

Abschlussbericht

Wero_Turb – Werkstoffe und Bauweisen für eine robuste Turbinenauslegung

Teilvorhaben: Simulation und Auswertung von Impactschäden

Förderkennzeichen:	20T1923C
Laufzeit:	01.09.2020 bis 31.08.2024
Projektleiter Fraunhofer:	Jan Marcel Hausherr
Autoren:	Jens Schmidt ISC-HTL
	Jan Marcel Hausherr ISC-HTL
	Wolfgang Bernstein ISC-HTL
	Claudio Findeisen IWM
	Carla Beckmann IWM
	Jörg Hohe IWM

Inhaltsverzeichnis

1 Wissenschaftlich-technische Ergebnisse des Vorhabens

1.1 Einleitung

Für zukünftige Flugturbinen ist, neben der Optimierung von Wirkungsgrad und Masse, die Gewährleistung der Systemintegrität von zentraler Bedeutung. Für die Bauteilgestaltung sind die Modellierung der Werkstoffeigenschaften und des belastungsabhängigen Werkstoffverhaltens über die Lebensdauer sowie unter Missbrauchsbelastungen wie lokalen Impact-Ereignissen von besonderer Wichtigkeit.

Neuartige Verfahren zur Lebensdauermodellierung sollen das Einsatzpotential metallischer Werkstoffe weiter erhöhen. Eine verbesserte Beschreibung von Defekten in Wechselwirkung mit lokalen Spannungszuständen sowie Modellierung von Karbiden soll die zulässige Lebensdauer bei Poren in Gussteilen aus IN100 und weiteren relevanten Gusslegierungen um bis zu 20% erhöhen. Für hochbelastete Gussteile aus IN100 und IN713 soll die Betriebsfestigkeitsvorhersage für Kerbstellen verbessert werden.

Für ein robustes Rotordesign speziell bei der Bewertung der Berstsicherheit soll die stochastische Bewertung der Fertigungstoleranz untersucht werden, um sämtliche Wechselwirkungen zu berücksichtigen und somit die einflussreichen Geometrietoleranzen zu identifizieren.

Um das Potential von SiC/SiC CMC-Werkstoffen für thermisch höher belastete Statorbeschaufelungen nutzen zu können, sollen zusammen mit Schunk Kohlenstofftechnik GmbH (SKT), dem Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik (IWM), dem Fraunhofer-Zentrum für Hochtemperatur-Leichtbau (HTL) und dem Deutschen Zentrum für Luft- und Raumfahrt, Designstudien zur Bauteilgestaltung durchgeführt, das Bauteilverhalten bei Impact simuliert und versuchstechnisch nachgewiesen werden.

Durch die Methoden für eine robuste Bauteilgestaltung sollen zukünftige Turbinenbauteile (metallisch oder CMC) verbesserte Eigenschaften über den gesamten Lebenszyklus ermöglichen. Hiermit soll die Konkurrenzfähigkeit der Firmen MTU und Schunk (CMC) sowie der beteiligten Forschungspartner bzgl. Werkstoffe und Bauweisen für eine robuste und nachhaltige Turbinenauslegung weiter gestärkt werden.

1.2 Arbeitsplan

Aufgrund verschiedener Verschiebungen von Prioritäten bei den Industriepartnern MTU und SKT wurde beschlossen, Arbeitsumfang und -inhalte zu modifizieren. Dafür wurde im April 2022 nach einer Anhörung des BMWK ein Änderungsantrag für das HAP3 eingereicht, mit entsprechenden Modifikationen und Anpassungen.

Die neuen Ziele des HAP 3 befassen sich primär mit der Simulation von Schäden aufgrund von Low-Velocity-Impact-Versuchen. Die ursprünglichen Arbeitspakete wurden durch vier neue Arbeitspakete (AP-N1 bis AP-N4) ersetzt bzw. ergänzt:

- AP-N1 - Materialcharakterisierung (Fraunhofer HTL)
- AP-N2 – Fallgewichtversuche (Fraunhofer HTL)
- AP-N3 – Restfestigkeitsversuche (Post-Impact-Versuche) (Fraunhofer HTL)
- AP-N4 – Mikrostruktursimulationen (Fraunhofer IWM)

	20	2021				2022				2023				2024		
	Q4	Q1	Q2	Q3	Q4	Q1	Q2	Q3	Q4	Q1	Q2	Q3	Q4	Q1	Q2	Q3
AP 0 Projektmanagement																
3.2 Strukturmechanische Impactbewertung																
3.2.5 Erweiterung des IWM-Schädigungsmodells																
3.2.5.1 Literaturrecherche																
3.2.5.2 Modellformulierung																
3.2.5.3 Parameteridentifikation und Validierung																
3.2.5.4 Implementierung																
3.2.6 Dynamische FE-Simulation von Impact																
3.2.6.1 FE Modellaufbau Impact																
3.2.6.2 Dynamische Impactsimulationen																
3.2.7 Validierung der Impactsimulation																
3.2.7.1 Auswertung Impactsimulation																
3.2.7.2 Bewertung Simulationsmethodik																
3.3 Auswertung Impactversuche von CMC (HTL)																
3.3.1 Entwicklung Verfahren zur Fehlererfassung																
3.3.1.1 Musterproben für Vorversuche aus CMC																
3.3.1.2 Entwicklung Kontrastmittel für CT																
3.3.2.3 Anpassung Algorithmen zur Defekterfassung																
3.3.1.4 Überprüfung mit alternativen Methoden																
3.3.6 Defekterfassung (CT) an Impact-Proben																
Arbeitspakete Änderungsantrag																
N1 Materialcharakterisierung																
N2 Fallgewichtversuche																
N3 Restfestigkeitsversuche (Post-Impact Versuche)																
N4 Mikrostruktursimulationen																
Meilensteine																
MS 3.2.5 Versagensmodell lauffähig und implementiert																
MS 3.2.3 Impactsimulation (Element Deletion) ist lauffähig																
MS 3.2.4 Vorhersage für abschliessende Impacttests liegt vor																
Meilensteine Änderungsantrag																
M-N1 Proben hergestellt und geliefert (SKT)																
M-N2 Charakterisierungsversuche ausgewertet (HTL,IWM)																
M-N3 Fallgewichtversuche abgeschlossen (HTL)																
M-N4 Post-Impact Analyse abgeschlossen (HTL)																

Abbildung 1: Zeitplan mit Modifikationen nach dem Änderungsantrag.

1.3 Ergebnisse – Experimentelle Charakterisierung → HTL

Aufgrund der zeitlichen Verschiebungen (siehe Bericht 3) sowie einem Ofendefekt bei der Firma Schunk konnten bis Ende 2023 keine Werkstoffe hergestellt werden. Werkstoffmuster waren im März 2024 verfügbar und die Präparation der Proben erfolgte im Mai/Juni 2024. Daher sind erst im Oktober 2024 die Versuchsdaten aus Impact und Post-Impact verfügbar gewesen.

Aufgrund dieser Verzögerungen wurde eine kostenneutrale Laufzeitverlängerung um 6 Monate beantragt, welche jedoch abgelehnt wurde.

1.3.1 AP-N1-Materialcharakterisierung

Ziele:

Ziel dieses Arbeitspaketes ist es, die notwendigen Materialparameter für eine Finite-Elemente Simulation zu ermitteln, um eine Vorhersage des Impactverhaltens von einfachen, flachen Proben bei Raumtemperatur zu machen.

Dafür wurden zuerst die erforderlichen Probenmengen und -geometrien sowie Versuchsparameter mit dem Partner IWM und DLR bestimmt und der Materialbedarf an SKT gemeldet.

Anschließend wurden die notwendigen Versuche durchgeführt und die Ergebnisse an den Partner IWM und DLR als Daten für die Simulation weitergegeben.

Im Berichtszeitraum durchgeführte Arbeiten:

In diesem Arbeitspaket wurden bislang die benötigten Proben mit den Partnern spezifiziert und Entnahmepläne gemäß den Abmessungen der von SKT zur Verfügung gestellten Werkstoffplatten vorbereitet. Insgesamt wurden folgende Proben ermittelt und extrahiert:

Tabelle 1

Anzahl	Reserve	Versuch	Abmessungen	Faserorientierung
10	3	Zugproben (tailliert)	16 x 150 mm	0°/90°
10	3	Zugproben (tailliert)	16 x 150 mm	+45°/-45°
10	3	Zug/Druckproben (nicht tailliert)	8 x 110 mm	0°/90°
5	1	Zug/Druckproben (nicht tailliert)	8 x 110 mm	+45°/-45°
20	5	Scherung (ILSF)	24 x 10 mm	0°/90°
20	5	Scherung (ILSF)	24 x 10 mm	+45°/-45°
25	3	Impactversuche	50 x 70 mm	0°/90°
10	2	Impactversuche	50 x 70 mm	+45°/-45°

Die Proben wurden aus insgesamt 6 Platten entnommen.

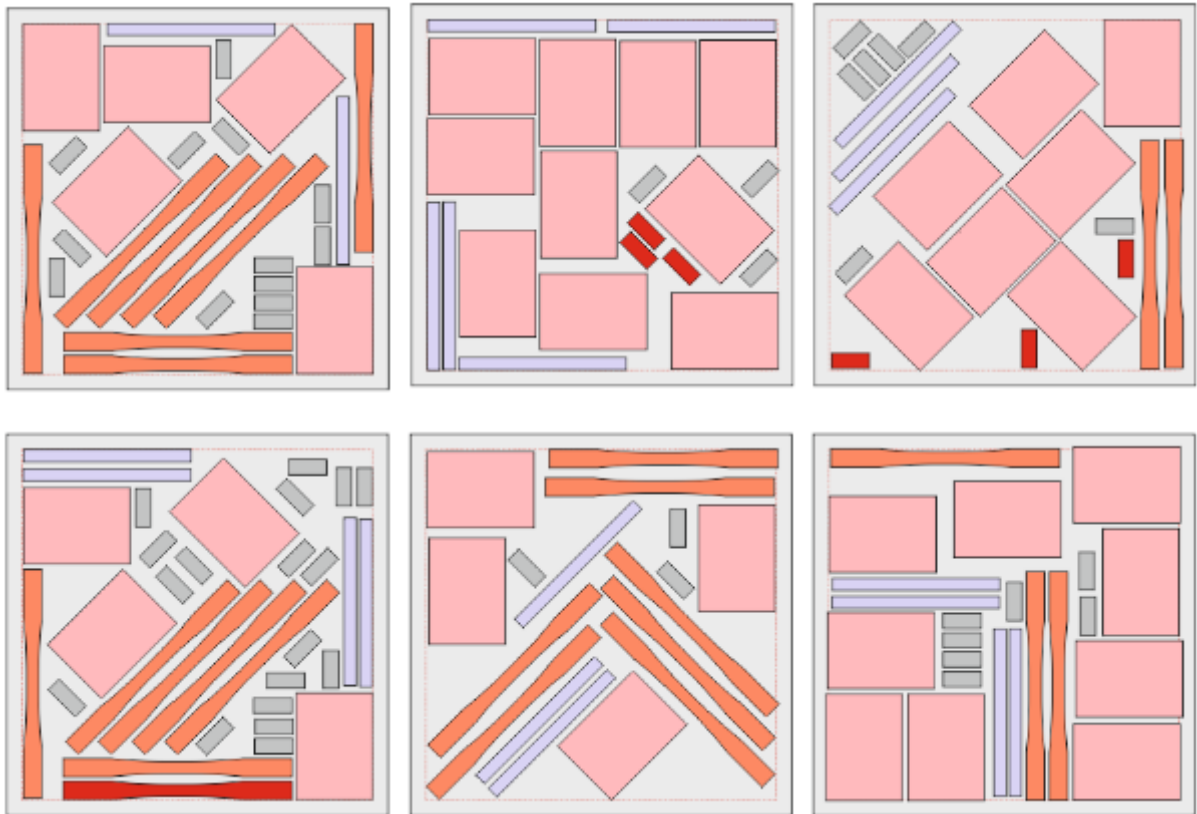


Abbildung 2: Probenschnittpläne

Stand des Vorhabens:

Setup und Proben

Es wurden 26 Proben aus 5 verschiedenen Platten nach ASTM C1359 bei Raumtemperatur unter Zugbelastung geprüft. Als Setup kam eine Universalprüfmaschine mit Keilschraubspannklemmen und einem Klemmextensometer zum Einsatz.



Abbildung 3: Setup für Zugversuche

Die Proben wurden in einer taillierten Zugprobengeometrie per Wasserstrahlzuschchnitt aus den Platten entnommen und nicht weiterbearbeitet. Die unebenen Oberflächen, teilweise mit anhaftenden Siliziumpartikeln erschwerten die Tests.



Abbildung 4: Zugprobe

Die Proben waren zum Großteil uneben. Krümmungen der Proben zeigten sich besonders beim Einspannen in den Klemmen.



Abbildung 5: gekrümmte Probe innerhalb der Spannbacken

Ergebnisse

Die Beschaffenheit der Proben und das verfügbare Testequipment beschränkt die Aussagekraft der erzielten Ergebnisse. Das verwendete Klemmextensometer misst Längenänderungen lediglich innerhalb einer beschränkten Messlänge auf der Probenoberfläche. In den Versuchen kam es jedoch in vielen Fällen zu Rissen und zu Probenversagen außerhalb dieses Messbereichs. In Kombination mit der Verwendung von Keilklemmen und dem Vorhandensein von Oberflächenstrukturen (Siliziumfragmente) wurde so eine Vielzahl von unerwünschten Nebeneffekten, insbesondere in Bezug auf die Dehnungsmessung aufgezeichnet. Exemplarisch ist dieses Verhalten an den Spannungs-Dehnungsdiagrammen der Zugproben aus Platte Z5 dargestellt.

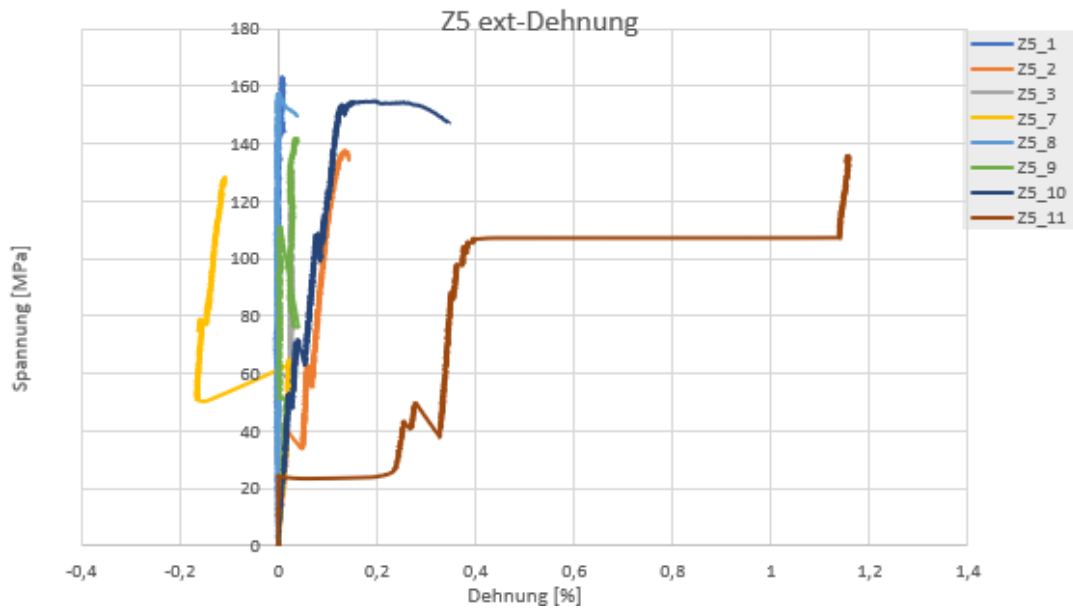


Abbildung 6: repräsentative Spannungs-Dehnungs-Diagramme

In Anbetracht dieser Ergebnisse müssen alle dehnungsabhängigen Kennwerte verworfen und als ungültig bewertet werden.

Die Spannungs-Weg Kurven auf Basis der Traversenwegmessungen zeigen einen plausibleren Verlauf

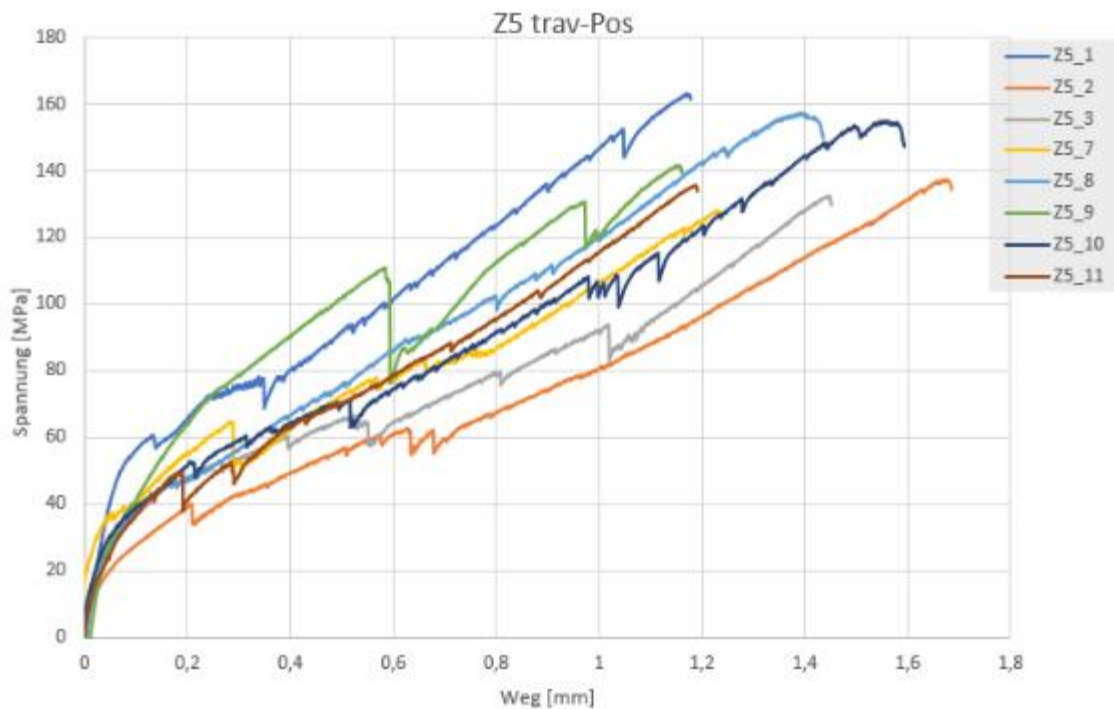


Abbildung 7: repräsentative Spannungs-Weg Diagramme

Bei allen Kurven sind schlagartige Kraftabfälle zu beobachten. Diese können entweder auf tatsächliche auftretende Risse im Material hinweisen, oder aber auf Oberflächeneffekte in den Klemmen zurück gehen. Zweiteres würde bedeuten, dass Oberflächenstrukturen innerhalb einer Klemme zusammenbrechen, woraufhin sich die Klemmen schlagartig aufeinander zu bewegen und durch die Keilwirkung einen Spannungsabfall in der Probe verursachen. Auf Basis der Traversenwegmessung wurden keine Dehnungen bestimmt, da der Einfluss der Keilklemmen das Ergebnis signifikant verfälschen würde. Trotz aller Schwierigkeiten sind die Bruchspannungen verwertbar:

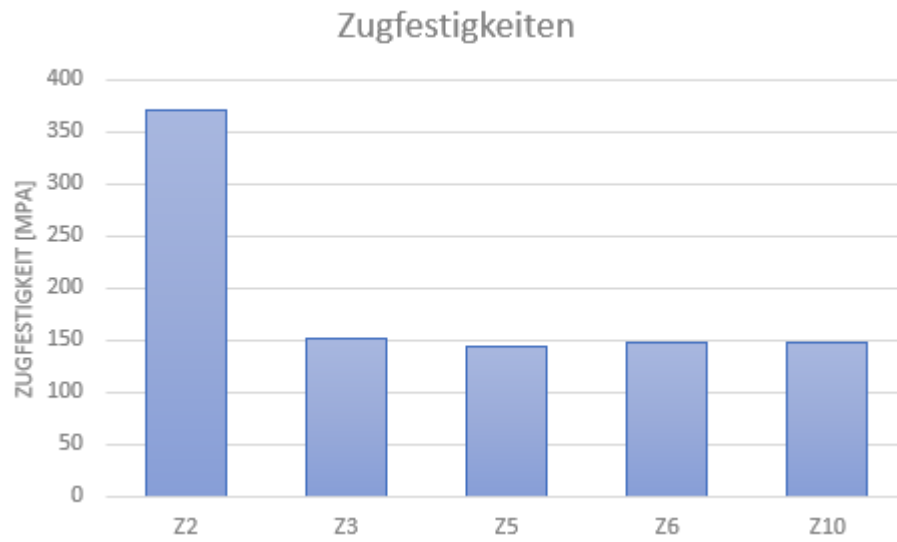


Abbildung 8: Balkendiagramm zu ermittelten Zugfestigkeiten

1.3.2 AP-N2 – Fallgewichtsversuche

Ziele:

Durch Fallturmversuche an ebenen CMC-Targets soll das Impactverhalten des Werkstoffes ermittelt werden. Dafür sollen Proben mit einer Geometrie von 50 x 70 mm mit verschiedenen Impactenergien beaufschlagt werden und die dadurch verursachten Schädigungen ermittelt werden. Diese Schädigungsbilder werden dann an das IWM geliefert, um mit den Modellierungsergebnissen zu vergleichen (AP N-4).

Im Berichtszeitraum durchgeführte Arbeiten:

Die Impactversuche wurden an einem Fallbolzenprüfgerät, CEAST Fractovis Plus durchgeführt.

Es wurden Proben (Abmessungen 50x70 mm) mit steigenden Impactenergien von 1, 2 und 4 Joule beaufschlagt.

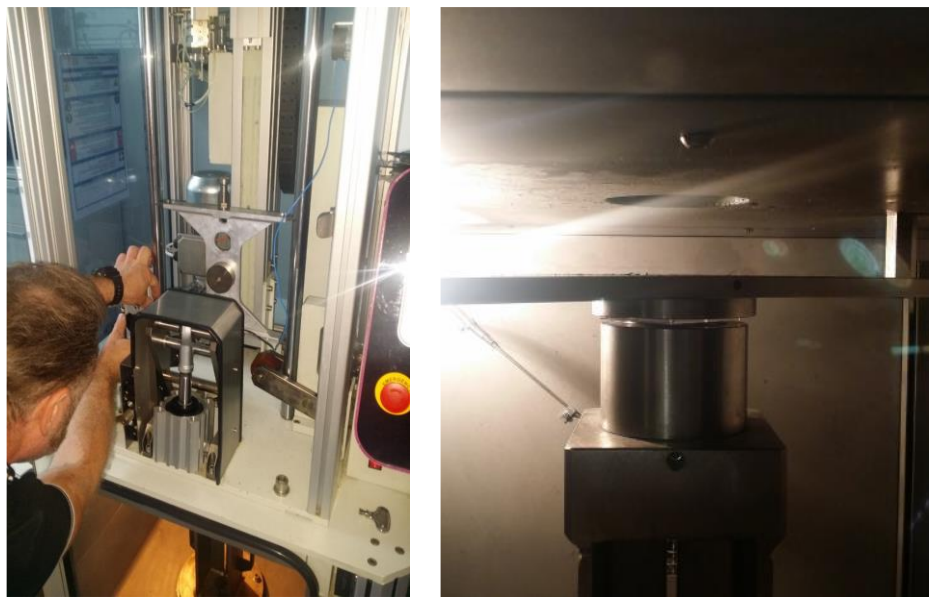


Abbildung 9: Fallgewichtsprüfstand

Für die Durchführung wurden die Proben auf einer ringförmigen Ablage mit 40 mm Durchmesser montiert und leicht fixiert (Verklemmung). Der Impactor hatte die Form einer Halbkugel, die mit einem Fallschlitten in die Mitte der Probe gelenkt wurde. Kraft und Geschwindigkeiten wurden gemessen, der Schlitten wurde beim Rückprall aufgefangen und zurückgehalten.

Als Ergebnisse wurden die Kraft-Zeit-Kurven aufgenommen. Abbildung 10: Kraft-Zeit Kurven bei a) 1 Joule und b) 4 Joule zeigt die gemessenen Kraft-Zeit Kurven bei zwei unterschiedlichen Energien (1 und 4 Joule).

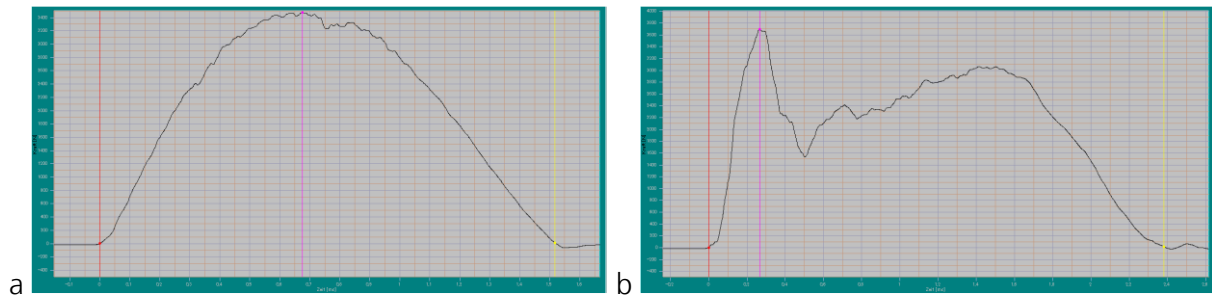


Abbildung 10: Kraft-Zeit Kurven bei a) 1 Joule und b) 4 Joule

Die Versuche wurden nur bis zu einer Impactenergie von 4 Joule durchgeführt. Oberhalb von 4 Joule erfolgte ein glatter Durchschlag, was für die Bewertung der Versuche nicht erwünscht war. Tabelle 2 zeigt die Ergebnisse der 1, 2 und 4 Joule Versuche an den jeweils 5 Proben:

Tabelle 2: Ergebnisse Impactversuche

Proben-name	Impact-energie	Max. Kraft [N]	Energie [Joule]		Messdauer [ms]		Verformung [mm]
			Peak	Gesamt	FMax	Dauer	
Z3.1	1 Joule	3475	0,96	0,68	0,675	1,517	0,50
Z3.9	1 Joule	2875	0,52	0,76	0,419	1,775	0,37
Z3.10	1 Joule	2715	0,64	1,00	0,559	2,147	0,49
Z3.11	1 Joule	2685	0,55	0,86	0,407	1,764	0,36
Z3.12	1 Joule	2445	0,62	0,89	0,585	2,185	0,52
Z3.4	2 Joule	3190	0,98	1,67	0,469	2,078	0,60
Z3.5	2 Joule	3255	0,88	1,81	0,395	2,076	0,51
Z3.6	2 Joule	3395	2,02	1,67	1,027	1,932	0,94
Z3.7	2 Joule	2595	0,95	1,96	0,506	3,140	0,65
Z3.8	2 Joule	4255	1,26	1,96	0,465	2,306	0,57
Z3.3	4 Joule	3690	0,92	3,83	0,267	2,381	0,510
Z4.2	4 Joule	4120	1,11	3,87	0,246	2,228	0,462
Z4.4	4 Joule	3687	3,11	3,70	0,808	2,384	1,250
Z4.5	4 Joule	4330	0,89	3,63	0,238	1,833	0,455
Z4.6	4 Joule	3730	0,96	3,82	0,261	2,544	0,496

CT-Auswertung der Schäden

Nach Impact wurden alle Proben mit Hilfe der Computer Tomografie vermessen und die Schadensbilder erfasst. Dabei wurde die maximale Risslänge und -breite vermessen sowie die Lagenabhängige Ausweitung erfasst.

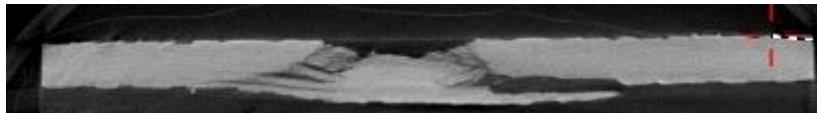


Abbildung 11: Schnitt durch die Höhe des Impactpunktes – Senkrechte Ebene im Impactbereich an einer 2 Joule Probe (Z3.3) mit sichtbarem Bruchkegel

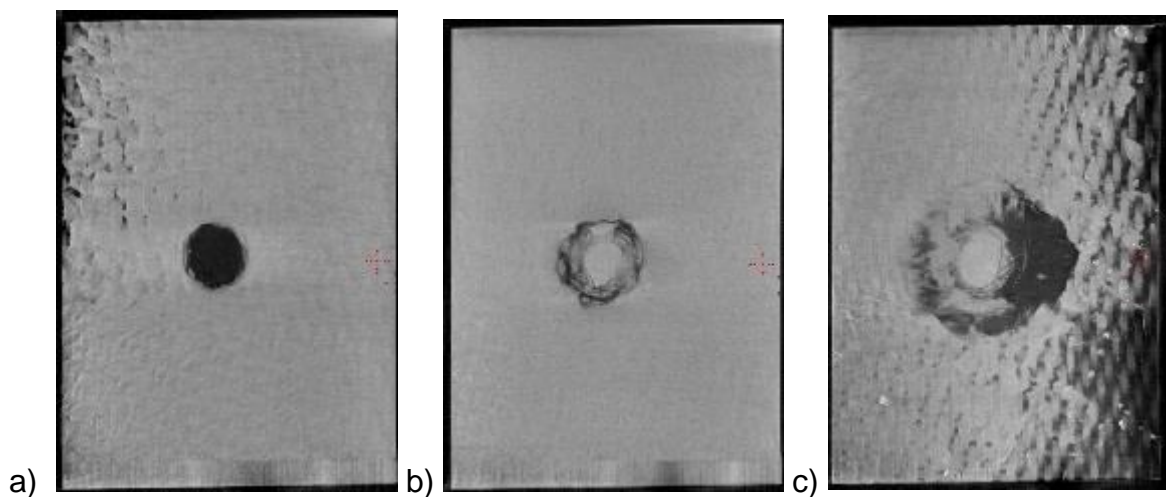


Abbildung 12: Darstellung Impactfläche – Ebenenschnitte an der Oberfläche, in der Mitte, und am unteren Ende an einer 4 Joule Probe (Z3.3)

Abbildung 11 **Abbildung 11**: Schnitt durch die Höhe des Impactpunktes – Senkrechte Ebene im Impactbereich an einer 2 Joule Probe (Z3.3) mit sichtbarem Bruchkegel zeigt an der Probe Z.3.3 (2 Joule) die typische Aufweitung des Impactschadens durch die Probe. Auffallend ist, dass die Faserorientierung keinen Einfluss auf das Schadensbild aufweist – alle Proben zeigen einen fast kreisrunden Schadenskegel auf.

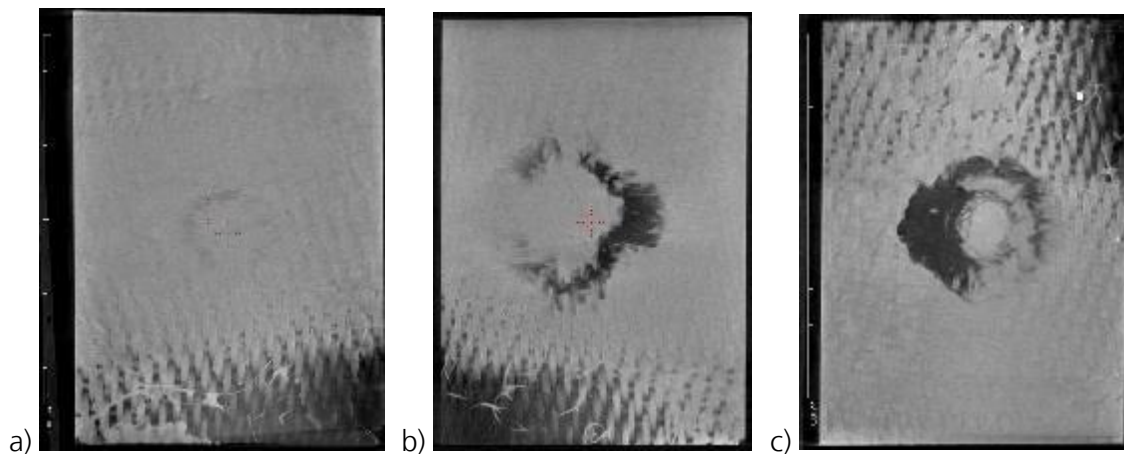


Abbildung 13: Maximale Schadensabmessungen im Unteren Bereich der Proben bei a) 1 Joule (Z3.11); b) 2 Joule (Z3.8); c) 4 Joule (Z3.3)

Die gemessene maximale Schadensgröße weist keine direkte Abhängigkeit von der aufgetragenen Impactenergie auf. In Tabelle :3 erkennt man kleine und große Schädigungsflächen bei 1 Joule Impact (Z3.10), aber auch kleine Schadensabmessung bei 4 Joule (Z4.2). Ein Zusammenhang ist nur indirekt erkennbar; für bessere Zusammenhänge muss die Probenmenge erhöht werden.

Tabelle :3 Impact Proben

Probenname	Impactenergie	Max. Kraft [N]	Energie [Joule]		Schadensausmaße		
			Peak	Gesamt	X Max [mm]	Y Max [mm]	Fläche [mm ²]
Z3.1	1 Joule	3475	0,96	0,68	0,0	0,0	0 ¹
Z3.9	1 Joule	2875	0,52	0,76	9,0	9,0	82
Z3.10	1 Joule	2715	0,64	1,00	19,5	11,0	214
Z3.11	1 Joule	2685	0,55	0,86	18,0	16,0	288
Z3.12	1 Joule	2445	0,62	0,89	6,5	8,0	50
Z3.4	2 Joule	3190	0,98	1,67	19,0	15,0	285
Z3.5	2 Joule	3255	0,88	1,81	17,0	18,0	305
Z3.6	2 Joule	3395	2,02	1,67	19,0	13,0	250
Z3.7	2 Joule	2595	0,95	1,96	21,5	41,5	900 ²
Z3.8	2 Joule	4255	1,26	1,96	30,0	22,0	650
Z3.3	4 Joule	3690	0,92	3,83	24,0	23,5	563
Z4.2	4 Joule	4120	1,11	3,87	10,0	9,0	90
Z4.4	4 Joule	3687	3,11	3,70	-	-	-
Z4.5	4 Joule	4330	0,89	3,63	29,0	26,0	750
Z4.6	4 Joule	3730	0,96	3,82	19,0	16,0	305

¹ Probe weist keine Schäden auf

² Probe in mehrere Teile zerbrochen

1.3.3 AP-N3- Restfestigkeitsversuche (Post-Impact Versuche)

Ziele:

Nach Erfassen der Impactschädigung aus dem AP-N2 werden die Biege-Restfestigkeiten ermittelt. Durch einen 3- Punktbiegeversuch werden die Proben bis zum Versagen belastet und die Ergebnisse ermittelt.

Diese Ergebnisse werden ebenfalls dem IWM zur Verfügung gestellt, um die in AP-N4 aufgestellten Simulationsergebnisse zu vergleichen.

Ergebnisse:

Material aus verschiedenen Platten wurden in Impactversuchen definiert vorgeschädigt und anschließend im Dreipunktbiegeversuch (siehe Abbildung 14) getestet.



Abbildung 14: Biegesetup

Die Proben wurden aus Plattenmaterial entnommen und ohne weitere Bearbeitung im „as fired“ Zustand geprüft. Die Oberflächen der Proben sind uneben und übersät von Siliziumerhebungen.

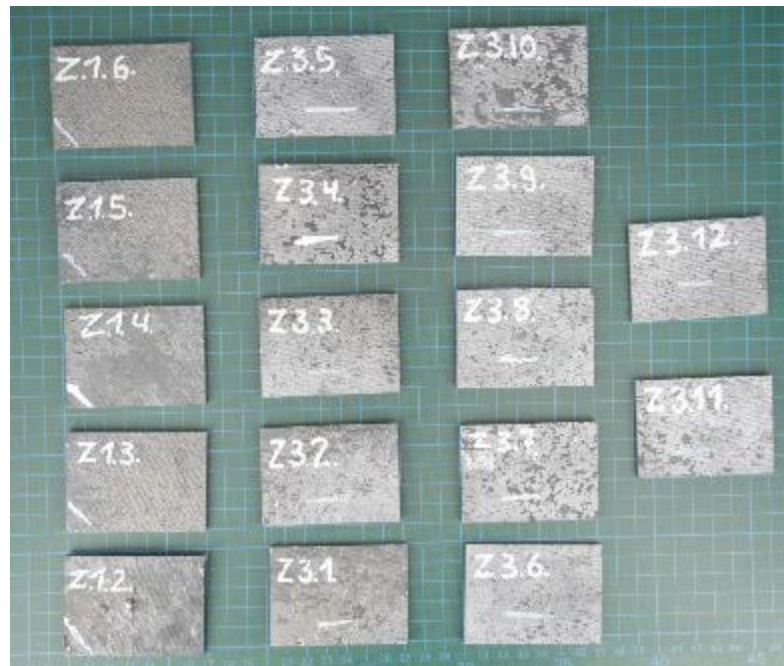


Abbildung 15: Impact-Proben

Diese Oberflächenstruktur erschwert die Biegeversuche, sodass die Spannungs-Dehnungskurven ausgeprägte Setzeffekte in den Anfangsbereichen aufweisen. Die Abbildung 16 zeigt exemplarisch für eine Probe die durchgeführten Setzeffektkorrekturen.

Die Setzeffektkorrektur wurde für alle Proben angewendet:

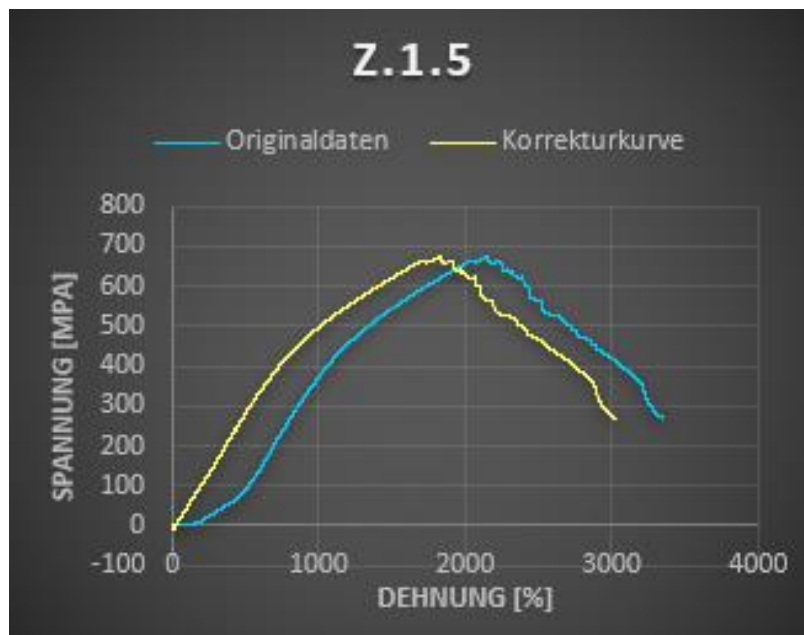


Abbildung 16: Setzeffektkorrektur

Im Spannungs-Dehnungs-Diagramm (Abbildung 17) lassen sich 3 verschiedene Kurvenscharen aufgrund ihres grundsätzlichen Kurvenverlaufes und insbesondere bezüglich der Maximalspannung, die im Versuch erreicht wurde einteilen.

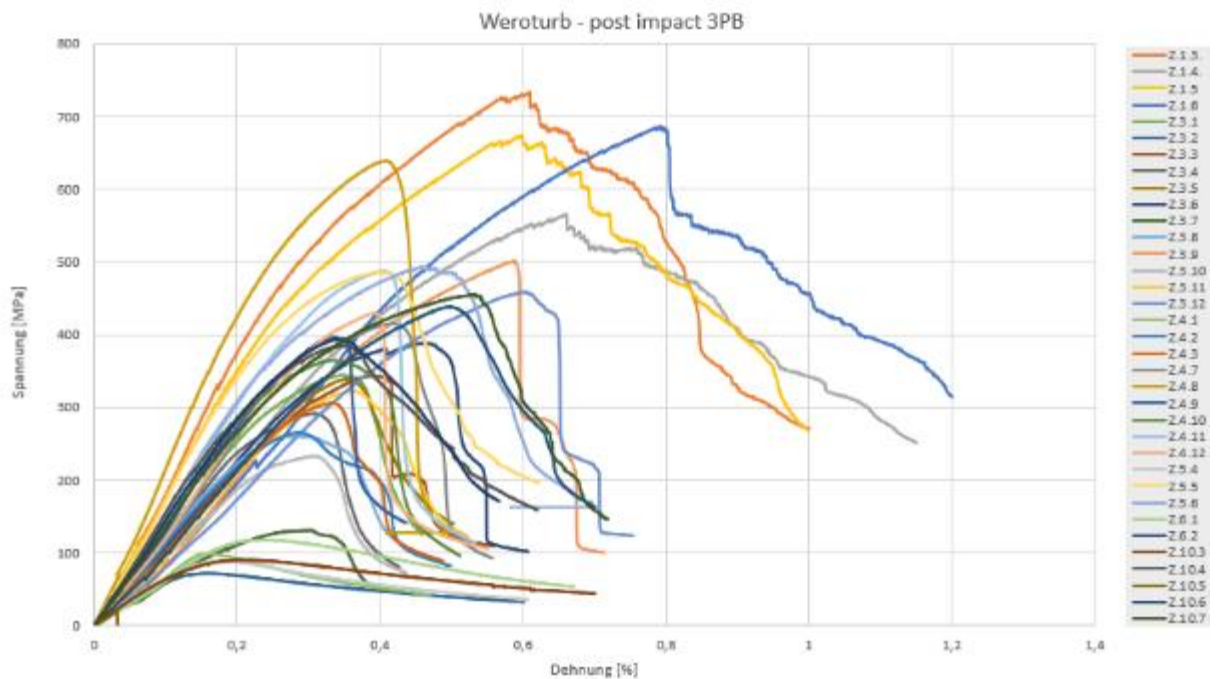


Abbildung 17: Spannungs-Dehnungs-Diagramm zu den Dreipunkt-Biegeversuchen an post-Impact Proben

In Tabelle 4 wurden die Proben absteigend nach dem Bruchfestigkeitswert sortiert und die 3 grafisch aus dem Spannungs-Dehnungs-Diagramm identifizierten Bereiche farblich mit grün, orange und rot entsprechend ihrer erreichten Maximalfestigkeit markiert.

Tabelle 4: Ergebnistabelle post-Impact 3PB

Probe	F_{\max} [N]	ϵ_{\max} [%]	σ_{\max} [MPa]	Impact Energy [J]	E [GPa]
Z.1.3.	3699,3	0,752	733,1		174,6
Z.1.6	3477,6	0,816	685,4		96,6
Z.1.5	3393,6	0,708	672,9		175,7
Z.4.8	3199,6	0,493	638,8		209,8
Z.1.4.	2832,2	0,710	564,5		106,5
Z.3.9	2514,2	0,677	501,0	1,0	98,0
Z.5.6	2493,8	0,577	493,0		144,8
Z.4.11	2435,3	0,506	486,8		142,9
Z.5.5	2446,8	0,483	486,3		165,0
Z.3.12	2300,4	0,681	458,6	1,0	78,7
Z.10.7	2311,8	0,633	454,5		130,9
Z.6.2	2194,6	0,555	438,1		91,8
Z.4.12	2152,0	0,549	429,6		115,8
Z.4.7	2081,3	0,487	415,2		114,1
Z.4.9	1979,4	0,401	395,6		123,2
Z.10.6	1977,6	0,446	393,7		138,1
Z.3.6	1941,8	0,516	387,7	2,0	100,4
Z.10.4	1934,5	0,416	384,3		147,2
Z.4.10	1825,9	0,414	364,6		132,8
Z.3.1	1722,6	0,380	344,2	1,0	126,1
Z.3.3	1720,2	0,499	343,2	4,0	105,3
Z.3.5	1693,3	0,399	338,4	2,0	75,8
Z.3.11	1612,7	0,405	322,0	1,0	82,4
Z.4.3	1539,0	0,413	306,0		98,9
Z.3.4	1460,4	0,368	291,2	2,0	119,8
Z.4.2	1332,3	0,368	265,8	4,0	108,0
Z.3.8	1305,7	0,359	260,5	2,0	117,9
Z.3.10	1166,8	0,373	232,9	1,0	100,9
Z.3.7	654,7	0,338	130,9	2,0	59,0
Z.6.1	588,9	0,280	117,5		59,1
Z.4.1	493,7	0,215	98,7		61,1
Z.10.3	451,4	0,319	90,1		68,7
Z.5.4	442,2	0,277	88,4		74,7
Z.3.2	359,3	0,210	71,7		64,0
Z.10.5	102,0	---	20,3		147,2

Erstaunlicherweise befinden sich bis auf zwei Ausnahmen alle vorgeschädigten Proben im mittleren Festigkeitsbereich. Da alle Proben aus dem grünen Bereich aus derselben Platte stammen, muss auch die Grundfestigkeit der ungeschädigten Proben (siehe Abbildung 18) als Referenz betrachtet werden.

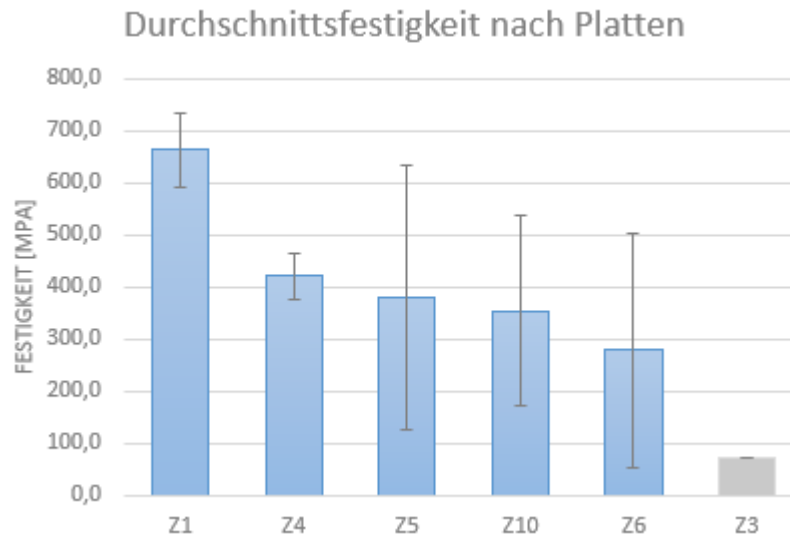


Abbildung 18: Balkendiagramm zu 3PB Festigkeiten ohne Impact

Unter der Annahme identischer Fertigungsparameter für die verschiedenen Platten wurde davon ausgegangen, dass es keinen signifikanten plattenabhängigen Unterschied in den Materialkennwerten gibt. Die Proben für den Impact Test stammen alle aus Platte Z3. Es wurde nur eine einzige Probe aus dieser Platte ohne Impact Schaden getestet. Der Festigkeitswert dieser einen Probe ist im Vergleich zu allen anderen Proben so klein, dass er nur als Ausreißer interpretiert werden kann. Womöglich lag hier eine Fehlstelle im Material vor.

Ungünstiger Weise variieren die Festigkeitswerte der Proben ohne Impact Schaden sehr stark, sodass die Vergleichsbasis eine sehr hohe Unsicherheit aufweist. Hieraus lässt sich Entwicklungspotential insbesondere im Hinblick auf die Materialhomogenität und die Reproduzierbarkeit des Materials ableiten.

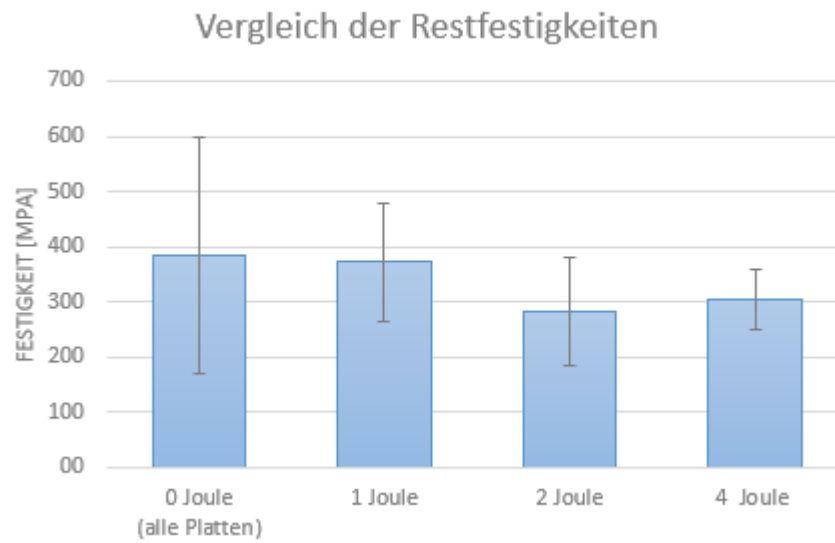


Abbildung 19: Balkendiagramm zu 3PB Festigkeiten nach Impact

Im Rahmen aller erwähnten Einschränkungen und der sich daraus ergebenden erheblichen Streuung der Kennwerte lässt sich kein signifikanter Festigkeitsabfall mit steigender Schädigungsenergie ableiten. Die damit verbundene Schlussfolgerung dem Material eine hohe Schadenstoleranz zuzusprechen ist allerdings mit großer Vorsicht zu genießen.

1.4 Ergebnisse – Numerische Modellierung

Auf der Basis der Ergebnisse der experimentellen Arbeiten in Abschnitt 1.3 wurde ein Schädigungs- und Versagensmodell für die Impactsimulation von CMC-Bauteilen in Laminatbauweise erarbeitet. Die Modellparameter wurden anhand von Zugversuchen bestimmt und gegen die experimentelle Datenbasis validiert.

1.4.1 Erweitertes Schädigungsmodell für CMC-Materialien (AP 3.2.5)

1.4.1.1 Schädigungswirkung

Für die Modellierung und Prognose von Impactschäden an CMC-Bauteilen wurde ein bestehendes skalarwertiges Schädigungsmodell weiterentwickelt, um insbesondere die für die Impactsimulation relevanten Effekte besser abzubilden. Hierfür wurde das Modell auf eine tensorwertige Schädigungsvariable erweitert, wodurch aus der Literatur bekannte Phänomene zur Schädigungsentwicklung von keramischen Verbundwerkstoffen, insbesondere die anisotrope Schädigungsentwicklung, besser abgebildet werden können. Kernaspekt der Modellformulierung unter Verwendung von tensorwertigen Schädigungsvariablen ist hierbei die Formulierung der Schädigungswirkung. Hierfür existieren in der Literatur verschiedenste Ansätze, die zu einem großen Teil allerdings auf mechanisch fragwürdigen Annahmen beruhen und zum Teil auch mathematische Probleme mit sich bringen. Dies gilt insbesondere für dabei u.U. auftretende unsymmetrische Steifigkeitstensoren. Eine Übersicht über diese Ansätze wurde beispielsweise durch Besson et al. [2] gegeben.

In dieser Arbeit wurde daher ein neuer Ansatz zur Formulierung der Schädigungswirkung verfolgt, in dem aus grundlegenden experimentellen Erkenntnissen zur Schädigungswirkung eine Formulierung basierend auf der Darstellungstheorie invarianter Tensorfunktionen (vgl. Zheng [10]) erfolgte. Dieses Vorgehen hat den Vorteil, dass Werkstoffsymmetrien von Anfang an mitberücksichtigt werden und so mit einem Minimum an Materialparametern beschrieben werden können. Ausgangspunkt für die Modellformulierung waren hierbei ausgiebige experimentelle Analysen der Schädigungswirkung mittels Ultraschalluntersuchungen, die an anderer Stelle an ähnlichen Materialien durchgeführt wurden (Baste und Aristégui [1]). Dort wurde festgestellt, dass der geschädigte Werkstoff in erster Näherung die gleiche Symmetrieklasse aufweist, wie der ungeschädigte Werkstoff. Die Symmetrieachsen werden allerdings durch die Schädigung beeinflusst. Die Symmetrieachsen des geschädigten Werkstoffes liegen hierbei zwischen der Symmetrieachse des ungeschädigten Werkstoffes und den Eigenvektoren des Schädigungstensors. Die genaue Position hingegen ist materialabhängig und hängt von dem Maß der Schädigung ab. Analytische Ansätze

(Baste und Aristégui [1]) zeigen, dass bei starker Schädigung der Winkel α zwischen ungeschädigter und geschädigter Werkstoffsymmetrie in etwa $\alpha = \frac{1}{3}\gamma$ beträgt, wobei γ als der Winkel zwischen ungeschädigter Werkstoffsymmetrie und Hauptachsensystem des Schädigungstensors \mathbf{D} definiert ist.

Ein zusätzliches wesentliches Phänomen, das insbesondere für die spröde Schädigung von CMC-Materialien relevant ist, ist die Deaktivierung der Schädigung unter Druckbelastung. Da der Schädigungsmechanismus bei inhärent spröden Materialien im Wesentlichen aus der Bildung und dem Wachstum von Mikrorissen besteht, tritt der Schädigungseffekt im Wesentlichen unter rissöffnender Zug- oder Schubbelastung auf. Unter Druckbelastung hingegen werden die Risse geschlossen und können über die Rissflanken hinweg wieder (Druck-)Spannungen im ursprünglichen Zustand übertragen. Die Wirkung der Schädigung ist daher in diesen Fällen ganz oder teilweise deaktiviert. Die sich hierbei entwickelnde und mit steigendem Schädigungsgrad zunehmende Zug-Druck-Anisotropie des Werkstoffs muss im Rahmen der Materialmodellierung in geeigneter Weise berücksichtigt werden.

Da es sich bei den betrachteten CMC-Materialien um elastische Materialien handelt, bei denen sich materiell nichtlineare Effekte ausschließlich durch Schädigungseinflüsse ergeben, erfolgt die Materialmodellierung im Rahmen des hyperelastischen Konzepts. Ausgangspunkt der Formulierung ist der allgemeine Ansatz

$$\phi(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D}) = \phi^e(\boldsymbol{\varepsilon}) + \phi^d(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D}) + \phi^i(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D}) \quad (1)$$

für das elastische Potential, das Schädigungspotential und das Deaktivierungspotential. Entsprechend dem hyperelastischen Konzept ergeben sich die Spannungen dann durch die partielle Ableitung

$$\boldsymbol{\sigma}(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D}) = \frac{\partial \phi(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D})}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}} \quad (2)$$

des Potentials (1) nach den Verzerrungskomponenten $\boldsymbol{\varepsilon}$.

Im additiven Ansatz (1) für das Gesamtpotential $\phi(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D})$ bezeichnet

$$\phi^e(\boldsymbol{\varepsilon}) = \frac{1}{2} \boldsymbol{\varepsilon} : \mathbb{C}^0 : \boldsymbol{\varepsilon} \quad (3)$$

das elastische Potential mit dem anisotropen Elastizitätstensor 4. Stufe \mathbb{C}^0 . Dieser kann je nach vorliegender Materialsymmetrie eine orthotrope, tetragonale oder transversalisotrope Symmetrie

aufweisen oder auch vollständig anisotrop mit insgesamt maximal 21 unabhängigen Komponenten sein.

Der zweite Term $\phi^d(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D})$ bezeichnet das Schädigungspotential, welches die anisotrope Wirkung der Schädigung auf das elastische Verhalten des Materials beschreibt. Hierbei ist \mathbf{D} der Schädigungstensor zur Beschreibung der ebenfalls anisotropen Schädigung. Dieser ist ein symmetrischer, positiv semi-definiter Tensor zweiter Stufe, wobei Materialschädigung nur in den in-plane-Richtungen des CMC-Laminats berücksichtigt wird. Die Schädigung in der Transversalrichtung wird vernachlässigt. Delaminationen zwischen den einzelnen Schichten können dann über eine zwischen den Schichten liegende Kohäsivzone berücksichtigt werden. In diesem Fall gilt für den Schädigungstensor die planare Form

$$\mathbf{D} = d_1 \mathbf{t}_1 \otimes \mathbf{t}_1 + d_2 \mathbf{t}_2 \otimes \mathbf{t}_2, \quad (4)$$

wobei d_1 und d_2 seine in-plane Hauptwerte und \mathbf{t}_i die dazu gehörigen Eigenvektoren sind.

Der dritte Term im Gesamtpotential (1) beschreibt das „Deaktivierungspotential“. Das Deaktivierungspotential muss so gewählt werden, dass es die Wirkung des Schädigungspotentials aufhebt, wenn der betrachtete materielle Punkt eine verallgemeinerte Druckbelastung erfährt.

Im Hinblick auf das Schädigungspotential $\phi^d(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D})$ in Gleichung (1) wird angenommen, dass dieser Teil eine orthotrope Symmetrie aufweist, deren Symmetrieachsen durch das Hauptachsensystem von \mathbf{D} bestimmt sind. Unter Berücksichtigung der orthotropen Symmetrie folgen die elementaren Bausteine zur Formulierung der Schädigungswirkung aus der Darstellungstheorie für invariante Tensorfunktionen (Zheng [10]). Diese sind in Tabelle 5 sortiert nach ihrer jeweiligen Ordnung, zusammengefasst. Dabei werden hier zunächst die allgemeine dreidimensionale Form sowie die planare zweidimensionale Form (4) des Schädigungstensors \mathbf{D} berücksichtigt.

Tabelle 5: Invarianten zur Formulierung der Schädigungswirkung (orthotrope Symmetrie).

Ordnung in		Invarianten		Notation
$\boldsymbol{\varepsilon}$	\mathbf{D}	\mathbf{D} 3D	\mathbf{D} 2D	
null	linear	$\text{tr}(\mathbf{D}), \text{tr}(\mathbf{M}\mathbf{D}), \text{tr}(\mathbf{M}^2\mathbf{D})$	$\text{tr}(\mathbf{D}), \text{tr}(\mathbf{M}\mathbf{D})$	I^a
null	quadratisch	$\text{tr}(\mathbf{D}^2), \text{tr}(\mathbf{D}^2\mathbf{M}), \text{tr}(\mathbf{M}^2\mathbf{D}^2)$	$\text{tr}(\mathbf{D}^2)$	I^b
null	kubisch	$\text{tr}(\mathbf{D}^3)$		-
linear	null	$\text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}), \text{tr}(\mathbf{M}\boldsymbol{\varepsilon})$	$\text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}), \text{tr}(\mathbf{M}\boldsymbol{\varepsilon})$	I^c
linear	linear	$\text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}\mathbf{D}), \text{tr}(\mathbf{M}\boldsymbol{\varepsilon}\mathbf{D})$	$\text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}\mathbf{D})$	I^d
linear	quadratisch	$\text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}\mathbf{D}^2)$		I^e
quadratisch	null	$\text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}^2), \text{tr}(\mathbf{M}\boldsymbol{\varepsilon}^2), \text{tr}(\mathbf{M}^2\boldsymbol{\varepsilon}^2)$	$\text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}^2), \text{tr}(\mathbf{M}\boldsymbol{\varepsilon}^2), \text{tr}(\mathbf{M}^2\boldsymbol{\varepsilon}^2)$	I^f
quadratisch	linear	$\text{tr}(\mathbf{D}\boldsymbol{\varepsilon}^2)$	$\text{tr}(\mathbf{D}\boldsymbol{\varepsilon}^2)$	I^g
kubisch	null	$\text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}^3)$	$\text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}^3)$	-

Die Symmetrie wird hierbei durch den Strukturtensor \mathbf{M} mit

$$\mathbf{M} = \mathbf{t}_1 \otimes \mathbf{t}_1 - \mathbf{t}_2 \otimes \mathbf{t}_2, \quad (5)$$

bzw. durch die Symmetrieachsen \mathbf{t}_1 und \mathbf{t}_2 berücksichtigt. Für den Sonderfall einer planaren Schädigung mit einem Schädigungstensor \mathbf{D} nach Gleichung (4) konnte gezeigt werden, dass sich die Anzahl an funktionell unabhängigen Invarianten von 17 auf 11 reduzieren lässt. Dies stellt eine erste sehr grundlegende deutliche Vereinfachung des hier vorgeschlagenen Schädigungsmodells dar. Die Begrenzung der Zahl der Terme auf das zur Beschreibung der auftretenden Effekte essentiell notwendige Maß ist nicht zuletzt im Hinblick auf die robuste und eindeutige Bestimmbarkeit der zugehörigen Materialparameter von grundlegender Bedeutung.

Zur weiteren Präzisierung der Schädigungswirkung wird berücksichtigt, dass sich das geschädigte Material (ohne weitere Schädigungsevolution, also mit $\dot{\mathbf{D}} = \mathbf{0}$ linear verhält, die Schädigungswirkung $\phi^D(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D})$ folglich also nur Terme in der Dehnung $\boldsymbol{\varepsilon}$ enthält, die quadratisch sind. Weiterhin soll die Schädigungswirkung zur Vereinfachung im ersten Schritt linear in \mathbf{D} angenommen werden. Ohne weitere Reduzierung führen die Annahme (4) einer planaren Schädigung sowie die eben genannten Vereinfachungen allerdings immer noch zu einer in der Praxis nicht handhabbaren Anzahl an Materialparametern. Zudem wird durch eine derart formulierte Schädigungswirkung ein grundlegendes Merkmal der Materialschädigung verletzt. Es wurde vielfach experimentell nachgewiesen und auch physikalisch plausibilisiert (Fassin [5]), dass die Materialsteifigkeit mit zunehmender Schädigung ausschließlich abnimmt. Diese Bedingung lässt sich mathematisch durch

$$\phi(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D}) \geq \phi(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D} + \mathbf{dD}), \forall \mathbf{dD}, \mathbf{D} \in \text{PSym} \quad (6)$$

ausdrücken. Wie sich leicht zeigen lässt, kann diese Forderung durch die Forderung

$$\mathbf{Ki} := \frac{\partial \phi}{\partial I_i} \frac{\partial I_i}{\partial \mathbf{D}} \in \text{NSym} \quad (7)$$

nach negativ semi-definiten Ableitungen der Verzerrungsenergiedichte (1) erfüllt werden. Berücksichtigt man auch diese Bedingung so lässt sich die Schädigungswirkung auf die leicht handhabbare Form

$$\phi_{\text{iso}}^d(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D}) = \xi_0 \text{Tr}(\boldsymbol{\varepsilon}^2 \mathbf{D}) + \text{Tr}(\mathbf{D}) [\xi_1 \text{Tr}(\boldsymbol{\varepsilon}^2) + \xi_2 \text{Tr}(\mathbf{M}^2 \boldsymbol{\varepsilon}^2) + \xi_3 \text{Tr}(\boldsymbol{\varepsilon})^2 + \xi_4 \text{Tr}(\mathbf{M} \boldsymbol{\varepsilon})^2 + \xi_5 \text{Tr}(\mathbf{M}^2 \boldsymbol{\varepsilon})^2] \quad (8)$$

reduzieren. Diese enthält lediglich die 6 Parameter ξ_0, \dots, ξ_5 an Stelle der ursprünglich maximal 145 unabhängigen Materialparameter. Diese Parameter sind durch Anpassung an geeignete Versuche zu bestimmen.

Das Deaktivierungspotential $\phi^i(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D})$ in Gleichung (1) wird durch

$$\phi^i(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D}) = - \sum_{i=1}^2 H(-g_i(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D})) s_i(\mathbf{D}) \text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon} \mathbf{t}_i \otimes \mathbf{t}_i)^2 \quad (9)$$

mit der Heaviside-Funktion $H(x)$ definiert. Dieser muss so gewählt werden, dass die Schädigung unter Druck deaktiviert und das ursprüngliche Elastizitätsverhalten wieder hergestellt wird, wenn die Mikrorisse geschlossen sind. Unter allgemeinen kombinierten Spannungszuständen und allgemeinen Orientierungen der die Schädigung repräsentierenden Mikrorisse wird die Schädigung deaktiviert, wenn die Projektion

$$g_i(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D}) = \mathbf{t}_i \boldsymbol{\varepsilon} \mathbf{t}_i \leq 0 \quad (10)$$

der Dehnungen auf die durch den Eigenvektor \mathbf{t}_i beschriebene Normalenrichtung zur Rissfläche negativ wird. Hierbei wird die Funktion

$$s_i(\mathbf{D}) = \xi_1 d_i + \text{tr}(\mathbf{D}) \sum_{j=2}^6 \xi_j \quad (11)$$

so gewählt, dass die Normalkomponente $\mathbb{C}(\mathbf{D}) :: \mathbf{t}_i \otimes \mathbf{t}_i \otimes \mathbf{t}_i \otimes \mathbf{t}_i$ der Steifigkeit wieder den gleichen Wert, wie im initialen ungeschädigten Fall annimmt, solange $g_i(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D}) \leq 0$ gilt.

Durch Einsetzen des Gesamtpotentials (1) in Gleichung (2) erhält man schließlich die Spannungen zu

$$\boldsymbol{\sigma} = \frac{\partial \phi(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D})}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}} = \frac{\partial \phi^e(\boldsymbol{\varepsilon})}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}} + \frac{\partial \phi^d(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D})}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}} - \sum_{i=1}^2 \frac{\partial}{\partial x} H(x) \frac{\partial}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}} (-g_i(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D})) s_i(\mathbf{D}) \operatorname{tr}(\boldsymbol{\varepsilon} \mathbf{t}_i \otimes \mathbf{t}_i)^2 - \sum_{i=1}^2 H(-g_i(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D})) s_i(\mathbf{D}) \operatorname{tr}(\boldsymbol{\varepsilon} \mathbf{t}_i \otimes \mathbf{t}_i) \mathbf{t}_i \otimes \mathbf{t}_i \quad (12)$$

Umschreiben in Steifigkeitsnotation und Abspalten des Terms $\mathbf{R}(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D})$, welcher die Ableitungen der Heavisidefunktion enthält liefert

$$\boldsymbol{\sigma}(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D}) = \left(\mathbb{C}^0 + \sum_{i=1}^6 \xi_i \Delta \mathbb{C}_i - \sum_{i=1}^2 H(g_i(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D})) \Delta \mathbb{C}_i^- \right) : \boldsymbol{\varepsilon} + \mathbf{R}(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D}) \quad (13)$$

mit den Schädigungseffekt- und -deaktivierungstensoren

$$\begin{aligned} \Delta \mathbb{C}_1 &= \frac{1}{2} (\mathbf{1} \otimes \mathbf{D} + \mathbf{1} \overline{\otimes} \mathbf{D} + \mathbf{D} \otimes \mathbf{1} + \mathbf{D} \overline{\otimes} \mathbf{1}) \\ \Delta \mathbb{C}_2 &= \operatorname{tr}(\mathbf{D}) (\mathbf{1} \otimes \mathbf{1} + \mathbf{1} \overline{\otimes} \mathbf{1}) \\ \Delta \mathbb{C}_3 &= \frac{1}{2} \operatorname{tr}(\mathbf{D}) (\mathbf{1} \otimes \mathbf{M}^2 + \mathbf{1} \overline{\otimes} \mathbf{M}^2 + \mathbf{M}^2 \otimes \mathbf{1} + \mathbf{M}^2 \overline{\otimes} \mathbf{1}) \\ \Delta \mathbb{C}_4 &= 2 \operatorname{tr}(\mathbf{D}) (\mathbf{1} \otimes \mathbf{1}) \\ \Delta \mathbb{C}_5 &= 2 \operatorname{tr}(\mathbf{D}) (\mathbf{M} \otimes \mathbf{M}) \\ \Delta \mathbb{C}_6 &= 2 \operatorname{tr}(\mathbf{D}) (\mathbf{M}^2 \otimes \mathbf{M}^2) \\ \Delta \mathbb{C}_i^- &= 2 s(\mathbf{D}) (\mathbf{T}_i \otimes \mathbf{T}_i) \end{aligned} \quad (14)$$

wobei $\mathbf{T}_i = \mathbf{t}_i \otimes \mathbf{t}_i$ gilt und $\mathbf{1}$ der Einheitstensor ist.

Zusätzlich zu den Spannungen (12) bzw. (13), als den zu den Dehnungen energiekonjugierten Größen, werden die zu den Schädigungen konjugierten Kräfte

$$\mathbf{y} = \frac{\partial \phi(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D})}{\partial \mathbf{D}} = \frac{\partial \phi^d(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D})}{\partial \mathbf{D}} - \sum_{i=1}^2 \frac{\partial}{\partial x} H(x) \frac{\partial}{\partial \mathbf{D}} (-g_i(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D})) s_i(\mathbf{D}) \operatorname{tr}(\boldsymbol{\varepsilon} \mathbf{t}_i \otimes \mathbf{t}_i)^2 - \sum_{i=1}^2 H(-g_i(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D})) \frac{\partial}{\partial \mathbf{D}} s_i(\mathbf{D}) \operatorname{tr}(\boldsymbol{\varepsilon} \mathbf{t}_i \otimes \mathbf{t}_i)^2 \quad (15)$$

benötigt. Diese sind insbesondere für die Schädigungsevolution in Abschnitt 1.4.1.2 von Bedeutung.

1.4.1.2 Schädigungsevolution

Neben der Definition der Schädigungen \mathbf{D} und ihrer durch Gleichung (12) bis (14) beschriebenen Wirkung auf das Grundmaterialmodell (hier das anisotrope Hooke'sche Gesetz) bzw. ihrer Wirkung auf die Spannungen $\boldsymbol{\sigma}$ ist die Evolution der Schädigungen \mathbf{D} der zweite grundlegende, durch

das Schädigungsmodell zu beschreibende zentrale Aspekt. Zudem erfordert bereits allein mathematisch die Einführung der zusätzlichen Feldgrößen \mathbf{D} die Definition zusätzlicher Gleichungen, um die eindeutige Lösbarkeit des Gesamtproblems sicherzustellen.

Hierfür wird auf den aus der Plastizitätstheorie bekannten Formalismus der maximalen Dissipation und der daraus resultierenden assoziierten Fließregel zurückgegriffen. Das Inkrement $\dot{\mathbf{D}}$ der Schädigung \mathbf{D} leitet sich hierbei über die Normalenregel

$$\dot{\mathbf{D}} = \dot{\lambda} \frac{\partial F(\mathbf{y}, \mathbf{D})}{\partial \mathbf{y}} \quad (16)$$

aus einem Dissipationspotential $F(\mathbf{y}, \mathbf{D})$ durch Ableitung nach den konjugierten Kräften ab. Dabei steuert $\dot{\lambda}$ den Betrag des Schädigungszuwachses, während die partielle Ableitung des Schädigungspotentials nach den konjugierten Kräften die Verhältnisse des Zuwachses der einzelnen Komponenten des Schädigungstensors \mathbf{D} beschreibt. Während einer Schädigungsevolution müssen zusätzlich die Nebenbedingungen

$$\begin{aligned} \dot{\lambda} &\geq 0 \\ F &\leq 0 \\ \dot{\lambda} F &= 0 \end{aligned} \quad (17)$$

erfüllt sein.

Für das Dissipationspotential wird in Anlehnung an eine Arbeit von Chaboche [3] die Form

$$F(\mathbf{y}, \mathbf{D}) = \mathcal{G} \left(\alpha \sqrt{\mathbf{y} : \mathbb{Q} : \mathbf{y}} + (1 - \alpha) \text{tr}(\mathbf{y}) \right) + \beta \sum_{i=1}^2 \mathcal{H}(\mathbf{y} : \mathbf{E}_i) - \gamma \text{tr}(\mathbf{D}) - (1 - \gamma) \text{tr}(\mathbf{y} : \mathbf{D}) \quad (18)$$

$$- F_0 \leq 0$$

gewählt. Im zum in der Originalarbeit verwendeten Ansatz (Chaboche [3]) wird im Ansatz (18) zusätzlich die Projektion $\mathbf{y} : \mathbf{M}$ der konjugierten Kräfte auf das Hauptachsensystem verwendet, wodurch zur Modellierung der durch die Materialstruktur vorgegebene Schädigungskomponente auf zusätzliche skalare Schädigungsvariablen verzichtet werden kann.

In der Definition (18) des Dissipationspotentials $F(\mathbf{y}, \mathbf{D})$ stellen

$$\mathcal{G}(z), \mathcal{H}(z) = 1 - e^{-\left(\frac{\sqrt{z} - \sqrt{z_0}}{\sqrt{z_c}}\right)^n} \quad \text{für } z > z_0 \quad (19)$$

zwei unabhängige Materialfunktionen mit für \mathcal{G} und \mathcal{H} unterschiedlichen Materialparametern z_0 , z_c und n dar. Die Skalare α , β und γ sowie der Tensor \mathbb{Q} bzw. seine Komponenten sind Materialparameter, die die Schädigungsevolution steuern. Hierbei kontrolliert $\alpha \in [0, 1]$ das Verhältnis zwischen isotroper Schädigungsevolution mit $\dot{\mathbf{D}} \sim \mathbf{1}$ und lastkontrollierter Schädigungsevolution mit $\dot{\mathbf{D}} \sim \mathbb{Q} : \mathbf{y}$. In analoger Weise kontrolliert γ das Verhältnis zwischen isotroper Ausdehnung der

durch das Schädigungspotential definierten Schädigungsfläche mit $\gamma = 1$ und lastinduzierter Ausdehnung bei $\gamma = 0$. Der Parameter β skaliert einen zusätzlich eingeführten Term, der eine Schädigungsevolution mit a priori vorgegebener Richtung $\dot{\mathbf{D}} = \mathbf{E}_i$ beschreibt. Dieser wurde hier zusätzlich eingeführt, und ist, zusätzlich zu den lastkontrollierten Anteilen, charakteristisch für CMC-Werkstoffe. Dieser Term trägt dazu bei, die im von Chaboche [3], [4] vorgeschlagenen Modell notwendigen skalaren Zusatzschädigungsvariablen zu vermeiden.

Weitere Einzelheiten zur Modellformulierung finden sich in der aus den vorliegenden Arbeiten hervorgegangenen Publikation (Findeisen und Hohe [6]).

1.4.1.3 Implementierung

Das erarbeitete Schädigungsmodell wurde nach seiner grundsätzlichen Validierung als benutzerdefiniertes Materialmodell in das Finite-Elemente-Programm ABAQUS implementiert. Die Implementierung erfolgte dabei unter Verwendung expliziter Zeitintegration, um die numerische Stabilität auch bei letztlich spröden Versagensvorgängen mit zumindest lokal vorhandener dynamischer Rissausbreitung beim an den makroskopisch gesehen quasi-duktilen Schädigungsbereich anschließenden Versagensvorgang sicherzustellen.

Im Rahmen des Materialmodells stellen die Komponenten des Schädigungstensors \mathbf{D} Geschichtsvariablen dar, die den aktuellen Schädigungszustand beschreiben und in jedem Schritt der Belastungsgeschichte upgedatet werden müssen. Zur Implementierung als benutzerdefinierte Materialroutine muss die Schädigungsevolutionsgleichung (16) integriert werden, um dieses Update in jedem Berechnungsschritt durchzuführen. Dabei sind zusätzlich die Nebenbedingungen (17) zu beachten. Da diese Integration analytisch nicht möglich ist, erfolgt eine numerische Integration. Hierzu wird ein return-mapping Algorithmus im Rahmen eines predictor-corrector-Verfahrens eingesetzt.

Im klassischen Ansatz des return-mapping Algorithmus ist dabei in jedem Schritt ein nichtlineares Gleichungssystem mit Hilfe eines Newton-Verfahrens zu lösen. Dies führt im Rahmen expliziter Finite-Elemente-Methoden jedoch auf Grund der dabei erforderlichen kleinen Zeitschrittweite zu einem extremen Zeitaufwand, da diese Gleichungslösung in jedem Zeitschritt für jedes Element und jeden Integrationspunkt durchzuführen ist. Als Alternative wird daher mit einem cutting-plane Algorithmus gearbeitet. Dieser basiert auf einer Linearisierung des Dissipationspotentials und einer expliziten numerischen Integration um das Update der Geschichtsvariablen vom Zeitschritt n auf den Zeitschritt $n + 1$ durchzuführen (Ortiz und Simo [8]).

Im vorliegenden Modell wird der cutting-plane Algorithmus zur Bestimmung der Geschichtsvariablen \mathbf{D}_{n+1} , \mathbf{y}_{n+1} und λ_{n+1} zum Zeitschritt $n + 1$ aus den bekannten Werten der Geschichtsvariablen \mathbf{D}_n , \mathbf{y}_n und λ_n sowie den Dehnungen $\boldsymbol{\varepsilon}_n$ zum Zeitpunkt n und den vorläufigen Werten für die Dehnungen $\boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}$ zum Zeitpunkt $n + 1$ eingesetzt. Dabei können – da die Dehnungen $\boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}$ zum Zeitpunkt $n + 1$ vorgegeben sind – die konjugierten Kräfte \mathbf{y}_{n+1} zum Zeitpunkt $n + 1$ direkt aus Gleichung (15) bestimmt werden, sobald die Schädigungen \mathbf{D}_{n+1} bekannt sind.

Im Rahmen des predictor-corrector-Verfahrens wird im predictor-Schritt zunächst von einem rein elastischen Verhalten ohne Änderung der Geschichtsvariablen ausgegangen. Unter dieser Annahme erhält man die konjugierten Kräfte zu:

$$\mathbf{y}_{n+1}^{\text{pred}} = \frac{\partial \phi(\boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}, \mathbf{D}_n)}{\partial \mathbf{D}} \quad (20)$$

Mit diesen Werten werden die Kuhn-Tucker-Bedingungen überprüft. Gilt

$$F(\mathbf{y}_{n+1}^{\text{pred}}, \mathbf{D}_n) < 0 \quad (21)$$

mit $F(\mathbf{y}, \mathbf{D})$ nach Gleichung (18), so liegt der im predictor-Schritt betrachtete Zustand innerhalb der Schädigungsfläche und die Annahme eines rein elastischen Verhaltens ohne Änderung des Schädigungszustands war richtig. In diesem Fall werden

$$\begin{aligned} \mathbf{D}_{n+1} &= \mathbf{D}_n \\ \mathbf{y}_{n+1} &= \mathbf{y}_{n+1}^{\text{pred}} \\ \lambda_{n+1} &= \lambda_n \end{aligned} \quad (22)$$

gesetzt und die Materialberechnung am betrachteten Integrationspunkt zum betrachteten Zeitschritt ist abgeschlossen.

Sind die Kuhn-Tucker-Bedingungen nicht erfüllt und die Ungleichung (21) verletzt, so war die Annahme eines rein elastischen Zustands ohne Schädigungsevolution nicht korrekt und es muss der corrector-Schritt zum Update der Schädigungsvariablen durchgeführt werden. In diesem Fall müssen \mathbf{D}_{n+1} , \mathbf{y}_{n+1} und λ_{n+1} zum Zeitschritt $n + 1$ aus der Lösung von

$$\begin{aligned} F(\mathbf{y}_{n+1}(\mathbf{D}_{n+1}), \mathbf{D}_{n+1}) &= 0 \\ \dot{\mathbf{D}} &= \dot{\lambda} \frac{\partial}{\partial \mathbf{y}} F(\mathbf{y}_{n+1}(\mathbf{D}_{n+1}), \mathbf{D}_{n+1}) \end{aligned} \quad (23)$$

bestimmt werden. Hierbei sind die konjugierten Kräfte als $\mathbf{y} = \mathbf{y}_{n+1}(\mathbf{D}_{n+1})$ geschrieben, da diese im Rahmen dieses Algorithmus keine unabhängigen Variablen darstellen. Die Lösung des Gleichungssystems (23) erfolgt mit Hilfe eines iterativen Ansatzes. Dazu wird die erste der beiden

Gleichungen (23) bezüglich eines Iterationsindex k durch

$$F(\mathbf{y}_{n+1}(\mathbf{D}_{n+1}), \mathbf{D}_{n+1}) \approx F(\mathbf{y}_{n+1}^k(\mathbf{D}_{n+1}^k), \mathbf{D}_{n+1}^k) + \frac{d}{d\mathbf{D}} F(\mathbf{y}_{n+1}^k(\mathbf{D}_{n+1}^k), \mathbf{D}_{n+1}^k) : \Delta \mathbf{D}_{n+1}^{k+1} \quad (24)$$

mit

$$\Delta \mathbf{D}_{n+1}^{k+1} = (\mathbf{D}_{n+1}^{k+1} - \mathbf{D}_{n+1}^k) \quad (25)$$

linearisiert. Konsistent mit dieser Vorgehensweise wird die zweite der beiden Gleichungen (23) mit Hilfe eines expliziten Euler-Ansatzes integriert. Dadurch erhält man:

$$\Delta \mathbf{D}_{n+1}^{k+1} = \Delta \lambda_{n+1}^{k+1} \frac{\partial}{\partial \mathbf{y}} F(\mathbf{y}_{n+1}^k(\mathbf{D}_{n+1}^k), \mathbf{D}_{n+1}^k) \quad (26)$$

Setzt man dies in Gleichung (24) ein, fordert die Erfüllung der Bedingung $F(\mathbf{y}, \mathbf{D}) = 0$ und löst nach $\Delta \lambda_{n+1}^{k+1}$ auf, so erhält man mit

$$\Delta \lambda_{n+1}^{k+1} = - \frac{F(\mathbf{y}_{n+1}^k(\mathbf{D}_{n+1}^k), \mathbf{D}_{n+1}^k)}{\frac{d}{d\mathbf{D}} F(\mathbf{y}_{n+1}^k(\mathbf{D}_{n+1}^k), \mathbf{D}_{n+1}^k) : \frac{\partial}{\partial \mathbf{D}} F(\mathbf{y}_{n+1}^k(\mathbf{D}_{n+1}^k), \mathbf{D}_{n+1}^k)} \quad (27)$$

eine iterative Beziehung für den Lagrange-Parameter. Unter der Annahme, dass

$$\frac{\partial}{\partial \mathbf{D}} \mathbf{y} \cong \mathbb{0} \quad (28)$$

geht das totale Differential in Gleichung (27) in die partielle Ableitung über, so dass sich vereinfachend

$$\Delta \lambda_{n+1}^{k+1} = - \frac{F(\mathbf{y}_{n+1}^k(\mathbf{D}_{n+1}^k), \mathbf{D}_{n+1}^k)}{\frac{\partial}{\partial \mathbf{D}} F(\mathbf{y}_{n+1}^k(\mathbf{D}_{n+1}^k), \mathbf{D}_{n+1}^k) : \frac{\partial}{\partial \mathbf{D}} F(\mathbf{y}_{n+1}^k(\mathbf{D}_{n+1}^k), \mathbf{D}_{n+1}^k)} \quad (29)$$

schreiben lässt. Die Berechnung der upgedateten Schädigung erfolgt in diesem Zusammenhang mit Hilfe von Gleichung (26). Die Iteration wird fortgesetzt, bis die Änderungen in den einzelnen Iterationsschritten unterhalb einer vorgegebenen Toleranzschwelle liegen.

Das durch Gleichung (1) bis (15) definierte Schädigungsmodell wurde unter Verwendung des durch Gleichung (20) bis (29) gegebenen Iterationsverfahrens über die „VUMAT“-Schnittstelle als benutzerdefiniertes Materialmodell in das kommerzielle Finite Elemente Programm ABAQUS implementiert. Dieses steht damit als Materialmodell für die Simulation des Verhaltens von CMC-Bauteilen zur Verfügung.

1.4.1.4 Validierung

Die Validierung des Materialmodells erfolgte mittels Anpassung an experimentell ermittelten Spannungs-Dehnungs-Kurven für uniaxiale Belastung von Zugproben (vgl. Abschnitt 1.3). Das gemäß der realen Zugprobengeometrie erstellte Finite-Elemente-Modell bestehend aus quaderförmigen reduziert integrierten finiten Elementen ist in *Abbildung 20* dargestellt und beschränkt sich in Längsrichtung auf den Bereich der Messlänge von 90 mm bei einem Prüfquerschnitt von 9.2 x 3.4 mm.

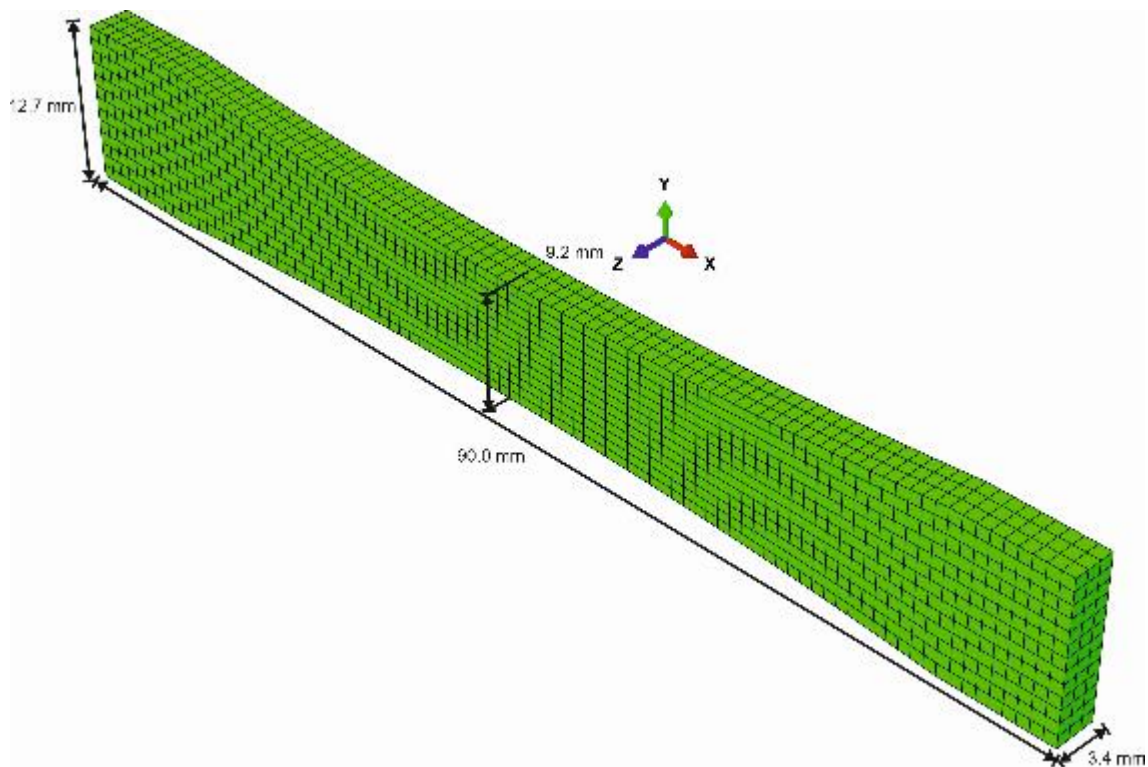


Abbildung 20: Finite-Elemente-Modell der Zugprobe.

Zur Demonstration der korrekten Material- und Schädigungsmodellierung wurde die Probe zunächst bis zu einer Dehnung von $\varepsilon = 0.00275$ belastet. Anschließend erfolgte ein Entlastungsschritt bis zu einer Druckdehnung von $\varepsilon = -0.00275$ bevor eine Wiederbelastung in Zugrichtung bis zum Versagen der Probe erfolgte. Die berechnete Belastungsgeschichte (grüne Kurve) sowie die zur Validierung verwendete experimentell ermittelte Spannungs-Dehnungs-Kurve (rote Kurve) ist in *Abbildung 21* dargestellt. Es zeigt sich im Bereich der Zugbelastung eine sehr gute Übereinstimmung zwischen dem experimentell sowie numerisch ermittelten Verlauf der Spannungs-Dehnungs-Kurve. Da experimentell kein Entlastungszyklus gefahren wurde, kann hier kein Vergleich

erfolgen. Es ist aber zu erkennen, dass während der Druckbelastung die Materialschädigung deaktiviert ist und bei erneuter Wiederbelastung in Zugrichtung dann wie erforderlich wieder wirkt. Dies ist am flacheren Verlauf der Wiederbelastungskurve zu Beginn der erneuten Zugbelastung im Vergleich zur Erstbelastung zu erkennen. Die angepassten Parameter des entwickelten Materialmodells sind in Tabelle 6 angegeben. In *Abbildung 22* sind Verteilungen für die Spannungskomponente σ_{11} innerhalb der Zugprobe für ausgewählte Dehnungen dargestellt.

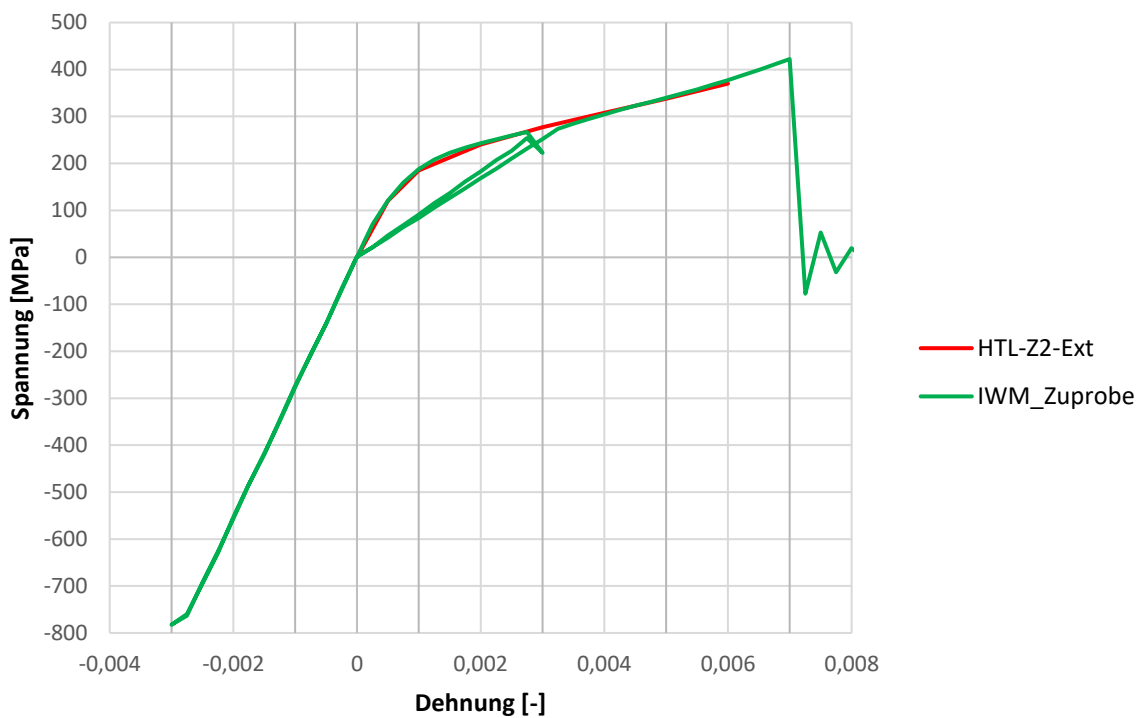


Abbildung 21: Modellvalidierung am Zugversuch.

Tabelle 6: Angepasste Parameter des entwickelten Materialmodells.

E_1 [MPa]	E_2 [MPa]	E_3 [MPa]	ν_{12} [-]	ν_{13} [-]	ν_{23} [-]	G_{12} [MPa]	G_{13} [MPa]
240000	240000	140000	0.16	0.17	0.17	70000	54000

G_{23} [MPa]	α [-]	β [-]	γ [-]	f_0 [MPa]	ξ_1 [MPa]	ξ_2 [MPa]	ξ_3 [MPa]
54000	1.0	0.0	1.0	0.15	-115000	0.0	0.0

ξ_4 [MPa]	ξ_5 [MPa]	ξ_6 [MPa]	Q_{1111} [-]	Q_{2222} [-]	Q_{1122} [-]	Q_{1112} [-]	Q_{2212} [-]
0.0	0.0	0.0	15.0	15.0	0.0	0.0	0.0

Q_{1212} [-]	y_{G_0} [MPa]	y_{G_c} [MPa]	n_G [-]	$y_{H_1_0}$ [MPa]	$y_{H_1_c}$ [MPa]	n_{H_1} [-]	$y_{H_2_0}$ [MPa]
0.0	0.0	1.0	1.0	0.0	1.0	1.0	0.0

$y_{H_2_c}$ [MPa]	n_{H_2} [-]	e_{11} [-]	e_{12} [-]	e_{13} [-]	e_{21} [-]	e_{22} [-]	e_{23} [-]
1.0	1.0	1.0	0.0	0.0	0.0	1.0	0.0

e_{31} [-]	e_{32} [-]	e_{33} [-]	k_{lim} [-]	ρ [t/mm ³]	γ_s [-]	d_{max} [-]
0.0	0.0	1.0	1.0e ⁺²⁵	2.05e ⁻⁰⁹	1.0	0.827

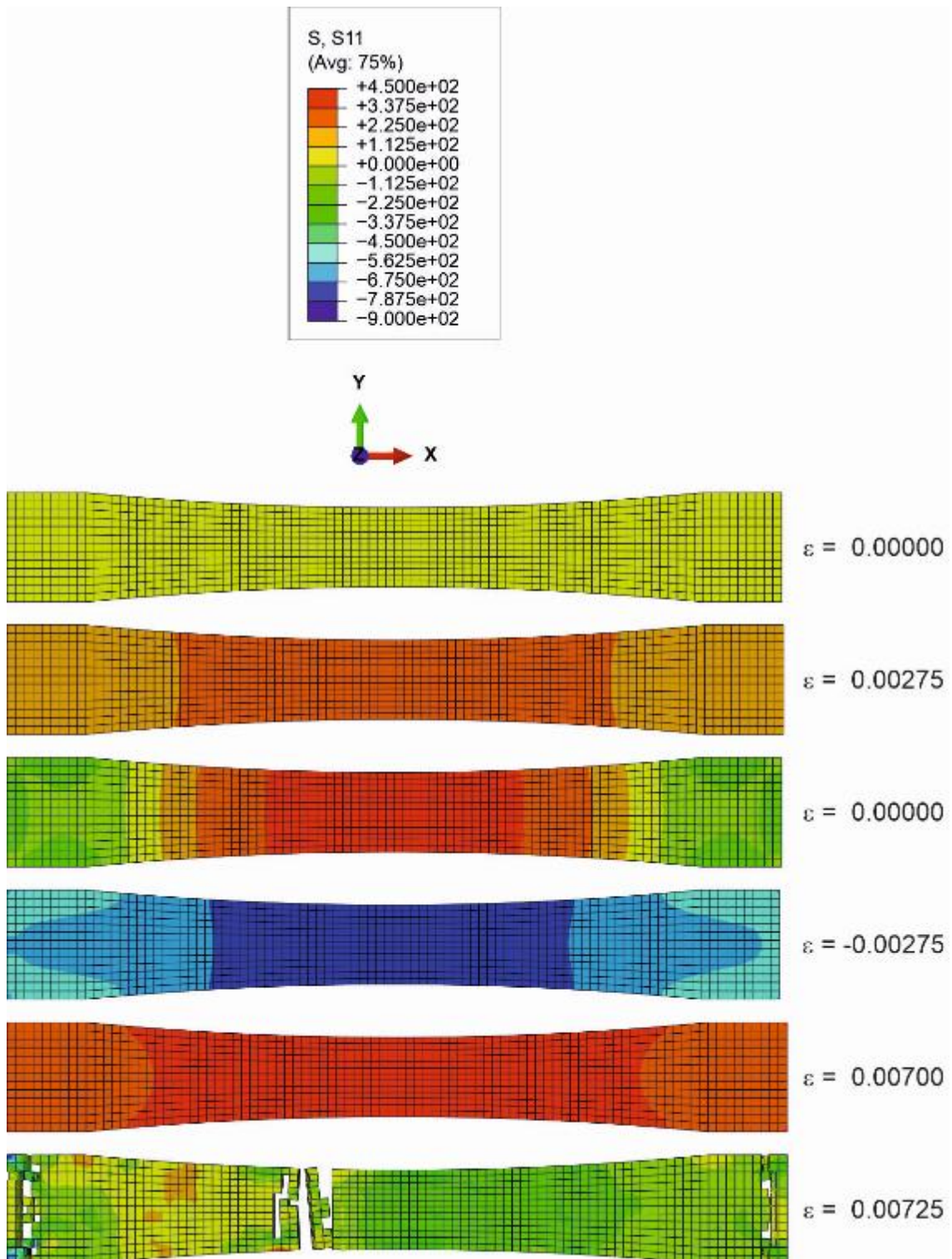


Abbildung 22: Spannungskomponente σ_{11} für ausgewählte Dehnungszustände

1.4.2 Mikrostrukturanalysen (AP N4)

Da im Rahmen der Materialcharakterisierung in Abschnitt 1.3 nicht alle relevanten Belastungszustände abgedeckt werden konnten, wurden die experimentellen Arbeiten durch Mikrostruktursimulationen auf analytisch-numerischer Ebene ergänzt. Diese Simulationen beschränken sich auf das linear-elastische Verhalten geschädigter CMC-Mikrostrukturen und dienen in erster Linie der weitergehenden Bestimmung der Schädigungswirkung für komplexere Spannungs- und Schädigungszustände als den experimentell betrachteten weitgehend uniaxialen Zuständen.

Dazu wurden numerische Untersuchungen des Schädigungsverhaltens durch die Analyse des Verhaltens repräsentativer Volumenelemente durchgeführt. Diese zeigen, dass der wesentliche Schädigungsmechanismus auf der Mikroebene in der Bildung und Ausbreitung von – zunächst durch die Fasern überbrücktem – Matrixrissen besteht. In der Folge kommt es zum Faser-Pull-Out und schließlich zum Faserversagen an anderen Orten. Während des Pull-Outs kommt es durch die Reibung der ausgezogenen Fasern zu einer erhöhten Energiedissipation durch Reibung der ausgezogenen Fasern an der umgebenden Matrix bzw. den Resten der Faserbeschichtung. Der so in den RVE-Analysen beobachtete Versagensablauf entspricht der grundlegenden Vorstellung des Mechanismus der Zähigkeitssteigerung faserverstärkter Keramiken, was die Sinnhaftigkeit der durchgeführten Modellierung bestätigt.

Die Mikrostrukturanalysen wurden im Anschluss zu einer Studie des Schädigungs- und Versagensverhaltens von CMC-Werkstoffen unter einfachen und komplexen makroskopischen Spannungs- und Dehnungszuständen eingesetzt. Betrachtet wurden dabei gewebeverstärkte CMC-Mikrostrukturen, wie sie auch im Fall des im Projekt betrachteten SiC/SiC-Werkstoffs vorliegen. Hierbei wurde insbesondere der experimentell schwierig abzubildende Fall der Schädigungsdeaktivierung unter Druck unter allgemeinen multiaxialen lokalen Belastungssituationen studiert. Diese Schädigungsdeaktivierung ergibt sich daraus, dass entstehende Mikrorisse unter Druckbelastung geschlossen werden. Sie sind dann im Gegensatz zur Zugbelastung wieder in der Lage, Spannungen über die Rissflanken hinweg zu übertragen. Dadurch wird die mit Hilfe makroskopischer Schädigungsvariablen in „verschmierter“ Form anhand ihrer makroskopischen Auswirkungen beschriebene Schädigung deaktiviert. Im Gegensatz zu einfachen eindimensionalen Belastungszuständen, die sich experimentell gut realisieren lassen, ist es unter komplexen mehraxialen Beanspruchungszuständen mit überlagerten Zug-, Druck- und Schubspannungen in unterschiedlichen Richtungen nicht ohne weiteres möglich, reine Zug- und Druckzustände zu unterscheiden, so dass ein verallgemeinertes Kriterium für die Schädigungsdeaktivierung benötigt wird.

In den Untersuchungen zeigte sich, dass Matrixrisse als Schädigungsinitiatoren sich in verschiedener Ausprägung ausbilden können. Zum einen können Risse als Zwischenfaserbrüche innerhalb der einzelnen Faserbündel auftreten. Dabei ergibt sich ein Rissverlauf innerhalb der verwobenen Faserbündel. Dieser kann sowohl entlang der Bündel als auch senkrecht dazu und damit in der Dickenrichtung des Werkstoffs erfolgen. Insbesondere der zweite Fall ist insofern kritisch, als dass hierbei eine Rissausbreitung aus dem Faserbündel heraus in die umgebende Matrix erfolgen kann. Hierbei ergibt sich jedoch eine Barrierewirkung der in der jeweils anderen Richtung orientierten Faserbündel des Gewebes. Eine weitere Ausbreitung des Risses ist dabei möglich, es kommt jedoch der Rissüberbrückungsmechanismus der Fasern dieses Bündels zur Wirkung, so dass eine weitere Rissausbreitung zunächst behindert wird und sich durch die bereits beschriebenen Mechanismen des Faser-Pull-Out und der damit verbundenen Reibarbeit eine entsprechende Zähigkeitssteigerung einstellt. Diese führt dann zum makroskopisch zu beobachtenden pseudo-duktilen Verhalten des Werkstoffs.

Als zweite Möglichkeit können sich Zwischenbündel- oder Inter-Yarn-Risse im Bereich der Matrix zwischen den verwobenen Faserbündeln in beliebigen Richtungen bilden. Diese können sich zunächst durch die Matrix ausbreiten. Treffen sie dabei jedoch auf Faserbündel mit einer Ausrichtung, die eine Komponente senkrecht zur Rissebene aufweist, werden wiederum die bereits beschriebenen Mechanismen zur Ausbreitungsbehinderung und damit verbundenen makroskopischen Zähigkeitssteigerung aktiv. Auf der Basis dieser Untersuchungen wird das Auftreten von Schädigungen senkrecht zur Tragwerksebene verständlich, da diese mit den Gewebeebenen übereinstimmt. Durch teilweise Ausbreitung der auf die Faserbündel treffenden Zwischenbündelrisse entlang der anders orientierten Bündel kommt es zur Delamination zwischen Faserbündel und Matrix im Bereich zwischen den Gewebeebenen. Dabei treten Rissflächenanteile parallel zur Gewebeebene auf. Auf der makroskopischen Ebene bedingt dies einen sukzessiven Tragfähigkeitsverlust bis zur totalen Delamination der einzelnen gewebeverstärkten Schichten des Werkstoffs.

Auf der Basis der mikromechanischen Simulationen in Zusammenhang mit Beobachtungen an ähnlichen Werkstoffen aus der Literatur und eigenen Untersuchungen aus früheren Projekten wurde ein Schädigungsmodell als kontinuumsmechanisches Materialmodell formuliert. Das Modell wurde im Rahmen des von Lemaitre und Chaboche aufgestellten Rahmens formuliert [3], [7]. Die Formulierung baut dabei auf der Theorie invarianter Tensorfunktionen [10] auf. Hierdurch wird die Konsistenz hinsichtlich des Schädigungswachstumskriteriums sichergestellt [9], was bei

den bisher in der Literatur verfügbaren Formulierungen vom Lemaitre-Chaboche-Typ im Allgemeinen nicht der Fall ist. Gleichfalls berücksichtigen diese die Schädigungsdeaktivierung unter Druckbelastung durch Riss-schließeffekte ebenfalls nur in suboptimaler Weise. Diese Inkonsistenzen sind in Abbildung 23 exemplarisch anhand des von Chaboche und Maire [4] vorgeschlagenen Modells dargestellt.

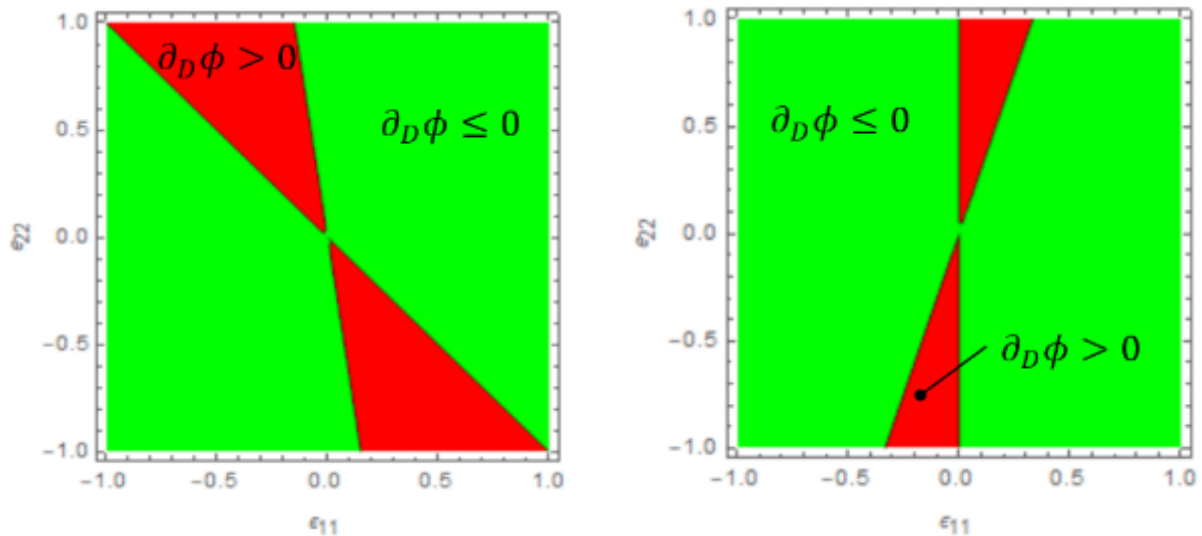


Abbildung 23: Inkonsistenzen bei Druckbelastung (Chaboche-Maire-Modell **Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden.**).

Dargestellt sind dabei Bereiche in der Ebene der beiden in-plane-Normaldehnungen ε_{11} und ε_{22} , in denen es zu positivem oder negativem Schädigungszuwachs $\partial_D \Phi$ kommt (links für $\nu = 0.3$, rechts für $\nu = 0.5$). Dabei zeigt sich, dass es je nach Wahl der Parameter für den elastischen Bereich in einigen Fällen auch dann zu einem positiven Schädigungszuwachs kommen kann, wenn beide Normaldehnungen negativ sind, also im Druckbereich liegen.

Das hier erarbeitete Modell basiert auf dem Ansatz

$$\phi(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D}) = \frac{1}{2} \boldsymbol{\varepsilon} : \mathbb{C}^0 : \boldsymbol{\varepsilon} + \phi^d(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D}) \quad (30)$$

für das elastische Potential und das Schädigungspotential mit einem symmetrischen Schädigungstensor zweiter Ordnung \mathbf{D} (vgl. Abschnitt 1.4.1.1). Um sicherzustellen, dass ein Zuwachs an Materialschädigung stets zu einer Abnahme der Verzerrungsenergiedichte und damit der effektiven Steifigkeit führt

$$\phi(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D}) \geq \phi(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D} + d\mathbf{D}), \quad \forall \boldsymbol{\varepsilon}, \forall d\mathbf{D}, \mathbf{D} \in \text{PSym} \quad (31)$$

wird das Schädigungspotential $\phi^d(\boldsymbol{\varepsilon}, \mathbf{D})$ als Polynom zweiter Ordnung in \mathbf{D} angenommen, welches ebenfalls in $\boldsymbol{\varepsilon}$ nur quadratische Terme enthält.

Die grundsätzlichen Eigenschaften des Modells und eine Validierung gegen die Ergebnisse des Multiskalen- bzw. Homogenisierungsansatzes sind in den Poldiagrammen in Abbildung 24 dargestellt:

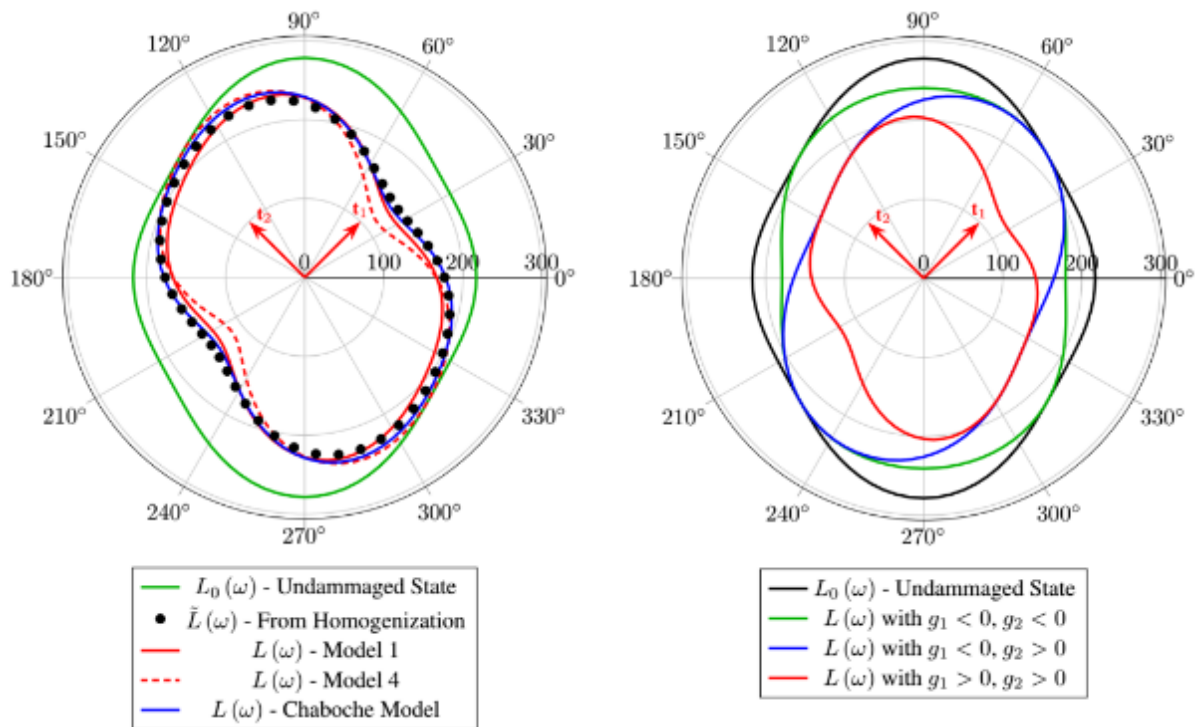


Abbildung 24: Grundlegende Eigenschaften des vorgeschlagenen Schädigungsmodells.

Gezeigt ist dabei die Normalsteifigkeit als Funktion des Drehwinkels bei einer Rotation des Koordinatensystems um eine Achse senkrecht zur Tragwerks- bzw. Gewebeebene. Im ungeschädigten Ausgangszustand ergibt sich dabei im linken Diagramm die durch die grüne Linie charakterisierte Steifigkeit. Im geschädigten Zustand liefern die durch die Homogenisierungsanalysen gegebenen „virtuellen Experimente“ die durch die schwarzen Symbole gekennzeichneten Werte. Diese werden durch das vorgeschlagene Modell – hier in zwei als „Modell 1“ und „Modell 4“ bezeichneten Vereinfachungsstufen, bei der vorliegenden Parameterwahl aber auch durch das originale Chaboche-Modell mit guter Genauigkeit wiedergegeben. Dieses leidet jedoch an der Problematik einer teilweise unzureichenden Wiedergabe der Schädigungsdeaktivierung unter Druckbelastung. Deren Wirkung ist im rechten Poldiagramm dargestellt. Gezeigt sind wiederum die Steifigkeit im

ungeschädigten Ausgangszustand (in diesem Fall als schwarze Linie) sowie die Reduktion der Steifigkeit in Fällen, in denen entweder die Risse senkrecht zu einer der beiden Koordinatenrichtungen oder die Risse senkrecht zu beiden Richtungen geschlossen sind.

1.4.3 Dynamische Impactsimulation (AP 3.2.6)

Das Finite-Elemente-Modell (*Abbildung 25*) für die dynamische Impactsimulation wurde entsprechend des experimentellen Impact-Versuchsaufbaus in Abschnitt 1.3 erstellt. So wird eine Platte mit den Maßen 70 x 50 x 3.4 mm mit einem Kugelstempel, der einen Durchmesser von 10 mm und eine Masse von 2.045 kg hat mit verschiedenen Impact-Geschwindigkeiten belastet. Die Platte liegt hierbei frei verschieblich auf einem Zylinder mit einem Innendurchmesser von 40 mm auf. Die Einzellagen der Platten sind in Dickenrichtung jeweils mit einem reduziert integrierten quaderförmigen finiten Element modelliert und zwischen den Einzellagen sind Kohäsivzonen eingebracht.

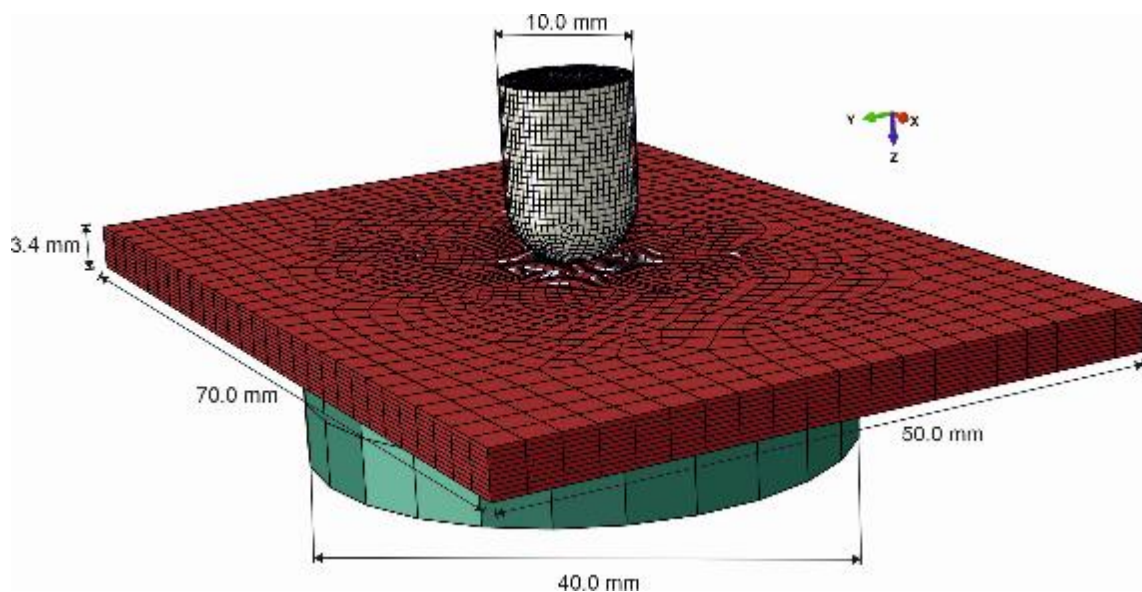


Abbildung 25: Finite-Elemente-Modell für Impact-Versuche.

1.4.4 Validierung der Impactsimulation (AP 3.2.7)

Eine Validierung der numerischen Impact-Versuche erfolgt anhand von erfassten Kraft-Zeit-Verläufen der experimentell durchgeführten Impact-Versuche (Abschnitt 1.3). Da der Wert für d_{\max} im entwickelten Materialmodell (vgl. Tabelle 6) sowohl von der Größe der finiten Elemente als auch geschwindigkeitsabhängig ist, musste dieser für die Impact-Versuche auf $d_{\max} = 0.55$ angepasst werden. Die Kohäsivzonenparameter wurden zu $\sigma_{\max} = 500$ MPa und $G_c = 0.2$ mJ gewählt.

In *Abbildung 26* (Impact-Geschwindigkeit von 989 mm/s), *Abbildung 27* (Impact-Geschwindigkeit von 1399 mm/s) und *Abbildung 28* (Impact-Geschwindigkeit von 1978 mm/s) sind vergleichend die in ABAQUS berechneten Kraft-Zeit-Verläufe (schwarze gestrichelte Linie) den experimentell ermittelten Kurven gegenübergestellt. Es zeigt sich eine signifikante Streuung in den fünf je Impact-Geschwindigkeit experimentell durchgeführten Versuchen. Der mit ABAQUS berechnete Kraft-Zeit-Verlauf befindet sich jeweils im Streubandbereich der experimentell ermittelten Kraft-Zeit-Verläufen.

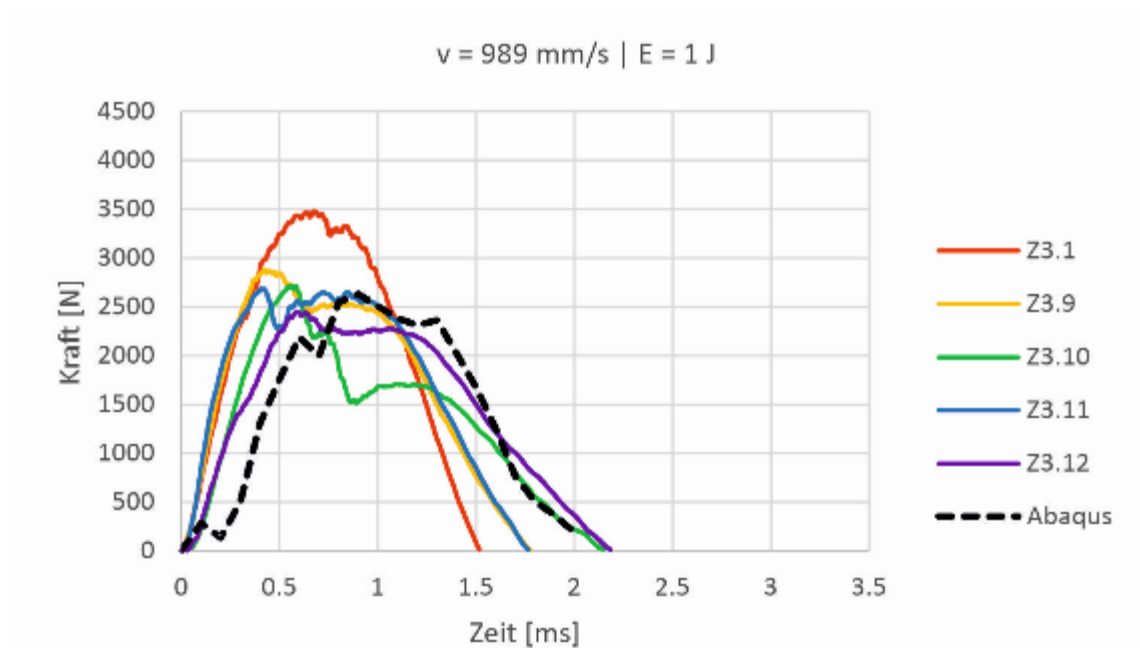


Abbildung 26: Vergleich der experimentell und numerisch ermittelten Kraft-Zeit-Verläufe von Impact-Versuchen mit einer Impact-Geschwindigkeit von 989 mm/s bzw. einer kinetischen Energie von 1 J.

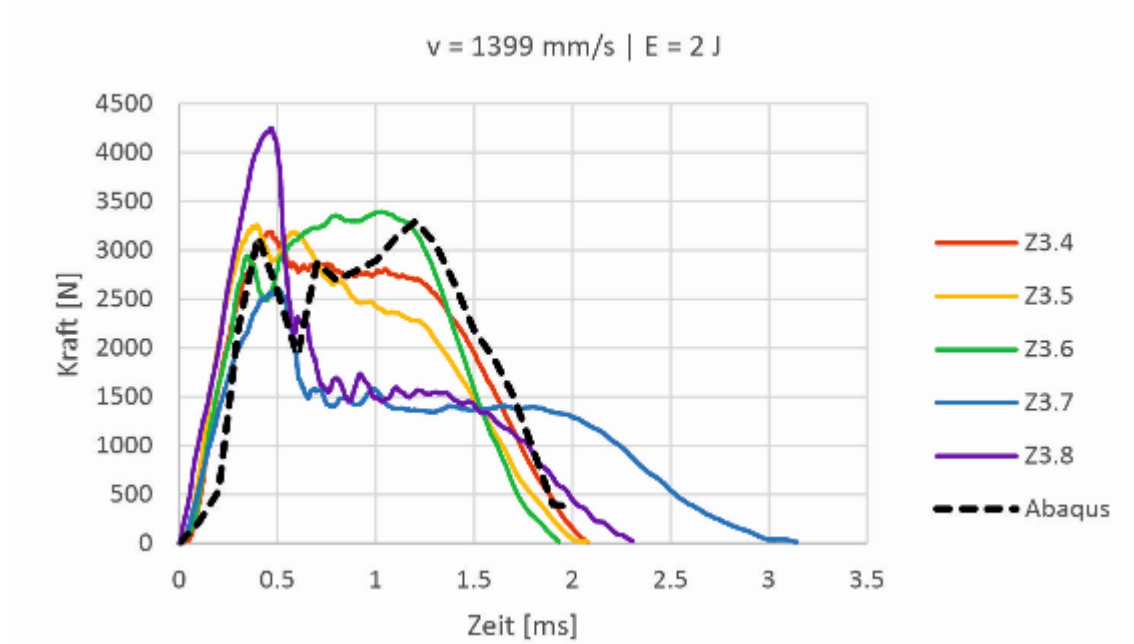


Abbildung 27: Vergleich der experimentell und numerisch ermittelten Kraft-Zeit-Verläufe von Impact-Versuchen mit einer Impact-Geschwindigkeit von 1399 mm/s bzw. einer kinetischen Energie von 2 J

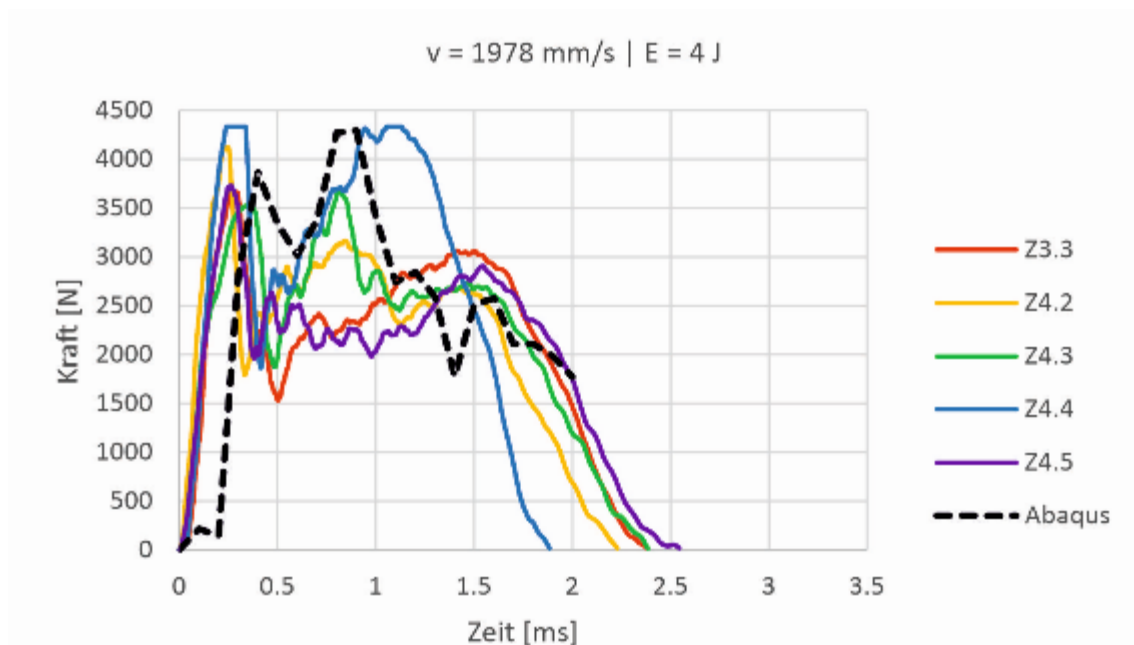


Abbildung 28: Vergleich der experimentell und numerisch ermittelten Kraft-Zeit-Verläufe von Impact-Versuchen mit einer Impact-Geschwindigkeit von 1978 mm/s bzw. einer kinetischen Energie von 4 J

Die numerisch berechneten Kraft-Zeit-Verläufe der Impact-Versuche sind zudem in *Abbildung 29* in einem Diagramm dargestellt. Neben den Impact-Geschwindigkeiten, die in den experimentell durchgeführten Versuchen verwendet wurden, wurden darüber hinaus Kraft-Zeit-Verläufe für Impact-Geschwindigkeiten von 2797 mm/s und 3956 mm/s ermittelt, so dass in diesem Diagramm Kraft-Zeit-Verläufe für Impact-Versuche mit kinetischen Energien von 1 J, 2 J, 4 J, 8 J und 16 J dargestellt sind.

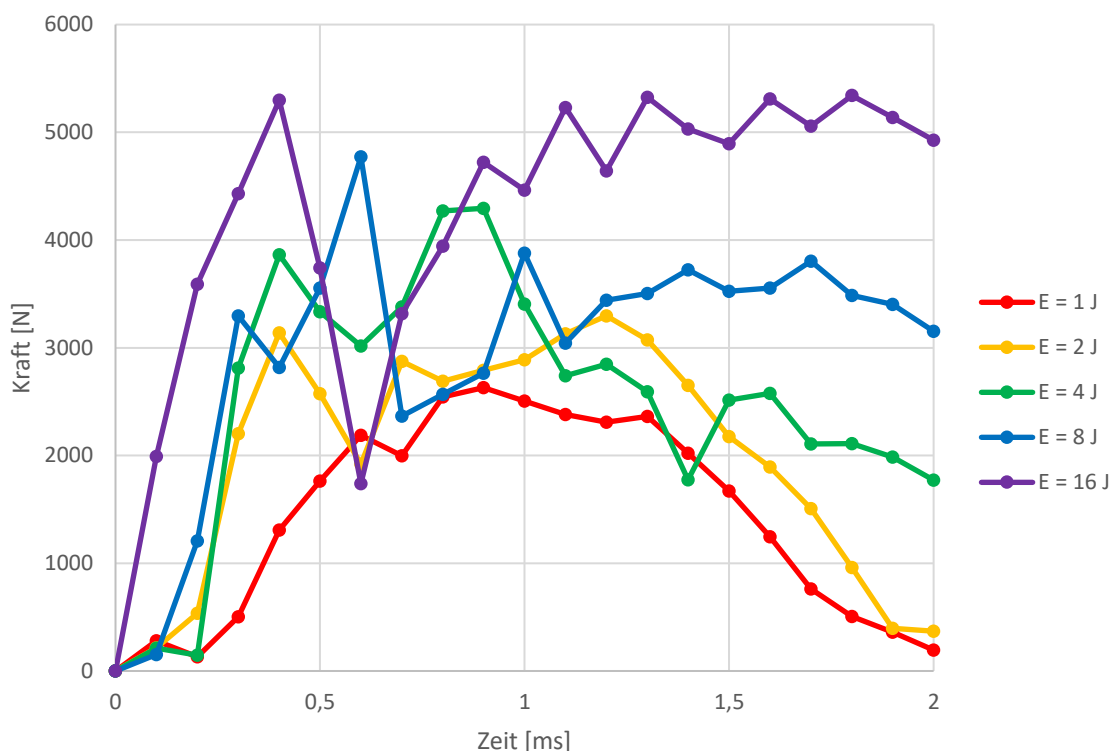


Abbildung 29: Vergleich der numerisch ermittelten Kraft-Zeit-Verläufe von Impact-Versuchen mit Impact-Geschwindigkeiten von 989 mm/s, 1399 mm/s, 1978 mm/s, 2797 mm/s und 3956 mm/s bzw. kinetischen Energien von 1 J, 2 J, 4 J, 8 J und 16 J.

Die sich ergebene Schädigung in den Platten für die verschiedenen Impact-Geschwindigkeiten ist in *Abbildung 30* bis *Abbildung 34* dargestellt. Für die beiden geringeren Impact-Geschwindigkeiten von 989 mm/s (*Abbildung 30*) und 1399 mm/s (*Abbildung 31*) konzentriert sich die Schädigung auf den mittigen Bereich der Platte. Bei größeren Impact-Geschwindigkeiten von 1978 mm/s (*Abbildung 32*), 2797 mm/s (*Abbildung 33*) und 3956 mm/s (*Abbildung 34*) breitet sich die Schädigung jedoch bis zum Plattenrand aus.

Während die numerisch ermittelten Kraft-Zeit-Verläufe sehr gut mit den experimentell ermittelten

übereinstimmen, ist beim Vergleich der geschädigten Platten jedoch keine so deutliche Ähnlichkeit zu erkennen. Allerdings variierte das Schädigungsbild bei den experimentell geprüften Platten auch erheblich. Selbst bei gleichen Impact-Geschwindigkeiten gab es Platten, die während des Impact-Versuchs in mehrere Bruchstücke zerlegt worden sind, während andere nur mittig, häufig in Dickenrichtung trichterförmig zunehmend, geschädigt worden sind.

Die in Dickenrichtung trichterförmige Schädigung in den realen Platten ergibt sich in den Finite-Elemente-Berechnungen jedoch nicht. Eine mögliche Ursache könnte sein, dass die Einzellen im Finite-Elemente-Modell in Dickenrichtung jeweils nur mit einem finiten Element modelliert worden sind. So kann eine sukzessiven Schädigungsausbreitung innerhalb einer Einzelle mit zunehmender Eindringtiefe mit dem Modell derzeit nicht abgebildet werden.

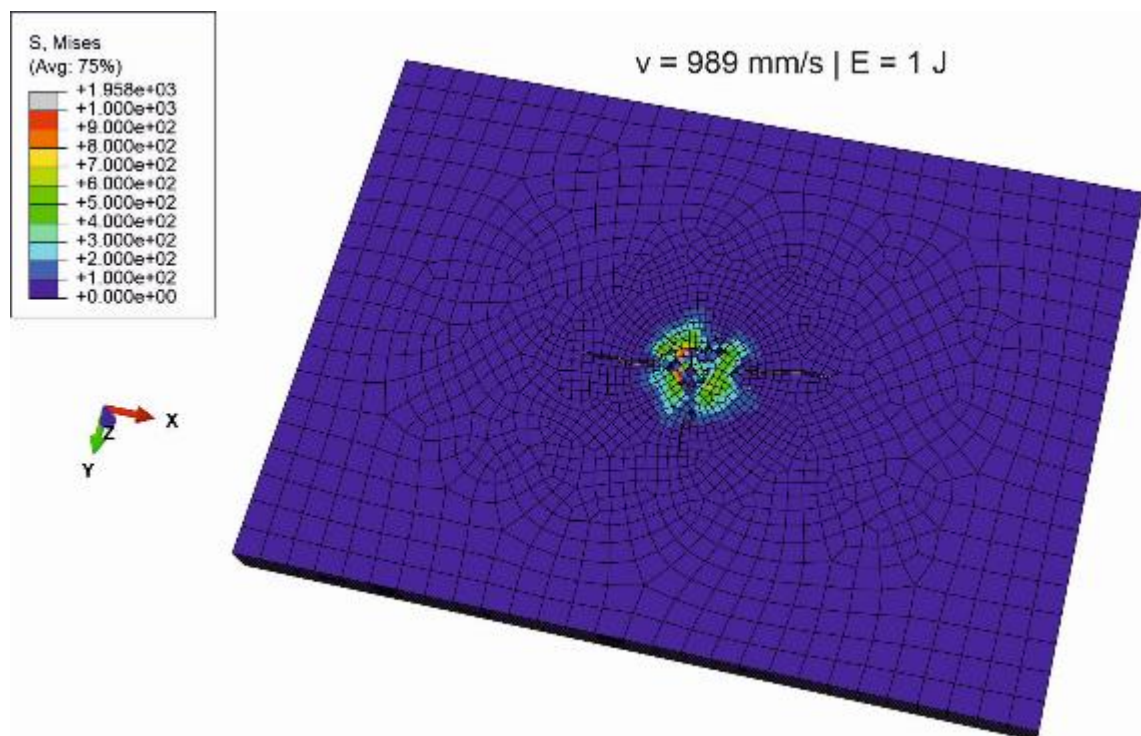


Abbildung 30: Geschädigte Platten bei einer Impact-Geschwindigkeiten von 989 mm/s, bzw. einer kinetischen Energie von 1 J

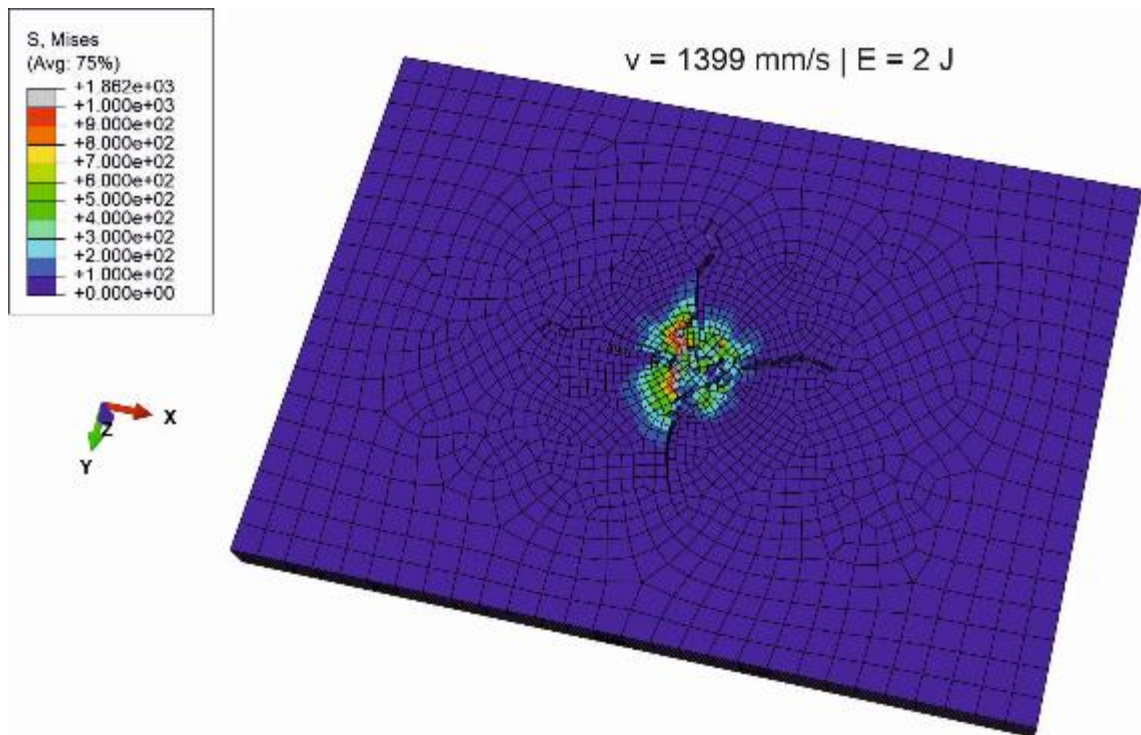


Abbildung 31: Geschädigte Platten bei einer Impact-Geschwindigkeiten von 1399 mm/s, bzw. einer kinetischen Energie von 2 J

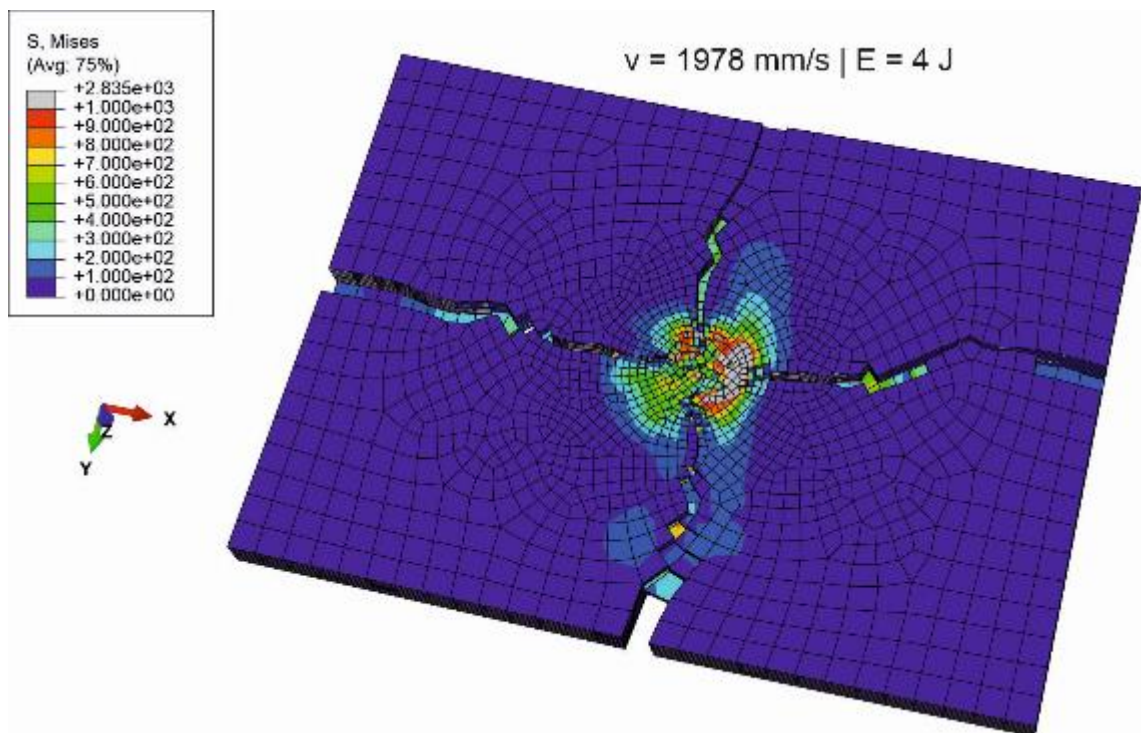


Abbildung 32: Geschädigte Platten bei einer Impact-Geschwindigkeiten von 1978 mm/s, bzw. einer kinetischen Energie von 4 J.

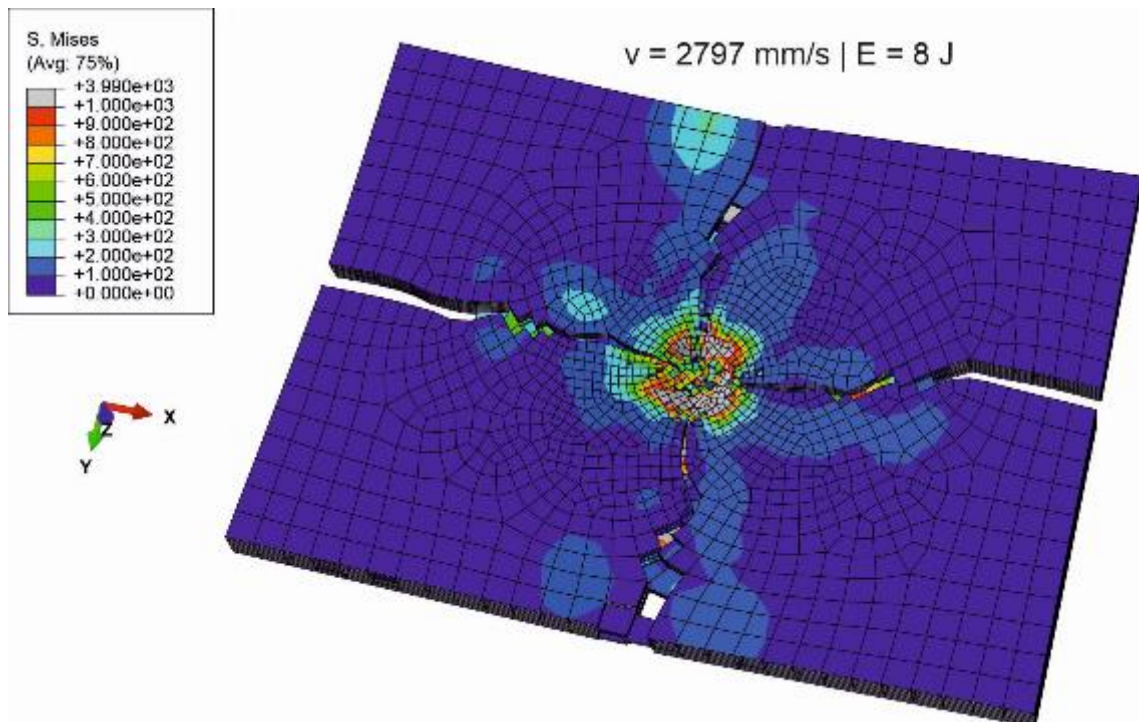


Abbildung 33: Geschädigte Platten bei einer Impact-Geschwindigkeiten von 2797 mm/s, bzw. einer kinetischen Energie von 8 J

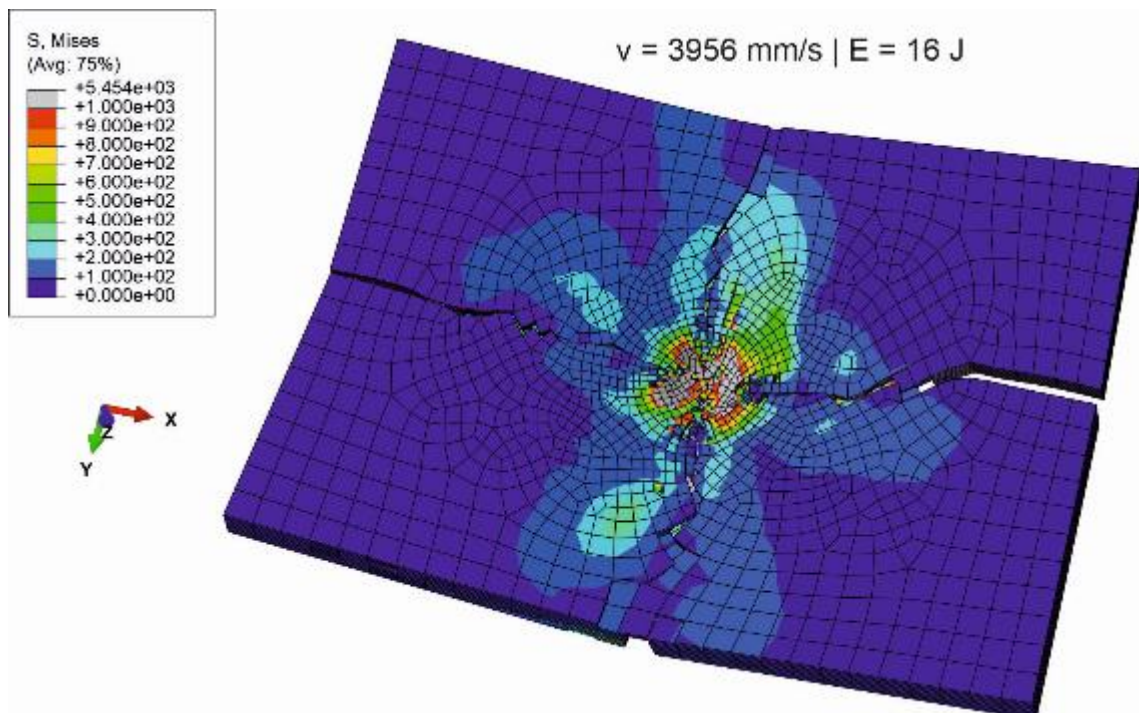


Abbildung 34: Geschädigte Platten bei einer Impact-Geschwindigkeiten von 3956 mm/s, bzw.

einer kinetischen Energie von 16 J.

Um den Einfluss der Kohäsivzonenparameter σ_{\max} und G_c sowie des Materialmodellparameters d_{\max} zu analysieren, wurde eine Parameterstudie bei einer Impact-Geschwindigkeit von 1978 mm/s durchgeführt. Es zeigt sich, dass diese Parameter einen untergeordneten Einfluss auf den Kraft-Zeit-Verlauf haben. In *Abbildung 35* sind mit grauen Linien die experimentell ermittelten Kraft-Zeit-Verläufe der realen Impact-Versuche dargestellt. Die grüne Linie zeigt den Kraft-Zeit-Verlauf für die final verwendeten Parameter $\sigma_{\max} = 500$ MPa, $G_c = 0.2$ mJ und $d_{\max} = 0.55$. Die verschiedenfarbigen gestrichelten Linien zeigen Kraft-Zeit-Verläufe für verschiedene Parametervariationen. Ein Vergleich mit den experimentell ermittelten Kraft-Zeit-Verläufen zeigt, dass auch bei größerer Variation dieser drei Parameter die numerischen bestimmten Kraft-Zeit-Verläufe im Bereich des Streubands der experimentell ermittelten Kraft-Zeit-Verläufe liegen. Im Umkehrschluss bedeutet dies, dass der Kraft-Zeit-Verlauf in den numerischen Berechnungen maßgeblich von den übrigen Materialmodellparameter bestimmt wird. Dies ist von großer Bedeutung, da die Kohäsivzonen-Parameter frei gewählt werden mussten, da hierfür keine Validierungsexperimente zur Verfügung standen.

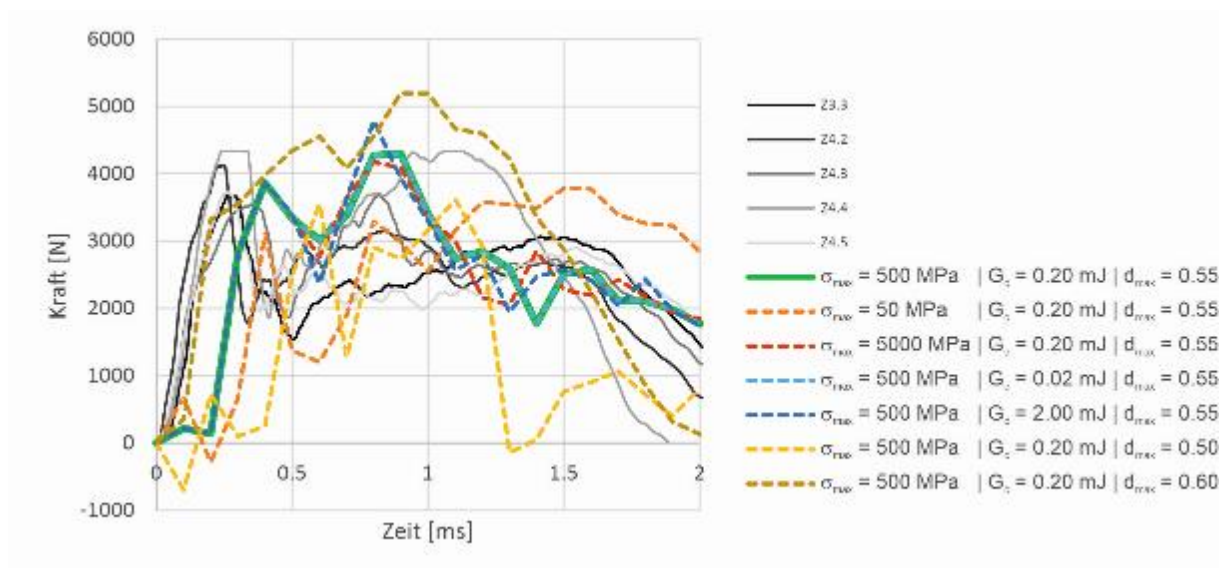


Abbildung 35: Einfluss der Kohäsivzonenparameter σ_{\max} und G_c sowie des Materialmodellparameters d_{\max} bei einer Impact-Geschwindigkeit von 1978 mm/s und Vergleich mit experimentell ermittelten Kraft-Zeit-Verläufen.

1.5 Zusammenfassung

Bei den Zugversuchen an Flachproben sind verschiedene probenbedingte Schwierigkeiten aufgetreten. Zum einen waren es die Oberflächenstrukturen, die v.a. die Dehnungsmessungen mit dem verfügbaren Klemmextensometer unmöglich machten. Zum anderen waren die vorliegenden Proben leider nicht eben, sodass durch die Krümmungen auch Biegespannungen in den Proben auftraten und die Ergebnisse verfälschten. Unabhängig von den benannten Schwierigkeiten wurde eine extreme Festigkeitsabhängigkeit von den verschiedenen Ursprungsplatten festgestellt, aus der die Proben entnommen wurden.

Die Analyse der Fallgewichtsversuche anhand von CT Untersuchungen lieferte wertvolle Erkenntnisse für die Modellierung. Im Wesentlichen konnte festgestellt werden, dass die Faserorientierung keinen Einfluss auf das Schadensbild hat. Es wurden kreisrunde Schadenskegel festgestellt. Der Einfluss der Schädigungsenergie (1J, 2J und 4J) auf die Schadensgröße wird als überraschend gering bewertet. Allerdings muss diese Aussage aufgrund einer eher kleinen statistischen Basis mit Vorsicht formuliert werden.

Anhand von Dreipunkt-Biege-Versuchen wurde der Einfluss der Impactschäden auf die Biegefestigkeit untersucht. Bei den Versuchen haben sich die Oberflächenstrukturen auf den Proben erneut als hinderlich offenbart. Wie auch schon bei den Zugversuchen haben sich deutliche Festigkeitsunterschiede zwischen den verschiedenen Platten gezeigt. Die Plattenzugehörigkeit zeigte einen stärkeren Einfluss auf die Biegefestigkeit als die Impact-Schädigung. Trotz dieses überlagerten Effektes wurde eine überraschend kleine Tendenz zu geringeren Festigkeiten bei höheren Schädigungsenergien festgestellt. Auch diese Tendenz muss aufgrund der großen Messwertschwankung und der kleinen statistischen Basis mit großer Vorsicht formuliert werden.

Trotz der beschriebenen experimentellen Schwierigkeiten mit dem vorgelegten Material konnten nutzbringende Ergebnisse für die nachfolgende Erstellung von Simulationsmodellen generiert werden. Verbesserungspotential v.a. für die mechanische Prüfung wurde in der Reproduzierbarkeit, der Ebenheit und der Oberflächenqualität der bereitgestellten Prüfplatten identifiziert.

Auf der Basis der experimentellen Untersuchungen des Werkstoffs wurde ein Kontinuumsschädigungsmodell formuliert. Dieses ist als Modell vom Chaboche-Typ formuliert. Hierzu wurde das elastische Potential des allgemein anisotropen Hooke'schen Gesetzes durch ein Schädigungspotential erweitert. Dieses verwendet eine tensorwertige Schädigungsvariable, um auch anisotrope

Schädigungsvorgänge beschreiben zu können. Um den Effekt des Risschließens unter Druckbelastung modellieren zu können, wurde das Gesamtpotential um ein „Deaktivierungspotential“ erweitert. Dieses führt dazu, dass auch bei vorangegangener Schädigung des Materials bei Belastung im Druckbereich die ursprüngliche elastische Steifigkeit wieder hergestellt wird. Die Schädigungsevolution wurde in kontinuumsmechanisch konsistenter Weise aus einem Dissipationspotential abgeleitet. Das Modell wurde als benutzerdefiniertes Materialmodell in das kommerzielle Finite-Elemente-Programm ABAQUS implementiert. Zur adäquaten Modellierung von Impact-Vorgängen wurde dabei auf die Formulierung mit expliziter Zeitintegration zurückgegriffen.

Im Anschluss an die Implementierung wurde das vorgeschlagene Materialmodell gegen die verfügbare experimentelle Datenbasis validiert. Diese erfolgte in zwei Schritten. In einer ersten Validierung erfolgte die Anwendung auf die durchgeführten einaxialen Zugversuche, wobei auch die Materialparameter kalibriert wurden. Dabei konnte eine hervorragende qualitative und quantitative Übereinstimmung der numerischen Vorhersage mit der experimentellen Beobachtung erzielt werden. Dies betrifft insbesondere die Auswirkung der Schädigung unter Zugbelastung und ihre Deaktivierung bei Belastung im Druckbereich. In einem zweiten Schritt erfolgte eine weitergehende Validierung durch Anwendung des Modells auf eine Simulation der durchgeführten Fallgewichtsversuche. Auch hier ließen sich die experimentellen Ergebnisse vollumfänglich reproduzieren. Im Anschluss wurde das Modell in Parameterstudien zur Vorhersage des Impact-Verhaltens unter über den experimentellen Umfang hinausgehenden Belastungssituationen eingesetzt.

Mit dem als benutzerdefinierte Materialroutine für das Finite-Elemente Programm ABAQUS verfügbaren und validierten Materialroutine steht nun ein leistungsfähiges und universell einsetzbares Tool zur Berechnung von CMC-Bauteilen unter quasi-statischer und Impactbelastung zur Verfügung. Dieses bildet die Zähigkeitssteigerung durch die Faserverstärkung im Rahmen seiner anisotropen Schädigungsformulierung vollumfänglich ab, berücksichtigt aber auch die Deaktivierung der Schädigungseffekte durch Schließen der entstandenen Mikrorisse unter Druck. Es ist damit insbesondere auch zur Simulation und Vorhersage des Verformungs- und Schädigungsverhaltens von CMC-Bauteilen mit allgemeiner Geometrie unter komplexen, mehraxialen Belastungssituationen unter allgemeinen Lastreihenfolgen in der Lage.

Literaturverzeichnis

- [1] Baste, S.; Aristégui, C.: *Induced anisotropy and crack systems orientations of a ceramic matrix composite under off-principle loading*, Mech. Mat. **29** (1998) 19-41.
- [2] Besson, J.; Cailletaud, G.; Chaboche, J.L.; Forest, S.; Blétry, M.: *Non-Linear Mechanics of Materials*: Springer-Verlag, New York 2010.
- [3] Chaboche, J.L., Lesne, P., Maire, J.: *Continuum damage mechanics, anisotropy and damage deactivation for brittle materials like concrete and ceramic composites*, Int. J. Damage Mech. **4** (1995) 5-22.
- [4] Chaboche, J.L., Maire, J.F.: *A new micromechanics based CDM model and its application to CMC's*, Aerosp. Sci. Technol. **6** (2002) 131-145.
- [5] Fassin, M.; Eggersmann, R.; Wulfinghoff, S.; Reese, S.: *Gradient-extended anisotropic brittle damage modeling using a second order damage tensor - theory, implementation and numerical examples*, Int. J. Solids Struct. **167** (2019) 93-126.
- [6] Findeisen, C., Hohe, J.: *Mechanically consistent continuum damage model for anisotropic composites including damage deactivation*, Int. J. Damage Mech. (zur Publikation angenommen).
- [7] Lemaitre, J., Chaboche, J.L.: *Aspect phénoménologie de la rupture par endommagement*, J. Méch. Appl. **2** (1978) 317-365.
- [8] Ortiz, M., Simo, J.C.: *An analysis of a new class of integration algorithms for elastoplastic constitutive relations*, Int. J. Num. Meth. Eng. **23** (1986) 353-366.
- [9] Wulfinghoff, S., Fassin, M., Reese, S.: *A damage growth criterion for anisotropic damage models motivated from micromechanics*, Int. J. Solids Struct. **121** (2017) 21-32.
- [10] Zheng, Q.: *Theory of representations for tensor functions – A unified invariant approach to constitutive equations*, Appl. Mech. Rev. **47** (1994) 545-587.