissempfindlichkeitsfaktors. So nimmt die Kantenrissempfindlichkeit für alle drei untersuchten Fälle in gleichem Maße ab (vgl. Abbildung 8.16):
 - 90° Vorumformung – 90° Nachumformung
 - 0° Vorumformung – 0° Nachumformung
 - 0° Vorumformung – 90° Nachumformung

Es ergibt sich die Fragestellung, wie die Resultate dieser Arbeit in die bisherigen, oftmals widersprüchlichen Aussagen aus der Literatur einzuordnen sind. Die scheinbaren Widersprüche zwischen den verschiedenen Standpunkten aus der Literatur (vgl. Kapitel 2.4) können jedoch im Kontext der Ergebnisse aus dieser Arbeit aufgelöst werden:

- *Iizuka et al. (2019) stellen fest, dass eine Vorumformung keinen Einfluss auf die Kantenrissempfindlichkeit hat, da das Restumformvermögen vorgedehnter, schergeschnittener Kanten um den entsprechenden Betrag der äquivalenten Vordehnung reduziert wird.*

Ähnliche Beobachtungen wie von Iizuka et al. (2019) können auch im Rahmen dieser Untersuchungen gemacht werden, sofern die Werkstoff-Schneidparameter-

Kombination bereits initial ohne Vorumformung keine Kantenrissempfindlichkeit aufweist. In diesem Fall verhalten sich die halbseitig schergeschnittenen Kantenrisszugproben analog zu den beidseitig gefrästen Referenzproben. Dabei wird das Restformänderungsvermögen der Proben um den entsprechenden Betrag der Vorumformung reduziert. Dies äußert sich beispielsweise in Abbildung 8.3 durch die nahezu deckungsgleichen Ausgleichsgeraden der schergeschnittenen Proben und der gefrästen Referenzproben. In der Arbeit von Iizuka et al (2019) werden nur Ergebnisse mit schergeschnittenen Proben präsentiert. Referenzversuche mit Probenkanten, welche mit Hilfe eines schädigungsfreien Fertigungsverfahren wie Erodieren hergestellt werden, sind nicht erfolgt. Somit kann nicht beurteilt werden, inwieweit die von Iizuka et al. (2019) gewählte Werkstoff-Schneidparameter-Kombination überhaupt als kantenrissensensitiv einzustufen ist. Beobachtungen der Autoren, wonach das Materialversagen bei Verwendung eines zylindrischen Lochaufweitungsstempels abseits der schergeschnittenen Kante im Werkstoff beginnt, lassen jedoch eine Kantenrissunempfindlichkeit der untersuchten Parameterkombination vermuten. Zudem ist anhand des verwendeten relativen Schneidspalts von 15 % ein Rückschluss auf eine geringe Kantenrissempfindlichkeit durchaus plausibel, da Schneidspalte in dieser Größenordnung häufig eine geringere Kantenrissempfindlichkeit zur Folge haben (Feistle et al, 2019), (Frometa et al., 2019).

- *Chiriac et al. (2012) erkennen keinen Einfluss einer Vorumformung auf das Restformänderungsvermögen vorgedehnter, schergeschnittener Kanten, da dieses bei den vorumgeformten Proben gleich groß wie bei den nicht-vorumgeformten Proben ist.*

Auch im Rahmen dieser Arbeit können zum Teil Effekte festgestellt werden, die mit denen von Chiriac et al. (2012) vergleichbar sind. Ein solches Verhalten kann vorliegen, wenn die gewählte Werkstoff-Schneidparameter-Kombination initial sehr kantenrissempfindlich ist und der Werkstoff zudem schon bei vergleichsweise geringen Umformgraden seine Kantenrissensensitivität halbiert. Dies äußert sich durch einen niedrigen initialen Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} und eine geringe Halbwertsdehnung HWD. Eine Folge daraus kann ein nahezu horizontaler Verlauf des Restformänderungsvermögens der schergeschnittenen EFTT-Proben bei zunehmender Vorumformung sein. Dies ist beispielsweise beim Werkstoff HCT590X+Z in Kombination mit den Schneidstrategien „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“ oder „10 % Schneidspalt, verschlossen, geschlossener Schnitt“ der Fall. Hier nimmt das Restformänderungsvermögen der Kante auch mit steigender Vordehnung nur unwesentlich ab, bis sich die Trendlinien der schergeschnittenen Proben und der

gefrästen Referenzproben schneiden (vgl. Abbildung 8.4). Wenn für diesen Fall der Kantenrissempfindlichkeitsfaktor in Abhängigkeit der Vordehnung ermittelt wird, äußert sich dies in einer deutlichen Zunahme des Kantenrissempfindlichkeitsfaktors K_{ec} bei steigenden Vorumformungen (vgl. Abbildung 8.9). Folglich nimmt die Kantenrissempfindlichkeit ab.

- *Larour et al. (2016) vermuten eine zunehmende Kantenrissempfindlichkeit mit Vorumformung, was auf eine Häufung von Kantenrissen in bereits vorumgeformten und anschließend schergeschnittenen Bereichen des Musterbauteils zurückgeführt wird.*

Eine zunehmende Kantenrissempfindlichkeit nach Vorumformung kann anhand der Ergebnisse dieser Arbeit nicht abgeleitet werden. Es ist jedoch zu berücksichtigen, dass schergeschnittene Kanten in bereits vorumgeformten Bereichen in der Regel geringere Restformänderungsvermögen vorweisen als in nicht-vorumgeformten Werkstoff (vgl. z. B. Abbildung 8.5 oder Abbildung 8.6). Dies kann eine Erklärung für das vermehrte Auftreten von Kantenrissen an bereits vorumgeformten, schergeschnittenen Kanten in der Studie von Larour et al. (2016) darstellen. Da das resultierende Restformänderungsvermögen einerseits durch die Vorumformung und andererseits durch den Scherschneidprozess beeinflusst wird, muss zwischen beiden Effekten differenziert werden. Diese Trennung findet in der Veröffentlichung von Larour et al. (2016) nicht statt, worauf die Autoren explizit hinweisen und dahingehend weiteren Forschungsbedarf ausmachen.

- *Gläsner et al. (2015) vermuten eine reduzierte Kantenrissempfindlichkeit mit Vorumformung, da sich der Einsatz einer initialen, ohne Vorumformung ermittelten Kantenrissempfindlichkeit bei vorgedehntem Werkstoff in der Simulation als zu konservativ erweist.*

Die Ergebnisse dieser Arbeit bestätigen die Hypothese von Gläsner et al. (2015), wonach eine Vordehnung die Kantenrissempfindlichkeit reduziert. Wenn bereits in der Simulation ein vordehnungsabhängiger Kantenrissempfindlichkeitsfaktor verwendet wird, können die Prozessgrenzen erweitert und das volle Umformpotential des Werkstoffs an den Kanten ausgeschöpft werden. Veröffentlichungen im Rahmen dieser Studie von Kindsmüller et al. (2022) zeigen, dass bei der Verwendung eines vordehnungsabhängigen Kantenrissempfindlichkeitsfaktors in der FEM-Simulation größere Umformgrade an vorumgeformten Bauteilkanten vorhergesagt werden, als bei Verwendung eines fixen, ohne Vordehnung ermittelten Kantenriss-

empfindlichkeitsfaktors. Diese Ergebnisse wurden zudem durch Kragenziehversuche mit vorgedehntem Werkstoff validiert. (Kindsmüller et al., 2022)

Folglich decken die Veröffentlichungen von Iizuka et al. (2019), Chiriac et al. (2012) und Gläsner et al. (2015) jeweils einen Teilbereich des realen Verhaltens der Kantenrissempfindlichkeit nach Vorumformung ab. Die Aussagen sind somit nicht per se widersprüchlich, sondern beschreiben lediglich verschiedene Aspekte des Ganzen. Diese können innerhalb gewisser Rahmenbedingungen Gültigkeit besitzen.

Zudem müssen die Effekte der Vorumformung und des Scherschneidens stets differenziert betrachtet werden, um vom beobachteten Restformänderungsvermögen einer Kante Rückschlüsse auf die Kantenrissempfindlichkeit ziehen zu können. Während das Umformpotential des Werkstoffs durch eine Vorumformung stets reduziert wird (vgl. z. B. den Verlauf der schwarz dargestellten Referenzgeraden in Abbildung 8.3), kann eine aufgrund der Vordehnung reduzierte Kantenrissempfindlichkeit zu einer Verbesserung des Umformvermögens von vorumgeformten, schergeschnittenen Kanten beitragen. Da beide Effekte gegensätzliche Wirkungen hervorrufen, können Aussagen zu einer vermeintlich von der Vordehnung unabhängigen Kantenrissempfindlichkeit (Chiriac et al., 2012) oder einer erhöhten Kantenrissempfindlichkeit (Larour et al., 2016) die Folge sein.

Parallel zu dieser Arbeit wurden vom Autor Ergebnisse für vorgedehnte *Edge-Fracture-Tensile-Test*-Proben mit einem weiteren HCT780X Dualphasenstahl veröffentlicht. Hierbei wurde der Einfluss einer Vorumformung auf die Kantenrissempfindlichkeit für wenige Vordehnungszustände punktuell untersucht. Die im Rahmen dieser Versuchsreihe festgestellte abnehmende Kantenrissempfindlichkeit bei Vorumformung deckt sich ebenfalls mit den Erkenntnissen dieser Arbeit. (Feistle et al, 2022b)

9.3 Ursachen für die reduzierte Kantenrissempfindlichkeit nach Vorumformung

Mikrohärtemessungen stellen einen regressiven Zusammenhang zwischen dem Aufhärteverhältnis an der schergeschnittenen Kante und dem Kantenrissempfindlichkeitsfaktor her (vgl. Abbildung 8.19). Der Grund für das reduzierte Aufhärteverhältnis nach Vorumformung ist in der nahezu konstant bleibenden maximalen Härte an der Schnittkante und der gleichzeitig steigenden Werkstoffgrundhärte aufgrund der Vordehnung zu finden (vgl. Abbildung 8.18). Daraus resultiert mit zunehmender Vorumformung eine Abnahme des Härtegradienten an der schergeschnittenen Kante.

Wie im Stand der Literatur in Kapitel 2.3.3.2 vorgestellt, wird die Aufhärtung an der Kante vielfach als wesentlicher Einflussfaktor auf die Kantenrissempfindlichkeit einer Werkstoff-Schneidparameter-Kombination angesehen. So stellen beispielsweise Gu et al. (2020) einen Zusammenhang zwischen einem abnehmenden Härtegradienten an der Kante und einer reduzierten Kantenrissempfindlichkeit her. Die Ergebnisse decken sich mit den Erkenntnissen aus dieser Arbeit und stellen folglich eine Erklärung für die reduzierte Kantenrissempfindlichkeit nach Vorumformung dar.

Ein weiterer werkstoffseitiger Faktor für eine verringerte Kantenrissempfindlichkeit kann in einer reduzierten Härtedifferenz zwischen ferritischen und martensitischen Gefügeanteilen ausgemacht werden (vgl. Kapitel 2.3.3.1). Die mittels Nanoindentation ermittelten Ergebnisse in den Abbildung 8.23 und Abbildung 8.24 zeigen, dass ein vorausgegangener Umformprozess ebenfalls zu einer Abnahme der Härteunterschiede zwischen Ferrit und Martensit im Grundwerkstoff beiträgt.

So kann mit Vorumformung sowohl beim HCT590X+Z als auch beim HCT780X+Z eine Zunahme der Ferrithärte gemessen werden. Dies wird unter anderem auf die Kaltverfestigung zurückgeführt, da die ferritischen Anteile bei Dualphasenstählen die duktile Phase darstellen, welche einen Großteil der Umformung aufnimmt (Fonstein, 2017).

Während beim HCT590X+Z keine wesentlichen Änderungen der Martensithärte aufgrund einer Vorumformung festgestellt werden können, ist beim HCT780X+Z eine abnehmende Härte ersichtlich. Untersuchungen anderer Autoren können einen Zusammenhang zwischen der Indentierungshärte und dem Eigenspannungszustand im Gefüge feststellen. So tragen Zugeigenspannungen im Werkstoff zu einer Abnahme der Indentierungshärte bei, wohingegen Druckeigenspannungen eine Zunahme der Härte zur Folge haben (Frankel et al., 1993), (Huber und Heerens, 2008). Folglich lässt die Abnahme der Nanohärte des Martensits darauf schließen, dass die Blechvorumformung beim HCT780X+Z den Eigenspannungszustand im Martensit in Richtung Zugeigenspannungen verschiebt. Diese Erkenntnis deckt sich mit Veröffentlichungen weiterer Autoren (Vitzthum et al., 2022), (Papula et al., 2014).

Auch das Scherschneiden hat beim nicht-vorumgeformten Werkstoff einen erkennbaren Einfluss auf die Härte der beiden wesentlichen Phasenbestandteile. Dies wird durch einen Vergleich zwischen den Messpositionen im Grundwerkstoff und im Nahbereich der schergeschnittenen Kante für den Werkstoff HCT780X+Z deutlich (Abbildung 8.23, linke Seite). So nimmt die Härte des Ferrits im Bereich der Scherzone zu, während die Härte des Martensits abnimmt. Der Trend ist folglich mit dem Effekt aufgrund einer Vorumformung vergleichbar. Jedoch ist die Ausprägung im Gegensatz zur biaxialen Vorumformung

($\phi_{\text{vonMises,vor}} = 0,213$) noch signifikanter. Während der Ferrit bei der biaxialen Vorumformung von 2,9 GPa auf 3,5 GPa aufhärtet, erhöht sich die Härte aufgrund des Scherschneidens auf 4,4 GPa. Gleichzeitig hat die Vorumformung eine Reduzierung der Martensithärte von 7,2 GPa auf 6,1 GPa zur Folge, während die Härte durch das Scherschneiden auf 5,2 GPa abnimmt. Dies wird auf die wesentlich größeren Umformgrade in der Scherzone beim Scherschneiden zurückgeführt, wobei Vergleichsumformgrade jenseits von 1 durchaus möglich sind (Hartmann et al., 2021).

Wenn der bereits vorumgeformte Werkstoff schergeschnitten wird, zeigen sich im Gegensatz dazu nur sehr geringe Auswirkungen auf die Härte der Gefügebestandteile. So erhöht sich die Härte des Ferrits leicht von 3,5 GPa auf 3,8 GPa, während die Härte des Martensits konstant bei 6,1 GPa verharrt (Abbildung 8.23, rechte Seite). Folglich wird das bereits vorgedehnte Werkstoffgefüge durch den Scherschneidvorgang in geringerem Maße beeinflusst, als das nicht-vorumgeformte Material.

Das Gefüge des HCT590X+Z zeichnet sich im Unterschied zum HCT780X+Z neben einem höheren Ferritanteil auch durch deutlich größere Ferritkörner aus (vgl. Kapitel 4). Dadurch weist die den Martensit umgebende Ferritmatrix eine geringere Steifigkeit auf, verglichen mit dem HCT780X+Z. Es ist anzunehmen, dass sich somit bereits beim Herstellungsprozess des Dualphasenstahls nur niedrigere Eigenspannungsdifferenzen zwischen Ferrit und Martensit ausbilden können. Eine Blechumformung beeinflusst folglich den Eigenspannungszustand des Martensits beim HCT590X+Z in geringerem Maße als beim HCT780X+Z (Abbildung 8.23) oder beim von Vitzthum et al. (2022) untersuchten CR590Y980T (DP1000). Dies äußert sich in Abbildung 8.24 in einer nahezu gleichbleibenden Indentationshärte des Martensits auch nach Vordehnung.

Zusammengefasst wird als Ursache für die reduzierte Kantenrissempfindlichkeit nach Vorumformung eine Kombination aus einer geringeren Härtedifferenz zwischen den Phasenanteilen im Werkstoff und einem niedrigeren Härtegradienten an der schergeschnittenen Kante nach vorausgegangener Umformung angesehen. Ein Zusammenhang zwischen der Anzahl an Defekten in der Scherzone und der Kantenrissempfindlichkeit kann nicht hergestellt werden.

Des Weiteren ist anzunehmen, dass auch die Eigenspannungen im Werkstoff die Kantenrissempfindlichkeit beeinflussen. Die Untersuchungen haben gezeigt, dass eine Zugumformung des Bleches den Eigenspannungszustand im Martensit in Richtung Zugeigenspannungen verschiebt. Daraus ergeben sich homogenerne Gefügeeigenschaften zwischen der ferritischen und der martensitischen Phase, was sich auch in geringeren

Härtedifferenzen äußert. Eine reduzierte Kantenrissempfindlichkeit ist die Folge. Die Weiterentwicklung dieser Annahme führt zu der Hypothese, dass eine Druckumformung, welche auf die Zugumformung folgt, bei Dualphasenstählen in einen erneuten Anstieg der Kantenrissempfindlichkeit resultiert. Der Grund hierfür ist, dass der durch die Zugumformung modifizierte Eigenspannungszustand im Gefüge – zumindest teilweise – wieder rückgängig gemacht wird. Infolgedessen ergibt sich wieder ein Werkstoffgefüge mit inhomogener Eigenschaftsverteilung, welches eine höhere Anfälligkeit für Kantenrisse aufweist.

10 Empirische Modellbildung zur Vorhersage der Kantenrissempfindlichkeit nach Vorumformung mit beliebigen Blechwerkstoffen und Scherschneidstrategien

Die in den Kapiteln 8 und 9 gewonnenen Erkenntnisse ermöglichen die Erstellung einer phänomenologischen Methodik, um den Vordehnungseinfluss auf die Kantenrissempfindlichkeit für beliebige Blechwerkstoffe und Scherschneidstrategien vorhersagen zu können. Dazu soll in diesem Kapitel ein empirisches Vorhersagemodell für den vordehnungsabhängigen Kantenrissempfindlichkeitsfaktor erarbeitet und getestet werden.

10.1 Ermittlung von Funktionsparametern für das Modell anhand der experimentellen Untersuchungen

Das Ziel ist, den Einfluss einer Vorumformung auf den Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} möglichst allgemein mit einem Modell zu beschreiben. Dies soll die Vorhersage der Umformbarkeit von schergeschnittenen Kanten ermöglichen, welche in einen bereits zuvor umgeformten Bereich des Blechs eingebracht werden. Eine Nutzung dieses Modells kann beispielsweise in Kombination mit einer FEM-Simulation erfolgen, um bereits vorab in der Konzeptionsphase die Bauteilherstellbarkeit abschätzen zu können.

Neben einer guten Vorhersagequalität werden folgende Anforderungen an das Modell gestellt:

- Gültigkeit für beliebige Vordehnungszustände im Bereich zwischen uniaxialer und biaxialer Umformung
- Übertragbarkeit auf weitere Dualphasenwerkstoffe möglich
- Möglichkeit zur Berücksichtigung von beliebigen Schneidstrategien mit varierten Scherschneidparametern wie Schneidspalt, Art der Schnittlinie oder Verschleißzustand der Aktivelemente
- Möglichst einfacher Aufbau des Modells mit nur wenigen experimentell zu ermittelnden Eingabeparametern für die Adaption an weitere Werkstoffe oder Scherschneidstrategien

Zur Modellbildung werden die Erkenntnisse aus Kapitel 8.2.3 herangezogen, insbesondere der Kennwert der Halbwertsdehnung HWD. Dieser beschreibt den Vergleichsumformgrad nach von Mises der Vorumformung, bei welchem sich die Kantenrissempfindlichkeit halbiert (vgl. Abbildung 8.13 und Abbildung 8.14). Hierbei konnte gezeigt werden, dass die Halbwertsdehnung bei uniaxialer und biaxialer Vorumformung einen Materialkennwert

darstellt und somit unabhängig von den gewählten Scherschneidparametern und dem daraus resultierenden initialen Kantenrissempfindlichkeitsfaktor ist. Die Halbwertsdehnung bei plane strain Vordehnungen liegt in der Regel über der Halbwertsdehnung für uniaxiale / biaxiale Vorumformungen. Um dies im Modell zu berücksichtigen, wird der Korrekturfaktor K eingeführt. Dieser stellt das Verhältnis der plane strain Halbwertsdehnung HWD (PS) zur uniaxialen bzw. biaxialen Halbwertsdehnung HWD (UNI/BI) dar. Für letztere wird dabei der in Abbildung 8.14 für jeden Blechwerkstoff bestimmte Mittelwert herangezogen. Ein Überblick über die resultierenden Korrekturfaktoren K für alle neun untersuchten kantenrisssensitiven Werkstoff-Schneidparameter-Kombinationen ist in Abbildung 10.1 gegeben.

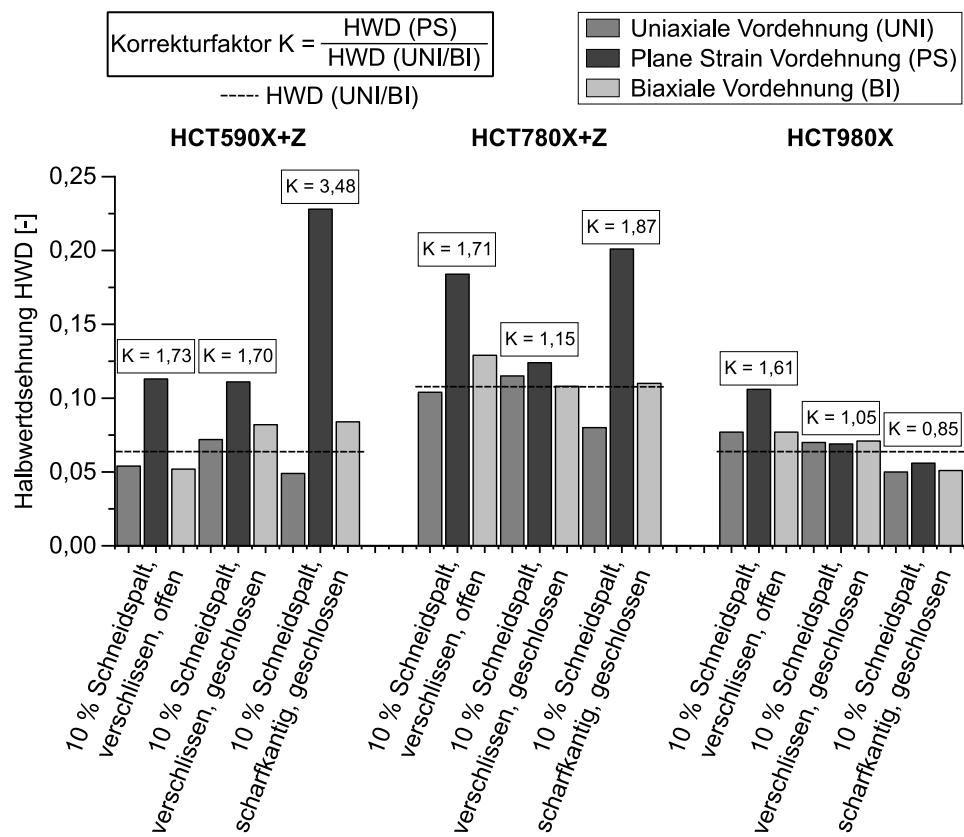


Abbildung 10.1: Empirische Ermittlung des Korrekturfaktors K zur Beschreibung des Verhaltens von plane strain Vordehnungen

Es ist ersichtlich, dass über alle Werkstoffe hinweg betrachtet eine Häufung der Korrekturfaktoren um den Median von $K = 1,70$ auftritt. Für den Ausreißer von $K = 3,48$ mit dem Werkstoff HCT590X+Z und der Strategie „10% Schneidspalt, scharfkantig, geschlossener Schnitt“ ist anzumerken, dass hier nur sehr wenige Versuchsergebnisse für schergeschnittene EFTT-Proben mit hohen plane strain Vordehnungen vorliegen (vgl. Abbildung 8.4). Folglich

ist die Steigung der resultierenden gefitteten Ausgleichsgerade vage, was sich wiederum auf die Berechnung des Korrekturfaktors K auswirkt.

Für die Beschreibung des Einflusses einer Vorumformung auf den Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} auf den drei definierten Dehnpfaden uniaxial, plane strain und biaxial sind somit nur drei Funktionsparameter als Eingabegröße notwendig. Diese können für beliebige Dualphasenwerkstoffe und Scherschneidstrategien ermittelt werden und bilden die Basis für die empirische Modellbildung:

- **Initialer Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec}** der entsprechenden Werkstoff-Schneidparameter-Kombination ohne Vorumformung
→ Kann durch *Edge-Fracture-Tensile-Tests* mit nicht vorgedehnten Proben ermittelt werden.
- **Halbwertsdehnung für uniaxiale und biaxiale Vordehnungen HWD (UNI/BI)**
→ Stellt einen Werkstoffkennwert dar und muss für den entsprechenden Werkstoff mit einer beliebigen Scherschneidstrategie untersucht werden. Dies kann beispielsweise erfolgen, indem der Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} für einen beliebigen uniaxialen Vorumformungszustand unter Berücksichtigung einer statistischen Absicherung durch mehrere Versuchswiederholungen ermittelt wird (vgl. Kapitel 7.3). Anhand einer linearen Inter- bzw. Extrapolation zwischen dem initialen Kantenrissempfindlichkeitsfaktor ohne Vorumformung (mit den gleichen Schneidparametern) und dem Kantenrissempfindlichkeitsfaktor für uniaxiale Vordehnung kann die Halbwertsdehnung HWD (UNI/BI) für den betreffenden Blechwerkstoff bestimmt werden.
- **Korrekturfaktor K** zur Berechnung der plane strain Halbwertsdehnung HWD (PS)
→ Die Verwendung des empirisch ermittelten Faktors von $K = 1,70$ wird empfohlen, welcher den Median aller untersuchten Kombinationen darstellt.

Da Versuche keinen Einfluss der Orientierung der Hauptformänderungsrichtung auf den Kantenrissempfindlichkeitsfaktor gezeigt haben, kann dieser Aspekt bei der Modellbildung vernachlässigt werden (vgl. Kapitel 8.2.4).

10.2 Untersuchung geeigneter Interpolationsstrategien

Bei Vordehnungszuständen, welche sich zwischen den drei definierten Dehnpfaden uniaxial, plane strain und biaxial befinden, wird der Kantenrissempfindlichkeitsfaktor durch lineare Interpolation zwischen Stützwerten auf den benachbarten Dehnpfaden berechnet. Die

Untersuchung, welche Interpolationsstrategie dafür am geeignetsten ist, wird im Folgenden präsentiert.

Eine Möglichkeit stellt die Interpolation zwischen Stützwerten auf den benachbarten Dehnpfaden dar, welche den gleichen Vergleichsumformgrad nach von Mises wie der zu interpolierende Vordehnungszustand besitzen (siehe Abbildung 10.2, linke Seite). Alternativ kann die Interpolation auch zwischen Stützwerten mit dem gleichen Dehnpfadlängenverhältnis λ wie der betrachtete Punkt erfolgen (siehe Abbildung 10.2, rechte Seite). Während zur Berechnung des Vergleichsumformgrades nach von Mises keine FLC benötigt wird, stellt diese ein wesentliches Element für die Kalkulation des Dehnpfadlängenverhältnisses λ dar. Dieses berechnet sich aus dem Verhältnis der Länge des entsprechenden Dehnpfades l und der Länge des Dehnpfades vom Ursprung des FLDs bis zum Schnittpunkt mit der FLC mit dem gleichen Dehnungsverhältnis β zu $\lambda(\beta) = l / l_{FLC}$ (vgl. Kapitel 2.2).

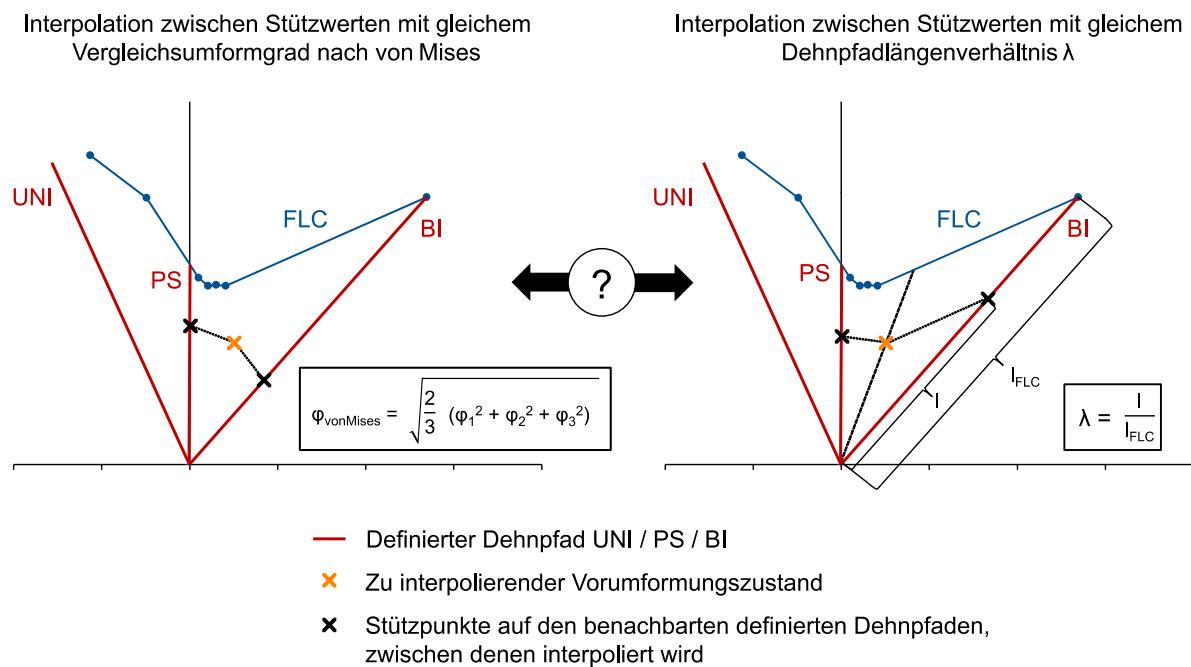


Abbildung 10.2: Einfluss der gewählten Interpolationsstrategie auf die Lage der Stützpunkte auf den definierten Dehnpfaden uniaxial (UNI), plane strain (PS) und biaxial (BI) (schematische Darstellung)

Die Wahl der Interpolationsstrategie beeinflusst wesentlich die resultierenden Stützwerte auf den benachbarten Dehnpfaden, die für die Interpolation herangezogen werden. Dies ist in Abbildung 10.2 beispielhaft für einen beliebig gewählten Vorumformungszustand gezeigt.

Insbesondere der Stützwert auf dem biaxialen Dehnpfad (BI) differiert hier deutlich – abhängig von der Interpolationsstrategie.

In Abbildung 10.3 ist ein Vergleich des vordehnungsabhängigen Kantenrissempfindlichkeitsfaktors K_{ec} in Abhängigkeit der Interpolationsstrategie präsentiert. Jeder rote Punkt symbolisiert die Ausprägung des Kantenrissempfindlichkeitsfaktors, welche für den jeweiligen Vordehnungszustand durch das Vorhersagemodell berechnet wird. Die in diesem Beispiel dem Modell zugrundeliegenden Eingabeparameter sind ein initialer Kantenrissempfindlichkeitsfaktor von $K_{ec} = 0,63$, eine Halbwertsdehnung für uniaxiale und biaxiale Vordehnungen von HWD (UNI/BI) = 0,066 und ein Korrekturfaktor von $K = 1,70$. Diese Werte sind an die untersuchte Parameterkombination „10 % Schneidspalt, verschlossen, geschlossener Schnitt“ für den Werkstoff HCT590X+Z angelehnt. Während bei niedrigen Vordehnungen nur geringe Unterschiede zwischen den Interpolationsansätzen ersichtlich sind, ergeben sich bei größeren Vordehnungszuständen im Gebiet zwischen uniaxial und plane strain bzw. plane strain und biaxial erkennbare Unterschiede des Kantenrissempfindlichkeitsfaktors.

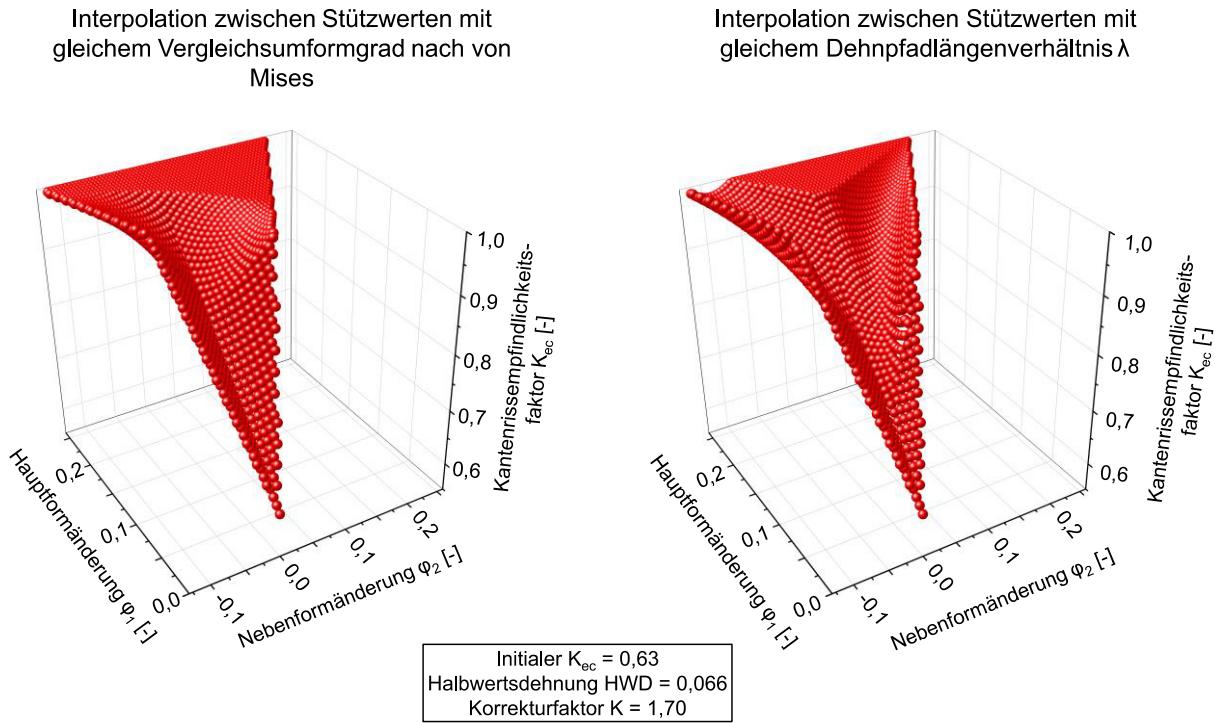


Abbildung 10.3: Vergleich des vordehnungsabhängigen Kantenrissempfindlichkeitsfaktors K_{ec} für beide untersuchten Interpolationsansätze

Eine weitere Darstellungsform des Einflusses der Interpolationsstrategie auf den vordehnungsabhängigen Kantenrissempfindlichkeitsfaktor ist in Abbildung 10.4 gezeigt. Hierbei ist in das Falschfarbenbild zusätzlich die FLC für den Werkstoff HCT590X+Z als Bezugsgröße eingezeichnet. Die Eingabeparameter für das Vorhersagemodell sind identisch mit denen aus Abbildung 10.3 und sind ebenfalls an die Schneidstrategie „10 % Schneidspalt, verschlossen, geschlossener Schnitt“ in Kombination mit dem Werkstoff HCT590X+Z angelehnt.

Auch hier ist erkennbar, dass nur vergleichsweise geringe Unterschiede zwischen den beiden Interpolationsansätzen existieren. Bei einer Interpolation zwischen Stützwerten mit gleichem Dehnpfadlängenverhältnis λ fallen lediglich die beiden charakteristischen „Nasen“ auf, welche sich in Richtung der Gebiete zwischen uniaxialer und plane strain bzw. plane strain und biaxialer Vordehnung erstrecken. Auf die Gesamtfläche unter der FLC bezogen stellen die Vordehnungszustände, die eine Kantenrissensensitivität aufweisen, nur einen vergleichsweisen kleinen Bereich dar. Bei größeren Volumformungen, die sich an die FLC annähern, ist in diesem Fall keine Kantenrissempfindlichkeit des Werkstoffs mehr zu erwarten.

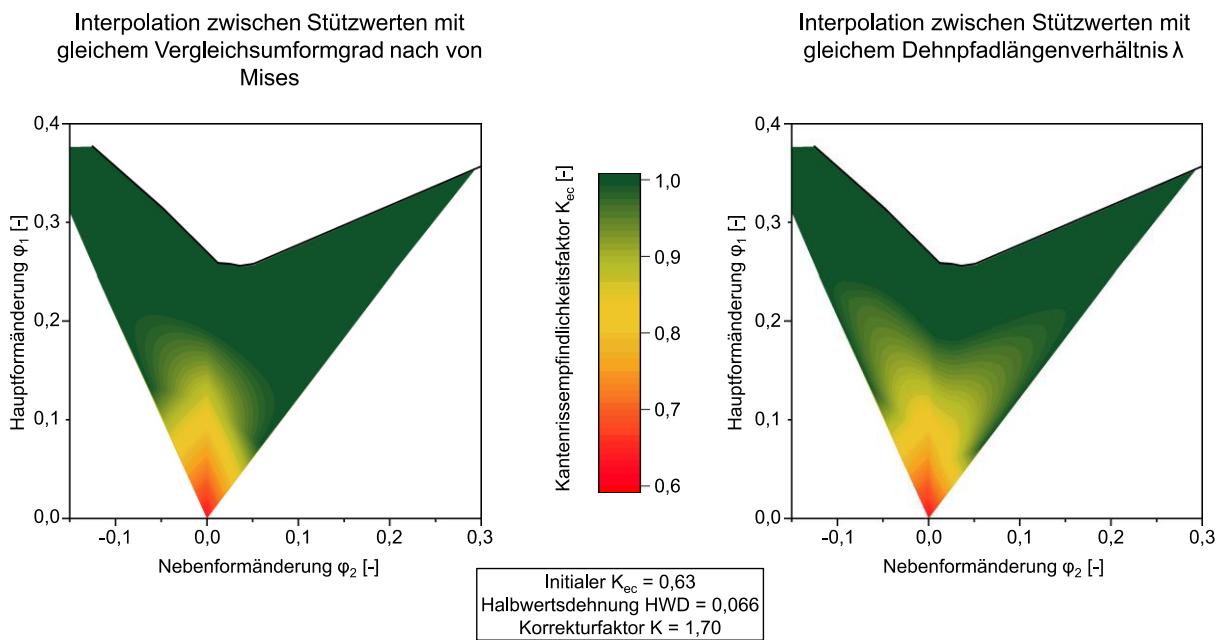


Abbildung 10.4: Vergleich des vordehnungsabhängigen Kantenrissempfindlichkeitsfaktors K_{ec} für beide untersuchten Interpolationsansätze in Relation zur Forming-Limit-Curve (FLC)

Die Bewertung und Auswahl der geeigneteren Interpolationsstrategie erfolgt anhand von experimentellen Ergebnissen, welche durch *Edge-Fracture-Tensile-Tests* mit vorgedehnten Proben zwischen den drei Dehnpfaden uniaxial, plane strain und biaxial ermittelt werden. Die betrachteten Vordehnungszustände sind in Abbildung 10.5 als rote Punkte dargestellt. Dazu werden neben beidseitig gefrästen Referenzproben die drei in Tabelle 7.1 aufgeführten kantenrissensensitiven Scherschneidstrategien untersucht, die bereits in Kapitel 8 untersucht wurden.

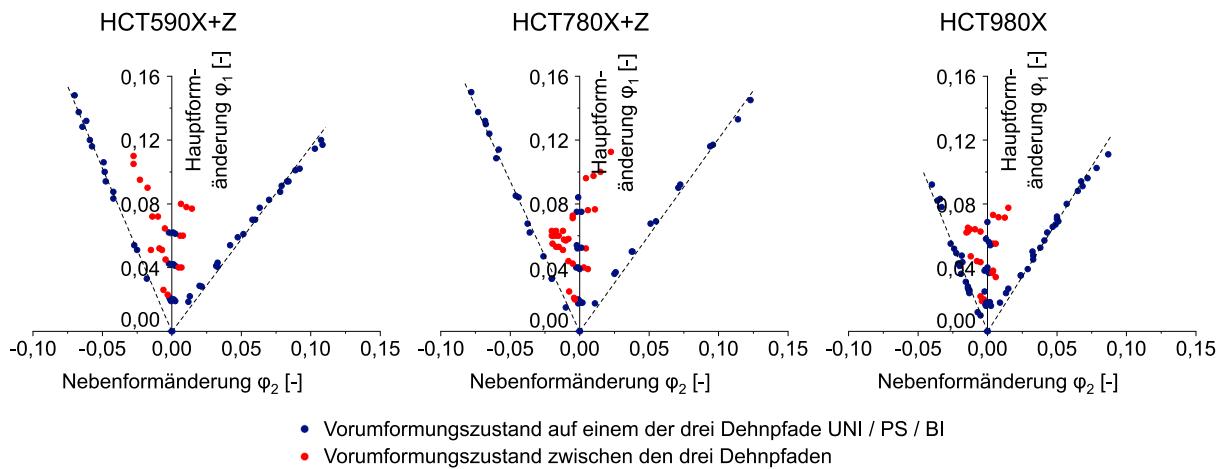


Abbildung 10.5: Bewertung der Interpolationsstrategien anhand von experimentell untersuchten Vordehnungszuständen zwischen den drei definierten Dehnpfaden uniaxial, plane strain und biaxial

Die Auswahl einer geeigneten Interpolationsstrategie für den vordehnungsabhängigen Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} zwischen den drei definierten Dehnpfaden erfolgt anhand der in Abbildung 10.6 dargestellten strukturierten Vorgehensweise.

Dazu wird zunächst in Schritt 1 eine Interpolation des Restformänderungsvermögens der zwischen den drei definierten Dehnpfaden vorumgeformten, beidseitig gefrästen Referenzproben realisiert. Die Ergebnisse dienen als Basis für die spätere Berechnung des zu erwartenden Hauptformänderungsvermögens schergeschnittener EFTT-Proben mit Vordehnungszuständen zwischen den drei Dehnpfaden. Die Interpolation erfolgt sowohl zwischen Stützwerten mit gleichem Vergleichsumformgrad nach von Mises als auch zwischen Stützwerten mit gleichem Dehnpfadlängenverhältnis λ . Als Ausgangsbasis dient die formelmäßige Beschreibung des Restformänderungsvermögens der EFTT-Referenzproben in

Abhängigkeit des Werkstoffs sowie dem Betrag und der Art der Vordehnung (siehe Kapitel 8.2.2).

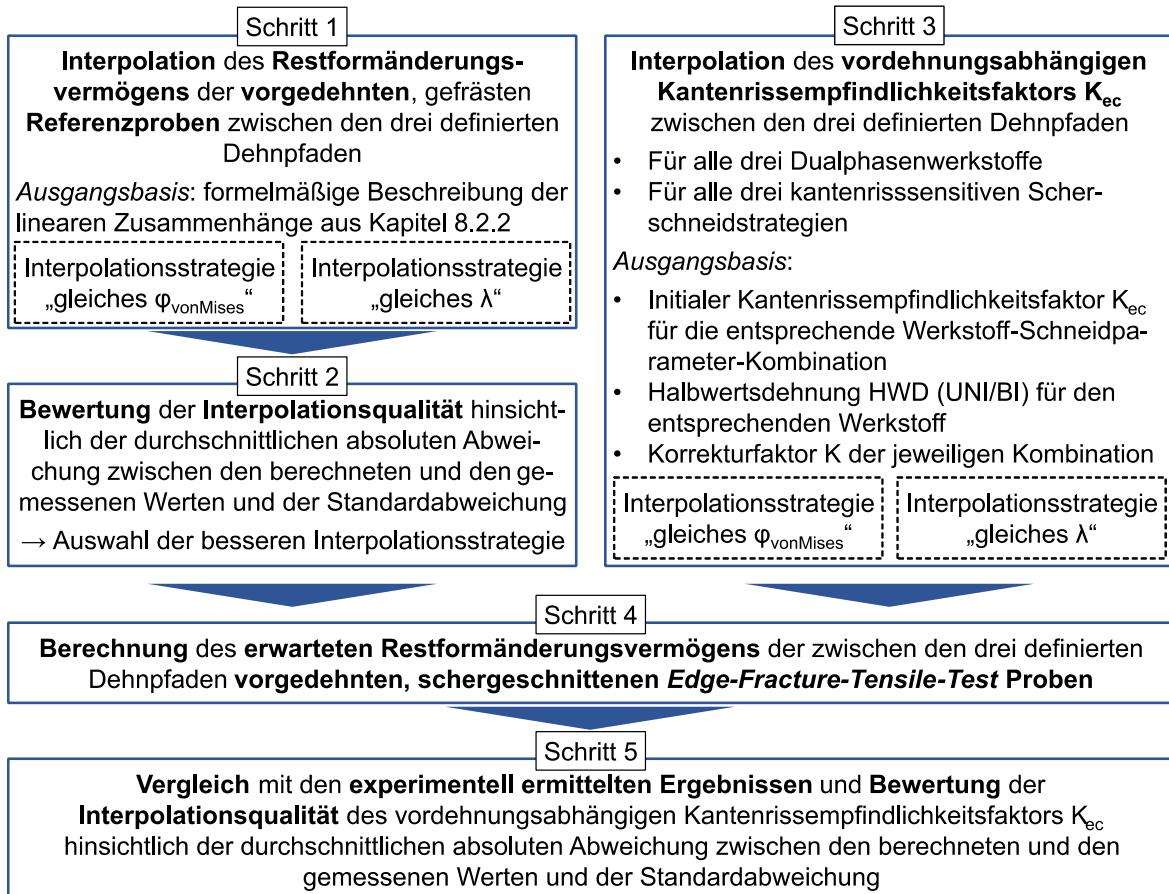


Abbildung 10.6: Strukturierte Vorgehensweise zur Bestimmung einer geeigneten Interpolationsstrategie für den vordehnungsabhängigen Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec}

In Schritt 2 erfolgt ein Vergleich und eine Bewertung der Interpolationsqualität für beide verschiedenen Ansätze. Dies geschieht einerseits anhand der durchschnittlichen absoluten Abweichung zwischen den durch Interpolation berechneten und den experimentell gemessenen Restumformvermögen für alle in Abbildung 10.5 rot dargestellten Vordehnungszustände. Diese Kenngröße dient zur Bewertung des systematischen Fehlers, welcher die Vorhersage von tendenziell zu hohen oder zu niedrigen Ergebnissen zur Folge haben kann. Andererseits wird die Standardabweichung zur Bewertung des statistischen Fehlers herangezogen. Dieser wird durch die Streuung der experimentellen Versuchsergebnisse hervorgerufen. Ein Überblick über

den Einfluss der Interpolationsstrategie auf die die Ausprägung der systematischen sowie der statistischen Fehler ist für alle drei Werkstoffe in Abbildung 10.7 gegeben.

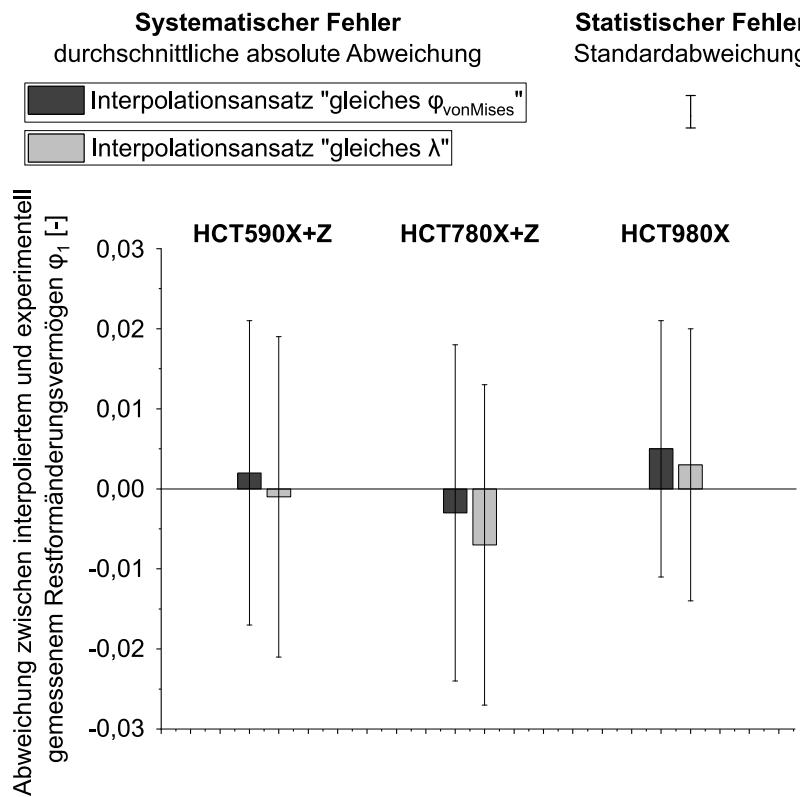


Abbildung 10.7: Bewertung der beiden Interpolationsansätze hinsichtlich systematischer und statistischer Fehler für beidseitig gefräste Referenzproben

Es zeigt sich, dass nur geringe Unterschiede zwischen den beiden Interpolationsansätzen zur Kalkulation des Restformänderungsvermögens der vorumgeformten Referenzproben existieren. Da eine Interpolation zwischen Stützwerten mit gleichem Vergleichsumformgrad nach von Mises eine leicht bessere Ergebnisqualität zeigt, wird dieser Ansatz weiterverfolgt.

Parallel dazu erfolgt in Schritt 3 eine Interpolation des vordehnungsabhängigen Kantenrissempfindlichkeitsfaktors K_{ec} für Vordehnungszustände zwischen den drei definierten Dehnpfaden. Dies geschieht einerseits zwischen Stützwerten mit gleichem Vergleichsumformgrad nach von Mises, andererseits zwischen Stützwerten mit gleichem Dehnpfadlängenverhältnis λ . Des Weiteren wird die Interpolation für alle drei Dualphasenwerkstoffe in Kombination mit den drei kantenrisssensitiven Schneidstrategien durchgeführt, woraus sich insgesamt neun betrachtete Konfigurationen ergeben. Als Ausgangsbasis für die Interpolation dient die Beschreibung des vordehnungsabhängigen

Kantenrissempfindlichkeitsfaktors auf den drei definierten Dehnpfaden uniaxial, plane strain und biaxial. Dazu werden die drei Kenngrößen des initialen Kantenrissempfindlichkeitsfaktors K_{ec} , der werkstoffspezifischen Halbwertsdehnung HWD (UNI/BI) sowie des jeweiligen empirisch ermittelten Korrekturfaktors K herangezogen.

Für jeden in Abbildung 10.5 rot dargestellten Vorumformungszustand kann anschließend in Schritt 4 das erwartete Restformänderungsvermögen einer entsprechend vorumgeformten, schergeschnittenen *EFTT*-Probe berechnet werden. Dies geschieht anhand des berechneten Restformänderungsvermögens der vorgedehnten Referenzprobe in Kombination mit dem interpolierten, vordehnungsabhängigen Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} .

In Schritt 5 erfolgt ein Vergleich der berechneten mit den experimentell ermittelten Restformänderungsvermögen der schergeschnittenen *EFTT*-Proben. Hierbei werden alle drei Blechwerkstoffe, die drei zuvor genannten kantenrissensensitiven Scherschneidstrategien sowie beide Interpolationsansätze betrachtet. Die Bewertung erfolgt analog zu Schritt 2 anhand der durchschnittlichen absoluten Abweichung zwischen den berechneten und gemessenen Ergebnissen sowie den Standardabweichungen. Damit können sowohl die durch die Interpolation hervorgerufenen systematischen, als auch die statistischen Fehler berücksichtigt werden.

Die Ergebnisse dieser Analyse sind in Abbildung 10.8 gezeigt. Die dunkelgrauen Balken repräsentieren die durchschnittliche absolute Abweichung für eine Interpolation zwischen Stützwerten mit gleichem Vergleichsumformgrad nach von Mises, die hellgrauen Balken für die Heranziehung von Stützwerten mit gleichem Dehnpfadlängenverhältnis λ . Die Standardabweichung zwischen den berechneten und den gemessenen Werten ist als Fehlerbalken für alle Konfigurationen gezeigt.

Es ist ersichtlich, dass die durchschnittliche absolute Abweichung für beide Interpolationsansätze ähnlich klein ist und nur geringe Unterschiede zwischen den Interpolationsarten existieren. Eine Interpolation zwischen Stützwerten mit gleichem Vergleichsumformgrad nach von Mises weist tendenziell leicht geringere systematische Fehler auf, welche sich um die Nulllinie bewegen. Folglich besitzt dieser Ansatz eine etwas bessere Ergebnisqualität und wird für das empirische Vorhersagemodell herangezogen. Ein weiterer Vorteil dieses Interpolationsansatzes ist, dass keine FLC des Werkstoffs für die Vorhersage benötigt wird. Somit kann eine weitere potenzielle Fehlerquelle ausgeschlossen werden.

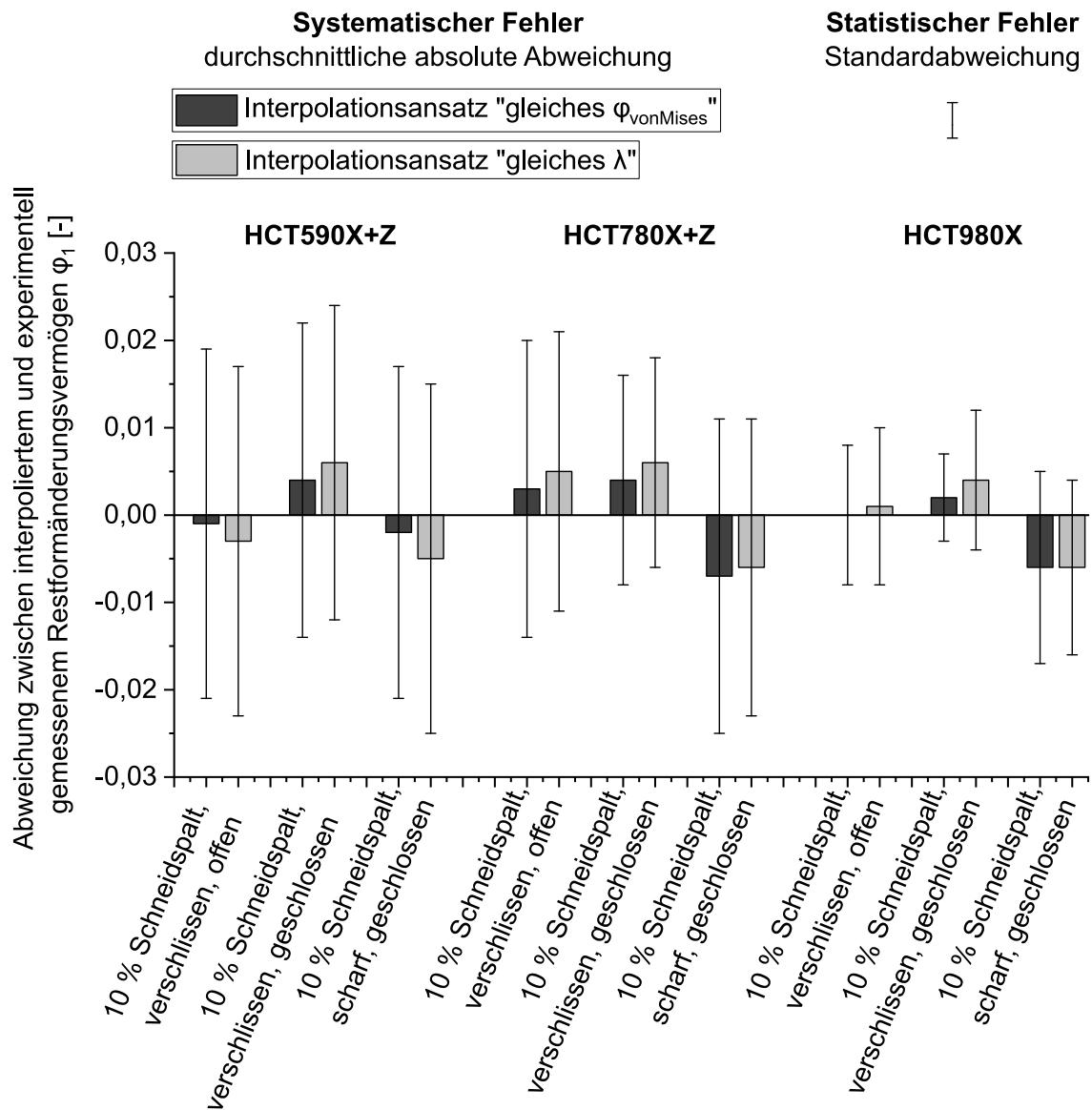


Abbildung 10.8: Bewertung der beiden Interpolationsansätze hinsichtlich systematischer und statistischer Fehler für alle Blechwerkstoffe und kantenrissensensitiven Scherschneidstrategien

10.3 Test der Vorhersagequalität des Modells anhand einer weiteren Scherschneidstrategie mit dem Werkstoff HCT780X+Z

Die Überprüfung der Qualität des Vorhersagemodells erfolgt anhand des bereits untersuchten Werkstoffs HCT780X+Z in Kombination mit der Scherschneidstrategie „10 % Schneidspalt, Stempelkantenradius $r = 80 \mu\text{m}$, offener Schnitt“. Anhand dieser zuvor noch nie betrachteten Strategie soll gezeigt werden, dass mit der entwickelten Methode die vordehnungsabhängige

Kantenrissempfindlichkeit auch für weitere Schneidparameterkombinationen vorhersagbar ist. Dazu wird ein beliebiger, plane strain ähnlicher Vordehnungszustand mit $\varphi_{1,vor} = 0,060$ und $\varphi_{2,vor} = 0,005$ für die Validierungsversuche herangezogen. Aus einer so vorgedehnten Platine werden sechs halbseitig schergeschnittene *EFTT*-Proben gefertigt, geprüft und das Restformänderungsvermögen bei Beginn lokaler Einschnürung bestimmt.

Das Restformänderungsvermögen in uniaxiale Richtung des mit $\varphi_{1,vor} = 0,060$ und $\varphi_{2,vor} = 0,005$ vorumgeformten Werkstoffs wird rechnerisch bestimmt. Dieses entspricht dem Restformänderungsvermögen der beidseitig gefrästen Referenzproben. Dazu wird die formelmäßige Beschreibung des uniaxialen Restformänderungsvermögens für das entsprechende Material für uniaxiale, plane strain sowie biaxiale Vordehnungen herangezogen (vgl. Kapitel 8.2.2). Zusätzlich erfolgt eine Interpolation zwischen Stützwerten mit gleichem Vergleichsumformgrad nach von Mises, da der zu analysierende Vordehnungszustand zwischen dem plane strain Dehnpfad und dem biaxialen Dehnpfad lokalisiert ist. Durch die Kenntnis des Restformänderungsvermögens der entsprechend vorgedehnten Referenzproben kann für die experimentell untersuchten *EFTT*-Proben der Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} berechnet werden.

Parallel dazu wird der vordehnungsabhängige Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} mit dem Vorhersagemodell anhand folgender Eingabeparameter berechnet:

- Initialer Kantenrissempfindlichkeitsfaktor $K_{ec} = 0,907$
(experimentell anhand von acht nicht vorgedehnten *EFTT*-Proben ermittelt)
- Halbwertsdehnung HWD (UNI/BI) = 0,108
- Korrekturfaktor $K = 1,7$

Abbildung 10.9 zeigt auf der linken Seite eine Übersicht über den initialen, für die Werkstoff-Schneidparameter-Kombination ermittelten Kantenrissempfindlichkeitsfaktor ($K_{ec} = 0,907$), den durch das Vorhersagemodell für die entsprechende Vordehnung prognostizierten Kantenrissempfindlichkeitsfaktor von $K_{ec} = 0,927$ und dem durchschnittlichen experimentell bestimmten Kantenrissempfindlichkeitsfaktor von $K_{ec} = 0,983$. Die Spannweite der im Experiment beobachteten Kantenrissempfindlichkeitsfaktoren liegt zwischen $K_{ec} = 0,944$ und $K_{ec} = 1,0$ (siehe Fehlerbalken).

Auf der rechten Seite in Abbildung 10.9 ist das erwartete Restformänderungsvermögen gezeigt, wenn bei der Berechnung der initiale Kantenrissempfindlichkeitsfaktor von $K_{ec} = 0,907$ verwendet wird ($\varphi_1 = 0,205$), das prognostizierte Restformänderungsvermögen für den modifizierten Kantenrissempfindlichkeitsfaktor von $K_{ec} = 0,927$ ($\varphi_1 = 0,211$) sowie das

durchschnittliche experimentell ermittelte Restformänderungsvermögen von $\varphi_1 = 0,228$. Der niedrigste gemessene Wert liegt bei $\varphi_1 = 0,211$ und ist durch den Fehlerbalken dargestellt.

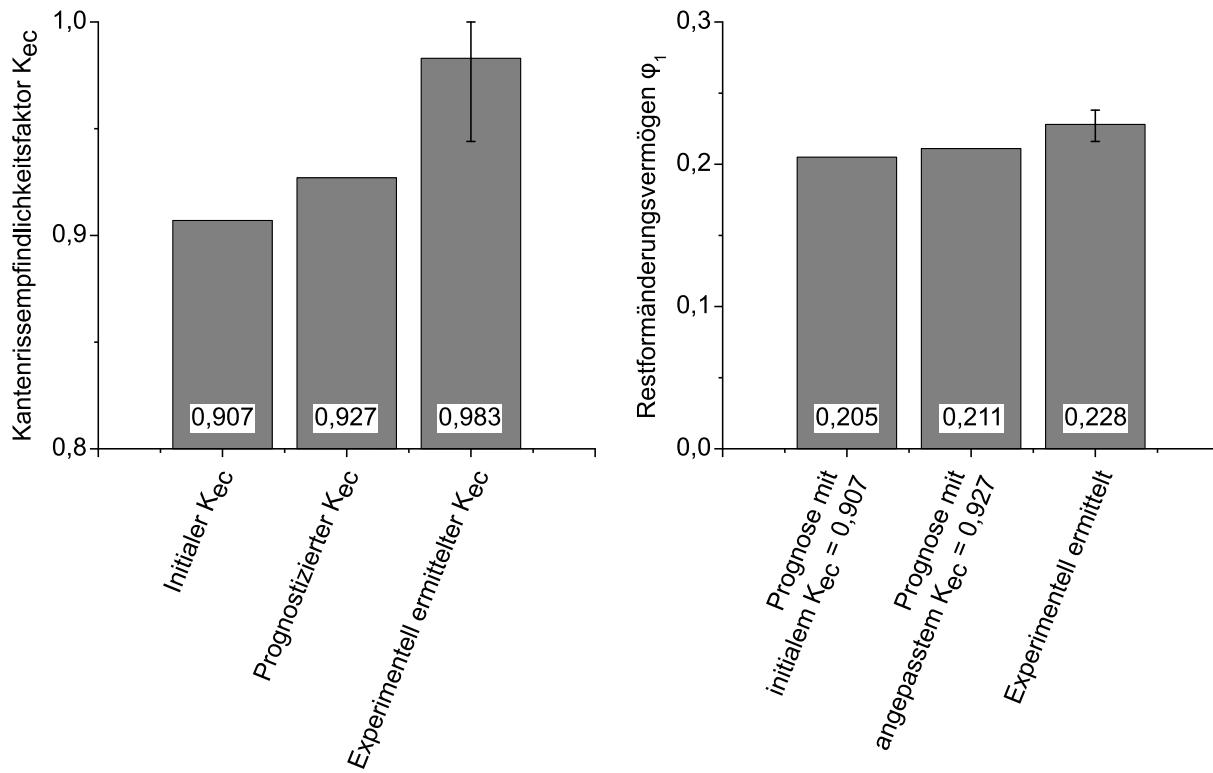


Abbildung 10.9: Gegenüberstellung des prognostizierten und experimentell bestimmten Kantenrissempfindlichkeitsfaktors K_{ec} (links) sowie des prognostizierten und experimentell bestimmten Restformänderungsvermögens der vorgedehnten und schergeschnittenen Edge-Fracture-Tensile-Test Proben (rechts)

Der prognostizierte Kantenrissempfindlichkeitsfaktor ($K_{ec} = 0,927$) liegt nur geringfügig unter dem experimentell ermittelten minimalen Kantenrissempfindlichkeitsfaktor von $K_{ec} = 0,944$. Der deutlich größere Unterschied zum durchschnittlichen experimentellen Kantenrissempfindlichkeitsfaktor von $K_{ec} = 0,983$ ist mit der geringen Kantenrisssensitivität der Werkstoff-Schneidparameter-Kombination zu begründen. Hierbei treten bei den Versuchen nur wenige von der Kante ausgehende Anrisse auf, während bei vielen Proben das Versagen in der Probenmitte erfolgt. Eine solche Probe resultiert oftmals in einem Kantenrissempfindlichkeitsfaktor von $K_{ec} = 1,0$, was eine merkliche Anhebung des durchschnittlichen Kantenrissempfindlichkeitsfaktors zur Folge hat.

Es kann gefolgert werden, dass das Prognosemodell eine qualifizierte Abschätzung der vordehnungsabhängigen Kantenrissempfindlichkeit für weitere Schneidstrategien ermöglicht.

Der vordehnungsabhängige Kantenrissempfindlichkeitsfaktor soll dabei stets dem initialen, ohne Vorumformung ermittelten Kantenrissempfindlichkeitsfaktor vorgezogen werden, um das volle Umformpotential der schergeschnittenen Bauteilkanten auszunutzen.

Die prinzipielle Möglichkeit, einen vordehnungsabhängigen Kantenrissempfindlichkeitsfaktor in eine FEM-Blechumformsimulation zu implementieren, konnte bereits für den speziellen Fall mit einem Blechwerkstoff und einer definierten Schneidparameterkombination gezeigt werden (Kindsmüller et al., 2022). Eine potenzielle Erweiterung dieser Methodik für beliebige Blechwerkstoffe und Scherschneidstrategien durch das in diesem Kapitel präsentierte verallgemeinerte Modell ist somit als umsetzbar anzusehen.

11 Zusammenfassung und Ausblick

Im Rahmen dieser Arbeit wurde der Einfluss einer Blechvorumformung auf die Kantenrissempfindlichkeit anhand drei verschiedener Dualphasenstähle untersucht. Dazu wurden *Edge-Fracture-Tensile-Tests* mit verschiedenen vorgedehnten Proben durchgeführt. Neben beidseitig gefrästen Referenzproben wurden halbseitig schergeschnittene Kantenrisszugproben herangezogen. Diese wurden durch vier verschiedene Scherschneidparameterkombinationen mit unterschiedlichen initialen Kantenrissempfindlichkeiten hergestellt. Anhand der Restumformvermögen der halbseitig schergeschnittenen Kantenrisszugproben, der beidseitig gefrästen Referenzproben und unter Einbeziehung der äquivalenten Vordehnung kann der vordehnungsabhängige Kantenrissempfindlichkeitsfaktor berechnet werden.

Die Ergebnisse zeigen, dass eine initial bereits kantenrissunempfindliche Werkstoff-Schneidparameter-Kombination auch mit einer Vorumformung kantenrissunempfindlich bleibt. Sofern jedoch initial eine Kantenrissensensitivität vorliegt, nimmt diese Kantenrissempfindlichkeit mit zunehmender Vorumformung ab. Zur Beschreibung des vordehnungsabhängigen Kantenrissempfindlichkeitsfaktors wird der Parameter der Halbwertsdehnung eingeführt. Dieser beschreibt, welche Vergleichsvorumformung nach von Mises notwendig ist, damit sich die Kantenrissempfindlichkeit halbiert. Es kann ermittelt werden, dass dieser Kennwert unabhängig von der gewählten Scherschneidstrategie und somit unabhängig von der initialen Kantenrissempfindlichkeit ist. Folglich stellt die Halbwertsdehnung einen Werkstoffkennwert dar, welcher für uniaxiale und biaxiale Vordehnungen eine vergleichbare Ausprägung aufweist. Nach plane strain Vorumformungen zeigt sich ein weniger starker Rückgang der Kantenrissempfindlichkeit, was höhere Halbwertsdehnungen auf diesem Dehnpfad zur Folge hat. Des Weiteren kann kein Einfluss der Orientierung der Vor- bzw. Nachumformung hinsichtlich der Walzrichtung auf den vordehnungsabhängigen Kantenrissempfindlichkeitsfaktor festgestellt werden.

Als Gründe für die geringere Kantenrissempfindlichkeit nach Vorumformung werden ein reduzierter Härtegradient an der schergeschnittenen Kante sowie eine verringerte Härte differenz zwischen den ferritischen und martensitischen Anteilen im Werkstoffgefüge bei vorgedehnten Proben ermittelt. Neben einer Kaltverfestigung im Ferrit tragen auch durch Eigenspannungen hervorgerufene Effekte zu einer homogeneren Härteverteilung im vorumgeformten Gefüge bei.

Die gewonnenen Erkenntnisse werden zur Generierung eines empirischen Vorhersagemodells der vordehnungsabhängigen Kantenrissempfindlichkeit herangezogen. Dabei kann der

vordehnungsabhängige Kantenrissempfindlichkeitsfaktor auf den Dehnpfaden uniaxial, plane strain und biaxial anhand der folgenden drei Parameter beschrieben werden:

- Initialer Kantenrissempfindlichkeitsfaktor,
- Halbwertsdehnung nach uniaxialer / biaxialer Vordehnung und
- Korrekturfaktor für plane strain Vorumformungen.

Bei Vorumformungszuständen zwischen den drei definierten Dehnpfaden erweist sich eine Interpolation des Kantenrissempfindlichkeitsfaktors zwischen Stützwerten auf den benachbarten Dehnpfaden mit dem gleichen Vergleichsumformgrad nach von Mises als zielführend. Durch die Berücksichtigung einer vordehnungsabhängigen Kantenrissempfindlichkeit in der Simulation kann das vorhandene Umformvermögen vollständig ausgeschöpft werden und andernfalls nicht genutzte Potentiale werden erschlossen.

Es wird empfohlen, das in Kapitel 10 präsentierte Vorhersagemodell zukünftig mit einer Vielzahl an weiteren Dualphasenwerkstoffen und Scherschneidstrategien zu testen, abzusichern und gegebenenfalls weiterzuentwickeln. Eine Übertragbarkeit der in dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnisse auf weitere kantenrissempfindliche Werkstoffe wie TRIP-Stähle oder Komplexphasenstähle kann ebenfalls geprüft werden.

Zudem ergeben sich aus den vorgestellten Ergebnissen weitere Ansatzpunkte, welche einer genaueren Betrachtung unterzogen werden können. So sind noch weitergehende Untersuchungen zum Zusammenspiel der verschiedenen werkstoffseitigen Faktoren auf die Kantenrissempfindlichkeit notwendig. Insbesondere ist die Frage noch nicht geklärt, inwieweit der ermittelte Materialkennwert der Halbwertsdehnung auf konkrete Werkstoffparameter und Ausprägungen des Gefüges zurückgeführt werden kann. Ebenfalls sollten die Effekte analysiert werden, die bei plane strain Vorumformungen zu einer weniger ausgeprägten Abnahme der Kantenrissempfindlichkeit führen.

Die Versuchsergebnisse haben auch gezeigt, dass bei Dualphasenstählen Eigenspannungen zwischen den einzelnen Gefügebestandteilen merkliche Auswirkungen auf die Indentationshärte der jeweiligen Gefügephasen haben und folglich die Kantenrissempfindlichkeit des Werkstoffs beeinflussen. Zum generellen Einfluss von Eigenspannungen auf die Kantenrissempfindlichkeit liegen bislang jedoch noch so gut wie keine Untersuchungen vor.

A. Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1.1:	Kantenrisse an einer schergeschnittenen Kragenkante	2
Abbildung 1.2:	Herstellung eines Karosseriebauteils (Seitenrahmen) in einer mehrstufigen Operationsfolge nach Volk (2022)	3
Abbildung 2.1:	Einordnung des Scherschneidens nach DIN 8580.....	5
Abbildung 2.2:	Prinzipieller Aufbau eines Scherschneidwerkzeugs nach Hoffmann et al. (2012)	5
Abbildung 2.3:	Vergleich zwischen geschlossenen und offenen Schnitt	6
Abbildung 2.4:	Die fünf Phasen eines Scherschneidvorgangs nach Hoffmann et al. (2012) 7	7
Abbildung 2.5:	Schnittflächenkenngrößen beim Scherschneiden nach VDI 2906.....	7
Abbildung 2.6:	Grenzformänderungsdiagramm mit verschiedenen linearen Dehnpfaden und einer Grenzformänderungskurve nach Hoffmann et al. (2012).....	9
Abbildung 2.7:	Einfluss von bi-linearen Dehnpfaden auf die Grenzformänderungskurve nach Müschenborn und Sonne (1975)	10
Abbildung 2.8:	Ausprägung der äquivalenten Vordehnungen für den Werkstoff HC300X mit der gleichen Umformbarkeit $\lambda_{nach} = 0,5$ für drei Nachumformungsrichtungen: (a) uniaxial, (b) plane strain und (c) biaxial nach Volk und Suh (2013b)	12
Abbildung 2.9:	Schematische Darstellung des Lochaufweitungsversuchs nach ISO 16630.....	14
Abbildung 2.10:	Schematische Darstellung des Lochaufweitungsversuchs mit Nakajima-Stempel (a) und Marciniak-Stempel (b)	16
Abbildung 2.11:	Schematische Darstellung des Diaboloversuchs nach Schenek et al. (2020).....	17
Abbildung 2.12:	Prozessschritte zur Herstellung von Kantenrisszugproben mit geschlossener und offener Schnittlinie nach Feistle et al. (2016a)	18
Abbildung 3.1:	Struktureller Aufbau der Arbeit.....	35
Abbildung 4.1:	Gefügeschliffbild des Dualphasenstahls HCT590X+Z	39
Abbildung 4.2:	Gefügeschliffbild des Dualphasenstahls HCT780X+Z	40
Abbildung 4.3:	Gefügeschliffbild des Dualphasenstahls HCT980X	42
Abbildung 5.1:	Modifiziertes Marciniakwerkzeug nach Weinschenk und Volk (2017)....	45
Abbildung 5.2:	Aufbau des Zugproben-Scherschneidwerkzeugs nach Feistle et al. (2017)46	46
Abbildung 6.1:	Versuchsplan.....	50

Abbildung 7.1:	Prinzipdarstellung einer vorumgeformten, bemusterten Platine nach Weinschenk und Volk (2017)	52
Abbildung 7.2:	Exemplarische Darstellung der homogenen Dehnungsverteilung einer vorumgeformten Platine.....	53
Abbildung 7.3:	Überblick über die erzeugten Vordehnungszustände für die drei Blechwerkstoffe HCT590X+Z, HCT780X+Z und HCT980X	53
Abbildung 7.4:	Grenzformänderungskurven (FLCs) der drei Blechwerkstoffe (Prüfrichtung quer zur Walzrichtung)	54
Abbildung 7.5:	Entnahme der sechs Versuchsproben aus der homogen vorgedehnten Platine (schematische Darstellung)	55
Abbildung 7.6:	Transformation einer biaxialen Vordehnung mit folgender uniaxialer Nachumformung in einen äquivalenten uniaxialen Dehnungszustand unter Anwendung des Prinzips der äquivalenten Vordehnung	57
Abbildung 7.7:	Prüfraster für die Mikrohärteuntersuchungen	59
Abbildung 7.8:	Prüfbereiche für die Nanohärtemessungen	60
Abbildung 7.9:	Mikroskopaufnahmen zur Überprüfung der Indent-Position in Ferrit und Martensit im Werkstoff HCT780X+Z	61
Abbildung 7.10:	Übersicht über die Schnittflächenkenngrößen der vier gewählten Schneidstrategien in Abhängigkeit des Blechwerkstoffs ohne Vorumformung	65
Abbildung 7.11:	Mikroskopaufnahmen der resultierenden Schnittflächen in Abhängigkeit der Schneidstrategie und des Blechwerkstoffs	66
Abbildung 8.1:	Einfluss der relativen Schneidspaltänderung aufgrund der Blechdickenabnahme auf das Restformänderungsvermögen verschieden vorgedehnter EFTT-Proben für HCT780X+Z (Strategie „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“)	68
Abbildung 8.2:	Qualitative Verteilung des Hauptumformgrades im letzten Bild vor Probenversagen für Edge-Fracture-Tensile-Tests mit verschiedenen Vordehnungszuständen; Werkstoff: HCT780X+Z, Strategie „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“	71
Abbildung 8.3:	Einfluss einer Vorumformung auf das Restformänderungsvermögen gefräster und schergeschnittener Proben mit der initial kantenrissunempfindlichen Schneidstrategie „15 % Schneidspalt, scharfkantig, offener Schnitt“	73

Abbildung 8.4:	Einfluss einer Vorumformung auf das Restformänderungsvermögen gefräster und schergeschnittener Proben mit dem Werkstoff HCT590X+Z für die initial kantenrissempfindlichen Schneidstrategien.....	75
Abbildung 8.5:	Einfluss einer Vorumformung auf das Restformänderungsvermögen gefräster und schergeschnittener Proben mit dem Werkstoff HCT780X+Z für die initial kantenrissempfindlichen Schneidstrategien.....	77
Abbildung 8.6:	Einfluss einer Vorumformung auf das Restformänderungsvermögen gefräster und schergeschnittener Proben mit dem Werkstoff HCT980X für die initial kantenrissempfindlichen Schneidstrategien	78
Abbildung 8.7:	Einfluss einer Vorumformung auf den Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} mit der initial kantenrissunempfindlichen Schneidstrategie „15 % Schneidspalt, scharfkantig, offener Schnitt“	81
Abbildung 8.8:	Einfluss der Vordehnungsart auf den Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} mit der initial kantenrissunempfindlichen Schneidstrategie „15 % Schneidspalt, scharfkantig, offener Schnitt“ für alle drei Werkstoffe.....	82
Abbildung 8.9:	Einfluss einer Vorumformung auf den Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} für den Werkstoff HCT590X+Z mit den initial kantenrissempfindlichen Schneidstrategien.....	83
Abbildung 8.10:	Einfluss einer Vorumformung auf den Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} für den Werkstoff HCT780X+Z mit den initial kantenrissempfindlichen Schneidstrategien	84
Abbildung 8.11:	Einfluss einer Vorumformung auf den Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} für den Werkstoff HCT980X mit den initial kantenrissempfindlichen Schneidstrategien	85
Abbildung 8.12:	Einfluss der Vordehnungsart auf den Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} für die initial kantenrissempfindlichen Schneidstrategien und alle drei Werkstoffe.....	87
Abbildung 8.13:	Vorgehensweise zur Ermittlung der Halbwertsdehnung (HWD) am Beispiel von HCT780X+Z mit der Strategie „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“.....	88
Abbildung 8.14:	Halbwertsdehnungen für verschiedene Blechwerkstoffe und Scherschneidstrategien in Abhängigkeit der Vorumformungsart	89
Abbildung 8.15:	Einfluss der Orientierung der uniaxialen Vor- und Nachumformung zur Walzrichtung auf das Restformänderungsvermögen sowie den Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} für den Werkstoff HCT780X+Z mit der Strategie „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“	91

Abbildung 8.16:	Einfluss der Orientierung der uniaxialen Vor- und Nachumformung zur Walzrichtung auf den Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec} mit dem Werkstoff HCT780X+Z für die Strategie „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“	92
Abbildung 8.17:	Übersicht über die untersuchten Vordehnungszustände und Darstellung ausgewählter Härteverteilungen im Kantenbereich.....	93
Abbildung 8.18:	Einfluss der Vergleichsvorumformung nach von Mises auf die Werkstoffgrundhärte sowie die maximale Aufhärtung an der Kante für verschiedene Vordehnungszustände mit dem Werkstoff HCT780X+Z und der Strategie „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“	94
Abbildung 8.19:	Korrelation zwischen Aufhärteverhältnis und Vergleichsvorumformung (links) und Korrelation zwischen der Kantenrissempfindlichkeit und dem Aufhärteverhältnis (rechts) für den Werkstoff HCT780X+Z und der Strategie „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“	96
Abbildung 8.20:	Einfluss einer Vorumformung auf das Werkstoffgrundgefüge	97
Abbildung 8.21:	Werkstoffschädigung im Bereich der Schnittkante bei Proben mit und ohne Vorumformung	98
Abbildung 8.22:	Quantitativer Vergleich der Anzahl optisch detektierbarer Defekte in der kantennahen Mikrostruktur bei Proben mit verschiedenen Vorumformungszuständen mit der Strategie „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“	99
Abbildung 8.23:	Einfluss einer Vorumformung auf die Härte des Ferrits und des Martensits im Grundwerkstoff sowie nahe der Schnittkante für den HCT780X+Z mit der Strategie „10 % Schneidspalt, verschlossen, offener Schnitt“	100
Abbildung 8.24:	Einfluss einer Vorumformung auf die Härte des Ferrits und des Martensits im Grundwerkstoff für HCT590X+Z	101
Abbildung 10.1:	Empirische Ermittlung des Korrekturfaktors K zur Beschreibung des Verhaltens von plane strain Vordehnungen.....	111
Abbildung 10.2:	Einfluss der gewählten Interpolationsstrategie auf die Lage der Stützpunkte auf den definierten Dehnpfaden uniaxial (UNI), plane strain (PS) und biaxial (BI) (schematische Darstellung)	113
Abbildung 10.3:	Vergleich des vordehnungsabhängigen Kantenrissempfindlichkeitsfaktors K_{ec} für beide untersuchten Interpolationsansätze	114
Abbildung 10.4:	Vergleich des vordehnungsabhängigen Kantenrissempfindlichkeitsfaktors K_{ec} für beide untersuchten Interpolationsansätze in Relation zur Forming-Limit-Curve (FLC)	115

Abbildung 10.5:	Bewertung der Interpolationsstrategien anhand von experimentell untersuchten Vordehnungszuständen zwischen den drei definierten Dehnpfaden uniaxial, plane strain und biaxial.....	116
Abbildung 10.6:	Strukturierte Vorgehensweise zur Bestimmung einer geeigneten Interpolationsstrategie für den vordehnungsabhängigen Kantenrissempfindlichkeitsfaktor K_{ec}	117
Abbildung 10.7:	Bewertung der beiden Interpolationsansätze hinsichtlich systematischer und statistischer Fehler für beidseitig gefräste Referenzproben	118
Abbildung 10.8:	Bewertung der beiden Interpolationsansätze hinsichtlich systematischer und statistischer Fehler für alle Blechwerkstoffe und kantenrisssensitiven Scherschneidstrategien.....	120
Abbildung 10.9:	Gegenüberstellung des prognostizierten und experimentell bestimmten Kantenrissempfindlichkeitsfaktors K_{ec} (links) sowie des prognostizierten und experimentell bestimmten Restformänderungsvermögens der vorgedehnten und schergeschnittenen Edge-Fracture-Tensile-Test Proben (rechts).....	122

B. Tabellenverzeichnis

Tabelle 4.1:	Legierungszusammensetzung des Dualphasenstahls HCT590X+Z (Rest: Fe).....	38
Tabelle 4.2:	Mechanische Kennwerte des Dualphasenstahls HCT590X+Z.....	38
Tabelle 4.3:	Legierungszusammensetzung des Dualphasenstahls HCT780X+Z (Rest: Fe).....	39
Tabelle 4.4:	Mechanische Kennwerte des Dualphasenstahls HCT780X+Z.....	40
Tabelle 4.5:	Legierungszusammensetzung des Dualphasenstahls HCT980X (Rest: Fe) ...	41
Tabelle 4.6:	Mechanische Kennwerte des Dualphasenstahls HCT980X.....	41
Tabelle 5.1:	Technische Daten der Tiefziehpresse DXU 320B	43
Tabelle 5.2:	Technische Daten der Schnellläuferpresse BSTA 1600-181 (Bruderer, 2023).....	44
Tabelle 5.2:	Technische Daten des Nanoindenters NanoTest Vantage (Micro Materials, 2017)	49
Tabelle 7.1:	Übersicht über die Kantenrissempfindlichkeitsfaktoren K_{ec} der vier gewählten Schneidstrategien in Abhängigkeit des Blechwerkstoffs ohne Vorumformung	64
Tabelle 8.1:	Ermittelte Vorumformungszustände mit HCT780X+Z für 0,95 mm Blechdicke	67
Tabelle 8.2:	Zunahme des relativen Schneidspalts aufgrund der Blechdickenabnahme für die größten Vordehnungszustände mit HCT780X+Z auf uniaxalem, plane strain und biaxalem Dehnpfad (initialer relativer Schneidspalt (SSP): 10 %).....	69
Tabelle 8.3:	Einfluss der Probenorientierung auf das Restformänderungsvermögen bei Beginn lokaler Einschnürung und den Kantenrissempfindlichkeitsfaktor für HCT780X+Z mit "10 % Schneidspalt, verschlissen, offener Schnitt"	90

C. Literatur

BIRKERT, A., S. HAAGE und M. STRAUB, 2013. *Umformtechnische Herstellung komplexer Karosserieteile: Auslegung von Ziehanlagen*. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg. DOI: 10.1007/978-3-642-34670-5

BRUDERER, 2023. *Bruderer BSTA-1600 Produktbroschüre* [online]. Frasnacht, Schweiz: Bruderer AG. Verfügbar unter: https://www.bruderer.com/media/pdf/e9/2e/52/BSTA-1600_de_01.pdf

BUTCHER, C., L. TEN KORTENAAR und M. WORSWICK, 2014. Experimental characterization of the sheared edge formability of boron steel. In: *IDDRG 2014*. Paris, 1.-4. Juni 2014. Verfügbar unter: https://iddrg.com/wp-content/uploads/2022/03/C_33_14.pdf

CARLSSON, B., J. LARSSON und T. NILSSON, 2005. Dual phase steels for auto body: Design, forming and welding aspects. In: *Super high strength steels, 1st International conference*. Rom, 2.-4. November 2005. ISBN 8885298567

CHANG, Y., S. HAN, X. LI, C. WANG, G. ZHENG, H. DONG, 2018. Effect of shearing clearance on formability of sheared edge of the third-generation automotive medium-Mn steel with metastable austenite. In: *Journal of Materials Processing Technology*. **259**, S. 216-227. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2018.04.038

CHEN, L., J.-K. KIM, S.-K. KIM, G.-S. KIM, K.-G. CHIN, B. C. DE COOMAN, 2010. Stretch-Flangeability of High Mn TWIP steel. In: *Steel Research International*. **81**(7), S. 552-568. DOI: 10.1002/srin.201000044

CHEN, X., K. CHEN und L. SMITH, 2011. Pre-Forming Effects on AHSS Edge Cracking. In: *The 8th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes (NUMISHEET 2011)*. Seoul, 21.-26. August 2011. DOI: 10.1063/1.3623687

CHEN, X., J. SUN und X. ZHU, 2012a. Simulation Technique for Pre-forming of AHSS Edge Stretching. In: *12th International LS-DYNA Users Conference*. Detroit, 3.-5. Juni 2012. Verfügbar unter: <https://www.dynalook.com/conferences/12th-international-ls-dyna-conference/metalforming25-c.pdf>

- CHEN, X., 2012b. *Development of simulation technology for forming of advanced high strength steel* [Ph.D. Thesis]. Hamilton, Kanada: McMaster University. Verfügbar unter: <https://macsphere.mcmaster.ca/bitstream/11375/11911/1/fulltext.pdf>
- CHIRIAC, C., M. F. SHI und T. M. LINK, 2012. The Prestrain Effect on the Sheared Edge Flangeability of Dual Phase 780 Steels. In: *SAE Technical Paper 2012-01-0533*. DOI: 10.4271/2012-01-0533
- CHIRIAC, C. und M. F. SHI, 2013. Studies on Edge Strain Hardening Produced by Trimming Operations. In: *SAE Technical Paper 2013-01-1774*. DOI: 10.4271/2013-01-1774
- CHIRIAC, C., und M. F. SHI, 2015. Experimental Study of Edge Stretching Limits of DP980IBF Steel in Multistage Forming Process. In: *SAE International Journal of Materials and Manufacturing*. **8**(2), S. 415-418. DOI: 10.4271/2015-01-0525
- CHO, Y.-R., J.-H. CHUNG, H.-H. KU, I.-B. KIM, 1999. Effect of Controlled Cooling on the Formability of TS 590 MPa Grade Hot-rolled High Strength Steels. In: *Metals and Materials*. **5**(6), S. 571-578. DOI: 10.1007/BF03026307
- DAVIES, R. G., 1983. Edge Cracking in High Strength Steels. In: *Journal of Applied Metalworking*. **2**(4), S. 293-299. ISSN 0162-9700
- DE S. K., A. DEVA, S. MUKHOPADHYAY, B. K. JHA, 2011. Assessment of Formability of Hot-Rolled Steel through Determination of Hole-Expansion Ratio. In: *Materials and Manufacturing Processes*. **26**(1), S. 37-42. DOI: 10.1080/10426914.2010.531240
- EMBURY, J. D. und J. L. DUNCAN, 1982. Formability of Dual-Phase Steels. In: *Journal of Metals*. **34**(3), S. 24-29. DOI: 10.1007/BF03339125
- ERDOGAN, M. und R. PRIESTNER, 1999. Effect of epitaxial ferrite on yielding and plastic flow in dual phase steel in tension and compression. In: *Materials Science and Technology*. **15**(11), S. 1273-1284. DOI: 10.1179/026708399101505383
- FALK, J., 2017. *Fracture prediction of stretched shear cut edges in sheets made of Dual-Phase steel* [Master's Thesis]. Karlskrona, Schweden: Blekinge Institute of Technology. Verfügbar unter: <https://www.diva-portal.org/smash/get/diva2:1077707/FULLTEXT02.pdf>
- FANG, X., Z. FAN, B. RALPH, P. EVANS, R. UNDERHILL, 2003a. The relationships between tensile properties and hole expansion property of C-Mn steels. In: *Journal of Materials Science*. **38**(18), S. 3877-3882. DOI: 10.1023/A:1025913123832

FANG, X., Z. FAN, B. RALPH, P. EVANS, R. UNDERHILL, 2003b. Effects of tempering temperature on tensile and hole expansion properties of a C-Mn steel. In: *Journal of Materials Processing Technology*. **132**(1-3), S. 215-218. DOI: 10.1016/S0924-0136(02)00923-8

FEISTLE, M., R. GOLLE und W. VOLK, 2016a. Determining the influence of shear cutting parameters on the edge cracking susceptibility of high-strength-steels using the edge-fracture-tensile-test. In: *Procedia CIRP*. **41**, S. 1078-1083. DOI: 10.1016/j.procir.2016.01.007

FEISTLE, M., I. PÄTZOLD, R. GOLLE, W. VOLK, 2016b. Predicting Edge Cracks on Shear-Cut High-Strength Steels by Modified Uniaxial Tensile Tests. In: *Key Engineering Materials*. **703**, S. 49-55. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.703.49

FEISTLE, M., M. KRINNINGER, I. PÄTZOLD, J. STAHL, R. GOLLE, W. VOLK, 2017. Design and conceptualization of a cutting tool to investigate the influence of the shear cutting process on edge crack sensitivity. In: *IDDRG 2017*. München, 2.-6. Juli 2017. DOI: 10.1088/1742-6596/896/1/012106

FEISTLE, M., I. PÄTZOLD, R. GOLLE, W. VOLK, A. FREHN, R. ILSKENS, 2018a. Maximizing the Expansion Ratio through Multi-stage Shear-cutting Process during Collar Forming. In: *IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering*. **418**, 012071. DOI: 10.1088/1757-899X/418/1/012071

FEISTLE, M. und W. VOLK, 2018b. *Verbesserung der Umformbarkeit schergeschnittener Schnittflächen von Eisen-Mangan-Blechen durch optimierte Schneidparameter*. Forschung für die Praxis P 1072. Düsseldorf: FOSTA. ISBN 978-3-946885-35-1

FEISTLE, M., I. PÄTZOLD, R. GOLLE, W. VOLK, 2019. Open hole tensile tests for the determination of the edge-crack sensitivity of sheared holes dependent on specimen geometry, cutting parameters, and the notch factor. In: *Procedia Manufacturing*. **29**, S. 412-419. DOI: 10.1016/j.promfg.2019.02.156

FEISTLE, M., R. GOLLE und W. VOLK, 2022a. Edge crack test methods for AHSS steel grades: A review and comparisons. In: *Journal of Materials Processing Technology*. **302**, 117488. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2021.117488

FEISTLE, M., A. KINDSMÜLLER, I. PÄTZOLD, R. GOLLE, W. VOLK, 2022b. Influence of Sheet Metal Pre-forming on Edge Crack Sensitivity using an AHSS Steel Grade. In: *International Journal of Material Forming*. **15**, 50. DOI: 10.1007/s12289-022-01669-5

- FONSTEIN, N., H.-J. JUN, G. HUANG, S. SADAGOPAN, B. YAN, 2011. Effect of bainite on mechanical properties of multiphase ferrite-bainite-martensite steels. In: Proceedings from the Materials Science & Technology Conference. Columbus, Ohio, 16.-20. Oktober 2011
- FONSTEIN, N., 2017. Dual-phase steels. In: R. RANA und S. B. SINGH, Hrsg. *Automotive Steels*. Sawston (UK): Woodhead Publishing, S. 169-216. DOI: 10.1016/B978-0-08-100638-2.00007-9
- FRANKEL, J., A. ABBATE und W. SCHOLZ, 1993. The Effect of Residual Stresses on Hardness Measurements. In: *Experimental Mechanics*. **33**(2), S. 164-168. DOI: 10.1007/BF02322494
- FROMETA, D., M. TEDESCO, J. CALVO, A. LARA, S. MOLAS, D. CASELLAS, 2017. Assessing edge cracking resistance in AHSS automotive parts by the Essential Work of Fracture methodology. In: *Journal of Physics: Conference Series*. **896**, 012102. DOI: 10.1088/1742-6596/896/1/012102
- FROMETA, D., A. LARA, S. PARAREDA, D. CASELLAS, 2019. Evaluation of Edge Formability in High Strength Sheets Through a Fracture Mechanics Approach. In: *Proceedings of the 22nd International ESAFORM Conference on Material Forming: AIP Conference Proceedings*. **2113**, 160007. DOI: 10.1063/1.5112704
- GHASSEMI-ARMAKI, H., R. MAASS, S. P. BHAT, S. SRIRAM, J. R. GREER, K. S. KUMAR, 2014. Deformation response of ferrite and martensite in a dual-phase steel. In: *Acta Materialia*. **62**, S. 197-211. DOI: 10.1016/j.actamat.2013.10.001
- GLÄSNER, T., V. IMAT, M. SCHNEIDER, C. SUNDERKÖTTER, M. THEISS, S. WESTHÄUSER, 2015. Berücksichtigung der Kantenrissempfindlichkeit in der Umformsimulation [online]. Bamberg: Meisenbach. Verfügbar unter: <https://umformtechnik.net/content/location/72766>
- GLÄSNER, T., M. SCHNEIDER, M. TROITZSCH, S. WESTHÄUSER, 2016. Considering the edge-crack sensitivity of a hot-rolled steel in forming simulation. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. **159**, 012029. DOI: 10.1088/1757-899X/159/1/012029
- GLÄSNER, T., C. SUNDERKÖTTER, H. HOFFMANN, W. VOLK, R. GOLLE, 2017. Development of a 2-stage shear-cutting-process to reduce cut-edge-sensitivity of steels. In: *IOP Conference Series: Journal of Physics*. **896**, 012104. DOI: 10.1088/1742-6596/896/1/012104

GOLOVASHCHENKO, S. F., A. M. ILINICH, 2009. Analysis of Trimming Processes for Advanced High Strength Steels. In: *SAE International Journal of Materials and Manufacturing*. **1**(1), S. 818-823. DOI: 10.4271/2008-01-1446

GOLOVASHCHENKO, S. F., N. WANG und Q. Le, 2019. Trimming and Sheared Edge Stretchability of Automotive 6xxx Aluminum Alloys. In: *Journal of Materials Processing Technology*. **264**, S. 64-75. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2018.09.001

GOM METROLOGY, 2013. *ARAMIS – Benutzerinformation – Hardware*. Braunschweig: GOM Metrology GmbH

GOM METROLOGY, 2016. *Grundlagen der digitalen Bildkorrelation und Dehnungsberechnung*. Braunschweig: GOM Metrology GmbH

GOM METROLOGY, 2017. *Erfassung Grundwissen. GOM Software*. Braunschweig: GOM Metrology GmbH

GOM METROLOGY, 2023. *Argus: Optische Formänderungsanalyse* [online]. Braunschweig: Carl Zeiss GOM Metrology GmbH. Verfügbar unter: <https://www.gom.com/de-de/produkte/3d-testing/argus>

GONCALVES J., D. FOUQUES, X. BELLUT, L. ZHANG, M. HUANG, J. VAN DEVENTER, B. FARRAND, 2014. More fruitful and robust hole expansion testing conditions. In: *IDDRG 2014*. Paris, 1.-4. Juni 2014. Verfügbar unter: https://iddrg.com/wp-content/uploads/2022/03/P_7_14.pdf

GONCALVES, J. und D. FOUQUES, 2015. Influence of Hole Punching on Hole Expansion Test. In: *IDDRG 2015*. Shanghai, 31. Mai - 3. Juni 2015. Verfügbar unter: https://iddrg.com/wp-content/uploads/2022/03/C_69_15.pdf

GONCALVES, J., S. ALIBEIGI und S. SARKAR, 2019. Comprehensive understanding of effective parameters on edge cracking sensitivity of hot-rolled complex phase steels. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. **651**, 012108. DOI: 10.1088/1757-899X/651/1/012108

GOODWIN, G. M., 1968. Application of Strain Analysis to Sheet Metal Forming Problems in the Press Shop. In: *SAE Transactions*. **77**(1), S. 380-387. DOI: 10.4271/680093

- GU, J., H. KIM, J. DYKEMAN, H. SHIH, 2018. A Practical Methodology to Evaluate and Predict Edge Cracking for Advanced High-Strength Steel. In: *IDDRG 2018*. Waterloo, 3.-7. Juni 2018. Verfügbar unter: <https://iddrg.com/download/a-practical-methodology-to-evaluate-and-predict-edge-cracking-for-advanced-high-strength-steel/>
- GU, J., N. PATHAK, S. FREED, E. TODOROV, H. KIM, 2020. A novel testing method to evaluate edge formability nondestructively with eddy current. In: *IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering*. **967**, 012063. DOI: 10.1088/1757-899X/967/1/012063
- HAN, S., Y. CHANG, C. Y. WANG, H. DONG, 2022. A comprehensive investigation on the damage induced by the shearing process in DP780 steel. In: *Journal of Materials Processing Technology*. **299**, 117377. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2021.117377
- HARTMANN, C., H. A. WEISS, P. LECHNER, W. VOLK, S. NEUMAYER, J. H. FITSCHEN, G. STEIDL, 2021. Measurement of strain, strain rate and crack evolution in shear cutting. In: *Journal of Materials Processing Technology*. **288**, 116872. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2020.116872
- HASEGAWA, K., K. KAWAMURA, T. URABE, Y. HOSOYA, 2004. Effects of Microstructure on Stretch-flange-formability of 980 MPa Grade Cold-rolled Ultra High Strength Steel Sheets. In: *ISIJ International*. **44**(3), S. 603-609. DOI: 10.2355/isijinternational.44.603
- HELD, C., M. LIEWALD und M. SINDEL, 2010. Erweiterte Werkstoffprüfverfahren zur Charakterisierung von Leichtbaublechwerkstoffen im Hinblick auf die Kantenrisssensitivität. In: *Materials Testing*. **52**(9), S. 596-602. DOI: 10.3139/120.110166
- HISKER, F., R. THIESSEN und T. HELLER, 2012. Influence of Microstructure on Damage in Advanced High Strength Steels. In: *Materials Science Forum*. **706-709**, S. 925-930. DOI: 10.4028/www.scientific.net/MSF.706-709.925
- HOFFMANN, H., R. NEUGEBAUER und G. SPUR, 2012. *Handbuch Umformen*. München: Carl Hanser. ISBN 978-3-446-42778-5
- HÖRMANN, F., P. MAIER-KOMOR und H. HOFFMANN, 2006. Möglichkeiten und Grenzen der Schneidsimulation. In: *BLECH InForm*. 6/2006, S. 47-51. ISSN 1616-3362

HSIUNG, G., 2012. *Advanced High-Strength Steel Stamping* [Präsentation]. Auto/Steel Partnership Projekt LM063. General Motors, 18.05.2012. Verfügbar unter: https://www.energy.gov/sites/prod/files/2014/03/f10/lm063_hsiung_2012_o.pdf

HUANG, M., D. J. ZHOU und J. SIEKIRK, 2008. *Stretch Flangeability of DP490* [Präsentation]. Auto/Steel Partnership Projekt. ArcelorMittal Global R&D, Chrysler LLC. Verfügbar unter: <https://silo.tips/download/stretch-flangeability-of-dp490>

HUBER, N. und J. HEERENS, 2008. On the effect of a general residual stress state on indentation and hardness testing. In: *Acta Materialia*. **56**(20), S. 6205-6213. DOI: 10.1016/j.actamat.2008.08.029

IIZUKA, E., K. HIGAI und Y. YAMASAKI, 2019. Effect of pre-strain on stretch flange deformation limit of steel sheets. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. **651**, 012017. DOI: 10.1088/1757-899X/651/1/012017

ISIK, K., G. GERSTEIN, F. GUTKNECHT, T. CLAUSMEYER, F. NÜRNBERGER, H. J. MAIER, A. E. TEKKAYA, 2016. Investigations of ductile damage in DP600 and DC04 deep drawing steel sheets during punching. In: *Procedia Structural Integrity 2*. S. 673-680. DOI: 10.1016/j.prostr.2016.06.087

JOCHAM, D., C. GABER, O. BÖTTCHER, W. VOLK, 2015. Prediction of formability for multi-linear strain paths. In: *Proceedings from the 8th Forming Technology Forum*. Zürich, 29.-30. Juni 2015. S. 59-64. ISBN: 978-3-906031-98-9

KARELOVA, A., C. KREMPASZKY, E. WERNER, T. HEBESBERGER, A. PICHLER, 2007. Influence of the edge conditions on the hole expansion property of dual-phase and complex-phase steels. In: *Proceedings from the Materials Science & Technology Conference*. Detroit, Michigan, 16.-20. September 2007. ISBN: 978-0-87170-866-3

KARELOVA, A., C. KREMPASZKY, E. WERNER, P. TSIPOURIDIS, T. HEBESBERGER, A. PICHLER, 2009. Hole Expansion of Dual-phase and Complex-phase AHS Steels - Effect of Edge Conditions. In: *Steel Research International*. **80**(1), S. 71-77. DOI: 10.2374/SRI08SP110

KEELER, S. P. und W. A. BACKOFEN, 1963. Plastic Instability and Fracture in Sheet Stretched over Rigid Punches. In: *ASM Transactions Quarterly*. **56**(11), S. 25-48.

KINDSMÜLLER A. und M. THUM, 2021. *Einfluss der Kantenbearbeitung von Aluminiumblechen auf das Restumformvermögen sowie die Festigkeitseigenschaften unter*

quasistatischer und schwingender Beanspruchung. FAT-Schriftenreihe 348. Berlin: Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V. ISSN 2192-7863

KINDSMÜLLER, A., R. NORZ, N. MANOPULO, W. VOLK, 2022. Investigation of a pre-strain-specific edge crack sensitivity factor and its implementation in FEM. In: *NUMISHEET 2022*. The Minerals, Metals & Materials Series. DOI: 10.1007/978-3-031-06212-4_54

KONIECZNY A. und T. HENDERSON, 2007. On Formability Limitations in Stamping Involving Sheared Edge Stretching. *SAE Technical Paper 2007-01-0340*. DOI: 10.4271/2007-01-0340

KOPP, T. M., 2017. *Einfluss der Werkzeugsteifigkeit auf Scherschneidprozess und Werkzeugverschleiß beim offenen Schnitt* [Dissertation]. München: Technische Universität

LANGE, K., Hrsg. und andere, 1990. *Blechbearbeitung*. 2. Auflage. Berlin: Springer. Umformtechnik: Handbuch für Industrie und Wissenschaft. Bd. 3. ISBN 3-540-50039-1

LAROUR, P., H. SCHAUER, J. LACKNER, E. T. TILL, 2016. Edge crack simulation with the modular “smiley” forming tool. In: *IDDRG 2016*. Linz, 12.-15. Juni 2016. Verfügbar unter: <https://iddrg.com/download/edge-crack-simulation-with-the-modular-smiley-forming-tool/#>

LAUKONIS, J. V. und A. K. GOSH, 1978. Effects of Strain Path Changes on the Formability of Sheet Metals. In: *Metallurgical Transactions A*. **9**(12), S. 1849-1856. DOI: 10.1007/BF02663419

LE, Q. B., J. A. DEVRIES, S. F. GOLOVASHCHENKO, J. J. F. BONNEN, 2014. Analysis of sheared edge formability of aluminum. In: *Journal of Materials Processing Technology*. **214**(4), S. 876-891. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2013.11.021

LEE H. Y., J. Y. PARK und J. NAM, 2014. The effect of shear-edge quality on hole expansion ratio of advanced high strength steel. In: *IDDRG 2014*. Paris, 1.-4. Juni 2014. Verfügbar unter: https://iddrg.com/wp-content/uploads/2022/03/C_29_14.pdf

LECO, 2005. *Instruction Manual: AMH43 Automatic Micro/Macro Indentation Hardness Testing System*. Mönchengladbach: Leco Instrumente GmbH

LIEWALD M. und M. GALL, 2013. Experimental investigation of the influence of shear cutting parameters on the edge crack sensitivity of dual phase steels. In: *IDDRG 2013*. Zürich, 2.-5. Juni 2013. Verfügbar unter: https://iddrg.com/wp-content/uploads/2022/03/C_36_13.pdf

LÜDKE B. und M. PFESTORF, 2005. Von den Anforderungen an die Rohkarosserie zu den Anforderungen an den Werkstoff: Prozesskette Presswerk – Rohbau – Lack. In: *Materials Testing*. **47**(11-12), S. 650-656. DOI: 10.3139/120.100702

MARCINIAK, Z. und K. KUCZYNSKI, 1967. Limit strains in the processes of stretch-forming sheet metal. In: *International Journal of Mechanical Sciences*. **9**(9), S. 609-620. DOI: 10.1016/0020-7403(67)90066-5

MICRO MATERIALS, 2004. *NanoTest On-line Help File Version 1.0 and NanoTest Manual Version 3.0*. Wrexham, Vereinigtes Königreich: Micro Materials Limited.

MICRO MATERIALS, 2017. *NanoTest Vantage Datasheet* [online]. Wrexham, Vereinigtes Königreich: Micro Materials Limited. Verfügbar unter: <https://www.micromaterials.co.uk/wp-content/uploads/2019/02/NanoTest-Vantage-Datasheet.pdf>

MORI K.-I., Y. ABE und Y. SUZUI, 2010. Improvement of stretch flangeability of ultra high strength steel sheet by smoothing of sheared edge. In: *Journal of Materials Processing Technology*. **210**(4), S. 653-659. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2009.11.014

MUKHERJEE, M., S. TIWARI und B. BHATTACHARYA, 2018. Evaluation of factors affecting the edge formability of two hot rolled multiphase steels. In: *International Journal of Minerals, Metallurgy and Materials*. **25**(2), S. 199-215. DOI: 10.1007/s12613-018-1563-1

MÜSCHENBORN, W. und H.-M. SONNE, 1975. Einfluß des Formänderungsweges auf die Grenzformänderungen des Feinblechs. In: *Archiv für das Eisenhüttenwesen*. **46**(9), S. 597-602. DOI: 10.1002/srin.197503686

NAKAJIMA, K., T. KIKUMA und K. ASAKU, 1968. Study on the Formability of Steel Sheet. In: *Yawata Technical Report 264*. S. 8517-8530

PAPULA, S., J. TALONEN und H. HÄNNINEN, 2014. Effect of Residual Stress and Strain-Induced α' -Martensite on Delayed Cracking of Metastable Austenitic Stainless Steels. In: *Metallurgical and Materials Transactions A*. **45**(3), S. 1238-1246. DOI: 10.1007/s11661-013-2090-3

PARK, J., C. WON, H.-J. LEE, J. YOON, 2022. Integrated Machine Vision System for Evaluating Hole Expansion Ratio of Advanced High-Strength Steels. In: *Materials*. **15**(2), 553. DOI: 10.3390/ma15020553

PATHAK, N., C. BUTCHER und M. WORSWICK, 2013. Influence of the sheared edge condition on the hole expansion of dual phase steel. In: *IDDRG 2013*. Zürich, 2.-5. Juni 2013. Verfügbar unter: https://iddrg.com/wp-content/uploads/2022/03/C_35_13.pdf

PATHAK, N., C. BUTCHER und M. WORSWICK, 2016. Assessment of the Critical Parameters Influencing the Edge Stretchability of Advanced High-Strength Steel Sheet. In: *Journal of Materials Engineering and Performance*. **25**(11), S. 4919-4932. DOI: 10.1007/s11665-016-2316-9

PATHAK, N., C. BUTCHER, M. WORSWICK, E. BELLHOUSE, J. GAO, 2017. Damage Evolution in Complex-Phase and Dual-Phase Steels during Edge Stretching. In: *Materials*. **10**(4), 346. DOI: 10.3390/ma10040346

PÄTZOLD, I., M. FEISTLE, R. GOLLE, W. VOLK, A. FREHN, R. ILSKENS, 2018. Determination of the minimum possible damage due to shear cutting using a multi-stage shear cutting process. In: *IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering*. **418**, 012070. DOI: 10.1088/1757-899X/418/1/012070

SAITO, K., C. INOUE, J. IKEGAWA, K. YAMAZAKI, S. GOTO, M. TAKAMURA, S. MIHARA, S. SUZUKI, 2020. Effects of Size and Distribution of Spheroidized Cementite on Void Initiation in the Punched Surface of Medium-Carbon Steel. In: *Metallurgical and Materials Transactions A*. **51**(9), S. 4499-4510. DOI: 10.1007/s11661-020-05854-6

SAKAKI, T., K. SUGIMOTO und T. FUKUZATO, 1983. Role of internal stress for continuous yielding of dual-phase steels. In: *Acta Metallurgica*. **31**(10), S. 1737-1746. DOI: 10.1016/0001-6160(83)90172-4

SALZGITTER, 2022. *CR330Y590T-DP – Mehrphasenstähle zum Kaltumformen – Dualphasenstähle* [online]. Salzgitter: Salzgitter Flachstahl GmbH. Verfügbar unter: https://www.salzgitter-flachstahl.de/fileadmin/footage/MEDIA/gesellschaften/szfg/informationsmaterial/produktinformationen/feuerverzinkte_products/deu/hct590x.pdf

SCHENEK, A., M. OPITZ und C. HOLFELDER, 2020. Innovatives HSC-Fertigungsverfahren reduziert die Kantenrissempfindlichkeit von Formplatten und ermöglicht neue Blechbauteilspektren. In: *Blech*. **29**(2), S. 28-31. ISSN 0942-9751

SCHEY, J. A., 1995. Formability determination for production control. In: S. K. GOSH und M. PREDELEANU, Hrsg. *Materials Processing Defects*. 1. Auflage. Amsterdam: Elsevier, S. 171-186. ISBN 9780080544885

SCHNEIDER, M. und U. EGGERS, 2011. Investigation on punched edge formability. In: *IDDRG 2011*. Bilbao, 5.-8. Juni 2011. Verfügbar unter: https://iddrg.com/wp-content/uploads/2022/03/C_10_11.pdf

SCHNEIDER, M., A. GEFFERT, I. PESHEKHODOV, A. BOUGUECHA, B.-A. BEHRENS, 2015. Overview and comparison of various test methods to determine formability of a sheet metal cut-edge and approaches to the test results application in forming analysis. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*. **46**(12), S. 1196-1217. DOI: 10.1002/mawe.201500446

SRIRAM, S. und J. CHINTAMANI, 2005. Guidelines for Stretch Flanging Advanced High Strength Steels. In: AIP Conference Proceedings. **778**, S. 681-686. DOI: 10.1063/1.2011301

TATA, 2016. *Cold-rolled DP800-UC - Hohe Festigkeit, hohe Dehnbarkeit, hohe Umformbarkeit* [online]. London: Tata Steel Europe Limited. Verfügbar unter: <https://www.tatasteeleurope.com/sites/default/files/tatasteel-automotive-cr-dp800-uc-cr440y780t-hct780x-dp-datasheet-DE.pdf>

TAYLOR, M. D., K. S. CHOI, X. SUN, D. K. MATLOCK, C. E. PACKARD, L. XU, F. BARLAT, 2014. Correlations between nanoindentation hardness and macroscopic mechanical properties in DP980 steels. In: *Materials Science and Engineering A*. **597**, S. 431-439. DOI: 10.1016/j.msea.2013.12.084

THYSSENKRUPP, 2016. *Dualphasen-Stähle in neuer Vielfalt* [online]. Duisburg: thyssenkrupp Steel Europe AG. Verfügbar unter: https://www.thyssenkrupp-steel.com/media/content_1/publikationen/automobil_trucks_1/thyssenkrupp_highlightflyer_dualphasenstaehle_stahl_de.pdf

THYSSENKRUPP, 2022. *Dualphasen-Stahl – maßgeschneidertes Portfolio für modernen Leichtbau* [online]. Duisburg: thyssenkrupp Steel Europe AG. Verfügbar unter: <https://www.thyssenkrupp-steel.com/de/produkte/feinblech-oberflaechenveredelte-produkte/mehrphasenstahl/dualphasenstahl/>

TSOUPIS, I. und M. MERKLEIN, 2016. Edge crack sensitivity of lightweight materials under different load conditions. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. **159**, 012017. DOI: 10.1088/1757-899X/159/1/012017

- VITZTHUM, S., J. REBELO KORNMEIER, M. HOFMANN, M. GRUBER, R. NORZ, E. MAAWAD, J. MENDIGUREN, W. VOLK, 2022. In-situ analysis of the elastic-plastic characteristics of high strength dual-phase steel. In: *Materials Science and Engineering A*. **857**, 144097. DOI: 10.1016/j.msea.2022.144097
- VOLK, W., 2006. New Experimental and Numerical Approach in the Evaluation of the FLD with the FE-Method. In: *Proceedings of FLC-Zurich*. S. 26-30.
- VOLK, W. und P. HORA, 2011. New algorithm for a robust user-independent evaluation of beginning instability for the experimental FLC determination. In: *International Journal of Material Forming*. **4**(3), S. 339-346. DOI: 10.1007/s12289-010-1012-9
- VOLK, W., H. HOFFMANN, J. SUH, J. KIM, 2012. Failure prediction for nonlinear strain paths in sheet metal forming. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology*. **61**(1), S. 259-262. DOI: 10.1016/j.cirp.2012.03.111
- VOLK, W., H. WEISS, D. JOCHAM, J. SUH, 2013a. Phenomenological and Numerical Description of Localized Necking Using Generalized Forming Limit Concept. In: *IDDRG 2013*. Zürich, 2.-5. Juni 2013. Verfügbar unter: https://iddrg.com/wp-content/uploads/2022/03/C_2_13.pdf
- VOLK, W. und J. SUH, 2013b. Prediction of Formability for Non-linear Deformation History using Generalized Forming Limit Concept (GFLC). In: *AIP Conference Proceedings* 1567. S. 556-561. DOI: 10.1063/1.4850035
- VOLK, W., 2022. Stufenfertigung – Arbeitsfolgen. In: Vorlesung Grundlagen der Ur- und Umformtechnik: Grundlagen Blechumformung. München: Technische Universität
- WATT, D. F. und M. JAIN, 1984. Effect of martensite morphology on the strength differential effect in dual phase steels. In: *Scripta Metallurgica*. **18**(12), S. 1379-1382. DOI: 10.1016/0036-9748(84)90369-7
- WEINSCHENK, A. und W. VOLK, 2017. FEA-based development of a new tool for systematic experimental validation of nonlinear strain paths and design of test specimens. In: *AIP Conference Proceedings*. **1896**, 020009. DOI: 10.1063/1.5007966
- WU, X., H. BAHMANPOUR, K. SCHMID, 2012. Characterization of mechanically sheared edges of dual phase steels. In: *Journal of Materials Processing Technology*. **212**(6), S. 1209-1224. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2012.01.006

YE, C., J. CHEN, C. XIA, X. YU, 2014. Study of curvature and pre-damage effects on the edge stretchability of advanced high strength steel based on a new simulation model. In: *International Journal of Material Forming*. 9(3), S. 269-276. DOI: 10.1007/s12289-014-1197-4

ZWICKROELL, 2023. *Allround-Line – individuell und vielfältig* [online]. Ulm: ZwickRoell GmbH & Co. KG. Verfügbar unter: <https://www.zwickroell.com/de-de/universalpruefmaschinen/allroundline-material-pruefmaschine>

D. Normen und Richtlinien

DIN EN ISO 12004-2. *Metallische Werkstoffe – Bleche und Bänder – Bestimmung der Grenzformänderungskurve – Teil 2: Bestimmung von Grenzformänderungskurven im Labor.* Deutsches Institut für Normung e.V. Berlin: Beuth, 00.06.2019

DIN EN ISO 6507-1. *Metallische Werkstoffe – Härteprüfung nach Vickers – Teil 1: Prüfverfahren.* Deutsches Institut für Normung e.V. Berlin: Beuth, 00.07.2018

DIN EN ISO 6892-1. *Metallische Werkstoffe – Zugversuch – Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur.* Deutsches Institut für Normung e.V. Berlin: Beuth, 00.02.2017

DIN 8580. *Fertigungsverfahren: Begriffe, Einteilung.* Deutsches Institut für Normung e.V. Berlin: Beuth, 00.09.2003

DIN 8588. *Fertigungsverfahren Zerteilen: Einordnung, Unterteilung, Begriffe.* Deutsches Institut für Normung e.V. Berlin: Beuth, 00.08.2013

ISO 16630. *Metallic materials – Sheet and strip – Hole expanding test.* International Organization for Standardization. Genf: International Organization for Standardization, 01.07.2009

VDI 2906. *Schnittflächenqualität beim Schneiden, Beschneiden und Lochen von Werkstücken aus Metall: Allgemeines, Kenngrößen, Werkstoffe.* Verein Deutscher Ingenieure e.V. Berlin: Beuth, 00.05.1994