

Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V.

Postfach 10 48 42

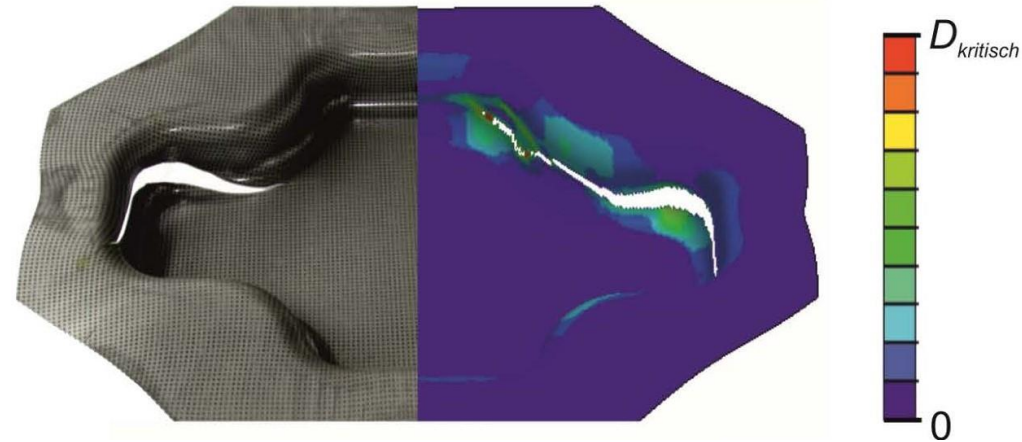
40039 Düsseldorf

Sohnstr. 65

40237 Düsseldorf

fosta@stahlforschung.de

www.stahlforschung.de



**Erweitertes kontinuumsmechanisches
Schädigungsmodell unter Berücksichtigung
niedriger Triaxialitäten für die
Tiefziehsimulation von Hochleistungsstählen**
Enhanced Continuum Damage Mechanics Model
for Low Triaxialities for the Deep Drawing
Simulation of Advanced High Strength Steels

Forschung für die Praxis P 1039

Forschungsvorhaben P 1039 / S 024/10208/13

Erweitertes kontinuumsmechanisches Schädigungsmodell unter Berücksichtigung niedriger Triaxialitäten für die Tiefziehsimulation von Hochleistungsstählen

Enhanced Continuum Damage Mechanics Model for Low Triaxialities for the Deep Drawing Simulation of Advanced High Strength Steels

Technische Universität Dortmund, Institut für Umformtechnik und Leichtbau
Prof. Dr.-Ing. A. Erman Tekkaya
Dr.-Ing. Till Clausmeyer
Kerim Isik M.Sc.

inpro Innovationsgesellschaft für fortgeschrittene Produktionssysteme in der
Fahrzeugindustrie mbH, Berlin
Dr.-Ing. Maria Goretti Doig

Verantwortlich für die FOSTA – Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V.
Dipl.-Ing. Rainer Salomon

Das Forschungsvorhaben wurde am Institut für Umformtechnik und Leichtbau der Technischen Universität Dortmund mit fachlicher Begleitung und mit finanzieller Förderung durch die Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V., Düsseldorf, aus Mitteln der Stiftung Stahlanwendungsforschung, Essen, durchgeführt.

Beteiligte Einrichtungen im PA:

Bayerische Motoren Werke AG, München

DYNAmore Gesellschaft für FEM Ingenieurdienstleistungen mbH, Stuttgart

Universität der Bundeswehr München, Neubiberg

Volkswagen AG, Braunschweig

AutoForm Development GmbH, Zürich

Daimler AG, Sindelfingen

Volkswagen AG, Wolfsburg

thyssenkrupp Steel Europe AG, Dortmund

Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, Lehrstuhl für

Fertigungstechnologie, Erlangen

© 2020 Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V., Düsseldorf

Printed in Germany

Bestell-Nr. P 1039

ISBN 978-3-946885-34-4

Das Werk ist urheberrechtlich geschützt. Alle Rechte, auch die der Übersetzung in andere Sprachen, bleiben vorbehalten. Ohne schriftliche Genehmigung der Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V. sind Vervielfältigungen, Mikroverfilmungen und die Einspeicherung und Verarbeitung in elektronischen Systemen nicht gestattet.

Kurzdarstellung

Hochfeste Stähle werden aufgrund ihrer Leichtbaueigenschaften in der Automobilindustrie eingesetzt. Neben ihren guten mechanischen Eigenschaften, wie hoher Festigkeit eignen diese sich aufgrund ihrer Energieabsorption im Crashfall für die Herstellung von Strukturteilen. Aufgrund ihrer eingeschränkten Duktilität, die bei Umformvorgängen manchmal zu Rissen - ohne oder mit geringer Einschnürung - führen, können konventionelle Grenzformänderungsdiagramme nicht angewendet werden. Daher werden häufig Kontinuumsschädigungsmodelle zur Vorhersage der Bauteilschädigung oder des Versagens angewendet.

In dieser Arbeit wird eine Variante des Lemaitre-Kontinuumsschädigungsmodells (CDM) untersucht, um das Versagen beim Tiefziehen von DP1000-Stählen vorherzusagen. Frühere Untersuchungen (im Projekt P 853) zeigten, dass die Modellerweiterung (quasi-unilaterale Schädigungsentwicklung), die die Schädigungsentwicklung durch Druckspannungen skaliert, die Versagensvorhersagen verbessern kann. Insbesondere für die Umformprozesse, bei denen der Bruch unter Scherung auftritt, können Rissbeginn und Rissort erfolgreich vorhergesagt werden. Der von diesem Modell für niedrige und negative Triaxialitäten vorhergesagte Bruchort ist jedoch begrenzt flexibel. Im Gegensatz zu den hohen Bruchdehnungen unter biaxialen Umformbedingungen kann eine reduzierte Duktilität unter Scherung und Plane-Strain nicht gleichzeitig vorhergesagt werden. Um diesen Nachteil zu beheben, wurde Lemaitres CDM verbessert, indem die maximale Scherspannung berücksichtigt wird, welche die Flexibilität des Modells erhöht. Hierdurch kann die Vorhersagequalität für scherdominierte Belastungszustände erhöht werden. Um den Beginn der Dehnungslokalisierung vorherzusagen, wurden zwei mit diesem Modell kombinierte Methoden zur Instabilitätsvorhersage für LS-DYNA und ibura eingeführt.

Die inverse Parameteridentifikation für die Werkstoffcharakterisierung ist so ausgelegt, dass die Spannungszustände, die bei der Blechumformung auftreten, möglichst gut abgedeckt werden. Zugversuche mit gekerbten und gelochten Proben und Nakajima-Versuche mit biaxial belasteten Proben dienen zur Charakterisierung des Umformverhaltens für Spannungszustände zwischen einachsigen Zug und biaxialen Zug. Zur Werkstoffcharakterisierung unter Scherung werden mehrere Schertests miteinander verglichen und der ebene Torsionsversuch als geeignetes Verfahren für die Versagenscharakterisierung dünner Bleche (1 mm) eingeführt.

Optimierungsstrategien mit verschiedenen Testkombinationen wurden erprobt. Hierbei ist eine Zielgröße, den Rechenaufwand für die Parameteridentifikation möglichst zu minimieren. Die Validierungsstudien umfassen das Tiefziehen von mehreren Teilen, z.B. eines Vierkantnapfes, eines Kreuznapfes und eines Bauteils mit einer komplexen Struktur aus der Industrie. Die Vorhergüte des vorgestellten Modells wird durch den Vergleich zwischen den Experimenten der Validierungstests und der Simulationen bewertet.

Abstract

Advanced high strength steels are still a common choice for lightweight design in the automotive industry. Due to their good performances such as high strength and high energy absorption, these steel grades are excellent for body in white components. Because of their restricted ductility, which sometimes leads to the formation of cracks without or with low necking during forming operations, the conventional forming limit diagrams may fall short. As a remedy, continuum damage models are commonly applied in the literature to predict failure due to fracture.

In this work, a variant of Lemaitre's continuum damage model (CDM) is investigated to predict failure during deep drawing of DP1000 steels. Previous investigations (in project P853) showed that the model extension (quasi-unilateral damage evolution), which scales the damage evolution due to compressive stress states, improves the failure predictions. Especially for the forming processes in which the fracture occurs dominantly under shear, the onset and location of the fracture can be predicted successfully. However, the fracture locus predicted by this model for low and negative stress triaxialities is limited. Reduced ductility under shear and plane-strain cases, on the contrary to the high fracture strains under biaxial forming conditions cannot be provided at the same time. To solve this drawback, Lemaitre's CDM has been enhanced by considering the maximal shear stress, such that the model capability is extended to obtain predictions close to the experimental observations. To predict the onset of the strain localization, two methodologies for the prediction of instability are combined with this model (for the commercial FE-programs LS-DYNA and ibura).

The inverse parameter identification for the material characterization is designed such that the predictions cover a large range of the stress states occurring during sheet forming operations. Tensile tests with notched and holed specimens and Nakajima-test with biaxial specimens are used for the characterization of the forming behavior between uniaxial tension and biaxial tension. For the material characterization under shear, several shear tests are compared with other and an appropriate testing method for thin sheets (1 mm) using in-plane torsion tests is introduced. Optimization strategies with different test combinations are discussed to reduce the computational effort for the parameter identification. The validation studies include deep drawing of several parts, such as a square cup, a cross-die specimen and a component relevant for the automotive industry. The predictive performance of the presented model is evaluated by the comparisons between experiments and simulations of those validation tests.

FOSTA - Research Association for Steel Application
May 2020

Inhaltsverzeichnis Content

1	Einleitung	
	Introduction	1
1.1	Problemstellung	
	Problem Definition	3
1.1.1	Ausgangssituation	
	Initial Situation	3
1.2	Zielsetzung	
	Objective	9
1.2.1	Angestrebte Forschungsergebnisse	
	Aimed research results.....	9
1.2.2	Innovativer Beitrag der angestrebten Forschungsergebnisse	
	Innovative contribution of the research.....	9
2	Stand der Technik	
	State of the art	10
2.1	Versagensvorhersage	
	Failure Prediction	11
2.2	Lemaitre Schädigungsmodell	
	Lemaitre damage model.....	17
2.2.1	Basismodell	
	Basic model.....	17
2.2.2	Lemaitre Schädigungsmodell mit Berücksichtigung der Druckspannung	
	Lemaitre damage model including the effect of compressive stress	19
3	Vorgehensweise	
	Approach.....	21
4	Erweiterung des Schädigungsmodells	
	Enhancement of the damage model	24
4.1	Lemaitre Schädigungsmodell mit Berücksichtigung der Scherung	
	Lemaitre damage model including the effect of maximum shear stress	24
5	Experimentelle Untersuchungen zur Werkstoffcharakterisierung	
	Experimental investigations for the material characterization	27
5.1	Werkstoffcharakterisierungsversuche	
	Material characterization experiments.....	27
5.1.1	Zugversuche	
	Tensile tests	28
5.1.2	Scherversuche	
	Shear tests	31
5.1.3	Nakajima-Versuch (Biaxiale Probe)	
	Nakajima-Test (biaxial specimen)	36

6	Experimentelle Untersuchungen zur Validierung Experimental investigations for the validation.....	37
6.1	Tiefziehen eines Kreuznapfes Deep drawing of a cup with a cross-die	37
6.2	Tiefziehen eines Vierkantnapfes Deep drawing of a cup with a square cup	40
6.3	Tiefziehen eines Bauteils (BMW-Bauteil) Deep drawing of a part (BMW-Part).....	42
7	Parameteridentifikation Parameter identification.....	47
7.1	Ermittlung der Kennwerte für die Elasto-Plastizität Identification of the elastoplastic parameter.....	47
7.1.1	Elastische und plastische Kennwerte Elasticity and plasticity coefficients	48
7.1.2	Extrapolation der Fließkurve Flow curve extrapolation.....	48
7.2	Ermittlung der Schädigungsparameter Identification of the damage parameter	49
7.2.1	Optimierungseinstellungen in LS-OPT Optimization methodology in LS-OPT.....	50
7.2.2	Optimierung mit ausschließlich Zugversuchen Optimization with only tensile tests.....	55
7.2.3	Optimierung mit Zugversuchen und dem Biax-Nakajima-Versuch Optimization with tensile tests and biaxial Nakajima-test.....	61
7.2.4	Identifikation des Parameters h mittels des ebenen Torsionsversuches Identification of the h Parameter using in-plane torsion test	65
7.3	Parameteridentifikation CR700Y980T-DP Parameter identification for CR700Y980T-DP	68
8	Validierungsuntersuchungen Validation Studies.....	72
8.1	Einstellung für die verwendete FE-Modelle Features for the used FE-Models	72
8.2	Tiefziehen eines Kreuznapfes (Daimler) Deep drawing of a cup with a cross-die	73
8.3	Tiefziehen eines Vierkantnapfes (thyssenkrupp Steel Europe) Deep drawing of a square cup	76
8.4	Tiefziehen eines Bauteils (BMW-Bauteil) Deep drawing of a part (BMW-Part).....	78
8.4.1	Validierungsexperimente mit Ziehfolie Validation experiments with drawing film	79

8.4.2 Validierungsexperimente mit Ziehfolie und Tiefziehöl Validation experiments with drawing film and drawing oil.....	83
9 Instabilität Instability	86
9.1 Untersuchungen in LS-DYNA Investigation in LS-DYNA	87
9.2 Untersuchungen in ibura Investigations in ibura.....	96
10 Vergleich mit weiteren Vorhersagenmethode Comparison with further prediction methods.....	99
10.1 Versagensvorhersage des BMW-Bauteils mit der FLC Damage prediction of the BMW test part with the FLC.....	99
11 Zusammenfassung Summary.....	102
12 Ausblick Perspective	105
13 Zusammenstellung aller Arbeiten, die im Zusammenhang mit dem Vorhaben veröffentlicht wurden List of publications related to the project.....	106
14 Literaturverzeichnis Bibliography	107

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1-1: Zusammenhang Bruchdehnung Zugfestigkeit für Stähle. Angelehnt an (Fonstein 2015)	2
Abbildung 1-2: Modellantwort mit ($h = 0$) und ohne ($h = 1$) Porenschließung: Bruchdehnung – Triaxialität (links), Hauptspannungen (Bruch) (rechts)	3
Abbildung 1-3: Modifizierter ebener Torsionsversuch zur Anpassung des Parameters h : Probengeometrie (links), Drehmoment – Drehwinkelverlauf für verschiedenen h -Werte (rechts)	4
Abbildung 1-4: Versagensvorhersage mit dem Basis- ($h = 1$) (links) und erweiterten Schädigungsmodell ($h = 0,2$) (rechts), DP800, Blechdicke 1 mm.....	5
Abbildung 1-5: Verlauf des Schädigungs- und des Umformgrades am kritischen Element in der Simulation, (Tiefziehen, DP800, Blechdicke 1 mm).....	6
Abbildung 1-6: Versagensverhalten für verschiedene Belastungsfälle (Wierzbicki T. 2005)	7
Abbildung 1-7: Scherversuche zur Charakterisierung des Versagensverhaltens	8
Abbildung 2-1: Erweiterung der FLD im Scherbereich (Li, et al. 2010).....	12
Abbildung 2-2: Bruchkurve in Abhängigkeit der Triaxialität. Modell nach (Bao Y. 2004)	13
Abbildung 2-3: Definition des Lode-Parameters im Hauptspannungsraum und durch drei Koordinatensysteme ausgedrückt. (Bai Y. 2010)	14
Abbildung 2-4: Versagensmechanismus unter Scherung nach (Siruguet K. 2004) ...	15
Abbildung 2-5: Versagensmechanismus unter Scherung nach Soyarslan (Soyarslan C. 2008).....	15
Abbildung 2-6: „in-plane“- (links) und „through thickness“- (rechts) Scherspannungszustände beim Tiefziehen. Verwendete Abkürzungen: B: Biegung, BB: Rückbiegung, PS: Zug mit ebener Dehnung, BBS: homogene biaxiale Streckung, D: Tiefziehen, T_i sind die dabei wirkenden Spannungen (Valberg 2010).....	16
Abbildung 2-7: Schematische Darstellung der effektiven Zustandsgrößen. Mit σ der effektiven Spannung, $\bar{\sigma}$ der gemittelte Spannung und der D Schädigungsvariable (Soyarslan C. 2008).....	18
Abbildung 3-1: Übersicht des Vorgehens	23
Abbildung 4-1: Einfluss der Scherkorrektur auf den Bruchdehnung-Triaxialität-Verlauf und die Bruchortskurve.....	26
Abbildung 5-1: Spannungs-Dehnungsverlauf des Werkstoffes CR590Y980T-DP (Zugversuch)	29
Abbildung 5-2: Spannungs-Dehnungsverlauf des Werkstoffes CR700Y980T-DP (Zugversuch)	29
Abbildung 5-3: (links) experimenteller Aufbau; (rechts) Geometrie der gekerbten Proben.....	30
Abbildung 5-4: Optisches Dehnungsfeld der gekerbten und gelochten Zugversuche	30
Abbildung 5-5: Aufbau des ebenen Torsionsversuches ohne (links) und mit Nut (rechts)	31

Abbildung 5-6: Modellierung mit Volumen- und Schalenelementen im ebenen Torsionsversuch: Spannung-Umformgrad-Verlauf, Schädigungsentwicklung und Triaxialität-Verlauf	32
Abbildung 5-7: Probengeometrie (links) und Versuchsaufbau (rechts) IEHK Scherversuch, Bildmaterial wurde freundlicherweise von IEHK der RWTH Aachen zur Verfügung gestellt	33
Abbildung 5-8: Modellierung mit Volumen- und Schalenelementen der IEHK-Probe: Spannung-Umformgrad-Verlauf, Schädigungsentwicklung und Triaxialität-Verlauf	34
Abbildung 5-9: Probengeometrie (links) und Versuchsergebnisse (rechts) der Twenteprobe	35
Abbildung 5-10: Modellierung mit Volumen- und Schalenelementen der Twenteprobe: Spannung-Umformgrad-Verlauf, Schädigungsentwicklung und Triaxialität-Verlauf	36
Abbildung 5-11: Stempelkraft-Weg Verlauf Nakajima-Versuch: CR590Y980T-DP (links), CR700Y980T-DP (rechts)	36
Abbildung 6-1: Übersicht Kreuznapf: Versuchsaufbau (links) Platine Geometrie (rechts)	38
Abbildung 6-2: CR590Y980T-DP links) Geometrie 1, Ziehtiefe: 38 mm, NHK: 400 kN ohne Riss; rechts) Geometrie 2, Ziehtiefe: 30 mm, NHK: 400 kN mit Rissen	39
Abbildung 6-3: CR700Y980T-DP; (links) Geometrie 1, Ziehtiefe: 20 mm, NHK: 100 kN kein Riss (rechts) Geometrie 1, Ziehtiefe: 30 mm NHK: 100 kN Falten + Riss ...	40
Abbildung 6-4: Vierkantnapfversuch: Aufbau (links) und Geometrie der Platine (rechts)	41
Abbildung 6-5: CR590Y980T-DP, Vierkantnapf, Riss bei 42,2mm Tiefziehtiefe	41
Abbildung 6-6: CR590Y980T-DP, BSU-Bauteil, Niederhalter Kraft: 350 kN, Ziehtiefe: 44 mm, Öl	43
Abbildung 6-7: CR700Y980T-DP, BSU-Bauteil, links) Niederhalter Kraft: 120 kN, Ziehtiefe: 44 mm, Öl, Falten + Riss, rechts) Niederhalter Kraft: 200 kN, drawing depth: 44 mm, Ziehfolie, Falten + Riss	44
Abbildung 6-8: CR590Y980T-DP, BSU-Bauteil, Niederhalter Kraft: 600 kN, Ziehtiefe: 65 mm, Ziehfolie, Kein Riss	44
Abbildung 6-9: CR700Y980T-DP, BSU-Bauteil, Niederhalter Kraft: 800 kN, Ziehtiefe: 65 mm, Ziehfolie + Öl, kein Riss	46
Abbildung 7-1: Angewendete Fließkurvenextrapolationsansätze für CR590Y980T-DP	49
Abbildung 7-2: Einstellung für die Metamodell-basierte Optimierung mithilfe der Software LS-OPT	51
Abbildung 7-3: Einstellungen für das verwendete Metamodell	52
Abbildung 7-4: Eingestellte Optimierungsalgorithmus	53
Abbildung 7-5: Einstellungen für die Zielfunktion	54
Abbildung 7-6: Schematische Darstellung der Berechnung des Kurvenabstandes (gestrichelte vertikale Linien) zwischen Simulation (blaue Kurve) und Experimenten (rote Punkte) (LS-OPT 2015)	55
Abbildung 7-7: Modellantwort (Bruchdehnung) über die Triaxialitätswerte	56
Abbildung 7-8: FE-Modelle der Probengeometrien für die Optimierung	56

Verzeichnisse

Lists

Abbildung 7-9: Einstellung für die gesuchten Parameter in LS-OPT	57
Abbildung 7-10: Darstellung des Aufbaus des Optimierungsproblems in LS-OPT	58
Abbildung 7-11: Vergleich zwischen Versuch und Simulation für die volle (links) und gelochte (rechts) Zugversuchsprobe für den Satz optimaler Materialparameter (CR590Y980T-DP)	59
Abbildung 7-12: Vergleich zwischen Versuch und Simulation für die gelochten Zugversuchsproben (links R5; rechts R10) für den Satz optimaler Materialparameter (CR590Y980T-DP)	59
Abbildung 7-13: Vergleich zwischen Versuch und Simulation für die gekerbte (R20) Zugversuchsprobe für den Satz optimaler Materialparameter (CR590Y980T-DP)	60
Abbildung 7-14: Vergleich zwischen Versuch und einen nachgerechneten Biax-Nakajima-Versuch mit den an Zugversuchen optimierten Parametern (CR590Y980T-DP)	61
Abbildung 7-15: FE-Modell für die Optimierung mit Berücksichtigung des Biax-Nakajima-Versuch	62
Abbildung 7-16: Einstellungen zur Bestimmung der optimalen Parametersätze in LS-OPT	63
Abbildung 7-17: Vergleich von Versuch und Simulation für die volle Zugversuchsprobe (links) und eine gekerbte Probe (R20) (rechts) bei Verwendung der in Tabelle 7 verwendeten Parameter für CR590Y980T-DP.....	64
Abbildung 7-18: Vergleich von Versuch und Simulation für den Biax-Nakajima-Versuch bei Verwendung der in Tabelle 7 verwendeten Parameter für CR590Y980T-DP	64
Abbildung 7-19: Spannungs-, Schädigungs- und Triaxialitätsverlauf von Volumen- und Schalenelementen unter Scherbelastung (CR590Y980T-DP).....	66
Abbildung 7-20: Spannungs-, Schädigungs- und Triaxialitätsverlauf beim ebenen Torsionsversuchs mit Volumen- und Schalenelementen (CR590Y980T-DP).....	67
Abbildung 7-21: Vergleich der Kraft-Verschiebungskurven von Experiment und Simulation des Zugversuchs ohne Schädigung (CR700Y980T-DP)	68
Abbildung 7-22: Vergleich der Kraft-Verschiebungskurven zwischen Experiment und Simulation des Zugversuchs mit Schädigung (CR700Y980T-DP).....	70
Abbildung 7-23: Vergleich der Kraft-Verschiebungskurven zwischen Experiment und Simulation des gekerbten Zugversuchs (R20) mit Schädigung (CR700Y980T-DP)	70
Abbildung 7-24: Vergleich der Kraft-Weg Verläufe zwischen Experiment und Simulation des biaxialen Nakajima-Versuchs mit Schädigung (CR700Y980T-DP)	71
Abbildung 8-1: FE-Modell für den Kreuznauf.....	74
Abbildung 8-2: Schädigungsverteilung für die Geometrie 1, Ziehtiefe: 38 mm, NHK: 400 kN, links: Experiment, rechts: Simulation (CR590Y980T-DP)	74
Abbildung 8-3: Schädigungsverteilung für die Geometrie 2, Ziehtiefe: 30 mm, NHK: 400 kN, links: Experiment, rechts: Simulation $\mu_{rPM} = 0,11$, (CR590Y980T-DP).....	75
Abbildung 8-4: Schädigungsverteilung für die Geometrie 2, Ziehtiefe: 30 mm, NHK: 400 kN, links: Experiment, rechts: Simulation Reibungserhöhung $\mu_{rPM} = 0,12$, (CR590Y980T-DP)	75

Abbildung 8-5: Schädigungsverteilung für die Geometrie 1, Ziehtiefe: 30 mm, NHK: 100 kN (CR700Y980T-DP)	76
Abbildung 8-6: Vierkantnapfsimulation: (links) Triaxialitätsverteilung, (rechts) Schädigungsverteilung; Ziehtiefe 29,9 mm (CR590Y980T-DP)	77
Abbildung 8-7: Umformpfad für das kritische Element (Triaxialitätsverlauf) (CR590Y980T-DP)	77
Abbildung 8-8: Vierkantnapfsimulation: (links) Triaxialitätsverteilung (rechts) Schädigungsverteilung; Ziehtiefe 23,5 mm, (CR700Y980T-DP)	78
Abbildung 8-9: FE-Modell für das BSU-Testbauteil	79
Abbildung 8-10: Vergleich des gemessenen Platineneinzugs mit den Simulationsergebnissen (Ziehtiefe: 65 mm)	80
Abbildung 8-11: Dehnungsverteilung: BSU-Bauteil, Niederhalterkraft: 800 kN, Ziehtiefe: 65 mm, Ziehfolie und Öl (CR700Y980T-DP)	80
Abbildung 8-12: Dehnungsverlauf an kritischen Stellen am seitlichen Rand (Punkte 1 und 2)	81
Abbildung 8-13: Dehnungsverläufe an kritischen Stellen im vorderen Teil (Punkte 1 und 2)	82
Abbildung 8-14: links) BSU-Bauteil, Niederhalterkraft: 800 kN, Ziehtiefe: 65 mm, Ziehfolie, rechts) Schädigungsverteilung (Simulation), Ziehtiefe: 57 mm (CR590Y980T-DP)	82
Abbildung 8-15: links) BSU-Bauteil, Niederhalterkraft: 800 kN, Ziehtiefe: 44 mm, Ziehfolie, rechts) Schädigungsverteilung (Simulation), Ziehtiefe: 42 mm (CR590Y980T-DP)	83
Abbildung 8-16: links) BSU-Bauteil, Niederhalterkraft: 200 kN, Ziehtiefe: 44 mm, Öl, rechts) Schädigungsverteilung (Simulation), Ziehtiefe: 62 mm (CR700Y980T-DP)	84
Abbildung 8-17 links) BSU-Bauteil, Niederhalterkraft: 800 kN, Ziehtiefe: 59 mm, Ziehfolie und Öl, rechts) Schädigungsverteilung (Simulation), Ziehtiefe: 63 mm (CR700Y980T-DP)	84
Abbildung 8-18: links) BSU-Bauteil, Niederhalterkraft: 600 kN, Ziehtiefe: 65 mm, Ziehfolie und Öl, rechts) Schädigungsverteilung (Simulation), Ziehtiefe: 65 mm (CR700Y980T-DP)	85
Abbildung 9-1: Darstellung des v. Mises Fließzylinders im Hauptspannungsraum; ε stellt die tensorielle Dehnrate dar	90
Abbildung 9-2: Gegenüberstellung Kraftreduktion und Instabilitätskriterium für den Werkstoff DP800	92
Abbildung 9-3: Vorhersage der Instabilität beim Zugversuch	93
Abbildung 9-4: Vorhersage der Instabilität beim Zugversuch mit künstlicher Schädigung	94
Abbildung 9-5: Vergleich zwischen FLC und Beginn der Instabilität	95
Abbildung 9-6: Schematische Abbildung des Glättungsgebiets über die Integrationspunkte	96
Abbildung 9-7: Schädigungsverteilung in einer Zugprobe zu verschiedenen Belastungszeiten	97
Abbildung 9-8: Symmetrische Schädigungsverteilung (links) und deren Gradient in Dickenrichtung z (rechts) in Step 110	97

Verzeichnisse

Lists

Abbildung 9-9: Symmetrische Schädigungsverteilung (links) und deren zeitlichen Gradient (rechts) in Step 110	98
Abbildung 10-1: Für das GISSMO-Modell verwendete Bruchdehnung (links) und Fließkurve (rechts).....	100
Abbildung 10-2: Versagensvorhersage des BSU-Bauteil mittels FLC beim Versuch mit Ziehfolie und Niederhalterkraft von 600 kN (CR590Y980T-DP)	100
Abbildung 10-3: Bestimmung der Risse beim BSU-Bauteil mit der FLC (CR590Y980T-DP)	101
Abbildung 10-4: Versagensvorhersage mittels GISSMO- Modells links) FADEXP=1 rechts) FADEXP=5 (CR590Y980T-DP)	101

List of figures

Figure 1-1: Relation between fracture strain and tensile strength for steels. According to (Fonstein 2015)	2
Figure 1-2: Model response with ($h = 0$) and without ($h = 1$) crack closure: Fracture strain – triaxiality (left), principal stresses (fracture) (right)	3
Figure 1-3: Modified in-plane torsion test for the identification of the parameter h : Specimen geometry (left), Torque – rotation angle curves for different h -values (rights)	4
Figure 1-4: Prediction of failure with the basic model ($h = 1$) (left) and the extended damage model ($h = 0.2$) (right), DP800, sheet thickness of 1 mm	5
Figure 1-5: Evolution of damage and equivalent strain for the critical element in the simulation, (deep drawing, DP800, sheet thickness of 1 mm)	6
Figure 1-6: Failure behavior for different loading modes (Wiezbicki T. 2005)	7
Figure 1-7: Shear tests for the characterization of the failure behavior	8
Figure 2-1: Extension of FLD for shear (Li, et al. 2010)	12
Figure 2-2: Fracture curve in dependency of the triaxiality. Model according to (Bao Y., 2004)	13
Figure 2-3: Definition of Lode-angle in the principal stress space for different „coordinate systems“ (Bai Y., 2010)	14
Figure 2-4: Failure Mechanism under shear according to (Siruguet K. 2004)	15
Figure 2-5: Failure mechanism under shear according to Soyarslan (Soyarslan C. 2008)	15
Figure 2-6: in-plane“- (left) und „through thickness“- (right) shear states during deep drawing. Used abbreviations: B: bending, BB: reverse bending, PS: plane-strain tension, BBS: homogeneous biaxial stretch, D: deep drawing, $\bar{\sigma}_i$ are the acting stresses (Valberg 2010)	16
Figure 2-7: Schematic representation of the effective state variables. With σ effective stress, $\bar{\sigma}$ averaged stress and D damage variable (Soyarslan C. 2008)	18
Figure 3-1: Overview of proceeding	23
Figure 4-1: Influence of shear correction factor on fracture strain – triaxiality curve and fracture curve in stress space	26
Figure 5-1: Stress-strain curve of CR590Y980T-DP (tensile test)	29
Figure 5-2: Stress-strain curve of CR700Y980T-DP (tensile test)	29
Figure 5-3: (left) experimental setup; (right) geometry of notched specimen	30
Figure 5-4: Optical strain distribution of notched and holed tensile specimen	30
Figure 5-5: Set-up of the in-plane torsion test with (right) and without groove (left) ...	31
Figure 5-6: Modeling of the in-plane torsion test by volume and shell elements: Stress – strain curve, damage evolution and triaxiality during the test	32
Figure 5-7: Specimen geometry (links) and test setup (rechts) IEHK shear test, images have been provided by IEHK of RWTH Aachen	33
Figure 5-8: Modelling of the IEHK-specimen by volume and shell elements: Stress – strain curve, damage evolution and triaxiality during the test	34

Figure 5-9: Specimen geometry (left) and test results (right) of the Twente-specimen	35
Figure 5-10: Modelling of the Twente-specimen by volume and shell elements: Stress – strain curve, damage evolution and triaxiality during the test	36
Figure 5-11: Punch force-displacement curve Nakajima-test: CR590Y980T-DP (left), CR700Y980T-DP (right)	36
Figure 6-1: General overview cross-die: Test setup (left) blank geometry (right)	38
Figure 6-2: CR590Y980T-DP (left) geometry 1, drawing depth: 38 mm, BHF: 400 kN without cracks, (right) geometry 2, drawing depth: 30 mm, BHF: 400 kN with cracks	39
Figure 6-3: CR700Y980T-DP; (left) Geometrie 1, drawing depth: 20 mm, BHF: 100 kN no fracture (right) Geometrie 1, drawing depth: 30 mm BHF: 100 kN wrinkles and fracture	40
Figure 6-4: Square cup test: Test setup (left) and sample geometry (right)	41
Figure 6-5: CR590Y980T-DP, square cup, crack at drawing depth of 42,2mm	41
Figure 6-6: CR590Y980T-DP, BSU-Part, blankholder force 350kN, Drawing depth: 44 mm, lubrication oil	43
Figure 6-7: CR700Y980T-DP, BSU-Part, (left) blankholder force: 120 kN, drawing depth: 44 mm, oil, wrinkles and crack, (right) blankholder force: 200 kN, drawing depth: 44 mm drawing foil, wrinkles and crack	44
Figure 6-8: CR590Y980T-DP, BSU-Part, blankholder force 600kN, drawing depth: 65 mm, drawing foil, without fracture	44
Figure 6-9: CR700Y980T-DP, BSU-Part, blankholder force 800kN, drawing depth: 65 mm, drawing foil + oil, without fracture	46
Figure 7-1: Applied flow curve extrapolation rules for CR590Y980T-DP	49
Figure 7-2: Setup of the metamodel based optimization with the help of LS-OPT	51
Figure 7-3: Setup of the used metamodel	52
Figure 7-4: Setup of the optimization algorithm	53
Figure 7-5: Setup of the target function	54
Figure 7-6: Schematic representation of the determination of the curve distance (dashed vertical lines) between simulation (blue curve) and experiments (red points) (LS-OPT 2015)	55
Figure 7-7: Triaxiality dependent model response (Fracture strain)	56
Figure 7-8: FE-models of the specimen geometries for the optimization	56
Figure 7-9: Setup of the Optimization constraints in LS-OPT	57
Figure 7-10: Illustration of the set-up of the optimization problem in LS-OPT	58
Figure 7-11: Comparison between trial and simulation for the full (left) and holed (right) tensile test sample for the set of optimal material parameter (CR590Y980T-DP)	59
Figure 7-12: Comparison between test and simulation for the holed tensile test samples (left R5, right R10) for the set of optimal material parameter (CR590Y980T-DP)	60
Figure 7-13: Comparison between trial and simulation for the notched (R20) tensile test sample for the set of optimal material parameter (CR590Y980T-DP)	60
Figure 7-14: Comparison between experiment and Biax-Nakajima-test with the parameters optimized on tensile tests (CR590Y980T-DP)	61

Figure 7-15: FE-Model for the optimization with consideration of the biaxial Nakajima-test	62
Figure 7-16: Setup for the determination of optimal parameter sets in LS-OPT.....	63
Figure 7-17: Comparison of simulation and experimental data on (left) tensile test and (right) notched tensile test (R20) for the parameter set according to Table 7 (CR590Y980T-DP).....	64
Figure 7-18: Comparison of simulation and experimental data on biaxial Nakajima-test for the parameter set according to Table 7 (CR590Y980T-DP)	64
Figure 7-19: Stress, damage and triaxiality evolution of volume and shell elements under shear strain (CR590Y980T-DP).....	66
Figure 7-20: Stress, damage and triaxiality evolution of volume and shell elements by the use of in-plane torsion test (CR590Y980T-DP).....	67
Figure 7-21: Comparison of force displacement curve of experiment and simulation of uniaxial tensile test without damage (CR700Y980T-DP)	68
Figure 7-22: Comparison of force displacement curve of experiment and simulation of uniaxial tensile test with damage (CR700Y980T-DP)	70
Figure 7-23: Comparison of force displacement curve of experiment and simulation of notched tensile test (R20) with damage (CR700Y980T-DP).....	70
Figure 7-24: Comparison of force displacement curve of experiment and simulation of biaxial Nakajima-test with damage (CR700Y980T-DP).....	71
Figure 8-1: FE-model of the cross-die.....	74
Figure 8-2: Damage distribution for geometry 1, drawing depth: 30 mm, BHF: 400 kN, left: experiment, right: simulation (CR590Y980T-DP)	74
Figure 8-3: Damage distribution for geometry 2, drawing depth: 30 mm, BHF: 400 kN, left: experiment, right: simulation $\mu_{rPM} = 0,11$, (CR590Y980T-DP)	75
Figure 8-4: Damage distribution for geometry 2, drawing depth: 30 mm, BHF: 400 kN left: experiment, right: simulation higher friction $\mu_{rPM} = 0.12$, (CR590Y980T-DP)	75
Figure 8-5: Damage distribution for geometry 1, drawing depth: 30 mm, BHF: 100 kN (CR700Y980T-DP).....	76
Figure 8-6: Simulation of the square cup: (left) Triaxiality distribution, (right) damage distribution, drawing depth 29.9 mm (CR590Y980T-DP)	77
Figure 8-7: Forming history for the critical element (Stress triaxiality) (CR590Y980T-DP).....	77
Figure 8-8: Simulation of the square cup: (left) Triaxiality (right) damage distribution, drawing depth 23.5 mm, (CR700Y980T-DP)	78
Figure 8-9: FE-model of the BSU-part.....	79
Figure 8-10: Comparison of the determined blank indentation (drawing depth: 65 mm)	80
Figure 8-11: Strain distribution: BSU-Part, blankholder force: 800 kN, drawing depth: 65 mm, drawing foil and oil (CR700Y980T-DP)	80
Figure 8-12: Strain path of the critical element (Points 1 and 2).....	81
Figure 8-13: Strain path of the critical material point in the front part (Points 3 and 4)	82

Figure 8-14: left) BSU-Part, blankholder force: 800 kN, drawing depth: 65 mm, drawing foil, right) Damage distribution (simulation), drawing depth: 57 mm (CR590Y980T-DP)	82
Figure 8-15: left) BSU-Part, blankholder force: 800 kN, drawing depth: 44 mm, drawing foil, right) Damage distribution (simulation), drawing depth: 42 mm (CR590Y980T-DP)	83
Figure 8-16: left) BSU-Part, blankholder force: 200 kN, drawing depth: 44 mm, oil, right) Damage distribution (simulation), drawing depth: 62 mm (CR700Y980T-DP)	84
Figure 8-17: left) BSU-Part, blankholder force: 800 kN, drawing depth: 59 mm, oil und drawing foil, right) Damage distribution (simulation), drawing depth: 63 mm (CR700Y980T-DP)	84
Figure 8-18: left) BSU-Part, blankholder force: 600 kN, drawing depth: 65 mm, oil und drawing foil, right) Damage distribution (simulation), drawing depth: 65 mm (CR700Y980T-DP)	85
Figure 9-1: Representation of the Mises flow cylinder in principal stresses; ε represents the tensor of strain rate	90
Figure 9-2: Comparison of force reduction and instability criteria for the material DP800	92
Figure 9-3: Prediction of onset of instability at uniaxial tension test.....	93
Figure 9-4: Prediction of onset of instability in artificial pre-damaged uniaxial tension test.....	94
Figure 9-5: Comparison of FLC and onset of instability.....	95
Figure 9-6: Schematic illustration of the smoothing area over the integration points.	96
Figure 9-7: Damage distribution in a tensile test at different treatment times	97
Figure 9-8: Symmetrical damage distribution (left) and gradient in z-direction (right) step 110.....	97
Figure 9-9: Symmetrical damage distribution (left) and gradient with respect of time (right) step 110	98
Figure 10-1: Fracture strain (left) and flow curve (right) used for the GISSMO model.	100
Figure 10-2: Damage prediction of BSU-part by FLC, testing condition: blankholder force of 600 kN and lubrication foil (CR590Y980T-DP)	100
Figure 10-3: Prediction of fracture by FLC for BSU-part (CR590Y980T-DP).....	101
Figure 10-4: Failure prediction with GISSMO-Model left) FADEXP=1 right) FADEXP=5 (CR590Y980T-DP).....	101

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Dimensionen der verwendete Platinengeometrien (Kreuznapf)	39
Tabelle 2: Erreichte Ziehtiefe für die verwendeten Probengeometrien (Kreuznapf, CR590Y980T-DP)	39
Tabelle 3: Übersicht der Versuche verwendete Schmierung: Öl (BMW-Bauteil)	43
Tabelle 4: Übersicht der Versuche verwendete Schmierung: Ziehfolie (BMW-Bauteil)	45
Tabelle 5: Übersicht der Versuche verwendete Schmierung: Ziehfolie + Öl (BMW-Bauteil)	46
Tabelle 6: Optimierungsergebnisse mit Zugversuchen	59
Tabelle 7: Übersicht der identifizierten Modellparameter mittels Zugversuche für (CR590Y980T-DP)	64
Tabelle 8: Identifizierten Modellparameter für CR590Y980T-DP durch angepasste Optimierung	68
Tabelle 9: Identifizierten Modellparameter für (CR700Y980T-DP) durch angepasste Optimierung	69
Tabelle 10: Dimensionen der verwendete Platinengeometrien (Kreuznapf)	73

List of tables

Table 1: Dimensions of the used sheets (cross-die).....	39
Table 2: Reached drawing depth for used sheets (cross-die, CR590Y980T-DP).....	39
Table 3: Overview of experiments used lubrication: oil (BMW-Part).....	43
Table 4: Overview of experiments used lubrication: drawing foil (BMW-Part)	45
Table 5: Overview of experiments used lubrication: drawing foil + oil (BMW-Part)....	46
Table 6: Optimization results of tensile tests	59
Table 7: Overview of the identified material parameters by tensile tests of (CR590Y980T-DP)	64
Table 8: Identified material parameters of CR590Y980T-DP by adapted optimization strategy.....	68
Table 9: Identifizierten Modellparameter für (CR700Y980T-DP) durch angepasste Optimierung.....	69
Table 10: Dimensions of the used sheets (cross-die).....	73

Abkürzungsverzeichnis / Abbreviations and symbols

Institute/Unternehmen

IUL	Institut für Umformtechnik und Leichtbau
IFUM	Institut für Umformmaschinen
IEHK	Institut für Eisenhüttenkunde
TKSE	Thyssen-Krupp Steel Europe

Werkstoffe

AHSS	Advanced High Strength Steel
BH	Bake Hardening Steel
CMn	Chrom-Mangan Stähle
CP	Complexphasenstähle
CP-HD	High-Ductility CP-Güten
DP	Dualphasenstähle
DP-HD	High-Ductility DP-Güten
DPK	Kaltgewalzter Dualphasenstahl
HMS-TRIP	Hochmanganhaltige Transformation induced plasticity steels
HMS-WIP	Hochmanganhaltige twinning induced plasticity steels
HSLA	High-Strength-low-alloy-Steel
HSS	Hochfeste Stahlwerkstoffe
IF-HS	High Strength – Intersial Free Steel
MMnS	Medium Manganese Steels
TRIP	Transformation induced plasticity steels

Begriffe

ASA	Adaptive simulated annealing
BHF	Blankholder force
BSU	B-Säulen-Unterteil
FFL	Fracture Forming Line
FFLD	Fracture Forming Line Diagramm
FLD	Forming Limit Diagramm
GFD	Grenzformänderungsdiagramm
GISSMO	Generalized Incremental Stress State Dependent Damage Model
MMC	Modifiziertes Mohr-Coulomb Gesetz
MSE	Mean Square Error
NHK	Niederhalterkraft

Formelzeichen

A	Ausgangsfläche
A	Materialparameter in Extrapolation nach Ludwik

Verzeichnisse

Lists

A_D	Geschädigte Fläche
\tilde{A}	Effektive Fläche
A, B, C, θ	Maße der Platine für den Kreuzzug
A, B, C, D, E, F	Maße am tiefgezogenen Bauteil
D	Schädigungsvariable
D_c	Kritische Schädigung
d_{Nutbahn}	Durchmesser der Nutbahn
F	Kraft
F_{NH}	Niederhalterkraft
F_{max}	Maximal erreichte Kraft
$f_P(x)$	Kraftverlauf aus Simulation
G_P	Experimentell ermittelte Versuchspunkte
h	Parameter zur Berücksichtigung der Porenschließung
h	Verfestigung
$I_{1,2}$	Invarianten
$J_{1,2}$	Invarianten
l	Radius eines Gebiets
M	Moment
n	Materialparameter in Extrapolation nach Ludwik
P	Äquidistanter Abstand
P	Plastisches Potenzial
R	Radius
r	Materialanisotropie
$r_{0,45,90}$	Lankfordparameter
r_i	Radius der inneren Einspannung
r_a	Radius der äußeren Einspannung
r_{Nut}	Radius der Nut
S	Materialparameter zur Beschreibung der Entwicklung von D
s	Materialparameter zur Beschreibung der Entwicklung von D
S_p	Skalierungsfaktor
t_0	Blechdicke
t_{Nut}	Tiefe der Nut
t_{Boden}	Blechdicke im untersten Bereich der Nut
\dot{u}_o	Verschiebungsrandbedingung an der oberen Kante
\dot{u}_r	Verschiebungsrandbedingung an der rechten Kante
w	Entfestigungsfunktion
w_p	Gewichtungsfaktor
Y	Elastische Energiedichte

Y^+	Positiver Anteil der Energiedichte
Y^-	Negativer Anteil der Energiedichte
Y_0	Beginn der Schädigungsevolution
α	Plastisches Inkrement
$\dot{\alpha}$	Rate des plastischen Inkrements
β	Materialparameter zur Beschreibung der Entwicklung von D
δ	Plastische Dehnungsrate
ϵ	Fehlermaß
ε	Dehnung
ε_{el}	Elastischer Anteil der Dehnung
ε_{pl}	Plastischer Anteil der Dehnung
$\dot{\varepsilon}_{pl}$	Plastische Dehnungsrate
$\bar{\varepsilon}_f$	Vergleichsdehnung bis zu Bruch
η	Triaxialität
η^*	Instabilitätskriterium
θ	Lodewinkel
θ	Drehwinkel im ebenen Torsionsversuch
κ	Scherkorrekturfaktor
μ	Reibwert
μ_r	Reibwert in der Simulation
μ_r^{PM}	Reibwert zwischen Platine und Matrize
μ_r^{PS}	Reibwert zwischen Platine und Stempel
σ	Spannung
$\sigma_{1,2}$	Hauptspannungen
σ_H	Hydrostatische Spannung
$\bar{\sigma}/\sigma_v$	Vergleichsspannung
$\sigma_{eq}/\sigma_m/\sigma_{v.M}$	Vergleichsspannung nach von Mises
σ_f	Fließspannung
σ_{eq}^{eff}	Effektiv wirkende Spannung
σ_1	Spannung korrespondierend zur Fläche A
τ	Scherspannung
τ_{max}	Maximale Scherspannung
φ	Umformgrad
φ_{vM}	Vergleichsumformgrad nach von Mises
$\varphi_{1,2}$	Hauptumformgrade
φ^{Pi}	Umformgrad am Punkt $i = 1, \dots, 4$
Ψ	Helmholtz'sche freie Energie
$\psi(x)$	Polynome eines Approximationsansatzes

Verzeichnisse

Lists

Ω

Betrachtetes Gebiet

1 Einleitung Introduction

Kurzfassung

Das Tiefziehen ist eines der am häufigsten genutzten Verfahren zur Herstellung von Blechbauteilen. Die dabei tiefgezogenen Strukturen weisen teilweise sehr komplexe Umformpfade auf. Weiterhin werden diese Bauteile aus hochfesten Stählen, z.B. DP-Güten, hergestellt, die ein komplexes Schädigungsverhalten aufweisen. Dadurch stoßen konventionelle Schädigungskriterien an ihre Grenzen. Insbesondere konnte die Versagensvorhersage für niedrige Triaxialitätswerte bereits durch eine Modifikation des Lemaitre Schädigungsmodells mit Porenschließung verbessert werden. Aktuelle Untersuchungen zeigen jedoch, dass für Spannungstriaxialitäten zwischen 0,33 und 0,66 die Bruchdehnung gegenüber den Modellvorhersagen deutlich reduziert ist. In diesen Bereichen der Spannungstriaxialität tritt beim Tiefziehen von Blechbauteilen Versagen auf. Durch eine geeignete Erweiterung eines Lemaitre-Schädigungsmodells soll dieses Verhalten akkurater vorhergesagt werden.

Abstract

Deep drawing is one of the most widely used methods of producing sheet metal components. The deep-drawn structures can have very complex forming paths. Furthermore, these components are currently manufactured from high strength steels, e.g. DP grades, which have a complex damage behaviour. The accuracy of predictions with conventional damage criteria for these steels is limited. In particular, the Lemaitre damage model with crack-closure is able to predict the failure for low stress triaxiality, and lead to an increase in prediction accuracy. However, recent studies have shown that for a stress triaxiality between 0.33 and 0.66, the forming limit is significantly reduced. In deep drawing processes failure occurs under these stress states. This project aims to extend the current Lemaitre damage model by a suitable enhancement in order to increase the accuracy of prediction.

Aufgrund der zunehmenden Auflagen zur CO₂-Reduktion und Erhöhung der Insassensicherheit bei gleichzeitiger Verkürzung der Prozesszeiten und -kosten wird die Entwicklung neuer Werkstoffe für den Automobilbau stark gefordert. Im Kontext dieser Problematik sehen sich viele Unternehmen einem zunehmenden Zwang zur effizienten Energie- und Ressourcennutzung ausgesetzt, was zu gestiegenen Anforderungen an Produkte und Fertigungstechnologien führt. Dabei spielen neue, hochfeste Stahlgüten, durch die eine Leichtbauweise realisiert werden kann, eine große Rolle.

Zur Realisierung verschiedener Leichtbaukonzepte werden Werkstoffe benötigt, die eine hohe gewichtsspezifische Steifigkeit und Festigkeit besitzen (Fonstein 2015). Hierzu zählen beispielsweise neben Aluminium, Magnesium oder Titan auch hoch- bis

höchsthochste Stahlwerkstoffe, die sich im Vergleich zu den zuvor genannten Werkstoffen durch eine hohe Wirtschaftlichkeit auszeichnen (Bleck 2011). Die Unterscheidung zwischen konventionellen hochfesten Stahlwerkstoffen (HSS) und den sogenannten advanced high strength steels (AHSS) erfolgt anhand der Zugfestigkeit (siehe Abbildung 1-1): 210 – 550 MPa (HSS) und > 550 MPa (AHSS). Klassische HSS sind niedriglegierte, zumeist einphasige, ferritische Stähle wie high strength-interstitial free (IF-HS), bake hardening (BH), Chrom-Mangan (CMn) und die high-strength-low-alloy- (HSLA) Stähle (Fonstein 2015). Die AHSS können gemäß ihrer Legierungszusammensetzung und des resultierenden Gefüges in drei Generationen unterteilt werden. Die AHSS der ersten Generation verfügen über einen Legierungsgehalt < 5 %. Zu ihnen zählen Complexphasenstähle (CP), Dualphasenstähle (DP), martensitische Stähle und die sogenannten transformation induced plasticity steels (TRIP). Das Gefüge dieser Stähle besteht aus Ferrit, Martensit, Bainit und Restaustenit. Die AHSS der ersten Generation vereinen hohe Festigkeit und eine gute Umformbarkeit. Sie werden im Automobilbau in sicherheitsrelevanten Bereichen eingesetzt. Vertreter der zweiten Generation der AHSS sind hochmanganhaltige transformation induced plasticity steels (HMS-TRIP) und twinning induced plasticity steels (HMS-TWIP). Diese Stähle verfügen über ein weitgehend austenitisches Gefüge und einen hohen Legierungsgehalt zwischen 15 % und 40 %. Aufgrund des hohen Legierungsgehaltes sind die hochmanganhaltigen Stähle teurer als die klassischen AHSS der ersten Generation. In den letzten Jahren wurden weitere Stahlkonzepte entwickelt, die die Vorteile der ersten und zweiten Generation miteinander vereinen. Zu diesen Vertretern gehören Medium Manganese Steels (MMnS) und High-Ductility CP- und DP-Güten (CP-HD und DP-HD). Der Legierungsgehalt dieser Stähle liegt unter 10 %. Die Verbreitung der AHSS der 1. Generation in der industriellen Anwendung ist allerdings deutlich größer.

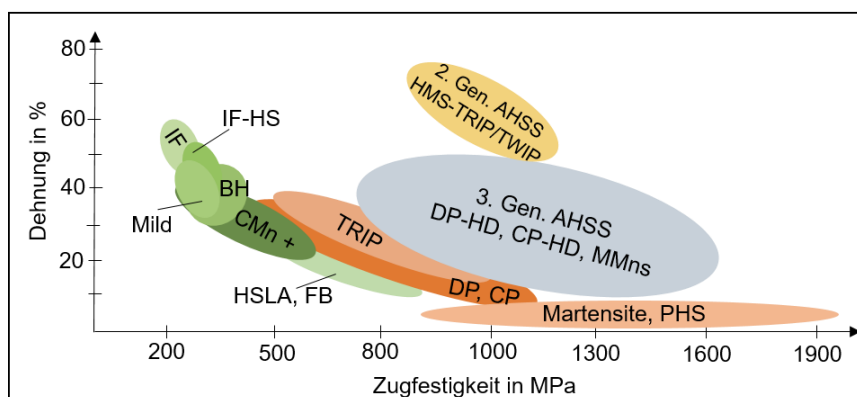


Abbildung 1-1: Zusammenhang Bruchdehnung Zugfestigkeit für Stähle. Angelehnt an (Fonstein 2015)

Figure 1-1: Relation between fracture strain and tensile strength for steels. According to (Fonstein 2015)

Die meisten AHSS, besonders bei Zugfestigkeiten über 800 MPa, weisen ein komplexes Material- und Versagensverhalten auf, welches mit in der Praxis eingesetzten Standardmethoden wie dem Grenzformänderungsdiagramm (GFD) nicht zuverlässig vorhergesagt werden kann (K. Roll 2004). Dies wird damit begründet, dass bei der Aufnahme der GFD nur lineare Pfade erfasst werden. Weiterhin wird hierbei ausschließlich das Versagen bei der plastischen Instabilität (Einschnürung)

berücksichtigt. Es können aber unter einer biaxialen Zugbelastung bei mehrphasigen Stählen Risse ohne ausgeprägte oder mit geringer Einschnürung auftreten.

1.1 Problemstellung Problem Definition

1.1.1 Ausgangssituation Initial Situation

Ein weiteres Defizit des GFDs besteht darin, dass dieses nicht bei der Versagensvorhersage in der Crashsimulation eingesetzt werden kann (Wiezbicki et al. 2005). Im Gegensatz dazu konnte durch das im Vorgängerprojekt „Entwicklung eines anwenderorientierten Versagensmodells für die Blechumformung hochfester Stahlwerkstoffe“ (FOSTA P853) erweiterte kontinuumsmechanische Schädigungsmodell nach Lemaitre (Lemaitre J. 2005) das Versagensverhalten von CP- und DP-Stählen gut vorhergesagt werden. Das Modell wurde in den **inpro** FE-Code zur impliziten Rückfederungsanalyse *ibura* und in die kommerziell verfügbare FE-Software *abaqus* (VUMAT) implementiert. Dabei wird eine Kopplung der Schädigungsentwicklung mit dem aktuellen Spannungszustand zugrunde gelegt. Damit ist die Erfassung von nicht linearen Beanspruchungspfaden vorgesehen. Beim Betrachten der Bruchdehnung über die Triaxialität η (Verhältnis zwischen hydrostatischer Spannung und Vergleichsspannung) zeigt das Basismodell ein symmetrisches Verhalten bezüglich der Bruchdehnung beim Druck ($\eta = -\frac{1}{3}$) und beim Zug ($\eta = +\frac{1}{3}$) (Abbildung 1-2). Durch die Berücksichtigung des Einflusses von Druckspannungen auf die Porenentwicklung ist eine asymmetrische Modellantwort bei negativen Triaxialitäten möglich (Abbildung 1-2), was zu einer realistischen Beschreibung des Versagensverhaltens führt.

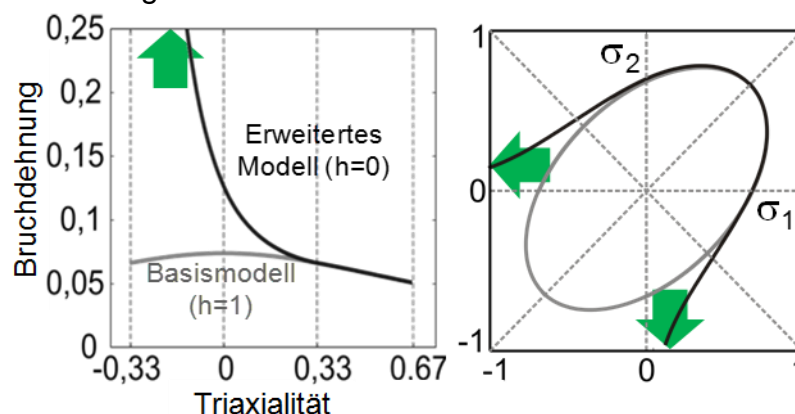


Abbildung 1-2: Modellantwort mit ($h = 0$) und ohne ($h = 1$) Porenschließung: Bruchdehnung – Triaxialität (links), Hauptspannungen (Bruch) (rechts)

Figure 1-2: Model response with ($h = 0$) and without ($h = 1$) crack closure: Fracture strain – triaxiality (left), principal stresses (fracture) (right)

Der Praxiseinsatz dieses Modells wird durch eine geringe Parameteranzahl erleichtert. Die Anzahl der zu ermittelnden Modellparameter konnte mithilfe einer durchgeführten Sensitivitätsanalyse von sechs auf drei Parameter reduziert werden. Damit bleibt die Anzahl der notwendigen Versuche ebenfalls gering. Weiterhin wurde der Einfluss der

Modellparameter auf die Versagensantwort untersucht. Dabei wurde bei der Verwendung von Zugversuchen festgestellt, dass je nach Werkstoffklasse der Riss entweder als „in-plane“- oder „through thickness“-Scherung auftrat. Dadurch konnten die untersuchten Werkstoffe in zwei Gruppen eingeteilt werden. Diese Einteilung wurde anschließend für die Aufstellung der Strategie zur Bestimmung der notwendigen Kennwerte genutzt (Tekkaya, et al. 2013). Dafür wurden einerseits Zugversuche und andererseits der am IUL entwickelte Torsionsversuch verwendet. Der ebene Torsionsversuch wird zur Aufnahme von Fließkurven an dünnen Blechen verwendet (Yin Q. 2011). Damit können theoretisch höhere Umformgrade als im Zugversuch erreicht werden. Ferner wird dieser Versuch durch eine Wechselbeanspruchung zur Bestimmung von zyklischen Versfestigungskennwerten eingesetzt. Für die Anwendung dieses Versuches zur Ermittlung von Schädigungsparametern wurde die Probenform verändert. Durch die Einführung zweier (links und rechts angeordneter) Nuten (Yin Q. 2011), (s. Abbildung 1-3) wurde ein Bereich erzeugt, in dem unter Scherung Risse eintreten. Allerdings traten durch die vereinfachte Geometrie des Scherbereiches die Risse an den Scherkanten auf. Ein Riss unter einfacher Scherung (bei niedrigen Triaxialitäten) sollte aber von der Mitte der Scherzone ausgehen.

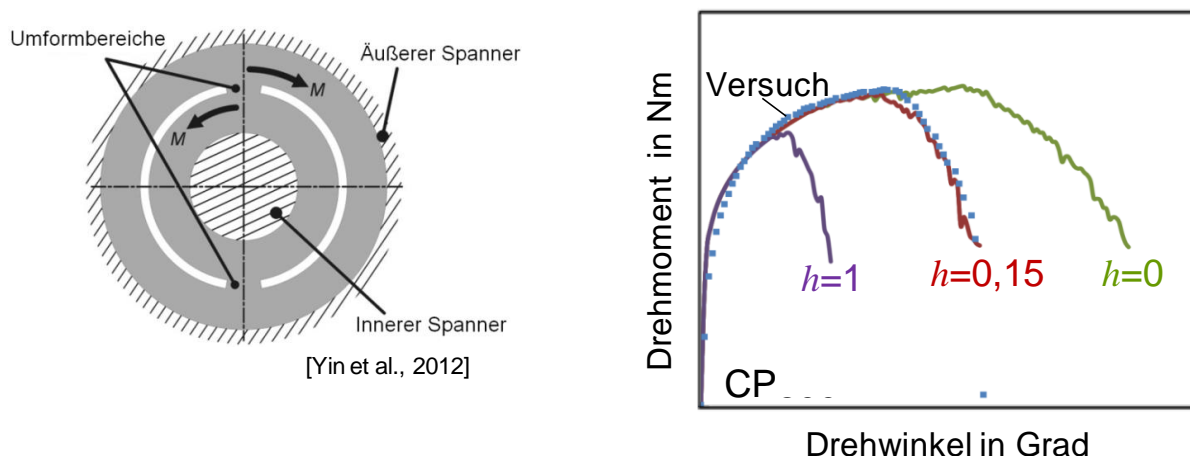


Abbildung 1-3: Modifizierter ebener Torsionsversuch zur Anpassung des Parameters h :
Probengeometrie (links), Drehmoment – Drehwinkelverlauf für verschiedenen h -Werte (rechts)

Figure 1-3: Modified in-plane torsion test for the identification of the parameter h : Specimen geometry (left), Torque – rotation angle curves for different h -values (rights)

Es gibt bereits mehrere Ansätze für einen Versuch, bei dem unter einfacher Scherung der Riss mittig im Scherbereich eintritt (Wierzbicki T. 2005). Dabei werden verschiedene Probengeometrien sowie Messeinrichtungen verwendet. Der Einfluss der Probengeometrie auf den Ort des Versagens ist der Gegenstand von weiteren Forschungsprojekten (FOSTA-P830, 2015 und FOSTA-P927, 2015). Die Fertigung komplexer Probengeometrien ist in der Regel aufwändig, da zumeist eine Bearbeitung mittels Draht- oder Senkerodieren erforderlich ist. Allerdings ist die Frage, welcher Versuch zuverlässige Ergebnisse bei einer Parameteranpassung oder bei der Bestimmung einer Bruchdehnung bei niedrigen Triaxialitäten liefern kann, noch offen. Die Leistungsfähigkeit des im abgeschlossenen Projekt FOSTA 853 entwickelten Modells konnte nach Ermittlung der Parameter für Testbauteile erfolgreich nachgewiesen werden. Dabei wurde die Versagensprognose immer parallel mit dem

GFD und dem Schädigungsmodell durchgeführt und die Ergebnisse verglichen. Zur Ermittlung des GFDs wurden Nakajima-Versuche durchgeführt. Bei den Testbauteilen handelt es sich vorwiegend um Tiefziehversuche an Näpfen. Dabei wurden sowohl Rund- als auch Kreuznäpfe umgeformt. Unter unterschiedlichen Versuchsbedingungen, genauer gesagt, durch die Variation von Niederhalterkräften und die Verwendung unterschiedlicher Schmiermitteln, traten an den Rundnäpfen Risse oder nicht auf. Durch die Verwendung des Basismodells nach Lemaitre (ohne Berücksichtigung des Einflusses der Druckspannungen) konnten die Risse bei den Rundnäpfen bzgl. der erreichten Ziehtiefe und der Ort der Risse gut vorhergesagt werden. Auch die Vorhersage mittels des GFDs lieferte gute Ergebnisse. Dies liegt daran, dass beim Rundnapf die Risse unter einem relativ dominierenden linearen Pfad, nämlich Zug bei einem ebenen Dehnungszustand im Bereich der Zarge, auftreten. Bei der Untersuchung eines Kreuznapfes konnte durch die Berücksichtigung der Porenschließung eine bessere Übereinstimmung der Ziehtiefe aus der Simulation mit derjenigen aus dem Versuch erreicht werden. Das GFD konnte darüber hinaus den Ort, an dem sich die Risse befanden, gut vorhersagen. Den wesentlichen Nachweis brachte ein Vierkantnapf, der bei der thyssenkrupp Steel Europe tiefgezogen wurde. Dabei wurde eine quadratische Platine aus einem Dualphasenstahl an den Ecken abgeschnitten und anschließend in einem Winkel von 45° zur Walzrichtung in das Werkzeug gelegt. Dadurch konnte ein Scherriss direkt nach dem Einlauf über den Eckradius im Zargenbereich erreicht werden. Der Rissort konnte mit dem erweiterten Schädigungsmodell und dem für den verwendeten Werkstoff angepassten Parameter $h = 0,2$ gut prognostiziert werden. Bei Anwendung des Basismodells wurde eine deutlich geringere Ziehtiefe (11,6 mm) gegenüber dem Versuch (22,5 mm) erreicht. Außerdem war der vom Modell vorhergesagte Riss nicht dort, wo er im Experiment auftrat (Abbildung 1-4). Bei der Versagensvorhersage mit dem GFD konnte gar kein Riss prognostiziert werden (Tekkaya, et al. 2013).

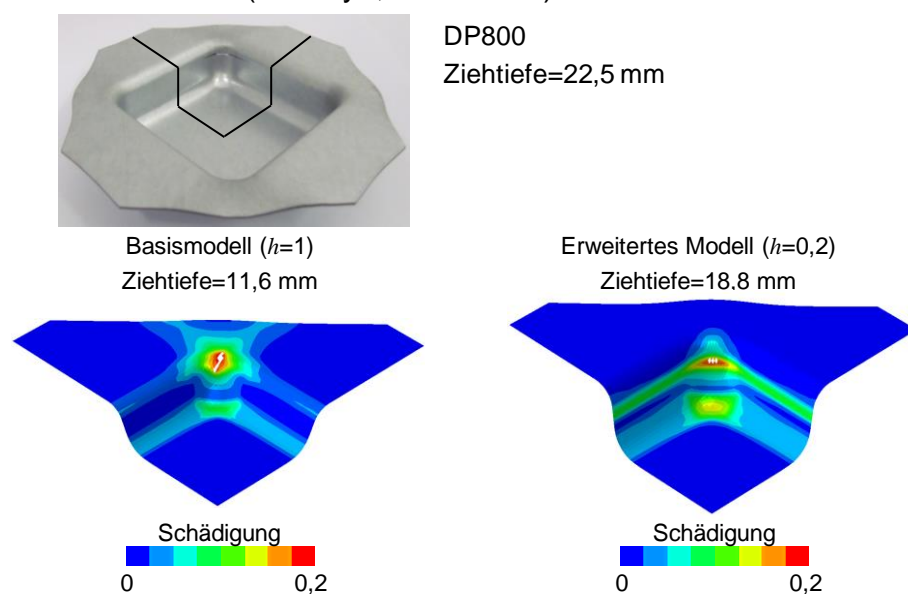


Abbildung 1-4: Versagensvorhersage mit dem Basis- ($h = 1$) (links) und erweiterten Schädigungsmodell ($h = 0,2$) (rechts), DP800, Blechdicke 1 mm

Figure 1-4: Prediction of failure with the basic model ($h = 1$) (left) and the extended damage model ($h = 0.2$) (right), DP800, sheet thickness of 1 mm

Bis zum Versagen folgt die Rissstelle einem nicht linearen Belastungspfad. Nachdem große Druckspannungen beim Einlauf über dem Eckradius auftreten, gehen diese in den Pfad niedriger Triaxialitäten über. In diesem Triaxialitätsbereich entsteht schließlich der Riss (Abbildung 1-5).

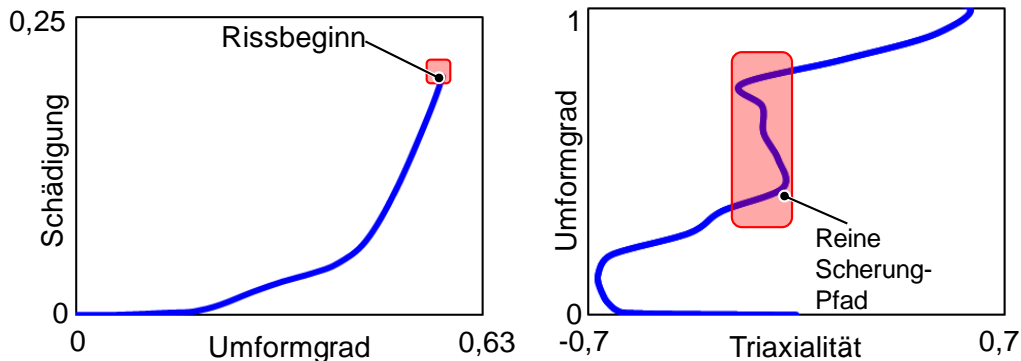


Abbildung 1-5: Verlauf des Schädigungs- und des Umformgrades am kritischen Element in der Simulation, (Tiefziehen, DP800, Blechdicke 1 mm)

Figure 1-5: Evolution of damage and equivalent strain for the critical element in the simulation, (deep drawing, DP800, sheet thickness of 1 mm)

Die in der Simulation mit $h = 0,2$ erreichte Ziehtiefe war im Vergleich zu derjenigen, die im Versuch auftrat, geringer. Außerdem können moderne Stähle ein sogenanntes „plane strain valley“ aufweisen (siehe Abbildung 1-6), das von dem aktuellen Materialmodell (Abbildung 1-2) nicht erfasst wird.

Hochwertige im Automotive-Bereich verarbeitete Stähle erreichen durch angepasste Herstellungsprozesse sowie ausgewählte Legierungsanteile ihre hervorragenden Eigenschaften, wie z.B. gesteigerte Festigkeit oder Umformbarkeit. Diese für den Anwendungsfall optimierten Stahlgüten weisen je nach Werkstoffklasse und Festigkeit ein differenziertes Versagensverhalten auf. Dadurch ist die im abgeschlossenen FOSTA-Projekt (Tekkaya, et al. 2013) durchgeführte Weiterentwicklung des kontinuumsmechanischen Schädigungsmodells für einige Werkstoffgruppen ausreichend, aber es besteht weiterhin Verbesserungspotential hinsichtlich der Abbildung der Schädigungsakkumulation. Insbesondere wird beim Karosserieziehen ein wechselnder Spannungszustand in den Materialien erzeugt, der nicht nur bei niedrigen Triaxialitäten sondern auch unter ebener Dehnungsbeanspruchung bis hin zum biaxialen Zug vorliegen kann. Hieraus resultiert ein hochgradig nicht-lineares Materialverhalten (Wierzbicki T. 2005). Benötigt wird daher eine flexible Modellantwort bezüglich niedriger Triaxialitäten und – je nach Werkstoff – auch im Bereich der ebenen Dehnung (Abbildung 1-6). In erster Linie ist, wie sich im abgeschlossenen FOSTA-Projekt (Tekkaya, et al. 2013) gezeigt hat, eine Erweiterung des Modells hinsichtlich der Genauigkeit des Zeitpunkts des Rissauftritts notwendig.

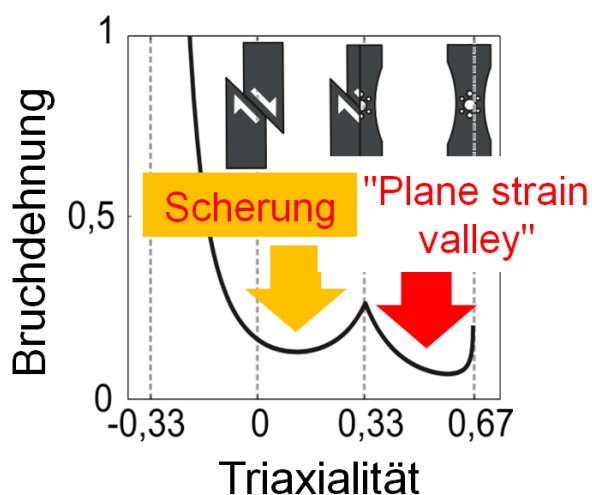


Abbildung 1-6: Versagensverhalten für verschiedene Belastungsfälle (Wierzbicki T. 2005)

Figure 1-6: Failure behavior for different loading modes (Wierzbicki T. 2005)

Ferner stellt sich die Frage nach den Versuchen, die erforderlich sind, um eine komplexere Versagensantwort unter verschiedenen Lastpfaden erfassen zu können. Neben den Zugversuchen sind Biaxialversuche und Versuche mit ebenem Dehnungszustand nötig, welche teilweise für die Ermittlung des GFDs ohnehin durchgeführt werden. Letztere könnten auch durch Zugversuche an gekerbten Proben ersetzt werden. Viel kritischer sind die Messungen bei niedrigen und negativen Triaxialitäten. Während bei negativen Mehrachsigkeiten noch kein Versuch für dünne Bleche vorhanden ist (Wierzbicki T. 2005), werden bei geringen Triaxialitätswerten Scherversuche bis zum Bruch ausgewertet. Diese befinden sich zum Teil in Entwicklung. Beispielsweise wurde im Rahmen des FOSTA-Projekt P1007 ein Versuch zur Charakterisierung des Versagensverhaltens mithilfe einer Scherzugprobe beim Institut für Umformmaschinen (IFUM) erprobt. Am Institut für Eisenhüttenkunde (IEHK) der RWTH Aachen wird ebenfalls ein Scherversuch zur Bestimmung des Bruchverhaltens unter einfacher Scherung verwendet. Weitere Versuche, wie der Scherversuch an der Universität Twente in den Niederlanden sind sehr aufwendig. Dieser basiert auf der Schergeometrie von Wierzbicki (Wierzbicki T. 2005) und wurde in Zusammenarbeit mit inpro entwickelt. Dabei wird der Scherriss mittig in der Scherzone erreicht. Der modifizierte ebene Torsionsversuch befindet sich ebenfalls in der Erprobung bzw. Entwicklungsphase. Bei allen diesen Versuchen bleibt die Frage offen, welche messbare Größe (Kraft-Weg-Antwort, Dehnungen) zur Identifikation von Schädigungs- und/oder Bruchmodellen geeignet ist. Darüber hinaus ist der Ort des Versagens (an den Scherkanten oder in der Mitte der Scherzone) nicht im Vorfeld bekannt.

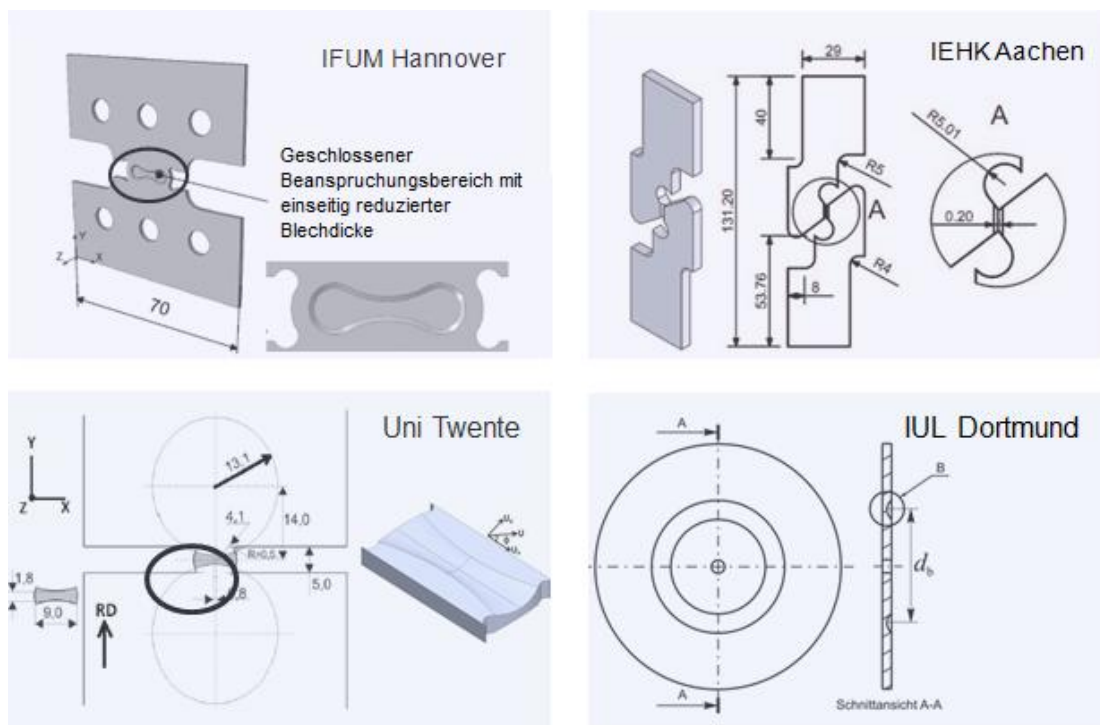


Abbildung 1-7: Scherversuche zur Charakterisierung des Versagensverhaltens

Figure 1-7: Shear tests for the characterization of the failure behavior

1.2 Zielsetzung Objective

1.2.1 Angestrebte Forschungsergebnisse Aimed research results

Das Ziel des Projektes ist die Bereitstellung eines erweiterten kontinuumsmechanischen Schädigungsmodells zum industriellen Einsatz beim Tiefziehen hochfester Stahlgüten. Dazu gehören die Ermittlung der für die Modellparameter notwendigen Versuche sowie eine praxistaugliche Strategie zur Parameteridentifikation. Bei den Charakterisierungsversuchen handelt es sich vor allem um die Weiterentwicklung des ebenen Torsionsversuchs zur Bestimmung der Schädigungskennwerte bei niedrigen Triaxialitätswerten. Dieser Versuch soll so eingesetzt werden, dass ein Riss unter einfacher Scherung (Triaxialität gleich Null) mittig im Scherbereich eintritt. Weitere Versuche dieser Art befinden sich in der Entwicklung. Durch einen Benchmark mit zusätzlichen Lösungen und dem ebenen Torsionsversuch in Kombination mit dem erweiterten Lemaitre-Modell wird deren wirtschaftliche und wissenschaftliche Nutzung verglichen und bewertet. Die Leistungsfähigkeit des zu entwickelnden Verfahrens wird anhand geeigneter Bauteile überprüft.

1.2.2 Innovativer Beitrag der angestrebten Forschungsergebnisse Innovative contribution of the research

Für den Einsatz einer breiteren Palette hochfester Stähle ist u. a. eine zuverlässige Versagensvorhersage notwendig. Die eingeschränkte Versagensprognose des Grenzformänderungsdiagramms bei der Auslegung von Blechumformverfahren für höchstfeste Blechwerkstoffe hat zu einem höheren Bedarf an phänomenologisch und physikalisch begründeten Ansätzen für die Modellierung des duktilen Versagens geführt. Bei Anwendern der Umformsimulation hat sich die Nutzung solcher Modelle aufgrund mangelnder Verbreitung oder fehlendem Grundlagenwissen noch nicht durchgesetzt. Dies soll sich durch das hier entwickelte Verfahren ändern. Damit können nicht nur das Versagen für reale Prozessen vorhergesagt werden, sondern auch zusätzlich auftretenden Effekte, wie z. B. die Entfestigung, abgebildet werden. Dieses wird erreicht, indem das Materialmodell hin zu einer flexiblen Modellantwort erweitert wird. Eine praxistaugliche Strategie zur Identifikation der Modellparameter bringt einen weiteren Vorteil mit sich: Die Modellparameter sollen im Hinblick auf eine industrierelevante Anwendung des Modells zusammengestellt und in ihrer Anzahl aus Kosten- und Zeitgründen gezielt ausgewählt werden. Besonders durch das Angebot der im Rahmen des Projektes weiterentwickelten Versuche wird dem Anwender eine neue Möglichkeit für die Nutzung des Modells zur Verfügung gestellt. Ein weiterer innovativer Nutzen der Forschungsergebnisse stellt die Aussicht einer verlässlichen Versagensprognose entlang der Prozesskette dar. Denn die Schadensakkumulation von einem Fertigungsprozess zum nachfolgenden kann nun durch die neue Methode berücksichtigt werden.

2 Stand der Technik State of the art

Kurzfassung

Zur Vorhersage von plastischer Instabilität und der finalen Werkstofftrennung werden belastungsabhängige Methoden verwendet, die von Grenzformänderungsdiagrammen über Bruchkriterien hin zu gekoppelten Schädigungsmodellen reichen. In Abhängigkeit der plastischen Deformation resultiert die Schädigungsevolution, welche gekennzeichnet ist durch Bildung, Wachstum und Vereinigung von Poren. Diese entstehen häufig an Verunreinigungen oder Sekundäreinschüssen im Werkstoff. Es wird angenommen, dass positive Hauptspannungen zu Porenwachstum führen. Ein erhöhtes Porenvolumen resultiert in einer Verringerung des tragenden Querschnitts. Durch eine Schädigungsevolution, die in Abhängigkeit der Triaxialität eine angepasste Schädigungsakkumulation abbildet und mit der Plastizität gekoppelt ist, soll die Vorhersagegenauigkeit für Versagen unter hoher Triaxialität und scherdominantes Versagen, in Anlehnung an Li et al. (Li, et al. 2010), verbessert werden.

Abstract

For the prediction of localizations and failures, various load-dependent methods are used. These range from forming-limit-diagrams to simple fracture criteria to advanced coupled damage models. Depending on the plastic deformation the evolution of the damage occurs. This is characterized by nucleation, growth and coalescence of pores. These are often created close to imperfections in the material. It is assumed that positive principal stresses cause pore growth. Pore growth lead to a reduction of material strength. The accuracy of the prediction of material failure under high triaxiality and shear-dominant failure, based on Li et al. (Li, et al. 2010), should be increased by a stress state dependent coupled damage model.

Die Erreichung des Forschungsziels erfordert Kenntnisse aus verschiedenen Bereichen der Fertigungstechnik und verwandter Themengebiete. Aus der Umformtechnik wird das Hintergrundwissen über die Prozessgrenzen bei Tief-, Streck- und Karosserieziehprozessen benötigt. Insbesondere sind die herrschenden Spannungszustände wichtig, da das Eintreten des Versagens direkt vom Spannungszustand abhängig ist. Die werkstoffspezifischen Mechanismen des duktilen Versagens werden je nach Modellansatz explizit oder über geeignete effiziente Formulierungen abgebildet. Dies geschieht über die Verknüpfung des in makroskopischen Versuchen und auf einem phänomenologischen Modell, welches mit den fundamentalen Prinzipien der Kontinuumsmechanik beschrieben wird.

Im Produktenstehungsprozess von Blechteilen werden heute computerbasierte Methoden zur Auslegung der Prozesse eingesetzt (K. L. Roll 2005). Für die Auslegung des Umformprozesses werden vorrangig Umformsimulationen auf Basis der Finite-

Elemente Methode eingesetzt. Dies dient dem Zweck, den Werkstofffluss, die erwartete Abweichung von der Sollgeometrie und die Werkzeugbelastungen vorauszusagen. Ein weiterer sehr wichtiger Aspekt ist die Vorhersage des Bauteilversagens im Fertigungsprozess. Anhand der Vorhersagen können die Prozessparameter angepasst werden, um ein versagensfreies Bauteil zu erhalten. Im Folgenden werden Ansätze vorgestellt, die das Auftreten von Rissen und kritischer Ausdünnung im Blechumformprozess vorhersagen.

2.1 Versagensvorhersage Failure Prediction

Prinzipiell stehen verschiedene Konzepte zur Vorhersage des Versagens zur Verfügung. Hierbei ist eine Unterteilung in das Auftreten der diffusen Einschnürung, der lokalen Einschnürung und des Bruchs vorzunehmen. Die diffuse Einschnürung tritt für

$$\frac{\partial \sigma}{\partial \varepsilon} = \frac{\sigma}{1 + \varepsilon}$$

im Fall des einachsigen Zugversuchs ein, siehe (Gottstein 2001). Die Dehnung bei Erreichung dieses sog. Considère-Kriteriums entspricht der Gleichmaßdehnung. Physikalisch herrscht zu diesem Zeitpunkt ein Gleichgewicht zwischen geometriebedingter Entfestigung und der werkstoffspezifischen Verfestigung. Je nach Duktilität des Werkstoffs kommt es nach der diffusen Einschnürung zur lokalisierten Einschnürung und darauffolgendem Bruch oder direkt zum Bruch.

In der industriellen Praxis der Umformsimulation wird der Zeitpunkt der lokalen Einschnürung empirisch für verschiedene Dehnungspfade bestimmt und mit den Vorhersagen der Simulation abgeglichen. Dies wird durch das gemessene oder analytisch bestimmte Grenzformänderungsdiagramm (Englisch: *Forming Limit Diagram*, FLD), welches die Grenze zwischen sicheren und unsicheren Spannungs- bzw. Dehnungszuständen darstellt, beschrieben. Obwohl dieses Verfahren bereits in der Blechumformung etabliert ist, ist es z. B. auf die Versagensprognose bei der Massivumformung kaum übertragbar. Außerdem verfehlt das GFD genaue Vorhersagen bei nicht proportionalen Dehnungspfaden, beispielsweise bei Kantenrissen (Barsoum I. 2007). Darüber hinaus ist das Konzept der GFD nur für die Dehnungsbeanspruchungen zwischen einachsigem Zug und equibiaxialen Zug qualifiziert. Eine anschließende Vorhersage der Produkteigenschaften bei Folgeoperationen (Falzen, Abkanten) bis hin zu Lebensdauer und Crashverhalten werden damit nicht erreicht (Liewald M. 2010). Stattdessen sind durch fortgeschrittene konstitutive Modelle weitere Alternativen entstanden. Diese verwenden die lokale Entwicklung der Mikrostruktur und erfassen dadurch implizit die Pfadabhängigkeit der Verfestigung und Entfestigung des Materials. Dadurch können Lösungen erarbeitet werden, die bei der Analyse der Umformbarkeit und anschließend beim Design des Umformprozesses eingesetzt werden können. Aktuell stellt die Ermittlung der Schädigungsevolution und die damit verbundene Vorhersagengenauigkeit eine Herausforderung bezüglich der Prognose von duktilem Versagen dar. Heutzutage sind moderne technologische Stähle durch Mischkristalle und durch zusätzliche Phasen in dem Matrixmaterial hinsichtlich ihrer Festigkeit stark verbessert. Bei solchen

Werkstoffen wird das Versagensverhalten unter anderem durch Porenentstehung, Wachstum und Zusammenführung, verursacht. In der Umformpraxis ist der Ort des Versagens nicht im Voraus bekannt. Das Versagen kann an mehreren Stellen im Bauteil simultan auftreten. Weiterhin treten Risse in einem breiten Bereich hydrostatischer Spannungen auf, die nicht vom klassischen GFD vorhergesagt werden (Atkins 1997).

Alternative Modelle versuchen das Problem des scherdominanten Versagens durch ein kürzlich entwickeltes Bruchkriterium nach Li et al. (Li, et al. 2010) zu lösen. Diese Modelle werden im Englischen als fracture-forming-line (FFL) oder fracture-forming-line-diagram (FFLD) bezeichnet. Das Modell kann durch die Verwendung eines modifizierten Mohr-Coulomb-Modell (MMC) Scherrisse bei Dualphasenstählen vorhersagen. In Abbildung 2-1 wird deutlich, dass durch den Einsatz dieser Theorie gegenüber der klassischen GFD (Abbildung 2-2) ein zusätzlicher Bereich mit niedrigerer Bruchdehnung zwischen dem uniaxialen Zug und dem Druckbereich (d. h. im Bereich negativer und niedriger Triaxialitäten) beobachtet wird. Dieser Bereich wird von der der klassischen Grenzformänderungsdefinition nicht vorhergesagt.

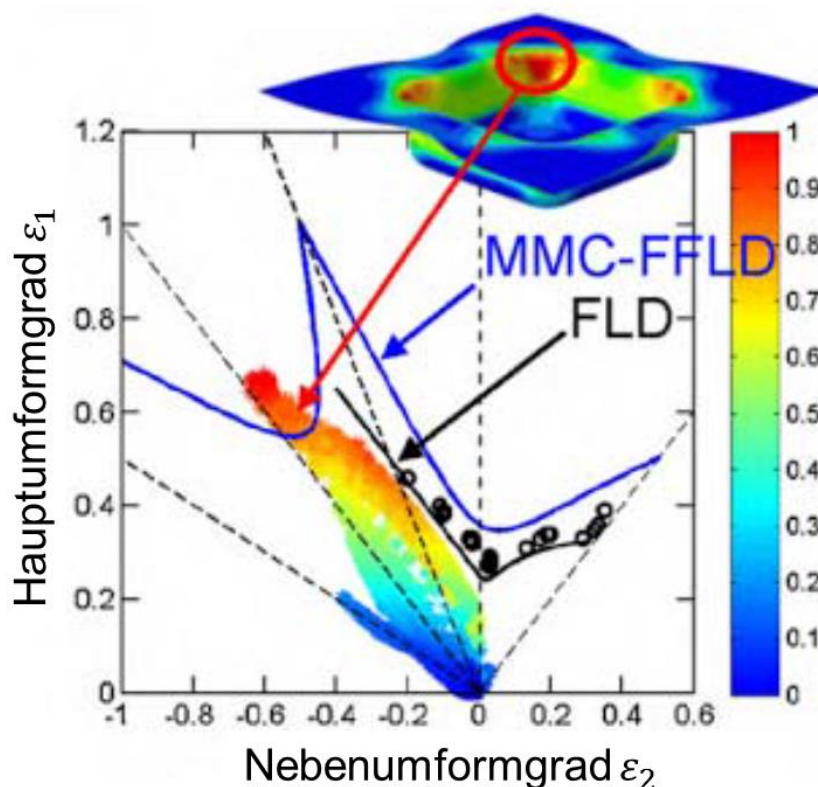


Abbildung 2-1: Erweiterung der FLD im Scherbereich (Li, et al. 2010)

Figure 2-1: Extension of FLD for shear (Li, et al. 2010)

Bao und Wierzbicki konnten (2004) die nicht monotone Abhängigkeit der Vergleichsbruchdehnung von der Triaxialität (Abbildung 2-2) zeigen (Bao Y. 2004). Diese ermittelten Bruchkurven stehen zum Teil im Widerspruch zur Theorie der sogenannten mikromechanisch basierten Methoden, bei welchen Mechanismen wie Porenentstehung, -wachstum und -verbindung durch den hydrostatischen Druck kontrolliert werden. Dazu zählen die Modelle nach McClintock (1968), (Rice und Tracey

1969), Gurson (1975) sowie Tvergaard und Needleman (1984). Diese Modelle haben damit die Tendenz, die Bruchdehnung bei niedrigen Triaxialitäten zu überschätzen. Dies ist aber nicht im Einklang mit den experimentellen Ergebnissen, die Bao und Wierzbicki in 2004 und nachfolgende Untersuchungen in 2007 von Barsoum und Faleskog erreichten (Barsoum I. 2007).

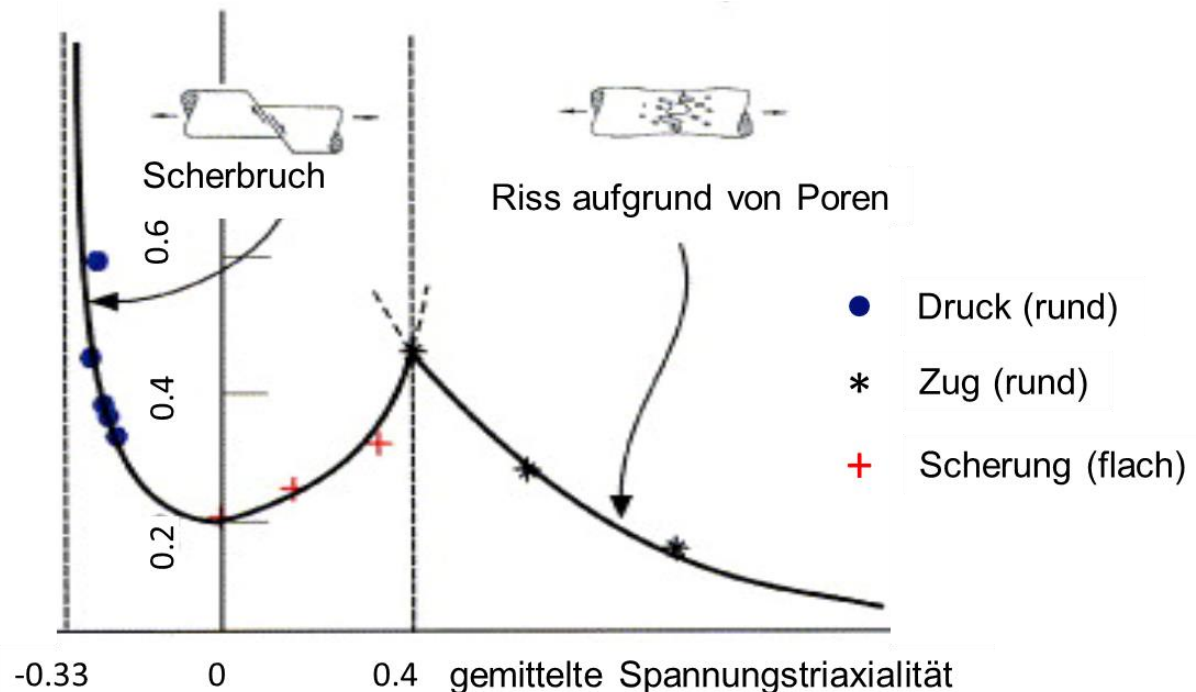


Abbildung 2-2: Bruchkurve in Abhängigkeit der Triaxialität. Modell nach (Bao Y. 2004)

Figure 2-2: Fracture curve in dependency of the triaxiality. Model according to (Bao Y., 2004)

Aus dieser Motivation wurden neue Modelle entwickelt, die zum einen auf der theoretischen Entwicklung der Mikroporendynamik basieren und so die beobachteten Phänomene besser abbilden. Hieraus entstanden neue konstitutive Modelle wie das kommerzielle CrachFEM (Dell H. 2007) oder die Modelle von Lou und Huh (Lou Y. 2012). Ferner wurden 2008 von Nahshon und Hutchinson (Nahshon K. 2008) sowie von Xue und Wierzbicki (Xue L. 2008) bestehende Modelle, hinsichtlich des Porenwachstums bei hohen Triaxialitäten modifiziert. Bai und Wierzbicki (Bai Y. 2010) berücksichtigen in ihrem Modellansatz den sogenannten Lode-Parameter, der den Quotient aus der dritten Invariante des deviatorischen Spannungstensors und der Vergleichsspannung (s. Abbildung 2-3) darstellt. Dadurch kann zwischen einer axialsymmetrischen Last und einer Scherung unterschieden werden. Damit entsteht ein zusätzlicher Freiheitsgrad zur Beschreibung des Versagens neben der Triaxialität und der plastischen Vergleichsdehnung.

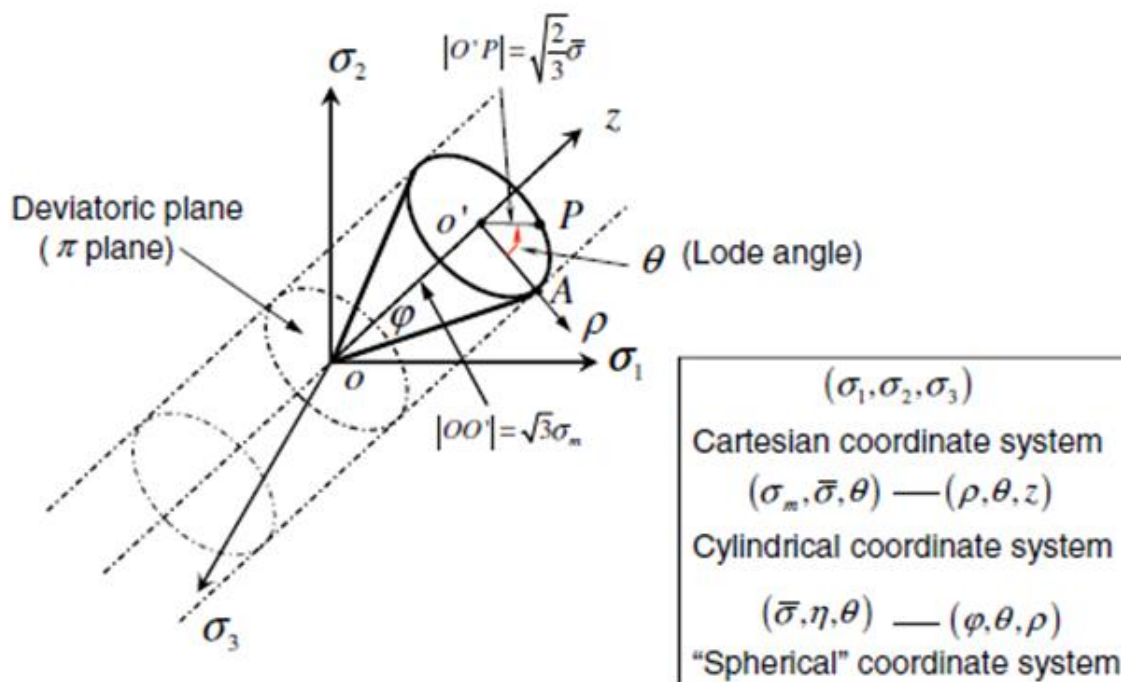


Abbildung 2-3: Definition des Lode-Parameters im Hauptspannungsraum und durch drei Koordinatensysteme ausgedrückt. (Bai Y. 2010)

Figure 2-3: Definition of Lode-angle in the principal stress space for different „coordinate systems“ (Bai Y., 2010)

Derzeit sind bereits weitere Modelle vorhanden, die dieses Verhalten mit Hilfe von so genannten Bruchkurven über einen breiten Triaxialitätsbereich erfassen. Allerdings sind die meisten Ansätze nicht gekoppelt. Das heißt der Einfluss der abnehmenden Tragfähigkeit des Werkstoffs auf die Rissbildung kann nicht abgebildet werden. Dies kann bei der Simulation der Blechumformung zu verfälschten Versagensvorhersagen führen, was bereits im abgeschlossenen FOSTA-Projekt P853 „Entwicklung eines anwenderorientierten Versagensmodells für die Blechumformung hochfester Stähle“ gezeigt werden konnte. In der Crashsimulation wird u.a. das Generalized Incremental Stress State dependent damage MOdell (GISSMO) verwendet. Dieses nutzt ab dem Erreichen der Gleichmaßdehnung das Konzept der effektiven Spannungen. Dabei wird durch die Einführung der Schädigungsvariablen D eine Entlastung des Werkstoffes erfasst. Für die Entwicklung von D wird die Bruchkurve über einen breiten Triaxialitätsbereich ($-0,33 < \eta < +0,67$) hinzugezogen (Neukamm F. 2009).

Mikromechanik des scherdominanten Versagens

Der beim scherdominanten Versagen auftretende Mechanismus basiert nicht auf dem Porenwachstum, welches durch die hydrostatische Spannung hervorgerufen wird, da unter reiner Scherbelastung diese nicht verändert wird. Es ist anzumerken, dass das Versagen bei Scherbeanspruchung eher durch die lokal existierenden Inhomogenitäten verursacht wird. Diese sind Einschlüsse oder sekundäre Phasen. Sie verursachen durch hohe Spannungskonzentration oder durch lokale Verformungsinkompatibilitäten (infolge unterschiedlicher Phasenfestigkeiten) eine Dekohäsion zwischen den Einschlüssen und der Matrix bzw. zwischen den verschiedenen Phasen (Abbildung 2-5). Dieser Versagensmechanismus unter Scherbeanspruchung wurde von Siruguet und Leblond (Siruguet K. 2004) beschrieben

und ist besonders wichtig für moderne hochfeste Legierungen und im Speziellen für Mehrphasenstähle.

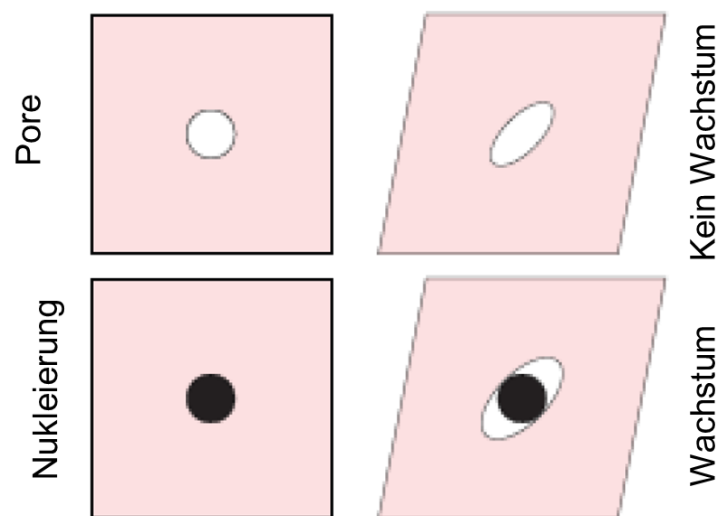


Abbildung 2-4: Versagensmechanismus unter Scherung nach (Siruguet K. 2004)

Figure 2-4: Failure Mechanism under shear according to (Siruguet K. 2004)

Ein weiterer Mechanismus wird durch die Bildung von nicht isolierten Porenclustern erklärt (Soyarslan C. 2008). Dabei wird das Versagensverhalten zum einem von einem sogenannten Porenverzug und zum anderen von einer Poreninteraktion, welche eine Materialrotation aufgrund der Scherung zur Folge hat, verursacht.

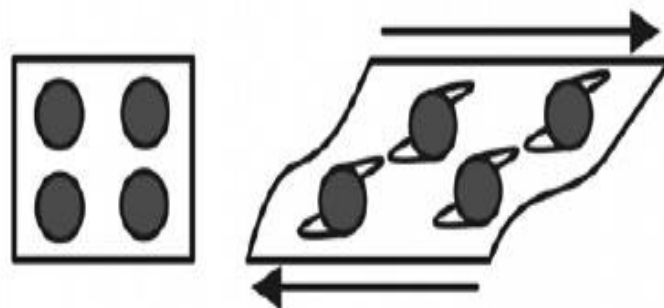


Abbildung 2-5: Versagensmechanismus unter Scherung nach Soyarslan (Soyarslan C. 2008)

Figure 2-5: Failure mechanism under shear according to Soyarslan (Soyarslan C. 2008)

Reflexion über scherdominanten Versagen beim Tiefziehen

Die Studie von Li et al. (Li, et al. 2010) zeigt deutlich die Einschränkungen des GFD bei der Versagensvorhersage unter allgemeinen Scherspannungszuständen. Beim Karosserieziehen werden hauptsächlich zwei charakteristische Scherspannungszustände in dünnen Blechen auftreten. Diese lassen sich vereinfacht beim Tiefziehen eines Vierkantnapfes aufzeigen (siehe Abbildung 2-6). Dabei handelt es sich um die „*in-plane*“-Scherung im Tiefziehbereich, wo reine Scherung mit $\eta \approx 0$ herrscht und um die „*through thickness*“-Scherung nach der Biegung in den Zargenbereich, wo die ebene Dehnung mit $\eta \approx 1/\sqrt{3}$ beobachtet wird.

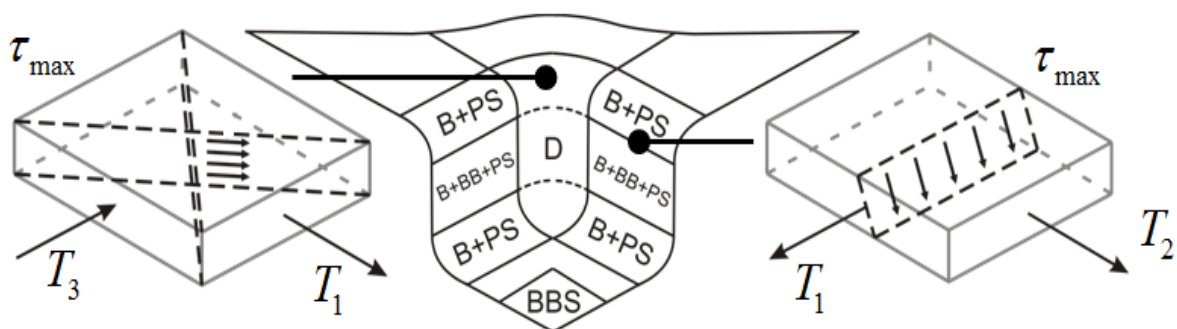


Abbildung 2-6: „in-plane“- (links) und „through thickness“- (rechts) Scherspannungszustände beim Tiefziehen. Verwendete Abkürzungen: B: Biegung, BB: Rückbiegung, PS: Zug mit ebener Dehnung, BBS: homogene biaxiale Streckung, D: Tiefziehen, T_i sind die dabei wirkenden Spannungen (Valberg 2010)

Figure 2-6: in-plane“- (left) und „through thickness“- (right) shear states during deep drawing. Used abbreviations: B: bending, BB: reverse bending, PS: plane-strain tension, BBS: homogeneous biaxial stretch, D: deep drawing, T_i are the acting stresses (Valberg 2010)

Um die Folgen einer Berücksichtigung des scherdominanten Versagens zu zeigen, wurde das Modell nach Gurson modifiziert. Das Modell wurde über eine VUMAT-Subroutine in Abaqus implementiert (Soyarslan 2012) und die Auswirkungen anhand eines Vierkantnapfes demonstriert. In Abhängigkeit des Ziehradius treten „in-plane“- oder „through thickness“- Scherrisse auf. Während „through thickness“- Scherbrüche unter ebener Dehnung bei großen Spannungstriaxialitäten vorhanden sind und von einer Materialeinschnürung begleitet werden, treten „in-plane“-Scherrisse ohne Einschnürung auf. Dies ist wiederum ein weiterer Grund, warum das klassische GFD das Versagen in solchen Fällen nicht prognostizieren kann.

2.2 Lemaitre Schädigungsmodell Lemaitre damage model

2.2.1 Basismodell Basic model

Um Schädigung abbilden zu können, die durch eine äußere Last hervorgerufen wird benötigt man ein Schädigungsmodell. Hierbei gibt es grundlegende Unterschiede zwischen mikromechanisch motivierten und phänomenologischen Modellen, zu denen auch das Lemaitre Modell zählt. Das Modell basiert auf der Annahme einer homogenen Verteilung einer geschädigten Fläche, wobei diese dadurch definiert ist, dass sie keine Fähigkeit besitzt einer angreifenden Last entgegen zu wirken. Es ist dabei unerheblich, aus welchen Gründen diese Fläche die Tragfähigkeit verloren hat. Üblicherweise geschieht dies durch die Entstehung von Poren, die bei steigender Deformation zu einer Trennung des Materials führen.

Über das Verhältnis der geschädigten Fläche A_D zum Ausgangszustand A lässt sich die Schädigungsvariable D wie folgt bestimmen:

$$D = \frac{A_D}{A} \quad (1)$$

Die Schädigung D spiegelt also eine prozentuale Schädigung der Ausgangsfläche wieder, über die Relation $\tilde{A} = (1 - D)A$ kann die verbleibende effektive Fläche \tilde{A} dargestellt werden. Mithilfe von D werden sogenannte effektive Zustandsgrößen gebildet, welche sich auf eine fiktiv ungeschädigte Fläche beziehen und mit dem Prinzip der Dehnungsäquivalenz der gemittelten Größen gleichgestellt werden dürfen Abbildung 2-7.

Das klassische Modell geht von einer homogenen Verteilung des Porenvolumens aus, welches durch die Schädigungsvariable D erfasst wird. Mithilfe von D werden sogenannte effektive Zustandsgrößen gebildet, welche sich auf einen fiktiv ungeschädigten Raum beziehen und mit dem Prinzip der Dehnungsäquivalenz der gemittelten Größen gleichgestellt werden dürfen Abbildung 2-7. Die Schädigungsvariable wird in einem thermodynamischen Kontext mittels der Helmholtz'schen freien Energie ψ und des plastischen Potentials ϕ eingeführt.

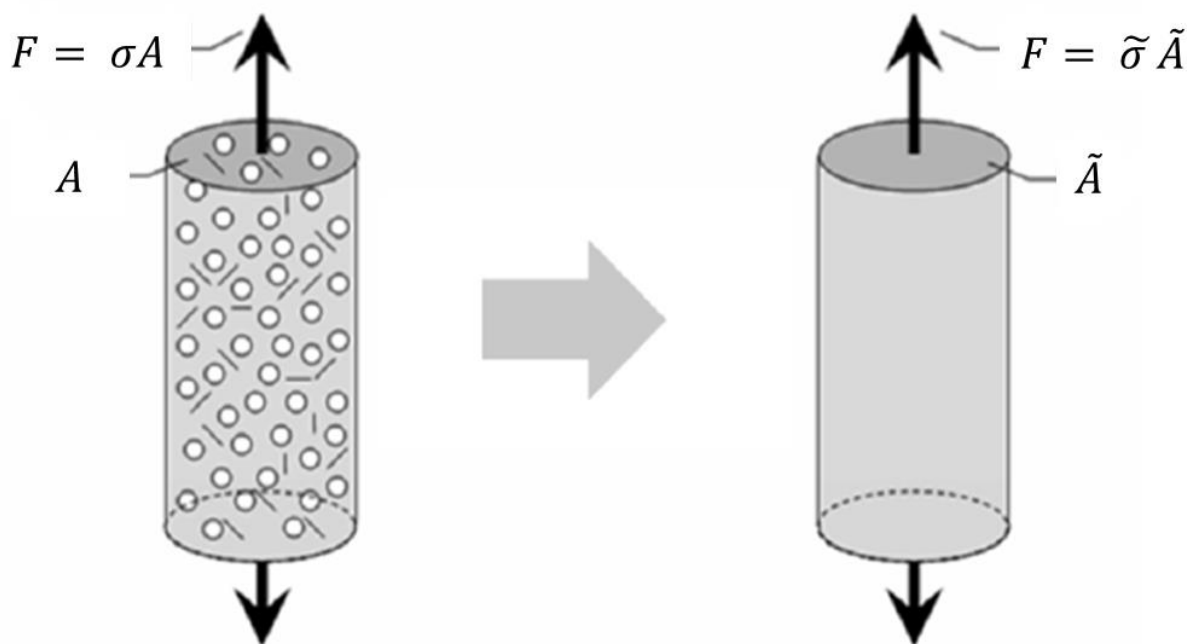


Abbildung 2-7: Schematische Darstellung der effektiven Zustandsgrößen. Mit $\tilde{\sigma}$ der effektiven Spannung, σ der gemittelte Spannung und der D Schädigungsvariable (Soyarslan C. 2008)

Figure 2-7: Schematic representation of the effective state variables. With $\tilde{\sigma}$ effective stress, σ averaged stress and D damage variable (Soyarslan C. 2008)

Die zeitliche Entwicklung der Schädigungsvariablen (Gleichung 1) wird aus dem plastischen Potenzial abgeleitet und basiert auf der elastischen Energiedichte Y , der plastischen Vergleichsdehnrate $\dot{\phi}$ und materialabhängigen Parametern (s, S, β).

$$\dot{D} = \delta \frac{\partial \phi}{\partial Y} = \left(\frac{Y - Y_0}{S} \right)^s * \frac{\dot{\phi}}{(1 - D)^\beta} \quad (2)$$

Hierbei kann die schädigungskonjugierte Variable Y wie folgt angegeben werden:

$$Y = \frac{1 + \nu}{2E} \left(\frac{\sigma_{ij} \sigma_{ij}}{(1 - D)^2} \right) - \frac{\nu}{2E} \left(\frac{(\sigma_{kk})^2}{(1 - D)^2} \right) \quad (3)$$

Obwohl mikromechanisch basierte Modelle normalerweise mit der mikromechanischen Entwicklung des Werkstoffs verknüpft werden, gibt es keine direkte, physikalische Interpretation für die Parameter des Lemaitre-Modells. Nur das Verhältnis der geschädigten zur nicht geschädigten Fläche kann gemessen werden, wenn die Schädigung in der Mikrostruktur auftritt. Um einen Parametersatz zu erhalten, wird daher die inverse Parameteridentifikation angewendet. Durch die Kopplung zwischen duktiler Schädigung und Plastizität entwickeln sich die elastoplastischen Kennwerte während der Deformation. Jedoch kann die Ermittlung der anfänglichen elastischen Parameter, als auch der initiale Fließort, über konventionelle Methoden, ohne die Berücksichtigung der Schädigung, bestimmt werden.

2.2.2 Lemaitre Schädigungsmodell mit Berücksichtigung der Druckspannung Lemaitre damage model including the effect of compressive stress

Die Modifikation des Basismodells wurde in dem abgeschlossenen FOSTA-Projekt P853 durchgeführt (Ladeveze P. 1984). Dabei wurde die elastische Energiedichte Y in einen positiven Y^+ und einen negativen Anteil Y^- zerlegt. Hierzu wird der Spannungstensor in Hauptspannungen zerlegt, die positiven Anteile werden für die positive Energiedichte Y^+ berücksichtigt, wobei die Druckhauptspannungen in den Y^- Term einfließen:

$$Y = \frac{1+\nu}{2E} \left[\frac{\langle \sigma \rangle_{ij} \langle \sigma \rangle_{ij}}{(1-D)^2} + h \frac{\langle -\sigma \rangle_{ij} \langle -\sigma \rangle_{ij}}{(1-hD)^2} \right] - \frac{\nu}{2E} \left[\frac{\langle \sigma_{kk} \rangle^2}{(1-D)^2} + h \frac{\langle -\sigma_{kk} \rangle^2}{(1-hD)^2} \right] \quad (4)$$

In Abgrenzung zum klassischen Modell, in dem beide Anteile der Schädigung mit einem Faktor von 1 akkumuliert werden, können durch die Erweiterung die negativen Anteile von Y mit einem Faktor h zwischen $0 \leq h \leq 1$ gewichtet werden. Somit kann durch die Separation der Spannungsanteile, zusammen mit dem h -Parameter, die Schädigungsentwicklung reduziert werden. Die physikalische Motivation folgt aus der Annahme, dass sich unter Druckspannungen im Material enthaltene Poren schließen und es somit nicht zu einem Anwachsen der Schädigungsakkumulation kommt. Bei der Verwendung des h -Parameters von $h = 0$ folgt, dass keine Schädigungsentwicklung durch die Druckspannung induziert wird.

Durch die Einführung des Parameters h kann nun ein bestimmter Anteil der wirkenden Druckspannungen in Y^- für die Schädigungsentwicklung berücksichtigt werden (Tekkaya, et al. 2013). Hierbei entspricht der Faktor h einer Größe, durch die unter Druckspannung die Triebkraft für die Schädigung im Vergleich zur Zugbelastung reduziert wird. Hierdurch konnte gezeigt werden, dass das Porenvolumen infolge druckbeanspruchter Bereiche und das damit verbundene Materialverhalten bei negativen Triaxialitäten besser vorhergesagt werden kann, siehe Abbildung 1-2: Modellantwort mit ($h = 0$) und ohne ($h = 1$) Porenschließung. Die damit erreichten Ergebnisse wurden im Abschnitt „Ausgangssituation“ beschrieben und in (Tekkaya, et al. 2013) ausführlich dokumentiert.

2.3 Schädigungs- und Versagensmodellierung für Umformprozesse Modelling damage and failure in the forming processes

Neben den bereits in Abschnitt 2.2 erwähnten Anwendungen von Schädigungs- und Versagensmodellen haben weitere Wissenschaftler Umformprozesse bei Raumtemperatur mithilfe dieser Methoden untersucht. LeMaout et al. (LeMaout und Thuillier 2009) sagten die Prozessgrenzen beim Biegen und Falzen mit einem erweiterten Gurson-Modell voraus. Für die Analyse von Kantenrissen beim Scherschneiden und das folgende Walzen von Blechen verwendeten Hubert et al. (Hubert, et al. 2012) ein erweitertes Lemaitre-Modell. Ein ähnliches Modell wurde von Mashayekhi et al. (M. T. Mashayekhi 2010) zur Simulation des Kaltwalzens und

anschließendem Biegen (Mashayekhi, Ziaei-Rad und Parvizian 2007) angewendet. In diesen Studien wird Versagen durch Risse durch die Löschung von Elementen bzw. drastische Reduzierung der Elementsteifigkeiten abgebildet. Im Zusammenhang mit dem Versagen in Blechumformverfahren betrachten einige Autoren den Einfluss vorgelagerte Schneidoperationen auf das Versagen insbesondere durch Kantenrisse. So wird in (Vatter 2013) die Versagenswahrscheinlichkeit beim Scherschneiden und folgenden Biegen mit einem Lemaitre-Modell vorhergesagt. In (Behrens, Peshekhodov und Vucetic, Numerische Beschreibung der Schädigung beim Scherschneiden und des verbleibenden Restumformvermögens für Dualphasenstähle mithilfe der Multiskalensimulation 2015) wurden Johnson-Cook Versagenskriterien für die Vorhersage des Umformverhaltens mehrphasiger Stähle beim Scherschneiden und folgenden Umformprozessen eingesetzt.

3 Vorgehensweise Approach

Kurzfassung

Ziel des Projektes ist die Erstellung und Validierung eines Schädigungsmodelles. Für die Ermittlung der freien Modellparameter werden umfangreiche Charakterisierungsversuche durchgeführt, die die Spannungszustände von scherdominanter Belastung (ebener Torsionsversuch) hin zu biaxialer Zugbelastung (Nakajima-Versuch) abdecken. Anhand dieser werden für die beiden Werkstoffe inverse Parameteridentifikationen durchgeführt. Zur Validierung wurden drei verschiedene Tiefziehbauteile gefertigt, welche in Abhängigkeit der Prozessparameter lokales Materialversagen aufzeigen. Über diese wird das Schädigungsmodell mit den identifizierten Materialparametern verglichen.

Abstract

The aim of the project is the creation and validation of a damage model. Extensive characterization experiments were carried out. These cover stress states from shear-dominant loading (in-plane torsion test) to biaxial tensile loading (Nakajima-test), to determine the model parameters. Based on those tests, inverse parameter identifications were conducted for both materials. For the purpose of validation, three different deep-drawn components were manufactured, which showed local material failure depending on the process parameters. These identified material parameters used to evaluate the damage model.

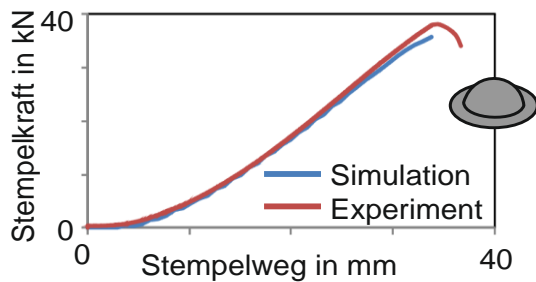
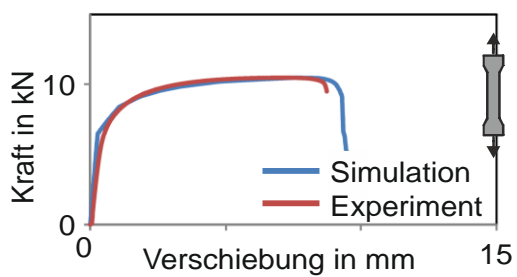
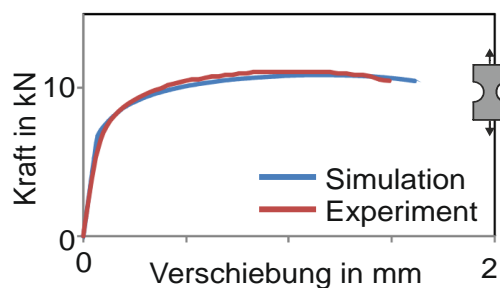
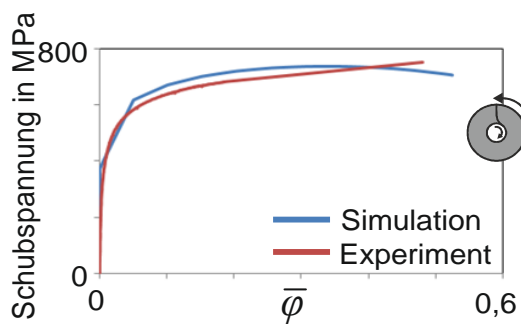
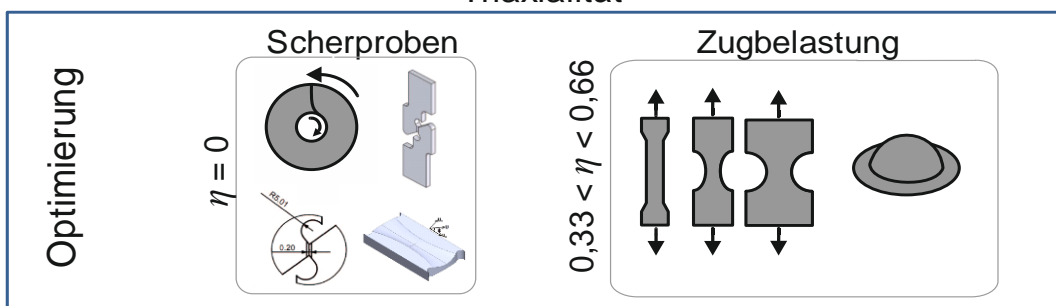
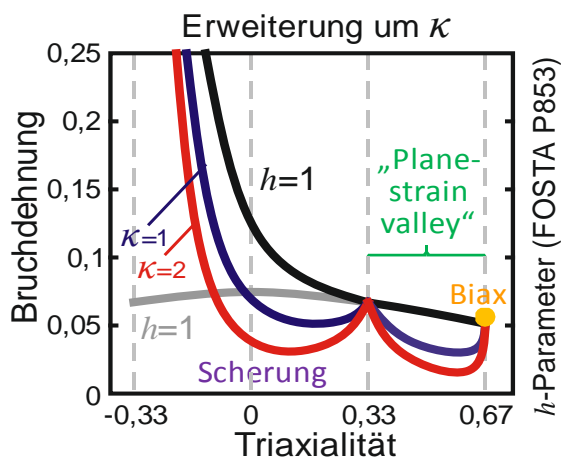
Das im vorherigen Abschnitt vorgestellte Schädigungsmodell wird um einen Term, der explizit die Abhängigkeit von der Scherspannung berücksichtigt erweitert. Dies erhöht die Flexibilität des Schädigungsmodells im Bereich niedriger und negativer Triaxialitäten. Darüber hinaus wird dadurch implizit eine Berücksichtigung der Abhängigkeit vom Lode-Parameter ermöglicht. Um die Leistungsfähigkeit der Erweiterung des Schädigungsmodelles validieren zu können wurde folgendes Vorgehen gewählt, bei dem zunächst die elasto-plastischen- Kennwerte anhand von konventionellen Zugversuchen ermittelt wurden. Auf Grundlage dieser wurden Fließkurven mit einem gewissen Puffer identifiziert, um eine Reserve für die Bestimmung der freien Materialparameter des Schädigungsmodells zu erhalten. Für die Identifizierung der freien Modellparameter wurden Charakterisierungsversuche über den gesamten positiven Triaxialitätsbereich ($0 \leq \eta \leq 0,66$) durchgeführt. Insbesondere deckt diese Untersuchung den Bereich geringer Triaxialität ($\eta \approx 0$) ab. Hierfür werden drei unterschiedliche Charakterisierungsversuche, die eine Scherdeformation hervorrufen, verwendet. Zur Identifizierung der Modellparameter wird das kommerzielle Optimierungstool LS-OPT angewandt. Um den Optimierungsaufwand für spätere industrielle Anwendungen möglichst gering zu halten

wurden unterschiedliche Optimierungsstrategien angewendet und auf ihre Praktikabilität und Effizienz hin untersucht.

Zu Validierung der Schererweiterung wurden drei unterschiedliche Tiefziehteile gefertigt, welche ein Versagen bei unterschiedlichen Triaxialitätswerten aufzeigen. Anhand dieser kann somit die Leistungsfähigkeit über einen großen Triaxialitätsbereich identifiziert werden.

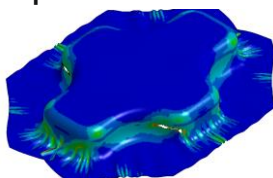
Über den zu ermittelnden Parametersatz werden Validierungsversuche, bei denen Versagen unter verschiedenen Lastpfaden und Spannungszuständen hervorgerufen wird, mittels numerischer Berechnung in LS-DYNA durchgeführt. Die Schädigungszeitpunkte und Position der Schädigungsinitiierung werden mit den experimentellen Daten, wie z.B. der maximalen Ziehtiefe, verglichen. In Abbildung 3-1 ist das Vorgehen des Projektes dargestellt.

Entkoppelt von der Parameteridentifikation des erweiterten Schädigungsmodells werden im letzten Teil des Projektes weitere Ansätze zur Lokalisierungsidentifikation in LS-DYNA implementiert und hinsichtlich ihrer Eignung untersucht. Im Einzelnen wird hierzu ein Lokalisierungskriterium, welches den Beginn einer diffusen Einschnürung ermitteln soll, implementiert. Weiterhin wird ein Lokalisierungskriterium in dem FE-Programm ibura untersucht, welches im Gegensatz zu dem vorigen Modell auf einer regularisierten Schädigungsformulierung basiert.



Validierung

Kreuznapf



B-Säulen Unterteil

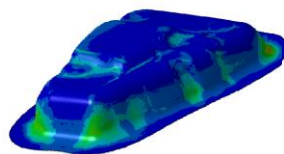


Abbildung 3-1: Übersicht des Vorgehens

Figure 3-1: Overview of proceeding

4 Erweiterung des Schädigungsmodells Enhancement of the damage model

Kurzfassung

Das hier vorgestellte Schädigungsmodell ist eine um eine Abhängigkeit von der maximalen Scherspannung erweiterte Schädigungsformulierung, über die die Bruchkurve flexibel angepasst werden kann. Hieraus resultiert, dass das Lemaitre-Modell für Triaxialitätswerte zwischen $0,33 < \eta < 0,66$, im plane-strain valley, eine verringerte Umformbarkeit vorhersagt. Das bereits existierende Basismodell basiert auf dem im FOSTA P853 erstellten Modell, welches über eine druckabhängige Schädigungsformulierung verfügt.

Abstract

The presented damage model is a damage formulation, which is extended by a dependence on the maximum shear stress. Based on this the fracture curve can be adjusted more flexibly. As a result, for triaxiality values between $0.33 < \eta < 0.66$ the Lemaitre model predicts, similar to approaches by Wierzbicki, a minimum of formability. The already existing model is based on the model created in the FOSTA P853 project, which has a pressure-dependent damage formulation.

4.1 Lemaitre Schädigungsmodell mit Berücksichtigung der Scherung Lemaitre damage model including the effect of maximum shear stress

Auf Grundlage des zuvor beschriebenen Materialmodells wird im Folgenden eine Erweiterung der Schädigungsevolution um den Beitrag der maximalen Scherspannung erarbeitet. Über diese Modifikation kann eine Anpassung bei niedriger Triaxialität, und somit bei scherdominanten Spannungszuständen, flexibel erfolgen.

Das bereits bestehende Materialmodell mit h -Parameter (Druckabhängigkeit) weist nur eine begrenzte Flexibilität zur Anpassung der Bruchdehnung im positiven Triaxialitätsraum auf. Untersuchungen von Li et. al. (Li, et al. 2010) haben gezeigt, dass Werkstoffe unter reiner Scherbelastung in der Lage sind, hohe plastische Formänderungen zu durchlaufen bis ein Werkstoffversagen eintritt. Die Charakterisierung erfolgte anhand eines tiefgezogenen Napfes. Durch das abgeschlossene FOSTA-Projekt konnte gezeigt werden, dass durch die Verwendung des h -Modells der Rissort bestimmt werden konnte.

Das kritische Element, welches bei dem tiefgezogenen Teil zuerst versagt, wurde genauer untersucht, um das Schädigungsverhalten charakterisieren zu können. Die Darstellung der plastischen Dehnung über der Triaxialität zeigt, dass das Element aus einer Druckbeanspruchung in den Bereich reiner Scherung läuft, dort weiterhin plastisch umgeformt wird und anschließend unter einem biaxialem Spannungszustand versagt (Siehe Abbildung 1-5). Die maximale Formänderung bis zum Eintreten eines

Versagens ist unter Scherbelastung deutlich gesteigert, sodass einige Modelle sogar ein asymptotisches Verhalten annehmen. Implizit führen diese Modelle dazu, dass die Schädigungsevolution unter Druckbeanspruchung vollständig verhindert wird. Durch das Materialmodell mit Druckabhängigkeit kann das Schädigungsverhalten für den negativen Triaxialitätsbereich modifiziert werden, allerdings weist es nur eine begrenzte Anpassungsfähigkeit auf. Durch die Schererweiterung in der Schädigungsevolution soll das hin zu einem flexibleren Materialmodell angepasst werden, sodass das Materialmodell über eine große Bandbreite an Spannungszuständen seine Gültigkeit besitzt. Für Bleche lassen sich aufgrund des ebenen Spannungszustandes die sich einstellenden Typen von Spannungen im Haigh-Westergaard-Spannungsraum klassifizieren, in dem der Spannungstensor in Abhängigkeit von der hydrostatische Spannung σ_h , dem Lodewinkel θ und der Triaxialität η dargestellt wird. Über Letztere können unter Annahme einer ebenen Deformation die unterschiedlichen Spannungstypen von biaxialem Zug ($\eta = 0,66$), einachsigen Zug ($\eta = 0,33$), reiner Scherung ($\eta = 0$) bis hin zum biaxialem Druck ($\eta = -0,66$) dargestellt werden. Über diesen Zusammenhang können die Bruchkurven für verschiedene Spannungszustände einfach interpretiert werden. Die Triaxialität wirkt sich auf die Umformbarkeit eines Werkstoffes aus, insbesondere existiert eine starke Abhängigkeit in Bezug auf die maximale plastische Dehnung, die ein Werkstoff erreichen kann, bevor ein Versagen eintritt. Die Spannungstriaxialität ist definiert als das Verhältnis der hydrostatischen Spannung zur von Mises Vergleichsspannung σ_v :

$$\eta = \frac{\sigma_h}{3 \sigma_v} \quad (3)$$

Alternativ lässt sich die Triaxialität auch durch eine Invariantendarstellung angeben:

$$\eta = \frac{I_1}{\sqrt{3} J_2} \quad (4)$$

Hierbei entspricht $\sqrt{3J_2}$ einer äquivalenten Darstellung der von Mises Vergleichsspannung. Innerhalb des Materialmodells erfolgt die Berücksichtigung der Triaxialität durch die Verwendung der maximalen Scherspannung τ_{max} , welche auf die Vergleichsspannung σ_v im Schädigungsterm bezogen wird (Isik K. 2012). Somit kann die Entwicklungsfunktion der Schädigung analog zum Oyane Bruchkriterium multiplikativ verändert werden:

$$\dot{D} = \left(\frac{2\tau_{max}}{\sigma_v} \right)^\kappa \left(\frac{Y - Y_0}{S} \right)^s * \frac{\dot{\varphi}}{(1 - D)^\beta} \quad (5)$$

In Gleichung (5) ist κ der sogenannte Scherkorrekturfaktor. Setzt man diesen zu $\kappa = 0$ erhält man das Basismodell (siehe Abbildung 4-1, graue Kurve) bzw. das um den

Mechanismus der Porenschließung erweiterte Modell. In Abbildung 4-1 ist die Modellantwort für zwei verschiedene κ -Werte ($\kappa = 3$ blaue Kurve, $\kappa = 5$ rote Kurve) dargestellt. Dort werden die Auswirkungen der Modellerweiterung sowohl für den Verlauf der Bruchdehnung über der Triaxialität (links) als auch für die Bruchortskurve gezeigt. Durch Letztere lässt sich der Einfluss des zusätzlichen Modellparameters auf die Bruchortskurve visualisieren. Diese Steigerung der Flexibilität wird durch nur einen zusätzlichen Parameter erzeugt. Der somit gesteigerte Aufwand für die Parameteridentifikation ist hierbei vergleichsweise gering, da sich die zu bestimmenden Parameter von vier auf fünf erhöhen.

Das Materialmodell wird hinsichtlich seiner Eignung für die Blechumformsimulation und der Vorhersagegüte von Versagen untersucht. Zusätzlich wird es hinsichtlich der Praxistauglichkeit bewertet. Der numerische Aufwand für die Identifikation der Modellparameter und die Plausibilität der Simulationsergebnisse werden analysiert und bewertet.

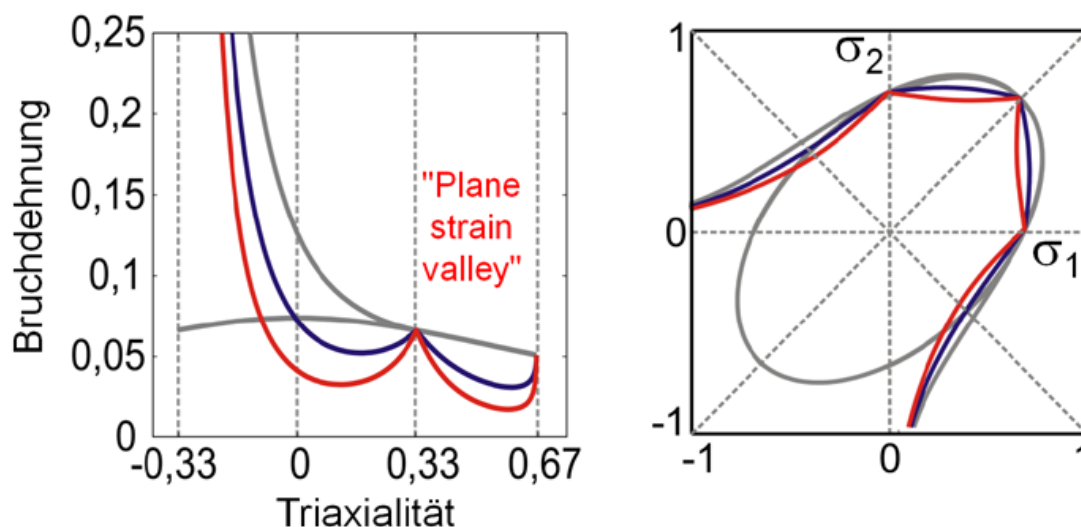


Abbildung 4-1: Einfluss der Scherkorrektur auf den Bruchdehnung-Triaxialität-Verlauf und die Bruchortskurve

Figure 4-1: Influence of shear correction factor on fracture strain – triaxiality curve and fracture curve in stress space

5 Experimentelle Untersuchungen zur Werkstoffcharakterisierung Experimental investigations for the material characterization

Kurzfassung

Um eine geeignete Datenbasis zur Bestimmung der freien Schädigungsparameter zu generieren, werden Charakterisierungsversuche mit Triaxialitätswerten zwischen $0 < \eta < 0,66$ durchgeführt. Hierbei zeigt sich, dass insbesondere der ebene Torsionsversuch für die Bestimmung des Verhaltens bei niedriger Triaxialität verwendet werden kann. Die für alle Versuche aufgezeichneten Kraft-Verschiebungsverläufe werden im Anschluss für die inverse Parameteridentifikation verwendet. Zur Validierung des Materialmodells werden Tiefziehversuche mit unterschiedlichen Geometrien durchgeführt. Hierbei wird versucht sowohl Teile ohne als auch mit Defekten herzustellen. Dabei wird untersucht, ob mit den vorhandenen Werkstoffen Gutteile erzielt werden können. Über die Variation der Prozessparameter wird Bauteilversagen herbeigeführt. Dies dient der Validierung des Schädigungsmodells in Kapitel 7.

Abstract

In order to generate a suitable database for the determination of the damage model parameters, characterization experiments with triaxiality values between $0 < \eta < 0.66$ are carried out. It was found that especially the in-plane torsion test can be used for the determination of the behavior at low triaxiality. The force-displacement curves were recorded for all experiments and will be later used for the inverse parameter identification. For the validation of the material model deep drawing experiments with different geometries are carried out. Here, parts without as well as with defects are produced. It was examined whether good parts can be produced with the existing materials. The damage parameters are validated in Chapter 7 by comparison with the conducted experiments.

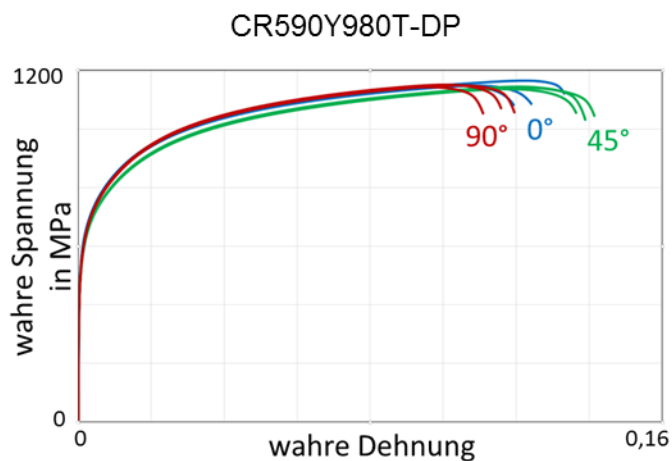
5.1 Werkstoffcharakterisierungsversuche Material characterization experiments

Für die Kalibrierung des Materialmodells und insbesondere der Schädigung werden verschiedene Charakterisierungsmethoden verwendet. Hierbei werden zunächst die elasto-plastischen Eigenschaften des Materials an Standardzugversuchen untersucht. Weiterhin wird mit Hilfe unterschiedlich gekerbter Zugversuchsproben und voller Nakajimaproben der untersuchte Triaxialitätsbereich für initiale Spannungszustände mit $\eta > 1/3$ erweitert. Um das Schädigungsverhalten auch bei niedrigen Triaxialitätswerten untersuchen zu können, werden drei verschiedene Testmethoden verwendet, die einen scherungsähnlichen Deformationszustand hervorrufen.

Zusätzlich wird das Materialverhalten unter komplexen Randbedingungen anhand von unterschiedlichen Tiefziehteilen untersucht. Die einzelnen Tiefziehteile weisen hierbei eine solche Geometrie auf, dass ein kritischer Belastungszustand bzw. Bauteilversagen unter verschiedenen Spannungstriaxialitäten hervorgerufen wird. Insbesondere für eine Geometrie, bei der unter niedrigen Triaxialitätswerten ein Materialversagen eintritt, soll zur Validierung des verwendeten Schädigungsmodells genutzt werden und somit die Eignung des erweiterten Materialmodells zeigen.

5.1.1 Zugversuche und untersuchte Werkstoffe **Tensile tests and investigated materials**

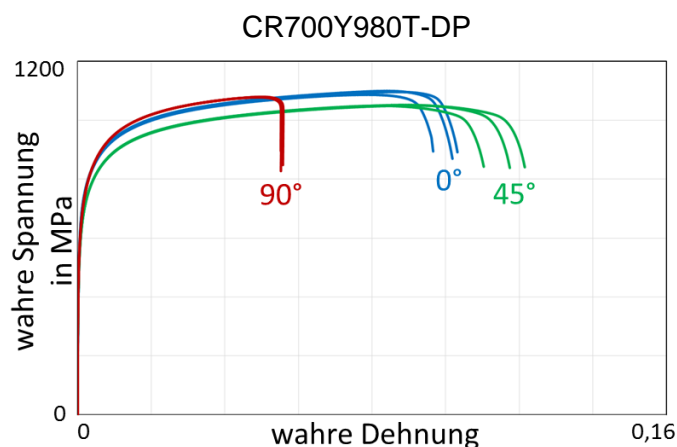
Für die Identifikation der Fließkurve wurden im ersten Schritt klassische Zugversuche durchgeführt. Hierfür wurden Flachzugproben nach DIN EN ISO 6892-1 gefertigt und geprüft. Für die Herstellung wurden Proben aus drei unterschiedlichen Orientierungen (0°, 45° und 90°) zur Walzrichtung aus dem Blech mittels Laserstrahlschneiden herausgetrennt. Die Versuche wurden in einer Universalprüfmaschine Zwick 250 durchgeführt. Als Abbruchkriterium für die Versuche wurde ein Abfallen der Last um 85 % verwendet. Hierfür wurden die Zugproben über die Spannbacken eingespannt und axial mit einer vorgegebenen Geschwindigkeit belastet. Die dabei wirkenden Kräfte wurden über eine Kraftmessdose aufgenommen. Zeitgleich wurden, mittels Extensometer und optischer Dehnungsfeldmessung mit einem GOM Aramis System, die sich einstellenden Verschiebungen gemessen. Aus den gemessenen Werten wurden die Spannungs-Dehnungskurven generiert, mithilfe derer die Fließkurven mittels geeigneter Ansätze extrapoliert werden können. In Abbildung 5-1 und Abbildung 5-2 sind die ermittelten Spannungs-Dehnungskurven für die beiden untersuchten Werkstoffe dargestellt. Es wurden zwei DP-Stähle mit einer Zugfestigkeit ≥ 1000 MPa und einer Blechdicke von 1 mm untersucht. Die Werkstoffe wurden von thyssenkrupp Steel Europe AG zur Verfügung gestellt. Die Werkstoffe unterscheiden sich bezüglich ihrer Streckgrenze und weiterer mechanischer Eigenschaften. Im Folgenden werden die Bezeichnungen CR590Y980T-DP und CR700Y980T-DP gemäß der Zugfestigkeiten und Streckgrenzen der Werkstoffe verwendet. Es lässt sich erkennen, dass der CR700Y980T-DP eine um 110 MPa angehobene Streckgrenze hat. Im Gegensatz zum CR590Y980T-DP weist dieser Werkstoff deutlich anisotrope Eigenschaften auf. Die Streuung der Messergebnisse ist nur bei der Auswertung der Bruchdehnung (± 2 %) zu erkennen.



Materialkennwerte	DP1000/650
E-Modul in GPa	211
Streckgrenze in MPa	647
Zugfestigkeit in MPa	1036
<i>r</i> -Werte:	
r_0	0,670
r_{45}	0,913
r_{90}	0,840

Abbildung 5-1: Spannungs-Dehnungsverlauf des Werkstoffes CR590Y980T-DP (Zugversuch)

Figure 5-1: Stress-strain curve of CR590Y980T-DP (tensile test)



Materialkennwerte	DP1000/760
E-Modul in GPa	218
Streckgrenze in MPa	757
Zugfestigkeit in MPa	1016
<i>r</i> -Werte:	
r_0	0,710
r_{45}	1,324
r_{90}	0,696

Abbildung 5-2: Spannungs-Dehnungsverlauf des Werkstoffes CR700Y980T-DP (Zugversuch)

Figure 5-2: Stress-strain curve of CR700Y980T-DP (tensile test)

Ein analoges Vorgehen wurde für die zugversuchähnlichen Proben, mit unterschiedlichen Kerbradien und der Zugprobe mit Loch, gewählt. Bei diesen wurden jedoch aufgrund der Inhomogenität der Spannung und Dehnungen die Relativverschiebung zweier Punkte der Probe und die korrespondierende Kraft ermittelt. Abbildung 5-3 zeigt den experimentellen Aufbau und die verwendeten gekerbten Probenformen.

Experimentelle Untersuchungen zur Werkstoffcharakterisierung
 Experimental investigations for the material characterization

Optisches Messsystem

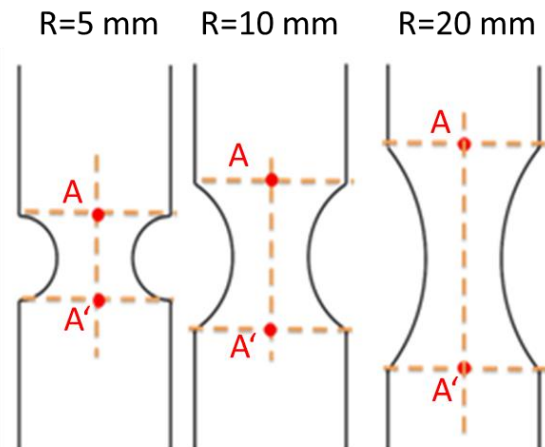
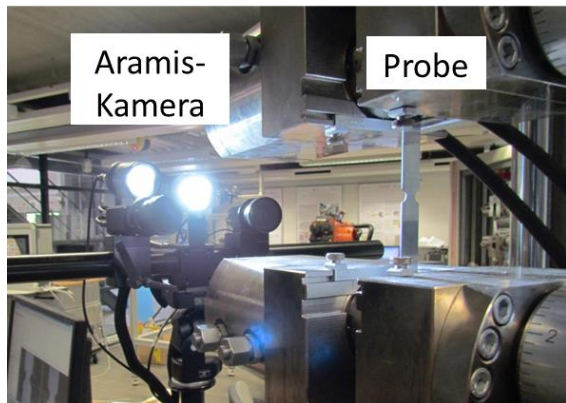


Abbildung 5-3: (links) experimenteller Aufbau; (rechts) Geometrie der gekerbten Proben

Figure 5-3: (left) experimental setup; (right) geometry of notched specimen

Durch die Erfassung des optischen Dehnungsfeldes (siehe Abbildung 5-4) können die Bruchdehnungen für verschiedene Belastungsfälle ermittelt werden. Hierfür wurden die Versuche kurz vor dem Eintreten des Versagens ausgewertet. Es ist zu erkennen, dass der CR700Y980T-DP Werkstoff bei den durchgeführten Versuchen eine höhere plastische Dehnung ertragen kann, bevor es zum Bruch der Probe kommt.

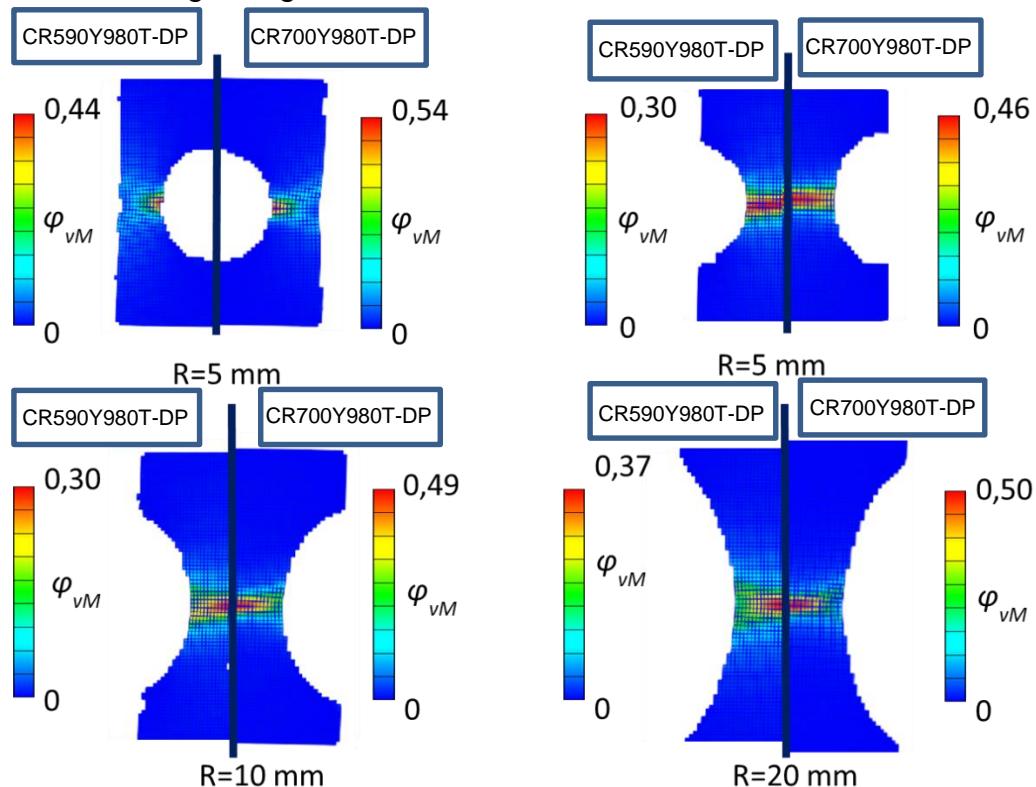


Abbildung 5-4: Optisches Dehnungsfeld der gekerbten und gelochten Zugversuche

Figure 5-4: Optical strain distribution of notched and holed tensile specimen

5.1.2 Scherversuche Shear tests

Für die Versuchsproben mit überwiegender Scherdeformation wurden zwei Aspekte untersucht. Zum einen wurden die Kraft-Verschiebungs-, bzw. Torsionsmoment-Drehwinkel-Kurven aufgenommen, um diese als Eingangsgrößen für die Parameteridentifikation verwenden zu können. Des Weiteren wurde untersucht, ob die Versuchsdurchführung numerisch mittels Volumenelementen abgebildet werden muss oder ob numerisch effiziente Schalenelemente ausreichend sind. Da die Scherproben über eine Verringerung des Querschnittes verfügen, kann hier eine Deformation a priori nicht zwingend mittels Schalenelemente abgebildet werden. Daher werden für alle Scherversuche sowohl eine Berechnung der Materialantwort mittels Volumen- als auch mittels Schalenelementen durchgeführt und miteinander verglichen, sodass ein möglichst „kostengünstiges“ numerisches Modell für die Optimierung verwendet werden kann. Im Folgenden werden die Aufbauten und Eignungen für das beschriebene Vorgehen aufgezeigt.

5.1.2.1 Ebener Torsionsversuch In-plane torsion test

Der ebene Torsionsversuch wurde erstmalig von Marciniak vorgestellt (Marciniak und Kuczynski 1967). Inzwischen wurde er durch diverse Arbeiten von Yin (Yin Q. 2011) (Yin, Tekkaya und Traphöner 2015) verifiziert und weiter modifiziert. Durch das Anbringen einer Nut können über diese Methode lokale Umformgrade von bis zu $\varphi \approx 1$ realisiert werden. Für den ebenen Torsionsversuch wird ein kreisrunder Prüfkörper verwendet. Dieser wird an zwei Stellen, in der Mitte und am äußeren Rand eingeklemmt. An der entstehenden freien Fläche entsteht durch ein aufgebracht Torsionsmoment die Deformation in der Probe, die über ein optisches Messsystem ermittelt werden kann. Der prinzipielle Aufbau ist in Abbildung 5-5 dargestellt.

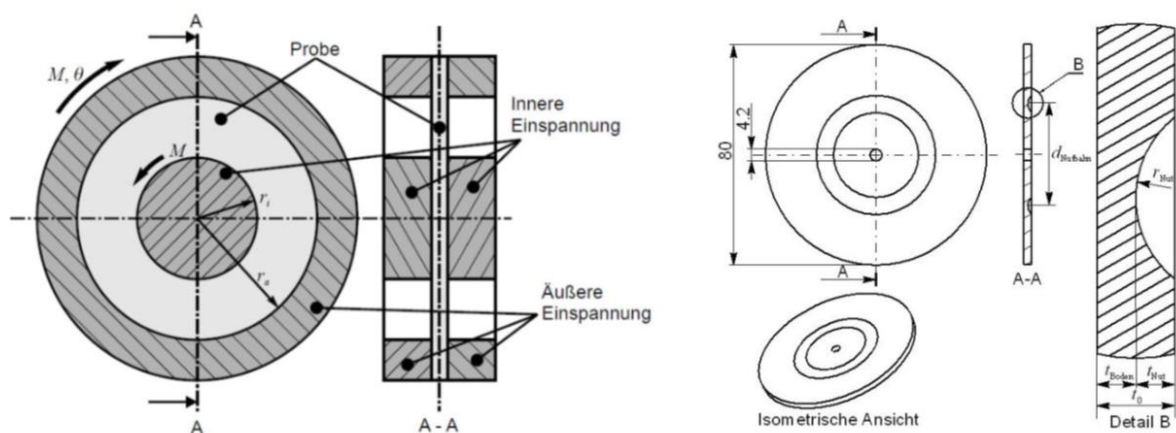


Abbildung 5-5: Aufbau des ebenen Torsionsversuches ohne (links) und mit Nut (rechts)

Figure 5-5: Set-up of the in-plane torsion test with (right) and without groove (left)

Aus den experimentell gewonnenen Daten wurden Messkurven extrahiert, sodass ein Zusammenhang zwischen Scherdeformation und angreifender Last erstellt werden konnte.

In der Simulation konnte gezeigt werden, dass sich sowohl für eine Berechnung mittels Volumenelementen als auch über Schalenelemente die gleichen Spannungs-Deformationskurven als Materialantwort ergeben. Dies lässt sich in Abbildung 5-6 erkennen. Der Grund hierfür liegt darin, dass die maximale Deformation im Nutgrund der Probe auftritt und über die Blechdicke konstant ist. Des Weiteren ist für diesen Bereich der Triaxialitätswert ebenfalls konstant, wodurch eine Verwendung von Schalenelementen erfolgen kann. Wegen der gleichen Triaxialität und Scherdeformation am Nutgrund ist ebenfalls die Entwicklung des Schädigungswertes identisch. Weiterhin ist es aufgrund der konstanten Spannung über der Blechdicke und über den Umfang möglich, das Modell weiter zu vereinfachen, sodass eine Ein-Element-Simulation anstelle einer Simulation mit Volumenelementen verwendet werden kann. Hierdurch kann der numerische Aufwand erheblich reduziert werden, wodurch die Optimierung beschleunigt wird.

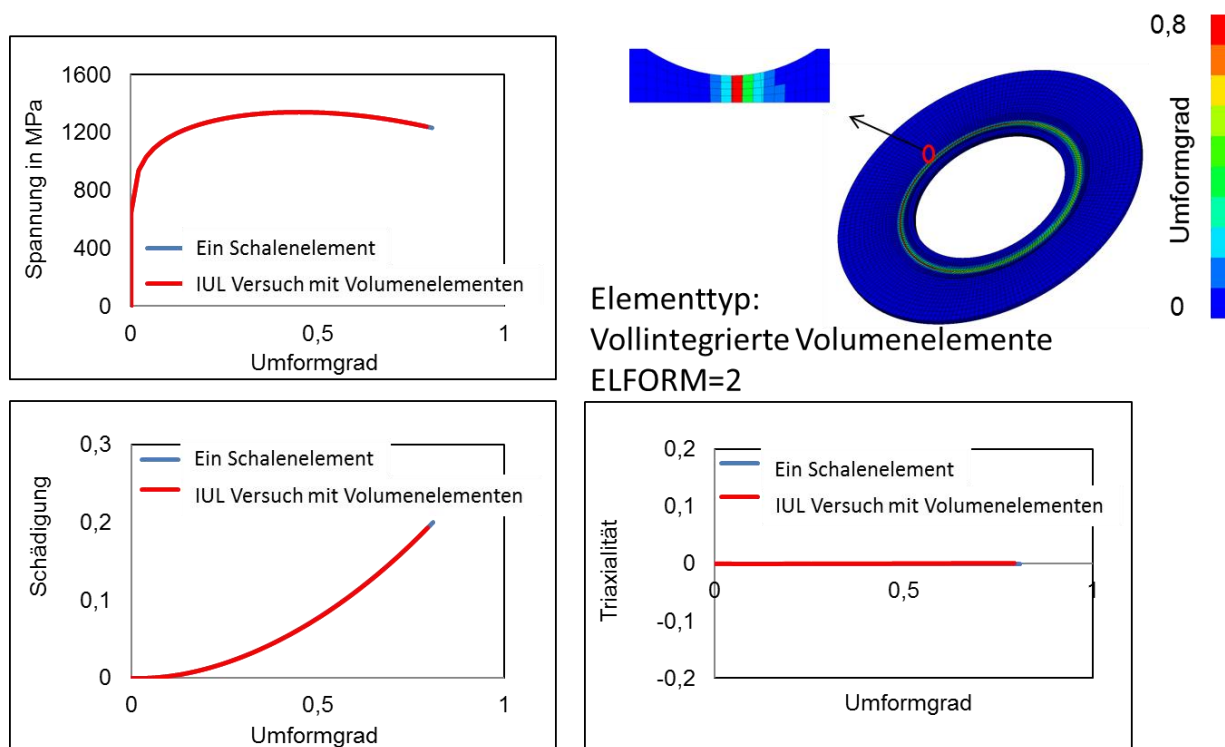


Abbildung 5-6: Modellierung mit Volumen- und Schalenelementen im ebenen Torsionsversuch: Spannung-Umformgrad-Verlauf, Schädigungsentwicklung und Triaxialität-Verlauf

Figure 5-6: Modeling of the in-plane torsion test by volume and shell elements: Stress – strain curve, damage evolution and triaxiality during the test

5.1.2.2 IEHK Scherversuch IEHK Shear test

Am Institut für Eisenhüttenkunde (IEHK) der RWTH Aachen wurde eine Scherprobe auf Basis einer modifizierten Zugprobe entwickelt (Lian, et al. 2015). Bei dieser tritt in der Mitte der Probe aufgrund der eingebrachten Kerbe eine Scherdeformation bei Zugbelastung der Probe in Längsrichtung auf. Aufgrund der komplexen Form eignet sich als Herstellungsverfahren für diese Proben nur das Erodieren, welches im Allgemeinen mit einem hohen Zeit- und Fertigungsaufwand verbunden ist. Allerdings hat diese Probenform den Vorteil, dass diese in eine konventionelle Zugprüfmaschine

eingespannt und dort getestet werden kann, ohne dass weitere Zusatzmodule notwendig sind. In Abbildung 5-7 ist der Aufbau und eine belastete Probe während der Prüfung abgebildet.

Es ist zu erkennen, dass die Probe sich bei einer angreifenden Belastung um die Längsachse dreht. Aufgrund der hohen Festigkeit des Materials ist die geometrische Torsionssteifigkeit zu gering, sodass eine Verkippung auftritt. Diese Rotation müsste für hochfeste Werkstoffe durch eine Anbringung einer Supportstruktur oder Verbesserung des Probendesigns verhindert werden. (Lian, et al. 2015) haben mit dem Aufbau und einer leicht geänderten Geometrie einen weniger festen Werkstoff geprüft. Für diesen tritt keine Verdrehung auf. Zeitgleich wurden Simulationen zu den durchgeführten Experimenten durchgeführt, die die Eignung für die Parameterbestimmung untersuchen sollen.

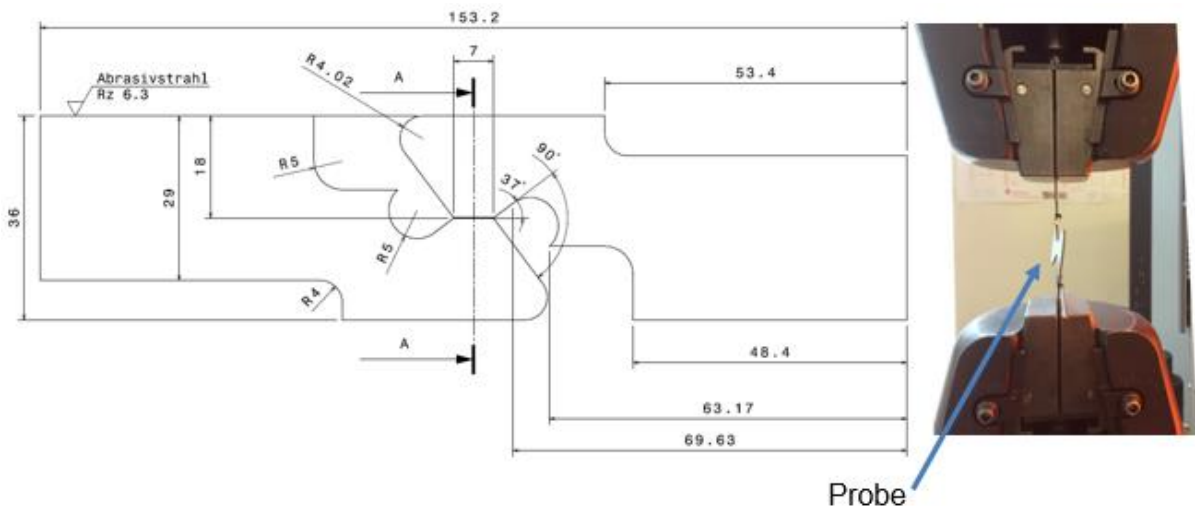


Abbildung 5-7: Probengeometrie (links) und Versuchsaufbau (rechts) IEHK Scherversuch, Bildmaterial wurde freundlicherweise von IEHK der RWTH Aachen zur Verfügung gestellt

Figure 5-7: Specimen geometry (links) and test setup (rechts) IEHK shear test, images have been provided by IEHK of RWTH Aachen

In den Simulationen zeigte sich, dass der Bereich, in dem eine Scherdeformation hervorgerufen werden soll, keine über die Messbreite homogene Deformation hervorruft. Aufgrund der eingebrachten Kerbe wird für die Probe mit den dargestellten Abmessungen und den Werkstoff CR700Y980T-DP die höchste Deformation am Rand der Probe hervorgerufen. Aus dem inhomogenen Deformationsfeld folgt, dass die Triaxialität über den Messbereich ebenfalls nicht konstant ist. Die Variation des Querschnitts der Probe im Messbereich kann direkt nur über Volumenelemente abgebildet werden. Bei der Verwendung von Schalenelementen wurde keine konstante Triaxialität $\eta \approx 0$ berechnet. Somit führt die Verwendung von Schalen- und Volumenelementen zu einer starken Abweichung der Vorhersage voneinander. Grund hierfür ist, dass die Schalenelemente einen ebenen Spannungszustand zugrunde legen, welches in diesem Versuchsaufbau nicht gegeben ist. Hieraus resultiert, dass eine Simulation mit Schalenelementen nicht sinnvoll verwendet werden kann. Die Ergebnisse der Simulation sind in Abbildung 5-8 dargestellt. Aufgrund des erhöhten Rechenaufwandes durch Volumenelemente wurde daher eine weitere Verfolgung und

Verbesserung der Versuchsdurchführung für diesen Werkstoff nicht betrachtet. Weiterhin sollen aufgrund der Vergleichbarkeit alle Simulationen möglichst mit derselben Elementformulierung gerechnet werden, so dass aus der Elementformulierung resultierende Abweichungen ausgeschlossen werden können.

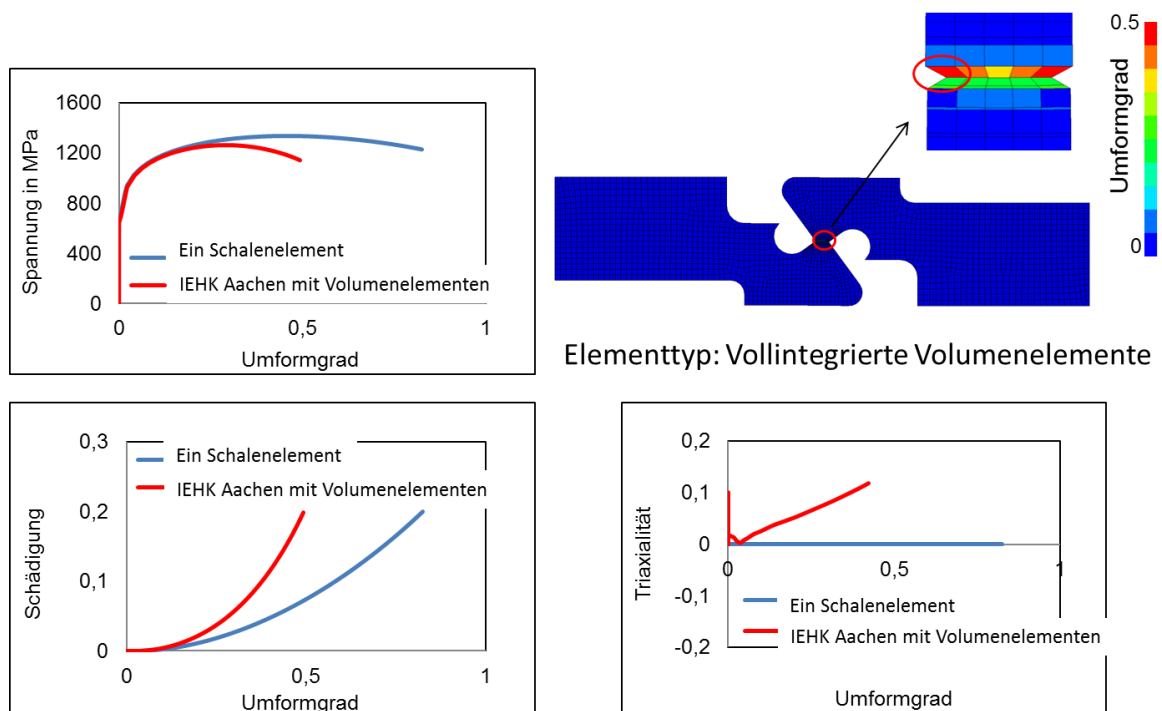


Abbildung 5-8: Modellierung mit Volumen- und Schalenelementen der IEHK-Probe: Spannung-Umformgrad-Verlauf, Schädigungsentwicklung und Triaxialität-Verlauf

Figure 5-8: Modelling of the IEHK-specimen by volume and shell elements: Stress – strain curve, damage evolution and triaxiality during the test

5.1.2.3 Twente Scherversuch Twente shear test

Die an der Twente Universität verwendete Scherversuchprobe ist durch eine Freiformfläche so modifiziert, dass im Messbereich durch eine angreifende definierte Last eine Scherdeformation erzeugt werden soll, ohne dass dabei Risse von der äußeren Kante des Messbereiches initiiert werden. In Abbildung 5-9 ist die Probenform, sowie die Bruchinitiierung bei der Versuchsdurchführung dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die maximale Deformation in der Mitte des erodierten Bereiches liegt. Allerdings wurde bei der Versuchsdurchführung Risse außerhalb des Messbereichs initiiert, sodass auch bei diesem Aufbau keine Messkurven unter reiner Scherbelastung aufgenommen werden konnten. Die Proben werden ebenfalls in der Längsrichtung der Probe gezogen.

Grund für das Ausbrechen der Proben neben dem Messbereich könnte zum einen eine nicht optimale Präparation des Prüfkörpers sein, aber auch eine nicht für hochfeste Werkstoffe optimierte Probenform. Analog zu den IEHK-Proben wurden Simulationen für die Eignung zur Parameteridentifikation durchgeführt.

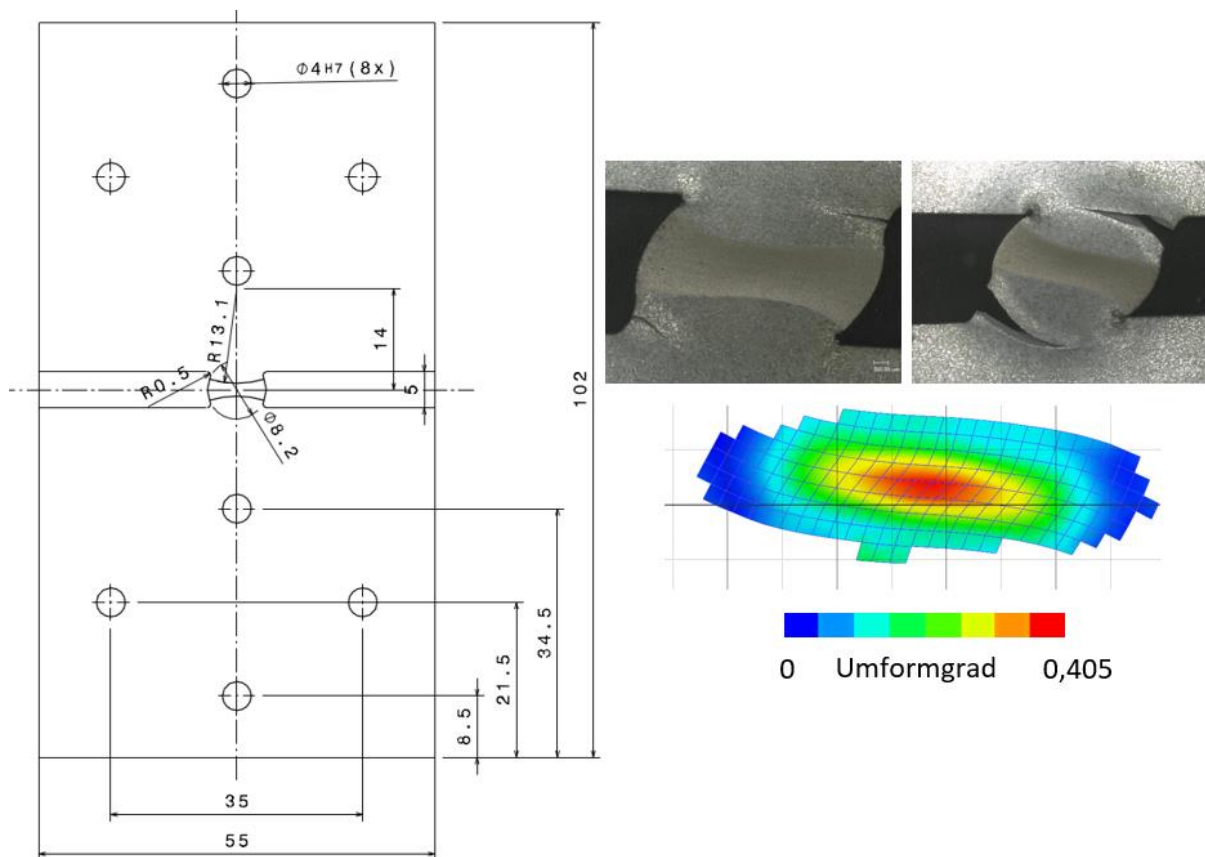


Abbildung 5-9: Probengeometrie (links) und Versuchsergebnisse (rechts) der Twenteprobe

Figure 5-9: Specimen geometry (left) and test results (right) of the Twente-specimen

Durch die Simulationen konnte gezeigt werden, dass der Umformgrad über der Probendicke konstant ist und die maximale Belastung im mittleren Bereich der Probe vorliegt. Die Simulationsergebnisse mit Schalen- und Volumenelementen weisen unterschiedliche Triaxialitätsverläufe auf, wobei die Abweichungen mit zunehmender Belastungsdauer zunehmen. Analog zu den IEHK-Proben zeigt der Verlauf der Triaxialität bei Volumenelementen einen konstanten Anstieg bis zum Bruch, während durch Schalenelemente eine konstante Triaxialität $\eta \approx 0$ über die gesamte Versuchsdauer vorhergesagt wird. Hieraus resultieren ebenfalls unterschiedliche Versagenszeitpunkte, welche aufgrund der größeren Triaxialität bei Volumenelementen zu einem früheren Versagen führen (siehe Abbildung 5-10).

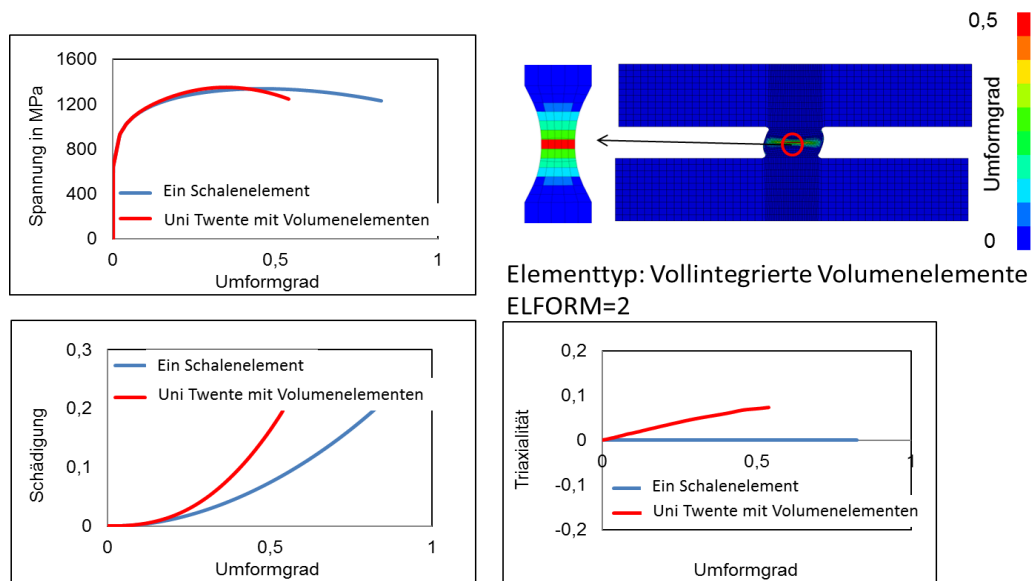


Abbildung 5-10: Modellierung mit Volumen- und Schalenelementen der Twenteprobe: Spannung-Umformgrad-Verlauf, Schädigungsentwicklung und Triaxialität-Verlauf

Figure 5-10: Modelling of the Twente-specimen by volume and shell elements: Stress – strain curve, damage evolution and triaxiality during the test

5.1.3 Nakajima-Versuch (biaxiale Probe) Nakajima-Text (biaxial specimen)

Mit den zuvor dargestellten Probengeometrien kann das Materialmodell für Triaxialitäten zwischen $\eta \approx 0 \dots 0.55$ kalibriert werden. Damit eine Anpassung für Belastungszustände von $\eta \approx 0.66$ erfolgen kann, wurden biaxiale Nakajima-Versuche durchgeführt. Hierfür wurden kreisrunde Proben mit einem Durchmesser von 200 mm mittels Laserschneiden hergestellt. Zum Abgleich mit der Simulation wurden die Kraft-Verschiebungskurven des Stempels aufgezeichnet, siehe Abbildung 5-11. Beide Werkstoffe weisen einen ähnlichen Verlauf auf, wobei der CR700Y980T-DP einen etwas geringeren Anstieg der benötigten Kraft über den Stempelweg verzeichnet. Die Triaxialität im deformierten Bereich der Probe liegt über den gesamten Verlauf konstant bei $\eta \approx 0.66$.

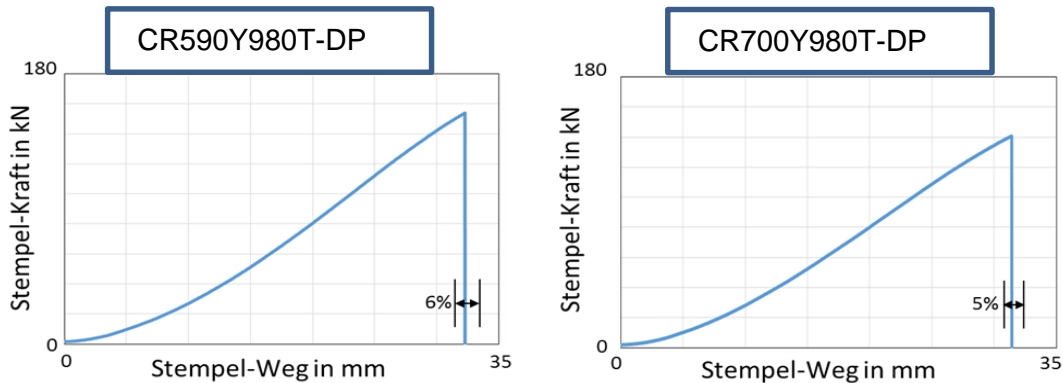


Abbildung 5-11: Stempelkraft-Weg Verlauf Nakajima-Versuch: CR590Y980T-DP (links), CR700Y980T-DP (rechts)

Figure 5-11: Punch force-displacement curve Nakajima-test: CR590Y980T-DP (left), CR700Y980T-DP (right)

6 Experimentelle Untersuchungen zur Validierung Experimental investigations for the validation

Kurzfassung

Zur Validierung der Simulationsergebnisse wurden Umformversuche an drei Bauteilen unterschiedlicher Geometrien durchgeführt. Hierbei wurden zwei symmetrische Geometrien, Kreuznapf und Vierkantnapf, sowie ein komplexes Industrieteil gefertigt. Für alle Geometrien wurde versucht, sowohl Gutteile als auch Teile mit Rissen zu erzeugen. Über diese Versuche soll in einem weiteren Schritt die Validierung des Schädigungsmodells erfolgen. Das Materialversagen wird für das komplexe Bauteil und den Kreuzzugversuch unter einer biaxialen Zugbelastung hervorgerufen. Für den Vierkantnapfversuch erfolgt für den CR700Y980T-DP keine Rissinitiierung, für den CR590Y980T-DP kurz vor Erreichen der maximalen Ziehtiefe. Der Riss wird dabei unter einer Scherdeformation hervorgerufen.

Abstract

For the validation of the simulation results, three different sheet metal components were investigated. These are in particular two symmetrical geometries, namely a cross-die and a square cup as well as a complex industrial component. For all geometries the aim was to manufacture feasible parts as well as parts with cracks. These will be used to validate the damage model in a further step. The material failure is caused, for the complex component and the cross die, under a biaxial tensile load. For the square cup test, no cracks could be initiated for the CR700Y980T-DP. For the CR590Y980T-DP material failure was obtained in the vicinity of maximum drawing depth, the crack was generated under shear deformation.

Neben den Charakterisierungsversuchen wurden Validierungsversuche an drei unterschiedlichen Bauteilgeometrien durchgeführt. Bei den Validierungsversuchen handelt es sich um Tief-, Streck- und Karosserieziehopoperationen, die aufgrund der unterschiedlichen geometrischen Randbedingungen, verschiedene kritische Spannungszustände hervorrufen, die zum Riss führen. Im Einzelnen wurden der Kreuznapfversuch (Kapitel 6.1), Vierkantnapf (Kapitel 6.2) und ein komplexes Bauteil (Kapitel 6.3) untersucht. Anhand dieser drei Geometrien soll das Schädigungsmodell bezüglich der Einsetzbarkeit in der industriellen Umformsimulation untersucht werden. Insbesondere das komplexe Bauteil ist aufgrund des sich einstellenden Belastungspfads gut zur finalen Validierung geeignet.

6.1 Tiefziehen eines Kreuznapfes Deep drawing of a cross-cup

Zunächst wird das Tiefziehen des Kreuznapfes experimentell untersucht. Die Versuchswerkzeuge wurden von der Daimler AG im Rahmen der Mitwirkung im Projekt bereitgestellt. Weiter erfolgte die technische und wissenschaftliche Unterstützung,

sowie die Durchführung der Versuche durch Mitarbeiter der Daimler AG. Die Kreuzstruktur besitzt zwei Achsen mit verschiedenen Längen, wodurch die Risslokalisierung entweder an der Kreuzflanke der kurzen oder langen Achse auftreten kann. Für jede der beiden Flankentypen stellen sich unterschiedliche Spannungszustände, Dehnungs- und somit auch Schädigungsverläufe ein. Als weitere Modifikationsmöglichkeit werden zwei unterschiedliche Platinenformen verwendet und hinsichtlich der Art des Einsetzens des Versagens untersucht. Die sich dabei einstellenden Spannungszustände hängen maßgeblich von der auftretenden Reibung im Prozess ab. Für alle Versuche werden die Bleche mit einer Beölung versehen, so dass die Reibung für diese Prozesse als konstant angenommen werden können. Eine weitere Einflussgröße auf die sich einstellenden Deformationszustände hat das Nachfließen des Werkstoffes, welches durch die Einstellung der Niederhalterkraft gesteuert werden kann. Diese wurde zwischen 100 kN und 400 kN variiert und somit das Nachfließen gesteuert. Abbildung 6-2 zeigt, wie durch die Änderung der Ausgangsplatine der Materialfluss so behindert wurde, dass der sich einstellende Spannungszustand, bei sonst gleichen Prozessparametern, zum Versagen an der längeren Achse führte (rechts).

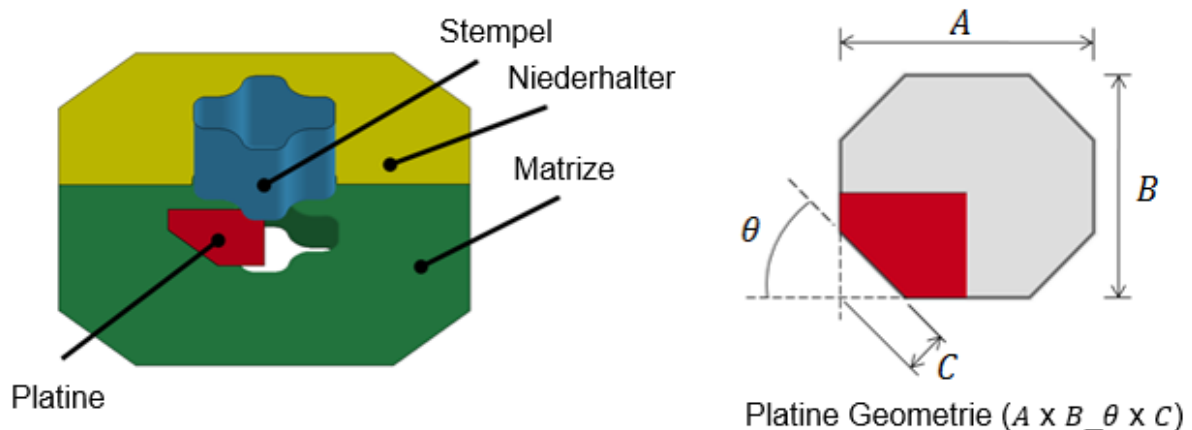


Abbildung 6-1: Übersicht Kreuznapf: Versuchsaufbau (links) Platine Geometrie (rechts)

Figure 6-1: General overview cross-die: Test setup (left) blank geometry (right)

Bei Durchführung der Tiefziehoperationen kann das Fließen des Materials nicht beobachtet werden, wie z.B. bei Zugversuchen, sodass die Prüfung nach Erreichen einer vorgegebenen Ziehtiefe abgebrochen wird. Die Beurteilung des Bauteils hinsichtlich auftretender Risse oder lokalen Einschnürungen erfolgt erst nach der Entnahme der Bauteile. Daher können die erreichten Ziehtiefen, bei denen der Riss eingetreten ist nur mit einer Genauigkeit von $\pm 2 \text{ mm}$ bestimmt werden. Eine Kraftsteuerung, über die eine Rissinitialisierung als Abfallen der Prozesskraft als Indikator erkannt werden kann, ist an den verwendeten Pressen mit den verwendeten Werkzeugen nicht möglich.

In Abbildung 6-2 sind zwei Versuche mit dem CR590Y980T-DP Werkstoff dargestellt, bei denen die Niederhalterkraft konstant bei 400 kN gehalten wurde und der Versuch nach dem Erreichen der maximalen Tiefziehtiefe von 38 mm abgebrochen wurde. Für die beiden Versuche wurden zwei unterschiedliche Platinen verwendet, welche in Tabelle 1 angegeben sind.

Tabelle 1: Dimensionen der verwendete Platinengeometrien (Kreuznapf)

Table 1: Dimensions of the used sheets (cross-die)

	<i>A</i>	<i>B</i>	<i>C</i>	θ
Geometrie 1	300 mm	245 mm	60 mm	45°
Geometrie 2	310 mm	225 mm	45 mm	55°



Abbildung 6-2: CR590Y980T-DP links) Geometrie 1, Ziehtiefe: 38 mm, NHK: 400 kN ohne Riss; rechts) Geometrie 2, Ziehtiefe: 30 mm, NHK: 400 kN mit Rissen

Figure 6-2: CR590Y980T-DP left) geometry 1, drawing depth: 38 mm, BHF: 400 kN without cracks, right) geometry 2, drawing depth: 30 mm, BHF: 400 kN with cracks

Für Geometrie 1 konnte die maximale Ziehtiefe von 38 mm erreicht werden, ohne dass Risse an den Flanken des Kreuznapfes aufgetreten sind. An der langen Achse ist das Nachfließen des Materials gut zu erkennen. Dies ist bei der zweiten Geometrie nicht der Fall. Hieraus resultiert, dass das Material für die Geometrie 2 stärker aus der Breite oder Dicke des Bleches geflossen ist, welches zur Materialausdünnung und Rissbildung an den Kanten der tiefgezogenen Struktur führt. Für die Geometrie 2 ist das Materialversagen bereits nach einer Tiefziehtiefe von 30 mm aufgetreten.

Tabelle 2: Erreichte Ziehtiefe für die verwendeten Probengeometrien (Kreuznapf, CR590Y980T-DP)

Table 2: Reached drawing depth for used sheets (cross-die, CR590Y980T-DP)

Geometrie	Niederhalter Kraft	Schmierstoff	Versagen	Ziehtiefe
Geometrie 1	400 kN	Oest Platinol (Öl)	Kein	38 mm
Geometrie 2	400 kN	Oest Platinol (Öl)	Riss	30 mm

In einem weiteren Versuch wurde das Tiefziehen des Kreuznapfes mit dem CR700Y980T-DP Werkstoff durchgeführt. Hierbei wurde zunächst die Geometrie 1 verwendet, aufgrund des Verfestigungsverhaltens, sowie der kleineren n -Werte und der damit verbundenen Fließeigenschaften wurden bei einer Niederhalterkraft von 400 kN nur Bauteile mit Rissen (30 mm Ziehtiefe) oder Bauteile mit starker Ausdünnung an den Flanken des Kreuzes (Ziehtiefe 25 mm und 20 mm) erzeugt. Zur Erzeugung von Gutteilen wurde in einem weiteren Schritt die Niederhalterkraft auf 100 kN reduziert,

wodurch mehr Material aus dem Flanschbereich fließen kann. In Abbildung 6-3 sind zwei unterschiedliche Tiefziehstufen von 20 mm und 30 mm abgebildet. Bei einer maximalen Ziehtiefe von 20 mm sind keine Risse oder Einschnürung auf dem Bauteil zu erkennen. Wird diese auf 25 mm erhöht sind erste Einschnürungen an der kurzen Flanke des Kreuzes zu erkennen. Bei einer weiteren Erhöhung der Tiefziehtiefe auf 30 mm schnüren diese weiter ein und resultieren in einem Versagen in der Flanke siehe Abbildung 6-3 rechts. Aufgrund der relativ geringen Niederhalterkraft ist eine Faltenbildung des Bleches im Niederhalterbereich des Werkstoffes zu beobachten.



Abbildung 6-3: CR700Y980T-DP; (links) Geometrie 1, Ziehtiefe: 20 mm, NHK: 100 kN kein Riss
(rechts) Geometrie 1, Ziehtiefe: 30 mm NHK: 100 kN Falten + Riss

Figure 6-3: CR700Y980T-DP; (left) Geometrie 1, drawing depth: 20 mm, BHF: 100 kN no fracture
(right) Geometrie 1, drawing depth: 30 mm BHF: 100 kN wrinkles and fracture

Für den CR700Y980T-DP konnte die Ziehtiefe des CR590Y980T-DP nicht erreicht werden, da ein verfrühtes Versagen des Bauteils, sowohl bei einer hohen als auch bei einer geringen Niederhalterkraft, auftrat.

6.2 Tiefziehen eines Vierkantnapfes Deep drawing of a square-cup

Vorherige Untersuchungen haben gezeigt, dass ein Versagen während des Tiefziehens von Vierkantnapfgeometrien durch Risse an den Tiefziehecken einsetzte. Aufgrund der guten Umformbarkeit der Werkstoffe wurde die Platine so modifiziert, dass der Spannungszustand im Eckbereich von einer Scherbelastung zu einer Zugbelastung geändert wurde. Abbildung 6-4 zeigt den Versuchsaufbau und die Geometrie der Blechprobe.

Die Vierkantnapfversuche wurden durch thyssenkrupp Steel Europe durchgeführt. Die Kantenlänge der Platine betrug 140 mm. Die Ecken wurden abgeschnitten (s. Abbildung 6-4). Im Versuch betrug die Niederhalterkraft 75 kN und das Tiefziehen aller Proben erfolgte mit Ziehfolien. Die direkte Identifizierung der Rissbildung während der Versuchsdurchführung ist ebenfalls nicht möglich. Die Auswertung der Ergebnisse erfolgte daher zunächst bei unterschieden Ziehtiefen.

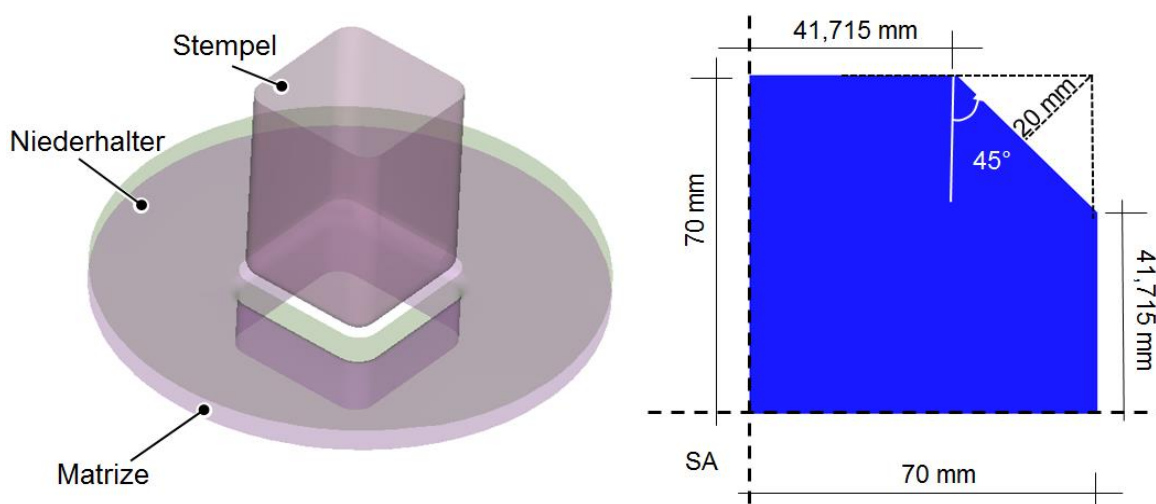


Abbildung 6-4: Vierkantnapfversuch: Aufbau (links) und Geometrie der Platine (rechts)

Figure 6-4: Square cup test: Test setup (left) and sample geometry (right)

Für beide Werkstoffe wurden jeweils 20 Wiederholversuche durchgeführt. Für den CR590Y980T-DP wurde bei einem Versuch ein vorzeitiges Versagen durch einen Riss am Kopf des Bauteils festgestellt. Für die übrigen Versuche wurde eine Rissinitiation bei einer Ziehtiefe von 43,7 mm (Streuung von $\pm 1,2$ mm) hervorgerufen. Der dabei auftretende Riss wurde ausschließlich im Eckbereich hervorgerufen. Hier konnte keine Einschnürung über die Blechdicke ermittelt werden (Abbildung 6-5). Die bei der Prüfung aufgezeichnete Maximalkraft erreichte Werte zwischen $F_{max} = 186,7$ und 195,1 kN. Insgesamt erreichten vier Proben die maximale Ziehtiefe von 45 mm.



Abbildung 6-5: CR590Y980T-DP, Vierkantnapf, Riss bei 42,2mm Tiefziehtiefe

Figure 6-5: CR590Y980T-DP, square cup, crack at drawing depth of 42,2mm

Die gleichen Versuche wurden auch für den CR700Y980T-DP durchgeführt, dabei wurden alle Prüfbedingungen identisch zu denen des anderen Materials gewählt. Alle 20 Versuche konnten unter diesen Prüfbedingungen bis zu der maximalen Tiefziehtiefe von 45 mm umgeformt werden, ohne dass Defekte in den Eckenbereichen aufgetreten sind. Die bei der Prüfung aufgezeichnete Maximalkraft erreichte Werte zwischen $F_{max} = 186,7 - 195,1$ kN.

6.3 Tiefziehen eines Bauteils Deep drawing of a part

Als weiterer Validierungsversuch wurde ein Unterteil einer B-Säule (BSU-Bauteil) tiefgezogen (Mennecart, et al. 2015). Dieses weist eine deutlich komplexere Struktur und damit verbundene Umformpfade auf. Die Werkzeuge wurden hierfür von der BMW AG zur Verfügung gestellt, so dass die Validierungsversuche am IUL durchgeführt werden konnten. Aufgrund der komplexeren Struktur weist das Bauteil verschiedene kritische Bereiche auf. Das Versagen stellt sich in Abhängigkeit vom Materialfluss ein. Der Materialfluss wird über die Randbedingungen wie Niederhalterkraft und Reibung gesteuert.

Für die Durchführung der Versuche wurden zwei konträre Ziele definiert. Zum einen sollten Gutteile ohne Risse mit den Werkzeugen hergestellt werden und zum anderen werden durch nicht optimalen Prozessbedingungen Blechausdünnung, Risse oder Faltenbildung hervorgerufen. Diese sich einstellenden Fehlermoden sollen genutzt werden um das Materialmodell und die identifizierten Parameter zu validieren.

Der Materialfluss, welcher ausschlaggebend für die Akkumulation der Schädigung ist, kann insbesondere durch die Geometrie der Formplatte, Ziehsicken, die Niederhalterkraft und die Reibung beeinflusst werden. Um das Prozessfenster zu reduzieren wurde die Geometrie der Platine für alle Versuche konstant gehalten, ebenso wurden die Werkzeuge nicht modifiziert. Die folgenden Untersuchungen wurden anhand der eingestellten Reibung vorgestellt, hierbei wurden Versuche (i) nur mit einer Beölung, (ii) nur mit einer Ziehfolie sowie (iii) bei gleichzeitigem Einsatz von Beölung und Ziehfolie durchgeführt. Der Reibkoeffizient zwischen Ziehstempel und Platine ist somit für (i) und (ii) größer als für die Durchführung nach (iii). Die Versuche wurden entweder beim Erreichen der maximalen Tiefziehtiefe abgebrochen oder aber vorzeitig, wenn die Rissinitiierung und das Versagen akustisch festgestellt werden konnte.

Zunächst wurden die Versuche mit einer einfachen Beölung, Anticorit RP 4107S, durchgeführt, wobei eine Ölaufgabe von $1,5 \text{ g/m}^2$ verwendet wurde. Der Reibkoeffizient wurde von thyssenkrupp Steel Europe, durch das Tiefziehen einer runden Ronde (Durchmesser 100 mm) mit einer Ziehgeschwindigkeit von 50 mm/s , als $\mu = 0,11$ bestimmt. Die Versuche wurden für den CR590Y980T-DP mit einer Niederhalterkraft zwischen $F_{NH} = 200 - 400 \text{ kN}$ durchgeführt. Bei Niederhalterkräften bis zu 340 kN konnten keine Risse oder Lokalisierungen, wie Verjüngung des Materials, identifiziert werden. Jedoch konnten die Teile aufgrund der geringen Niederhalterkraft nicht vollständig umgeformt werden. Ab einer Niederhalterkraft von 350 kN (siehe Abbildung 6-6) stellte sich ein Versagen des Bauteils an einer der exponierten Ecken ein. Die Risse bilden sich von einem Zentrum aus orthogonal in alle vier Blechrichtungen aus. Allerdings ist eine genaue Aussage über den genauen Bereich, von dem die Risspropagation begonnen hat, nicht möglich, da keine Echtzeitaufnahmen des Bleches durchgeführt werden konnten. Insgesamt konnten Streuungen der Versuchsergebnisse für die gleichen Einstellungen der Prozessparameter (Beölung, Niederhalterkraft, Ziehtiefe) festgestellt werden. Die Anzahl der Wiederholversuche mit den gleichen Einstellungen lag bei 3. Die Streuungen waren größer für den Werkstoff

CR700Y980T-DP. Streuung bezeichnet hier die Beobachtung, ob ein Riss aufgetreten ist oder nicht und die Art des Rissbildes.



Abbildung 6-6: CR590Y980T-DP, BSU-Bauteil, Niederhalter Kraft: 350 kN, Ziehtiefe: 44 mm, Öl
Figure 6-6: CR590Y980T-DP, BSU-Part, blankholder force 350kN, Drawing depth: 44 mm, lubrication oil

Aufgrund der Versuchsdurchführung in Kapitel 6.1 mit dem CR700Y980T-DP wurden die Versuche mit einer verringerten Niederhalterkraft zwischen $F_{NH} = 100 - 200$ kN durchgeführt. Obwohl der Materialfluss des Werkstoffes nur wenig behindert wurde, sind Risse im Kopfbereich des Bauteils, d.h. an der Kante mit dem größten vertikalen Abstand vom Flanschbereich, entstanden. Für vier unterschiedliche Niederhalterkräfte war der Ort der Rissentstehung bzw. die Richtung der Rissausbreitung unabhängig vom Niederhalterdruck. Die Rissausbreitung für die Experimente mit der Niederhalterkraft von $F_{NH} = 120$ und $F_{NH} = 200$ sind in Abbildung 6-7 dargestellt. Als zusätzliche Fehler bildeten sich, aufgrund der relativ kleinen Niederhalterkraft, Falten im Bereich des Niederhalters. Eine Übersicht der Versuchsdurchführung mit einer einfachen Beölung ist in Tabelle 3 dargestellt.

Tabelle 3: Übersicht der Versuche verwendete Schmierung: Öl (BSU-Bauteil)

Table 3: Overview of experiments used lubrication: oil (BSU-Part)

Werkstoff	Niederhalter Kraft	Schmierstoff	Riss
CR590Y980T-DP	200 – 300 kN	Öl	Nein
CR590Y980T-DP	350 – 400 kN	Öl	Ja
CR700Y980T-DP	200 kN	Öl	Ja + Falten
CR700Y980T-DP	120 kN	Öl	Ja+ Falten



Abbildung 6-7: CR700Y980T-DP, BSU-Bauteil, links) Niederhalter Kraft: 120 kN, Ziehtiefe: 44 mm, Öl, Falten + Riss, rechts) Niederhalter Kraft: 200 kN, drawing depth: 44 mm, Ziehfolie, Falten + Riss

Figure 6-7: CR700Y980T-DP, BSU-Part, left) blankholder force: 120 kN, drawing depth: 44 mm, oil, wrinkles and crack, right) blankholder force: 200 kN, drawing depth: 44 mm drawing foil, wrinkles and crack

In der zweiten Versuchsreihe wurde die Reibung weiter reduziert, sodass die Niederhalterkraft erhöht werden konnte, um eine bessere Ausformung zu erhalten und eine frühzeitige Rissbildung zu reduzieren. Hierfür wurde eine Ziehfolie zwischen Ziehstempel und Platine eingesetzt.

Durch den Einsatz der Ziehfolie konnte so die Niederhalterkraft auf bis zu 600 kN erhöht werden, ohne dass eine Rissbildung im Material stattfand. In Abbildung 6-8 ist das tiefgezogene Bauteil abgebildet. Von beiden Seiten konnten keine Lokalisierungen in Form von Verjüngung identifiziert werden. Durch die verwendeten Niederhalterkräfte konnte das Bauteil so vollständig ausgeformt werden. Die Details und Ausprägungen in den einzelnen Funktionsbereichen sind gut zu erkennen.



Abbildung 6-8: CR590Y980T-DP, BSU-Bauteil, Niederhalter Kraft: 600 kN, Ziehtiefe: 65 mm, Ziehfolie, Kein Riss

Figure 6-8: CR590Y980T-DP, BSU-Part, blankholder force 600kN, drawing depth: 65 mm, drawing foil, without fracture

Tabelle 4: Übersicht der Versuche verwendete Schmierung: Ziehfolie (BSU-Bauteil)

Table 4: Overview of experiments used lubrication: drawing foil (BSU-Part)

Werkstoff	Niederhalter Kraft	Schmierstoff	Riss
CR590Y980T-DP	800 kN	Ziehfolie	Ja
CR590Y980T-DP	700 kN	Ziehfolie	Ja
CR590Y980T-DP	600 kN	Ziehfolie	Nein
CR590Y980T-DP	400 kN	Ziehfolie	Nein
CR700Y980T-DP	600 kN	Ziehfolie	Ja
CR700Y980T-DP	400 kN	Ziehfolie	Ja
CR700Y980T-DP	200 kN	Ziehfolie	Ja + Falten

Für den CR700Y980T-DP Werkstoff konnte durch eine Reduktion der Reibung mithilfe von Ziehfolie bei 600 kN Niederhalterkraft kein Gutteil erzeugt werden. Bei den Experimenten kam es zu einer Rissbildung. Bei einer weiteren schrittweisen Reduktion der Niederhalterkraft um 200 kN wurden jeweils Risse, bzw. bei 200 kN Falten im Niederhalterbereich hervorgerufen. Eine Übersicht der Versuchsdurchführung mit einer einfachen Beölung ist in

Tabelle 4 dargestellt.

Durch den Einsatz von Ziehfolie konnten keine Gutteile erzeugt werden, daher wurde in einem weiteren Schritt der Einsatz einer doppelten Schmierung (Beölung + Tiefziehfolie) getestet. Zeitgleich wurde die Niederhalterkraft weiter angehoben, da einzelne Elemente nicht vollständig ausgeformt wurden. Durch die Verwendung der doppelten Schmierung konnten Bauteile tiefgezogen werden, ohne dass Risse oder Einschnürungen an Kanten auftraten, in Abbildung 6-9 ist ein solches Bauteil für den CR700Y980T-DP bei einer Niederhalterkraft von 800 kN abgebildet. Bei einer weiteren Erhöhung der Niederhalterkraft um 100 kN konnten erste Dehnungslokalisierungen in Form von Einschnürung des Materials an scharfen Kanten des Bauteils identifiziert werden.

Tabelle 5: Übersicht der Versuche verwendete Schmierung: Ziehfolie + Öl (BSU-Bauteil)

Table 5: Overview of experiments used lubrication: drawing foil + oil (BSU-Part)

Werkstoff	Niederhalter Kraft	Schmierstoff	Riss
CR700Y980T-DP	900 kN	Ziehfolie + Öl	Nein (teilweise Einschnürung)
CR700Y980T-DP	800 kN	Ziehfolie + Öl	Nein
CR700Y980T-DP	600 kN	Ziehfolie + Öl	Nein



Abbildung 6-9: CR700Y980T-DP, BSU-Bauteil, Niederhalter Kraft: 800 kN, Ziehtiefe: 65 mm, Ziehfolie + Öl, kein Riss

Figure 6-9: CR700Y980T-DP, BSU-Part, blankholder force 800kN, drawing depth: 65 mm, drawing foil + oil, without fracture

7 Parameteridentifikation Parameter identification

Kurzfassung

Das im Abschnitt 4 vorgestellte Plastizität- und Schädigungsmodell verfügt über materialabhängige Parameter, welche in zwei Gruppen aufgeteilt werden können. Diese sind die Kennwerte für das elasto-plastische und schädigungsdominierte Materialverhalten des Modells. Letztere werden, wenn das Verformungsverhalten inhomogen wird, mittels einer inversen Parameteridentifikation und verschiedenen Versuchen ermittelt. Die Parameter, welche die Plastizität beschreiben, wurden mit Hilfe einfacher Zugversuche ermittelt. Für die Bestimmung der Schädigungsparameter wurden verschiedene Versuche genutzt, bei denen u.a. Kraft-Weg-Kurven gemessen wurden. Anschließend wurden die Parameter durch den Abgleich zwischen Versuch und Simulation identifiziert. Das erweiterte Modell bietet mehr Flexibilität das Versagensverhalten über einen breiteren Mehrachsigenbereich anzupassen. Vor allem bei geringen Triaxialitäten werden Scherversuche zur Identifikation benötigt. Dabei soll der Riss in der Scherzone unter reiner Scherung auftreten. Dafür wurden drei unterschiedliche Typen von Scherversuchen untersucht.

Abstract

The continuum damage model described in chapter 4 contains material parameters, which are divided in two groups. These are the parameters governing the elastic plastic behavior and the damage behavior. The last group of parameters is identified via inverse methods for tests with inhomogeneous deformation. The plasticity parameters are determined using simple tensile tests. For the optimization of the damage parameters different tests are required. In these the force displacement curves are measured. Due to the occurrence of softening before fracture, the complete duration of the test is considered in the modeling and simulation. This serves the purpose to take into account the real behavior of the damage and fracture process. The material parameters are identified by comparing the measured results from tests with finite element simulations. The enhanced damage model is capable to account for the observed material behavior in a wide range of stress conditions. Especially for low triaxialities, shear tests are needed for the characterization and identification. In shear tests the crack should be located in the pure shear zone. Therefore, several set-ups for shear tests were investigated.

7.1 Ermittlung der Kennwerte für die Elasto-Plastizität Identification of the elasto plastic parameter

7.1.1 Elastische und plastische Kennwerte Elasticity and plasticity coefficients

Bei der Modellierung des Materialverhaltens von Stahlwerkstoffen wird eine Trennung zwischen elastischen und plastischen Parametern unterschieden. Hierbei wird der elastische Bereich durch den E-Modul und die Querkontraktionszahl charakterisiert. Die Beschreibung des plastischen Fließverhaltens bei Blechen erfordert die Aufnahme von Fließkurven und aufgrund der Walztextur die Bestimmung der Materialanisotropie über die r -Werte. Diese können im Zugversuch ermittelt werden. Hierbei werden die Proben mit unterschiedlicher Orientierungen zur Walzrichtung des Bleches gefertigt und unter Zug belastet. Neben den r -Werten ist die Anfangsfließspannung, die den Übergang zwischen elastischem und plastischem Bereich angibt, im Zugversuch zu ermitteln. Diese Kenndaten werden als Grundlage für die Identifikation des Materialverhaltens verwendet. Die ermittelten elastischen und plastischen Kennwerte sind in Abbildung 5-1 und Abbildung 5-2 für die beiden Werkstoffe aufgelistet.

7.1.2 Extrapolation der Fließkurve Flow curve extrapolation

Eine weitere wichtige Angabe für das verwendete Materialmodell ist die Fließkurve, d.h. die Beziehung zwischen wahrer Spannung und wahrer Dehnung. Diese wird ebenfalls im Zugversuch bestimmt. Allerdings sind die im Zugversuch erreichten Umformgrade zu gering, um ausschließlich die ermittelte Fließkurve für eine Vorhersage des Materialverhaltens zu verwenden. Bei Umformprozessen können nämlich lokal deutlich höhere Umformgrade erzielt werden, daher werden die Fließkurven für höhere Dehnungswerte extrapoliert. Dazu stehen mehrere Ansätze zur Verfügung. In den folgenden Betrachtungen wurde nur das elasto-plastische Materialverhalten mit dem in Kapitel 4 vorgestellten Modell abgebildet. Dazu wurde der Parameter Y_0 auf einen hohen Wert Y_∞ gesetzt, so dass dabei keine Schädigungsinitiierung stattfindet. Die Basis für die Identifikation stellen Zugversuche nach DIN EN ISO 6892 mit einer Messlänge von 80 mm und einer Probenbreite von 20 mm. Dazu werden die mittels eines FEM-Modells vorhergesagten Kraft-Verschiebungskurven mit den experimentell bestimmten verglichen. Hierfür wurde ein expliziter Solver für die Zeitintegration verwendet und die Vernetzung der Geometrie wurde mittels Shell-Elementen mit fünf Integrationspunkten und 1 mm Kantenlänge durchgeführt. Die Kraft wurde mit einer Kraftmessdose im Krafthauptfluss einer Zwick Universalprüfmaschine mit 250 kN Prüfkraft gemessen. Die Relativverschiebung zweier Punkte im Messbereichs wurde mittels eines Extensometers bestimmt.

Für die Fließkurvenextrapolation wurde der Ansatz nach Ludwik

$$\sigma_f = A\varphi^n, \quad (6)$$

sowie eine Kombination aus dem Ludwik und dem Voce Ansatz

$$\sigma_f = \alpha(A\varphi^n) + (1 - \alpha)(\sigma_s - (\sigma_s - \sigma_0)\exp(-m\varphi)), \quad (7)$$

gewählt. Zunächst wurde die gemischte Extrapolation (Ext. III) mit dem Ansatz nach Ludwik und Voce verwendet, welcher an den Bulge-Test und den Zugversuch angepasst wurde. Die somit ermittelte Fließkurve wurde verwendet, um die Kraft-Verschiebungskurve des Zugversuches vorherzusagen. Diese Ergebnisse sind in Abbildung 6-1 (graue Kurve) dargestellt. In der Abbildung ist eine frühere Einschnürung der Probe in der Simulation zu erkennen. Analog zeigt sich dies auch bei einer gemischten Extrapolation (Ext. II) am Zugversuch (grüne Kurve). Als dritte Kurve (blau) ist der Extrapolationsansatz nach Ludwik (Ext. I) auf Basis der experimentellen Daten des Zugversuchs abgebildet. Es ist zu erkennen, dass hierdurch die vorhergesagte Kraft höher ist als die im Versuch bestimmte. Der starke Abfall der Kraft bei den Extrapolationen III und II geht einher mit einer starken Lokalisierung der Dehnungen im Prüfbereich der simulierten Proben. Mit den identifizierten Materialparametern für die Extrapolation I wird ein vorzeitiges Einschnüren in der Simulation verhindert. Zusätzlich bietet die Ludwik-Extrapolation im Vergleich zu den anderen Ansätzen, wie dem Voce Ansatz mehr Flexibilität bei höheren plastische Dehnungen. Insbesondere beim Voce-Ansatz tritt für große Dehnungen eine Sättigung der Fließspannung ein. Der gewählte Extrapolationsansatz (Ext. III) überschätzt die Höhe der Kraft. Somit kann eine gute Übereinstimmung mit der experimentellen Kraftkurve, durch eine geeignete Wahl der Schädigungsparameter im gekoppelten Schädigungsmodell erreicht werden. Mit fortschreitender Entwicklung der plastischen Deformation wird bei Berücksichtigung der Schädigungsevolution, d.h. $Y_0 \ll Y_\infty$ Schädigung akkumulieren. Da der Einfluss der Schädigung ab einem bestimmten Zeitpunkt höher ist als der Einfluss der Verfestigung des Materials, führt dies zu einem Absinken der notwendigen Prozesskraft.

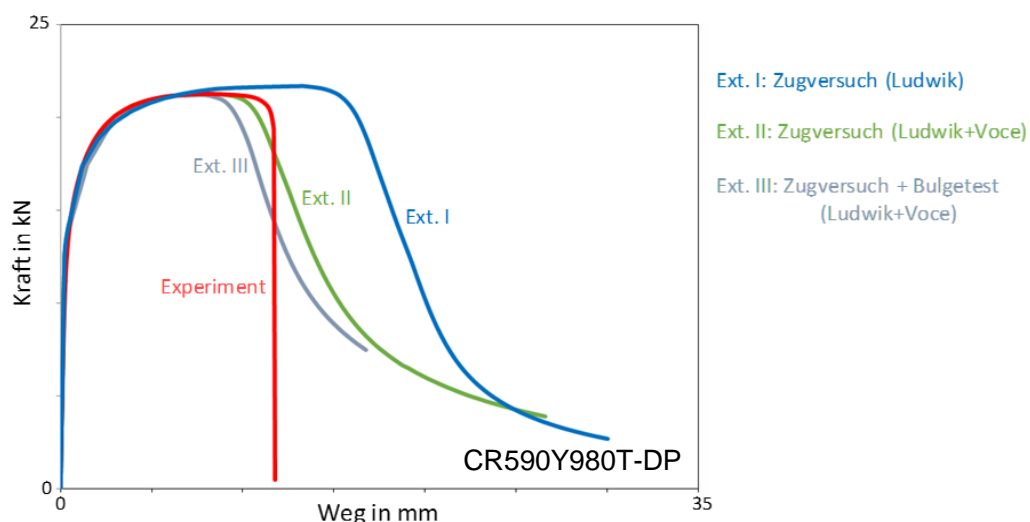


Abbildung 7-1: Angewendete Fließkurvenextrapolationsansätze für CR590Y980T-DP

Figure 7-1: Applied flow curve extrapolation rules for CR590Y980T-DP

	α	A	n	σ_0	σ_s	m
Ext. I	-	1680	0,149	-	-	-
Ext. II	0,94	1515	0,0945	2600	117,8	68,17
Ext. II	0,8156	1364	0,08985	1420	1322	46,89

7.2 Ermittlung der Schädigungsparameter Identification of the damage parameter

Im Gegensatz zur Ermittlung der plastischen Kennwerte wird für die Identifikation der Schädigungsparameter eine inverse Methode benötigt, weil die Schädigung gleichzeitig an den Spannungszustand als auch an die Entwicklung der plastischen Dehnung gekoppelt ist. Diese Kopplung wird umso komplexer je inhomogener der Spannungszustand wird. Dies ist der Fall, wenn das Material im Zugversuch lokal einschnürt. Um die globale Materialantwort, d.h. den Verlauf der Kraft-Verschiebungskurve, vorhersagen zu können, wird eine FE-Modell aufgebaut. Die Materialparameter werden so variiert, dass das Lokalisierungsverhalten, und die Höhe der Kraft bei gegebener Verschiebung, für eine gegebene Verschiebung sowohl für das FE-Modell als auch für die experimentell ermittelten Daten übereinstimmen. Diese Herangehensweise entspricht einer inversen Optimierungsaufgabe bezüglich der freien Materialparameter des Modells. Ziel der Minimierungsaufgabe ist, die Unterschiede zwischen der gemessenen Kraft-Verschiebungskurve und der mittels Simulation vorhergesagten Kraft-Verschiebungskurve zu minimieren. Derjenige Parametersatz für den der Unterschied der Fehlerquadrate der experimentellen und simulierten Kraft-Verschiebungskurve minimal ist, wird als „identifizierter Parametersatz“ bezeichnet. Bei der Optimierung können einzelne oder mehrere Versuche gleichzeitig mit in Betracht gezogen werden. Abhängig von der gewählten Optimierungsstrategie, die die Anzahl der gleichzeitig verwendeten Proben und freien Materialparameter beinhaltet ergeben sich unterschiedliche Ergebnisse. Auch bei gleicher Strategie, aber unterschiedlichen Startwerten oder Optimierungsalgorithmen können sich unterschiedliche Parametersets ergeben. Die über die verschiedenen Strategien gefundenen Materialparameter werden hinsichtlich ihrer Effizienz und Plausibilität untersucht.

Für die Ermittlung der Schädigungsparameter wurden zwei unterschiedliche Strategien untersucht, die sich hinsichtlich ihres Setups unterscheiden und somit entsprechend eine andere Zielfunktion besitzen. Im Folgenden werden die zwei Vorgehensweise beschrieben. Bei der einen wurden ausschließlich Zugversuche (mit vollen, gekerbten und gelochten Proben) verwendet. Bei der anderen kamen Zugversuche mit gekerbten (R20) und gelochten Proben (R5) sowie ein Biax-Nakajima-Test zum Einsatz. Die Anzahl der in der Optimierung verwendeten Proben hat einen direkten Einfluss auf den numerischen Aufwand, da jeder Versuch in jeder Iteration der Optimierung simuliert werden muss.

7.2.1 Optimierungseinstellungen in LS-OPT Optimization methodology in LS-OPT

Die Optimierungen wurden mit der kommerziellen Software LS-OPT durchgeführt. Die verwendeten Einstellungen sind im folgenden Teil ausführlich dokumentiert. Für die Parameteridentifikation wurde eine metamodell-basierte Optimierung durchgeführt. Dabei wurde die Methode der linearen Antwortflächen mit einer „sequential domain reduction“ verwendet. Die Optimierung über die „Response Surface Method“ ist eng verbunden mit der Metamodellbildung, da iterativ zwischen Simulationsexperimenten

und der Anpassung der Metamodelle gewechselt wird. Mit Hilfe des Metamodells wird der Raum, in dem das Optimierungsproblem gelöst wird, eingegrenzt.

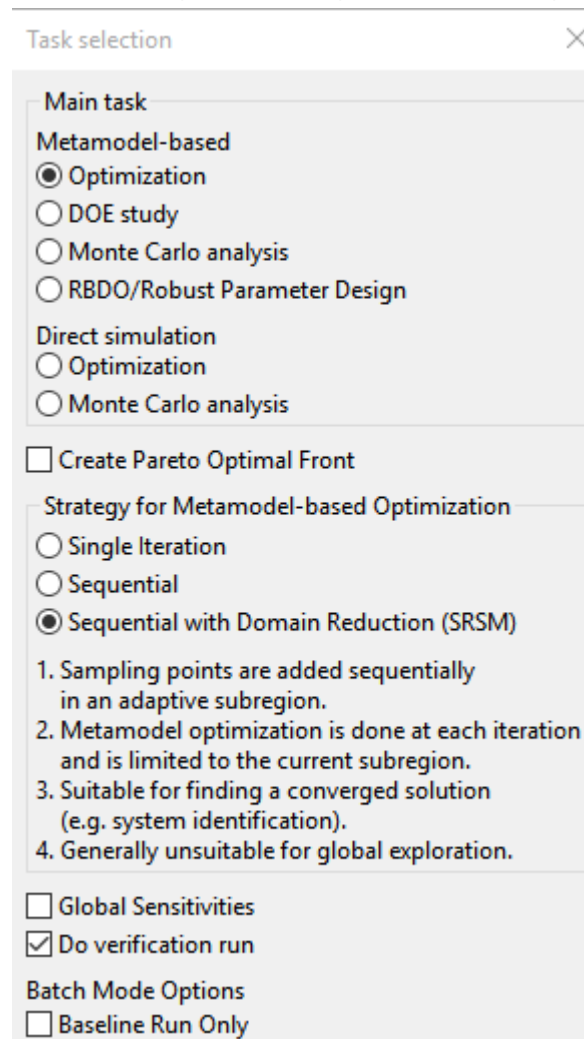


Abbildung 7-2: Einstellung für die Metamodell-basierte Optimierung mithilfe der Software LS-OPT

Figure 7-2: Setup of the metamodel based optimization with the help of LS-OPT

Für das Metamodell wurde ein Polynomansatz erster Ordnung und für die Punktselektion der einzelnen durchgeführten Simulationen in jeder Iteration ein „D-Optimal“ Verfahren gewählt. Um den numerischen Aufwand möglichst gering zu halten, ist ein möglichst kleiner Versuchsplan zu erstellen, welcher trotzdem die gewünschten Effekte und Wechselwirkungen eindeutig abbildet. Dabei wird kein festes Schema im Versuchsplan generiert, sondern iterativ auf Grundlage der bereits gewonnenen Ergebnisse aufgebaut. Dadurch kann die Anzahl der Simulationen reduziert werden.

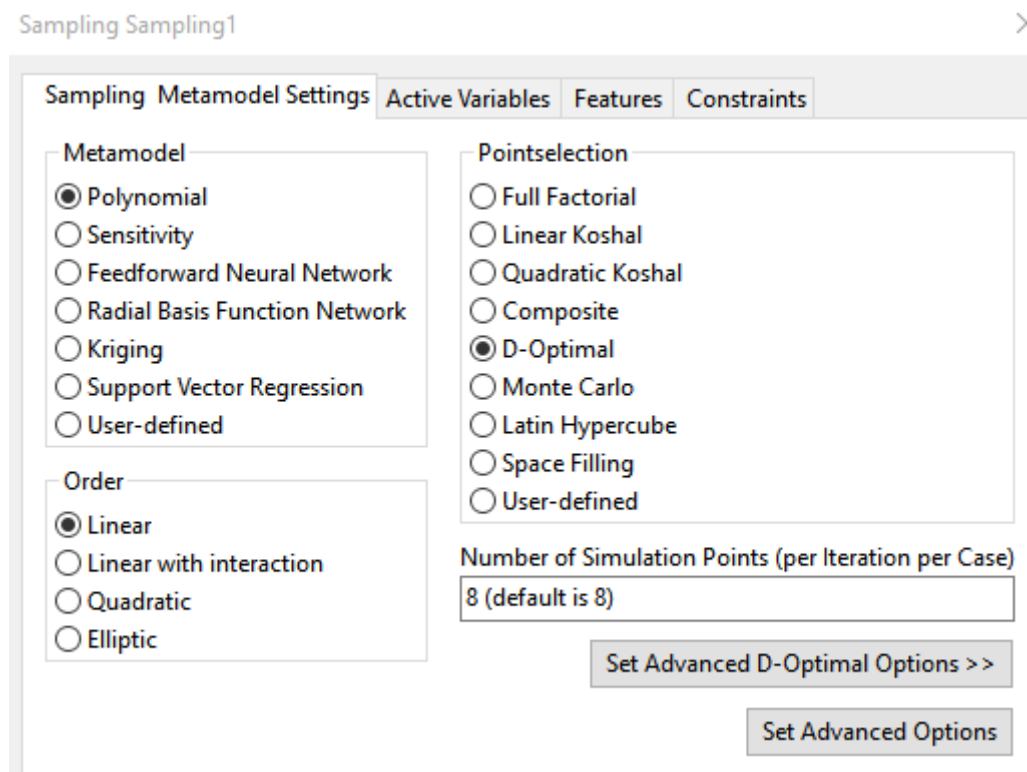


Abbildung 7-3: Einstellungen für das verwendete Metamodell

Figure 7-3: Setup of the used metamodel

Als Optimierungsalgorithmus wurde das „adaptive simulated annealing“ (ASA) mit einer Umschaltungsoption auf die Leap-Frog Optimierungsmethode verwendet. Die Methode des „Simulated Annealing“ stammt von einem Verfahren, das in der Werkstoffphysik verwendet wird, und entspricht einer Generalisierung des Monte Carlo Integration Algorithmus. Dabei wird eine geeignete Wahl von Parametersätzen erstellt und hinsichtlich des Energielevels untersucht. Nur die Kandidaten werden weiter in Betracht gezogen, die ein nötiges Energieniveau nicht übersteigen. Die maximale Energie wird solange reduziert, bis sich keine geeigneten Kandidaten mehr finden oder das Abbruchkriterium erreicht ist. Falls dieses Verfahren nicht konvergiert, wird - falls notwendig- automatisch auf das Leap-Frog Verfahren umgeschaltet. Durch dieses gradientenbasierte Verfahren ist es möglich, einen dynamischen Pfad vom Startpunkt in Richtung eines lokalen Minimums zu generieren.

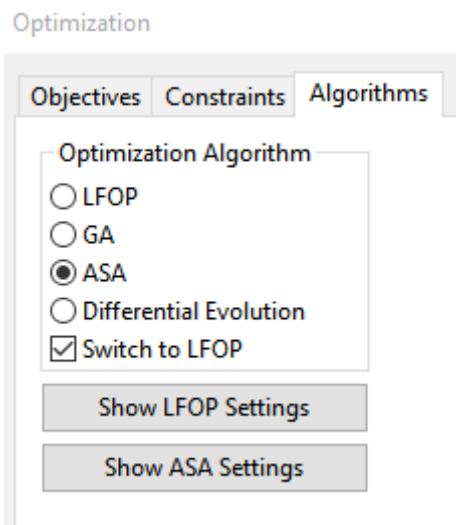


Abbildung 7-4: Eingestellter Optimierungsalgorithmus
Figure 7-4: Setup of the optimization algorithm

Als Zielfunktion wurde die Minimierung der Quadratwurzel der Kurvenabstände zwischen den Kraft-Verschiebungskurven einzelner Simulationspunkte $f_p(x)$ und der experimentell ermittelten Versuchspunkte (G_p) verwendet. Die Messstellen werden dabei in äquidistanten Abständen P ausgewertet. Zusätzlich kann ein Gewichtungsfaktor W_p verwendet werden, welcher die Quadratsumme gewichtet. s_p ist ein Skalierungsfaktor, der Abweichungen der Berechnungsergebnisse vom experimentellen Wert gewichtet. Der totale Fehler zwischen den beiden Kurven lässt sich über folgende Formel (7) beschreiben. Dieses Vorgehen ist als Minimierung des quadratischen Fehlers bekannt (Mean square error, MSE). Die genaue Vorgehensweise zur Bestimmung der Modellparameter werden im nächsten Absatz ausführlicher erklärt.

$$\epsilon^{RMS} = \frac{1}{P} \sum_{p=1}^P W_p \left(\frac{f_p(x) - G_p}{s_p} \right)^2 \quad (7)$$

Curve Matching Composite

Name:	Kraft_Weg_Kurve_R5
Algorithm	<input checked="" type="radio"/> Mean Square Error (difference in curve Y values) <input type="radio"/> Curve Mapping (size of area between curves)
Target curve:	Messung_R5
Computed curve:	Kraft_Weg_R5_Simulation
Regression Points	<input type="radio"/> From target curve <input checked="" type="radio"/> Fixed number (equidistant, interpolated) : <input type="text" value="30"/>

Abbildung 7-5: Einstellungen für die Zielfunktion

Figure 7-5: Setup of the target function

Zur Optimierung wurden neben den Kraft-Weg-Kurven als weitere Nebenbedingung die Einzelwerte der maximalen Kraft und die der maximal erreichten Verschiebung aus den Experimenten mit in die Berechnung einbezogen. Hierbei muss darauf geachtet werden, dass das hierdurch erzeugte Fehlermaß ϵ^{RMS} in der gleichen Größenordnung liegt, wie das durch das des MSE der beiden Messkurven. Wenn beispielsweise die Differenz zwischen der gemessenen und berechneten Kraft gleich 2000 N ist, resultiert hieraus ein Fehlermaß, welches der zweiten Potenz, also $4 \cdot 10^6 \text{ N}^2$ entspricht. Im Gegensatz dazu ergibt das Fehlerquadrat 4 mm^2 bei einer Differenz der maximalen Verschiebungen in der Größenordnung von ca. 2 mm. Ein ähnliches Problem entsteht dadurch, wenn unterschiedliche Versuche gleichzeitig betrachtet werden. Die ermittelten Messwerte der einzelnen Versuche besitzen eine unterschiedliche Anzahl, weiterhin ist die Prozesskinematik der einzelnen Proben nicht direkt mit vergleichbar. Daher muss darauf geachtet werden, dass für jede Probengeometrie ein Gewicht festgelegt werden muss, wodurch die Größe des Fehlers normiert wird. Diese Gewichte entsprechen denen des bereits erwähnten Faktor s_p in Gleichung (7).

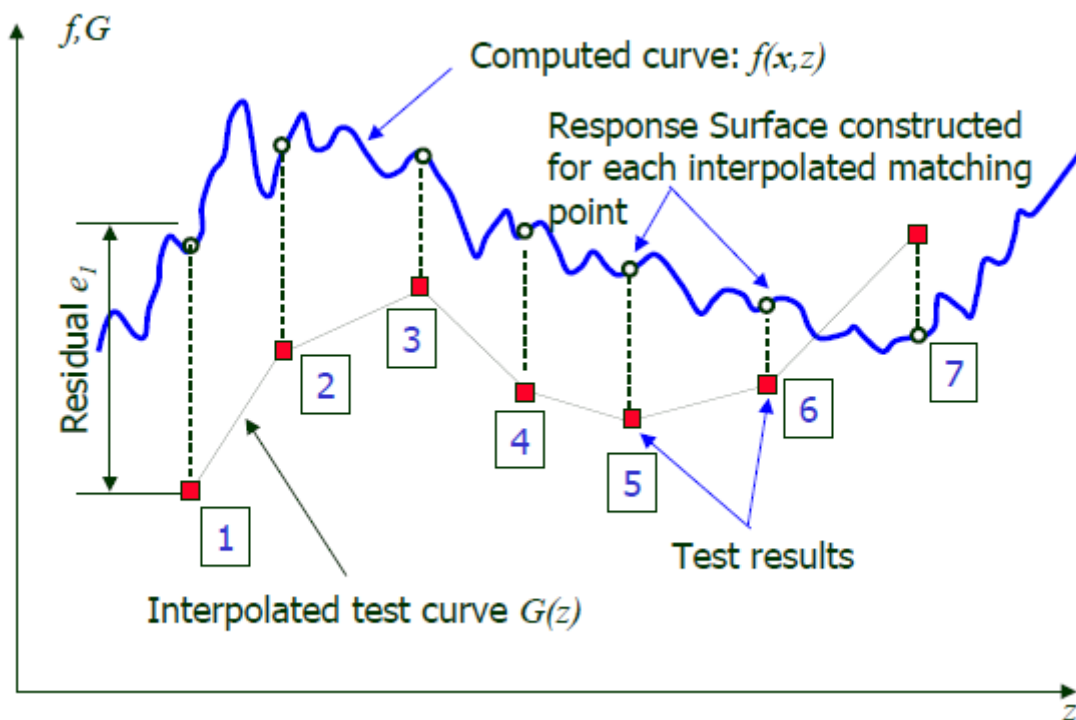


Abbildung 7-6: Schematische Darstellung der Berechnung des Kurvenabstandes (gestrichelte vertikale Linien) zwischen Simulation (blaue Kurve) und Experimenten (rote Punkte) (LS-OPT 2015)

Figure 7-6: Schematic representation of the determination of the curve distance (dashed vertical lines) between simulation (blue curve) and experiments (red points) (LS-OPT 2015)

7.2.2 Optimierung bei ausschließlicher Nutzung von Zugversuchen Optimization with only tensile tests

Zur Identifikation der Modellparameter wurden unterschiedliche Strategien verwendet, die sich in der Anzahl der verwendeten Probengeometrien und somit im numerischen Aufwand unterscheiden. Aufgrund der unterschiedlichen Ausgangsbedingungen und der daraus folgenden Zielfunktionen werden zum Teil unterschiedliche lokale Minima erreicht. In einem weiteren Schritt werden die verschiedenen Strategien hinsichtlich der identifizierten Parameter und der Eignung für die spätere Berechnung einfacher und komplexer Bauteile untersucht. Beim Aufbau der FE-Modelle ist zu beachten, dass gekoppelte Schädigungsmodelle eine Abhängigkeit von der Größe der Elemente besitzen. Das Netz der Proben wurde daher so gewählt, dass im Bereich des Versagens die Kantenlänge der Elemente für alle Proben 1 mm beträgt.

Bei der ersten Optimierungsstrategie werden zunächst nur zugversuchsähnliche Proben verwendet, welche entweder gelocht oder gekerbt sind. Durch die gewählten Modifikationen kann das Materialverhalten für eine Spannungstriaxialität zwischen $\eta \approx 0,33 \dots 0,5$ optimiert werden. Für jede Probe stellt sich ein charakteristischer Spannungszustand in Abhängigkeit der Probengeometrie ein. So kann insbesondere der Verlauf des „Plane-strain valley“ abgebildet werden (s. Abbildung 7-7). Insgesamt wurden fünf unterschiedliche Geometrien verwendet, um die Güte über den angegebenen Triaxialitätsbereich zu steigern. Die für die Berechnung verwendeten Vernetzungen sind in Abbildung 7-8 dargestellt. Hierbei wurde der Bereich, in dem eine Rissinitiierung voraussichtlich einsetzt, mit einer konstanten Netzgröße von 1 mm

diskretisiert, während die umliegenden Bereiche mit einer gröberen Diskretisierung aufgelöst wurden. Die Berechnungsdauer für die Optimierung kann so reduziert werden, wobei gleichzeitig die Identifikation für eine vorgegebene Netzgröße erfolgen kann.

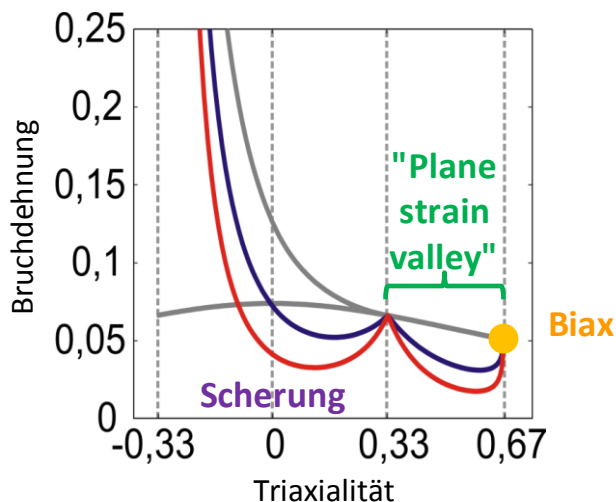


Abbildung 7-7: Modellantwort (Bruchdehnung) über die Triaxialitätswerte

Figure 7-7: Triaxiality dependent model response (Fracture strain)

Die Auswertung erfolgte anhand der Verschiebungs- und Kraftkurven, wobei die Kraft am Probenkopf in axialer Richtung eingeleitet wurde. Die korrespondierende Verschiebungskurve wurde in der Simulation und in den Experimenten an der gleichen Stelle im Messbereich der Probe ausgewertet.

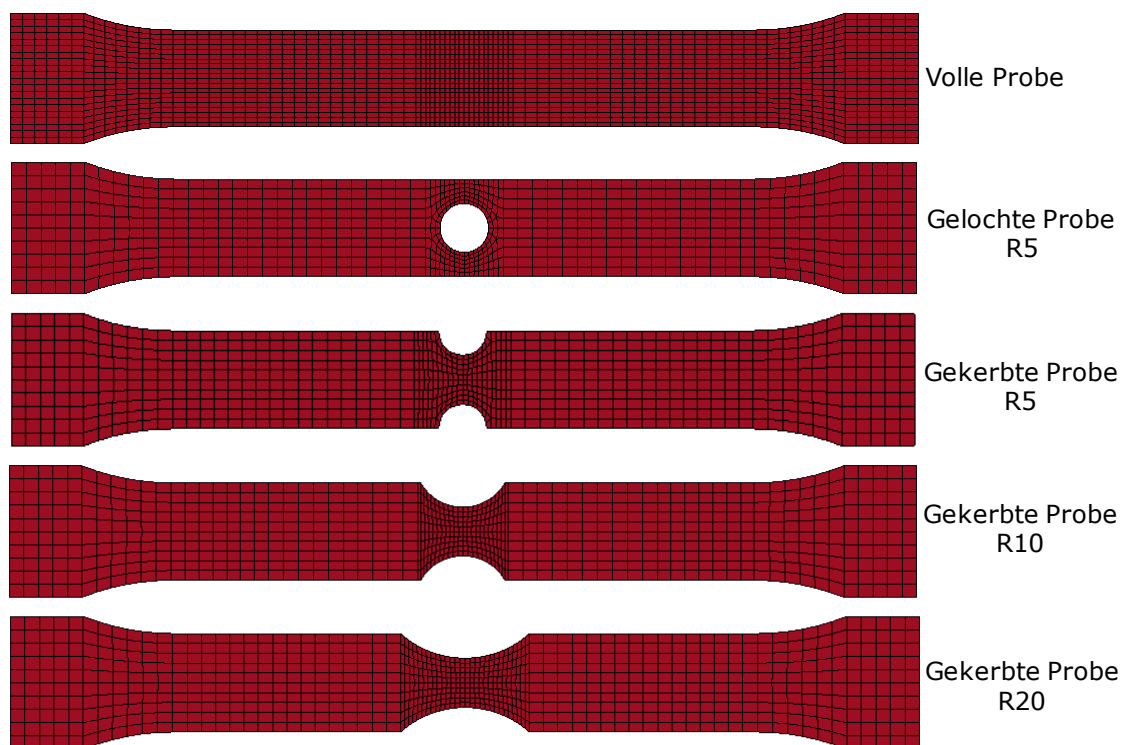


Abbildung 7-8: FE-Modelle der Probengeometrien für die Optimierung

Figure 7-8: FE-models of the specimen geometries for the optimization

Diese wurden bei den experimentellen Durchführungen über die optische Verschiebungsmessung mittels GOM Aramis System ausgewertet. Die Kräfte wurden über einen Kraftaufnehmer aufgezeichnet und mit dem Verschiebungsfeld synchronisiert. Die Kraft-Verschiebungskurven der einachsigen Zugversuche wurden in Abschnitt 5.1.1 dokumentiert und für die Optimierung verwendet. Zusätzlich wurden wie im Abschnitt 7.2.1 beschrieben, die Einzelwerte der maximalen Kraft und des maximalen erreichbaren Weges optimiert.

Optimiert wurden die Parameter (groß) S und (klein) s sowie der Exponent der maximalen Scherspannung η . Der Beginn der Schädigungsevolution ist durch Y_0 angegeben. Für $Y_0 = 0$ setzt die Schädigungsevolution mit Verlassen des elastischen Bereiches ein. Hierdurch kann der Unterschied zwischen den Kraft-Verschiebungskurven ohne Schädigungsentwicklung für den gewählten Extrapolationsansatz und die experimentell bestimmten Kurven mithilfe der Schädigung kompensiert werden. Der Exponent β , der die nicht-lineare Schädigungsentwicklung beeinflusst, wurde nach Literaturangaben konstant gehalten.


Proben					
					
Parameter	Symbol	Berücksichtigung in Optimierung	Anfangswert	Intervall	
				min.	max.
Teiler der elastischen Energiedichte	S	variabel	18,3	1	20
Exponent der elastischen Energiedichte	s	variabel	1,038	0,5	10
Exponent	κ	variabel	3,66	0,25	7
Anfangswert der elastischen Energiedichte	Y_0	konstant	0	-	
Schädigungsrelevante Exponent	β	konstant	2	-	
Kritische Schädigung	D_{cr}	konstant	0,2	-	
Parameter bzgl. der Druckabhängigkeit	h	konstant	0,15	-	

Abbildung 7-9: Einstellung für die gesuchten Parameter in LS-OPT

Figure 7-9: Setup of the Optimization constraints in LS-OPT

Der Parameter h , der den Anteil der zu berücksichtigenden Druckspannung angibt, wurde ebenfalls als konstant angenommen. Grund hierfür ist der vorwiegend dominierende Anteil an Zugbeanspruchung in den modifizierten Zugproben. Der

Kennwert für die kritische Schädigung D_c wurde entsprechend der Empfehlungen in (Lemaitre 1996) mit $D_c = 0,2$ angenommen. Die Start- sowie die min. und max. Werte der einzelnen Modellparameter sind in Abbildung 7-9 dargestellt. Hierbei basieren die abgebildeten Startwerte auf Voruntersuchen des FOSTA Projekts (Tekkaya, et al. 2013).

Eine Konvergenz des Optimierungsalgorithmus wurde nach 31 Iterationsschritten erreicht. Ab dieser Anzahl der Iterationsschritte wurde keine Verbesserung der Zielfunktion durch eine weitere Iteration erzielt. Hierbei sind innerhalb der ersten Iterationsschritte noch verhältnismäßig große Änderungen in den Materialparametern erfolgt. Nach ca. 8 Iterationen ist eine geeignete Kombination gefunden, wodurch die Schrittweite weiter sinkt, bis das Optimum erreicht ist. Die Ergebnisse für den optimalen Satz an Materialparametern sind in Tabelle 6 dargestellt und zeigen die Kraft-Verschiebungskurven der einzelnen Probengeometrien im Vergleich zu den experimentell ermittelten Daten. Es ist zu erkennen, dass eine gute Übereinstimmung zwischen den Versuchen und den Simulationen besteht. Für den einachsigen Zugversuch ist die Kraft in der Simulation im Vergleich zu den Experimenten leicht erhöht. Dies ist ein Resultat der gewählten Fließkurvenextrapolation, da zu Beginn die Auswirkungen der Schädigungsentwicklung gering ausfallen. Allerdings ist für den Bereich, in dem eine plastische Deformation vorliegt, bis hin zum Bruch, eine gute Übereinstimmung zwischen den Kurven zu erkennen. Insbesondere der Risszeitpunkt zeigt bei allen Probenformen gute Übereinstimmung mit den Experimenten. Hierdurch kann gefolgert werden, dass das Materialmodell für einen hohen Bereich an Triaxialitäten gültig ist.

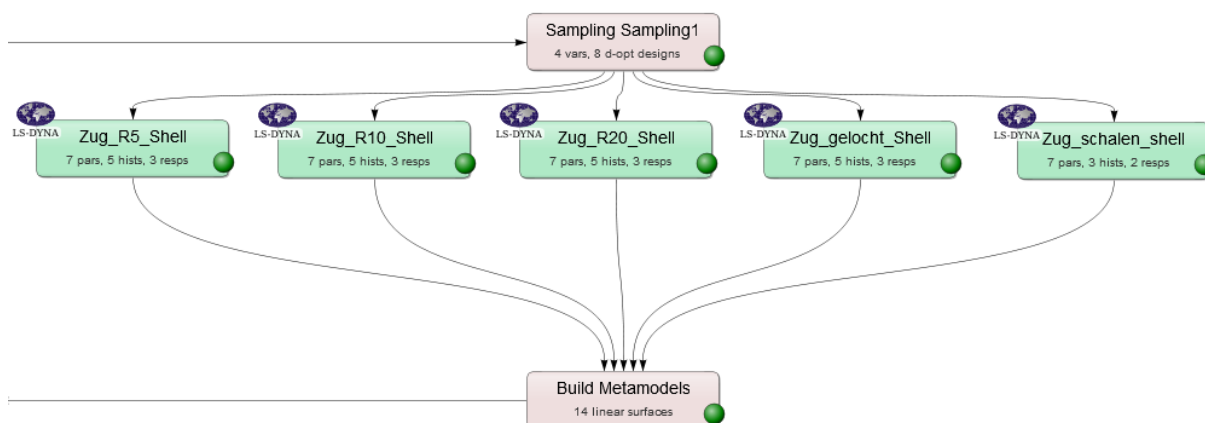


Abbildung 7-10: Darstellung des Aufbaus des Optimierungsproblems in LS-OPT

Figure 7-10: Illustration of the set-up of the optimization problem in LS-OPT

Tabelle 6 zeigt die nach der Optimierung erhaltenen Werte für die gesuchten Schädigungsparameter. Hierbei wurden $\beta = 2$, $Y_0 = 0$ und $D_c = 0,2$ als konstant angenommen.

Tabelle 6: Optimierungsergebnisse mit Zugversuchen
Table 6: Optimization results of tensile tests

Parameter	Symbol	Endwert
Teiler der elastischen Energiedichte	S	6
Exponent der elastischen Energiedichte	s	3,186
Exponent	κ	5,88

Das Set der optimalen Modellparameter ist dadurch bestimmt, dass der Unterschied zwischen simulierten und experimentell bestimmten Kraft-Verschiebungskurven minimal wird. Zusätzlich wurde durch einen Term in der Zielfunktion gefordert, dass die Differenz zwischen simulierter und experimentell ermittelter Verschiebung zum Bruchzeitpunkt ebenfalls minimiert wird. Die folgenden Abbildungen 7-11 bis 7-15 zeigen die Modellantwort und die Verteilung der plastischen Dehnungen vor dem Versagen für die bestimmten Modellparameter.

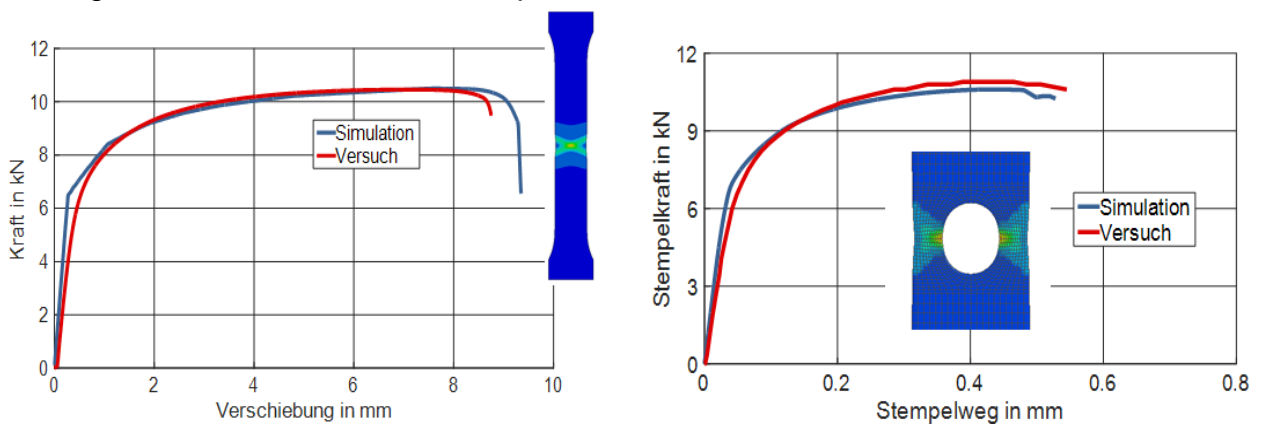


Abbildung 7-11: Vergleich zwischen Versuch und Simulation für die volle (links) und gelochte (rechts) Zugversuchsprobe für den Satz optimaler Materialparameter (CR590Y980T-DP)

Figure 7-11: Comparison between trial and simulation for the full (left) and holed (right) tensile test sample for the set of optimal material parameter (CR590Y980T-DP)

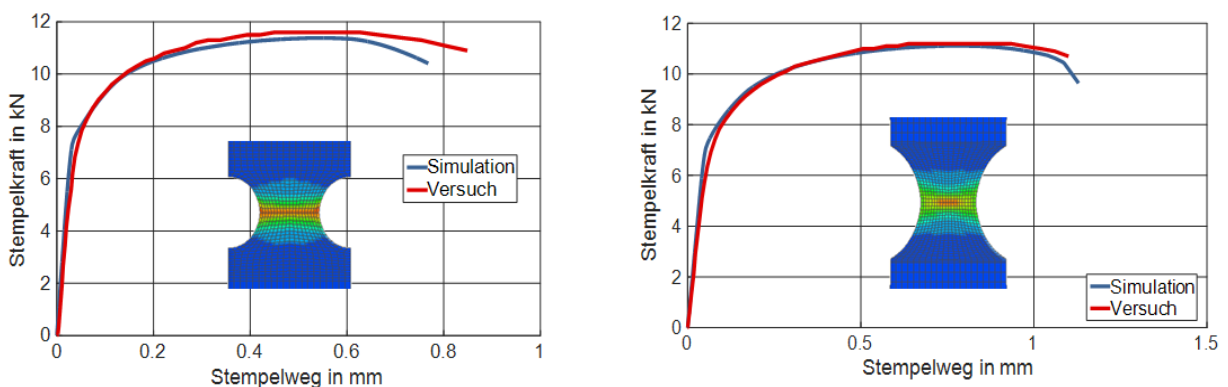


Abbildung 7-12: Vergleich zwischen Versuch und Simulation für die gelochten Zugversuchsproben (links R5; rechts R10) für den Satz optimaler Materialparameter (CR590Y980T-DP)

Figure 7-12: Comparison between test and simulation for the holed tensile test samples (left R5, right R10) for the set of optimal material parameter (CR590Y980T-DP)

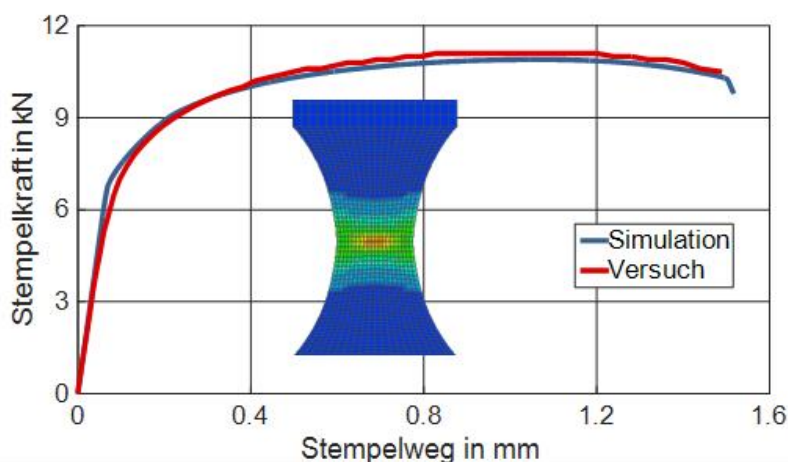


Abbildung 7-13: Vergleich zwischen Versuch und Simulation für die gekerbte (R20) Zugversuchsprobe für den Satz optimaler Materialparameter (CR590Y980T-DP)

Figure 7-13: Comparison between trial and simulation for the notched (R20) tensile test sample for the set of optimal material parameter (CR590Y980T-DP)

Das Nachrechnen eines Biax-Nakajima-Versuches mit den an den Zugversuchen optimierten Parametern ergab eine relativ große Abweichung zur gemessenen Kraft-Verschiebungskurve. Während das Kraftniveau sich in einem ähnlichen Größenordnungsbereich befindet, wird durch die Simulation ein frühzeitiges Versagen vorhergesagt. Der Unterschied zu den Zugversuchen liegt neben der Belastung in der Kinematik des Prozesses. Beim Biax-Nakajima-Versuch wird ein kreisrundes Blech zwischen Niederhalter und Matrize eingeklemmt und soll reibungsfrei umgeformt werden. In der Realität wird ein Schmierpaket zwischen Stempel und Blech eingesetzt. Dieses Schmierpaket besteht aus PVC-Folie und Handcreme. In der Simulation wurde ein Reibkoeffizient von $\mu = 0,04$ bestimmt. Dennoch konnte gezeigt werden, dass für zugähnliche Belastungszustände dieser Materialparametersatz durchaus eine gute Vorhersagequalität erzielen kann. Allerdings führt dieses so ermittelte Optimum der Materialparameter außerhalb des gefitteten Triaxialitätsbereiches zu deutlichen Abweichungen, wie anhand des biaxialen Zugversuches zu sehen ist. Daher wurde eine zweite Optimierungsstrategie verfolgt. Diese wird im folgenden Abschnitt beschrieben.

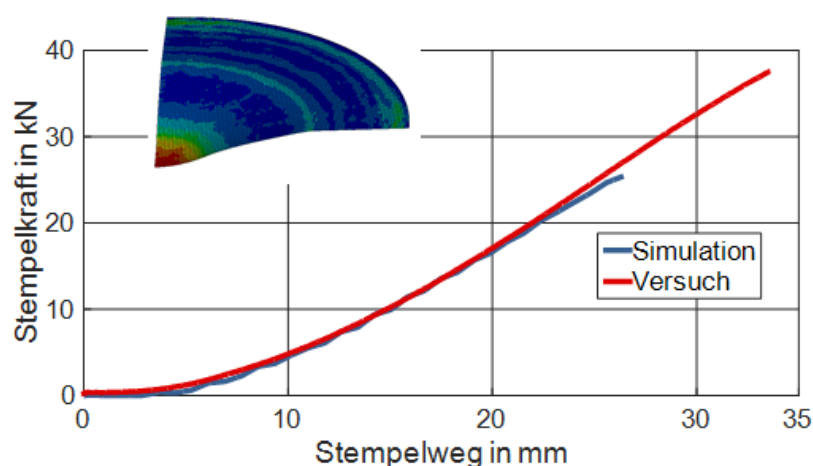


Abbildung 7-14: Vergleich zwischen Versuch und einem nachgerechneten Biax-Nakajima-Versuch mit den an Zugversuchen optimierten Parametern (CR590Y980T-DP)

Figure 7-14: Comparison between experiment and Biax-Nakajima-test with the parameters optimized on tensile tests (CR590Y980T-DP)

7.2.3 Optimierung mit Zugversuchen und dem Biax-Nakajima-Versuch Optimization with tensile tests and biaxial Nakajima-test

Das im Rahmen dieses Projektes erweiterte Schädigungsmodell soll für einen breiten Bereich an mehrachsigen Spannungszuständen gelten, daher soll die Modellantwort für weitere Spannungszustände überprüft und mit in die Optimierung einbezogen werden. Um dem Aufwand bei der Optimierung zu reduzieren, wurden nur zwei Zugversuche (gekerbt und ohne Kerbe) und der Biax-Nakajima-Versuch berücksichtigt. Bei der gekerbten Probe wurde der Radius von 20 mm gewählt.

Der Nakajima-Versuch ist gegenüber dem einachsigen Zugversuch und dem Bulge-Test aufgrund der Werkzeuge komplexer. Dabei spielen, wie im vorherigen Abschnitt bereits erwähnt, Einflüsse der Reibung eine große Rolle. Diese kann zwar in der Simulation einfach ausgeschaltet werden, jedoch nicht im Versuch. Weiterhin überlagern sich Streckzug- und äquibiaxiale Beanspruchungszustände, so dass nicht in der gesamten Probe ein reiner biaxialer Spannungszustand herrscht.

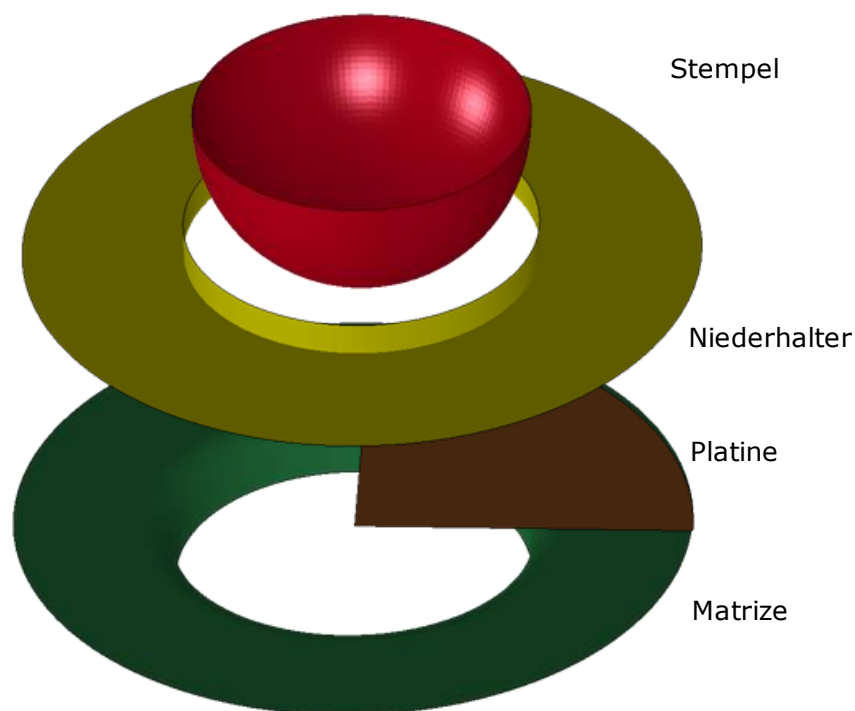


Abbildung 7-15: FE-Modell für die Optimierung mit Berücksichtigung des Biax-Nakajima-Versuch

Figure 7-15: FE-Model for the optimization with consideration of the biaxial Nakajima-test

Da die Modellparameter für eine Kantenlänge der Elemente von 1 mm kalibriert werden sollen, ist die Rechenzeit aufgrund der Größe dieser Geometrie deutlich höher. Um den numerischen Aufwand zu reduzieren, wurde die doppelte Symmetrie der Platine genutzt und, wie in Abbildung zu sehen ist, ein Viertel der Platine modelliert. Analog zum Vorgehen der letzten Optimierung wurden die Modellparameter S und s sowie η zuerst identifiziert. Die anderen Parameter wurden konstant gehalten und mit den gleichen Anfangswerten, wie im Abschnitt zuvor beschrieben, modelliert. Abbildung 7-16 zeigt die Einstellungen in LS-OPT.

Proben					
Parameter	Symbol	Beteiligung zur Optimierung	Anfangswert	Intervall	
				min.	max.
Teiler der elastischen Energiedichte	S	variabel	18,3	1	20
Exponent der elastischen Energiedichte	s	variabel	1,038	0,5	10
Exponent	κ	variabel	3,66	0,25	7
Anfangswert der elastischen Energiedichte	Y_0	konstant	0	-	
Schädigungsrelevante Exponent	β	konstant	2	-	
Kritische Schädigung	D_{cr}	konstant	0,2	-	
Parameter bzgl. der Druckabhängigkeit	h	konstant	0,15	-	

Abbildung 7-16: Einstellungen zur Bestimmung der optimalen Parametersätze in LS-OPT

Figure 7-16: Setup for the determination of optimal parameter sets in LS-OPT

Der Vergleich zwischen den gemessenen Kurven und den Simulationen mit optimalen Parametersets ist in den folgenden Abbildungen dargestellt. Dabei wurde ein Kompromiss getroffen. Die Übereinstimmung mit den Messungen ist nicht so gut wie bei der Optimierung bei ausschließlicher Verwendung von Zugversuchen. Allerdings ist die Größe der Abweichung bei allen hier verwendeten Versuchen in etwa gleich. Damit wird ein ausgedehnter Triaxialitätsbereich von „plane-strain“ bis hin zu biaxialer Belastung erfasst. Dies spiegelt sich bei der Validierung der Testbauteile, bei denen einige Versagenszustände unter biaxialem Zug auftreten (Abschnitt 8.4), wider.

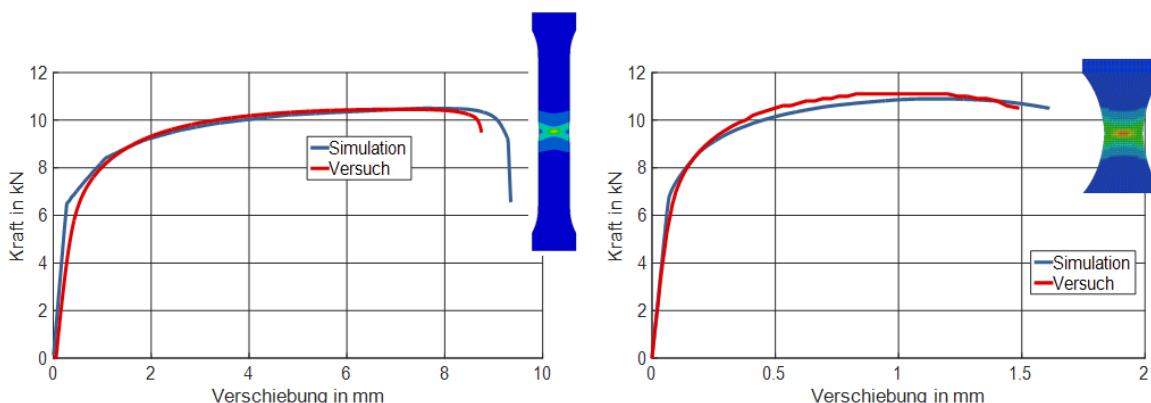


Abbildung 7-17: Vergleich von Versuch und Simulation für die volle Zugversuchsprobe (links) und eine gekerbte Probe (R20) (rechts) bei Verwendung der in Tabelle 7 verwendeten Parameter für CR590Y980T-DP

Figure 7-17: Comparison of simulation and experimental data on (left) tensile test and (right) notched tensile test (R20) for the parameter set according to Table 7 (CR590Y980T-DP)

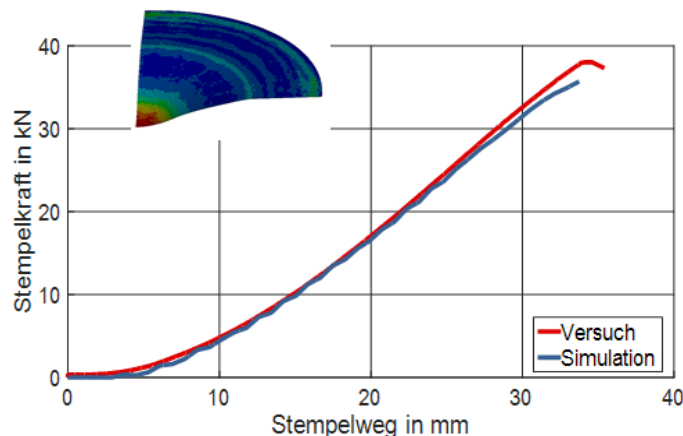


Abbildung 7-18: Vergleich von Versuch und Simulation für den Biax-Nakajima-Versuch bei Verwendung der in Tabelle 7 verwendeten Parameter für CR590Y980T-DP

Figure 7-18: Comparison of simulation and experimental data on biaxial Nakajima-test for the parameter set according to Table 7 (CR590Y980T-DP)

Die Werte der Parameter nach der Optimierung sind in Tabelle 7 aufgelistet.

Tabelle 7: Übersicht der identifizierten Modellparameter bei Berücksichtigung von Zugversuchen und Bulgeversuch (CR590Y980T-DP)

Table 7: Overview of the identified material parameters for consideration of tensile tests and bulge test (CR590Y980T-DP)

Parameter	Symbol	Endwert
Teiler der elastischen Energiedichte	S	8,86
Exponent der elastischen Energiedichte	s	2,3
Exponent	κ	6,64

7.2.4 Identifikation des Parameters h mittels des ebenen Torsionsversuches Identification of the h Parameter using in-plane torsion test

In diesem Abschnitt wird der Einfluss der Berücksichtigung des h -Parameters untersucht. Weiter wird ein Satz Materialparameter identifiziert, bei dem der h -Parameter mittels des ebenen Torsionsversuchs bestimmt wurde. Der h -Parameter gibt dabei den sogenannten „Crack Closure“, d.h. eine Schließung der Poren bei Druckbelastung, an. Der einzige in diesem Projekt untersuchte Charakterisierungsversuch, der eine Druckspannung aufweist, ist der Scherversuch. Aufgrund der in Kapitel 5.1.2 ausgeführten Problemstellungen werden die folgenden Untersuchungen am ebenen Torsionsversuch durchgeführt.

Beim ebenen Torsionsversuch handelt es sich um eine kreisförmige Probe bei der in einem Bereich eine Nut zur Lokalisierung der Dehnungen eingebracht wird. Durch die Einspannung und das aufgebrachte Torsionsmoment wird innerhalb dieser nur eine reine Scherbeanspruchung hervorgerufen. Aufgrund der dreidimensionalen Nut müsste der ebene Torsionsversuch mit Nut für den Vergleich mit Versuchsergebnissen (Moment-Rotationswinkel-Kurve) mit Volumenelementen modelliert werden. Da in der industriellen Praxis Schalenelemente verwendet werden, sollen die Schädigungsparameter ebenfalls an Proben mit Schalenelementen bestimmt werden. Daher wird im Vorfeld untersucht werden, ob sich der ebene Torsionsversuch durch Simulationen mit Schalenelementen abbilden lässt. Dabei werden die gemessenen Momente und Rotationswinkel in Spannungs-Dehnungsgrößen gemäß Yin (Yin Q. 2011) umgerechnet. Zunächst wurde ein Vergleich zwischen Ein-Elementrechnungen mit jeweils einem Schalen- und einem Volumenelement durchgeführt. Dabei wurde der Spannungs-, Schädigungs- und Triaxialitätsverlauf über den Umformgrad untersucht. Abbildung 7-19 zeigt die Übereinstimmung der Ergebnisse.

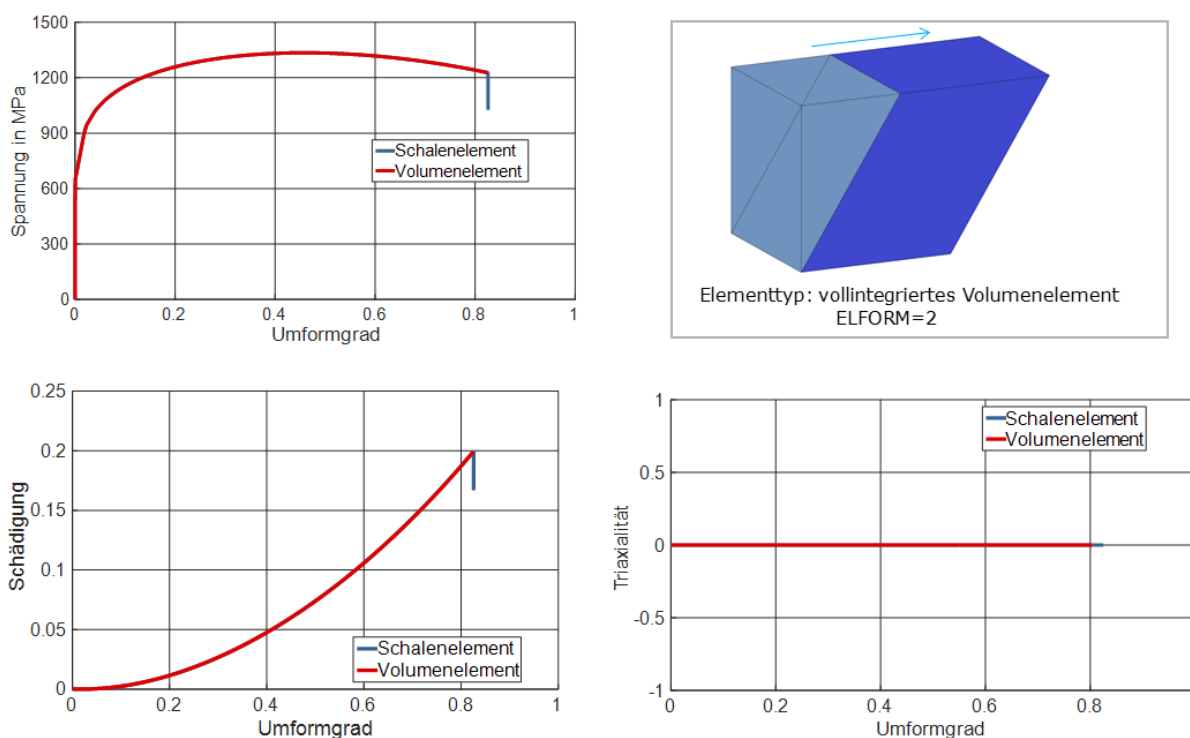


Abbildung 7-19: Spannungs-, Schädigungs- und Triaxialitätsverlauf von Volumen- und Schalenelementen unter Scherbelastung (CR590Y980T-DP)

Figure 7-19: Stress, damage and triaxiality evolution of volume and shell elements under shear strain (CR590Y980T-DP)

Es ist zu erkennen, dass der Spannungsverlauf für ein Volumenelement und ein Schalenelement über den Umformgrad bis hin zum Bruch identisch verläuft. Ein analoges Verhalten weisen die Verläufe der Schädigung und der Triaxialität über den Umformgrad auf. Aufgrund dieser Voruntersuchungen kann für reine Scherzustände die Elementformulierung für Schalenelemente verwendet werden. In einem weiteren Schritt wurde die ganze Probe des ebenen Torsionsversuchs mit Volumenelementen simuliert und mit den Ergebnissen unter Verwendung von Schalenelementen verglichen. Für den Vergleich wurde das kritische Element im Nutbereich der Probe ausgewertet. Für diesen wurden die Spannungs-Dehnungsverläufe extrahiert und mit denen der Schalenelemente unter reiner Scherung verglichen. Die Gegenüberstellung der Ergebnisse ist in Abbildung 7-20 dargestellt. Für ein isotropes Werkstoffverhalten weisen alle Kurven den identischen Verlauf der Volumenelemente auf.

Aufgrund der reinen Scherbeanspruchung wird in diesem Versuch ein Triaxialitätsverlauf hervorgerufen, der über den Umformpfad hinweg nahezu konstant Null bleibt. Für anisotrope Werkstoffe hingegen weicht dieser Verlauf etwas ab, sodass der Triaxialitätsbereich zwischen $0 \leq \eta \leq 0,03$ liegt, welcher ebenfalls relativ gering ist.

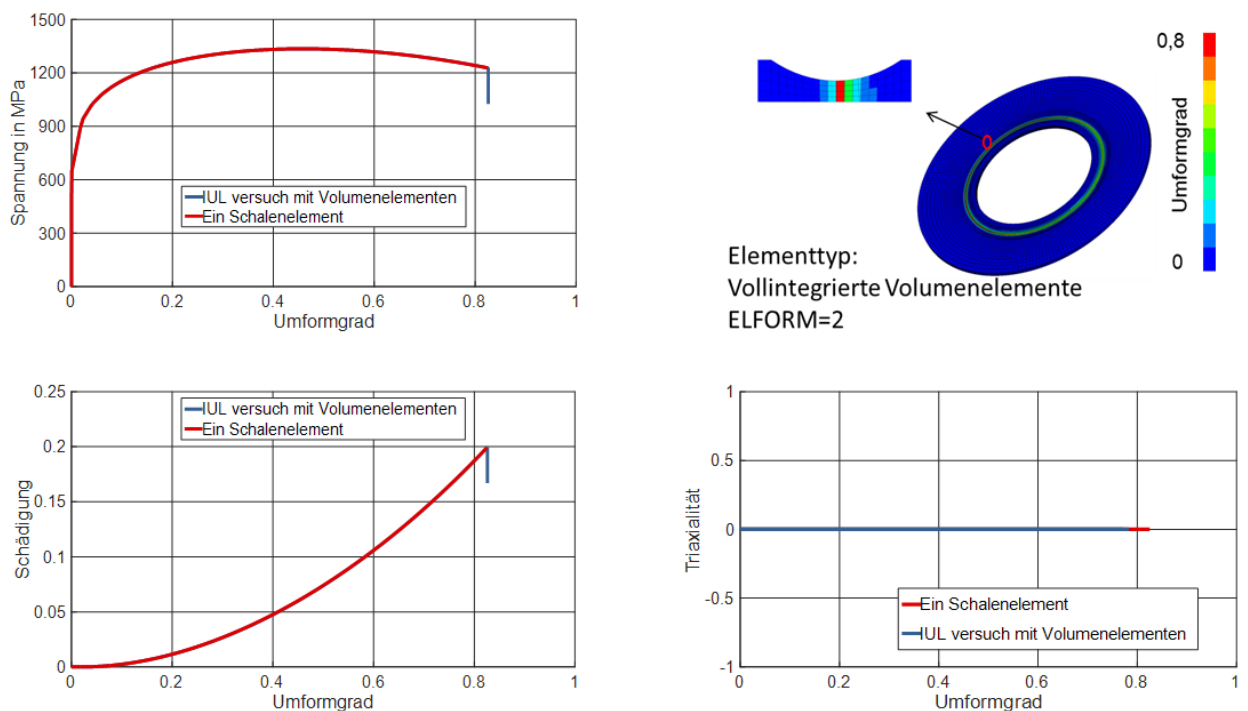


Abbildung 7-20: Spannungs-, Schädigungs- und Triaxialitätsverlauf beim ebenen Torsionsversuchs mit Volumen- und Schalenelementen (CR590Y980T-DP)

Figure 7-20: Stress, damage and triaxiality evolution of volume and shell elements by the use of in-plane torsion test (CR590Y980T-DP)

Mithilfe der durchgeführten Untersuchungen kann gezeigt werden, dass der Bereich niedriger Triaxialitäten für die Parameterermittlung durch den ebenen Torsionsversuch gedeckt wird. Weiterhin kann der numerische Aufwand deutlich reduziert werden, da sowohl die Modellierung mittels Ein-Volumen, als auch Ein-Schalen-Ersatzmodell durchgeführt werden kann, ohne dass es zu größeren Abweichungen der Ergebnisse führt.

Im Folgenden kann daher das Optimierungsproblem, für die Identifikation des h -Parameters, anhand des Ein-Schalenelementmodells durchgeführt werden. Gleichzeitig wurden die bereits identifizierten Parameter, welche anhand der Zugversuche und des biaxialen Nakajima-Versuchs durchgeführt wurde, konstant gehalten. Der über diese Methode identifizierte Parametersatz ist in Tabelle 8 angegeben:

Tabelle 8: Identifizierten Modellparameter für CR590Y980T-DP durch angepasste Optimierung
Table 8: Identified material parameters of CR590Y980T-DP by adapted optimization strategy

Parameter	Symbol	Endwert
Teiler der elastischen Energiedichte	S	8,86
Exponent der elastischen Energiedichte	s	2,3
Exponent	κ	6,64

7.3 Parameteridentifikation CR700Y980T-DP Parameter identification for CR700Y980T-DP

Als nächstes wurden die Optimierungen der Modellparameter für den CR700Y980T-DP vorgenommen, hierbei handelt es sich ebenfalls um einen Dualphasenstahl mit einer angehobenen Streckgrenze. Wie in den experimentellen Untersuchungen bereits identifiziert wurde, besitzt dieser Werkstoff erhöhte Duktilität gegenüber dem CR590Y980T-DP, sodass für die Identifikation der Modellparameter der kritische Schädigungswert auf $D_c = 0,3$ festgelegt wurde. Das Vorgehen für die Parameteridentifikation wurde analog zur zweiten Methode gewählt (siehe Kapitel 7.2.3).

Die Kennwerte für die Plastizität wurden am Zugversuch identifiziert, für die Extrapolation der Fließfunktion wurde der Ludwigansatz, siehe Gleichung **Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden.** verwendet. Der Parameter A wurde mit 1400 MPa und n mit 0,0891 identifiziert.

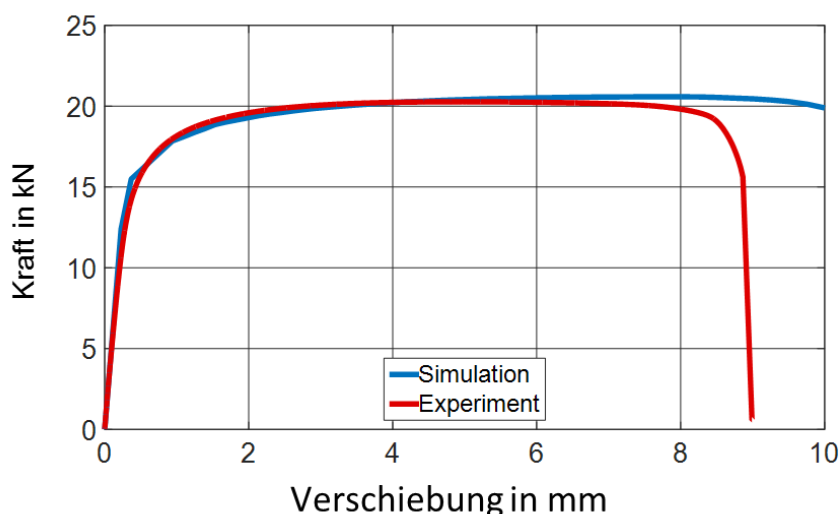


Abbildung 7-21: Vergleich der Kraft-Verschiebungskurven von Experiment und Simulation des Zugversuchs ohne Schädigung (CR700Y980T-DP)

Figure 7-21: Comparison of force displacement curve of experiment and simulation of uniaxial tensile test without damage (CR700Y980T-DP)

Abbildung 7-21 zeigt den Vergleich zwischen experimentell ermitteltem Kraft-Weg-Verlauf des Zugversuches und dem der Simulation. Die Fließkurvenextrapolation wurde so gewählt, dass für größere Umformgrade ein Abstand zwischen den beiden Kurven existiert, so dass dieser zur Anpassung der Schädigungsparameter genutzt werden kann. Die Optimierung der Schädigungsparameter wurde anhand des einachsigen Zugversuchs, des Zugversuchs mit Kerbe (R20) und des biaxialen Nakajima-Versuchs durchgeführt. Als Zielfunktion wurde der Flächeninhalt zwischen den experimentellen Kurven und denen der Simulation minimiert. Gleichzeitig wurden die kritischen Verschiebungswerte, bei denen das Materialversagen einsetzt, mit in die Zielfunktion aufgenommen. In Tabelle 9 sind die identifizierten Modellparameter angegeben.

Tabelle 9: Identifizierten Modellparameter (CR700Y980T-DP) durch angepasste Optimierung

Table 9: Identified model parameters (CR700Y980T-DP) by adjusted optimization method

Parameter	Symbol	Endwert
Teiler der elastischen Energiedichte	S	15,1
Exponent der elastischen Energiedichte	s	0,56
Exponent	κ	4,95

Durch die Optimierung konnte eine Anpassung an die experimentell ermittelten Daten erfolgen. Hierbei ist die Übereinstimmung des Kraftniveaus des Zugversuches und des gekerbten Zugversuches hoch, siehe Abbildung 7-22 und Abbildung 7-23. Der Rissinitiierungszeitpunkt wird für den Zugversuch ebenfalls gut über das Schädigungsmodell vorhergesagt. Jedoch ist ein relativ steiler Abfall der Kraft schon vor Einsetzen des Risses bemerkbar, sodass der Risszeitpunkt gut vorhergesagt wird. Die nachlassende Festigkeit des Material wird nicht optimal getroffen. Bei der gekerbten Probe (R20) wird die Vorhersage für das Versagen durch den ermittelten Parametersatz mit +0,8 mm etwas verspätet erreicht. Dies deutet darauf hin, dass die Schädigungsakkumulation in der Simulation etwas langsamer abläuft als im Vergleich zum Experiment. Jedoch wird der graduelle Verlauf der Kraftabnahme relativ gut getroffen.

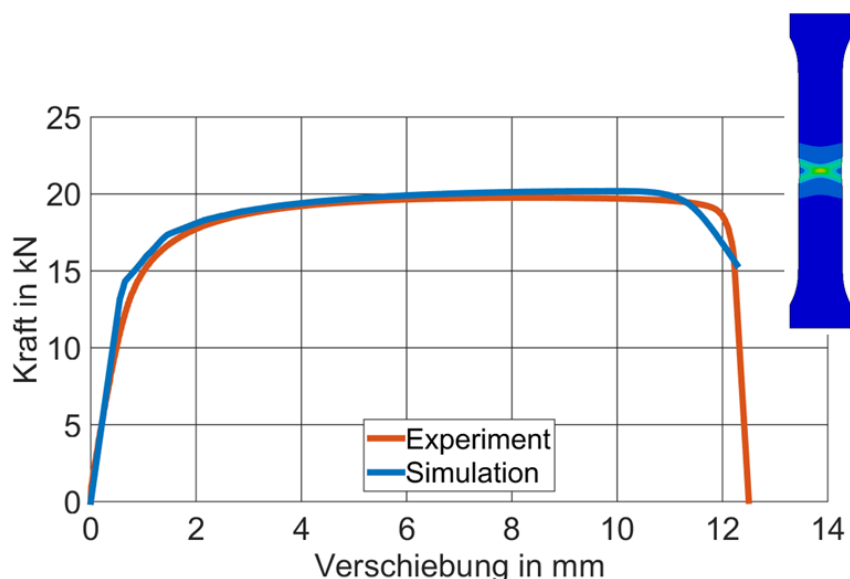


Abbildung 7-22: Vergleich der Kraft-Verschiebungskurven zwischen Experiment und Simulation des Zugversuchs mit Schädigung (CR700Y980T-DP)

Figure 7-22: Comparison of force displacement curve of experiment and simulation of uniaxial tensile test with damage (CR700Y980T-DP)

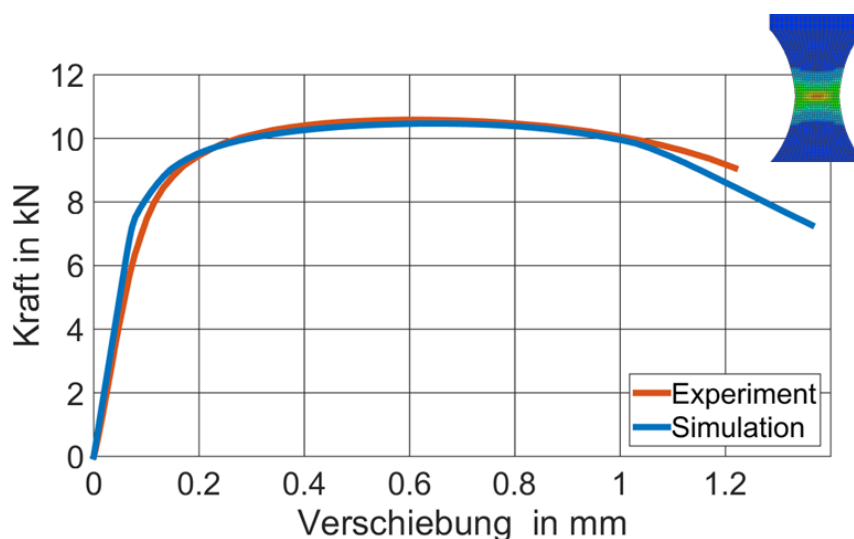


Abbildung 7-23: Vergleich der Kraft-Verschiebungskurven zwischen Experiment und Simulation des gekerbten Zugversuchs (R20) mit Schädigung (CR700Y980T-DP)

Figure 7-23: Comparison of force displacement curve of experiment and simulation of notched tensile test (R20) with damage (CR700Y980T-DP)

Bei biaxialer Belastung, siehe Abbildung 7-24, ist die Übereinstimmung mit der Höhe der Kraft nicht optimal getroffen. Der identifizierte Parametersatz ist ein lokales Minimum. Im Mittel ist die Übereinstimmung mit den Versuchsdaten gut. Die Abweichungen hinsichtlich der maximalen Kraft liegen bei ca. 15 %. Der Risszeitpunkt wird mit 35 mm Stempelverschiebung etwas später als im Experiment vorhergesagt. Bei der experimentellen Versuchsdurchführung traten Streuungen ca. 5 % in der maximal erreichbaren Stempelverschiebung auf, so dass der Rissinitiationszeitpunkt für die Versuche, die im oberen Streuungsband liegen relativ nah an denen der Simulation liegt. In Abgrenzung zur Experiment ist ein Abfallen der Kraftkurve in der Simulation zu erkennen. Dies wird zum einen durch die einsetzende Schädigung des

Werkstoffes hervorgerufen, zum anderen kann auch im Experiment die Reibung zu einem weiteren Ansteigen der Kraft führen. Der Werkstoff legt sich im Experiment um die Spitze des Stempels, aufgrund der vorhandenen Reibung führt dies zu einer Plastifizierung des Materials auch neben dem Pol. In der Simulation hingegen wurde keine Reibung zwischen Stempel und Blech betrachtet, wodurch die Differenz der Prozesskraft im Vergleich zur Simulation begründet ist.

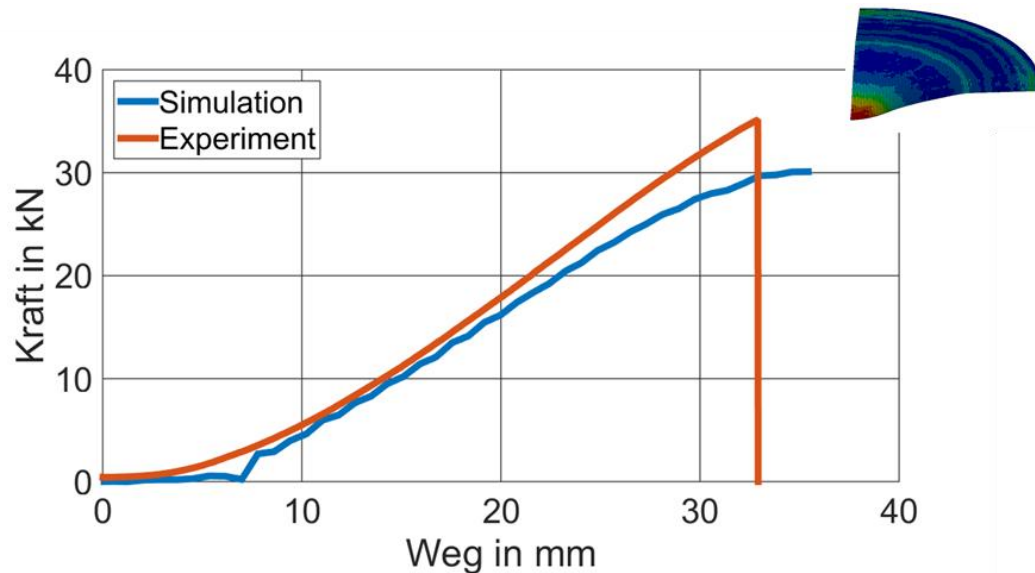


Abbildung 7-24: Vergleich der Kraft-Weg Verläufe zwischen Experiment und Simulation des biaxialen Nakajima-Versuchs mit Schädigung (CR700Y980T-DP)

Figure 7-24: Comparison of force displacement curve of experiment and simulation of biaxial Nakajima-test with damage (CR700Y980T-DP)

8 Validierungsuntersuchungen Validation Studies

Kurzfassung

Für die Validierung des Schädigungsmodells und der Verifizierung der gefundenen Parameter wurden unterschiedliche Testbauteile verwendet. Bei diesen wird das Versagen bei verschiedenen Spannungszuständen hervorgerufen. Beim komplexeren Teil eines B-Säulenunterteils traten die Risse unter ebener Dehnung und biaxialer Zugbeanspruchung auf. Währenddessen wurde beim Vierkantnapf das Versagen durch reine Scherung hervorgerufen. Beim Kreuznapf wurde das Versagen durch Zug mit ebenem Dehnungszustand hervorgerufen. Die Validierung der Simulation wurde sowohl bezüglich des Ortes des Materialversagens als auch hinsichtlich der Ziehtiefe durchgeführt. Für die unterschiedlichen in Kapitel 6 durchgeführten Experimente konnte eine gute Übereinstimmung erzielt werden.

Abstract

For the validation of the damage model and the identification of parameters different test components were used. In these components failure was caused under different stress conditions. In the more complex part of a B-pillar, the failure appeared under plane-strain and biaxial tensile stress condition. On the contrary, the squared cup failed under pure shear. In the cross die test, the failure was caused under tension with a plane-strain condition. The validation of the simulation was verified regarding the location of the material failure as well as the drawing depth. For the different experiments, which were carried out and described in Chapter 6, a good agreement could be achieved.

8.1 Einstellung für die verwendete FE-Modelle Features for the used FE-Models

Die Validierungsrechnungen wurden mit LS-DYNA durchgeführt. Für die FE-Modelle der Validierungsbauteile wurden die Platinen, wie bei den Modellen für die Optimierung, mit 1 mm Elementkantenlänge vernetzt. Alle Simulationen wurden mit Schalenelementen (einfach integriert, Typ 2 in LS-DYNA) und fünf Integrationspunkten über die Dicke durchgeführt. Für den Kontakt wurde die Option „Contact_forming_one_way_surface“ mit den Standardeinstellungen genutzt. Der Reibungskoeffizient μ_r wurde, entsprechend der Messungen von thyssenkrupp Steel Europe, zwischen der Matrize/Niederhalter und Platine mit $\mu_r^{PM} = 0,11$ und zwischen Stempel und Platine mit $\mu_r^{PS} = 0,12$ eingestellt. Weiterhin wurde die Niederhalterkraft direkt aus den jeweiligen Versuchen übernommen.

Für die Simulation wurden die Materialparameter aus den in Kapitel 7 beschriebenen Optimierungen verwendet. Die Angaben der plastischen Kennwerte, sowie der

Schädigungsparameter sind in diesem zusammengefasst. Die Validierungssimulationen wurden für beide Werkstoffe mit den entsprechenden Materialkarten durchgeführt.

8.2 Tiefziehen eines Kreuznapfes Deep drawing of a cross-cup

Bei dem Kreuznapf handelt es um einen Bauteil mit zwei symmetrisch angeordneten Kammern, welche die gesamte Form eines Kreuzes mit zwei unterschiedlichen Achsen ergeben. Die Platine entspricht einem Achteck, das durch vier Parameter bestimmt werden kann. Die Untersuchungen an dieser Geometrie wurden anhand von zwei Platinengeometrien vorgenommen, welche in Tabelle 10: angegeben sind. Durch die Verwendung von unterschiedlichen Platinengeometrien im Kreuznapfversuch das Fließverhalten der Proben beeinflusst werden. Die kritischen Bereiche der Proben sind die Ziehflanken, siehe Kapitel 6.1. Abhängig vom Fließverhalten des Werkstoffes werden in diesem Bereich Triaxialitätswerte zwischen $0,33 \leq \eta \leq 0,66$ erreicht, welches dem des „plane-strain valleys“ entspricht.

Tabelle 10: Dimensionen der verwendete Platinengeometrien (Kreuznapf)

Table 10: Dimensions of the used sheets (cross-die)

	<i>A</i>	<i>B</i>	<i>C</i>	θ
Geometrie 1	300 mm	245 mm	60 mm	45°
Geometrie 2	310 mm	225 mm	45 mm	55°

Für die Niederhalterkraft wurden für die beiden Platinengeometrien konstante Werte von 100 kN oder 400 kN gewählt. Eine graphische Darstellung der Platinen ist in Abbildung 6-1 dargestellt. Die Versuche wurden ausschließlich mit Tiefziehöl durchgeführt. Der Reibwert wurde zwischen Matrize/Niederhalter und Platine mit $\mu_r^{PM} = 0,11$ und zwischen Stempel und Platine entsprechend der Messungen von thyssenkrupp Steel Europe mit $\mu_r^{PS} = 0,12$ für die Simulation der Versuche mit Öl eingestellt. Abbildung 8-1 zeigt das verwendete FE-Modell.

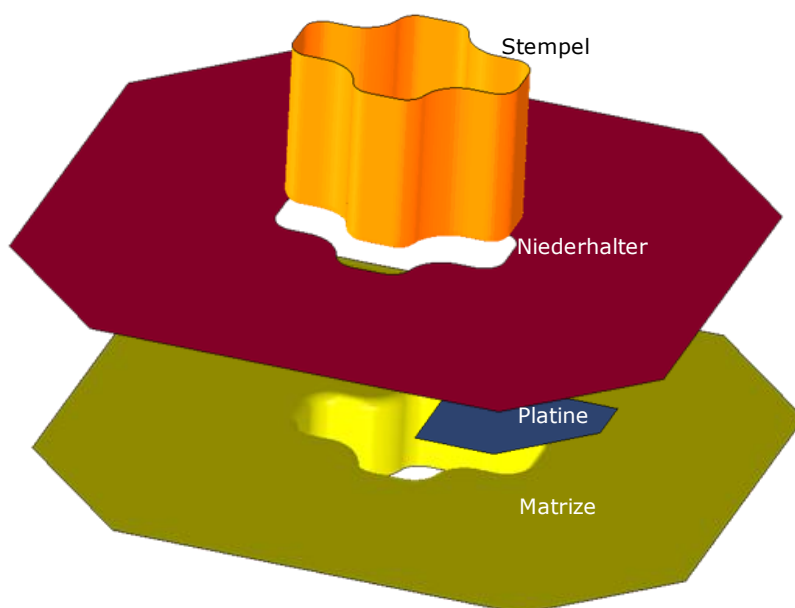


Abbildung 8-1: FE-Modell für den Kreuznapf

Figure 8-1: FE-model of the cross-die

Für die Geometrie 1 ist der Vergleich zwischen Simulation und Experiment in Abbildung 8-2 für den CR590Y980T-DP abgebildet. Zusätzlich ist die Schädigungsverteilung im Bauteil für die Simulation dargestellt. Sowohl in der Simulation als auch im Experiment konnten keine Risse identifiziert werden. Der Schädigungswert in der Simulation liegt bei etwa $D \approx 0,15$, somit könnte der Werkstoff noch weiter umgeformt werden, bevor ein Materialversagen eintritt. Die Abbildung zeigt die beiden Bauteile nach dem Erreichen einer Ziehtiefe von 38 mm.

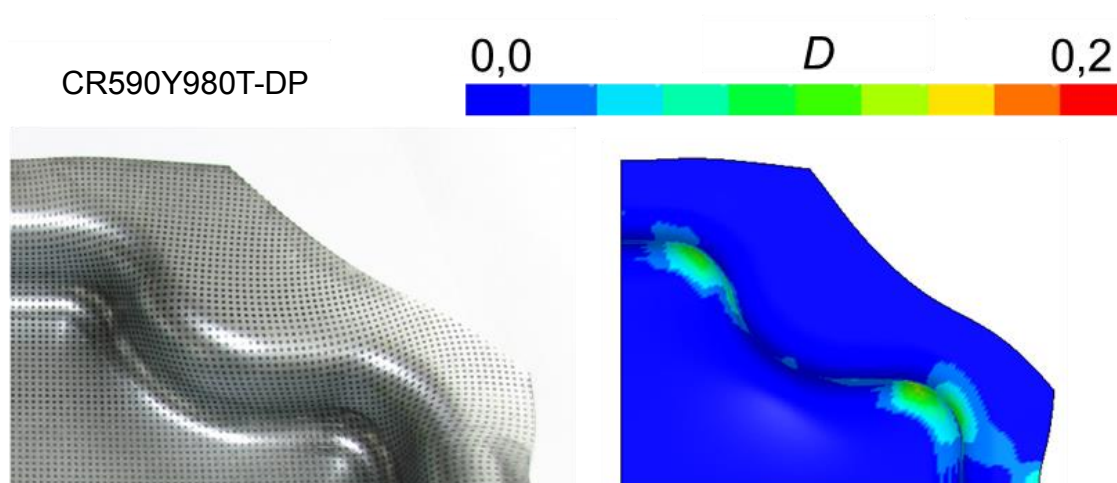


Abbildung 8-2: Schädigungsverteilung für die Geometrie 1, Ziehtiefe: 38 mm, NHK: 400 kN, links: Experiment, rechts: Simulation (CR590Y980T-DP)

Figure 8-2: Damage distribution for geometry 1, drawing depth: 30 mm, BHF: 400 kN, left: experiment, right: simulation (CR590Y980T-DP)

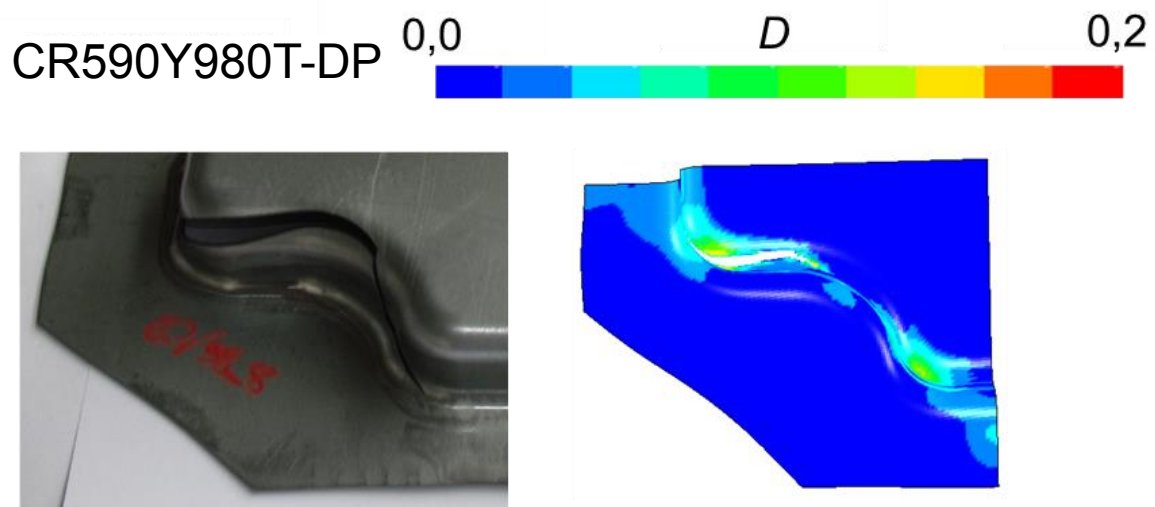


Abbildung 8-3: Schädigungsverteilung für die Geometrie 2, Ziehtiefe: 30 mm, NHK: 400 kN, links: Experiment, rechts: Simulation $\mu_r^{PM} = 0,11$, (CR590Y980T-DP)

Figure 8-3: Damage distribution for geometry 2, drawing depth: 30 mm, BHF: 400 kN, left: experiment, right: simulation $\mu_r^{PM} = 0,11$, (CR590Y980T-DP)

Für die Geometrie 2 ist ein Vergleich zwischen Simulation und realer Tiefziehoperation in Abbildung 8-3 dargestellt. Es zeigt die Schädigungsverteilung in der Simulation (rechts) bzw. den Ort der Rissinitiierung und die Rissausbreitung für Experiment und Simulation. Zur Charakterisierung der Schädigung wurde der Triaxialitätspfad für das kritische Element untersucht. Der Spannungszustand, unter dem der Riss initiiert wird entspricht einem biaxialen Spannungszustand mit einer Triaxialität von $\eta \approx 0,66$.

Da die Reibung einen maßgeblichen Einfluss auf die Plastifizierung und das Schädigungsverhalten im Bauteil hat, wurde diese bei der numerischen Untersuchung in einem Bereich um die Messwerte von $\mu_r^{PM} = 0,11$ variiert. In Abbildung 8-4 sind die Simulationsergebnisse für eine geringfügig erhöhte Reibung $\mu_r^{PM} = 0,12$ zu sehen. Bei beiden Bauteilen wurde eine Auswertung bei der identischen Tiefziehtiefe durchgeführt. Der optische Vergleich zwischen beiden Rissen weist eine hohe Ähnlichkeit zueinander auf. Nichtsdestotrotz wird der Einzug der Platine durch die leicht erhöhte Reibung besser abgebildet und zeigt somit die Sensitivität hinsichtlich des Parameters auf.

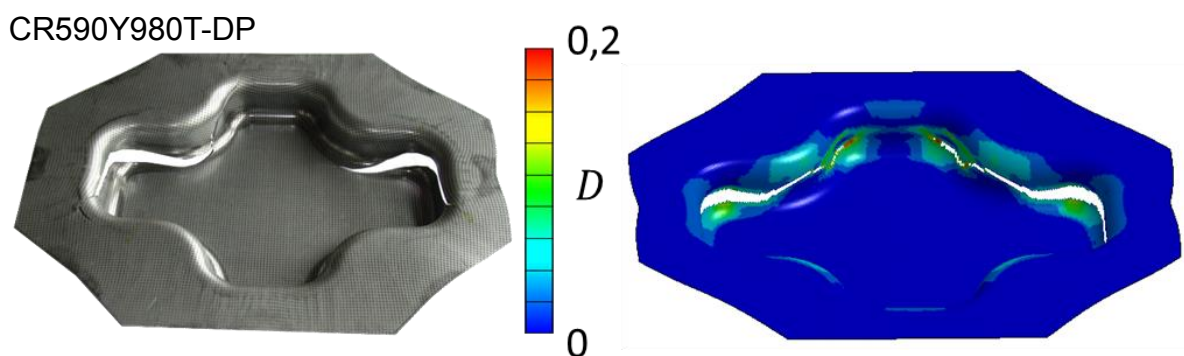


Abbildung 8-4: Schädigungsverteilung für die Geometrie 2, Ziehtiefe: 30 mm, NHK: 400 kN, links: Experiment, rechts: Simulation Reibungserhöhung $\mu_r^{PM} = 0,12$, (CR590Y980T-DP)

Figure 8-4: Damage distribution for geometry 2, drawing depth: 30 mm, BHF: 400 kN left: experiment, right: simulation higher friction $\mu_r^{PM} = 0,12$, (CR590Y980T-DP)

Bei der experimentellen Versuchsdurchführung für den CR700Y980T-DP konnten innerhalb der Versuchsmatrix keine Bauteile ohne Riss erzeugt werden. Über die identifizierten Parameter konnte eine gute Vorhersagegüte der unterschiedlichen Fehlermoden erreicht werden. Für das Setup mit einer geringen Niederhalterkraft von 100 kN sind die Ergebnisse in Abbildung 8-5 dargestellt. Über die Simulation konnte sowohl der Rissort, an der kurzen Flanke vorhergesagt werden, als auch die Faltenbildung durch die geringe Niederhalterkraft. Der Einzug der Platine und der damit verbundene Materialfluss wurden ebenfalls gut abgebildet.

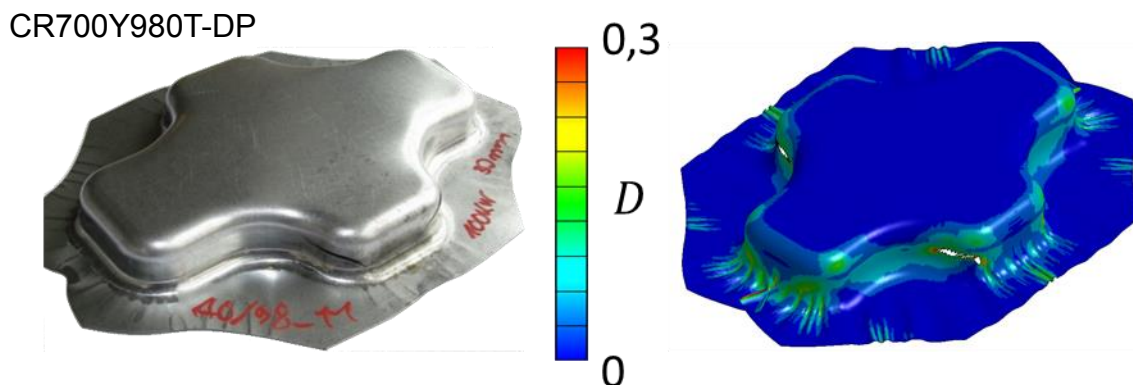


Abbildung 8-5: Schädigungsverteilung für die Geometrie 1, Ziehtiefe: 30 mm, NHK: 100 kN (CR700Y980T-DP)

Figure 8-5: Damage distribution for geometry 1, drawing depth: 30 mm, BHF: 100 kN (CR700Y980T-DP)

Für die vier dargestellten Prozesse konnte eine gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment gezeigt werden. Insbesondere die Vorhersage des experimentell bestimmten Rissortes als auch der erreichten Ziehtiefe sind vergleichbar. Hinsichtlich der sich einstellenden Materialtrennung ist zu erwähnen, dass diese unter einem nahezu biaxialen Spannungszustand für alle Versuche auftritt und daher nur einen kleinen Teil des Schädigungsmodells abbildet.

8.3 Tiefziehen eines Vierkantnapfes Deep drawing of a square cup

Als zweiter Validierungsversuch wurde der Vierkantnapf untersucht. Bei diesem wurden die Prozessparameter aus dem Experiment übernommen. Die Niederhalterkraft wurde mit 75 kN und die Reibung mit $\mu_r^{PS} = 0,12$ bzw. $\mu_r^{PM} = 0,11$, aus den vorherigen Untersuchungen angenommen. Wie in Kapitel 6.2 beschrieben, konnten beide Werkstoffe über diesen Validierungsversuch sehr gut umgeformt werden, sodass sich das Materialversagen beim CR590Y980T-DP erst bei einer Ziehtiefe von 43 mm einstellte. Für den CR700Y980T-DP hingegen konnte kein Versagen beim Erreichen der maximalen Tiefziehtiefe von 45 mm erzeugt werden. Zur Reduzierung der Rechenzeit wurde nur eine Viertelgeometrie simuliert. Dies ist aufgrund des orthotropen Werkstoffs zulässig. In Abbildung 8-6 ist die Triaxialität und die Schädigungsverteilung im Bauteil zum Zeitpunkt der Rissinitiation dargestellt. Die Tiefziehtiefe betrug 29,9 mm und lag somit deutlich unter den im Experiment ermittelten Werten. Über den Triaxialitätsverlauf (Abbildung 8-7) für das kritische Element ist zu

erkennen, dass der Umformvorgang bei einer geringen Triaxialität nahe Null verläuft. Zum Zeitpunkt der Rissinitiierung ist die Triaxialität $\eta = 0$, sodass ein reiner Scherbruch durch diesen Versuch erzeugt wird. Durch die Auswertungen in Kapitel 5 wurde dieses Verhalten für die Experimente bereits bestimmt.

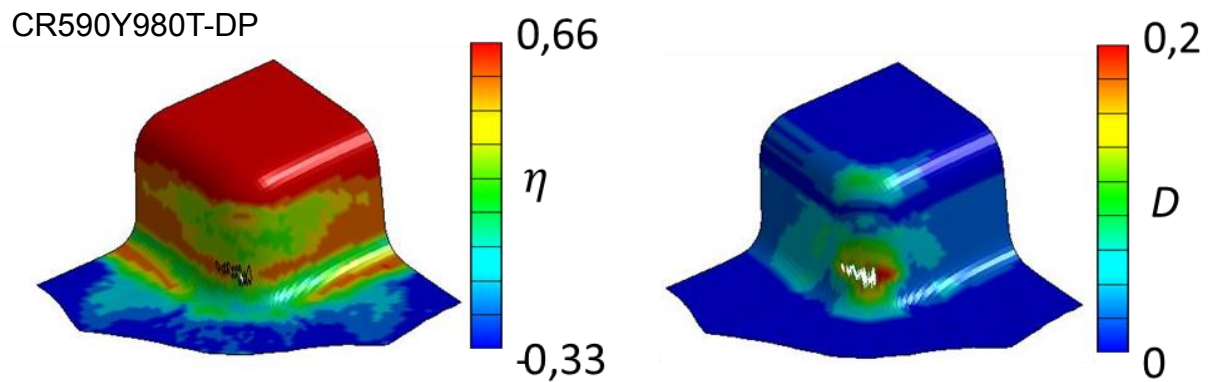


Abbildung 8-6: Vierkantsnapfsimulation: (links) Triaxialitätsverteilung, (rechts) Schädigungsverteilung; Ziehtiefe 29,9 mm (CR590Y980T-DP)

Figure 8-6: Simulation of the square cup: (left) Triaxiality distribution, (right) damage distribution, drawing depth 29.9 mm (CR590Y980T-DP)

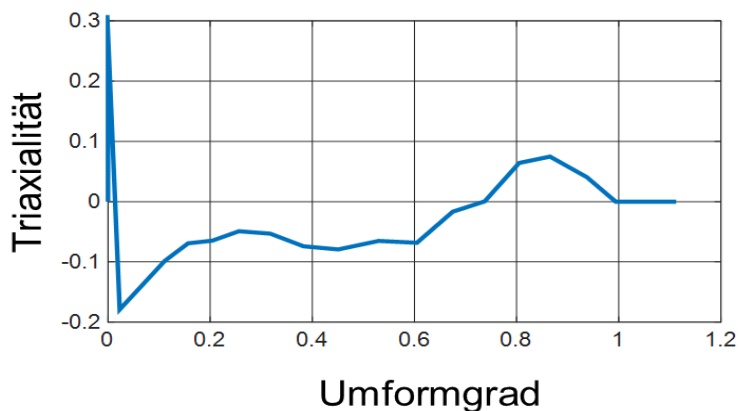


Abbildung 8-7: Umformpfad für das kritische Element (Triaxialitätsverlauf) (CR590Y980T-DP)

Figure 8-7: Forming history for the critical element (Stress triaxiality) (CR590Y980T-DP)

Für den zweiten Werkstoff CR700Y980T-DP sind die Ergebnisse der Simulation in Abbildung 8-8 dargestellt. Bei diesen zeigt sich ebenfalls ein, im Vergleich zu den Experimenten, verfrühtes Versagen der Bauteile. Die in der Simulation erzeugte maximale Tiefziehtiefe wurde mit 23,5 mm ermittelt. Jedoch konnte die benötigte Kraft zum Tiefziehen des Bauteils, mit 196,8 kN ermittelt werden. Dieser Wert liegt somit nah an dem im Experiment gemessenen Wert von $F_{\max} = 186,7 - 195,1$ kN. Als mögliche Ursache für die Abweichung wurde die Reibung identifiziert. Eine Parametervariation ergab, dass durch Anpassung der Reibung in der Simulation zwar die Prozesskraft reduziert werden kann, jedoch der Zeitpunkt der Rissinitiiierung dadurch nicht an die Experimente angeglichen werden kann.

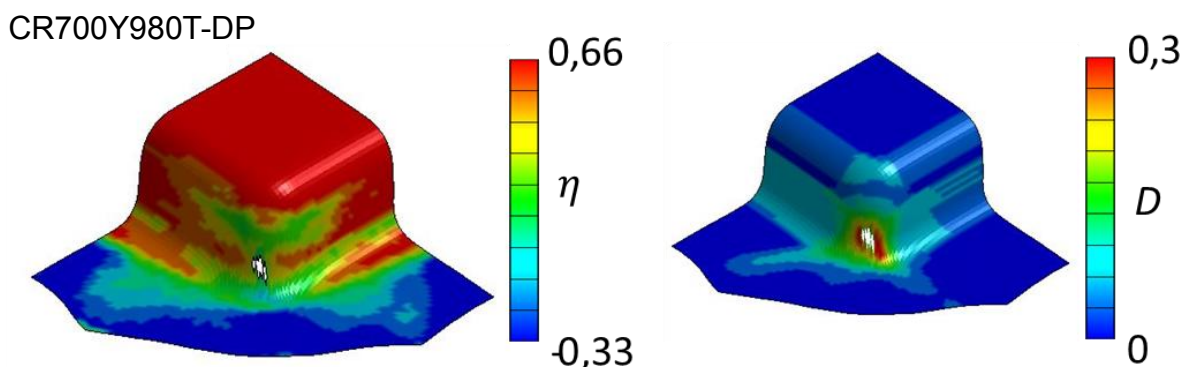


Abbildung 8-8: Vierkanntapfsimulation: (links) Triaxialitätsverteilung (rechts) Schädigungsverteilung; Ziehtiefe 23,5 mm, (CR700Y980T-DP)

Figure 8-8: Simulation of the square cup: (left) Triaxiality (right) damage distribution, drawing depth 23.5 mm, (CR700Y980T-DP)

8.4 Tiefziehen eines komplexen Bauteils (BSU-Bauteil) Deep drawing of a complex part (BSU-Part)

Das BSU-Testbauteil zeichnet sich durch sein komplexes Verhalten aufgrund der vorhandenen Geometrie aus. Zusätzlich stellten die hohe Festigkeit des tiefgezogenen Werkstoffs sowie die Schmierbedingungen eine große Herausforderung dar.

Mithilfe der vermessenen Werkzeuggeometrie wurde eine Vernetzung der Werkzeuge für die Simulation durchgeführt. Die Platinengeometrie entspricht der in den Experimenten verwendeten Geometrie und wurde mit Elementen mit einer 1 mm Elementkantenlänge vernetzt. Die Reibwerte in der Simulation wurden je nachdem, ob Öl oder zusätzliche Ziehfolien eingesetzt wurde, variiert. Für eine Schmierung mit Öl wurde der Reibwert zwischen $\mu_r^{PS,\dot{\omega}} = 0,11 \dots 0,12$ (gemäß der Messungen von thyssenkrupp Steel Europe) für den Kontakt zwischen Platine und Stempel eingesetzt. Für den Kontakt des Niederhalters und der Matrize mit der Platine wurde die Reibung zwischen $\mu_r^{PM} = 0,07 \dots 0,10$ verwendet, um den Einfluss der Reibung auf den Materialfluss zu identifizieren. Weiterhin können sich die Reibverhältnisse sich über mehrere Pressungen hinweg verändern. Dieser Einfluss kann über die Anpassung der Reibwerte untersucht werden.

Für die Berechnung des Bauteils wurde analog zum Versuch die Reibbedingungen und Niederhalterkraft geändert. Weiter wurden auch mit unterschiedlichen Optimierungsstrategien bestimmte Materialparameter in der Simulation eingesetzt.

Zunächst wurden die Untersuchungen für die an Zugversuchen optimierten Parametern und anschließend für die Parameter aus der Anpassung mit den Biax-Nakajima-Versuch eingesetzt. Das verwendete FE-Modell ist in Abbildung 8-9 dargestellt.

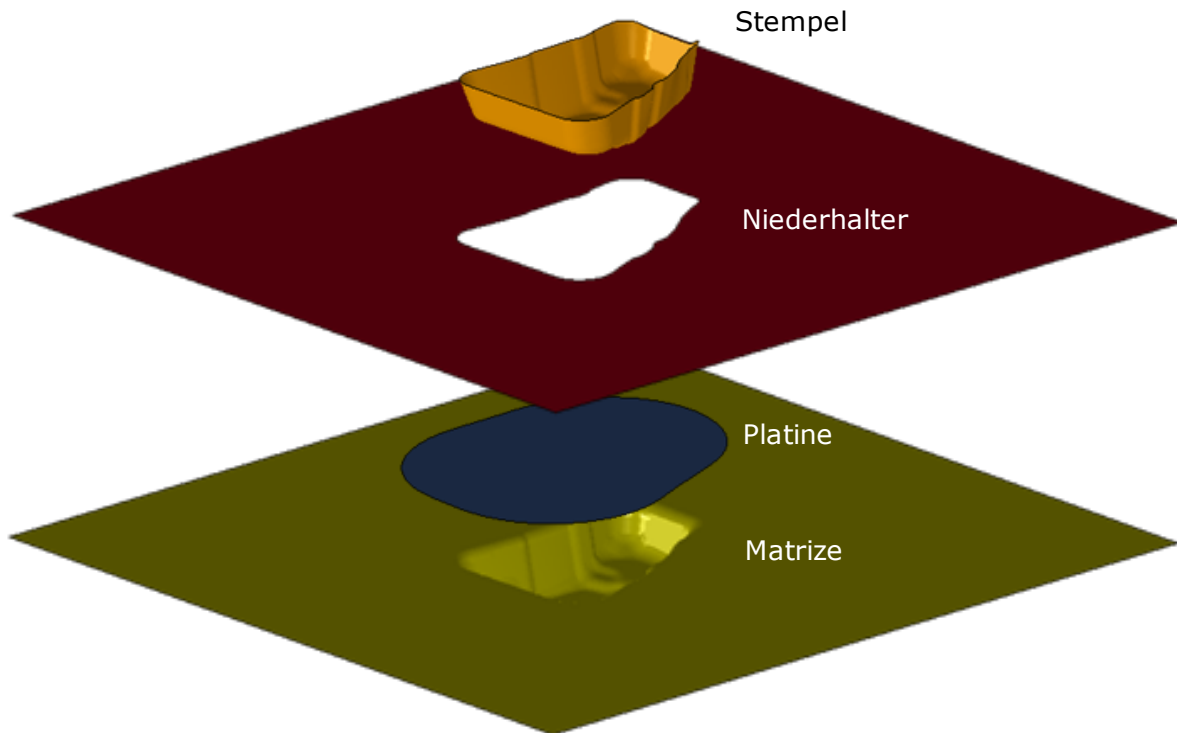


Abbildung 8-9: FE-Modell für das BSU-Testbauteil

Figure 8-9: FE-model of the BSU-part

8.4.1 Validierungsexperimente mit Ziehfolie Validation experiments with drawing film

Bei der Verwendung von Ziehfolien lässt sich eine größere Ziehtiefe durch die Reduzierung der Reibung erreichen. Bei den Versuchen wurde, wie im Abschnitt 6.3 bereits beschrieben, ebenfalls die Niederhalterkraft variiert, um unterschiedliche Bedingungen zu untersuchen, bei denen das Versagen auftreten kann. Bei einer Niederhalterkraft von 600 kN traten keine Risse auf. Die Ziehtiefe erreichte dabei einen Wert von ca. 65 mm sowohl im Versuch als auch in der Simulation. Ein weiterer Vergleich wurde bezüglich des Platineneinzuges durchgeführt (Abbildung 8-10: Vergleich des gemessenen Platineneinzugs mit den Simulationsergebnissen). Insgesamt ist der im Versuch gemessene Einzug größer als in der Simulation. Dafür gibt es mehrere Einflussfaktoren wie eine inhomogene Verteilung des Niederhalterdrucks oder des Reibkoeffizienten, welche nicht explizit untersucht wurden. Die Positionierung der Platinen wurde manuell anhand von optischen Größen vorgenommen, hierdurch können geringfügige Abweichung in der Ausgangspositionierung der Platine vorliegen.

In der Simulation wurden für die Experimente mit der Ziehfolie Reibwerte von $\mu_r^{PS} = 0,05$ zwischen Platine und Stempel verwendet. Zwischen Niederhalter/Matrize und Platine wurde ein Wert von $\mu_r^{PM} = 0,04$ angenommen.

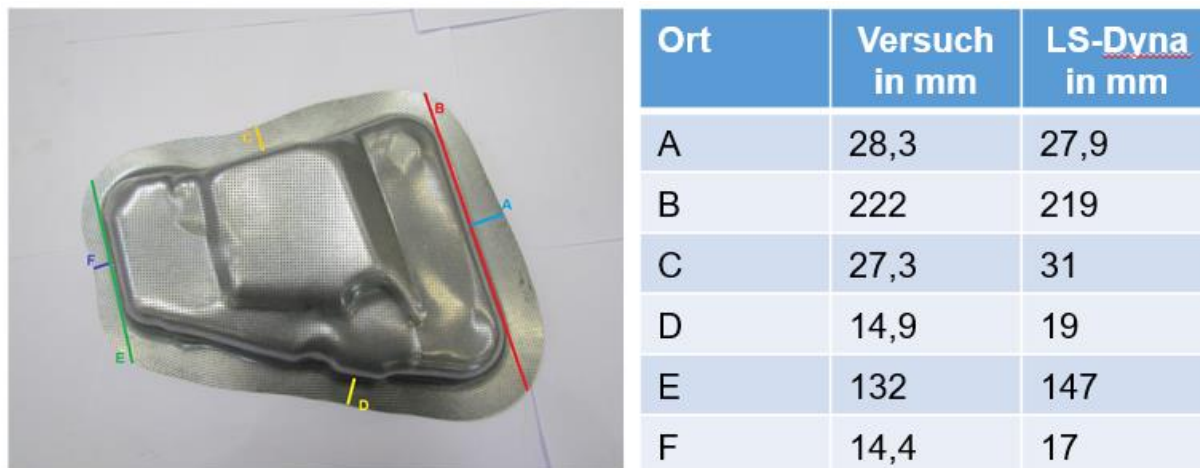


Abbildung 8-10: Vergleich des gemessenen Platineinzugs mit den Simulationsergebnissen (Ziehtiefe: 65 mm)

Figure 8-10: Comparison of the determined blank indentation (drawing depth: 65 mm)

Zum Vergleich der sich einstellenden Dehnung wurde auf den Proben ein Muster aufgebracht, mithilfe dessen nach dem Prozess die lokalen Deformationen errechnet werden kann. In Abbildung 8-101 sind die Ergebnisse des optisch ermittelten Dehnungsfeldes (links) und den Simulationsergebnissen (rechts) gegenübergestellt. Sowohl die Höhe der Vergleichsdehnung, als auch die örtliche Verteilung zeigen eine gute Übereinstimmung.

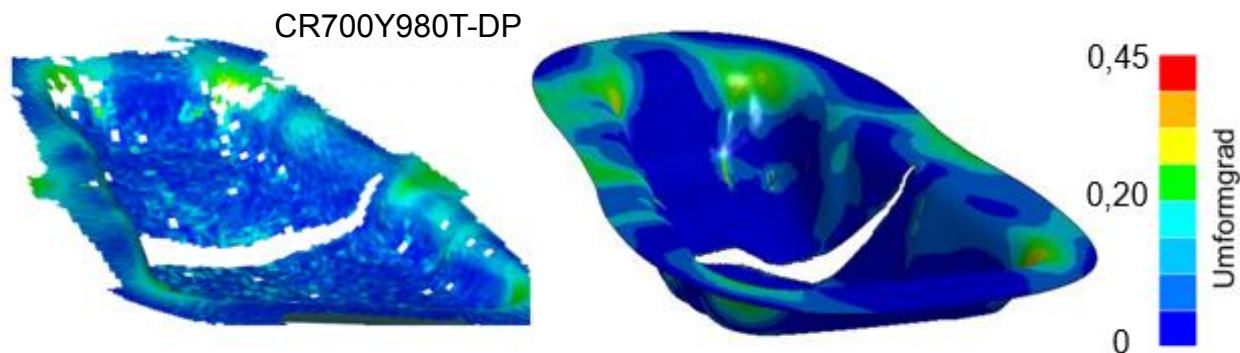


Abbildung 8-11: Dehnungsverteilung: BSU-Bauteil, Niederhalterkraft: 800 kN, Ziehtiefe: 65 mm, Ziehfolie und Öl (CR700Y980T-DP)

Figure 8-11: Strain distribution: BSU-Part, blankholder force: 800 kN, drawing depth: 65 mm, drawing foil and oil (CR700Y980T-DP)

Weiterhin wurden die Dehnungspfade für Punkte, bei denen ein Riss im Versuch stattfand, in der Simulation verfolgt. Hierdurch soll ermittelt werden, unter welchem Belastungszustand das Versagen eintritt. Exemplarisch wird dies für die Konfiguration (Werkstoff CR590Y980T-DP) unter Verwendung einer Niederhalterkraft von 700 kN dargestellt. In Abbildung 8-12 zeigt für den Punkt 1 einen nicht-linearen Belastungspfad. Dieser verläuft im negativen (druckdominanten) Triaxialitätsbereich. Mit zunehmender

Umformung tritt ein scherdominierter Spannungszustand auf. Für die auftretenden Umformgrade gilt $\varphi^{P1} \geq 0,5$. Dieser lokale hohe Umformgrad, ohne Auftreten von Rissen ist vor allem deshalb möglich, weil eine Druckspannung in diesem Bereich wirkt und somit die Rissentstehung hemmt. Im Unterschied dazu stellt sich für den zweiten Punkt während des gesamten Umformprozesses ein biaxialer Belastungszustand ein.

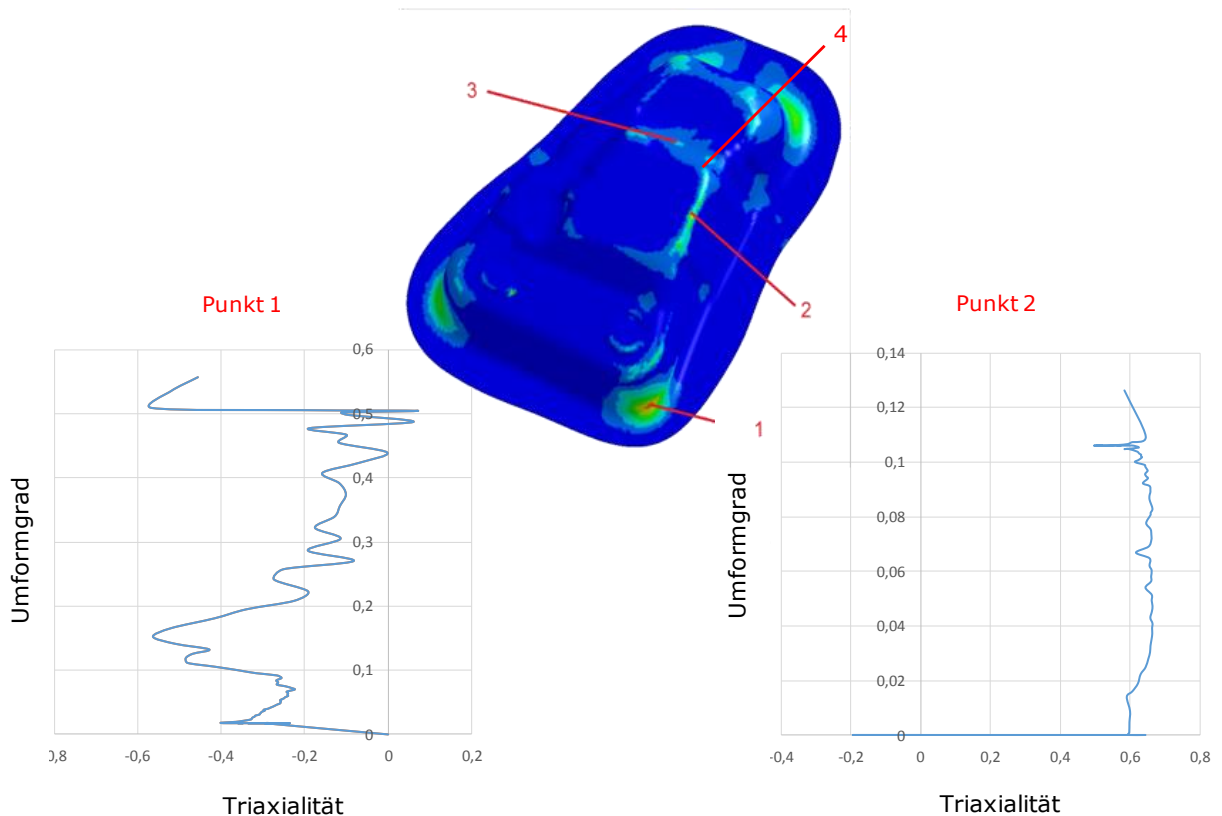


Abbildung 8-12: Dehnungsverlauf an kritischen Stellen am seitlichen Rand (Punkte 1 und 2)

Figure 8-12: Strain path of the critical element (Points 1 and 2)

Für den zweiten Punkt ist der erreichte Umformgrad mit $\varphi^{P2} \approx 0,12$ deutlich geringer und der Belastungszustand bleibt nahezu konstant im Bereich des „plane-strain valleys“ bzw. der biaxialen Belastung.

Die Belastungspfade der Punkte 3 und 4 sind in der Abbildung 8-13 dargestellt. Für den Punkt 4 entwickelt sich die Belastung in den Bereich der biaxialen Zugbeanspruchung und bleibt konstant an dieser Stelle bis zu einem Umformgrad von $\varphi^{P4} \approx 0,17$. Für die Materialpunkte, welche in der Region vom Punkt 3 liegen, ändert sich der Spannungszustand mit zunehmendem Umformgrad von einer biaxialen Zugbelastung in eine einachsige Zugbelastung.

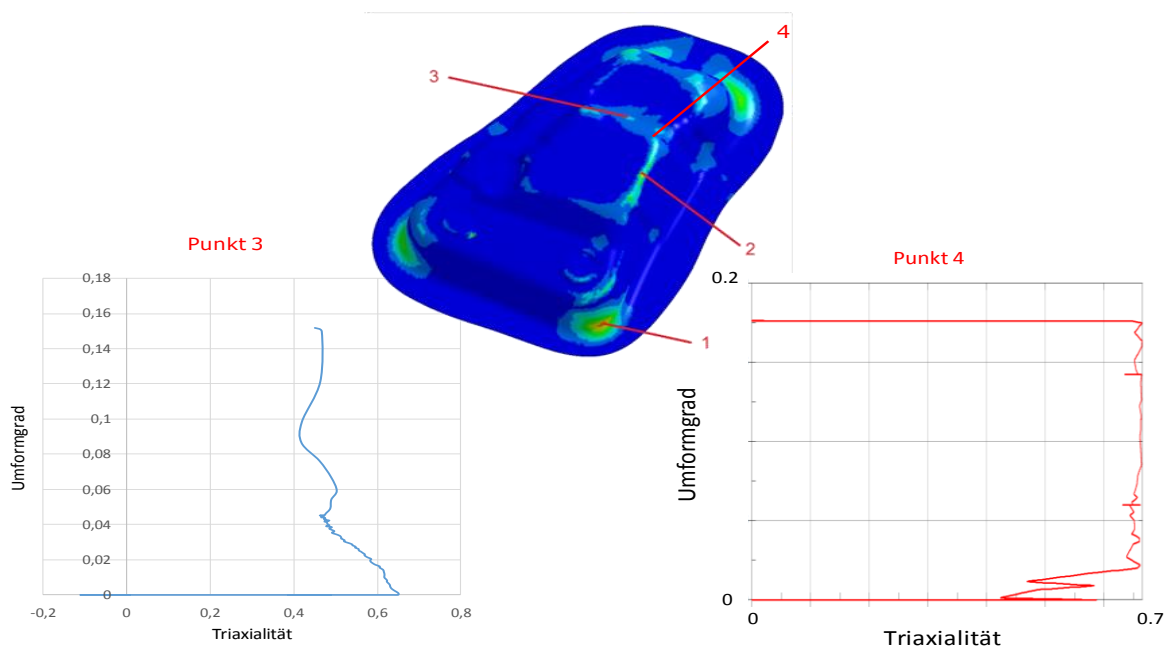


Abbildung 8-13: Dehnungsverläufe an kritischen Stellen im vorderen Teil (Punkte 1 und 2)

Figure 8-13: Strain path of the critical material point in the front part (Points 3 and 4)

Bei einer Erhöhung der Niederhalterkraft auf 800 kN versagte die Probe entlang der Kante bei Punkt 3 bis zur oberen Bauteilecke beim Punkt 4. Die Ziehtiefe in der Simulation betrug ca. 57 mm während im Versuch 65 mm erreicht wurden. Allerdings konnte der genaue Zeitpunkt, bei dem der Riss im Versuch auftritt, aufgrund der geschlossenen Werkzeuge nicht gemessen werden. Es konnte lediglich die Ziehtiefe nach der Rückfederung nach Ablauf des Experimentes taktil aufgenommen werden. Der Rissort wird vom Versagensmodell in der Simulation sehr gut wiedergegeben (Abbildung 8-14). Hier ist jedoch anzumerken, dass der Rissort abhängig von der gewählten Diskretisierung sein kann.

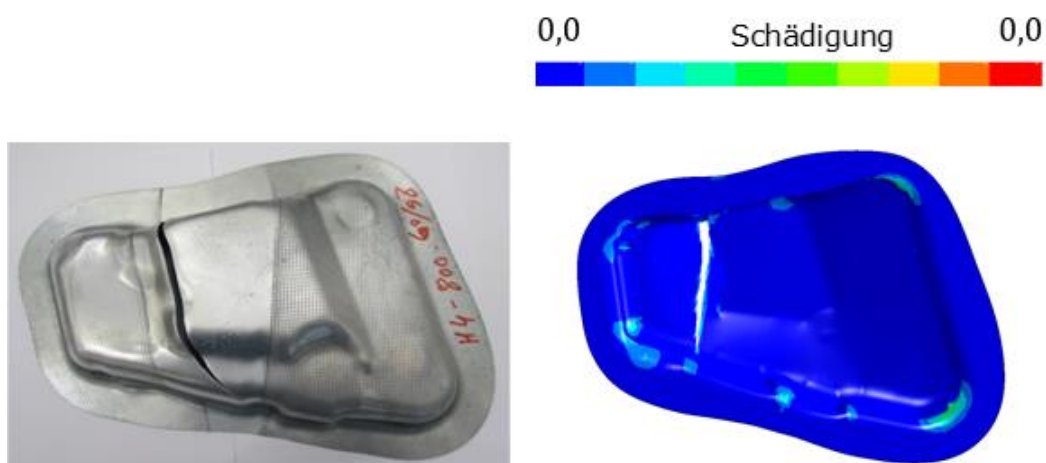


Abbildung 8-14: links) BSU-Bauteil, Niederhalterkraft: 800 kN, Ziehtiefe: 65 mm, Ziehfolie, rechts) Schädigungsverteilung (Simulation), Ziehtiefe: 57 mm (CR590Y980T-DP)

Figure 8-14: left) BSU-Part, blankholder force: 800 kN, drawing depth: 65 mm, drawing foil, right) Damage distribution (simulation), drawing depth: 57 mm (CR590Y980T-DP)

8.4.2 Validierungsexperimente mit Ziehfolie und Tiefziehöl Validation experiments with drawing film and drawing oil

Durch die gleichzeitige Verwendung von Tiefziehöl und Ziehfolie verringert sich die Reibung. Dadurch kann eine höhere Ziehtiefe im Versuch erreicht werden. Beispielsweise versagten die Proben bei der Verwendung von Öl bereits bei einer Niederhalterkraft von 350 kN im Gegensatz zum Versuch mit Ziehfolie, bei dem sich erst ein Versagen bei der doppelten Niederhalterkraft von 700 kN einstellte. In der Simulation wurde für die Simulation bei Verwendung von Tiefziehfolie ein Reibwert von $\mu_r^{PS,Folie} = 0,05$ zwischen der Platine und dem Stempel verwendet. Für die Reibung zwischen Platine und Niederhalter/Matrize wurde ein Wert von $\mu_r^{PN,Folie} = 0,04$ angenommen.

Für den CR590Y980T-DP Werkstoff, der mit einer Niederhalterkraft von 350 kN tiefgezogen wurde, sind in den experimentellen Untersuchungen Risse im Kopfbereich des Bauteils aufgetreten. Diese konnten mittels Simulation teilweise vorhergesagt werden (siehe Abbildung 8-15). Jedoch konnte nur eine Rissposition, entlang einer Kante, vorhergesagt werden.

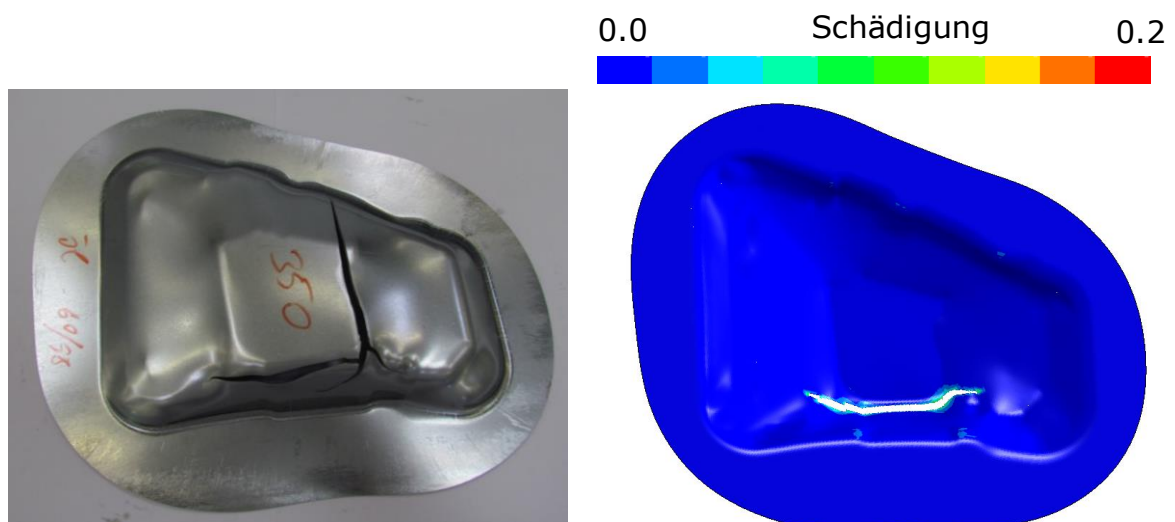


Abbildung 8-15: links) BSU-Bauteil, Niederhalterkraft: 800 kN, Ziehtiefe: 44 mm, Ziehfolie, rechts) Schädigungsverteilung (Simulation), Ziehtiefe: 42 mm (CR590Y980T-DP)

Figure 8-15: left) BSU-Part, blankholder force: 800 kN, drawing depth: 44 mm, drawing foil, right) Damage distribution (simulation), drawing depth: 42 mm (CR590Y980T-DP)

Die Validierung des Schädigungsmodells wurde ebenfalls für den Werkstoff CR700Y980T-DP für verschiedene Prozessparameter durchgeführt. Für die Ölschmierung wurde die Reibung zwischen der Platine und dem Stempel als $\mu_r^{PS,\text{Öl}} = 0,08$ angenommen. Die Niederhalterkraft betrug entsprechende der experimentellen Einstellungen 200kN. Bei diesen Prozesseinstellungen wurde das Bauteil nicht vollständig ausgeformt und es kam zu einem Riss in der Mitte des Bauteils. In Abbildung 8-16 ist die Ausformung des Bauteils und der entstandene Riss für eine Ziehtiefe von 62 mm dargestellt. Die von der Simulation vorhergesagte Schädigungsverteilung zeigt, dass sich neben dem Hauptriss in der Mitte des Bauteils zusätzlich kleine Risse auf der rechten Seite ausbilden. Diese sind im Experiment nicht zu erkennen.

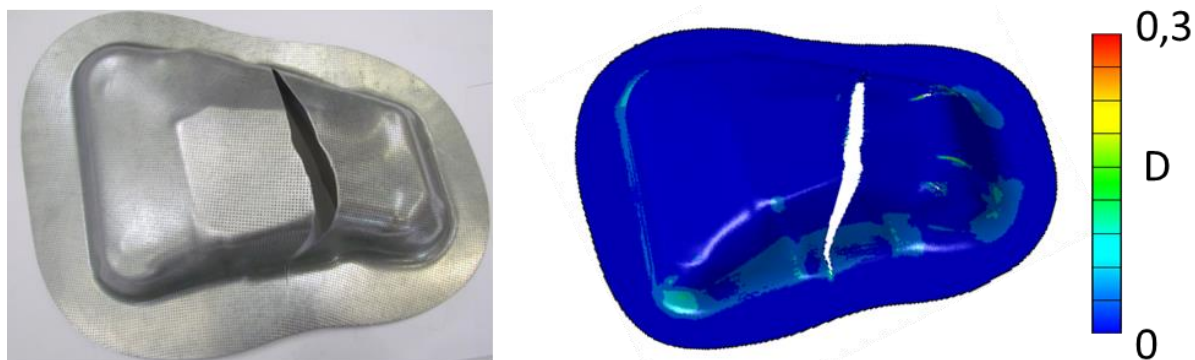


Abbildung 8-16: links) BSU-Bauteil, Niederhalterkraft: 200 kN, Ziehtiefe: 44 mm, Öl, rechts) Schädigungsverteilung (Simulation), Ziehtiefe: 62 mm (CR700Y980T-DP)

Figure 8-16: left) BSU-Part, blankholder force: 200 kN, drawing depth: 44 mm, oil, right) Damage distribution (simulation), drawing depth: 62 mm (CR700Y980T-DP)

Im Folgenden wurden Simulationen für die Experimente durchgeführt, bei denen Gutteile hergestellt wurden. Bei diesen wurde die Reibung durch gleichzeitigen Einsatz von Öl und Ziehfolie reduziert. Die Reibwerte wurden mit $\mu_r^{PN,Folie+\ddot{O}l} = 0,04$ zwischen Niederhalter und Platine bzw. $\mu_r^{PS,Folie+\ddot{O}l} = 0,04$ zwischen Stempel und Platine angenommen. In Abbildung 8-17 sind die Ausformung und die Schädigungsverteilung bei einer Niederhalterkraft von 800 kN abgebildet. Die Ziehtiefe im Experiment lag bei 59 mm. Abgrenzend hierzu wurde durch die Simulation erst eine vollständige Ausformung der spezifischen Konturen des Bauteils bei einer Ziehtiefe von 63 mm vorhergesagt. In Abbildung 8-18 wurde die Niederhalterkraft auf 600 kN reduziert. Hier zeigt sich ebenfalls noch kein Materialversagen im Bauteil. Bei beiden Versuchsdurchführungen ist zu erkennen, dass insbesondere die vier Ecken des Bauteils potentiell zu einem Versagen neigen, da hier die größten Schädigungswerte vorhergesagt werden. In den experimentellen Untersuchungen konnte an diesen Stellen bis auf eine erhöhte Reibung zwischen Matrize und Platine keine Schädigung festgestellt werden. Die Risse breiteten sich in allen Versuchen zuerst im Kopfbereich des Bauteils aus.

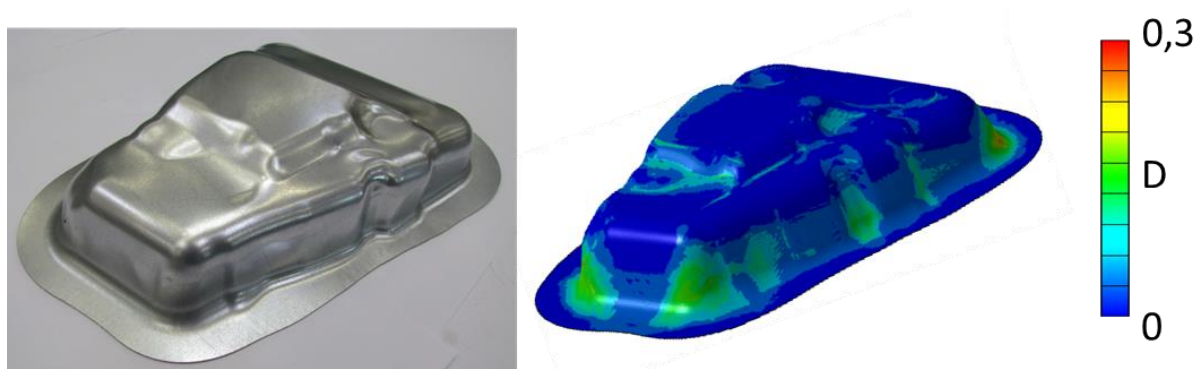


Abbildung 8-17 links) BSU-Bauteil, Niederhalterkraft: 800 kN, Ziehtiefe: 59 mm, Ziehfolie und Öl, rechts) Schädigungsverteilung (Simulation), Ziehtiefe: 63 mm (CR700Y980T-DP)

Figure 8-17: left) BSU-Part, blankholder force: 800 kN, drawing depth: 59 mm, oil und drawing foil, right) Damage distribution (simulation), drawing depth: 63 mm (CR700Y980T-DP)

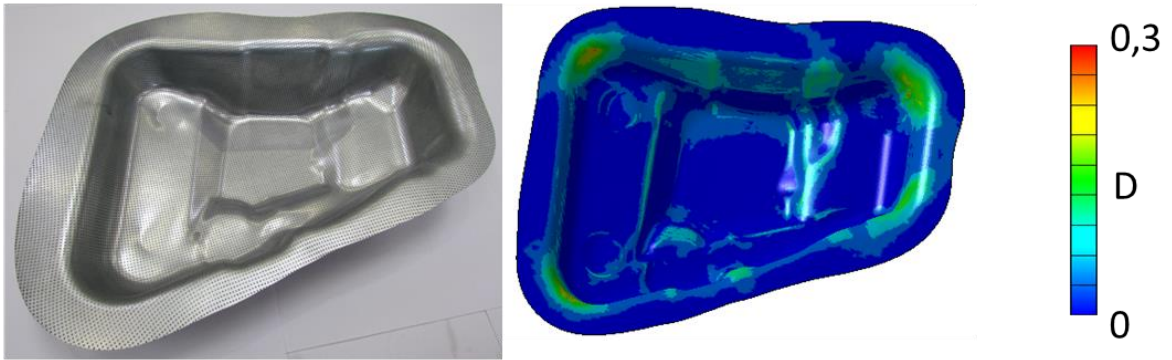


Abbildung 8-18: links) BSU-Bauteil, Niederhalterkraft: 600 kN, Ziehtiefe: 65 mm, Ziehfolie und Öl, rechts) Schädigungsverteilung (Simulation), Ziehtiefe: 65 mm (CR700Y980T-DP)

Figure 8-18: left) BSU-Part, blankholder force: 600 kN, drawing depth: 65 mm, oil and drawing foil, right) Damage distribution (simulation), drawing depth: 65 mm (CR700Y980T-DP)

9 Instabilitätsvorhersage unter Berücksichtigung der Schädigung Prediction of instability with consideration of damage

Kurzfassung

Versagen während der Umformung kann nicht nur in Form eines Risses auftreten, sondern bereits durch plötzliches Einschnüren, infolge einer Instabilität. Standardmäßig wird die Instabilität mit Hilfe der Forming Limit Curve (FLC) – die sogenannte Grenzformänderungskurve - vorhergesagt. Da im Rahmen dieses Projektes ein kontinuumsmechanisches Schädigungsmodell erstellt wurde, soll zum einen eine Adaption erfolgen, sodass der Beginn der Einschnürung mit dem entwickelten Verfahren vorhergesagt werden kann. Zusätzlich wird ein nicht lokales Kriterium vorgestellt, das gradientenbasiert die Schädigung lokal auswerten kann.

Abstract

Failure during forming can not only be evoked by cracks, but also by necking caused by instability. Conventionally instabilities are predicted by the use of Forming Limit Curve (FLC). Since a continuum-mechanical damage model was applied in the context of this project, a further enhancement is implemented, so that the beginning of the necking can be predicted with the help of the developed material model. In addition, a non-local criterion is presented which can evaluate the damage locally based on gradients.

In den letzten Jahren wurde die Vorhersage von kritischen Umformzonen durch Kombination numerischer Simulationen und der Verwendung von FLCs erreicht. Über diese kann für einen gegebenen linearen Dehnungspfad die maximale Dehnung angegeben werden, die der Werkstoff aufnehmen kann, bevor ein Versagen in Form von lokaler Einschnürung oder seltener durch sofortigen Bruch auftritt. Hierzu werden häufig Nakajima-Proben verwendet, bei denen durch eine unterschiedliche Geometrie die Randbedingungen des plastischen Fließens so geändert werden, dass sich ein probenspezifischer Lastpfad einstellt. Durch die unterschiedlichen Probenformen können Dehnungsverhältnisse zwischen einachsigen Zug bis hin zur biaxialen Zugbelastung erreicht werden (Abbildung 9-5). Hierzu werden die Proben eingespannt und durch einen halbkugelförmigen Stempel belastet. Entweder tritt Versagen durch schlagartiges Eintreten eines Risses ein oder im üblicheren Fall wird die lokale Einschnürung mittels optischer Dehnungsmessung detektiert. Dazu werden die maximalen lokalen Deformationen an der Stelle der Einschnürung oder des Risses ausgewertet, die für jeden Belastungsfall einen kritischen Punkt der FLC ergeben.

Durch die Grenzformänderungskurve kann so abgeschätzt werden, bei welcher plastischen Deformation es für einen gegebenen Belastungspfad zu einer lokalen Einschnürung oder Werkstofftrennung kommt. Hierdurch kann eine quantitative Aussage über die lokale Belastbarkeit eines Werkstoffes getroffen werden.

Als nachteilig zu betrachten ist, dass die Grenzformänderungskurve ihre Gültigkeit verliert, sobald der Belastungspfad nicht mehr linear ist. Bei konventionellen Umformverfahren wie dem in diesem Projekt betrachteten Tiefziehen ist dies im Allgemeinen nicht der Fall. Weiterhin kann das Grenzformänderungs-Diagramm (FLC) in zwei kritische Bereiche unterteilt werden, die Grenzformänderung und die Bruchkurve.

In Abgrenzung dazu ist eine Instabilität des Werkstoffverhaltens durch das Einsetzen einer lokalen Formänderung in Dickenrichtung gekennzeichnet, welcher als „wahre“ Beginn der Einschnürung definiert werden kann. Aufgrund der sehr geringen Dickenänderung kann dieses Phänomen nur schwer durch optische Messmethoden ermittelt werden. Allerdings kann der Beginn dieses Ereignis durch einen mathematischen Zusammenhang eindeutig dargestellt werden. Daher bietet sich die Möglichkeit diesen physikalisch korrekten Zeitpunkt innerhalb einer Finiten-Element-Umgebung zu berechnen. Hierdurch kann ein Prozesszeitpunkt festgelegt werden, an dem noch keine Entfestigung vorliegt (pre-kritischer Zeitpunkt) siehe Abbildung 9-2.

9.1 Untersuchungen in LS-DYNA

Investigation in LS-DYNA

In diesem Abschnitt soll abgrenzend zur konventionellen Methoden, wie z.B. der Verwendung von Grenzformänderungskurven, eine numerische Berechnung der auftretenden Instabilität, welche mit dem Beginn einer lokalen Einschnürung einhergeht, aufgezeigt werden. Da diese Eigenschaften direkt an die Plastizität des Werkstoffes und somit auch unmittelbar an den Schädigungszustand geknüpft sind, wird das Lokalisierungskriterium als Zusatzmodul für ein solches Materialmodell implementiert.

Als Grundlage wird hierfür das Schädigungsmodell aus dem FOSTA-Projekt (Tekkaya, et al. 2013) verwendet, mit dem Lokalisierungskriterium kombiniert und in eine LS-DYNA Routine implementiert.

Methode zur Bestimmung der Lokalisierungsinitialisierung:

Methods for the determination of the localization

Der Ansatz für die Implementierung des Algorithmus stammt aus den Arbeiten von Liang Xue (Xue L. 2008) und kann dort im Detail nachgelesen werden. Hier werden nur die grundlegenden Aspekte sowie die notwendige formale Beschreibung dargestellt. Die Methode beruht auf der Annahme, dass zum Beginn der Lokalisierung ein Maximum der energetischen Eingangsgröße, Kraft bzw. Arbeit, wirkt. Dies kann im eindimensionalen Fall eine Kraft sein, die benötigt wird um eine Längenänderung zu erreichen. In einem technischen Spannungs-Dehnungsdiagramm des einachsigen Zugversuchs markiert der Punkt der größten auf den Ausgangsquerschnitt bezogenen Kraft die Zugfestigkeit des Werkstoffes. Ab diesem Punkt ist bei einer Zunahme der aufgebrauchten Dehnung ein Absinken der benötigten Kraft festzustellen. Diese nimmt bis zum Bruch weiterhin monoton ab. Grund hierfür ist die Einschnürung des Materials, und die hiermit verbundene Querschnittreduktion.

Die Zugfestigkeit kann mathematisch, bei einer stetigen Kraftkurve, über die Ableitung der Kraft nach der Dehnung $\partial_\varepsilon F = 0$ bestimmt werden. Da die Kraft über $F = \sigma_1 A$ gegeben ist, kann der Zeitpunkt der Instabilität direkt wie folgt berechnet werden:

$$\partial_\varepsilon F = \frac{\partial \sigma_1}{\partial \varepsilon} A + \frac{\partial A}{\partial \varepsilon} \sigma_1 = \left(\frac{\partial \sigma_{eq}}{\partial \varepsilon} - \sigma_{eq} \right) A = 0 \quad (8)$$

Hierbei gibt A die Fläche an, auf die die Last wirkt, σ_1 ist die hierzu korrespondierende Spannung und σ_{eq} die von Mises Vergleichsspannung. Weiterhin gilt für einen plastischen Werkstoff, dass die Verfestigung über $h = \frac{\partial \sigma_{eq}}{\partial \varepsilon}$ gegeben ist. Unter Ausschluss der trivialen Lösungen mit Flächen $A \leq 0$, gilt somit der Zusammenhang:

$$h - \sigma_{eq} = 0 \quad (9)$$

Diese Bedingung ist genau dann, wenn die Zugfestigkeit des Materials erreicht wird erfüllt. Erweitern wir diese Annahme auf den dreidimensionalen Fall, kann anstelle des Kraftmaximums ein Leistungsmaximum verwendet werden. Hierbei ist die plastische Leistungsdichte P gegeben über $P = \sigma_{eq} \cdot \dot{\varepsilon}_{pl}$, wobei $\dot{\varepsilon}_{pl}$ die plastische Dehnrates ist.

Analog zum vereinfachten eindimensionalen Fall kann der Zeitpunkt der Instabilität über die Änderung der Leistung berechnet werden. Es wird davon ausgegangen, dass $\varepsilon_{pl} \gg \varepsilon_{el}$ ist, somit lässt sich wiederum der Zeitpunkt der Instabilität über

$$\frac{\partial P}{\partial \varepsilon_{pl}} = \frac{\partial \sigma_{eq}}{\partial \varepsilon_{pl}} \dot{\varepsilon}_{pl} + \sigma_{eq} \frac{\partial \dot{\varepsilon}_{pl}}{\partial \varepsilon_{pl}} = 0 \quad (10)$$

für einen allgemeinen Fall bestimmen. Die Vergleichsspannung σ_{eq} , welche bei einer gegebenen plastischen Dehnung ε_{pl} auftritt, ist abhängig vom Materialmodell. Die Gleichung ist erfüllt, wenn beide Terme im Gleichgewicht zueinanderstehen. In den folgenden Herleitungen werden Zusammenhänge zwischen der Vergleichsspannung und den Hauptspannungen benötigt. Dieser Zusammenhang kann für assoziative Fließgesetze auf den Zusammenhang zwischen Vergleichsdehnrates und den logarithmischen Hauptformänderungsgeschwindigkeiten übertragen werden. Weiter werden Ableitungen der logarithmischen Hauptformänderungsgeschwindigkeiten nach der logarithmischen Hauptformänderung benötigt. Im Folgenden wird zur Illustration der Vorgehensweise ein einachsiger Zugzustand angenommen. Ausgangspunkt der Herleitung ist der von Xue hergeleitete Beginn der Instabilität (Gleichung 10).

Unter einachsigem Zug mit konstantem Dehnpfad entspricht die Vergleichsdehnung ε_{pl} der ersten Hauptformänderung ε_1 . Dies gilt entsprechend auch für die zugehörigen zeitlichen Ableitungen

$$\frac{\partial \dot{\varepsilon}_{pl}}{\partial \varepsilon_{pl}} = \frac{\partial \dot{\varepsilon}_1}{\partial \varepsilon_1} \quad (11)$$

Über (12) und dem Verfestigungsmodul h kann die Gleichung (10) umformuliert werden

$$\frac{\partial P}{\partial \varepsilon_{pl}} = h \dot{\varepsilon}_{pl} + \sigma_{eq} \frac{\partial \dot{\varepsilon}_1}{\partial \varepsilon_1} = 0 \quad (12)$$

Die Gültigkeit des Zusammenhangs (E4)

$$\sigma_{eq} \frac{\partial \dot{\varepsilon}_1}{\partial \varepsilon_1} = -\sigma_{eq} \dot{\varepsilon}_1 \quad (13)$$

wird im Folgenden gezeigt. Für ideale Plastizität und isotropes Werkstoffverhalten ist der Deformationsgradient

$$\mathbf{F} = \begin{pmatrix} 1 + at & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{\sqrt{1 + at}} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{\sqrt{1 + at}} \end{pmatrix} \quad (14)$$

gegeben. Die materielle Zeitableitung des Geschwindigkeitsgradienten lautet dann

$$\dot{\mathbf{F}} = \begin{pmatrix} a & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{a}{2\sqrt{1 + at}^3} & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{a}{2\sqrt{1 + at}^3} \end{pmatrix} \quad (15)$$

Der Geschwindigkeitsgradient ist über $\mathbf{L} = \dot{\mathbf{F}} \cdot \mathbf{F}^{-1}$ gegeben

$$\mathbf{L} = \frac{a}{1 + at} \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{1}{2} & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{1}{2} \end{pmatrix} \quad (16)$$

Zusammen mit der logarithmischen Hauptdehnung und der zugehörigen Zeitableitung

$$\varepsilon_1 = \ln(1 + at) \text{ und } \frac{\partial \varepsilon_1}{\partial t} = \frac{a}{1 + at} \quad (17)$$

folgt für die Ableitung der zeitlichen Änderung der logarithmischen Hauptdehnung

$$\frac{\partial \mathbf{L}}{\partial \varepsilon_1} = -\mathbf{L} \quad (18)$$

Damit gilt auch $\frac{\partial \dot{\varepsilon}_1}{\partial \varepsilon_1} = \frac{\partial L_{11}}{\partial \varepsilon_1} = -\dot{\varepsilon}_1$ (s. Gleichung (14)). Gemäß der von Xue gewählten Definition, ist der Lode Winkel für den einachsigen Zug $\theta_L = -\frac{\pi}{6}$ hieraus folgt die alternative Form

$$\left[h - \sigma_{eq} \cos\left(\theta + \frac{\pi}{6}\right) \right] \dot{\varepsilon}_{pl} = 0 \quad (19)$$

für Gleichung (13). Eine graphische Darstellung zeigt

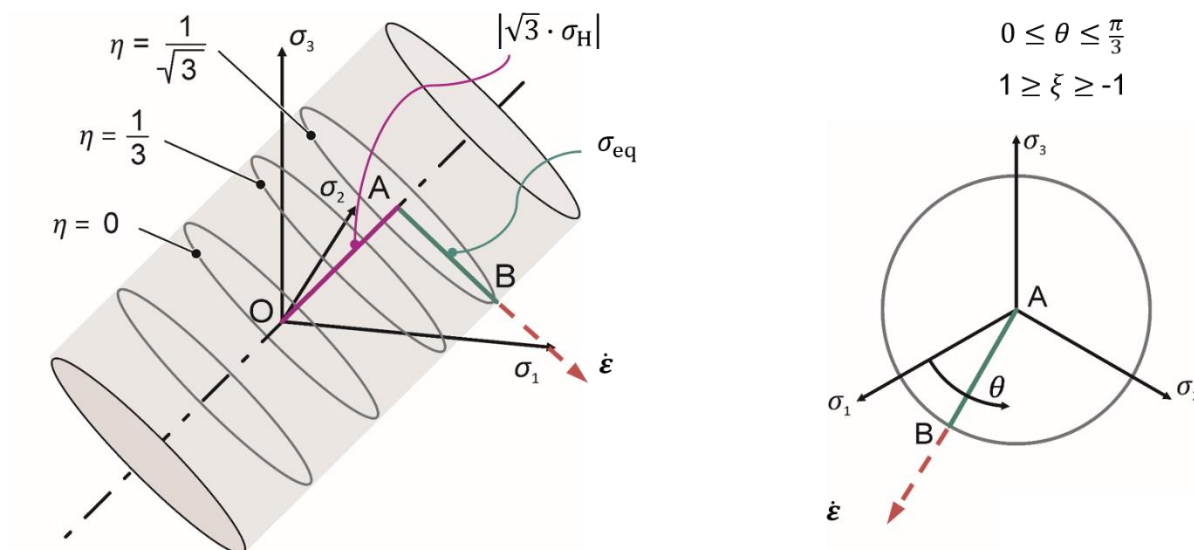


Abbildung 9-1: Darstellung des v. Mises Fließzylinders im Hauptspannungsraum; $\dot{\varepsilon}$ stellt die tensorielle Dehnrate dar

Figure 9-1: Representation of the Mises flow cylinder in principal stresses; $\dot{\varepsilon}$ represents the tensor of strain rate

In Kombination mit dem verwendeten Lemaitre Materialmodell, in dem die effektiv wirkende Spannung in Abhängigkeit zum Schädigungswert D steht, ist die Spannung gegeben über:

$$\sigma_{eq}^{eff} = (1 - D)\sigma_{eq} \quad (20)$$

Hierbei entspricht der Faktor, der die Spannungen miteinander verknüpft, einer Entfestigungsfunktion $w = (1 - D)$. Der Ausdruck der effektiven Spannung kann in Gleichung 11 den der makroskopischen Spannung ersetzen. Diese muss in der Differentiation, nach dem plastischen Inkrement α , beachtet werden. Unter Verwendung der Kettenregel erhalten wir folgenden Zusammenhang:

$$\frac{\partial \sigma_{eq}}{\partial \alpha} \dot{\varepsilon}_{pl} + \sigma_{eq} \dot{\varepsilon}_{pl} = \left(\frac{\partial w}{\partial \alpha} \sigma_{eq} + w \frac{\partial \sigma_{eq}}{\partial \alpha} \right) \dot{\varepsilon}_{pl} + w \sigma_{eq} \frac{\partial \dot{\varepsilon}_{pl}}{\partial \varepsilon_{pl}} \quad (21)$$

Unter Annahme eines proportionalen Dehnungspfades kann die durch Xue (Xue L. 2008) definierte Gleichung $\frac{\partial \dot{\varepsilon}_{pl}}{\partial \varepsilon_{pl}} = \cos\left(\theta + \frac{\pi}{6}\right) \dot{\varepsilon}_{pl}$ zusammen mit der Verfestigungsfunktion (die Herleitung befindet sich im Anhang) verwendet werden, so erhält man:

$$\left[\left(\frac{\partial w}{\partial D} \frac{\partial D}{\partial \alpha} \sigma_{eq} + w \frac{\partial \sigma_{eq}}{\partial \alpha} \right) - w \sigma_{eq} \cos\left(\theta + \frac{\pi}{6}\right) \right] \dot{\varepsilon}_{pl} = 0 \quad (22)$$

Die Lösung des Instabilitätsproblems ist mit dieser Gleichung beschrieben, wobei die nur nicht trivialen Lösungen mit von $\dot{\varepsilon}_{pl} \neq 0$ Interesse sind. Wir erhalten als finales Kriterium:

$$\eta^* = \frac{h}{\sigma_{eq}} + \frac{1}{w} \frac{\partial w}{\partial D} \frac{\partial D}{\partial \varepsilon_{pl}} - \cos\left(\theta + \frac{\pi}{6}\right) \leq 0 \quad (23)$$

Innerhalb der FE-Simulation wird diese Auswertungen an den Integrationspunkten vorgenommen und sobald dieses Kriterium erreicht ist entspricht dieser Zeitpunkt dem physikalischen Beginn der Instabilität. Jede weitere plastische Dehnung führt dazu, dass eine lokale Materialentfestigung eintritt.

Simulative Untersuchung der Methode **Simulative investigation of the methodology**

Die Methode zur Bestimmung des Startpunktes der diffusen Einschnürung wird an einem Ersatzmodell verifiziert. Hierzu wird eine quadratische Struktur (siehe Abbildung 9-2) mit unterschiedlichen Randbedingungen belastet. Durch die einfache geometrische Struktur kann ein linearer Dehnungspfad bis zum Erreichen des „kritischen“ Zeitpunktes sichergestellt werden.

In Abbildung 9-2 das zur Verifizierung verwendete Modell dargestellt. Hierbei wurden Belytschko-Tsay Schalen-Elemente verwendet. Die kinematischen Randbedingungen sind durch ein Festlager unten links bestimmt. Zusätzlich befindet sich auf der unteren linken Seite ein Loslager zur Fixierung in x-Richtung und auf der unteren Seite ein weiteres Lager, um den Körper in y-Richtung festzuhalten. Die Größe der vereinfachten Struktur ist 10 x 10 mm und wird durch Elemente mit einer Kantenlänge von 1 mm diskretisiert. Die Verschiebungsrandbedingungen werden an der rechten (\dot{u}_r) und oberen (\dot{u}_o) Seite aufgebracht, sodass über das Verhältnis der Dehnungen $R = \frac{\varphi_1}{\varphi_2} = \frac{\dot{u}_r}{\dot{u}_o}$ eine beliebige Anzahl von linearen Dehnpfaden eingestellt werden kann.

Zunächst wird die Geometrie nur von einer Seite belastet, während die zweite Seite frei von Belastungen ist, sodass das Material einschnüren kann. Es wird eine konstante Verschiebungsgeschwindigkeit der Randknoten von $\dot{u}_r = 10 \frac{mm}{s}$ verwendet. Das resultierende Verhältnis R der Hauptumformgrade kann für eine freie Einschnürung unter Annahme eines isochoren und isotropen Materials mit $R = -0,5$ angegeben werden. Dieses Verhältnis entspricht dem einen einachsigen Zugversuch.

Die verwendeten Materialparameter für die simulativen Untersuchungen wurden in dem bereits abgeschlossenen Forschungsprojektes (P853) der FOSTA für das Material identifiziert. Die Modellparameter für den DP800-Werkstoff sind in Tabelle angegeben. Abbildung 9-2 zeigt den Kraft-Wegverlauf für eine einachsige Belastung mit freier Einschnürung auf der unbelasteten Seite. Aufgrund der nicht vorhandenen Schädigungsinitialisierung durch Elementlöschung ist eine konstante Reduzierung der notwendigen Kraft, nach Erreichen des Kraftmaximums, zu erkennen. Diese Reduzierung erfolgt zum einen durch die einsetzende Materialschädigung, wodurch die Nachgiebigkeit des Materials erhöht wird. Zum anderen wirkt bei zunehmender plastischer Deformation zwar weiterhin verfestigend, allerdings in einem geringeren Maße als die Materialschädigung entfestigt. Das Lokalisierungskriterium weist für das Kraftmaximum den Durchgang von $\eta^* \geq 0$ zu $\eta^* \leq 0$ auf. Indirekt kann durch den Wert des Lokalisierungskriteriums η^* das Verhältnis von Materialverfestigung zu Schädigungsinduzierter Entfestigung angegeben werden. Durch einen nahezu linearen

Anstieg der Schädigung und einer sich einstellenden Sättigung der Verfestigung resultiert ein monotone Reduktion von η^* .

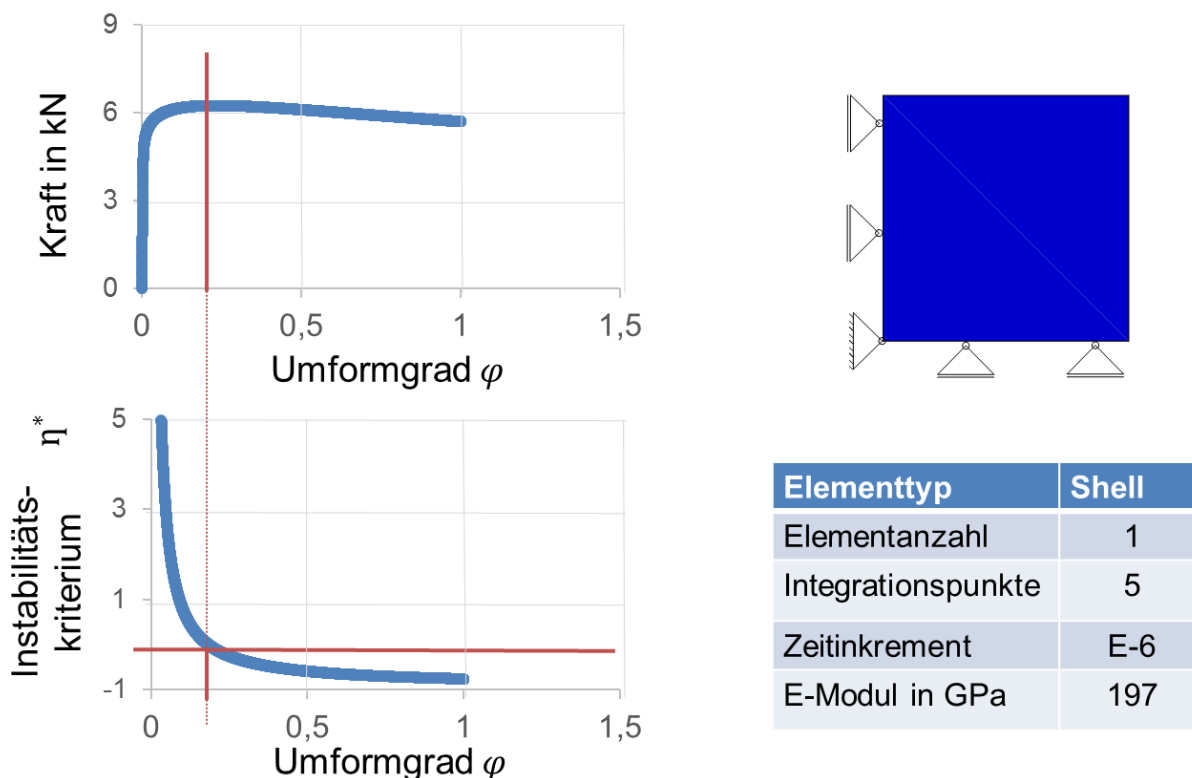


Abbildung 9-2: Gegenüberstellung Kraftreduktion und Instabilitätskriterium für den Werkstoff DP800

Figure 9-2: Comparison of force reduction and instability criteria for the material DP800

Im Folgenden wird das Kriterium zur Bestimmung der Lokalisierungsinitialisierung für den einachsigen Zugversuch verwendet. Hierbei wird nur die Messlänge modelliert und an den Enden mit einer symmetrischen Verschiebungsfunktion belastet. Dabei wird zunächst von einem ideal homogenen Material ausgegangen. In Abbildung 9-3 ist (oben) der Beginn der Lokalisierung und (Mitte) Versagenszeitpunkt des Bauteils abgebildet. Für die gegebene Belastung kann, durch das implementierte Kriterium, eine qualitative Aussage über den Entstehungsort einer Lokalisierung getroffen werden. So wird die diffuse Lokalisierung in dem Bereich vorhergesagt, in dem eine Einschnürung der Breite stattgefunden hat. Es lässt sich erkennen, dass in diesem Bereich eine Reduktion der Festigkeit durch die einsetzende Schädigung stattfindet. In Abbildung 9-3 (unten) ist das Werkstück zu dem Zeitpunkt abgebildet, bei dem sich die diffuse Lokalisierung zu einer lokalen Einschnürung weiterentwickelt hat. Die Ausbildung der lokalen Einschnürung erfolgt von der oberen Seite und verläuft entlang der 45 Grad-Achsen senkrecht zur Belastung durch das Bauteil.

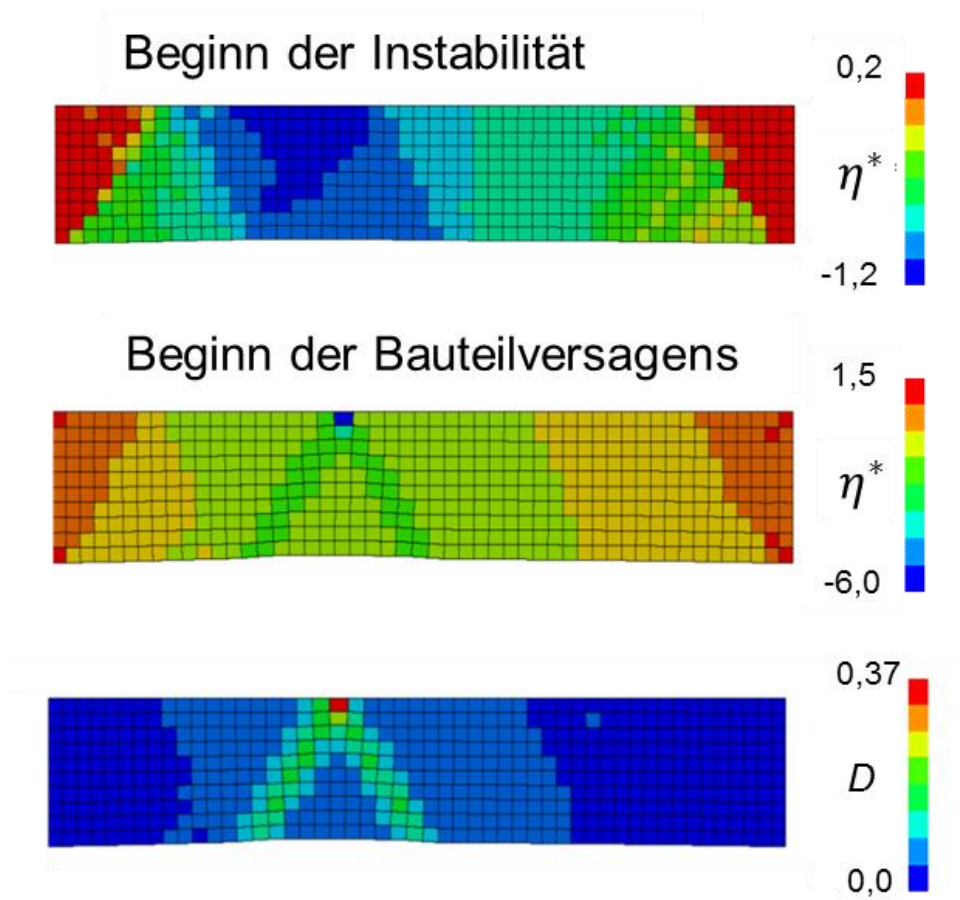


Abbildung 9-3: Vorhersage der Instabilität beim Zugversuch

Figure 9-3: Prediction of onset of instability at uniaxial tension test

In einem weiteren Validierungsschritt wurde an der Zugversuchsprobe eine Imperfektion in Form einer Dickenreduktion von 1% der Blechdicke an einer Stelle (Element) eingebracht. Diese Imperfektion soll eine Unebenheit im Material widerspiegeln. Die einachsige Zugprobe wurde mit dem gleichen Lastpfad belastet wie der homogene Zugversuch. In Abbildung 9-4 (oben) ist das Lokalisierungskriterium abgebildet, in dem die diffuse Einschnürung einsetzt. Wie angenommen, wird das Kriterium zuerst an der eingebrachten Imperfektion erreicht. Bei weiterem Fortschreiten der Umformung werden aufgrund der reduzierten Materialfestigkeit der Lokalisierung auch die Elemente im Umkreis stärker deformiert. Diese Deformation verläuft ebenfalls, wie in der Probe zuvor, in einem 45° Winkel zur Belastungsrichtung. Das Materialversagen beginnt an dem äußeren Rand der Probe und bildet einen Riss durch die eingebrachte Imperfektion. Durch diese Vorgehensweise konnte gezeigt werden, dass das Lokalisierungskriterium an einer geometrisch eingebrachten Schwächung des Materials eine diffuse Einschnürung korrekt vorhersagen kann.

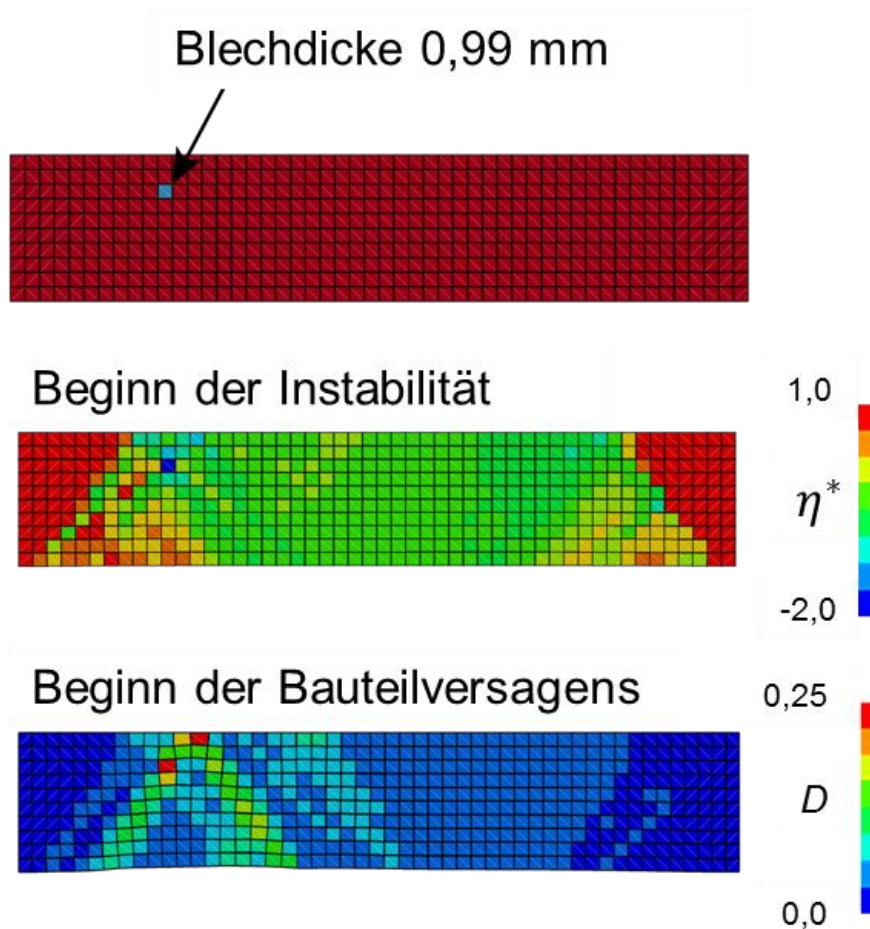


Abbildung 9-4: Vorhersage der Instabilität beim Zugversuch mit künstlicher Schädigung

Figure 9-4: Prediction of onset of instability in artificial pre-damaged uniaxial tension test

In einem weiteren Schritt wird durch das Lokalisierungskriterium eine FLC für eine diffuse Einschnürung erstellt. In FE-Simulationen unter Einbindung des Lokalisierungskriteriums werden analog zu den Nakajima-Proben unterschiedliche Dehnungspfade erzeugt und untersucht. Das Ziel ist die Bestimmung der diffusen Einschnürung mittels Simulation. Die ermittelten Werte sind in Abbildung 9-5 dargestellt (rot). Zusätzlich ist die konventionell-experimentell ermittelte FLC (blau) zum Vergleich abgebildet. Es ist zu erkennen, dass sich für alle gewählten Lastpfade die diffuse Lokalisierung vor der lokalen Einschnürung ausprägt. Dabei ist zu erkennen, dass für die linke Seite der FLC ein deutlicher Abstand der Kurven besteht, während für die rechte Seite die Differenz geringer ist. Hervorzuheben ist, dass durch dieses Kriterium kritische Stellen bei niedrigerer Dehnung identifiziert werden können. Allerdings kann der Werkstoff nach Erreichen des kritischen Wertes, an dem eine diffuse Einschnürung beginnt, noch weitere Verformung ohne ein vollständiges Versagen ertragen. Ein ähnliches Verhalten ist auch bei der Einschnürungskurve (FLC) zu erkennen. Die Menge an postkritischer Dehnung, die der Werkstoff ertragen kann, ist sehr stark von der angreifenden Belastung und dem Material selbst abhängig. Durch die entstehende Lokalisierung wird ein Großteil der Deformation in einem Gebiet umgesetzt, wodurch eine Ausdünnung des Materials hervorgerufen wird. Abhängig vom Werkstoff kann eine Dickenreduktion des Materials zu einem verfrühtem

Werkstoffversagen führen. Um zu identifizieren, in welcher Weise das Lokalisierungskriterium nutzbar ist, müssen weitere Forschungsarbeiten durchgeführt werden. Hierdurch könnte ermittelt werden, ob ein kritischer Deformationszustand durch einen geänderten Lastpfad in einen unkritischen (ohne Bruch) umgewandelt werden kann. Dies könnte insbesondere bei komplexen Bauteilen zu einer Reduktion des Ausschusses führen.

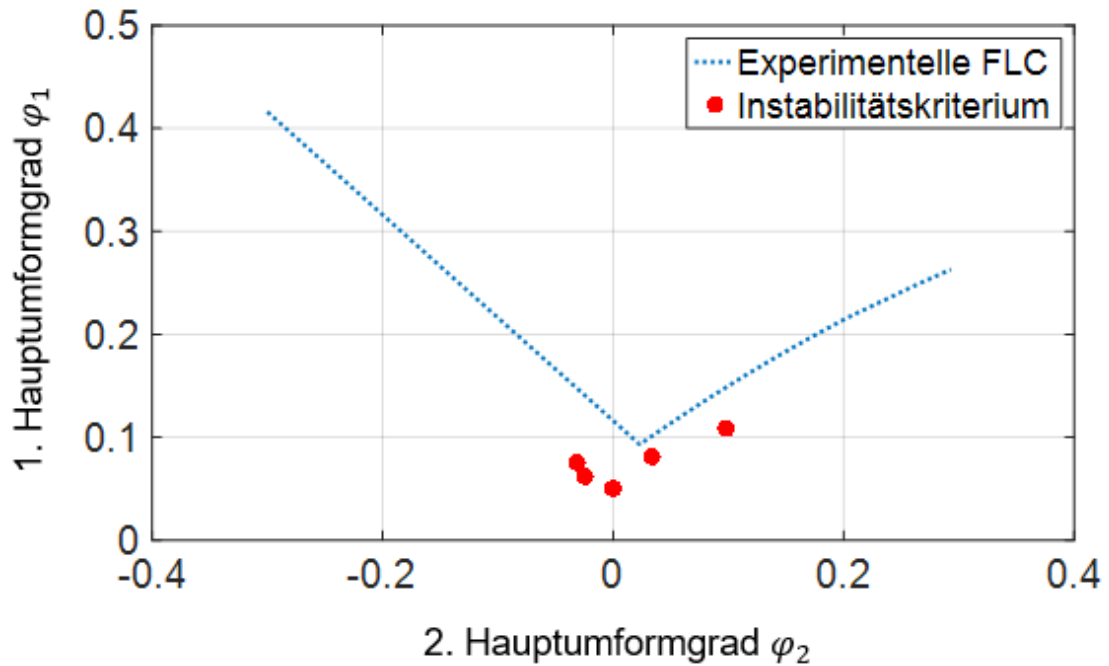


Abbildung 9-5: Vergleich zwischen FLC und Beginn der Instabilität

Figure 9-5: Comparison of FLC and onset of instability

9.2 Untersuchungen in ibura zur Vorhersage der Instabilität Investigations in ibura for the prediction of instability

Ibura ist ein „in-house“ implizites FE-Element Programm der Firma inpro. Es verwendet dicke Schalenelemente und eine Flächenkontaktformulierung. Die Untersuchungen mit ibura basieren im Gegensatz zu der im vorherigen Abschnitt beschriebenen Analyse mit LS-DYNA auf einem empirischen Ansatz.

Hierbei wird im Postprocessing eine nicht lokale Betrachtung der Schädigungsverteilung durchgeführt. Dabei wird mittels einer Gaußfunktion entlang eines räumlichen Gebiets Ω mit dem Radius l (Abbildung 9-6) die Verteilung der Nachbarschaftselemente bezüglich der Schädigungsvariable $D(x)$ geglättet. Ferner wird dafür ein Approximationsansatz mit Polynomen $\psi(x)$ verwendet. Dieser Polynomansatz kann höchstens den Polynomgrad 3 aufweisen. Durch das Lösen einer Minimierungsaufgabe wird die Glättung der Schädigungsverteilung erreicht. Anschließend kann die Glättungsfunktion mehrfach abgeleitet werden.

$$\int_{\Omega} [D(x) - \psi(x)]^2 e^{-\left(\frac{x-\bar{x}}{l}\right)} d\Omega \rightarrow \min \quad (24)$$

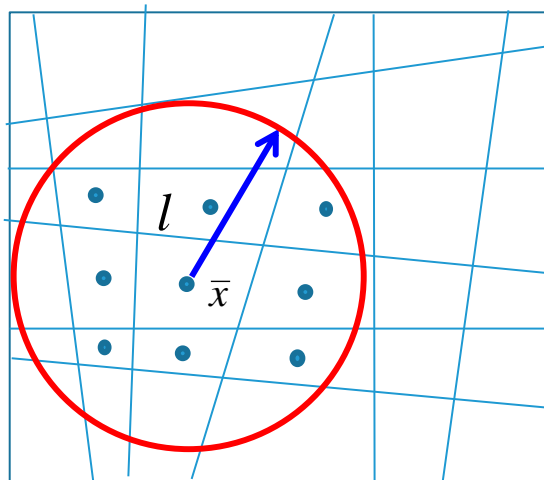


Abbildung 9-6: Schematische Abbildung des Glättungsgebiets über die Integrationspunkte

Figure 9-6: Schematic illustration of the smoothing area over the integration points

Durch die Bildung der Ableitung verschiedener Zustandsgrößen ergeben sich Gradienten, die auf eine mögliche Lokalisierung hinweisen können. Dies wird anhand eines einachsigen Zugversuches illustriert. In Abbildung 9-7 ist die geglättete Schädigungsverteilung zu verschiedenen Zeitpunkten (durch Pseudozeit bzw. „Step“ gekennzeichnet) dargestellt.

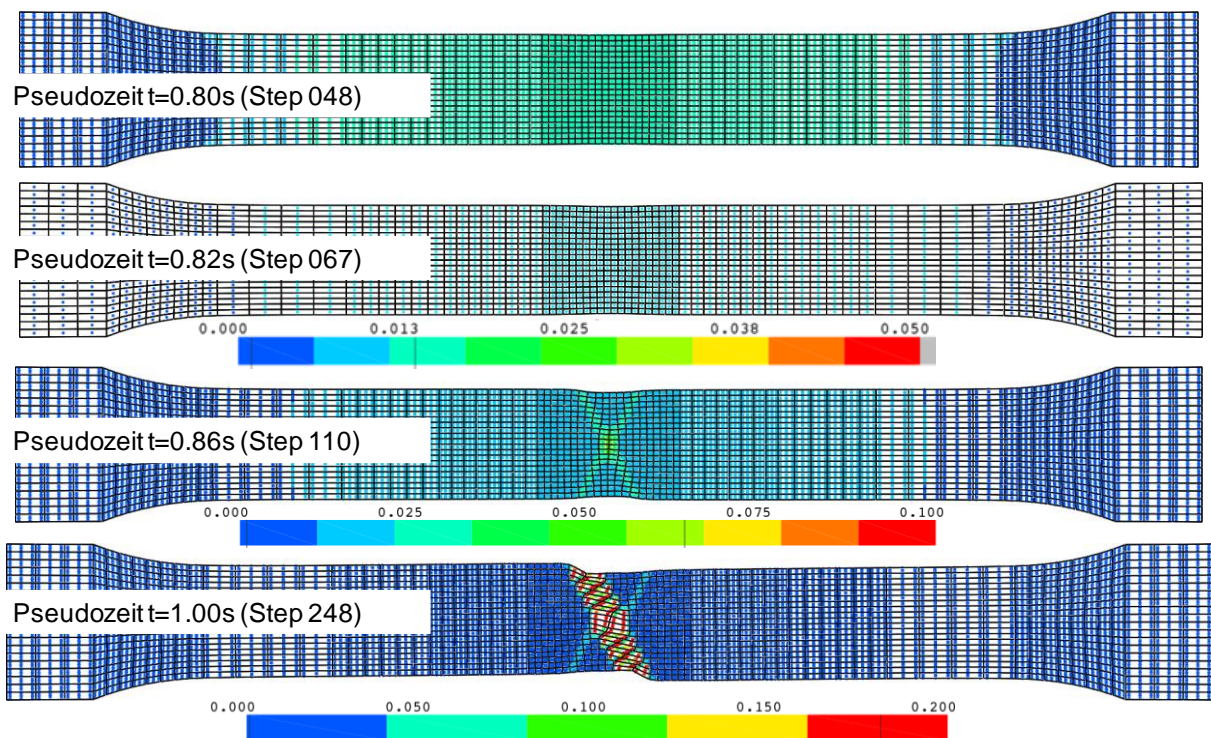


Abbildung 9-7: Schädigungsverteilung in einer Zugprobe zu verschiedenen Belastungszeiten

Figure 9-7: Damage distribution in a tensile test at different treatment times

Wird beispielsweise der Step 110 in Abbildung 9-7 betrachtet, stellt man noch keine Vorzugsrichtung für das Auftreten von Lokalisierung und anschließendem Versagen fest. Im Step 248 ist eine Lokalisierung durch das stark verformte Scherband aufgetreten. Während die Schädigungsverteilung in Abbildung 9-8, links die maximale Schädigung in der Probenmitte angezeigt und keine klare Ausprägung der Vorzugsrichtung zu erkennen ist, kann über den Gradienten der Schädigung bereits eine Vorzugsrichtung identifiziert werden (Abbildung 9-8, rechts). Diese zeigt sich anhand der Akkumulation der Schädigung erst zu einem späteren Zeitpunkt (Step 248).

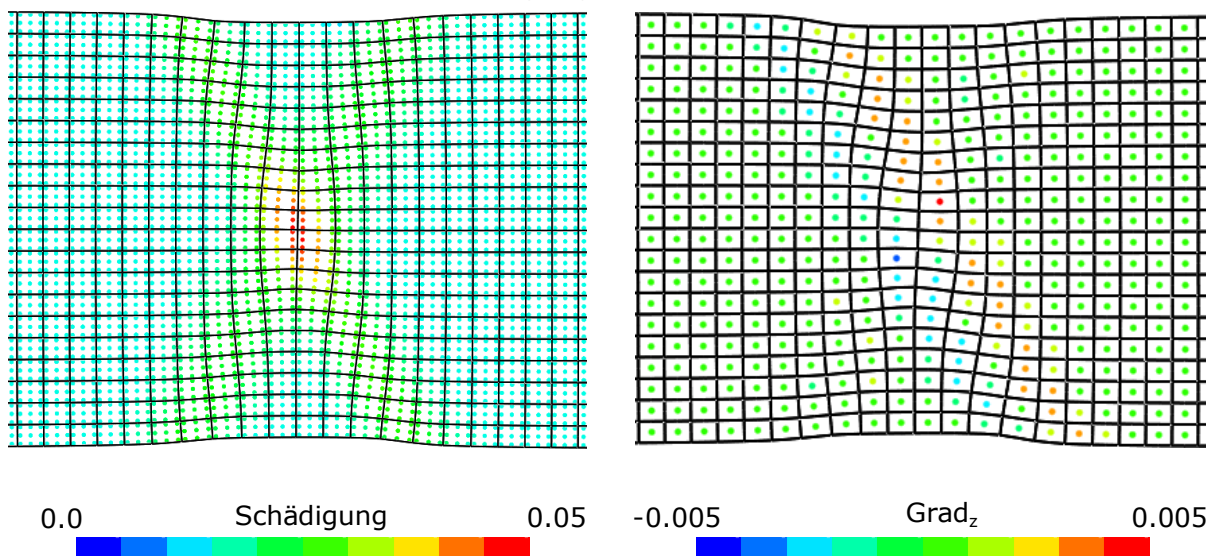


Abbildung 9-8: Symmetrische Schädigungsverteilung (links) und deren Gradient in Dickenrichtung z (rechts) in Step 110

Figure 9-8: Symmetrical damage distribution (left) and gradient in z-direction (right) step 110

Neben dem räumlichen Gradienten kann über die Auswertung der zeitlichen Ableitung der geglätteten Schädigungsverteilung (Abbildung 9-9) auch eine erhöhte zeitliche Änderung korrelierend mit den Maxima der Schädigungswerte in der Probenmitte angezeigt werden. Neben dem räumlichen Gradienten kann ebenfalls die zeitliche Änderung der Schädigung als Maßstab für eine Lokalisierung verwendet werden. Wird diese Änderungsgeschwindigkeit über die Gesamtzeit aufgetragen, kann ein kritischer Wert definiert werden, bei dem der Beginn der Instabilität vorhergesagt werden kann. Zur Kalibrierung des Grenzwertes können korrelierende zeitliche Auswertungen der Dehnungsmessungen hinzugezogen werden. Der Gradient in Dickenrichtung würde anschließend die Versagensrichtung anzeigen.

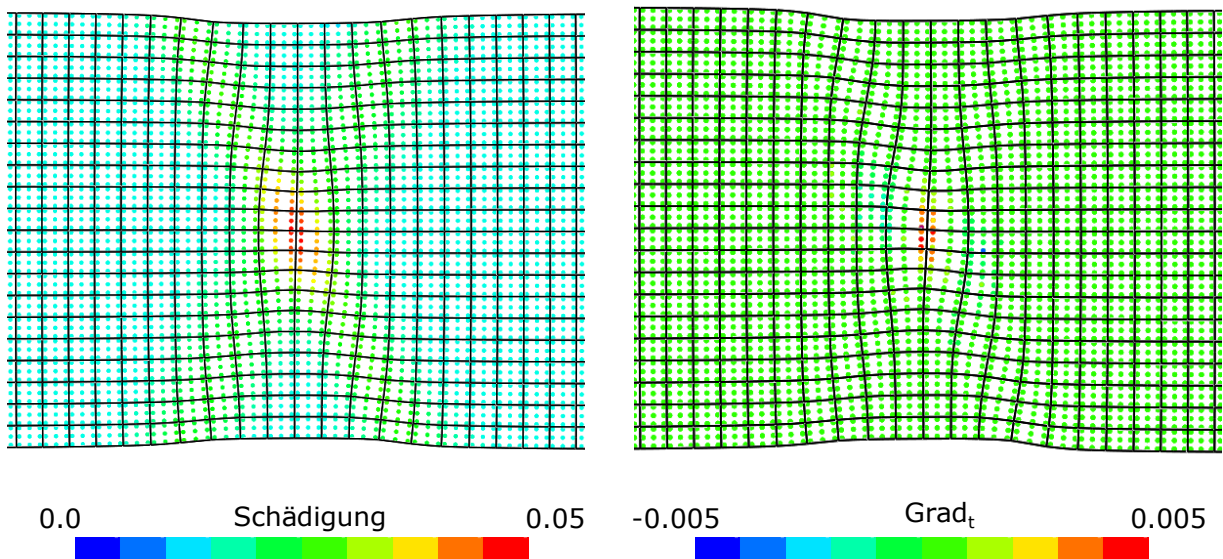


Abbildung 9-9: Symmetrische Schädigungsverteilung (links) und deren zeitlichen Gradient (rechts) in Step 110

Figure 9-9: Symmetrical damage distribution (left) and gradient with respect of time (right) step 110

10 Vergleich mit weiteren Vorhersagenmethoden Comparison with further prediction methods

Kurzfassung

Durch die im Abschnitt 8 beschriebene Validierung des Modells an Bauteilen konnte dessen Leistungsfähigkeit aufgezeigt werden. Weiterhin wurde ein Vergleich zu einer in der Industrie häufig eingesetzten Vorhersagemethode untersucht. Diese wurde am B-Säulen-Unterteil durchgeführt. Hierbei wurden die Standardmethode zur Versagensvorhersage mittels Grenzformänderung (forming limit curve FLC) sowie die Modelle von GISSMO verwendet. Die Vorhersage mit der gemessenen FLC liefert ein früheres Versagen. Das Materialversagen wird mit GISSMO vorzeitig im Zargenbereich vorhergesagt.

Abstract

The validation of the model for formed components (described in section 8) showed its potential of crack prediction. Furthermore, a comparison with other methods of failure prediction commonly used in industry methods is examined for the example of the B-pillar part. Here, the standard method for failure prediction using the Forming Limit Curve (FLC) and the models of GISSMO and CrachFEM were used. The prediction with the measured FLC yields an early failure compared to the experiment. In the failure prediction with GISSMO, the material failure was prematurely generated in the wall area.

10.1 Versagensvorhersage des BSU-Bauteils mit der FLC Damage prediction of the BSU test part with the FLC

Als erster Schritt wurden die Haupt- und Nebenformänderung optisch gemessen und nach ISO 12004 ausgewertet. Die gemessene FLC für das hier verwendete Material wurde von thyssenkrupp Steel Europe zur Verfügung gestellt. Innerhalb des GISSMO-Modells werden die effektiven Spannungen σ^{eff} über folgende Funktion bestimmt:

$$\sigma^{eff} = \sigma \left(1 - \left(\frac{D - D_{krit}}{1 - D_{krit}} \right)^{FADEXP} \right) \quad (24)$$

Hierbei ist über D_{krit} der Zeitpunkt definiert, an welchem die Schädigungsentwicklung einsetzt. Zusätzlich kann über den Exponenten „FADEXP“ (fading exponent) festgelegt werden, wie stark die Kopplung zwischen der Schädigungsentwicklung und der effektiven Spannung sein soll. Je höher dieser ist, desto höher sind die effektiven Spannungen nach dem Überschreiten der kritischen Schädigung D_{krit} . Die verwendeten GISSMO-spezifischen Materialparameter sind $D_{krit} = 0,3$ und der fading exponent wurde zu 1 bzw. 5 gesetzt. Die verwendeten Eingangsgrößen, wie die

Vergleich mit weiteren Vorhersagemethoden
 Comparison with further prediction methods

spannungsabhängige Bruchdehnung und die Fließkurve, sind in Abbildung 10-1 dargestellt.

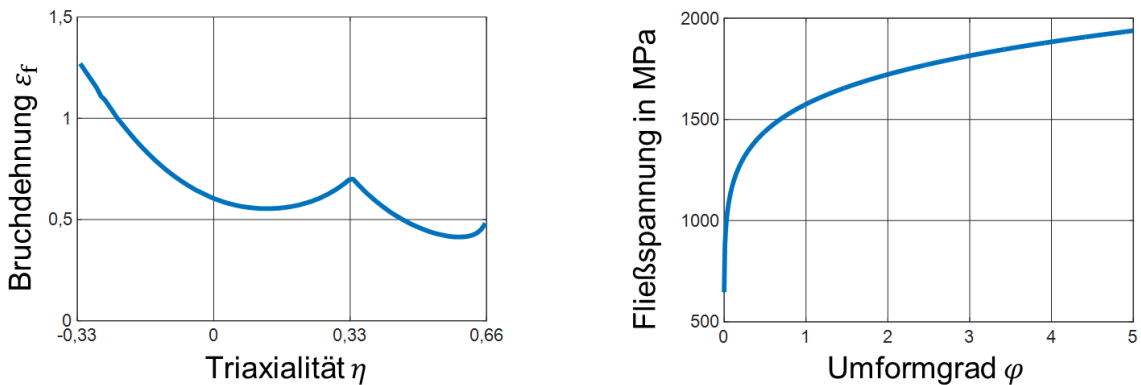


Abbildung 10-1: Für das GISSMO-Modell verwendete Bruchdehnung (links) und Fließkurve (rechts).
 Figure 10-1: Fracture strain (left) and flow curve (right) used for the GISSMO model.

Die FLC wird im Postprocessing verwendet. Dabei werden die gemessenen Haupt- und Nebenformänderungen mit den simulativ berechneten verglichen.

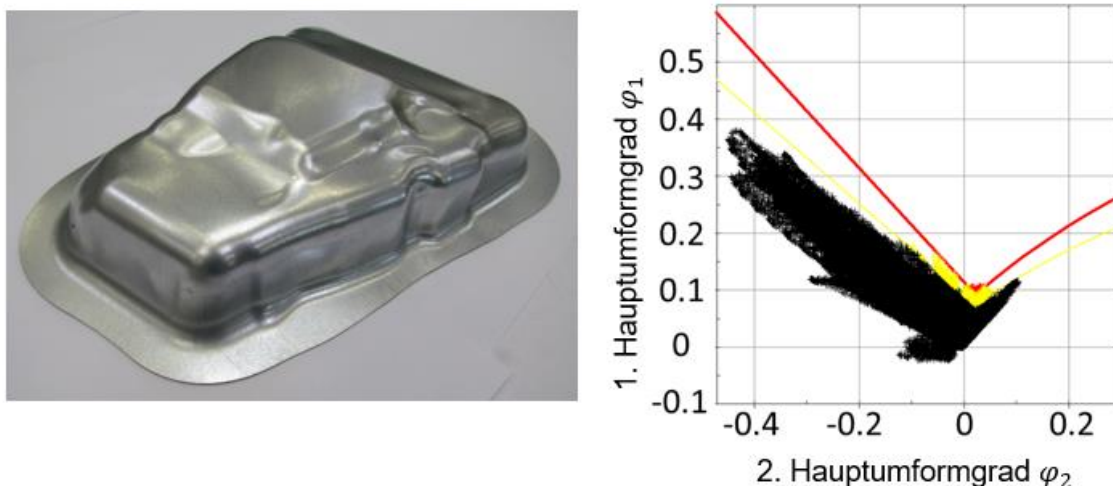


Abbildung 10-2: Versagensvorhersage des BSU-Bauteil mittels FLC beim Versuch mit Ziehfolie und Niederhalterkraft von 600 kN (CR590Y980T-DP)

Figure 10-2: Damage prediction of BSU-part by FLC, testing condition: blankholder force of 600 kN and lubrication foil (CR590Y980T-DP)

Abbildung 10-2 zeigt die Versagensvorhersage für das BSU-Bauteil für den Versuch mit Ziehfolie und eine Niederhalterkraft von 600 kN. Dabei trat im Versuch kein Versagen auf, während in der Simulation mit dem reinen elasto-plastischen Modell und anschließendem Vergleich mit der FLC Risse vorhergesagt wurden. Die schwarzen Punkte in der Abbildung weisen Zustandspunkte auf, bei denen kein Versagen vorhergesagt wird. Die gelben Punkte liegen in einem Übergangsbereich, in dem Risse möglich sind. Dieser Bereich wird meistens durch einen Sicherheitsband von 20 % unterhalb der FLC angegeben. Die roten Punkte in Abbildung 10-2 zeigen das Erreichen des Versagens infolge Instabilität an.

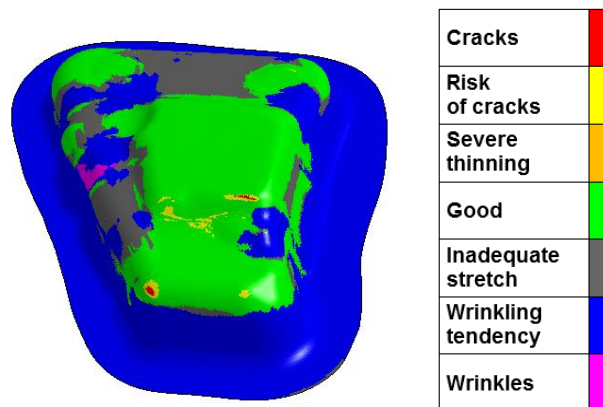


Abbildung 10-3: Bestimmung der Risse beim BSU-Bauteil mit der FLC (CR590Y980T-DP)

Figure 10-3: Prediction of fracture by FLC for BSU-part (CR590Y980T-DP)

In Abbildung 10-3 sind die Bereiche, in denen Risse vorhergesagt werden, rot auf dem Bauteil dargestellt. Diese resultieren aus der Gegenüberstellung der kritischen Dehnungszustände zwischen den Simulationsergebnissen und der eingegebenen FLC. Bei der experimentellen Durchführung waren keine Risse zu erkennen. Wurde die Niederhalterkraft allerdings auf 700 kN erhöht, traten Risse im Versuch im oberen Bereich des Bauteils auf. Allerdings konnte der Riss im vorderen linken Eckenbereich, mittels Experiment nicht nachgewiesen werden. Es wurden Simulationen mit unterschiedlichen Werten des Materialparameters FADEXP durchgeführt. Dieser bestimmt, wie schnell sich die Schädigung entwickelt.

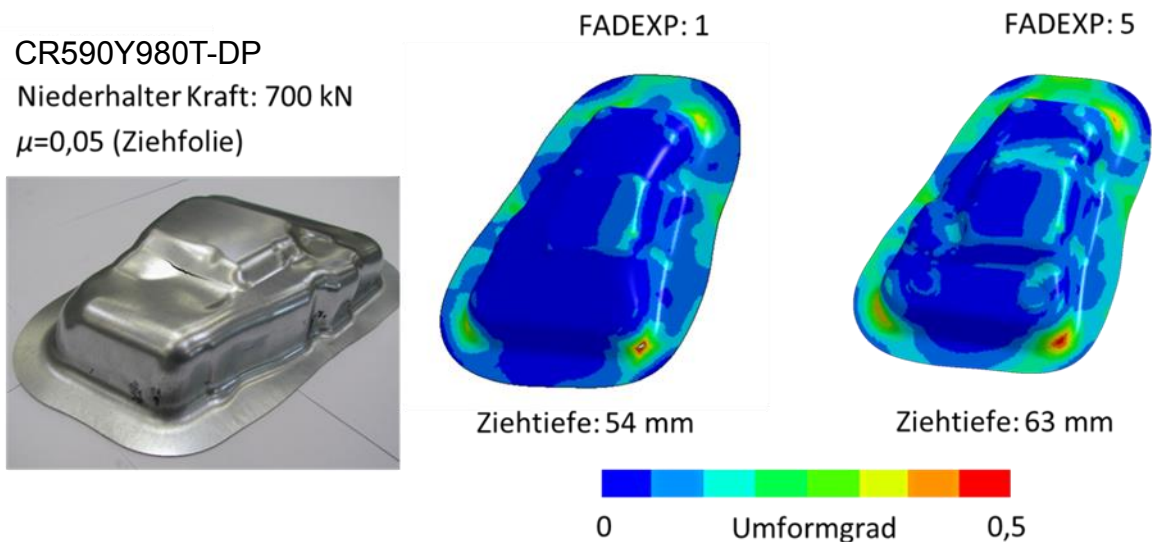


Abbildung 10-4: Versagensvorhersage mittels GISSMO- Modells (links) FADEXP=1 (rechts) FADEXP=5 (CR590Y980T-DP)

Figure 10-4: Failure prediction with GISSMO-Model (left) FADEXP=1 (right) FADEXP=5 (CR590Y980T-DP)

11 Zusammenfassung Summary

11.1 Modellentwicklung

In Rahmen dieses Projektes wurde ein kontinuumsmechanisches Schädigungsmodell für die Versagensvorhersage höchstfester Stähle, welches über einen weiten Triaxialitätsbereich flexibel angepasst werden kann, entwickelt. Dabei wurde zu einem der sogenannte „crack closure“ Effekt berücksichtigt und durch die Einführung eines weiteren Parameters (h) erfasst. Außerdem wurde durch die Integration der maximalen Scherspannung in die Schädigungsfunktion eine zusätzliche Flexibilität erzeugt, wodurch das potentielle Verhalten des Materialmodells vor allem im Bereich der ebenen Dehnung („plane-strain valley“) verbessert wurde. Das Modell wurde in den Software-Paketen ibura und LS-DYNA implementiert. Es kann damit von Nutzern in Industrie und an Universitäten genutzt werden.

11.2 Charakterisierungsversuche

Neben den theoretischen Untersuchungen der Materialmodellerweiterung wurden Experimente zur Kalibrierung des Materialverhaltens durchgeführt. Dabei wurden umfangreiche Charakterisierungsversuche angewendet. Diese sind notwendig, um einen möglichst breiten Triaxialitätsbereich abzudecken. Es wurden dabei fünf zugversuchsähnliche Proben, eine Nakajima-Äquibiaxialprobe und verschiedene Scherversuchsproben verwendet. Aufgrund der Homogenität der Deformation und dem resultierenden reinen Scherzustand wurde der ebene Torsionsversuch zur Identifikation verwendet.

11.3 Bauteilversuche

Weiter wurden drei Demonstratorbauteile gefertigt, mittels derer die Leistungsfähigkeit des Materialmodells bewertet wurde. Die Versuche dienten ebenfalls dem Zweck, die identifizierten Materialparameter zu validieren. Die Demonstratoren waren so ausgelegt, dass das Versagen bei unterschiedlichen Spannungszuständen auftrat. Hierbei stellten der Kreuznapfversuch und der Vierkanfversuch vergleichsweise einfache Geometrien dar. Das B-Säulen-Unterteil (BSU) entspricht im Komplexitätsgrad einfachen industriellen Bauteilen. Beim BSU-Teil stellen sich über die Ziehtiefe unterschiedliche Belastungszustände im Bauteil ein, hierdurch konnte das Materialmodell hinsichtlich der Evolution der Schädigungsakkumulation untersucht werden.

11.4 Parameteridentifikation

Bei der Identifikation der Parameter für das Schädigungsmodell wurden zwei verschiedene Strategien verfolgt. Für die erste wurden alle zugversuchsähnlichen Proben verwendet und im Anschluss die beiden zusätzlichen Charakterisierungsversuche, d.h. ein Nakajima-Versuch mit äquibiaxialen Spannungszustand und der ebene Torsionsversuch, nachgerechnet. Aufgrund des ähnlichen Belastungszustandes aller zugversuchsähnlichen Proben, werden diese

sehr gut abgebildet vom identifizierten Parametersatz abgebildet. Hingegen gab es Abweichungen von bis zu 10 % bezüglich des vorhergesagten Stempelwegs bei Versagen und der Höhe der Kraft bei der Nakajima-Probe (für CR590Y980T-DP und CR700Y980T-DP).

Bei der zweiten Strategie wurde für die Zielfunktion der Optimierung nur der Zugversuch, eine Kerbzugprobe und der Nakajima Versuch verwendet. Hierdurch wurden die einzelnen Kraft-Weg-Verläufe der Zugversuche nicht mehr so akkurat getroffen wie bei der ersten Strategie. Allerdings konnte hierdurch erreicht werden, dass das Materialversagen unter biaxialer Belastung besser vorhergesagt werden konnte.

Zur Rechenzeitreduzierung wurden nur die Parameter S , s und η identifiziert. Die anderen Parameter wurden als konstant angenommen. Da der einzige Charakterisierungsversuch mit einer negativen Hauptspannungskomponente und einer Triaxialität nahe Null der ebene Torsionsversuch ist, konnte der h - Parameter im Anschluss identifiziert werden.

11.5 Validierung der identifizierten Parameter

Die identifizierten Parameter wurden im Anschluss für beide Werkstoffe an den Umformversuchen validiert. Hierbei konnte gezeigt werden, dass für den Kreuznapfversuch die Vorhersagegenauigkeit für beide Werkstoffe unter verschiedenen Randbedingungen hoch ist. Verglichen wurde hierbei jeweils die Ziehtiefe bis der Riss eingetreten ist. Für die Simulation wurden dabei die Niederhalterkräfte und die Reibbedingungen aus den Experimenten übernommen. Beim Vierkantnapf hingegen konnte keine gute Übereinstimmung für beide Materialien gefunden werden. In der Simulation wurde ein Materialversagen deutlich vor dem Erreichen der kritischen Ziehtiefe ermittelt. Hierbei wird davon ausgegangen, dass das Materialversagen unter Scherbelastung aufgetreten ist. Die für diesen Spannungszustand durchgeführten Charakterisierungsversuche an unterschiedlichen Probenformen können den gewünschten idealen Zustand der reinen Scherung nur annähernd repräsentativ für den jeweiligen Werkstoff darstellen, teilweise sind sie noch in der Entwicklung bzw. bedürfen noch Verbesserungen, um gesicherte Aussagen treffen zu können. Für das komplexe Industriebauteil, bei dem das Materialversagen bei positiven Triaxialitätswerten aufgetreten ist, konnte im Allgemeinen wieder eine gute Übereinstimmung erzielt werden zwischen Ziehtiefe und Rissinitiierung. Insbesondere stellten sich in Abhängigkeit der gewählten Niederhalterkräfte unterschiedliche Rissorte ein. Diese konnten für unterschiedliche Belastungszustände korrekt vorhergesagt werden. Dies unterstreicht, dass die Modellerweiterung erfolgreich war. Allerdings ist eine geeignete Strategie zur Identifikation der Materialparameter erforderlich. Diese Strategie wurde im Rahmen des Forschungsvorhabens entwickelt.

11.6 Berücksichtigung der Instabilität sowie Versagensvorhersage mit FLC und GISSMO

In einem weiteren Schritt wurden Modelle zur Ermittlung des Beginns der Instabilität erstellt und untersucht. Hierbei wurde zum einen ein Kriterium erstellt, welches in der Lage ist, eine diffuse Einschnürung vorherzusagen. In ibura wurde ein nicht-lokaler Ansatz zur Vorhersage insbesondere durch Einschnürung, der auf einer Abbildung des Gradienten des Schädigungskriteriums basiert, implementiert. Mit Hilfe dieses Ansatzes konnten Aussagen über den Beginn der Instabilität im Zugversuch erfolgen. Es konnte gezeigt werden, dass durch eine lokale Ausdünnung des Materials vorzeitig zum Versagen kommen kann.

Weiterhin wurde das BSU Bauteil hinsichtlich der Versagensvorhersage mittels FLC und GISSMO untersucht. Bei diesen Methoden wurde in der Simulation ein verfrühtes Versagen prognostiziert. Zusätzlich konnte der Rissort mit diesen Methoden nicht korrekt vorhergesagt werden. Dies verdeutlicht, dass die im Projekt vorgenommene Erweiterung des Schädigungsmodells erforderlich war.

12 Ausblick Perspective

Das Forschungsprojekt hat die Potenziale des erweiterten Schädigungsmodells für hochfeste Stähle aufgezeigt. Die Implementierung in die Software-Pakete ibura und die kommerziell erhältliche Version von LS-DYNA waren erfolgreich. Für eine weitere Etablierung in der industriellen Umformsimulation ist eine Implementierung in zusätzlichen kommerziellen Programmen wie PamStamp und AutoForm wünschenswert. Im abgeschlossenen Forschungsvorhaben wurden Charakterisierungsversuche, die auf Universalprüfmaschinen durchführbar sind, genutzt. Allerdings wurden auch eine Nakajima-Probe und der ebene Torsionsversuch genutzt. Bezüglich des ebenen Torsionsversuchs wäre eine breitere Verbreitung im industriellen Umfeld wünschenswert. Voraussetzung hierfür ist eine Erfassung in einschlägigen Richtlinien oder Normen.

Für die Validierung des Modells könnten weitere Parameteridentifikationen für verschiedene Stahlgüten erzeugt werden. Auf deren Grundlage ist dann für bestimmte Klassen von Stahlsorten eine vereinfachte Identifikation der Schädigungsparameter möglich. Diese Maßnahmen erweitern auch das Feld der Nutzer in kleinen und mittelständischen Unternehmen.

Zusammenstellung aller Arbeiten, die im Zusammenhang mit dem Vorhaben
veröffentlicht wurden
List of publications related to the project

13 Zusammenstellung aller Arbeiten, die im Zusammenhang mit dem Vorhaben veröffentlicht wurden List of publications related to the project

Bereits veröffentlichte Dokumente:

Isik, K., Doig, M., Richter, H., Clausmeyer, T., Tekkaya, A. Erman, 2015. Enhancement of Lemaitre Model to Predict Cracks at Low and Negative Triaxialities in Sheet Metal Forming. Key Engineering Materials 639, pp. 427-434. 16th International Conference on Sheet Metal, SHEMET2015.

M. Doig, K. Isik, T. Clausmeyer, H. Richter, S. Heibel, A. E. Tekkaya, 2017. Material characterization and parameter optimization for a damage model. Steels in Cars and Trucks, SCT2017.

Doig, M., Isik, K., Clausmeyer, T., Heibel, S., Richter, H., Tekkaya, A. E., 2017. Material Characterization and Validation Studies for Modeling Ductile Damage during Deep Drawing. Procedia Engineering 183, pp. 77-82. 17th International Conference on Sheet Metal, SHEMET2017.

14 Literaturverzeichnis Bibliography

- Atkins, G. *Fracture research in Retrospect*. 1997.
- Bai Y., Wierzbicki T. „Application of the extended Coulomb-Mohr model to ductile fracture.“ *International Journal of Fracture*, Vol 161, 2010: S. 1-20.
- Bao Y., Wierzbicki T. „On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space.“ *International Journal of Mechanical Sciences* 46, 2004: S. 81-98.
- Barlat F., Lian J. „Plastic behavior and stretchability of sheet met-als. Part I: A yield function for orthotropic sheet under plane stress conditions.“ *International Journal of Plasticity*, 1989: Vol. 7, S. 693.
- Barsoum I., Faleskog J. „Rupture mechanisms in combined tension and shear - Experiments.“ *International Journal of Solids and Structures* 44, 2007: S. 1768-1786.
- Behrens, B.-A., I. Peshekhodov, und V. Vucetic. „Numerische Beschreibung der Schädigung beim Scherschneiden und des verbleibenden Restumformvermögens für Dualphasenstähle mithilfe der Multiskalensimulation.“ *Abschlussbericht zum Forschungsprojekt P 830 der Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V.*, 2015.
- Behrens, B.-A., V. Vucetic, und I. Peshekhodov. „Methode zur Charakterisierung des Versagensverhaltens hochfester Stahlblechwerkstoffe in einem breiten Spektrum von Spannungszuständen mithilfe einachsiger arbeitender Zugprüfmaschinen.“ *Abschlussbericht zum Forschungsprojekt P 1007 der Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V.*, 2015.
- Bleck, W. „Werkstoffprüfung in Studium und Praxis.“ *RWTH Aachen*. 15. Überarbeitete Auflage. Aachen: Mainz, 2011.
- C., Icoez. „Identifikation von Versagensparameter für hochfeste Stähle.“ *Diplomarbeit*, 2012.
- Chaboche J. L., Dang-Wan J., Cordier G. „Modelization of the strain memory effect on the cyclic hardening of 316 stainless steels.“ 1979.
- Dell H., Gese H., Oberhofer G. „CrachFEM – A Comprehensive Approach For The Prediction Of Sheet Metal Failure.“ *NUMIFORM*, 2007.
- Doig M., Isik K., Soyarslan C., Richter H. „Versagensprognose bei der Blechumformung hochfester Stähle.“ *16. Workshop "Simulation in der Umformtechnik"*, 2012.
- Doig M., Kraska M., Wyrwich P., Kessler L., Gerlach J., Aydin M.-S. „Inverse parameteridentification with out-of-bending tests.“ *Forming Technology Forum*, 2009: Vol. 09.
- Duncan, J. L. „After Prof. Ghosh's presentation on plastic flow and Localized Necking.“ *GMR Symposium - Mechanics of Sheet Metal Forming*, 1997.
- Dung N.L., Appeltauer J. „Repräsentative Bruchkriterien in der Kaltmassivumformung metallischer Werkstoffe.“ *Forschung in Ingenieurwesen*, 1992.: Band 58.
- ESI Group announces WELD PLANNER. 2009.
- Fonstein, N. „Advanced High Strength Sheet Steels.“ 2015.

- GeNiuS. *Newsletter von GNS und GNS Systems*, Ausgabe 01/2008.
- Goijaerts, Govaert, Baaijens. „Prediction of Ductile Fracture in Metal Blanking.“ *Transactions of the ASME*, August 2000: Vol. 122.
- Gologanu M., Leblond J.-B., Perrin G., Devaux J. „Recent extensions of Gurson’s model for porous ductile metals.“ *in: P. Suquet, eds., Continuum Micromechanics, Springer, 1997: CISM Lecture Series 61–130.*
- Gottstein, G. „Physikalische Grundlagen der Metallkunde.“ *Springer, Heidelberg, 2001.*
- Hill, R. „The Mathematical Theory of Plasticity.“ *Clarendon Press, Oxford, 1950.*
- Hubert, C., L. Dubar, M. Dubar, und A.: Dubois. „Finite element simulation of the edge-trimming/ cold rolling sequence: Analysis of edge cracking.“ *Journal of Materials Processing Technology 212*, 2012: 1049–1060.
- Isik K., Doig M., Soyarslan C., A. E. Tekkaya, Richter H. „On Damage Prediction in Sheet Metal Forming Processes of Advanced High Strength Steels.“ *Sächsische Umformtagung 4*, 2012.
- Kaluza W., Kim I., Bleck W. „Ermittlung von Grenzformspannungsdiagrammen zur Werkstoffcharakterisierung für die Blechumformung.“ *Kolloquium Wirkmedien Blechumformung. Sheet Metal Hydroforming, 2001.*
- Keßler L., Gerlach J. „Industrial aspects of material modelling for steel grades in the past, present and future.“ *Numisheet, 2008.*
- Kraska M., Herdy M., Domhardt J., Roll K. „Materialparameters for Stamping Simulations based on Tensile and Tension-Compression Tests.“ *The 8th International Esaform Conference on Material Form-ing, 2005.*
- Ladeveze P., Lemaitre J. „Damage effective stress in quasi-unilateral conditions.“ *IUTAM Congress Proceedings, 1984.*
- Lemaitre J., Desmorat, R. „Engineering Damage Mechanics. Ductile, creep, fatigue, and brittle failures.“ *Springer Verlag Berlin, Heidelberg, New York, ISBN 3-540-21503-4, 2005.*
- Lemaitre, Jean. „A Course on Damage Mechanics.“ *Springer Verlag, 1996.*
- LeMaout, N., und S., Manach, P. Y. Thuillier. „Aluminum alloy damage evolution for different strain paths - Application to hemming process. .“ *Engineering Fracture Mechanics 76/9*, 2009: 1202–1214.
- Li, Y., M. Luo, J. Gerlach, und T. Wierzbicki. „Prediction of shear induced fracture in sheet metal forming.“ *Journal of Materials Processing Technology, 2010: S. 1858-1869.*
- Lian, J., M. Sharaf, F. Archie, und S. Münstermann. „A hybrid approach for modelling of plasticity and failure behaviour of advanced high-strength steel sheets.“ *International Journal of Damage Mechanics, 2015: 188-218.*
- Liewald M., Held Ch., Denninger R. „Versagensgerechte Bestimmung von Werkstoffen für die Umformung.“ 2010. www.blechnet.com.
- Lou Y., Huh H., Lim S., Pack K. „Extension of a shear controlled ductile fracture model considering the stress triaxiality and the Lode parameter.“ *International Journal of Solids and Structures 49*, 2012: S. 3605-3615.

- LS-OPT. „User’s Manual - A Design Optimization and Probabilistic Analysis Tool for the Engineering Analyst.“ 2015.
- M.G., Cockroft, und Latham D. J. „Ductility and the workability of metals.“ *Journal of the Institute of Metals*, 1968: Vol. 96 S. 33–39,.
- Marciniak, Z., und K. Kuczynski. „Limit strains in the process of stretch-forming sheet metal.“ *International Journal of Mechanical Sciences*, 1967: Vol. 9 No. 9, S. 609-620.
- Mashayekhi, M. Torabian, N. Poursina, M. „Continuum damage mechanics analysis of strip tearing in a tandem cold rolling process.“ *Simulation Modelling Practice and Theory* 19/2, 2010: 612–625.
- Mashayekhi, M., S. Ziaei-Rad, und J., Niklewicz, J.Hadavinia, H.: Parvizian. „Ductile crack growth based on damage criterion: Experimental and numerical studies. .“ *Mechanics of Materials* 39/7, 2007: 623-636.
- Mennecart, Thomas, Alper Güner, A. Erman Tekkaya, Michael Linnepe, und André Marx. „Umformeigenschaften laserstrahlgeschweißter Tailor Welded Blanks aus hochfesten Mehrphasenstählen – Charakterisierung, Modellierung und Verifikation.“ *Abschlussbericht zum Forschungsprojekt P 890 der Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V.* (Abschlussbericht zum Forschungsprojekt P 890 der Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V.), 2015.
- Nahshon K., Hutchinson J.W. „Modification of the Gurson Model for shear failure.“ *European Journal of Mechanics A/Solids* 27, 2008.
- Needleman A., V. Tvergaard. „An analysis of ductile rupture in notched bars.“ *J Mech. Phys. Solids*, 1984: [4]:32, S.461-490.
- Neukamm F., Feucht M., Haufe A. „New developments for coupled forming and crash analysis including damage and failure.“ *Forming Technology Forum 2009*, 2009.
- Rice, J. R., und D. M. Tracey. „On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields.“ *J. Mech. Phys. Solids* 17, 1969: S. 201–217.
- Rietman B., Doig M. „Predicting the quality of clinch joints using FEM.“ *The 4th International Esaform Conference on*, April 2001: 23-25., S. 597 – 600.
- Roll K., Ohnimus S. „Steigerung der Genauigkeit mit höherwertige Elementen.“ *12. Workshop der Umformtechnik „Validierung der Pro-zesssimulation in der Blech- und Massivumformg“*, 2009.
- Roll, K. „Simulation der Blechumformung mit Berücksichtigung der Besonderheiten höchstfester Stähle.“ *11. Sächsische Fachtagung für Umformtechnik*, ISBN 3-86012-236-3, 2004: S. 437-456.
- Roll, K., Lemke, T., Wiegand, K.,. „Possibilities and strategies for simulations and compensation for springback.“ *Proceedings of NUMISHEET 2005, vol. Part A. Detroit, MI, USA, , 2005: pp. 29.*
- Saanouni, K. „On the numerical prediction of the ductile fracture in metal forming.“ *Engineering Fractures Mechanics. Elsevier*, 2007.
- Shouler D.R., Allwood J.M. „A novel sample design for formability testing in pure shear.“ *ICPT*, 2008.

- Siruguet K., Leblond J.-B. „Effect of void locking by inclusions upon the plastic behavior of porous ductile solids I: theoretical modeling and numerical study of void growth.“ *International Journal of Plasticity* 20, 2004: S. 225-254.
- Soyarslan C., Tekkaya A. E. , Akyüz U., „Application of continuum damage mechanics in discontinuous crack formation: Forward ex-“ *Z. Angew. Math. Mech.*, 2008: 1-18.
- Soyarslan, C., Malekipour Gharbi M., Tekkaya A. E., „A combined experimental-numerical investigation of ductile fracture in bending of a class of ferritic-martensitic steel.“ *International Journal of Solids and Structures* 49, 2012: S. 1608-1626.
- Tekkaya, A. Erman, Celal Soyarslan, Kerim Isik, und Maria Doig. „Entwicklung eines anwenderorientiertes Versagensmodell für die Blechumformung hochfester Stähle.“ *Abschlussbericht zum Forschungsprojekt P 853 der Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V.*, 2013.
- Tsoupis, I., und M.: Merklein. „Edge crack sensitivity of lightweight materials under different load conditions.“ *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 159, 2016.
- Tsoupis, I., und S., Merklein, M. Hildering. „ Bending of high-strength low-alloyed steel with respect to edge crack sensitivity caused by shearing operations.“ *Procedia Engineering* 81, 2014: 712-717.
- Valberg, H.S. „Applied Metal Forming: Including FEM Analysis.“ *Cam-bridge University Press*, 2010.
- Vatter, P. H., Hildering, S., Tsoupis, I., Merklein, M.: „Development of a damage prediction system for bending and cutting of high strength steels.“ *Key Engineering Materials* 554-557, pp. 2479-2486, 2013.
- Wierzbicki T., Bao Y., Lee Y.-W., Bai Y. „Calibration and evaluation of sev-en fracture models.“ *International Journals of Mecanical Sciences*, 2005.
- Wiezbicki et al. „A new experimental technique for construct-ing a fracture envelope of metals under multi-axial loading.“ *Proceedings of the SEM Annual Conference Exposition Applied Mechanics*, 2005.
- Wiezbicki T., Bao Y., Bai Y. „A new experimental technique for construct-ing a fracture envelope of metals under multi-axial loading.“ *Proceedings of the SEM Annual Conference Exposition Applied Mechanics*, 2005.
- Xue L., Wierzbicki T. „Ductile fracture initiation and propagation modeling using damage plasticity theory.“ *Engineering Fracture Me-chanics* 75, 2008: S. 3276-3293.
- Yin Q., Brosius A., Tekkaya A. E.: „Modified plane torsion tests for metal characterization.“ *Steel Research International, Special Edition ICTP*, 2011: S. 696-701.
- Yin, Q., A.E. Tekkaya, und H. Traphöner. „Determining cyclic flow curves using the in-plane torsion test.“ *CIRP Annals*, 2015.