

**Untersuchungen zur Simulation
rückfederungsbedingter Formabweichungen
beim Tiefziehen**

Vom Fachbereich Maschinenbau
der Universität Hannover
zur Erlangung des akademischen Grades
Doktor-Ingenieur
genehmigte Dissertation
von

Dipl.-Ing. Rune Schmidt-Jürgensen

**geboren am 26.05.1971
in Walsrode**

2002

1. Referent: Prof. Dr.-Ing. E. Doege
2. Referent: Prof. Dr.-Ing. U. Draugelates

Tag der Promotion: 15.07.2002

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen (IFUM) der Universität Hannover. Sie war Bestandteil der Projektarbeit aus dem Teilprojekt „Numerische Untersuchung des Umformverhaltens gefügter Feibleche – makro-mechanische Prozesssimulation“ des Sonderforschungsbereichs 362 „Fertigen in Feiblech“.

Dem Leiter des Instituts, Herrn Prof. Dr.-Ing. E. Doege, gilt mein besonderer Dank für die großzügige Unterstützung bei der Durchführung dieser Arbeit. Ebenso bedanke ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. U. Draugelates für die Durchsicht der Arbeit und die Übernahme des Koreferats, sowie bei Herrn Prof. Dr.-Ing. R. Braune für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission.

Den Kollegen der Abteilung Numerische Methoden danke ich für die gute Zusammenarbeit. Mein besonderer Dank gilt dabei Dr. André Kröff, Bianca Springub, Jens Baumgarten, Steffen Kulp und Wissem Ellouze, die durch die kritische Durchsicht, die Anregungen und die Diskussionsbereitschaft zum Erfolg dieser Arbeit beigetragen haben.

Ferner danke ich allen Kollegen des Instituts für die kollegiale Zusammenarbeit und das stets gute Arbeitsklima.

Hannover, August 2002

| | | |
|----------|--|-----------|
| 1 | Einleitung und Zielsetzung | 1 |
| 2 | Stand der Forschung | 6 |
| 2.1 | Grundlagen des Tiefziehens | 6 |
| 2.2 | Rückfederung beim Tiefziehen | 8 |
| 2.3 | Simulation von Blechumformprozessen | 9 |
| 2.4 | Simulation der Rückfederung tiefgezogener Blechbauteile | 10 |
| 2.4.1 | Werkstoffbeschreibung | 11 |
| 2.4.1.1 | Dehnungsabhängiger E-Modul | 11 |
| 2.4.1.2 | Dehnungsabhängige Anisotropie | 12 |
| 2.4.1.3 | Kinematische Verfestigung | 15 |
| 2.4.2 | Simulationsparameter | 17 |
| 2.4.2.1 | Modellierung der Reibung | 19 |
| 2.4.2.2 | Modellierung der Werkzeugnachgiebigkeit | 21 |
| 3 | Einfluss des Integrationsverfahrens auf die Rückfederungssimulation | 23 |
| 3.1 | Einleitung | 23 |
| 3.2 | Implizite Rückfederungssimulation | 23 |
| 3.3 | Explizite Rückfederungssimulation | 25 |
| 4 | Dehnungsabhängiger Elastizitätsmodul | 27 |
| 4.1 | Einleitung | 27 |
| 4.2 | Verifikation der Dehnungsabhängigkeit | 28 |
| 4.3 | Simulationsrechnungen unter Berücksichtigung eines dehnungsabhängigen E-Moduls | 31 |
| 5 | Dehnungsabhängige Anisotropiekoeffizienten | 36 |
| 5.1 | Einleitung | 36 |
| 5.2 | Simulationsrechnungen unter Berücksichtigung dehnungsabhängiger Anisotropie | 36 |

| | | |
|-----------|--|------------|
| 6 | Kinematische Verfestigung | 40 |
| 6.1 | Einleitung | 40 |
| 6.2 | Einbindung der kinematischen Verfestigung in ABAQUS/Explicit | 40 |
| 6.3 | Simulationsrechnungen mit kinematischer Verfestigung | 45 |
| 7 | Statistische Analyse der Simulationsparameter | 49 |
| 7.1 | Einleitung | 49 |
| 7.2 | Statistische Versuchsplanung (Design of Experiments) | 49 |
| 7.3 | Festlegung der Zielgrößen | 51 |
| 7.4 | Ermittlung der Rückfederungswinkel des Realbauteils | 53 |
| 7.5 | Festlegung der abhängigen Variablen | 54 |
| 7.6 | Festlegung der unabhängigen Variablen | 56 |
| 7.7 | Erstellung des Versuchsplans | 59 |
| 7.8 | Durchführung der Versuche | 60 |
| 7.9 | Auswertung des Versuchsplans | 63 |
| 7.10 | Optimierung der Simulationsparameter | 70 |
| 7.10.1 | Erstellung der Wunschprofile | 70 |
| 8 | Beschreibung der Wirkflächenreibung | 74 |
| 8.1 | Einleitung | 74 |
| 8.2 | Auswahl druckabhängiger Reibgesetze | 75 |
| 8.3 | Einbindung druckabhängiger Reibgesetze in ABAQUS | 85 |
| 8.4 | Einfluss der Reibgesetze unter Berücksichtigung der Werkzeugnachgiebigkeit | 89 |
| 8.4.1 | Einfluss der Werkzeugnachgiebigkeit auf den Tiefziehprozess | 93 |
| 8.4.2 | Einfluss der Werkzeugnachgiebigkeit und Reibzustands beschreibungen auf die Rückfederungsvorhersage | 95 |
| 9 | Zusammenfassung | 99 |
| 10 | Literatur | 101 |

Symbolverzeichnis

| Zeichen | Einheit | Bedeutung |
|-----------------------|---------|--|
| A_G | [-] | Gleichmaßdehnung |
| $a_{xl, zi, yk, zk}$ | [mm] | Verschiebungen durch Rückfederung |
| $b_{xl, zi, yk, zk}$ | [mm] | Verschiebungen durch Rückfederung |
| a, b, c, d, λ | [-] | Parameter der Reibzustandsbeschreibungen |
| b | [mm] | Breite der Zugprobe |
| b_{ij} | [-] | Koeffizienten des Regressionspolynoms |
| c | [m/s] | Schallgeschwindigkeit |
| d_i | [-] | Einzelermüchtheit |
| D | [-] | dimensionsloser Dämpfungsgrad |
| D | [-] | Gesamtermüchtheit |
| E | [MPa] | Elastizitätsmodul |
| F_Z | [N] | Zugkraft |
| F_U | [N] | Umformkraft |
| F_N | [N] | Niederhalterkraft |
| F_{SZ} | [N] | Streifenzugkraft |
| F_G | [N] | Gegenzugkraft |
| f | [Hz] | Eigenfrequenz |
| H | [MPa] | Steigung der Fließkurve |
| I | [-] | Einheitstensor |
| K | [-] | Anzahl der Faktoren |
| l_{max} | [mm] | Maximale Elementkantenlänge |
| M | [kg] | Probenmasse |
| M_b | [Nm] | Biegemoment |
| m_{NH} | [kg] | Masse des Niederhalters |
| n | [-] | Anzahl der Faktorstufen |
| N | [-] | Anzahl der Recheninkremente |
| p | [MPa] | Kontaktnormalspannung |
| Q | [MPa] | Normale der Fließfläche |
| r_M | [mm] | Matrizenradius, Ziehringradius |
| r_{min} | [mm] | Kleinster abzubildender Radius |
| r_0, r_{45}, r_{90} | [-] | Anisotropiekoeffizient 0°, 45°, 90° zur Walzrichtung |
| \bar{r} | [-] | Mittlere Anisotropie |
| Δr | [-] | Senkrechte Anisotropie |
| R | [MPa] | Radius der Fließfläche |
| S | [MPa] | Spannungsdeviator |
| s_0 | [mm] | Ausgangsblechdicke |
| s, t | [-] | Parameter der Wunschfunktion |
| t_S | [s] | Simulationsdauer |
| Δt_{St} | [s] | Stabile Zeitschrittweite |
| T | [1/Hz] | Periodendauer |
| u_1, u_2, u_3 | [mm] | Knotenverschiebungen |
| v_{St} | [mm/s] | Stempelgeschwindigkeit |
| v_{rel} | [mm/s] | Relativgeschwindigkeit |
| x, y, z | [-] | Koordinatenrichtung |

| | | |
|--------------------------|----------------------|--|
| x_n | [-] | Einflussgrößen, abhängige Variablen |
| y | [-] | Zielgrößen, abhängige Variablen |
| α_l | [°] | Zargenwinkelrückfederung der langen Napfseite |
| α_k | [°] | Zargenwinkelrückfederung der kurzen Napfseite |
| α_{ij} | [MPa] | Rückspannungstensor |
| β_l | [°] | Flanschwinkelrückfederung der langen Napfseite |
| β_k | [°] | Flanschwinkelrückfederung der kurzen Napfseite |
| β_0 | [-] | Ziehverhältnis |
| ε | [-] | Dehnung |
| $\dot{\varepsilon}$ | [-] | Dehnrage |
| $\dot{\varepsilon}^{el}$ | [-] | Elastische Dehnrage |
| $\dot{\varepsilon}^{pl}$ | [-] | Plastische Dehnrage |
| ε_{el} | [-] | Elastische Dehnung |
| ε_{pl} | [-] | Plastische Dehnung |
| ε_{biege} | [-] | Biegedehnung |
| ε_{zug} | [-] | Zugdehnung |
| $\varepsilon_{rückfed.}$ | [-] | Dehnung nach Rückfederung |
| $\dot{\gamma}$ | [-] | Skalarer Multiplikator des Normalenvektors |
| λ, μ | [MPa] | Lamés Konstanten |
| μ | [-] | Reibwert |
| ν | [-] | Querkontraktion |
| φ | [-] | Umformgrad |
| ρ_1 | [mm] | Zargendurchbiegung |
| ρ_2 | [mm] | Bodendurchbiegung |
| ρ | [kg/m ³] | Dichte |
| σ_0 | [MPa] | Anfangsfließspannung |
| σ_N | [MPa] | Normalspannung |
| σ_{biege} | [MPa] | Biegespannung |
| σ_{zug} | [MPa] | Zugspannung |
| $\sigma_{rückfed.}$ | [MPa] | Spannung nach Rückfederung |
| τ_R | [MPa] | Reibschubspannung |
| ξ | [MPa] | Spannungsdifferenz |

Abstract

Durch die Zunahme von hochfesten Blechwerkstoffen und Leichtmetallen im Automobilbau und deren erhöhten Rückfederungswerten nach dem Umformen kommt der Vorhersage der Rückfederung eine immer größere Bedeutung zu. Die Qualität der Rückfederungsvorhersage mit Hilfe der FEM ist jedoch nicht zufriedenstellend, so dass bei der Werkzeugkonstruktion eine große Unsicherheit besteht.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden daher Einflüsse auf das Rückfederungsergebnis innerhalb der Simulation untersucht und im Hinblick auf die Verbesserung der Vorhersagequalität bewertet. Die Modellierung der Materialeigenschaften übt auf das Simulationsergebnis einen entscheidenden Einfluss aus, weswegen der erste Teil dieser Arbeit sich mit der Abbildung eines dehnungsabhängigen Elastizitätsmoduls, einer dehnungsabhängigen Anisotropie und des BAUSCHINGER- Effekts befasst. Die Berücksichtigung des BAUSCHINGER- Effekts durch die Anwendung eines kinematischen Verfestigungsgesetzes zeigt deutliche Unterschiede in der Berechnung der Rückfederung. Die nach der Rückfederung berechnete Spannungsverteilung in dem Bauteil ist homogener, da die Fließgrenze nach der Belastungsumkehr herabgesetzt ist.

Neben der Optimierung der Werkstoffbeschreibung kann der Anwender das Berechnungsergebnis der Rückfederungsvorhersage über Simulationsparameter beeinflussen. Um die Einflüsse der Simulationsparameter Elementkantenlänge und Anzahl der Integrationspunkte der Schalenelemente, Dämpfungsgrad und Geschwindigkeit der expliziten Simulation und der Reibung auf das Berechnungsergebnis quantifizieren zu können, wurde eine statistische Analyse dieser Parameter durchgeführt. Als Haupteinflussgröße auf die Genauigkeit der Rückfederungsvorhersage konnte die Abbildung der Reibung ermittelt werden. Die Anwendung von umgebungsparameterabhängigen Reibgesetzen in der Tiefziehsimulation ist somit zur Berechnung besserer Rückfederungswerte empfehlenswert.

In einem nächsten Schritt wurden folglich vier verschiedene kontaktdruck- und teilweise auch relativgeschwindigkeitsabhängige Reibzustandsbeschreibungen im Hinblick auf die Beeinflussung der Vorhersage der Rückfederungswinkel des Rechtecknapfes untersucht. Gegenüber den Simulationsrechnungen mit konstanten Reibwerten konnten durch die Anwendung der Reibzustandsbeschreibungen Verbesserungen der Rückfederungsvorhersage erreicht werden. Da die untersuchten Reibzustandsbeschreibungen alle vom vorliegenden Kontaktdruck abhängig sind und bei der Simulation mit starren Werkzeugen in der Regel zu hohe Kontaktnormalspannungen berechnet werden, wurden die Untersuchungen auf den Einfluss der Simulation mit elastisch modelliertem Niederhalter und Ziehring erweitert. Die Ergebnisse der Rückfederungsvorhersage konnte somit weiter verbessert werden.

Schlagworte: Simulation, Blechumformung, Rückfederung

Abstract

The deep drawing process has achieved an important role in sheet metal forming because of its significance for the automotive production. Deep drawn body parts are subject to an inhomogeneous distribution of deformation. Because of the elastic-plastic behaviour of the sheet metal the deformation distribution in the work-piece leads to a shape deformation after the deep drawing process when releasing the strong outer forces. The geometric shape deviation caused by spring-back is opposed to automated processing of the components. In order to compensate the unfavourable effects, a high technical and economic expenditure in all areas of the production is required.

The spring-back behaviour is directly influenced by the material properties, the component geometry and the procedure conditions. In order to examine the influence of the material description, strain dependent Young's modulus and anisotropic parameters were implemented in the FE-simulation. The predictability of the spring-back behaviour is additionally determined by the simulation parameters. To improve the prediction accuracy of the spring-back effect within FE-simulation, investigations quantifying the influence of different simulation parameters on the prediction of the spring-back using the FE-program ABAQUS were carried out. There are different effects of friction on the angles between flange and trim and the angles between flange and bottom. Due to this fact, in an optimisation of the prediction of all angles, the friction cannot be optimised as a constant friction factor valid for the entire model. For an optimised calculation of the spring-back effect, a description of the friction as a modified friction law is inevitable. To compare the influences of different friction laws on the spring-back behaviour of sheet metal parts, four laws were examined. The use of the friction law enables a more accurate calculation of the stress distribution in the component after the deep drawing process. The comparison of the measurement and the simulation with different friction laws implemented in FE-simulations using rigid and elastic tool descriptions shows a substantial improvement of the calculation of the spring-back effect.

Keywords: Simulation, Sheet Metal Forming, Spring-back

1 Einleitung und Zielsetzung

Feinblech ist in den letzten Jahren durch das immer weiter werdende Eigenschaftsspektrum zu einem unverzichtbaren Halbzeugprodukt geworden. Aufgrund der vielfältigen Einsatzmöglichkeiten findet Blech u.a. im Fahrzeugbau, in der Haushaltsgeräteherstellung sowie in der Elektroindustrie breite Anwendung. Durch die rasanten technischen Fortschritte und die hohe Konkurrenz ist es notwendig, die Innovationszyklen von technischen Produkten laufend zu verkürzen. (Abbildung 1). Um die Wettbewerbsposition zu halten oder sogar auszubauen, sind die Unternehmen gezwungen, ihre Produkte immer schneller auf den Markt zu bringen.

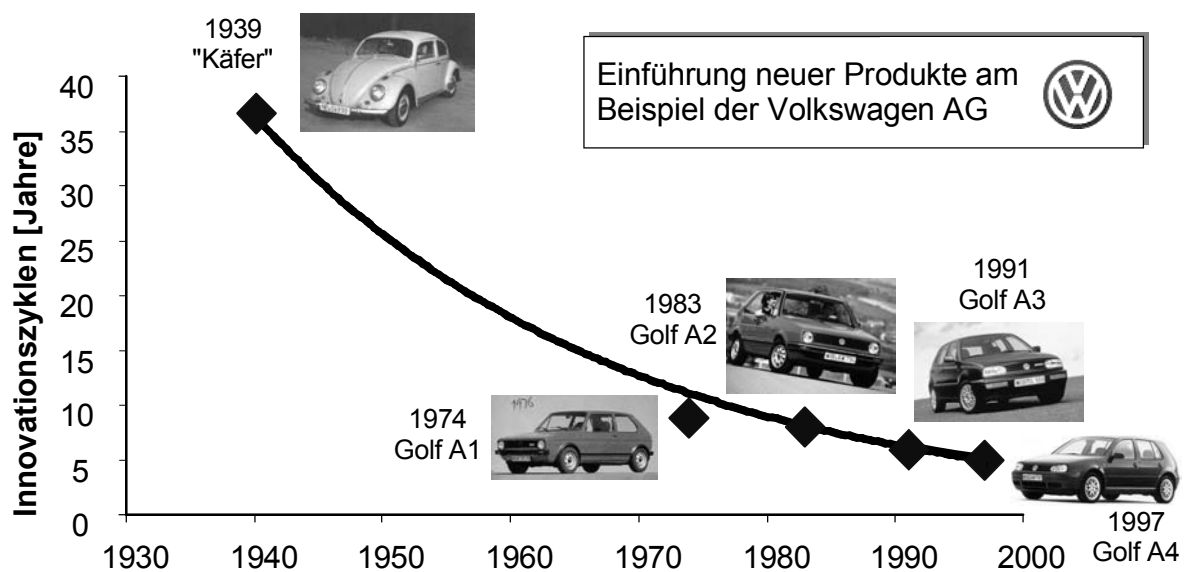


Abbildung 1: Verkürzung der Produktentstehungszyklen am Beispiel des VW Golf /1/

Diese allgemeine Tendenz gewinnt auch bei der Blechumformung zunehmend an Bedeutung. Das Tiefziehen stellt dabei unter den blechverarbeitenden Fertigungsverfahren das bedeutendste dar, da hiermit Werkstücke mit dreidimensionaler Geometrie erzeugt werden können. Tiefziehen wird laut DIN 8584 definiert /2/:

„Tiefziehen ist das Zug-Druck-Umformen eines Blechzuschnitts (je nach Werkstoff auch einer Folie oder Platte, eines Ausschnitts oder Abschnitts) zu einem Hohlkörper oder eines Hohlkörpers zu einem Hohlkörper mit kleinerem Umfang ohne beabsichtigte Veränderung der Blechdicke.“

Die Schwierigkeiten beim Tiefziehen liegen u.a. in der Beherrschung des Materialflusses, in der Bestimmung des Zuschnitts, in der Ermittlung der Abstufungen in einem mehrstufigen Umformprozess, sowie in der Vorhersage der erforderlichen Umformkraft.

Demzufolge ergeben sich im Rahmen der Produktentstehung ständig neue Herausforderungen, zu deren Bewältigung der Einsatz neuer Computeranwendungen sehr hilfreich ist. Änderungen an Werkzeugen während des Produktentstehungsprozesses können bis zu 30% der eigentlichen Werkzeugkosten verursachen /3/. Durch den Einsatz moderner Simulationsverfahren ist hier ein großes Einsparpotenzial vorhanden. Noch größer sind die Potenziale der Simulation jedoch in der Optimierung der Durchlaufzeiten bei der Werkzeugherstellung, die so beispielsweise bei der Fa. Audi innerhalb der letzten Jahre von 36 auf 18 Monate (Seitenwandrahmen) halbiert werden konnte und in Zukunft weiter gesenkt wird. Abbildung 2 zeigt das Potential zur Verkürzung des Produktentstehungsprozesses durch die durchgehende Simulation auf.

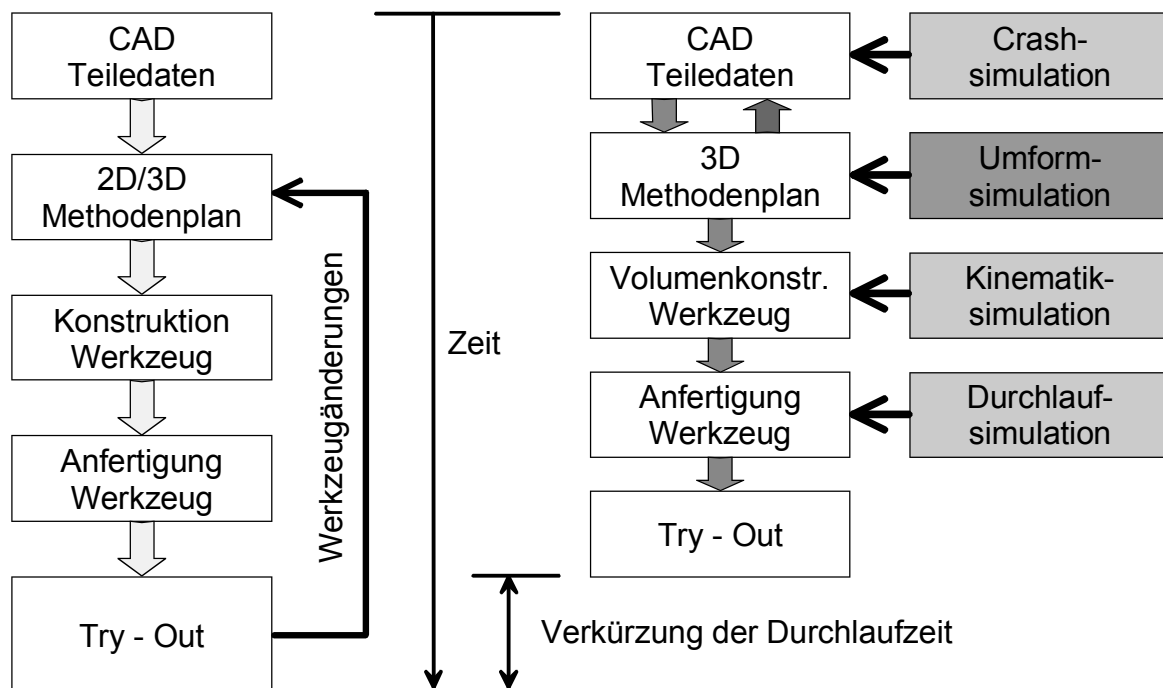


Abbildung 2: Verkürzung der Durchlaufzeit durch einen simulationsgestützten Produktentstehungsprozess /3/

Während der Umformung beeinflussen in der Regel eine Fülle von Randbedingungen die Genauigkeit des Umformergebnisses. Als Haupteinflussfaktoren seien der Werkstoff, die Maschine, das Werkzeug, die tribologischen Verhältnisse (Schmierung), die Peripherie (Automatisierung) sowie der Mensch genannt. /4/

Um Umformprozesse mit Hilfe der FEM exakt abbilden zu können, sollten möglichst viele der genannten Einflussgrößen berücksichtigt werden. Dieses ist jedoch zur Zeit technisch noch nicht realisierbar. Eine Einteilung der in der Simulation zu berücksichtigenden Größen zeigt Abbildung 3.

Speziell in der Blechumformung lassen sich die folgenden Einflussgrößen auf den simulierten Umformprozess benennen: Qualität des Rohblechs, Reibung zwischen Werkstück und Werkzeug, Verteilung der Spannungen und Formänderungen im Werkstück während des

Prozesses, Verfestigung des Materials und verbleibende Eigenspannungen, die sich in Rückfederungseffekten manifestieren.

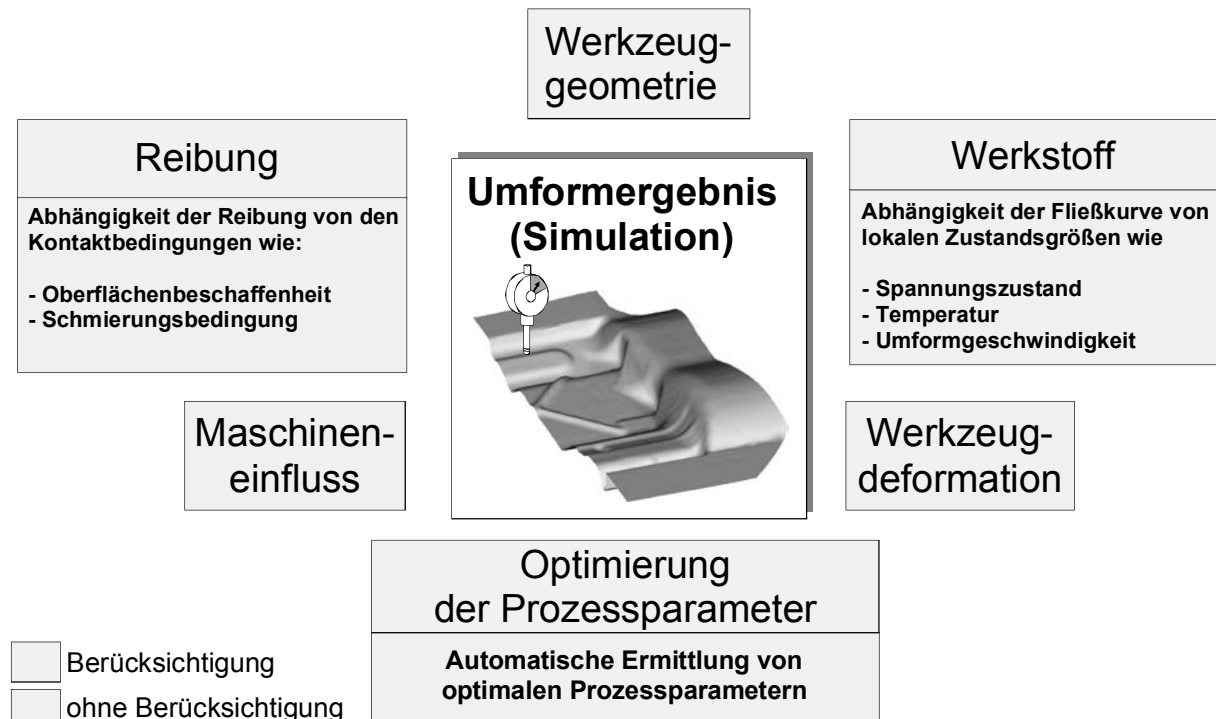


Abbildung 3: Berücksichtigung von Einflussgrößen bei der FEM /4/

Rückfederungsbedingte Formabweichungen tiefgezogener Bauteile stellen bei der zunehmenden Automatisierung von Fertigungs- und Montageeinrichtungen ein großes Problem dar. So werden bei der Fertigung von Karosserieteilen wegen des verstärkten Einsatzes von Robotern im Rohbau sehr hohe Anforderungen an die Reproduzierbarkeit der geometrischen Bauteileigenschaften gestellt. Winkel- und Maßabweichungen führen bei der Positionierung in der automatisierten Schweißanlage (Schweißroboter) Produktionsunterbrechungen. Zu einer Verschärfung dieser Problematik hat die Substitution der klassischen Tiefziehstähle durch höherfeste Stahlblechwerkstoffe, die höhere Streckgrenzen besitzen, oder Aluminiumbleche mit einem geringeren E-Modul geführt, da diese aufgrund ihres Werkstoffverhaltens tendenziell dazu neigen, größere rückfederungsbedingte Formabweichungen aufzuweisen.

Die Berechnung rückfederungsbedingter Formabweichungen mittels FEM- Simulation ist neuerdings mit den meisten kommerziellen FEM- Programmen möglich, jedoch ist die Genauigkeit der Rückfederungsvorhersage noch nicht zufriedenstellend /5/.

Die Ursachen dieser Ungenauigkeit der Rückfederungsvorhersage liegt u.a. in unzureichenden Werkstoffbeschreibungen, Reibzustandsbeschreibungen und Vereinfachungen bei der Diskretisierung der Simulationsmodelle. Auf Grund dieser Problematik bestand das wissenschaftliche Ziel dieser Arbeit in der Untersuchung der Einflüsse der Werkstoff- und Reibzustandsbeschreibung auf die Rückfederungsvorhersage mit Hilfe der FEM- Simulation.

Einfluss der Werkstoffbeschreibung auf die Rückfederungsberechnung

Derzeit wird im Allgemeinen die Elastizität über das lineare HOOK'sche Gesetz mit einem konstanten E-Modul abgebildet. Aufbauend auf die in der Literatur angegebenen bzw. im IFUM ermittelten Werkstoffdaten soll der Einfluss eines vom Umformgrad abhängigen E-Moduls in Bezug auf die Rückfederung untersucht werden. Da laut [6] der Elastizitätsmodul mit steigender Dehnung (bis $\epsilon \approx 10\%$) abhängig vom Werkstoff um bis zu 20% abnimmt, sind durch die Berücksichtigung dieses variablen elastischen Verhaltens zunehmende Rückfederungswerte zu erwarten.

Die Abhängigkeit des E-Moduls von der Umformgeschichte wird in einem Stoffgesetz, das über eine Schnittstelle an kommerzielle FEM- Software (ABAQUS/Explicit) gekoppelt ist, in der Umformsimulation berücksichtigt.

Aufgrund der im Allgemeinen mit einer Rückfederung einhergehenden Belastungsumkehr kann sich z.B. auch der „Bauschinger- Effekt“ auf die Rückfederung auswirken. Dieser Effekt, der sich in unterschiedlichen Zug- und Druckfließspannungen äußert, kann vorteilhaft in einem kinematischen Verfestigungsmodell abgebildet werden. In diesem Zusammenhang wird der Einfluss des Verfestigungsmodells auf die Rückfederungsberechnung durch den Vergleich des kinematischen mit dem herkömmlichen isotropen Verfestigungsmodell untersucht.

Diese Untersuchungen erlauben Aussagen über die numerische Sensitivität der berechneten Rückfederung in Abhängigkeit von der Modellierung der Elastizität und der Verfestigung. Die Analysen sollen zeigen, inwieweit in Zukunft die Notwendigkeit besteht, geeignete Werkstoffdaten experimentell zu erfassen, um eine Rückfederung realistischer abzubilden.

Einfluss des FEM- Modells auf die Rückfederungsberechnung

Im Rahmen der FEM- Simulation eines Tiefziehvorgangs wird ein Modell eines realen Prozesses erstellt. Während der Modellbildung werden eine Reihe von Vereinfachungen getroffen, die verschieden große Einflüsse auf das spätere Berechnungsergebnis haben. Ein Beispiel für eine solche Vereinfachung ist die Abbildung des Bleches anhand von sogenannten Schalenelementen. Schalenelemente besitzen nur eine virtuelle Dicke, die durch mehrere über der Blechdicke angeordnete Integrationspunkte repräsentiert wird. Weiterhin können durch die Wahl einer bestimmten Elementkantenlänge nur dem Modell entsprechende Werkzeugradialen bei der Umformung abgebildet werden. Bei der beschleunigten expliziten Simulation der Blechumformung spielen weiterhin häufig durch Massenträgheit hervorgerufene Effekte eine Rolle, die mit Hilfe der sinnvollen Auswahl der Geschwindigkeiten und numerischen Dämpfungen verhindert werden können. Eine gewissenhafte Auswahl der Modellierungsparameter ist daher Voraussetzung zur zielführenden Simulation.

Im Rahmen dieser Arbeit werden daher die Einflüsse der Simulationsparameter Elementkantenlänge, Anzahl der Integrationspunkte über der Blechdicke, Simulationsgeschwindigkeit, numerische Dämpfung innerhalb der expliziten Berechnung und die Auswahl des Reibwertes auf die Vorhersage der Rückfederung einer statistischen Untersuchung unterzogen.

Einfluss der Wirkflächenreibung auf die Rückfederungsberechnung

Der große Einfluss der Reibzustandsbeschreibung auf das Simulationsergebnis von Blechumformvorgängen ist schon vielfach untersucht worden. Da die Reibung einen entscheidenden Einfluss auf den nach der Umformung im Bauteil vorliegenden Spannungszustand ausübt, ist es erforderlich, verschiedene Reibgesetze im Hinblick auf ihre Auswirkungen auf die Rückfederungsvorhersage zu untersuchen.

Die Reibgesetze sollen an FEM- Simulationen mit starren Werkzeugen getestet werden. Werkzeuge, die im Rahmen einer FEM- Simulation als starre Körper modelliert werden, rufen in einer Simulation jedoch unrealistisch hohe Kontaktdrücke hervor.

Da die Wirkflächenreibung im Allgemeinen stark abhängig vom Kontaktdruck ist, ist ein möglichst realistisches Abbilden der Kontaktdrücke in einer FEM- Simulation besonders wichtig. Nur unter dieser Voraussetzung ist im Rahmen einer FEM- Simulation eines Tiefziehprozesses, in der die Reibung über experimentell gewonnene druckabhängige Reibgesetze beschrieben wird, eine deutliche Steigerung der Ergebnisgüte zu erwarten. Demzufolge wird angestrebt, auch die Werkzeuge in der FEM- Simulation als elastische Körper zu modellieren, die durch lokale Nachgiebigkeiten Spannungsspitzen abbauen.

Die implementierten Reibgesetze werden anschließend über einen Vergleich der Ergebnisse der FEM-Simulation mit dem Experiment beurteilt.

Eine abschließende Zusammenfassung der beschriebenen Untersuchungen zur Rückfederungssimulation soll Aufschlüsse über die Wirksamkeit der im Rahmen dieser Arbeit vorgenommenen Modifikationen an den FEM- Simulationen geben.

2 Stand der Forschung

2.1 Grundlagen des Tiefziehens

Ein typisches Tiefziehwerkzeug besteht aus einem Stempel, einem Niederhalter, und einer Matrize bzw. einem Ziehring (Abbildung 4). Zu Beginn des Tiefziehvorgangs wird der Blechwerkstoff einer Streckziehbeanspruchung ausgesetzt. Die Umformung findet zunächst nur im unteren Bereich des Ziehteilbodens und der Stempelkantenrundung statt. Ist die vom Bodenbereich in die Zarge weitergeleitete Kraft hinreichend hoch, überträgt sich die Umformkraft über den Zargenbereich, in dem ein ebener Dehnungszustand („plane strain“) vorliegt, in den Flanschbereich. Der Flanschbereich ist kennzeichnend für den Tiefziehprozess durch eine Zug-Druck-Beanspruchung geprägt.

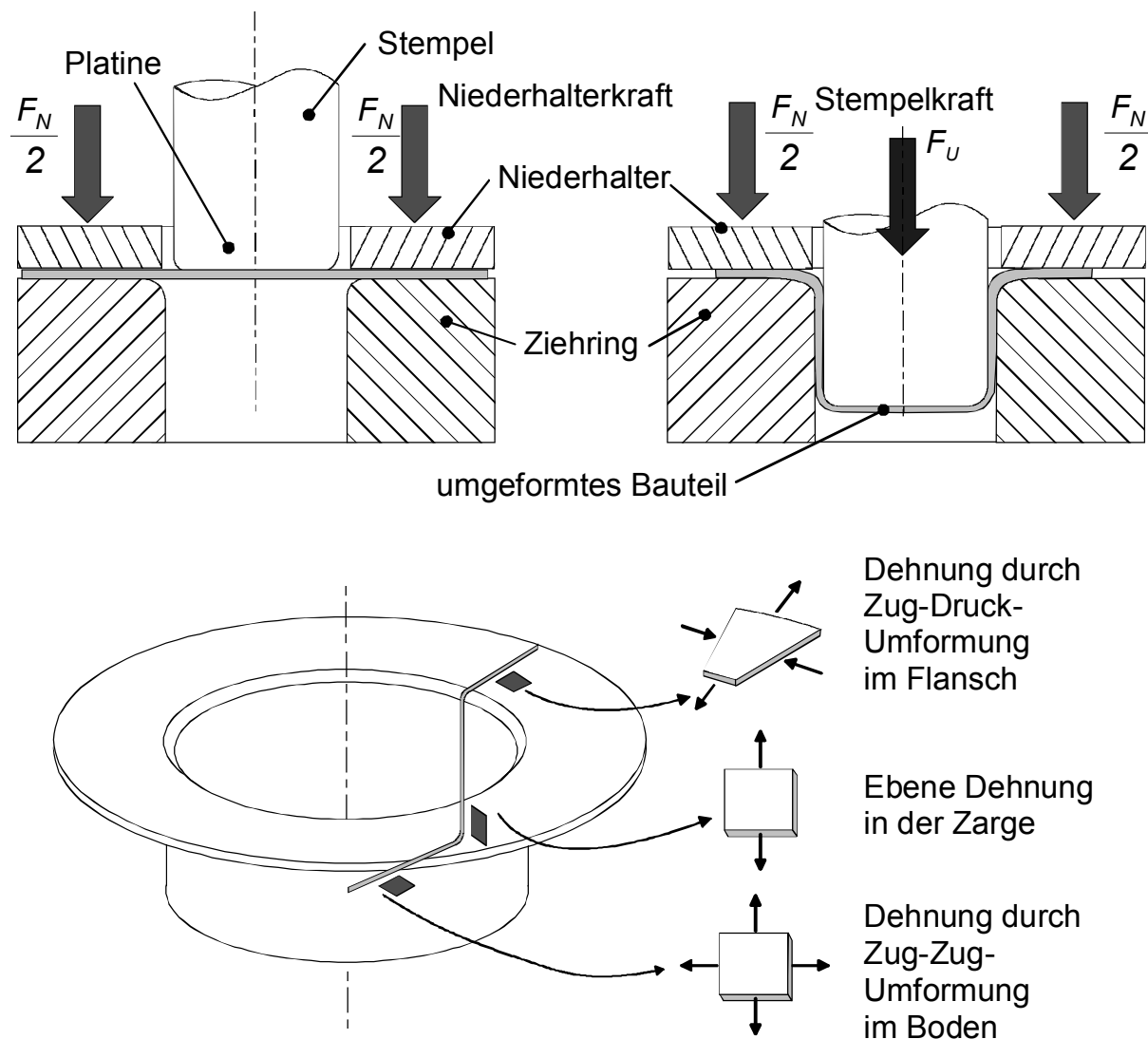


Abbildung 4: Prinzipieller Aufbau eines Tiefziehwerkzeugs und während des Tiefziehens auftretende Dehnungszustände

Während des Übergangs vom Flansch in die Zarge kommt es zu einer Wechselbiegebeanspruchung des Werkstoffs. Abbildung 5 zeigt die während der Umformung im Blech vorliegende Spannungsverteilung beim reinen Biegen, Strecken und Streckbiegen. Wie im Bildteil a) zu erkennen ist, verursacht die Biegung durch das aufgebraachte Biegemoment M_b oberhalb der neutralen Faser $z=0$ eine Zugspannung, während entsprechend unterhalb von $z=0$ eine Druckspannung vorliegt. Ist die vorliegende Spannung oberhalb der Fließgrenze, kommt es zu einer Plastifizierung des Materials, während die Bereiche, in denen die Spannung niedriger ist nur elastisch beansprucht werden. Bildteil b) zeigt die Spannungsverteilung bei einer Zugbeanspruchung. Die Spannung ist homogen über den Blechquerschnitt. Während des Tiefziehprozesses treten im Bereich des Ziehring- und Stempelkantenradius Biege- und Zugbeanspruchungen gemeinsam auf, was zu der in c) gezeigten Addition der in Teilbild a) und b) dargestellten Spannungen führt.

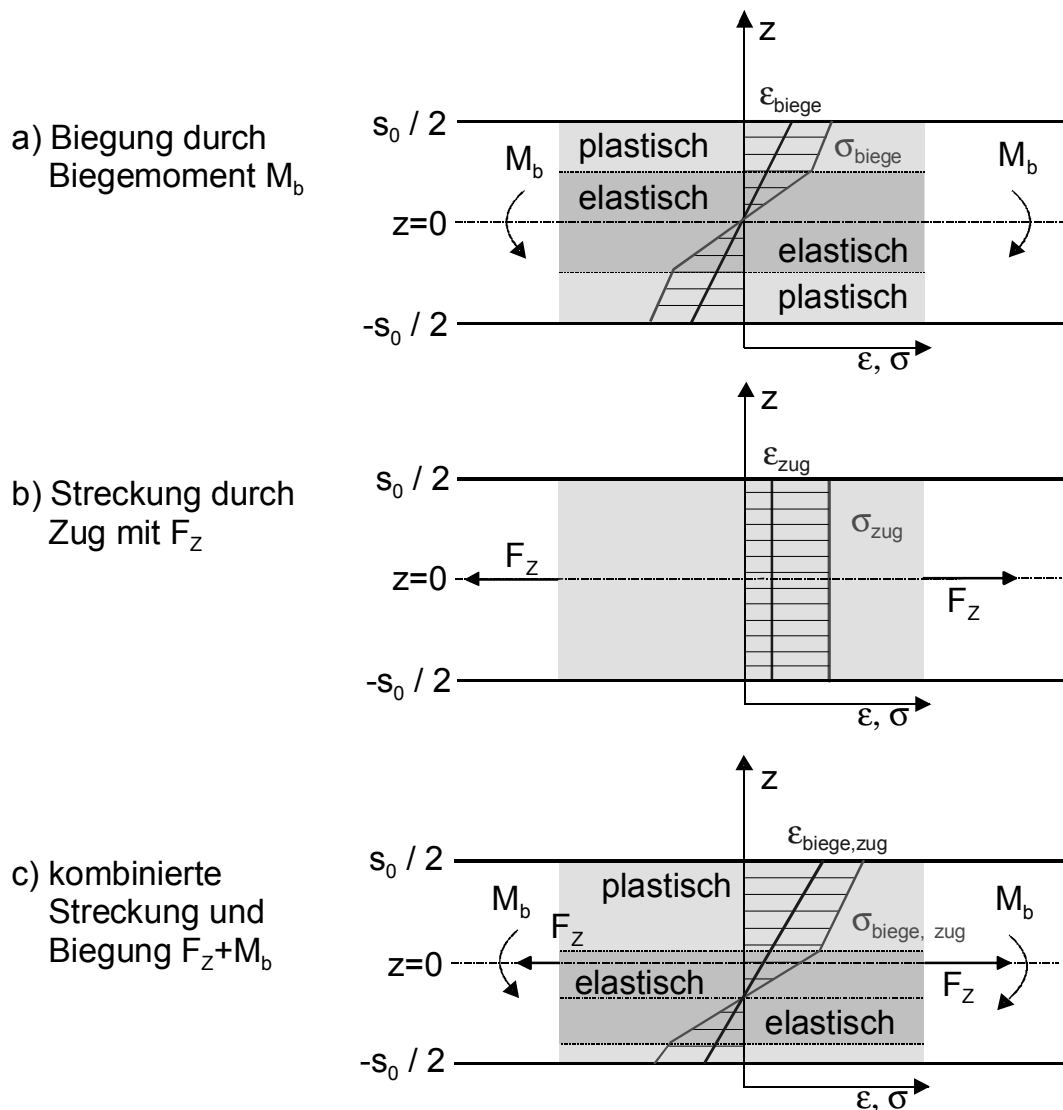


Abbildung 5: Auftretende Spannungsverläufe im Blechquerschnitt beim Biegen, Strecken und Streckbiegen

2.2 Rückfederung beim Tiefziehen

Das elastisch- plastische Verhalten des Metalls bei der Umformung führt zu der in Abbildung 6 a) dargestellten Spannungsverteilung im Blechquerschnitt, die mit den äußeren Kräften im Gleichgewicht steht. Die Bereiche in denen die Spannungen die Fließgrenze nicht überschreiten, verformen sich lediglich elastisch. Werden die äußeren Kräfte vom Bauteil entfernt (Bauteil wird aus der Presse entnommen), wird dadurch ein Entlastungsmoment aufgebracht, welches bei rein elastischer Verformung gleich dem ursprünglichen Biegemoment ist. Bei einer elastisch-plastischen Verformung des Materials kann der Spannungsverlauf durch die Addition des Belastungszustandes aus Abbildung 6 a) und des Entlastungsmomentes aus Abbildung 6 b) ermittelt werden. Bei entsprechend großen Entlastungsmomenten können betragsmäßig derart hohe Spannungen auftreten, dass es bei der Rückfederung zu einer erneuten Plastifizierung des Bauteils in den Randschichten kommen kann.

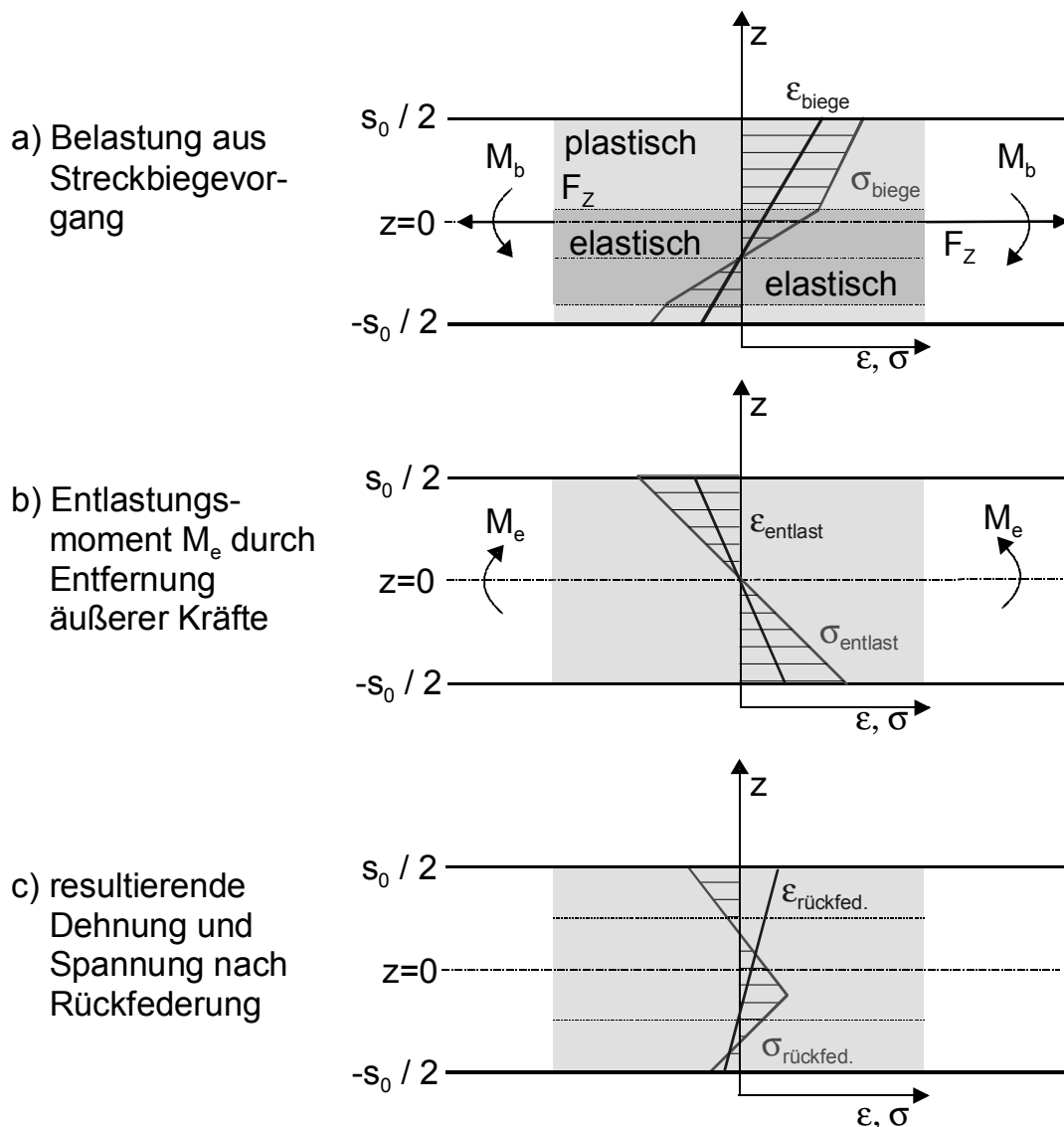


Abbildung 6: Auftretende Spannungen vor und nach der Rückfederung in einem Blechquerschnitt

Die Rückfederung tritt nach jeder plastischen Verformung eines Bleches auf. Die Ausmaße der Rückfederung sind in der Praxis von einer Vielzahl von Material- und Prozessparametern abhängig /7/, /8/.

2.3 Simulation von Blechumformprozessen

Die in der Vergangenheit stark gestiegene Leistungsfähigkeit der Rechnersysteme und der zugehörigen Software hat dazu geführt, dass Simulationsmodelle den realen physikalischen Systemen immer näher kommen. Die Anzahl der notwendigen Vereinfachungen zur Berechnung eines Tiefziehprozesses ist demnach in den letzten Jahren gesunken. Heutzutage ist die vollständig dreidimensionale Betrachtung eines Tiefziehprozesses unter der Berücksichtigung einer planaren Anisotropie selbstverständlich geworden. Mit Hilfe zusätzlicher adaptiver Netzverfeinerungsalgorithmen können sogar komplexe Blechbauteile effizient innerhalb akzeptabler Rechenzeiten simuliert werden.

Neben den Netzverfeinerungsalgorithmen wird die FEM- Software kontinuierlich verbessert, um die neue Hardware beispielsweise durch die Parallelisierung mehrerer Prozessoren besser auszunutzen. Der Stand der Technik auf den Gebieten der Elementansätze, der Stoffgesetze, der Integrationsansätze sowie der Kontaktalgorithmen und Solver ist mittlerweile außerordentlich hoch. Einen guten Überblick über den Stand der Technik im Bereich der FEM-Simulation geben regelmäßig die Konferenzen NUMIFORM, COMPLAS oder SHEMET, auf denen hauptsächlich die speziellen Problemstellungen der Blechumformung diskutiert werden.

Den aktuellen Stand der Blechumformsimulation beschreiben ROLL und TEKKAYA, indem sie die momentan zuverlässig mit Hilfe der FEM- Simulation bestimmbaren Prozessgrößen auflisten. Dazu gehören:

- Versagen durch Reißen,
- Blechdicken- und Dehnungsverteilungen im Bauteil,
- Faltenbildung in der freien Umformzone (Falten 2. Art),
- Niederhalterpressungen,
- teilweise dehnungsbedingte Oberflächenfehler.

Als durchaus kritisch, bzw. ungenau werden die Prozessgrößen

- Faltenbildung unter Kontaktbedingungen (Falten 1. Art),
- Spannungsbedingte Oberflächenfehler,
- Rückfederungsanalyse bzw. -vorhersage

eingestuft. Weitere aktuelle Bemühungen der Softwarehersteller liegen in einer Verbesserung der Benutzerfreundlichkeit der FEM- Programme, sowie in einer besseren Einbindung in die bestehende CAX- Prozesskette.

2.4 Simulation der Rückfederung tiefgezogener Blechbauteile

Die numerische Simulation der Rückfederung, bzw. der für die Berechnung der Rückfederung erforderlichen Eigenspannungen wird von vielen Autoren als nach wie vor unzuverlässig eingestuft. Ziel ist es, industriell anwendbar die gesamte Prozesskette eines Bauteils im Rechner abzubilden, dazu gehören ebenfalls Folgeoperationen nach dem Tiefziehen, wie z.B. Beschneide- und Lochvorgänge oder Fügeoperationen. Für die realitätsnahe Simulation dieser Fertigungsabschnitte ist die genaue Kenntnis der Spannungsverteilungen und der rückfederungsbedingten Form- und Maßfehler unabdingbar, weil sich diese Fehler vor dem Hintergrund der zunehmend automatisierten Fertigung spätestens bei der Verbindung mehrerer Tiefziehteile deutlich auf die Bauteilqualität auswirken.

Für die Ermittlung der Spannungsverteilung in den Tiefziehteilen ist die exakte Berechnung des elastisch-plastischen Anteils der Umformung erforderlich, da schon geringe Abweichungen plastischer Formänderungen erheblichen Einfluss auf die Rückfederung haben können /9/. Eine Steigerung der Genauigkeit kann somit in erster Linie durch die Verbesserung der Materialgesetze und der Reibgesetze erfolgen. Die Autoren /10/, /11/ sind sich einig, dass die Ungenauigkeiten der Rückfederungssimulation nicht in der Entlastungsrechnung, sondern viel mehr in der Spannungsermittlung während der Umformung zu suchen sind. Ursache hierfür ist die unzureichende Beschreibung des Werkstoffverhaltens. VOLLERTSEN /11/ sieht die vereinfachte Beschreibung der Kontakt- und Reibungsbedingungen als eine der Hauptfehlerquellen. In /12/ und /13/ wurde der Einfluss der Diskretisierung, des Werkstoffes sowie der Reibung auf die Rückfederung untersucht. Es konnten Empfehlungen hinsichtlich der Diskretisierung, z.B. der maximalen Kantenlänge und der Anzahl der Integrationspunkte über der Blechdicke angegeben werden, um den Fehler in der Rückfederungssimulation zu minimieren. ROPERS zeigte in /14/ dass in der Blechumformung und deren Simulation die Temperatur nicht weiter vernachlässigt werden darf. Die in Wärme umgesetzte Energie aus der Umformung reicht aus, um allein durch die Wärmeausdehnung der Metalle deutliche Unterschiede bei der Rückfederungssimulation herbeizuführen. Ebenso untersuchte ROPERS die Auswirkungen von elastischen Werkzeugdiskretisierungen auf die Spannungsverteilungen im Werkstück und konnte dabei deutliche Einflüsse auf die nachfolgende Rückfederungssimulation nachweisen.

Ein weiterer Forschungsschwerpunkt in der genaueren Ermittlung der Spannungsverteilung liegt in der Verbesserung der Elementformulierungen. BESDO /15/, /16/ entwickelte ein C1-stetiges Schalenelement, mit dem sich u.a. Biegespannungen realistischer beschreiben lassen.

Die oben beschriebene Problematik der unzureichenden Rückfederungsberechnung besitzt nach /3/ einen derart hohen Stellenwert, dass bei der Weiterentwicklung der kommerziellen FEM- Programmpakete die Verbesserung der Rückfederungsvorhersage vordringlich ist. Die zukünftigen Fortschritte bei der Simulation von Umformvorgängen werden an diesem Thema gemessen werden.

Zusammenfassend gilt, dass beim derzeitigen Stand der Technik der eigentliche Umformprozess sehr zuverlässig berechnet werden kann, um Machbarkeitsstudien oder Zuschnittsermittlungen durchführen zu können.

Um die Folgeoperationen numerisch zu simulieren ist die Umformsimulation jedoch noch nicht ausreichend präzise. Hierfür ist die Anzahl der getroffenen Vereinfachungen nach wie vor zu hoch. Verbesserte FEM- Programme mit neuen Material-, Reibungs- und Elementbeschreibungen werden hier Abhilfe schaffen.

2.4.1 Werkstoffbeschreibung

Der Beschreibung des Werkstoffes innerhalb einer FEM- Simulation kommt eine besondere Bedeutung zu. Insbesondere die elastischen und plastischen Werkstoffeigenschaften, die in der Regel über den einachsigen Flachzugversuch ermittelt werden (E-Modul, Fließkurve, Anisotropie) üben erheblichen Einfluss auf die Rückfederungseigenschaften aus.

2.4.1.1 Dehnungsabhängiger E-Modul

Die Nichtkonstanz des Elastizitätsmoduls bei plastischer Dehnung eines Blechwerkstoffes wurde lange Zeit vernachlässigt, da die Berechnungsverfahren nicht in der Lage waren diese Tatsache zu berücksichtigen. Erst in jüngerer Zeit gibt es nähere Untersuchungen zu dem dehnungsabhängigen Verhalten des E-Moduls mit steigender Dehnung. Diese Untersuchungen sind besonders wichtig, da der E-Modul die stärkste Materialeinflussgröße auf die Rückfederung darstellt.

Die Abhängigkeit des elastischen Materialkennwertes von der Walzrichtung und Temperatur ist seit längerem bekannt, während die Abhängigkeit von der Vorverformung von /17/ aufgezeigt wurde. Aus der Abnahme des Elastizitätsmodul mit steigender plastischer Dehnung resultiert ein höherer reversibler (elastischer) Dehnungsanteil an der Gesamtdehnung und somit eine Zunahme der Rückfederung.

Die aktuellen Untersuchungen von /18/, /19/, /20/, /21/ zeigen auch für höherfeste Stähle eine Abnahme des E-Moduls mit zunehmender plastischer Dehnung (Abbildung 7).

Zur Ermittlung des E-Moduls kommen unterschiedliche Messverfahren zum Einsatz. In /20/ wird die Aufnahme von Hystereseschleifen von unterschiedlich vorgedehnten Blechstreifen beschrieben. Aus der Mittellinie der Hysterese kann anschließend der E-Modul bestimmt werden. Ein genaueres Messverfahren bei dem von unterschiedlichen Zugproben die Eigenfrequenzen mit Hilfe eines Spektrumanalysers ermittelt werden, wendet /6/ an. Da die Schallgeschwindigkeit im Bauteil wiederum vom E-Modul abhängig ist, lässt sich auf diese Weise zuverlässig der E-Modul bestimmen.

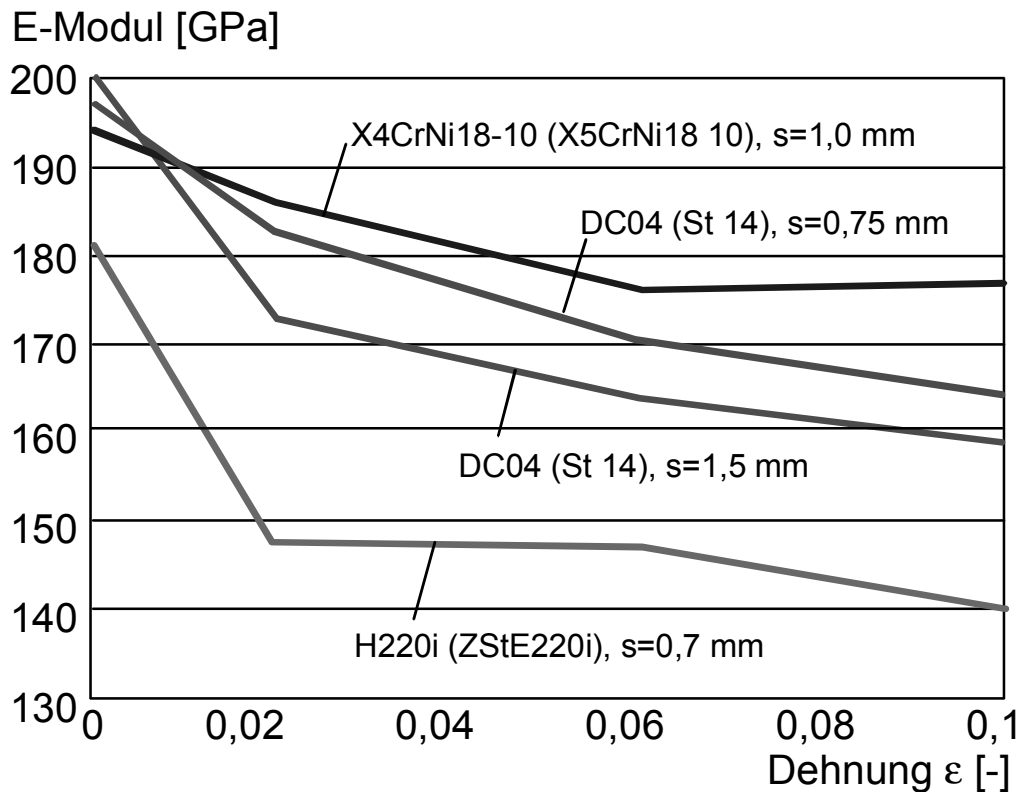


Abbildung 7: Abhängigkeit des E-Moduls von der plastischen Dehnung unterschiedlicher Blechwerkstoffe /21/

2.4.1.2 Dehnungsabhängige Anisotropie

Sowohl der Fließort, als auch das Umformvermögen eines Blechwerkstoffes sind richtungsabhängig. Dieser Einfluss, der durch die Ausbildung von Texturen während des Walzprozesses bei der Herstellung des Bleches herrührt, wird als das anisotrope Verhalten eines Werkstoffes bezeichnet /22/. Die Größe der Anisotropie wird durch Anisotropiekoeffizienten (r-Werte) beschrieben, die in Zugversuchen ermittelt werden. Die Anisotropie eines Bleches wird durch den r-Wert, z.B. in Walzrichtung durch

$$r_0 = r_x = \frac{d\varepsilon_y}{d\varepsilon_x} \quad \text{Gl. 1}$$

beschrieben, der das Verhältnis der Dehnungszinkremente quer zur Belastungsrichtung und in Dickenrichtung ausdrückt.

Nach EN 10002 (DIN 50114) werden die r-Werte eines Bleches nach

$$r_x = \frac{\ln\left(\frac{b}{b_0}\right)}{\ln\left(\frac{s}{s_0}\right)} = \frac{\varphi_Y}{\varphi_Z} \quad \text{Gl. 2}$$

bei einer Dehnung von $\varepsilon_x=20\%$ bestimmt /23/. Dabei ist der r-Wert aufgrund der ebenen Anisotropie des Bleches abhängig von der Walzrichtung. Der mittlere r-Wert ist definiert zu

$$\bar{r} = \frac{r_0 + r_{90} + 2r_{45}}{4} \quad \text{Gl. 3}$$

wobei die Indizes den jeweiligen Winkel der Belastungsrichtung zur Walzrichtung angeben. Die ebene Anisotropie, die für die Zipfelbildung beim Tiefziehen verantwortlich ist, wird durch

$$\Delta r = \frac{r_0 + r_{90} - 2r_{45}}{2} \quad \text{Gl. 4}$$

beschrieben.

Die Fließortkurve ist maßgeblich von der senkrechten Anisotropie r abhängig. Bei Stahlblechen gilt $r_x > 1$, so dass zur kontinuumsmechanischen Beschreibung das Materialmodell von HILL anwendbar ist.

Anhand Abbildung 8 lässt sich erklären, warum eine hohe senkrechte Anisotropie eines Tiefziehbleches erwünscht ist.

Ein steigender r-Wert bedingt eine frühere Plastifizierung des Bleches im Bereich des Flansches, da hier ein Zug-Druck Zustand vorherrscht. In der Umgebung des Auslaufs der Stempelkantenrundung (im unteren Bereich der Zarge) hingegen können durch den vorherrschenden Zug-Zug Spannungszustand höhere Kräfte übertragen werden, wodurch eine Steigerung des Grenzziehverhältnisses $\beta_{0\max}$ mit steigendem r-Wert möglich ist.

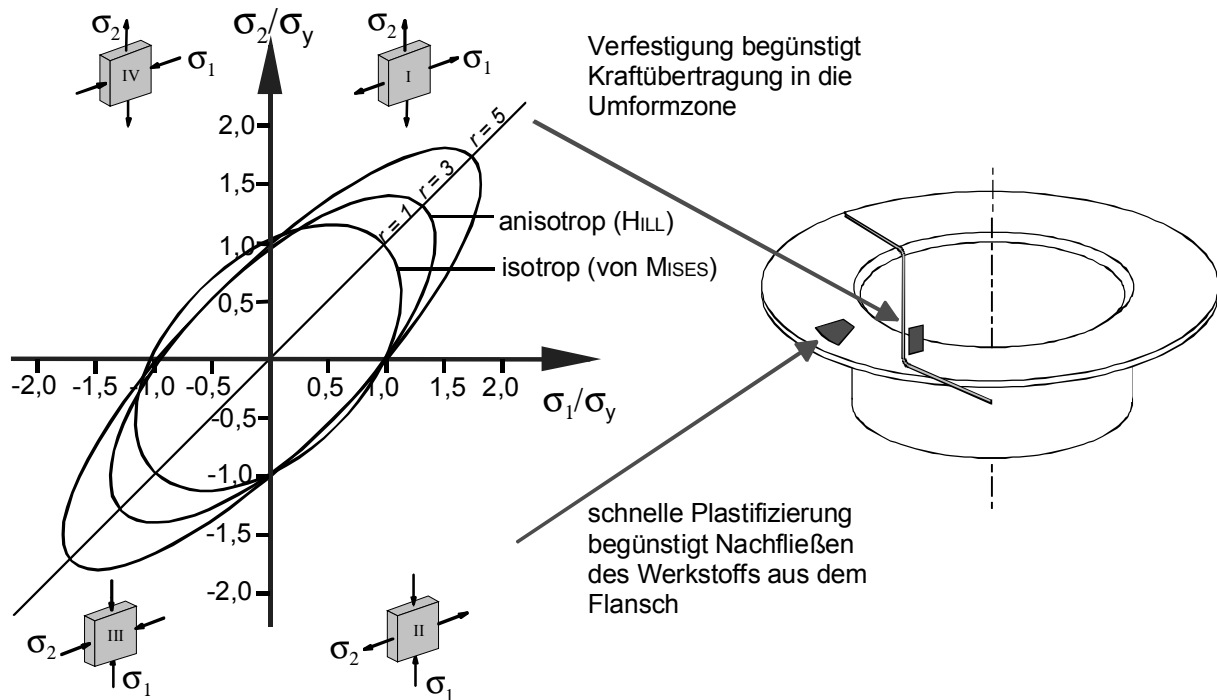


Abbildung 8: Fließort bei ebenem Spannungszustand ($\sigma_z=0$) in Abhängigkeit des r -Wertes ($\Delta r=0$); Begünstigung der Tiefziehbarkeit eines Werkstoffes durch Anisotropie

Bei den Flachzugversuchen zur Ermittlung der r -Werte beträgt die Probenbreite ein Vielfaches der Probendicke, was zu einer stärkeren Behinderung der Breitenabnahme und deshalb zu einer Verfälschung des r -Wertes führt. Die an Proben unterschiedlicher Breite gewonnenen Messergebnisse zeigen, dass bei zunehmender Breite der Proben der r -Wert sinkt /24/. Außerdem ist der r -Wert von der Längenänderung während des Versuchs und der Vorverformung abhängig /25/. Der r -Wert eines Bleches nimmt weiterhin durch eine Steckziehbeanspruchung ab, und wächst nach einer Torsions- oder Zug-Druck-Bearbeitung an /26/.

Das senkrechte anisotrope Verhalten von Blechen wird schon seit /27/, /28/ in der Finite-Elemente-Simulation berücksichtigt. Die ersten Berechnungen mit ebener Anisotropie zur Bestimmung der Zipfelbildung im Flanschbereich von Tiefziehteilen wurden von /29/, /30/ noch mit einem starr-plastischen Materialgesetz durchgeführt. Durch die fortgeschrittene Steigerung der Rechnerleistung ist die Berücksichtigung der Anisotropie bei Blechumformvorgängen inzwischen in der industriellen Anwendung selbstverständlich. Die Anwendung eines von der plastischen Vordehnung abhängigen r -Wertes ist jedoch mit kommerzieller Software für die Umformsimulation zur Zeit nicht möglich.

2.4.1.3 Kinematische Verfestigung

Die zuvor beschriebene Anisotropie bezieht sich zunächst auf den Ausgangszustand des Blechwerkstoffs. Während der Umformung eines Metalls setzt jedoch eine Verfestigung ein, die ebenfalls die richtungsabhängigen Eigenschaften beeinträchtigen kann. Bei der Beschreibung der Anisotropie mit r -Werten in der FEM-Simulation ist die Verfestigung isotrop, d.h. richtungsunabhängig.

Fast alle metallischen Werkstoffe zeigen bei einer Umkehr der Belastungsrichtung einen mehr oder weniger ausgeprägten Bauschinger-Effekt. Dieser Effekt zeichnet sich dadurch aus, dass bei einer Verformung im einachsigen Fall die Fließgrenze in der umgekehrten Richtung verringert wird. Dieser Effekt tritt im Tiefziehprozess durch auf das Hin- und Zurückbiegen an Ziehleisten und auch an der Ziehringrundung auf /31/.

Die sogenannten kinematischen Verfestigungsmodelle verschieben die Fließfläche um einen Rückspannungstensor α_{ij} . Der Bauschinger-Effekt kann somit abgebildet werden, da die Fließfläche selbst ihre Größe nicht ändert.

Bei der Anwendung des Modells der Distorsionsverfestigung wird die Fließfläche hingegen verzerrt, wodurch eine anisotrope Verfestigung erreicht werden kann /32/. Einen schematischen Vergleich der Fließflächen für isotrope, kinematische und Distorsionsverfestigung zeigt Abbildung 9.

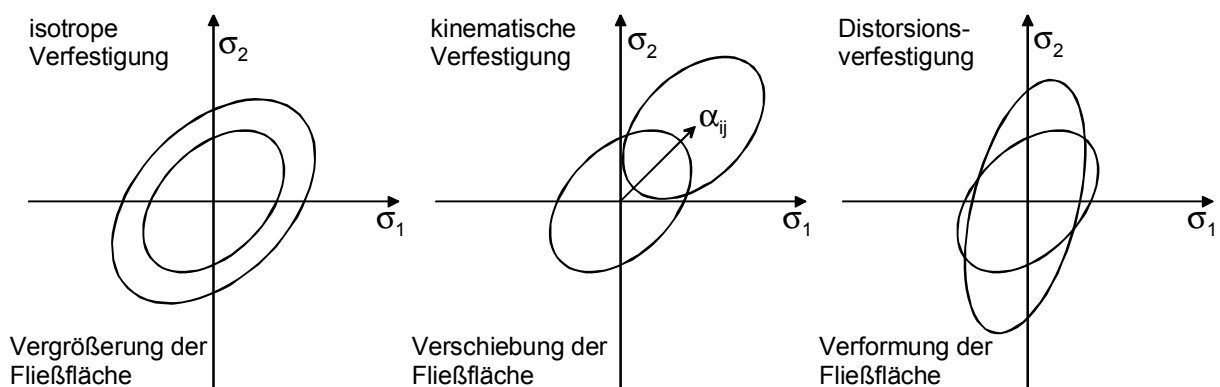


Abbildung 9: Fließflächen isotroper, kinematischer und der Distorsionsverfestigung

Die Messung von Fließortkurven ist sehr aufwendig, weswegen für vorverformte Werkstoffe kaum Daten zur Verfügung stehen. Bekannt sind die Anfangsfließortkurven oder solche mit äußerst geringer plastischer Verformung.

Das Interesse an kinematischen Verfestigungsmodellen ist erst in letzter Zeit wieder mit der Hoffnung gestiegen, die Vorhersage der Rückfederung nach dem Tiefziehen durch die Anwendung kinematischer Verfestigungsgesetze verbessern zu können. Der Spannungszustand im Blech beim Ziehen über Radien kann mit kinematischer Verfestigung besser beschrieben werden, da beim Tiefziehen der Dehnung eine Wechselbiegung überlagert ist.

Dieser Wechselbiegung widmeten sich FERRAN und DE ALMEIDA /33/, indem sie die Verfestigung des Bleches in einem kombinierten Biege- und Ziehprozess untersuchten und anschließend die Verfestigung und die Anisotropie mit Simulationsergebnissen verglichen. Die Fehler in der Berechnung führten sie auf eine unzureichende Beschreibung der Anisotropie in der Simulation zurück.

Den realen Verhältnissen entsprechen die Fließortkurven von kombinierten isotropen und kinematischen Modellen am meisten, weswegen hierüber auch viel in der Literatur berichtet wird /22/, /32/, /34/, /35/. Seltener wird über die Kombination von kinematischer und Distorsionsverfestigung berichtet /36/, /37/. Es bezieht sich auf die anisotrope Verfestigung eines zu Beginn der Umformung isotropen Materials und trägt somit der Tatsache Rechnung, dass eine plastische Deformation grundsätzlich eine Anisotropie in dem Material induziert.

ISMAR, REINERT und STREICHER /38/, /39/ führten Untersuchungen zum Einfluss der Werkstoffmodellierung auf die Güte der Prozesssimulation am Beispiel des Biegens durch und zeigten, dass eine veränderte Fließgrenze für eine Druckbeanspruchung zur realistischen Simulation erforderlich ist.

Vergleiche zwischen isotroper Verfestigung, klassischer kinematischer Verfestigung nach PRAGER /40/ und kombiniert isotrop- kinematischer Verfestigung nach HIBBIT, BELLUCI und MARCAL /41/ führte SCHILLING /42/ durch, der die ermittelten Eigenspannungen nach dem Blechbiegen miteinander korrelierte und signifikante Unterschiede feststellte, die jedoch nicht an einer Rückfederungssimulation festgemacht wurden.

GAU und KINZEL /43/ stellten ein erweitertes kombiniert isotrop- kinematisches Verfestigungsmodell vor, welches speziell zur Verbesserung der Rückfederungsvorhersage entwickelt wurde. Das Modell verwendet für die Hin- und Herbiegeprozesse unterschiedliche Fließflächen und wird daher nach MROZ /44/, /45/ auch „MROZ mehrfach Fließflächen Modell“ genannt. Selbst für die hohen Rückfederungen von Aluminiumblechen konnten somit deutliche Verbesserungen der Vorhersage erreicht werden.

Die hohe Anzahl an Arbeiten, die auf diesem Gebiet durchgeführt wurde, zeigt, dass in der Beschreibung des Bauschinger- Effekts zur Verbesserung der Rückfederungssimulation ein großes Potential gesehen wird, welches in Zukunft noch mehr an Bedeutung gewinnen wird.

2.4.2 Simulationsparameter

Die Größe und Richtung der Rückfederung hängt von einer Vielzahl von Einflussfaktoren ab. Abbildung 10 zeigt vier Hauptgruppen der Einflussfaktoren, wobei drei Gruppen technologischer Natur sind, d.h. durch diese Einflussgrößen ändert sich die Gestalt des Bauteils, während eine Gruppe nur Einflussgrößen enthält, die das Simulationsergebnis beeinträchtigen.

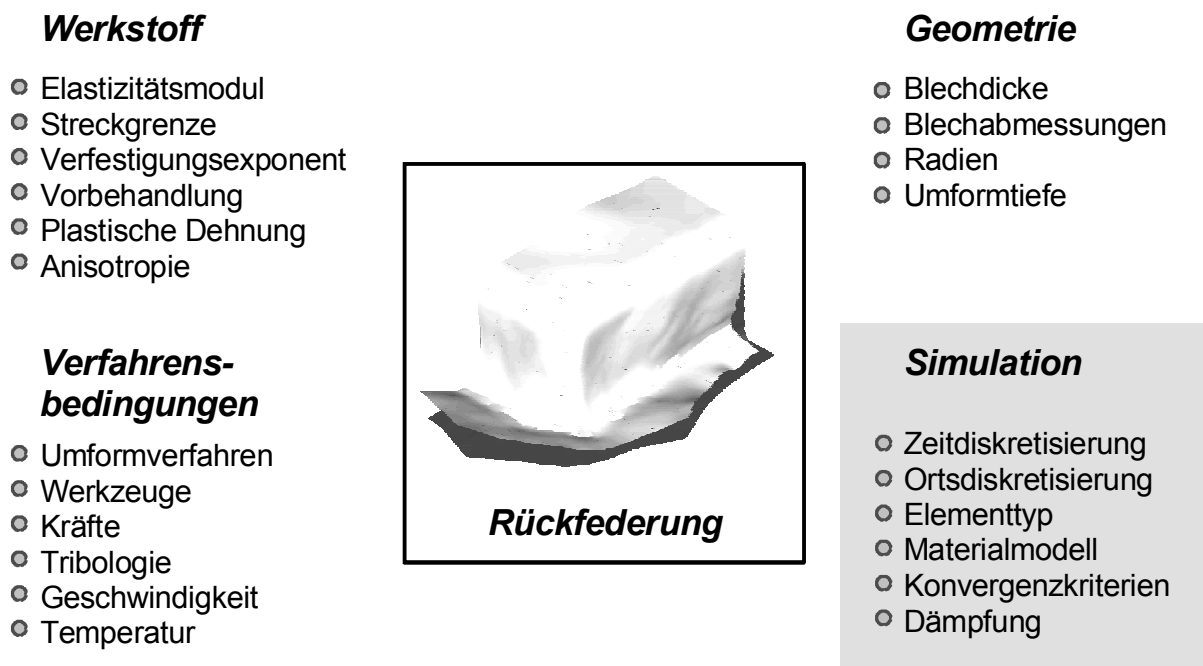


Abbildung 10: Einflussgrößen auf die Rückfederung und Rückfederungsvorhersage

Die Gruppe Werkstoff bestimmt die Rückfederung maßgeblich durch die Werkstoffauswahl (konventionell, hochfest, Leichtmetall), die den Elastizitätsmodul und Streckgrenze des Werkstoffes bestimmt. Die Vorbehandlung des entsprechenden Bleches sowie dessen Orientierung spielen verglichen mit dem Werkstoff eine untergeordnete Rolle. Die Werkstoffauswahl findet jedoch in der Regel vor der Auslegung des Umformprozesses statt, so dass diese Größe nur bedingt optimiert werden kann.

Die Gruppe Geometrie beeinflusst durch die Wahl von Ziehring- und Stempelkantenradien den Spannungsgradienten über der Blechdicke im Bauteil und somit auch maßgeblich das Rückfederungsverhalten. Da mit einer prozessgerechten Änderung von Faktoren der Gruppe Geometrie jedoch in der Regel auch eine Änderung des Design einhergeht, werden hier nur selten Änderungen zur Optimierung des Rückfederungsverhalten durchgeführt.

Ohne die Vorgaben des Konstrukteurs im Hinblick auf den Werkstoff und das Design zu verändern, ist ein rückfederungsoptimierter Prozess nur durch geänderte Verfahrensbedingungen erreichbar. Dazu gehört die Auswahl des Umformverfahrens, wie Tiefziehen im

Anschlag oder z.B. hydromechanisches Tiefziehen, die Auswahl der Werkzeuge, die Einstellung des Niederhalterdrucks oder eine Änderung der Schmierungsbedingungen.

Die Änderung eines dieser Parameter findet, ebenso wie die Parameter der Gruppen Werkstoff und Geometrie, Berücksichtigung bei der numerischen Simulation des Umform- und Rückfederungsvorgangs.

Die vierte Gruppe aus Abbildung 10 übt Einfluss auf die Größe der Rückfederung bei der Simulation aus. Zu nennen sind hier die Zeit- und Ortsdiskretisierung, der Elementtyp, das verwendete Materialmodell, sowie die Dämpfung während der expliziten Simulation und das verwendete Reibmodell.

Die Einflussgrößen der Gruppen Werkstoff, Geometrie und Verfahrensbedingungen wurden u.a. ausführlich in /7/ quantifiziert.

Der Fokus der Erforschung der Rückfederung liegt in der Ermittlung der Material- und Geometrieabhängigkeiten der Rückfederungswerte. Vielfach wurden für verschiedene Werkstoffe die Parameter Werkzeugradialen, Niederhalterkraft, Blechdicke etc., sowie auf der Werkstoffseite die Parameter Elastizitätsmodul, Streckgrenze oder Anisotropie untersucht. Alle diese Parameter üben mehr oder weniger großen Einfluss auf die Rückfederung des realen Bauteils aus.

Bei der Simulation der Rückfederung mit Hilfe der Finiten Elemente Methode herrscht noch eine große Unsicherheit bei der Bestimmung der quantitativen Rückfederungswerte. Diese Unsicherheit bei der Berechnung wird herbeigeführt durch die zusätzlich zu den oben beschriebenen Einflüssen hinzukommenden numerischen Einflussgrößen. Gerade bei der Nutzung der expliziten FEM ist eine gewollte oder ungewollte Beeinflussung des Ergebnisses durch die Wahl der Diskretisierungsparameter möglich /46/. Diese Parameter, die die Simulation beeinflussen, wurden teilweise einzeln untersucht und im Hinblick auf die Auswirkungen auf die Rückfederungsvorhersage bewertet. MATTHIASSEN et al. /47/ erforschten zunächst die Auswirkungen der verwendeten Elementgröße zur Diskretisierung der Werkzeuge auf das Rückfederungsergebnis. Besonders bei der expliziten Simulation war ein deutlicher Einfluss festzustellen. HE und WAGONER /48/ untersuchten bei dem gleichen Benchmarkproblem der Numisheet 1996 zusätzlich die Elementgröße des diskretisierten Bleches mit der ebenfalls das Simulationsergebnis beeinträchtigt werden konnte. Den dynamischen Effekten der expliziten FEM widmete sich CHUNG /49/, indem er die dadurch auftretenden Fehler in der Rückfederungsberechnung abschätzte.

Eine Untersuchung mehrerer Simulationsparameter gleichzeitig führten LEE und YANG /46/ durch, die im Rahmen einer zweidimensionalen Simulation die Einflüsse der Parameter Kontaktbeschreibung, Elementgröße im Blech, Elementgröße im Werkzeug und Simulationsgeschwindigkeit quantifizierten.

ROLL und ROHLER /50/ verglichen neben den geometrischen Einflüssen der Diskretisierung auch die Rückfederungsberechnung mittels impliziter und expliziter Integrationsverfahren. Dabei konnte festgestellt werden, dass mit der expliziten Rückfederungssimulation ähnliche Ergebnisse zu erzielen sind, wie bei der Ermittlung des Kräftegleichgewichts mittels der

impliziten Simulation. Der Einfluss des Benutzers ist jedoch bei der expliziten Lösung einschneidender und führt somit zu einem weniger reproduzierbaren Ergebnis.

Im Rahmen dieser durchgeführten Untersuchungen der Simulationsparameter wurde deutlich, dass durch die unterschiedliche Modellbildung extreme Unterschiede in der Rückfederungsvorhersage auftreten können.

2.4.2.1 Modellierung der Reibung

Jedes Blechbauteil zeichnet sich durch sein großes Verhältnis von Oberfläche zum Bauteilvolumen aus. Aufgrund dieser spezifischen Eigenschaft befinden sich bei der Bearbeitung des Bleches ständig große Flächen im Kontakt zu den formgebenden Werkzeugen. Der Reibung kommt daher naturgemäß bei der Blechumformung eine große Bedeutung zu. Für große Tiefziehteile kann der Anteil der Stößelkraft zur Überwindung der Reibung ein vielfaches der eigentlichen Umformkraft betragen /51/. Aufgrund der großen Bedeutung der Reibung für die Blechumformung und deren Simulation werden bis heute vielfältige Anstrengungen unternommen, das Phänomen der Reibung zu erfassen und zu beschreiben.

Die ersten systematischen Untersuchungen zur Reibung wurden von LEONARDO DA VINCI durchgeführt. Er entdeckte, dass die Reibkraft mit zunehmender Belastung und Rauheit ansteigt. Später erstreckten sich COULOMBS Forschungen auf die Einflüsse der Werkstoffpaarung, Oberflächenbeschaffenheit, Oberflächengröße, Belastung, Bewegungsdauer und Umgebungsbedingungen auf die Reibkraft. Seine Ergebnisse bestätigten die Untersuchungsergebnisse und Unterscheidungen zwischen Gleitreibung und Haftreibung LEONARDO DA VINCIS.

Bis heute arbeiten nahezu alle Simulationsprogramme mit dem Prinzip der COULOMB'schen Reibung:

$$\tau_R = \mu \cdot \sigma_N . \quad \text{Gl. 5}$$

Dabei wird der Reibfaktor μ in der Regel als über das gesamte Modell konstant angenommen. Untersuchungen in /52/ haben jedoch gezeigt, dass eine Veränderung der Reibung innerhalb der Tiefziehsimulation das Ergebnis erheblich beeinträchtigt.

Als wesentliche Reibungsrandbedingungen sind beim Tiefziehen die mittelbaren Einflussgrößen Oberflächenstruktur, Schmierstoffeigenschaften und Materialeigenschaften, als unmittelbare die Temperatur, Relativgeschwindigkeit, Kontaktnormalspannung und Verformung der Reibpartner zu nennen. Dabei sind die mittelbaren Faktoren von den unmittelbaren abhängig. Der Reibfaktor μ wird demnach nur von den unmittelbaren Faktoren beeinflusst. Eine adäquate Beschreibung der bei Tiefziehvorgängen geschmierter Blechbau-

teile auftretenden Reibung erfordert demnach eine lokal veränderliche Reibung, die von den oben genannten Parametern abhängig ist. Da in der Regel diese Parameter in der Simulation keine Berücksichtigung finden, ist mit dem COULOMB'schen Reibgesetz kein befriedigendes Ergebnis erzielbar.

Um die Reibung in der Blechumformung detaillierter zu beschreiben, wird i.A., basierend auf dem COULOMB'schen Modell, die Reibzahl in Abhängigkeit zu den Einflussgrößen Werkstoff, Belastung, Relativgeschwindigkeit, Schmierstoff und Temperatur gesetzt.

REIHLE /53/ konstruierte eine Versuchsanordnung mit der der Reibwert unter der typischen Zug- Druck- Beanspruchung auch bei sehr hohen Flächenpressungen von bis zu 200 MPa aufgenommen werden kann. Bedingt durch die tangentiale Stauchung sowie radiale Streckung der Probe während des Versuchs ist u.a. die Oberflächenveränderung eines Blechs im Flanschbereich beim Tiefziehen in der ermittelten Reibzahl implizit enthalten.

Die Abhängigkeit der Reibzahl vom Kontaktdruck wurde von GRAHNERT /54/ mit Hilfe des Streifenziehversuchs mit Umlenkung ermittelt. Mit dieser Versuchsanordnung werden experimentell die Verhältnisse an einer Ziehringrundung nachgebildet. Exemplarisch für den Blechwerkstoff DC04 und einen herkömmlichen Schmierstoff ist in Abbildung 11 der Zusammenhang zwischen Reibwert μ und Kontaktnormalspannung p abgebildet. Wie erwartet, fällt der Reibwert mit zunehmender Kontaktnormalspannung durch Oberflächenein-glättungseffekte ab.

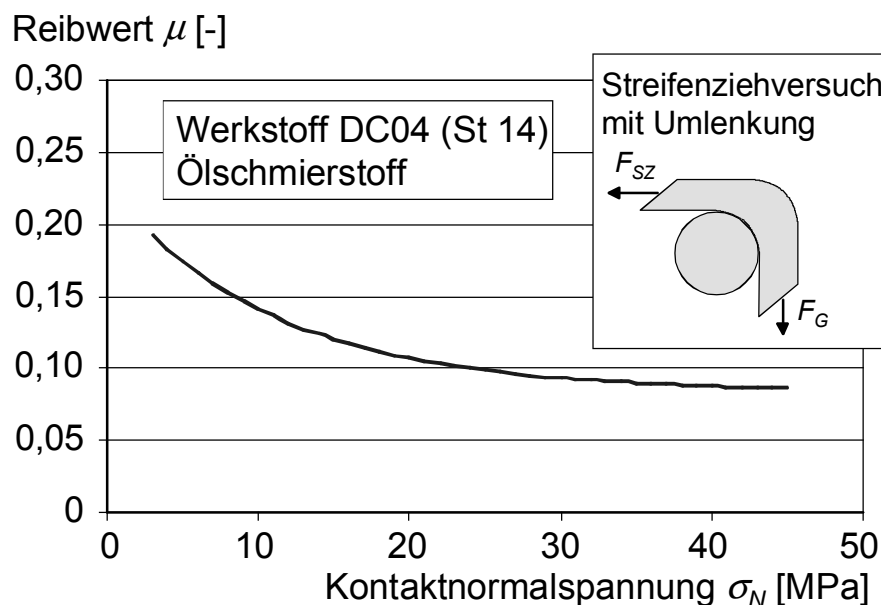


Abbildung 11: Reibwert μ in Abhängigkeit des Kontaktdrucks, nach GRAHNERT /54/

SNIEKERS /55/ und EMMENS /56/ entwickelten Methoden, die Reibung für verschiedene beim Tiefziehen auftretende Bedingungen messtechnisch zu erfassen. Sie ermittelten von der Kontaktnormalspannung abhängige Reibzahlen, welche die Bandbreite der beim Tiefziehen auftretenden Spannungszustände abdecken. Für die durchgeführten Experimente untersuchte SNIEKERS, ob die experimentellen Ergebnisse in eine numerische Simulation übertragbar sind.

Die Übertragung erfordert die Implementation von Reibgesetzen, die auf einer Formulierung in Abhängigkeit der lokalen Zustandsgrößen Kontaktdruck und Relativgeschwindigkeit basieren.

Untersuchungen bezüglich der Abhängigkeit der Reibzahl von der Temperatur wurden von DRÖDER /57/ durchgeführt. Aus den Experimenten geht deutlich hervor, dass für Aluminium- und Magnesiumknetlegierungen in dem Temperaturintervall von 50°C bis 250°C Schwankungen der Reibzahl von 10-20% vorhanden sind.

Die Beschreibung von Oberflächen und der Korrelation zwischen Topographie und Tribologie ist Bestandteil vieler Forschungsaktivitäten. Da jede Oberfläche eine spezifische Rauheit aufweist, erfolgt eine Berührung zweier Kontaktpartner nicht über die gesamte makroskopische Kontaktfläche, sondern nur in den sogenannten Mikrokontaktflächen, bzw. der wahren Kontaktfläche. Da die Reibkraft trotz ihrer Unabhängigkeit von der makroskopischen Kontaktfläche proportional zur wahren Kontaktfläche ist /58/, liegt in der Untersuchung der Korrelation von Oberflächentopographie und Tribologie ein besonders großes Potenzial. In diesem Zusammenhang wurde von KAMINSKY /52/ das Softwaretool OFAS erarbeitet, welches die Einglättung von Oberflächen der Feinbleche unter dem Kontakt zum Werkzeug beschreibt.

2.4.2.2 Modellierung der Werkzeugnachgiebigkeit

Bei der Simulation von Tiefziehvorgängen finden die Werkzeug- und Maschineneinflüsse in der Regel keine Berücksichtigung. Für die Simulation der Umformung werden die Wirkflächen der Werkzeuge isoliert, um daraus das Berechnungsmodell zu erzeugen. Die für die Abbildung der Umformung wichtigen Randbedingungen wie Stempelbewegung und Niederhalterkraft werden anschließend auf die Wirkflächen aufgebracht. In Abbildung 4 ist das Prinzip eines Tiefziehwerkzeuges dargestellt. In der Simulation wird der Ziehring (Matrize) ortsfest definiert. Demgegenüber vollführt der Stempel eine Relativbewegung, wodurch der Blechzuschnitt in den Ziehring gezogen wird. Der Niederhalter wird bei diesem Prozess mit einer konstanten Niederhalterkraft F_N kraftgesteuert.

Wenn bei der numerischen Simulation die Werkzeugeinflüsse Berücksichtigung finden sollen, ist es notwendig diese vollständig in dem Simulationsmodell zu diskretisieren.

Erste Ansätze zur elastischen Betrachtung des Werkzeugsystems wurden notwendig zur Untersuchung von nachgiebigen Niederhaltersystemen, wie sie von KLOSE /59/ und ELEND /60/, /61/, /62/ konstruiert wurden. Durch die nachgiebige Konstruktion des Niederhalters zusammen mit dem Einsatz einer Vielpunktzieheinrichtung konnten deutlich höhere Ziehverhältnisse erreicht werden. Ermöglicht wurde diese Steigerung durch die gezielt eingesetzte Nachgiebigkeit des Niederhalters und die damit einhergehende gleichmäßigere Verteilung der Niederhalterpressung. Gleichzeitig werden auf diese Weise Stößelkippungen und Blechdickenunterschiede bei der Umformung von gefügten Feinblechen ausgeglichen.

Im realen konventionellen Blechumformprozess verformen sich jedoch auch die steif konstruierten Werkzeuge unter örtlich hohen Belastungen geringfügig. Die Auswirkungen dieser elastischen Verformungen sind jedoch weitestgehend unbekannt. Eine nähere Untersuchung gestaltet sich äußerst schwierig, da die Elastizität der Werkzeuge unvermeidlich ist.

In der FEM- Simulation werden die Werkzeuge i.A. als starre, nicht verformbare Flächen modelliert. ROLL und GRÖBER /63/ fordern zur Verbesserung der Simulationsergebnisse die Berücksichtigung des elastischen Verhaltens der Werkzeuge innerhalb der Simulation. Da der numerische Aufwand für eine solche Simulation sehr hoch ist, sind nur wenige Berechnungsbeispiele aus der Literatur bekannt, die zudem aufgrund der angenommenen Vereinfachungen nur bedingt auf den realen Prozess übertragbar sind. Die Simulationen mit nachgiebigen Werkzeugen beschränken sich fast immer auf zweidimensionale Problemstellungen. Erste dreidimensionale Betrachtungen führten GROCHE und KÖSTERS /64/ durch. Der Vergleich der Simulationsergebnisse mit starrem und elastischem Niederhalter ergab signifikante Unterschiede bei der berechneten Blechdickenverteilung.

In /62/ wurde mit dem impliziten FEM- Programm ANSYS das Aufbringen der Niederhalterkraft auf das umzuformende Blech simuliert, wobei ein elastisches Nachgeben des Niederhalters beim Aufbringen der Flächenpressung nachgewiesen werden konnte. Jedoch konnte wegen der Nutzung des impliziten Solvers keine anschließende Umformung berechnet werden.

Der Einfluss einer Niederhalternachgiebigkeit auf einen Tiefziehprozess wird in /61/ gezeigt. Auf eine ca. 50 mm dicke Niederhalterplatte wird über 6 Zylinder die Niederhalterkraft aufgebracht. Mittels der Messung der Flächenpressung mit einer drucksensitiven Folie wird gezeigt, dass selbst kleinste Verformungen des Niederhalters sehr große Auswirkungen auf die Verteilung der Flächenpressung haben. Der Tiefziehprozess wurde mit dem dynamisch-expliziten FEM- Programm PAMSTAMP berechnet. Der Vergleich mit der gemessenen Flächenpressung zeigte, dass mit der durchgeführten Simulation prinzipiell der Prozess abgebildet werden kann.

Die Simulation des Tiefziehprozesses mit elastisch modellierten Werkzeugen, insbesondere im Zusammenhang mit der Untersuchung der Rückfederung wurde erstmals von ROPERS /14/ durchgeführt. Es konnte gezeigt werden, dass eine elastische Modellierung der Werkzeuge (Niederhalter und Ziehring) eine Änderung in der Vorhersage der Rückfederung bewirken. Weiterhin konnte der Einfluss auf die Reibungsverhältnisse bei der Anwendung eines druckabhängigen Reibgesetzes nachgewiesen werden.

3 Einfluss des Integrationsverfahrens auf die Rückfederungssimulation

3.1 Einleitung

Die Simulation der Rückfederung von tiefgezogenen Blechbauteilen ist grundsätzlich sowohl mit der impliziten, als auch mit der expliziten FEM möglich. TEKKAYA /9/ geht davon aus, dass nur die implizite FEM gute Ergebnisse liefern kann, da hierbei so lange Iterationen durchgeführt werden, bis ein statisches Gleichgewicht in dem berechneten System vorliegt. Dieses Gleichgewicht entspricht bei der Rückfederungssimulation dem Kräftegleichgewicht an dem Bauteil nach der Entfernung der äußeren Kräfte, die in dem Fall der Blechumformung von den Werkzeugen aufgebraucht werden.

Da Umformsimulationen aufgrund der großen Kontaktflächen grundsätzlich mit der expliziten FEM durchgeführt werden, gilt es zu prüfen, ob es mit Hilfe der expliziten FEM möglich ist, in einem Folgeschritt im Anschluss an die Umformsimulation die Rückfederung eines Bauteils zu beschreiben. Bei der Entlastung des Bauteils von den äußeren Kräften, gerät dieses im Rahmen der dynamischen Simulation in Schwingungen. Werden diese Schwingungen, deren kinetische Energie von der in dem Bauteil gespeicherten Energie abhängt, in geeigneter Weise gedämpft, so ist es möglich, auch auf diese Weise eine Rückfederungsvorhersage zu erzielen. In diesem Kapitel soll die Rückfederungssimulation mit Hilfe der impliziten und der expliziten FEM berechnet werden. Die erzielten Simulationsergebnisse sollen gegenübergestellt und bewertet werden.

3.2 Implizite Rückfederungssimulation

Abbildung 12 zeigt den Ablauf der expliziten Umformsimulation in Kombination mit einer impliziten Rückfederungsberechnung am Beispiel eines Rechtecknapfes. Zunächst wird die explizite Umformsimulation mit den diskretisierten Werkzeugen durchgeführt. Nach Beendigung dieser Berechnung stehen die Werkzeuge weiterhin im Kontakt zu dem Blechbauteil. Zur Rückfederungsberechnung wird daher nur das Bauteil ohne die zugehörigen Werkzeuge in eine statisch implizite FEM- Berechnung übertragen. Dabei werden die Statusvariablen, wie Spannungen und Dehnungen, in dem Werkstück beibehalten. Die Herstellung des Kräftegleichgewichts führt aufgrund der inneren Spannungen zu einer erneuten Verformung des Bauteils.

Die Problematik der impliziten Rückfederungsberechnung liegt in den teilweise sehr großen auftretenden Spannungsgradienten in dem Bauteil, die u.U. extrem kurze Zeitschrittweiten verlangen, um die Berechnung konvergieren zu lassen.

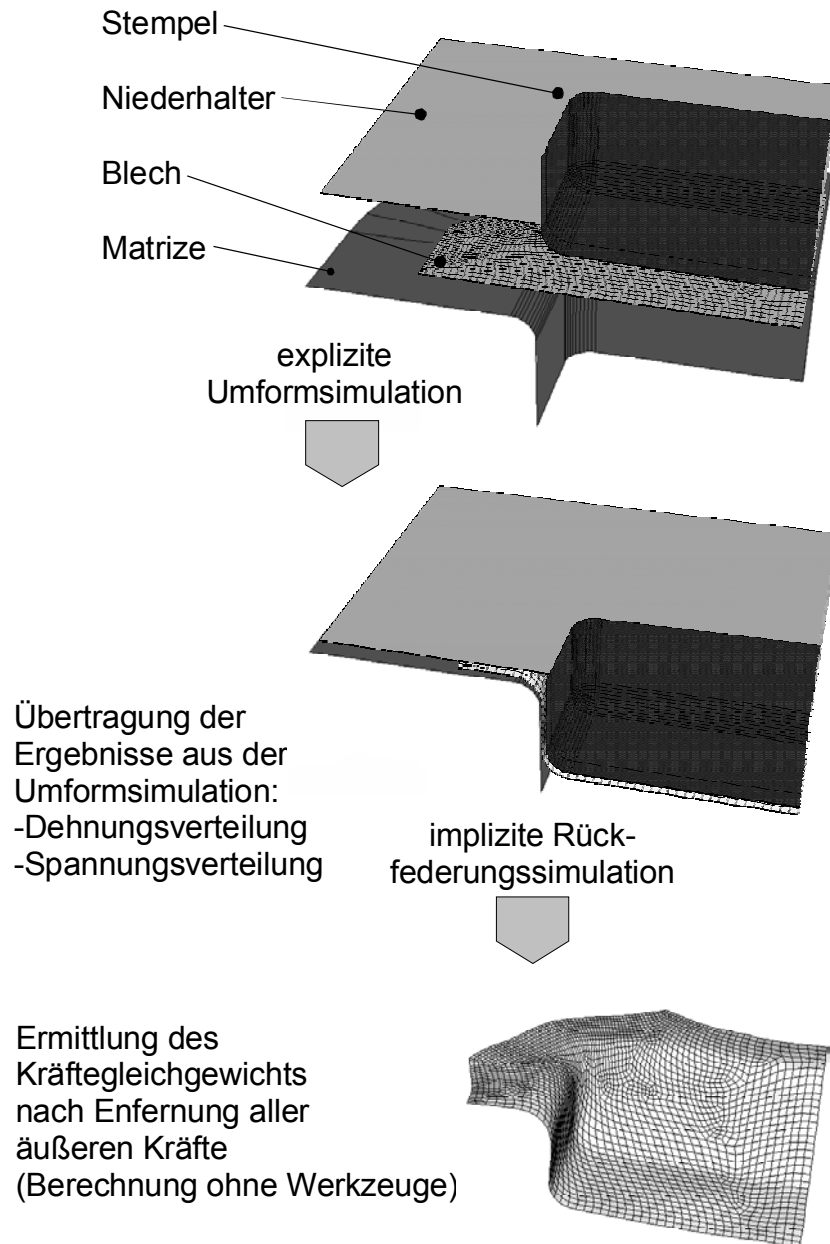


Abbildung 12: Ablaufschema der kombinierten expliziten Umform- und impliziten Rückfederungsberechnung

3.3 Explizite Rückfederungssimulation

Abbildung 13 zeigt den Ablauf einer Umformsimulation mit direkt angeschlossener expliziter Rückfederungsberechnung. Im Gegensatz zur impliziten Simulation bleibt hier das gesamte Werkzeugsystem in dem Simulationsmodell enthalten. Durch eine Umkehr der Werkzeugbewegungen kann das Bauteil von den äußeren Lasten befreit werden. Da es sich um eine dynamische Simulation handelt, springt das Bauteil schlagartig auf und beginnt zu schwingen. Es ist daher eine Dämpfung der Massen in dem Simulationsmodell vorzunehmen. Diese Dämpfung hat wiederum Auswirkungen auf das Berechnungsergebnis.

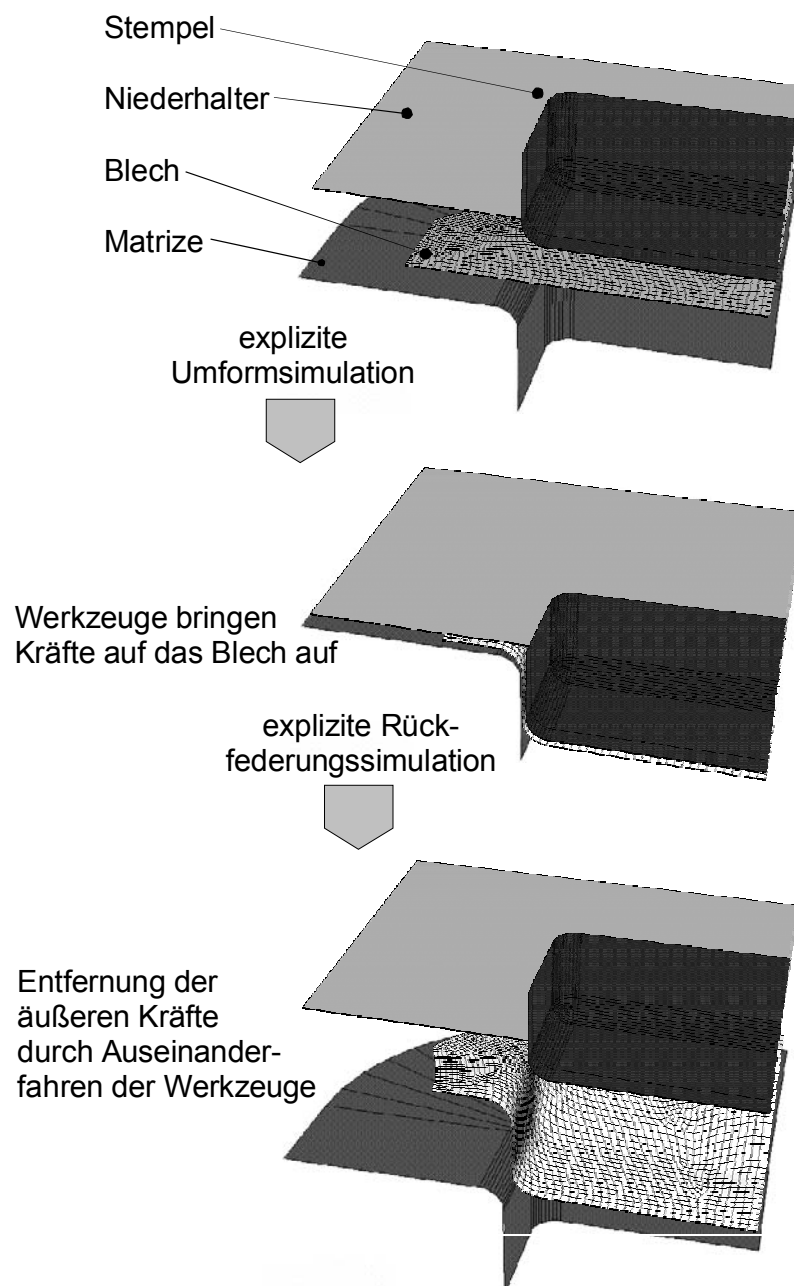


Abbildung 13: Ablaufschema der expliziten Umformsimulation mit anschließender expliziter Rückfederungssimulation

Abbildung 14 zeigt beispielhaft den Rückfederungsverlauf des Randknotens an der langen Bauteilseite im Flansch. Dargestellt ist der Verschiebungsverlauf über der Simulationszeit in Abhängigkeit des Simulationsverfahrens und der Dämpfung. Deutlich ist der Einfluss des Dämpfungsfaktors auf das Simulationsergebnis zu erkennen. Bei hoher Dämpfung lässt die Schwingung des Bauteils am schnellsten nach, es wird dadurch jedoch die kleinste Rückfederung vorhergesagt. Bei geringerem Dämpfungsfaktor vergrößert sich die vorhergesagte Rückfederung zusammen mit der Zeit, die für die Berechnung benötigt wird.

Festzuhalten bleibt, dass der Anwender durch die Einstellung der Dämpfung erheblichen Einfluss auf das Berechnungsergebnis ausübt. Hier liegt der Vorteil der impliziten Simulation. Der Verlauf des Rückfederungsweges bei der statisch impliziten Berechnung zeigt, dass der Rückfederungsweg hier am größten vorhergesagt wird. Weiterhin ist erkennbar, dass die Berechnung gegen ein sicheres Ergebnis konvergiert, da die Zeitschrittweite zum Ende der Berechnung kontinuierlich anwächst. Der Anwender muss nicht in den Berechnungsverlauf eingreifen, wodurch eine gute Reproduzierbarkeit der Ergebnisse erreicht wird.

Aus diesen Gründen ist die Anwendung der impliziten Rückfederungssimulation am meisten verbreitet und wird auch im Rahmen dieser Arbeit vornehmlich eingesetzt.

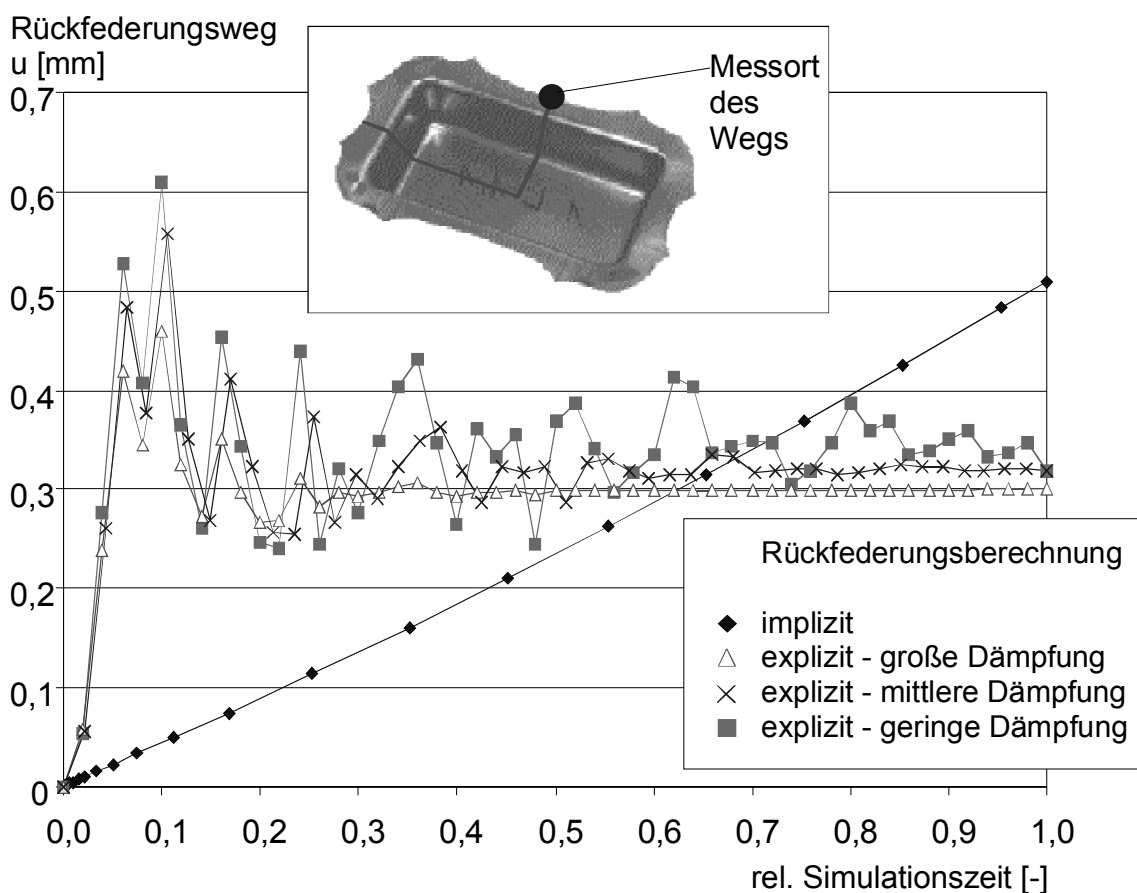


Abbildung 14: Verlauf des Rückfederungsweges an der langen Flanschseite bei impliziter Rückfederungsberechnung und bei expliziten Rückfederungsberechnungen mit unterschiedlichen Dämpfungsfaktoren

4 Dehnungsabhängiger Elastizitätsmodul

4.1 Einleitung

Das Werkstoffverhalten von Metallen während einer mechanischen Belastung wird durch das Spannungs- Dehnungs- Diagramm charakterisiert. Kennzeichnend für das Spannungs- Dehnungs- Diagramm ist, dass zu Beginn der Deformation ein elastischer Bereich existiert, der durch das HOOKE' sche Gesetz beschrieben wird. Die Steigung der HOOKE' schen Gerade wird durch den Elastizitätsmodul definiert.

$$E = \frac{\sigma}{\varepsilon} \quad \text{Gl. 6}$$

Bei weiterer Belastung des Werkstoffs beginnt das Material sich plastisch zu verformen, wobei der Spannungs- Dehnungs- Verlauf in den nichtlinearen Bereich übergeht. Bei einer anschließenden Entlastung bleibt der plastische Verformungsanteil bestehen, während sich der elastische Anteil in dem Spannungs- Dehnungs- Diagramm nahezu parallel zur HOOKE' schen Geraden zurückverformt (siehe Abbildung 15).

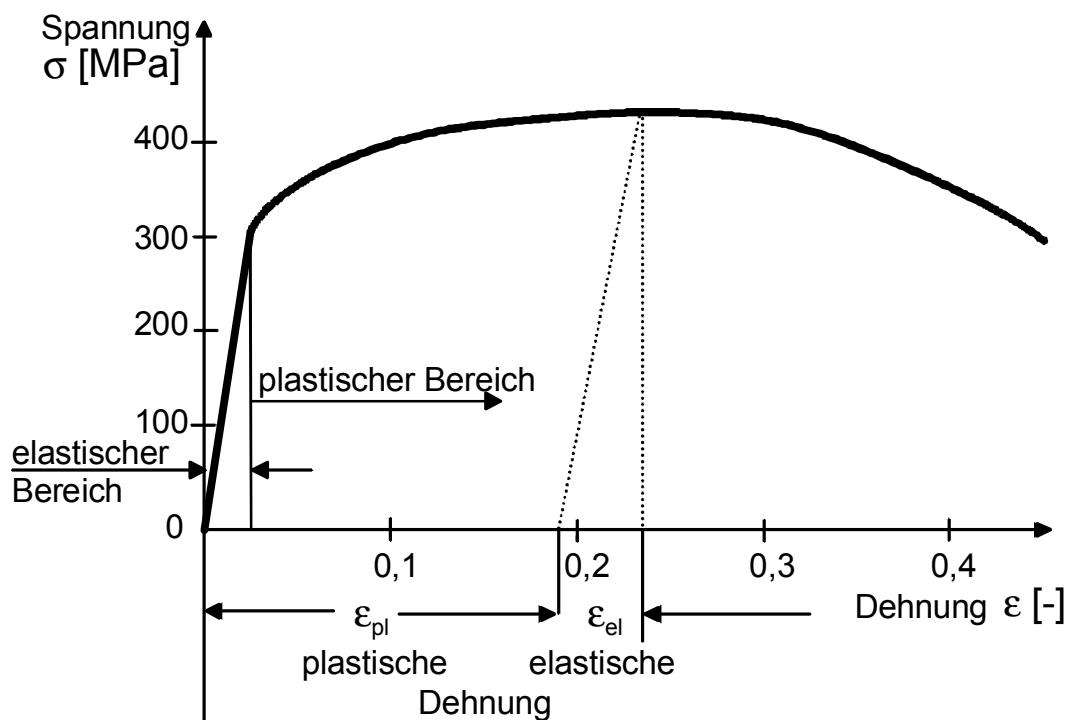


Abbildung 15: Typische Spannungs- Dehnungs- Kurve eines Blechwerkstoffs mit Entlastungslinie

Für den elastischen Vorgang der Rückfederung spielt daher die Größe des Elastizitätsmoduls eine entscheidende Rolle. Für Stahlwerkstoffe werden i.d.R. Elastizitätsmoduln von ca. 210 GPa angenommen, während für Aluminium allgemein ca. 71 GPa als charakteristisch angesehen werden.

Der Elastizitätsmodul ist, bedingt durch Schwankungen bei der Blechherstellung, mehr oder weniger großen Streuungen ausgesetzt /65/. Weiterhin kann der Elastizitätsmodul von der Verformungsgeschichte des Bleches, d.h. vom Textureinfluss oder der Vorverformung abhängig sein.

4.2 Verifikation der Dehnungsabhängigkeit

Zur Untersuchung des Vorverformungseinflusses auf den Elastizitätsmodul wurden Zugproben nach DIN EN 10 002 /66/ auf unterschiedliche Dehnungen ($\epsilon=1\%$, 3%, 5% und 10%) vorgereckt und im Hinblick auf die Änderung der elastischen Eigenschaften untersucht.

Die Ermittlung des E-Moduls erfolgt durch die Ausnutzung der Abhängigkeit der Eigenfrequenz von den elastischen Eigenschaften eines Bauteils. In /6/ wird die Ermittlung der Resonanzfrequenz mit Hilfe eines Oszillators und eines Spektrum- Analysers erfolgreich angewendet, um den E-Modul eines Blechstreifens zu bestimmen. Dabei wird die Abhängigkeit der Schallgeschwindigkeit im Bauteil von dem E-Modul über die Beziehung /67/

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad \text{Gl. 7}$$

ausgenutzt.

Mit der Kenntnis der geometrischen Größen des Probenkörpers kann man somit über

$$f_1 = \frac{1}{T} = \frac{c}{2L} \quad \text{Gl. 8}$$

den Elastizitätsmodul E bestimmen zu:

$$E = 4 \cdot \rho \cdot L^2 \cdot f_1^2 = 4 \cdot L \cdot \frac{m}{b \cdot t} \cdot 10^3 \quad \text{Gl. 9}$$

Hierbei ist die Dichte des Blechwerkstoffes ρ in kg/cm^3 einzusetzen, Länge L , Breite b , und Dicke t des Blechstreifens werden in mm angegeben, die Probenmasse m in kg sowie die Grundfrequenz f_1 der Schwingung in kHz. Somit ergibt sich für den E-Modul eine Größe in MPa.

Zur Messung des E-Moduls wurden aus den vorgereckten Proben die Bereiche, in denen die Dehnung als homogen angenommen werden kann, herausgetrennt. Im Gegensatz zu der Resonanzfrequenzbestimmung aus [6] wurden die Probenkörper nicht in der Längsrichtung, sondern nach einer definierten Einspannung zu Schwingungen entlang der Y-Achse angeregt. Diese Anregung der Schwingung führt zu akustisch auswertbaren Schwingungen in einem breiteren Spektrum. Ein mit einem Messmikrofon aufgenommenes Spektrum des auf diese Weise erzeugten Tones einer Zugprobe zeigt Abbildung 16. Das Spektrum zeigt die relative gemessene Amplitude der Schwingungen in dem Frequenzbereich von 1000 bis 6000 Hz, an deren Spitzen die Eigenfrequenzen der untersuchten Proben ablesbar sind.

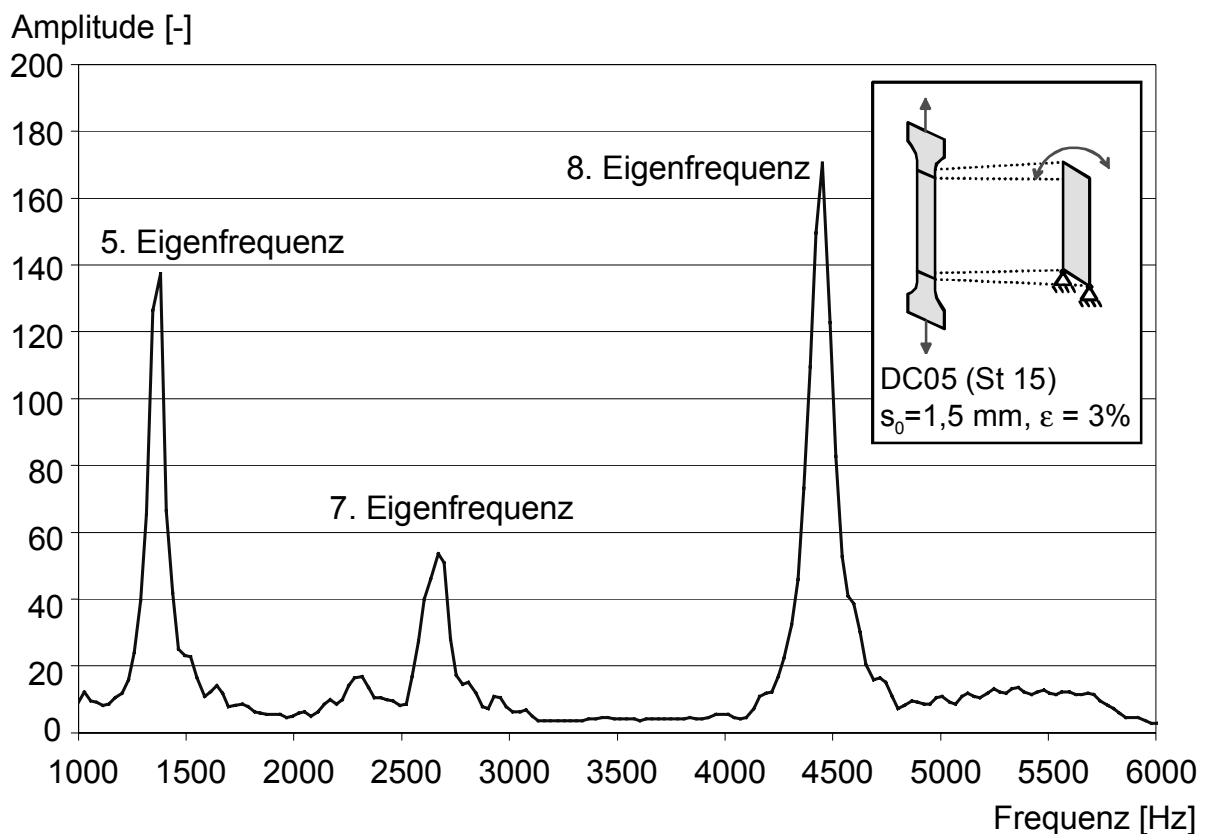


Abbildung 16: Aufgenommene Eigenfrequenzen einer einseitig eingespannten Zugprobe aus DC05 (St 15), $s_0=1,5\text{mm}$, $\varepsilon=3\%$

Die in dem Abbildung 16 erkennbaren Maxima in der Verteilung der Lautstärke über der Frequenz zeigen die Eigenfrequenzen der getesteten Probe aus DC05 (St 15, $s_0=1\text{mm}$, $\varepsilon=3\%$).

Durch die numerische Ermittlung dieser Eigenfrequenzen mit Hilfe einer Modalanalyse in ABAQUS ist somit die Identifikation des E-Moduls für die untersuchte Probe möglich.

Die in ABAQUS ermittelten Eigenfrequenzen einer Zugprobe zeigt Abbildung 17. Die 1. bis zur 9. Eigenfrequenz wurde hier für einen E-Modul von 210000 MPa bzw. 170000 MPa ermittelt.

Wie aus Abbildung 16 ersichtlich, eignen sich die 5., 7. und 8. Eigenfrequenz besonders, um den E-Modul für die vorgedehnten Zugproben zu ermitteln, da hier die Amplituden der Schwingungen am größten sind. Für diese Eigenfrequenzen wurde der Elastizitätsmodul bei 0%, 1%, 3%, 5% und 10% plastischer Dehnung ermittelt. Die Verläufe der ermittelten E-Module über der Dehnung und der Eigenfrequenz zeigt Abbildung 18.

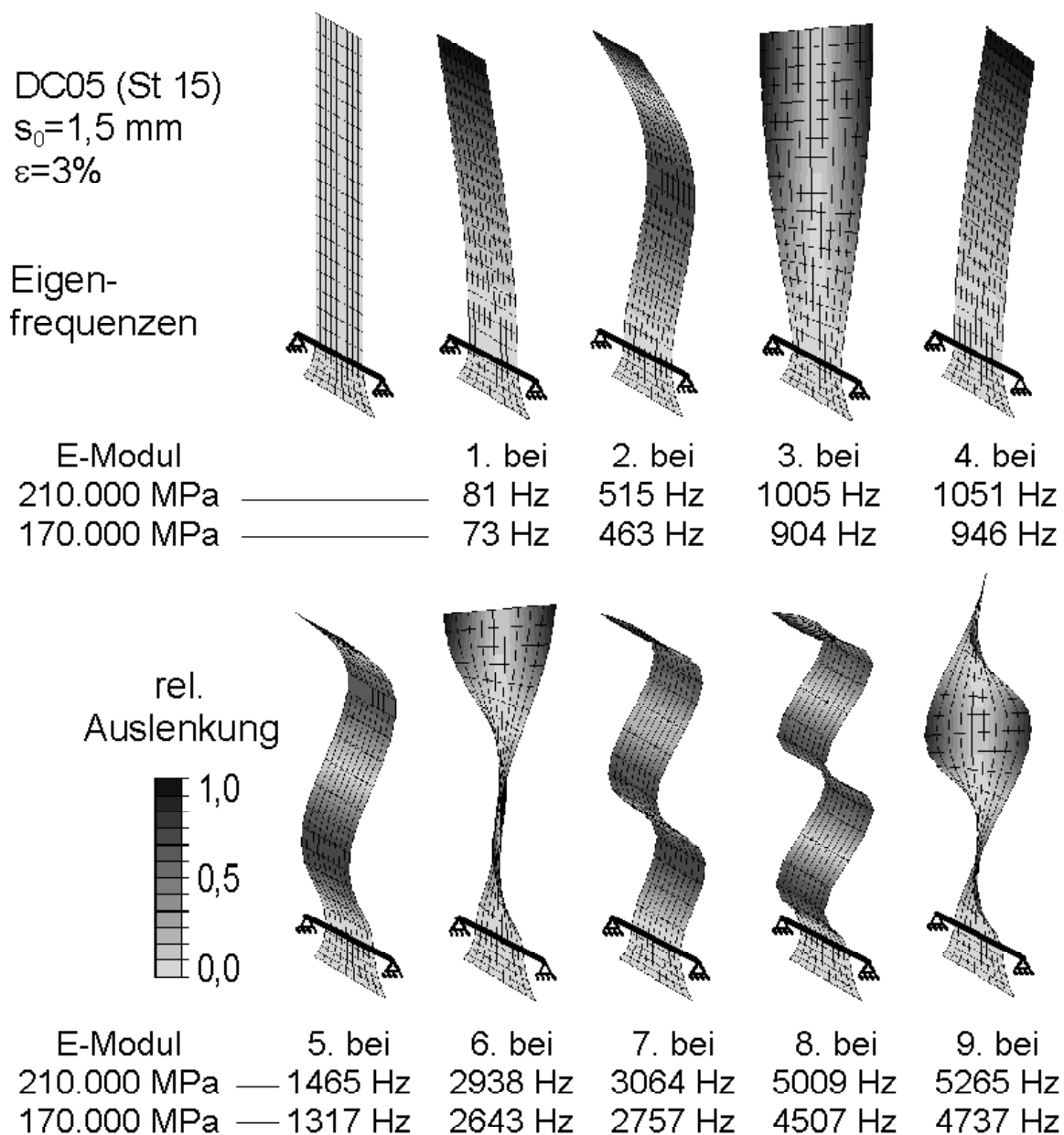


Abbildung 17: Durch Modalanalyse bestimmte Eigenfrequenzen für eine Zugprobe aus DC05 (St 15); $s_0=1,5$ mm, $\varepsilon=3\%$

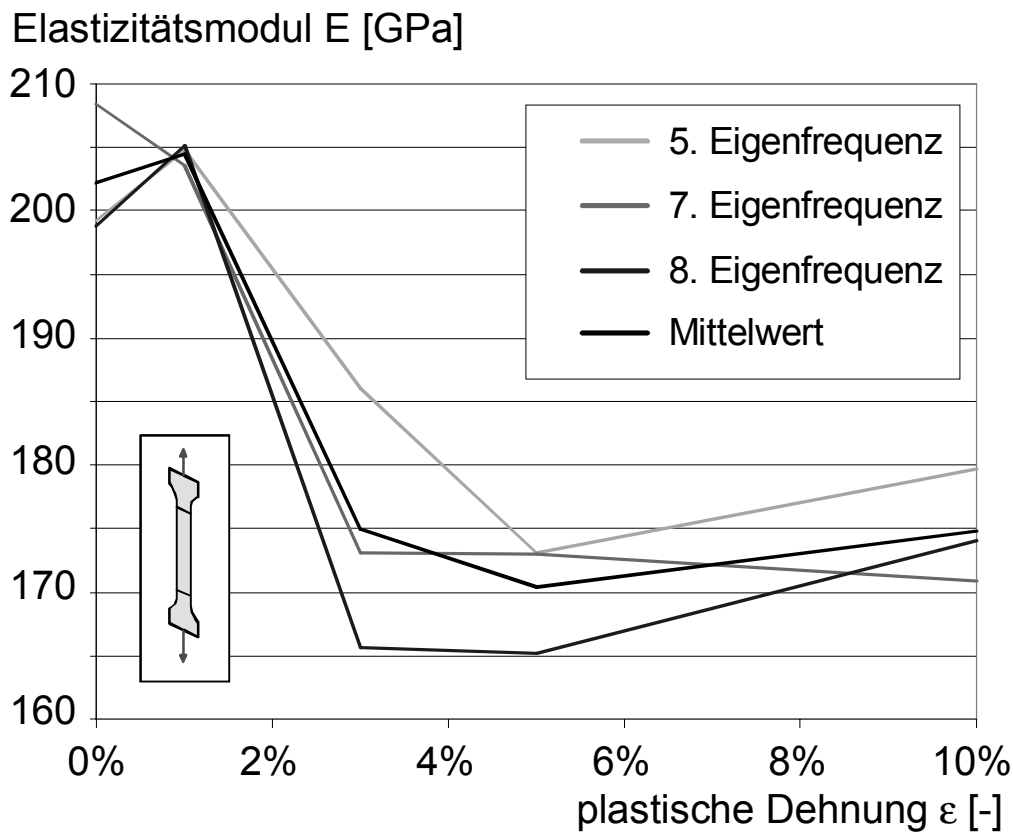


Abbildung 18: Aus verschiedenen Eigenfrequenzen ermittelter dehnungsabhängiger Elastizitätsmodul von DC05 (St 15) -Zugproben, $s_0=1,0$ mm

4.3 Simulationsrechnungen unter Berücksichtigung eines dehnungsabhängigen E-Moduls

Die Berücksichtigung eines dehnungsabhängigen Elastizitätsmoduls ist derzeit bei keinem kommerziellen FEM- Programm vorgesehen.

Um den Einfluss dieser zusätzlichen Nichtlinearität auf die Rückfederungsvorhersage nach dem Tiefziehprozess zu untersuchen, wurde das Programm ABAQUS /Explicit für den Umformvorgang und ABAQUS /Standard für die Rückfederungsberechnung herangezogen.

ABAQUS /Explicit ermöglicht die Definition des E-Moduls in Abhängigkeit der Temperatur. Die Temperatur wird in der expliziten Simulation wiederum über die Funktion *Adiabatic*, also in dem geschlossenen System „Blech“ ermittelt. Eine Veränderung der Temperatur tritt nur in Abhängigkeit der dissipierten Energie während der Umformung und somit abhängig vom Umformgrad ein.

Da die Temperatur in diesem Fall keinen Einfluss auf die plastischen Umformeigenschaften ausübt, ist es möglich, die spezifische Wärmekapazität und die Temperaturabhängigkeit des E-Moduls derart zu definieren, dass sich daraus eine unmittelbare Dehnungsabhängigkeit ergibt.

Während der Umformsimulation des Bauteils werden die Dehnungswerte jedes einzelnen Elements in eine spezielle Ausgabedatei geschrieben. Das Berechnungsergebnis der expliziten Umformsimulation zeigt Abbildung 19 oben links, wobei die Vergleichsspannungen nach v. MISES abgebildet werden.

Das umgeformte Netz des Bauteils wird in ABAQUS /Standard eingelesen; dabei werden die Statusvariablen wie Spannungen und Dehnungen übernommen. Die Werkzeuge aus der Umformsimulation werden in die Rückfederungssimulation nicht übertragen, so dass das Bauteil nun frei von äußeren Kräften ist. Durch die Ermittlung des Kräftegleichgewichts in dem Bauteil durch die implizite Simulation der Rückfederung werden die Spannungen in dem Bauteil weitestgehend aufgelöst. Abbildung 19 unten rechts zeigt die Vergleichsspannung nach v. Mises in dem Rechteckknopf nach der Rückfederungsberechnung.

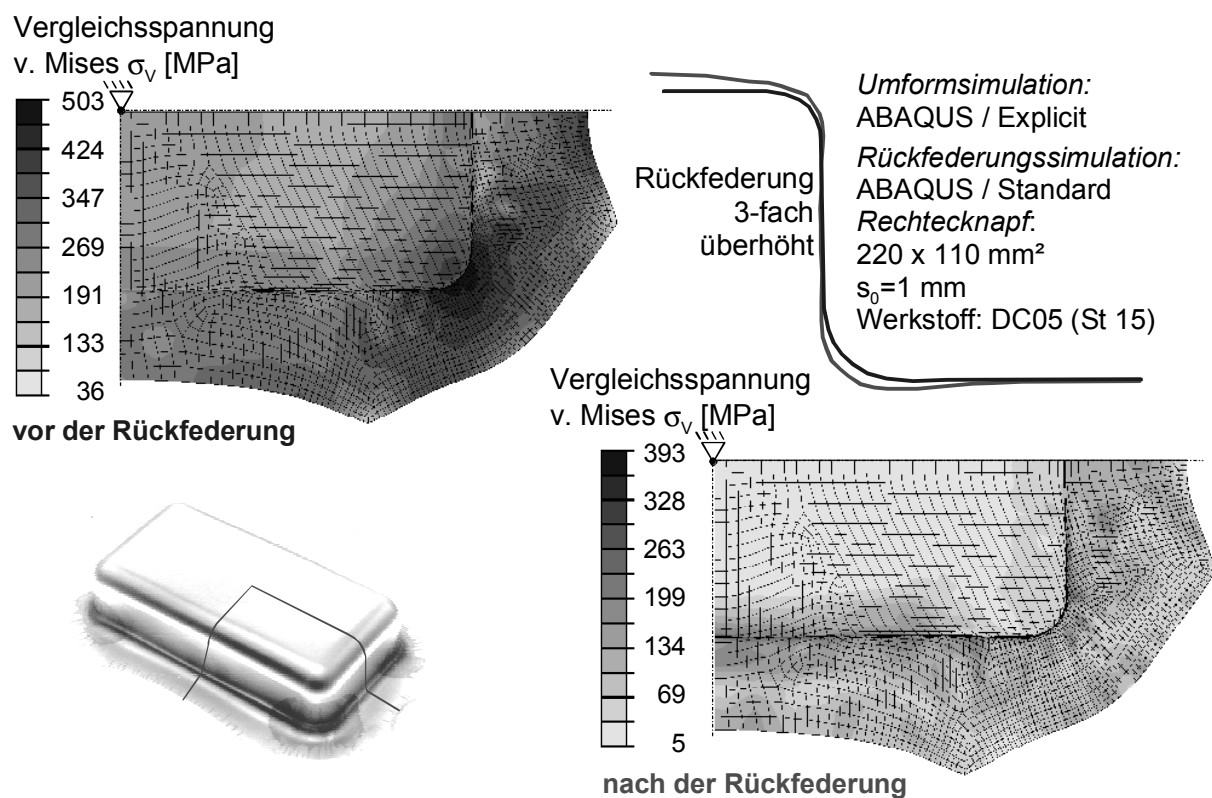


Abbildung 19: Vergleichsspannungen nach v. MISES im Rechteckknopf vor und nach der Rückfederung mit Annahme eines konstanten Elastizitätsmoduls berechnet

Es ist deutlich zu erkennen, dass sich die Vergleichsspannungen besonders in den Bereichen, in denen das geometrische Widerstandsmoment gegen Verformungen gering ist (z.B. im Boden), reduzieren. Diese Reduktion kann nur durch elastische und teilweise auch plastische Verformungen stattfinden.

Bei der Simulation mit dehnungsabhängigem E-Modul wird neben den Statusvariablen die Dehnung als zusätzliche Feldvariable (ähnlich der Temperatur) in Form einer Anfangsrandbedingung importiert. Auf diese Weise wird erreicht, dass auch bei der impliziten Simulation der zur entsprechenden Dehnung gehörige E-Modul berücksichtigt wird.

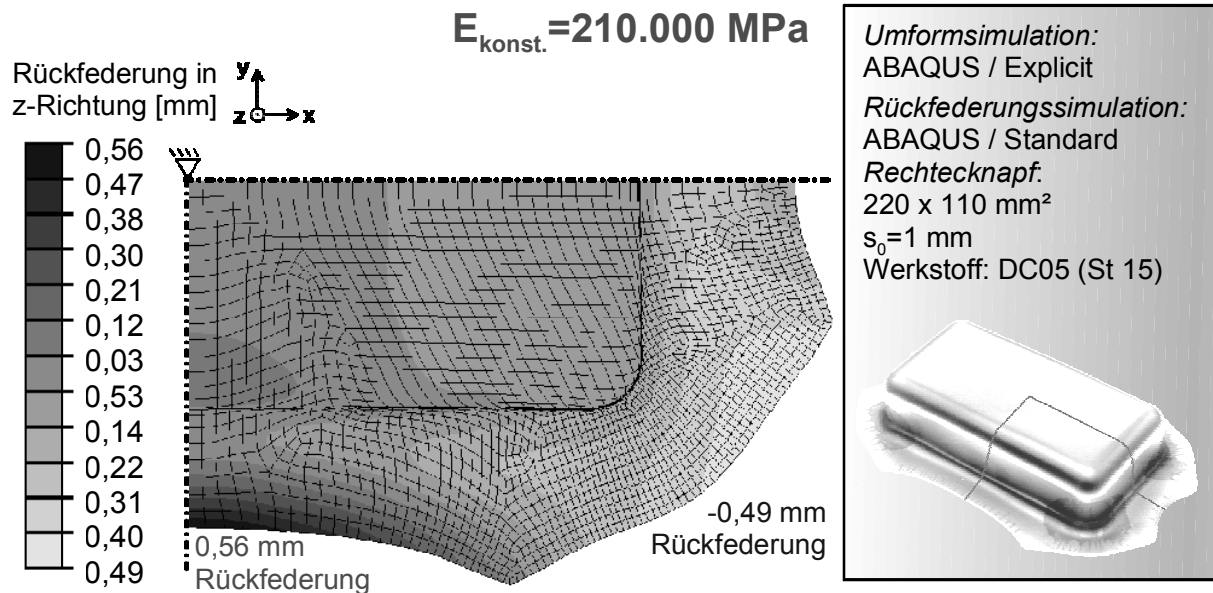


Abbildung 20: Mit konstantem E-Modul von E=210 GPa zurückgefederter Rechtecknapf

Zunächst zeigt Abbildung 20 die mit einem konstanten E-Modul von E=210 GPa berechnete Rückfederung. Die Napfgeometrie wird dabei an dem Schnittpunkt beider Symmetrieachsen festgehalten, so dass hier alle Rückfederungswege in Stempelrichtung relativ zu dem Mittelpunkt des Napfes anzusehen sind. Als Maximalwerte ergeben sich 0,56 mm am Flansch der langen Napfseite, sowie 0,49 mm in negativer Richtung am Ziehringauslauf der kurzen Napfseite.

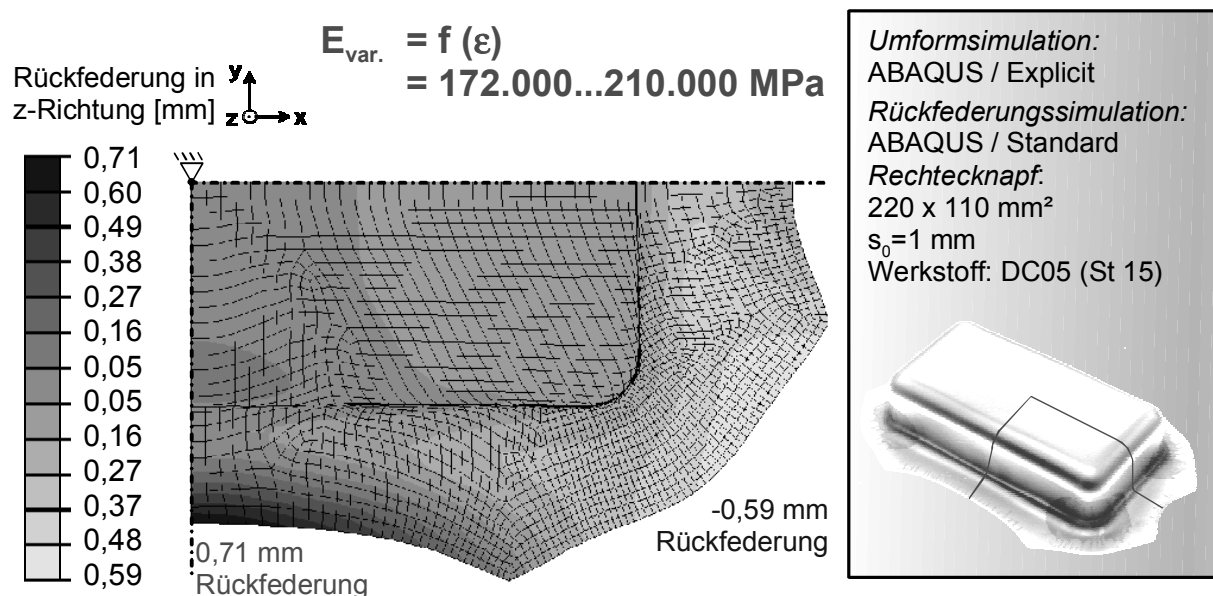


Abbildung 21: Mit dehnungsabhängigem E-Modul zurückgefederter Rechtecknapf

Abbildung 21 zeigt den Rechtecknapf, bei dessen Umformung und Rückfederung der dehnungsabhängige E-Modul berücksichtigt wurde. Als Maximalwerte ergeben sich hier 0,71 mm am Flansch der langen Napfseite, sowie in negativer Richtung 0,59 mm am Ziehringauslauf der kurzen Napfseite.

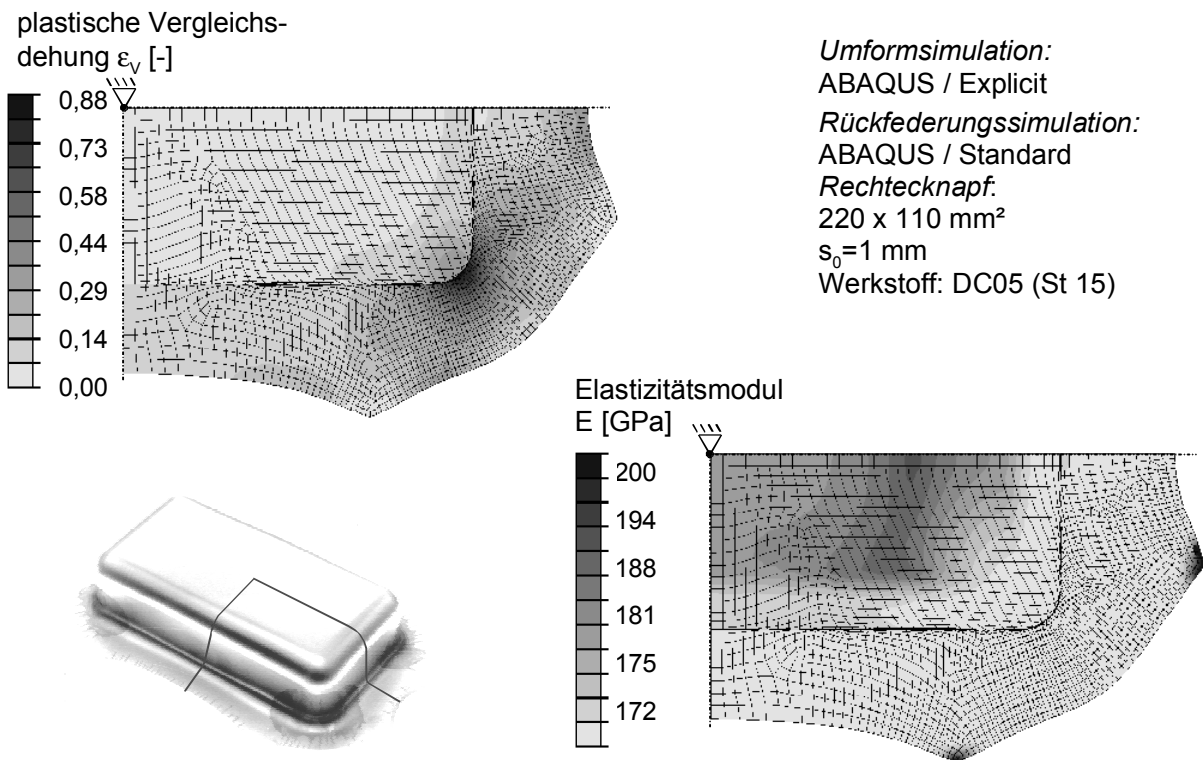


Abbildung 22: Vergleichsdehnungen und zugehöriger Elastizitätsmodul im Rechtecknapf aus DC05 (St 15), $s_0 = 1$ mm

Da die Abnahme des E-Moduls jedoch schon bei sehr geringen Dehnungen von $\varepsilon < 10\%$ geschieht, soll überprüft werden, ob die Annahme eines geringeren konstanten E-Moduls für die Simulation der Umformung und der Rückfederung ebenfalls zielführend sein kann.

Abbildung 22 zeigt den Rechtecknapf aus DC05 (St 15) mit der Verteilung der plastischen Vergleichsdehnung, sowie des sich daraus ergebenden Elastizitätsmoduls. Es ist deutlich zu erkennen, dass nahezu der gesamte für die Rückfederung relevante Bereich des Napfes einer Mindestdehnung von ca. 2,5% unterworfen ist. Es ergibt sich somit, wie in dem rechten Teilbild erkennbar fast für den gesamten Napf ein verringerter E-Modul von $E \approx 172$ GPa.

Das Simulationsergebnis für einen konstanten E-Modul von $E = 170$ GPa zeigt Abbildung 23. Als Maximalwerte ergeben sich hier 0,70 mm am Flansch der langen Napfseite, sowie 0,63 mm in negativer Richtung am Ziehringauslauf der kurzen Napfseite. Die berechneten Rückfederungswerte des Rechtecknapfes mit dehnungsabhängigem und konstant niedrigem Elastizitätsmodul unterscheiden sich somit nur sehr wenig voneinander. Es ist daher anzunehmen, dass die Verwendung eines verringerten Elastizitätsmoduls während der

Umformsimulation ein geeignetes Mittel ist, das Berechnungsergebnis auf einfache Weise zu verbessern.

Diese Vorgehensweise wird in der Industrie schon erfolgreich eingesetzt.

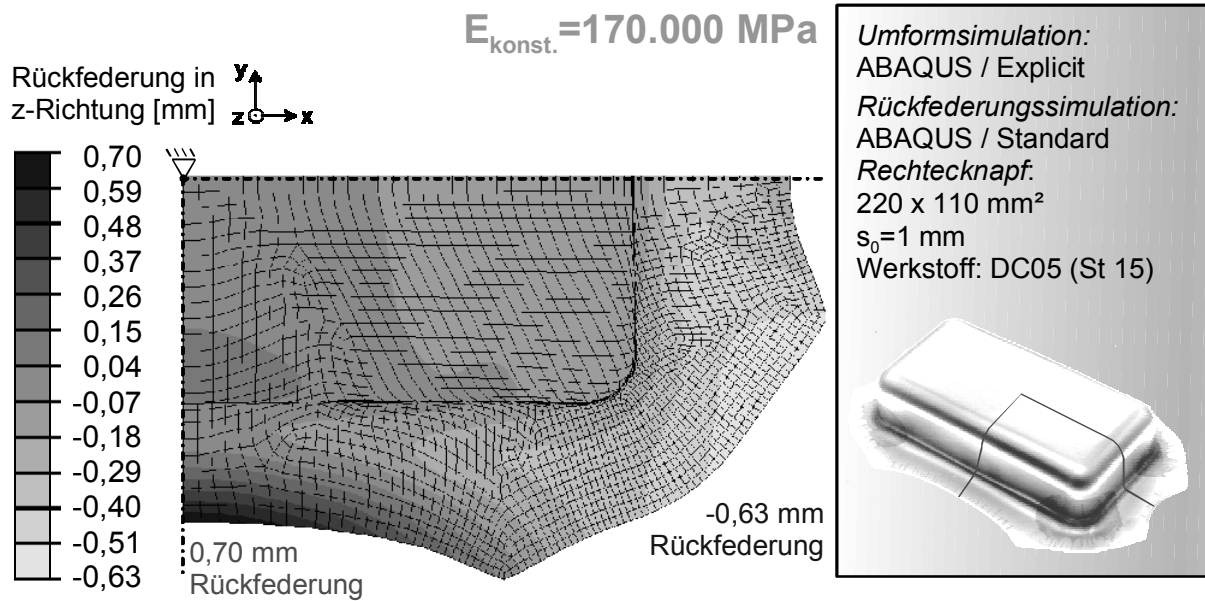


Abbildung 23: Mit verringertem konstanten E-Modul von $E = 170 \text{ GPa}$ zurückgefederter Rechtecknapf

5 Dehnungsabhängige Anisotropiekoeffizienten

5.1 Einleitung

Die Berücksichtigung der Anisotropie in der Blechumformsimulation ist auch in dem industriellen Einsatz der Simulationsrechnung „Stand der Technik“. Dabei werden nach DIN die Anisotropiekoeffizienten aus dem Zugversuch bei einer Dehnung von 20 % ermittelt, wenn die Gleichmaßdehnung darüber liegt. In der Realität lässt sich jedoch beobachten, dass die Anisotropiekennwerte von der Dehnung abhängig sind. Die Beschreibung der dehnungsabhängigen Anisotropie hat in der Umformsimulation jedoch noch keinen Eingang gefunden, da die kommerziellen Programme zur Blechumformung keine Möglichkeit zur Berücksichtigung dieser Größe liefern. Weiterhin steht der Mehraufwand für eine zusätzliche Kennwertermittlung für die Simulationen immer der Frage nach dem Nutzen gegenüber. Im Rahmen dieses Kapitels soll daher der Einfluss einer dehnungsabhängigen Anisotropiebeschreibung auf das Simulationsergebnis untersucht werden.

5.2 Simulationsrechnungen unter Berücksichtigung dehnungsabhängiger Anisotropie

Zur Ermittlung des Einflusses einer dehnungsabhängigen Anisotropiebeschreibung in der Umformsimulation wurden Rechtecknäpfe (110 x 220 mm²) aus DC05 (St 15) mit einer Blechdicke von $s_0=1$ mm berechnet. Für die Referenzsimulation mit konstanten Anisotropiekoeffizienten wurden nach EN 10002 (DIN 50114) folgende r-Werte bei $\epsilon_x=20\%$ ermittelt: $r_0 = 1,88$; $r_{45} = 1,30$; $r_{90} = 2,13$. Die mittlere senkrechte Anisotropie beträgt somit $\bar{r} = 1,65$. Die Walzrichtung (0°) liegt in dem Simulationsmodell parallel zur langen Seite des Rechtecknapfes (X-Richtung).

Zur Simulation mit dehnungsabhängigen Anisotropiekoeffizienten wurden die r_0 , r_{45} und r_{90} -Werte zu den entsprechenden Dehnungen der Abbildung 24 entnommen.

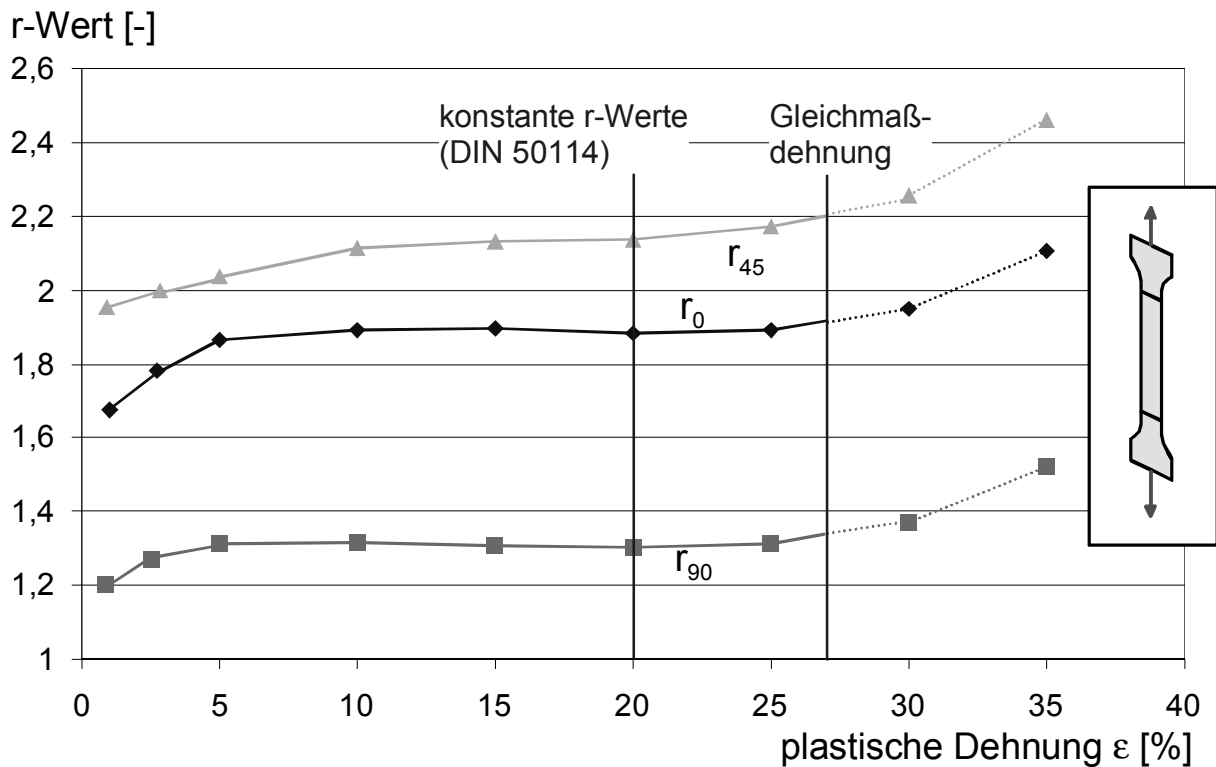


Abbildung 24: Im Zugversuch ermittelte Anisotropiekoeffizienten von DC05 (St 15) in Abhängigkeit der plastischen Dehnung

Aus Abbildung 24 geht hervor, dass die Anisotropiekoeffizienten r_0 , r_{45} und r_{90} , unabhängig von der Walzrichtung mit zunehmender Dehnung ansteigen. Dabei ist der r-Wert zwischen 5% und 25% Dehnung annähernd konstant, bis eine deutliche Steigerung auftritt. Da die Messungen der r-Werte in einem Zugversuch erfolgte in dem bei ca. 27 % Dehnung die Gleichmaßdehnung erreicht wurde, sind die Anisotropiekoeffizienten nur bis zu einer Dehnung von 25% erfasst worden. Die Einbindung in die Simulation erfolgte demnach mit einer möglichen Steigerung der Anisotropie auf den gemessenen Maximalwert. Bei einer größeren Dehnung werden die r-Werte wiederum als konstant angenommen.

Die Entwicklung des r_0 -Wertes (in Walzrichtung) in Abhängigkeit der plastischen Vergleichsdehnung zeigt Abbildung 25. Der r_0 -Wert nimmt analog zu Abbildung 24 Werte zwischen 1,1 und 1,9 an.

Abbildung 26 zeigt zunächst den Rückfederungsweg des tiefgezogenen Rechtecknapfes bei einer Simulation mit konstanten r-Werten. Es treten Maximalwerte von 0,72 mm und -0,36 mm Rückfederungsweg in z-Koordinatenrichtung auf.

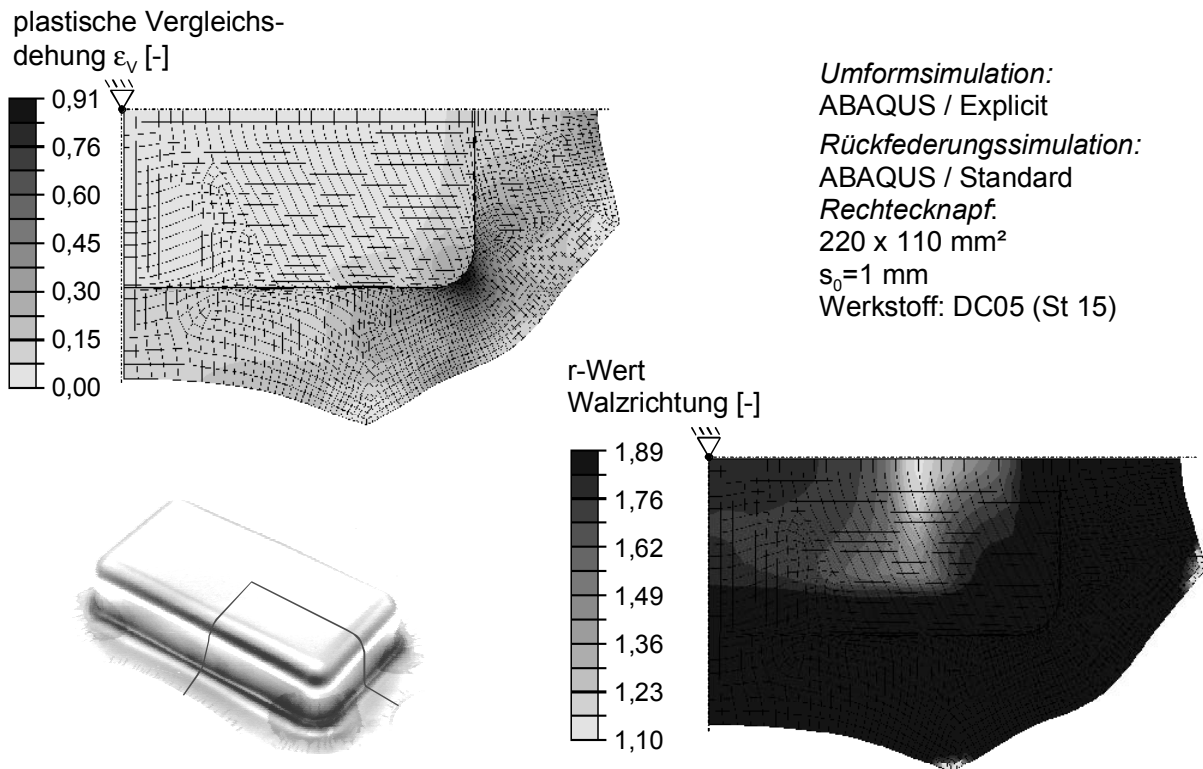


Abbildung 25: Plastische Vergleichsdehnung und Verteilung des r_0 -Wertes in Walzrichtung bei der Simulation mit dehnungsabhängiger Anisotropie

Der gleiche Rechtecknapf wurde anschließend unter Berücksichtigung der in [Abbildung 24](#) beschriebenen Anisotropiekoeffizientenentwicklung berechnet. Das Ergebnis dieser Simulation zeigt [Abbildung 27](#).

konstante Anisotropie

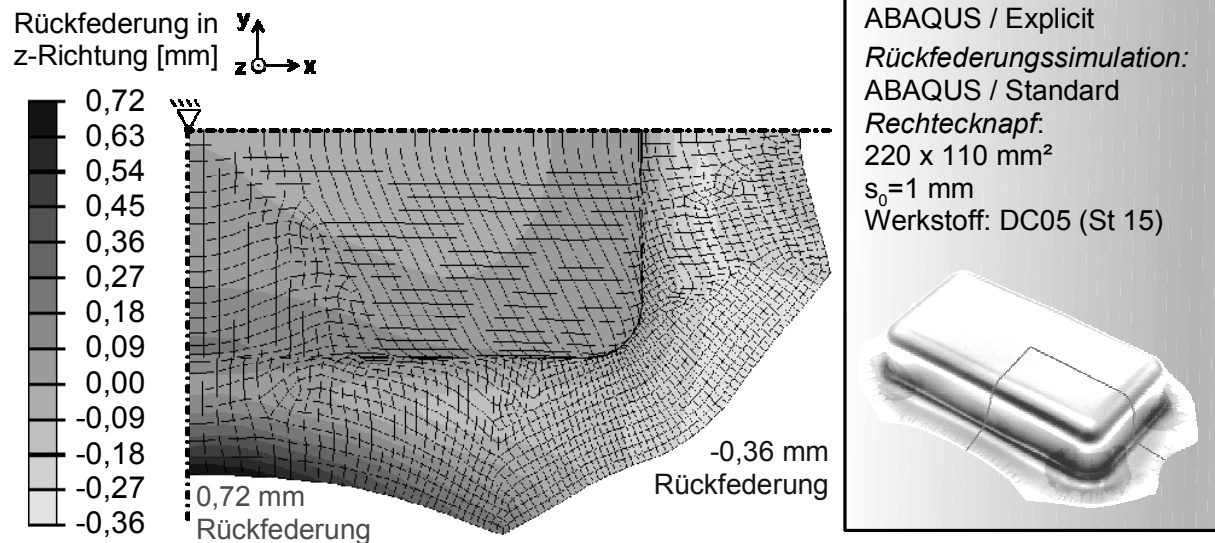
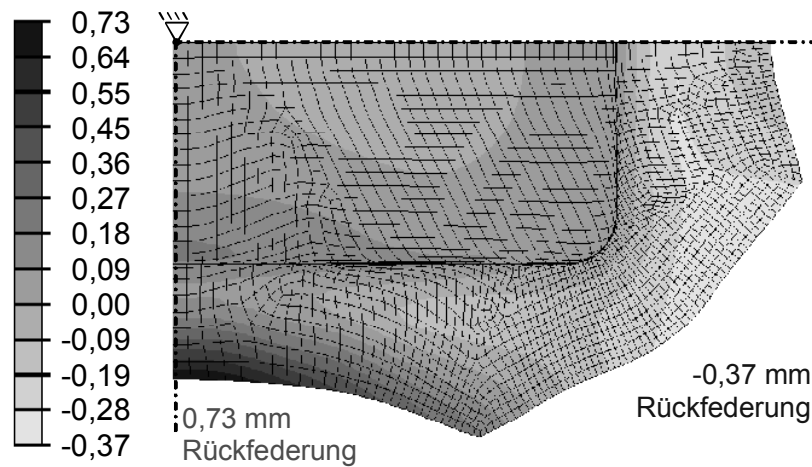


Abbildung 26: Rückfederungsberechnung mit konstanten Anisotropiekoeffizienten (DC05 (St 15), $s_0=1,0$ mm)

dehnungsabhängige Anisotropie

Rückfederung in y -
z-Richtung [mm] $z \rightarrow x$



Umformsimulation:
ABAQUS / Explicit
Rückfederungssimulation:
ABAQUS / Standard
Rechtecknapf:
220 x 110 mm²
 $s_0=1$ mm
Werkstoff: DC05 (St 15)

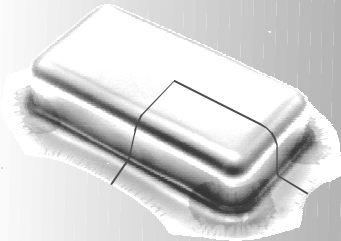


Abbildung 27: Rückfederungsberechnung mit dehnungsabhängigen Anisotropiekoeffizienten (DC05 (St 15), $s_0=1,0$ mm)

Die Rückfederungswege des mit dehnungsabhängigen Anisotropiekoeffizienten berechneten Rechtecknapfes zeigt [Abbildung 27](#). Die sich ergebenden Maximalwerte des Rückfederungsweges von 0,73 mm und $-0,37$ mm unterscheiden sich kaum von den mit konstanter Anisotropie berechneten Werten. Dieses ist u. U. darauf zurückzuführen, dass die Anisotropiekoeffizienten sich nur in den Bereichen sehr kleiner Dehnungen von den als konstant angenommenen Werten unterscheiden. In diesen Bereichen sehr kleiner Dehnungen (Bauteilboden) ist die Rückfederung jedoch gering.

Die Auswirkungen der dehnungsabhängigen Anisotropie in der Simulationsrechnung wurden auch bei Versuchen mit geänderter Walzrichtung (90° gedreht) nicht deutlicher.

6 Kinematische Verfestigung

6.1 Einleitung

Im vorangegangenen Kapitel wurde der Einfluss der Anisotropiekoeffizienten auf die Rückfederungsberechnung untersucht. Bei einer Veränderung der Anisotropie während der Berechnung bleibt die Verfestigung jedoch weiterhin isotrop, d.h. die Fließfläche vergrößert sich in alle Richtungen gleichmäßig. Um den Bauschinger- Effekt in der Simulation berücksichtigen zu können, ist es jedoch notwendig, die Verfestigung anisotrop zu berücksichtigen, d.h. der Werkstoff verfestigt vorwiegend in Belastungsrichtung. Die Fließfläche wird somit nicht vergrößert, sondern entlang des Dehnungsinkrements verschoben (vgl. Abbildung 9).

Um die Auswirkungen der Berücksichtigung des Bauschinger- Effekts auf die Qualität der Rückfederungsvorhersage zu beurteilen, sollen Simulationsrechnungen mit einem sogenannten kinematischen Verfestigungsmodell durchgeführt werden. Da ABAQUS/Explicit zur Zeit kein kinematisches Verfestigungsmodell zur Berechnung von Tiefziehprozessen anbietet, wird ein linear-kinematisches und ein nichtlinear- kinematisches Verfestigungsmodell über die Benutzerschnittstelle VUMAT eingebunden.

6.2 Einbindung der kinematischen Verfestigung in ABAQUS/Explicit

Die Benutzerschnittstelle VUMAT des FEM-Programms ABAQUS /Explicit ermöglicht dem Anwender eigene Materialbeschreibungen in das Programm zu implementieren. Dazu werden dem Anwender innerhalb der Routine Statusvariablen zur Verfügung gestellt. Hieraus lassen sich neue Spannungen und Statusvariablen errechnen und in die Simulation übertragen /68/.

Wenn σ der aktuelle Wert der Spannung ist, S den deviatorischen Anteil darstellt und α die Mitte der Fließfläche im deviatorischen Spannungsraum ist, kann

$$\xi = S - \alpha \tag{Gl. 10}$$

als Spannungsdifferenz bezeichnet werden.

Die Fließfläche selbst wird durch

$$f(\sigma) = \frac{1}{2} \xi : \xi - \frac{1}{3} \sigma_0^2 \tag{Gl. 11}$$

beschrieben, wobei σ_0 der Fließspannung aus dem einachsigen Zugversuch entspricht. Die Fließfläche ist nach v. MISES ein Zylinder im deviatorischen Spannungsraum mit einem Radius von

$$R = \sqrt{\frac{2}{3}} \sigma_0 . \quad \text{Gl. 12}$$

Bei kinematischer Verfestigung bleibt dieser Radius konstant. Die Normale der Fließfläche ist dann

$$Q = \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{\xi}{\sigma_0} . \quad \text{Gl. 13}$$

Das Dehnungsinkrement wird in einen elastischen und einen plastischen Anteil unterteilt:

$$\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}^{el} + \dot{\epsilon}^{pl} . \quad \text{Gl. 14}$$

Der plastische Anteil des Dehnungsinkrements soll die Fließfläche entlang der Flächennormalen verschieben, d.h.

$$\dot{\epsilon}^{pl} = \dot{\gamma} \cdot Q \quad \text{Gl. 15}$$

wozu der skalare Multiplikator des Normalenvektors $\dot{\gamma}$ ermittelt werden muss. Die skalare Größe des Dehnungsinkrements ergibt sich aus:

$$\dot{\epsilon}^{pl} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\epsilon}^{pl} : \dot{\epsilon}^{pl}} . \quad \text{Gl. 16}$$

Das Spannungsinkrement wird bei elastischer Dehnung nach dem Hookschen Gesetz abgebildet,

$$\dot{\sigma} = \lambda_{spur} (\dot{\epsilon}^{el}) I + 2 \mu \dot{\epsilon}^{el} \quad \text{Gl. 17}$$

wobei λ und 2μ elastische Materialkonstanten sind, die sich aus dem Elastizitätsmodul E und der Querkontraktion ν ergeben.

Die Entwicklung des Fließflächenmittelpunkts $\dot{\alpha}$ wird durch

$$\dot{\alpha} = \frac{2}{3} \dot{\gamma} H Q \quad \text{Gl. 18}$$

beschrieben, wobei H die Steigung der einachsigen Fließkurve darstellt. Da auch während des Fließens des Materials die Spannungen auf der Fließfläche bleiben, gilt

$$\sqrt{Q:Q} = 1 \quad \text{Gl. 19}$$

Das plastische Dehnungsinkrement ergibt sich somit abhängig von $\dot{\lambda}$ zu

$$\dot{\bar{\epsilon}} = \sqrt{\frac{2}{3}} \dot{\lambda} \quad \text{Gl. 20}$$

Das Modell der kinematischen Verfestigung wird somit eingebunden mit

$$\sigma_{neu}^{trial} = \sigma_{alt} + \lambda_{spur} (\Delta \epsilon) I + 2\mu \Delta \epsilon \quad \text{Gl. 21}$$

für den elastischen Bereich, wobei die Indizes *alt* und *neu* für zu Beginn und am Ende des Inkrements stehen. Wenn die Spannungen die Fließspannung nicht übersteigen, dann entspricht $\sigma_{neu} = \sigma_{neu}^{trial}$. Wenn die Fließspannung überschritten wird, dann setzt die plastische Verformung ein.

$$\sigma_{neu} = \sigma_{neu}^{trial} - 2\mu \Delta \epsilon^{pl} = \sigma_{neu}^{trial} - 2\mu \Delta \gamma Q \quad \text{Gl. 22}$$

$$\alpha_{neu} = \alpha_{alt} + \frac{2}{3} H \Delta \gamma Q \quad \text{Gl. 23}$$

$$\bar{\epsilon}_{neu}^{pl} = \bar{\epsilon}_{alt}^{pl} + \sqrt{\frac{2}{3}} \Delta \gamma \quad \text{Gl. 24}$$

$$\text{mit } \Delta \gamma = \dot{\gamma} \Delta t \quad \text{Gl. 25}$$

Mit der Normalen Q zur Fließfläche am Ende des Inkrements ergibt sich die berechnete Spannung zu

$$S_{neu} = \alpha_{neu} + \sqrt{\frac{2}{3}} \sigma_0 Q \quad \text{Gl. 26}$$

mit α_{neu} als den neuen Fließflächenmittelpunkt.

Um die Materialparameter dieses kinematischen Verfestigungsmodells für einen bestimmten Werkstoff einzustellen, müssen

| | |
|------------|--------------------------|
| E | Elastizitätsmodul, |
| ν | Querkontraktionszahl, |
| σ_0 | Anfangsfließspannung und |
| H | Steigung der Fließkurve |

an die Subroutine übergeben werden /68/. Die Ermittlung und Überprüfung der Materialparameter wird im nächsten Kapitel beschrieben.

Das vorgestellte Werkstoffmodell ist zunächst nur eine lineare Beschreibung der kinematischen Verfestigung. D.h. nach Überschreiten des elastischen Bereichs tritt plastisches Fließen auf, die Verfestigung des Werkstoffes erfolgt jedoch mit einer Fließkurve mit konstanter Steigung. Da der bisher untersuchte Werkstoff DC05 (St 15) eine niedrigere Streckgrenze aufweist, wird der Fehler, der durch die Annahme eines linearen Verfestigungsverhalten eingebracht wird, größer. Daher soll zur Überprüfung der Anwendbarkeit kinematischer Verfestigungsmodelle für das Tiefziehen der höherfeste Blechwerkstoff H320LA (ZStE 340) mit einer Blechdicke von $s_0=1$ mm herangezogen werden, der eine deutlich höhere Anfangsfließspannung besitzt und somit mit einer linearen Fließkurve mit deutlich geringeren Fehlern beschrieben werden kann als der Werkstoff DC05 (St 15). Einen Vergleich der Fließkurven von DC05 (St 15), H320LA (ZStE 340) zeigt Abbildung 28. Weiterhin ist die resultierende Fließkurve gezeigt, die für die Simulationsrechnungen mit linear- kinematischer Verfestigung herangezogen wird.

Um das Modell der kinematischen Verfestigung zur Beschreibung einer nichtlinearen Verfestigung zu erweitern, ist es erforderlich, die Steigung der Fließkurve H in Abhängigkeit der plastischen Dehnung zu beschreiben. In einem weiteren Schritt wird daher die Fließkurvenbeschreibung nach Ludwik- Hollomon

$$k_f = C \cdot \varphi^n \quad \text{Gl. 27}$$

herangezogen, um daraus die dehnungsabhängige Steigung der Fließkurve zu

$$H = C \cdot n \cdot \varphi^{(n-1)} \quad \text{Gl. 28}$$

zu berechnen. Der Parameter C sowie der Verfestigungsexponent n ist dabei aus den Abbildung 28 dargestellten Fließkurven aus Zugversuchen zu berechnen.

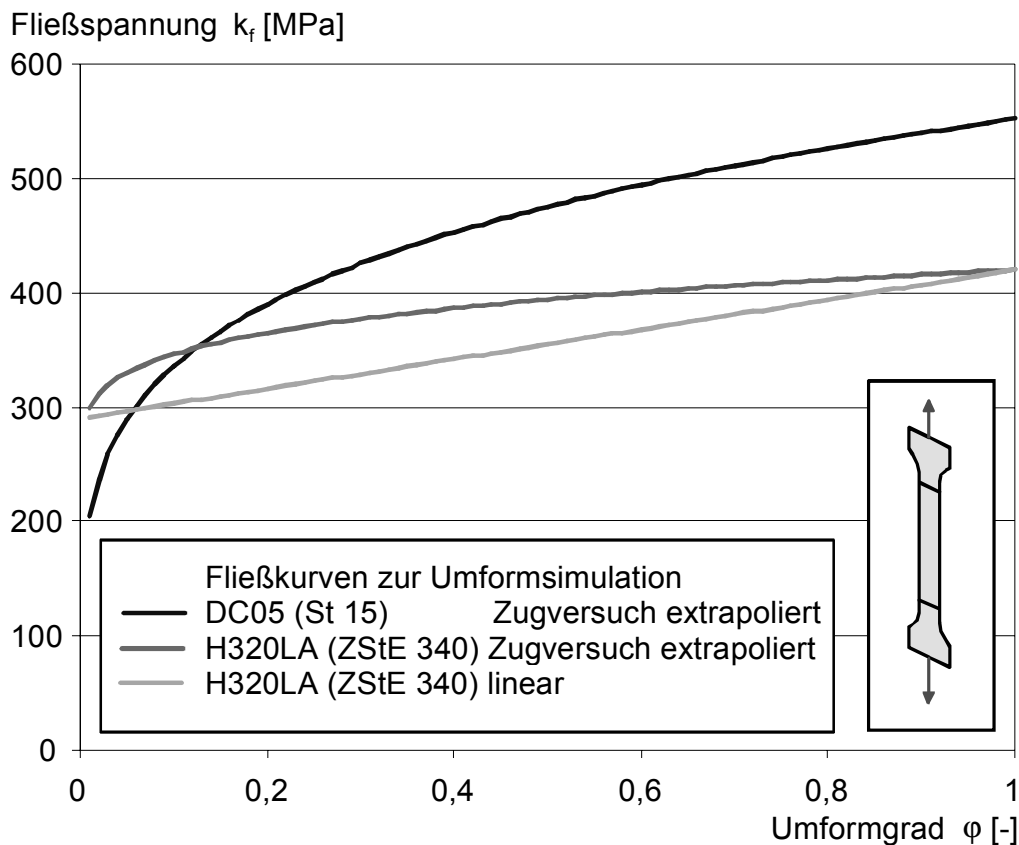


Abbildung 28: In die Umformsimulation eingebundene Fließkurven von DC05 (St 15), H320LA (ZStE 340) und Fließkurve von H320LA (ZStE 340) mit linear kinematischer Verfestigung

6.3 Simulationsrechnungen mit kinematischer Verfestigung

Die Materialbeschreibung für das linear kinematische Verfestigungsgesetz wurde in ABAQUS /Explicit eingebunden. Um die Ergebnisse der Simulationsrechnungen nicht durch einen Wechsel der Materialbeschreibung beim Wechsel von der expliziten Umformsimulation zur impliziten Rückfederungssimulation zu beeinträchtigen, wurde zur Untersuchung der Werkstoffbeschreibung die Rückfederung wie in Kapitel 3 beschrieben mit dem expliziten Integrationsverfahren durchgeführt. Die Rückfederung der Vergleichssimulationen mit isotroper Verfestigung wurden zum Vergleich ebenfalls explizit berechnet.

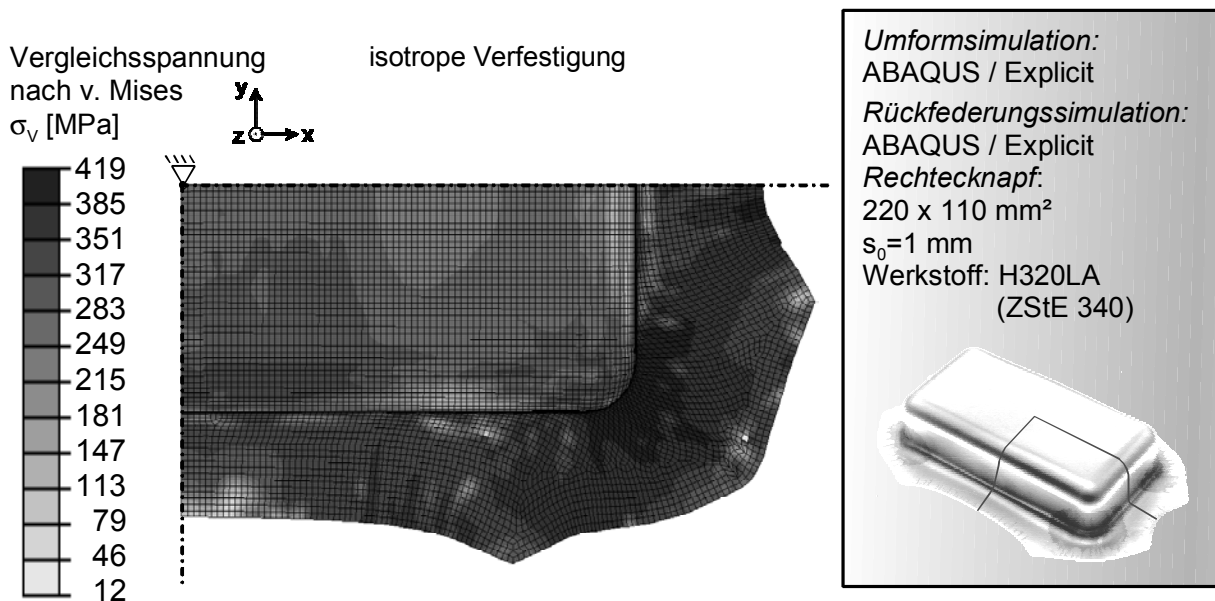


Abbildung 29: v. MISES- Vergleichsspannungen nach dem Umformprozess von H320LA (ZStE 340) mit isotroper Verfestigung

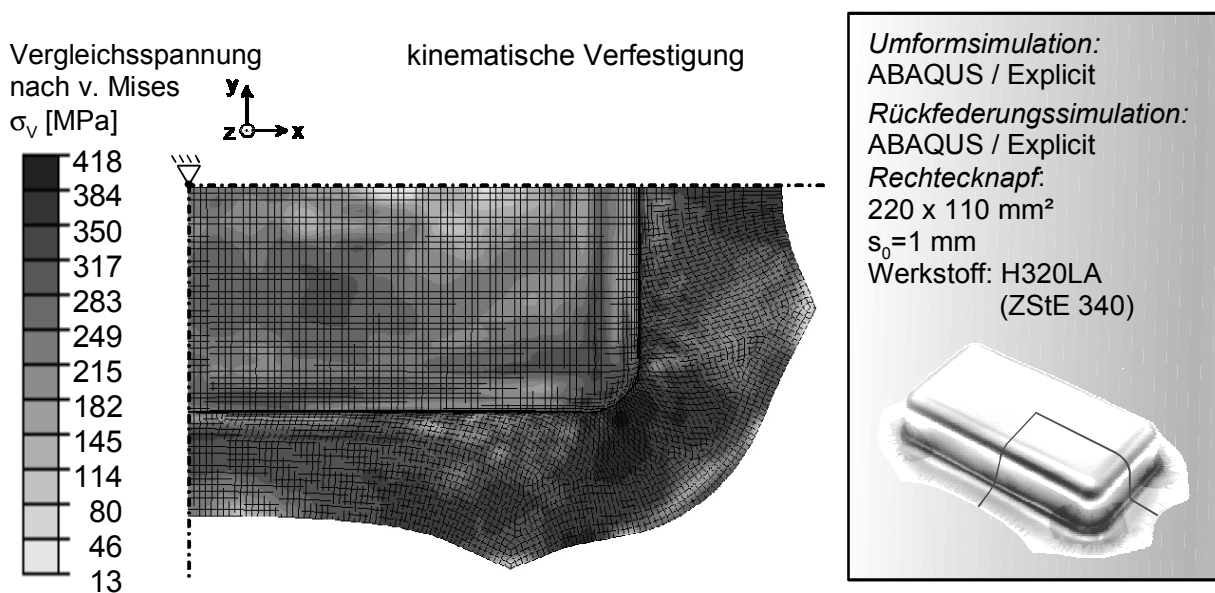


Abbildung 30: v. MISES- Vergleichsspannungen nach dem Umformprozess von H320LA (ZStE 340) mit linear- kinematischer Verfestigung

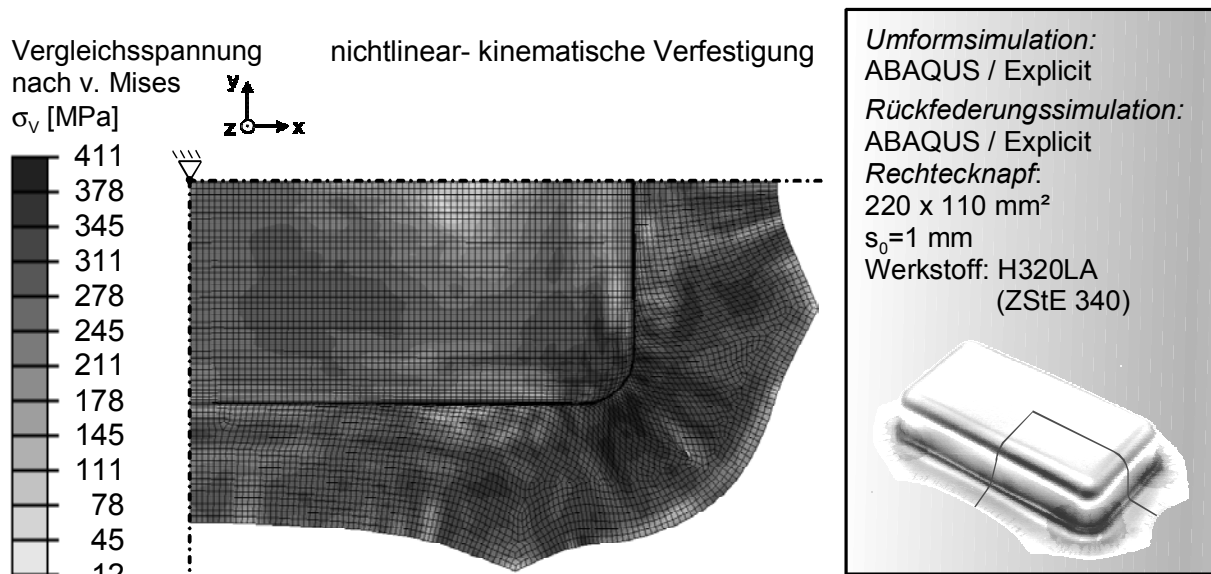


Abbildung 31: v. MISES- Vergleichsspannungen nach dem Umformprozess von H320LA (ZStE 340) mit nichtlinear- kinematischer Verfestigung

Abbildung 29 bis Abbildung 31 stellen die Vergleichsspannungen nach v. MISES in den tiefgezogenen Rechtecknäpfen vor der Rückfederung dar. Die Maximalwerte stimmen in allen Berechnungen gut überein, während die Verteilungen der Spannungen im Napf leichte qualitative Unterschiede aufweisen. Bei Anwendung der isotropen Verfestigung treten im Flanschbereich höhere Spannungen auf, als dieses bei der Anwendung der beiden kinematischen Verfestigungsmodelle der Fall ist. Die Verteilung der Spannungen im Bereich des Bauteilbodens ist bei der Simulation mit isotroper Verfestigung deutlich homogener.

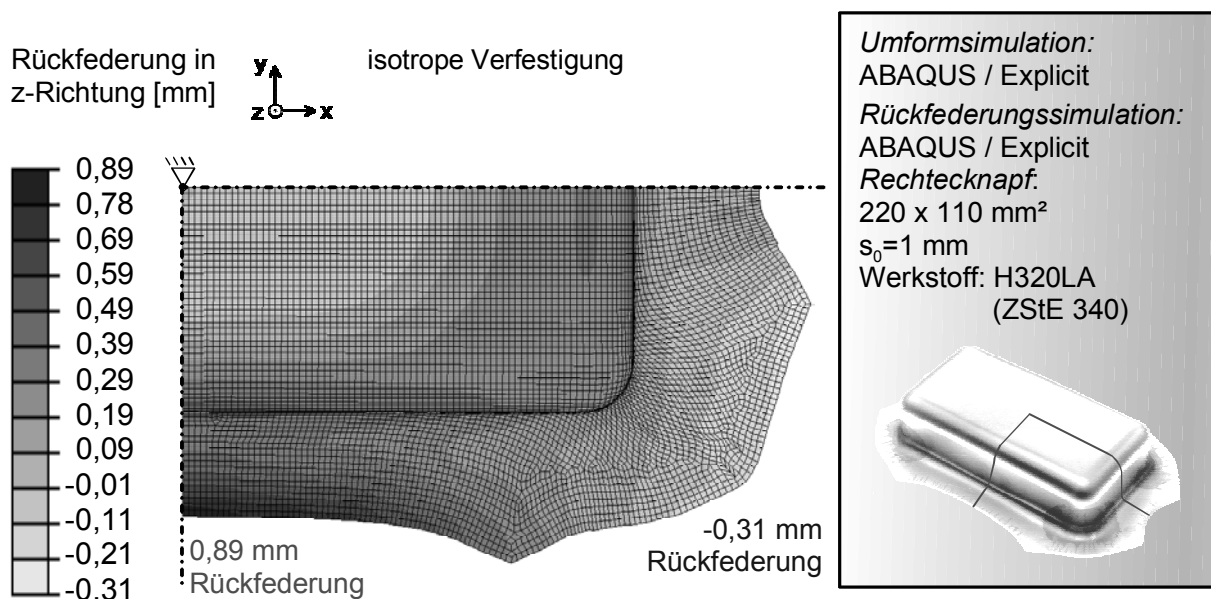


Abbildung 32: Rückfederungsweg in Z-Richtung nach der Simulation der Rückfederung (H320LA (ZStE 340), isotrope Verfestigung)

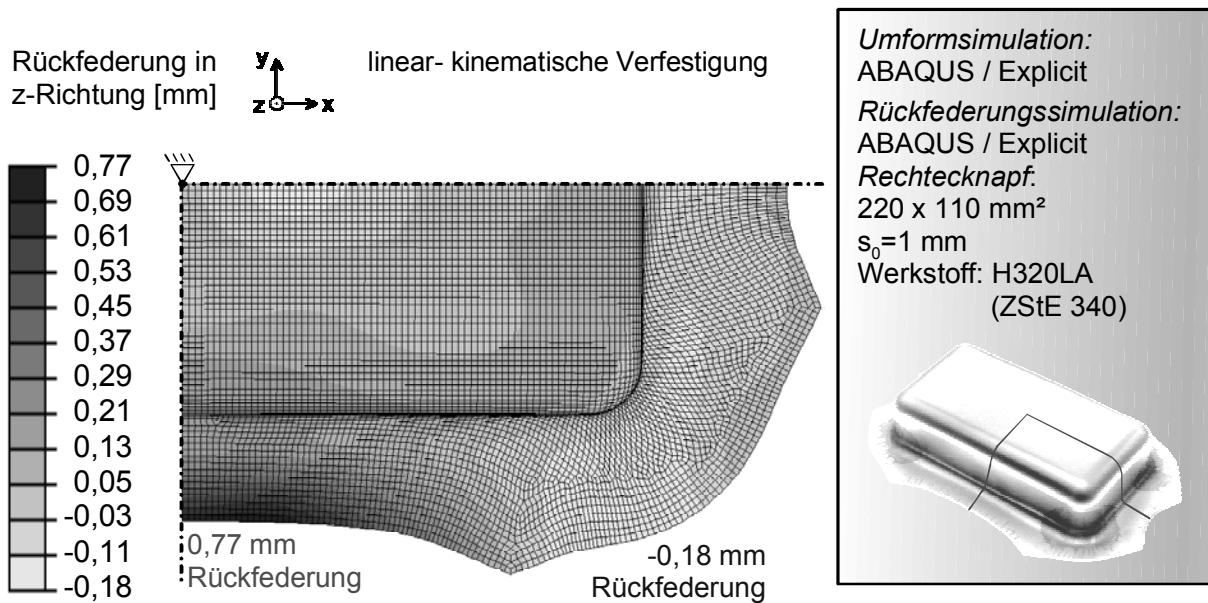


Abbildung 33: Rückfederungsweg in Z-Richtung nach der Simulation der Rückfederung (H320LA (ZStE 340), linear- kinematische Verfestigung)

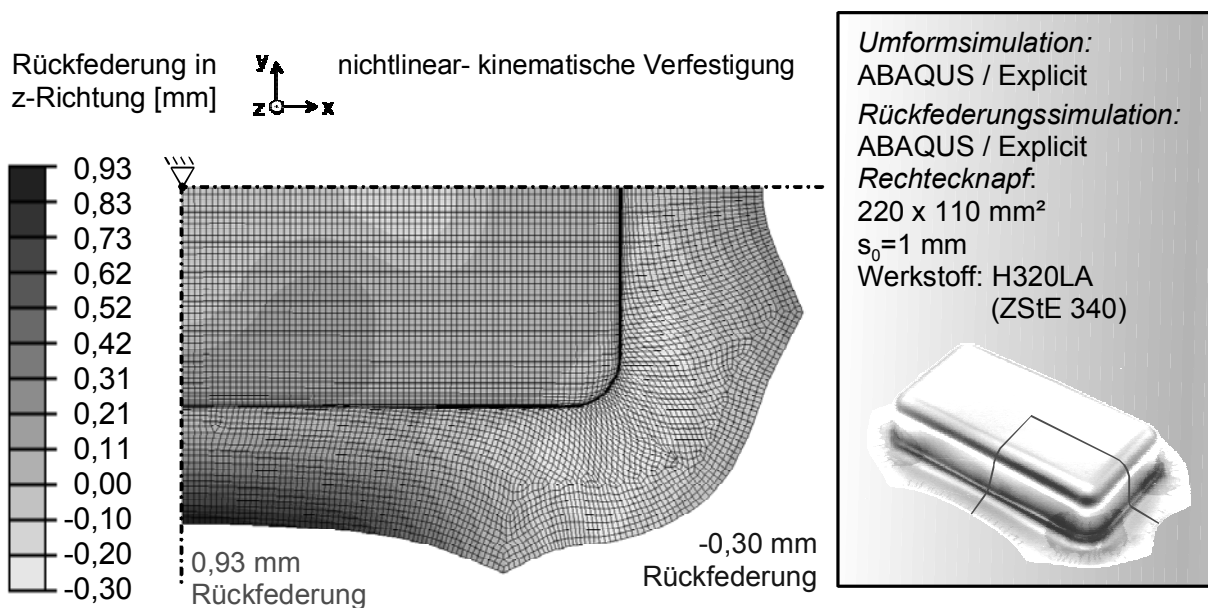


Abbildung 34: Rückfederungsweg in Z-Richtung nach der Simulation der Rückfederung (H320LA (ZStE 340), nichtlinear- kinematische Verfestigung)

Abbildung 32 bis Abbildung 34 zeigen den Rechtecknapf nach der Rückfederungsberechnung. Es sind deutliche qualitative und quantitative Unterschiede in der Vorhersage der Rückfederung mit isotroper, linear- kinematischer und nichtlinear- kinematischer Verfestigung zu erkennen. Als maximale Rückfederung im Flansch ergibt sich bei der isotropen Verfestigung ein Rückfederungsweg von 0,89 mm in Z-Richtung, sowie von 0,31 entgegen der Z-Richtung. Der Ort der größten Rückfederung entgegen der Z-Richtung befindet sich hier im Flansch parallel zur kurzen Napfseite.

Die Berechnungsergebnisse der Simulationen mit kinematischer Verfestigung unterscheiden sich in erster Linie durch die Veränderung des Ortes der größten Rückfederung entgegen der Z-Richtung. Bei Verwendung der kinematischen Verfestigung liegt jeweils in der Bauteilecke der negative Rückfederungsweg vor, was durch die qualitative Darstellung der Rückfederung eines Rechtecknapfes ([Abbildung 35](#)) bestätigt wird.

Weitere qualitative Unterschiede ergeben sich bei der Betrachtung der Rückfederung im Bauteilboden. An dem Ort, an dem der Bauschinger-Effekt den größten Einfluss auf das Umformverhalten ausübt, an der das Blech nahezu einer reinen Biegebeanspruchung unterliegt (lange Napfseite), wird bei der Nutzung der kinematischen Verfestigung eine größere Rückfederung vorhergesagt. Qualitativ trifft das auf die linear-kinematische und die nichtlinear-kinematische Verfestigung zu, jedoch sind die Rückfederungswerte bei der nichtlinear-kinematischen Verfestigung mit Rückfederungswegen von 0,93 mm und -0,30 mm insgesamt am größten.

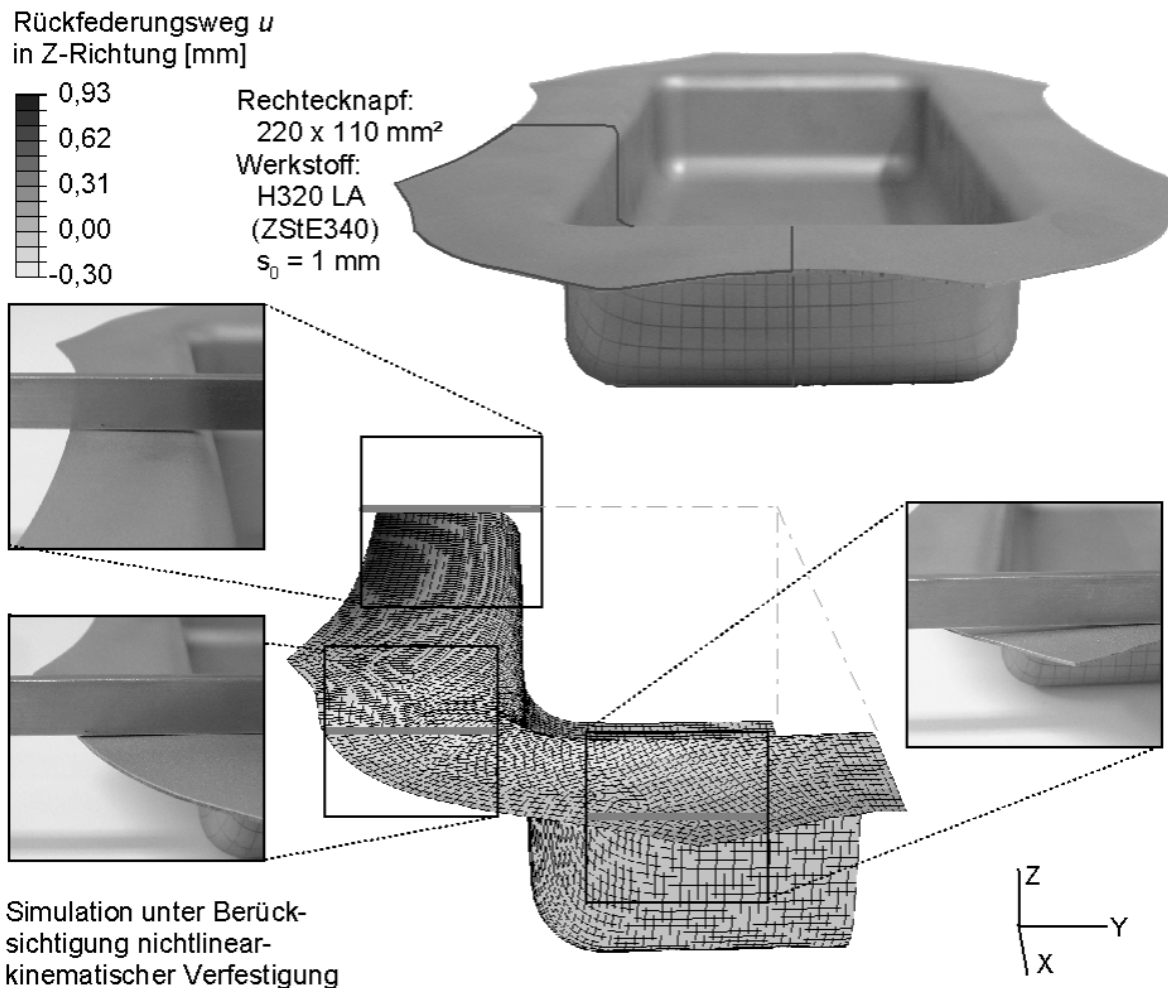


Abbildung 35: Vergleich der Rückfederung eines Rechtecknapfes mit der Simulation mit nichtlinear-kinematischer Verfestigung (220 x 110 mm², $s_0=1$ mm)

7 Statistische Analyse der Simulationsparameter

7.1 Einleitung

Um eine aussagefähige Vorberechnung der Rückfederung mit Hilfe der FEM durchführen zu können, ist die genaue Kenntnis der Einflüsse der Simulationsparameter notwendig.

Im Rahmen dieser Untersuchung wurden FEM- Simulationen der Umformung und der Rückfederung eines 220 x 110 mm² Rechtecknapfes durchgeführt. Die Umformung wurde mit ABAQUS /Explicit, die Rückfederung mit ABAQUS /Standard berechnet. Es wurden modular aufgebaute Simulationsmodelle erstellt, so dass sich schnell Simulationen mit unterschiedlichen Elementgrößen, Anzahlen der Integrationspunkte über den Schalenelementen, Reibwerten, Dämpfungen und Stempel-, bzw. Simulationsgeschwindigkeiten realisieren lassen.

Um die Einflüsse dieser Parameter und ihre Wechselwirkungen genau zu quantifizieren, wurde das Hilfsmittel der Statistischen Versuchsplanung angewendet.

7.2 Statistische Versuchsplanung (*Design of Experiments*)

Das Ziel der Statistischen Versuchsplanung ist es, benötigte Informationen über eine Reihe von Parametern mit minimalem Aufwand zu beschaffen /69/.

Eine Untersuchung mit Hilfe der Statistischen Versuchsplanung gliedert sich in sechs Phasen:

- Parameterdefinition: Bestimmung des Optimierungskriteriums und der Zielgrößen.
- Problemanalyse: Determinierung der Einflussgrößen
- Parameterreduzierung (Homing-In)
- Versuchsplanung und Durchführung
- Versuchsauswertung
- Statistischer Nachweis: Verifikation der Verbesserung der Situation.

Die Methode der statistischen Versuchsplanung basiert auf den Arbeiten des Engländers RAYNOLD AYMLER FISCHER und wurde von E.P. BOX und K.B. WILSON weiterentwickelt.

Vor der Untersuchung von R.A. FISCHER zu einer systematischen, statistisch abgesicherten Versuchsplanung in den dreißiger Jahren dieses Jahrhunderts wurden im wesentlichen

einfaktorielle Versuchspläne (one- factor- at- a- time) verwendet. Innerhalb dieser Versuchspläne wurde nur ein Faktoren variiert, so dass die Wechselwirkungen unberücksichtigt blieben.

Der Einsatz der statistischen Versuchsplanung verhindert diesen Nachteil durch vollfaktorielle Versuchspläne, die die einzelnen Einflussgrößen und alle Wechselwirkungen zwischen den Faktoren untersuchen und beurteilen.

Diese Wechselwirkungen werden beschrieben durch die funktionale Beziehung zwischen den Einflussgrößen x_n (unabhängige Variablen) und den Zielgrößen \hat{y} (abhängige Variablen) /70/, /71/:

$$\hat{y} = f(x_1, \dots, x_n). \quad \text{Gl. 29}$$

Die Einflussgrößen (unabhängige Variablen), in diesem Fall die Simulationsparameter, werden Faktoren genannt. Zur Ermittlung der Beziehung zwischen Einflussfaktoren und den Zielgrößen müssen die Versuchsbedingungen für jeden Versuch variiert werden. Hierzu werden die Versuchsbedingungen für jeden Versuch in einer Faktorstufenkombination festgelegt. Die Summe aller Faktorstufenkombinationen wird Versuchsplan genannt.

Das Ergebnis der Untersuchungen nach dem Versuchsplan ist ein Regressionspolynom, das den funktionalen Zusammenhang zwischen Zielgröße und Faktoren wiedergibt und somit auch die Wechselwirkungen beschreiben kann /72/.

Definition des Versuchsplans

Durch ein Regressionsmodell soll der mathematische Zusammenhang zwischen den Zielgrößen und den Einflussfaktoren funktional hergestellt werden. Da die Abhängigkeiten dieser Größen bei naturwissenschaftlichen Fragestellungen i.d.R nicht zufriedenstellend mit einem linearen Ansatz abgebildet werden können, soll ein Polynom höherer Ordnung ermittelt werden.

Durch die Begrenztheit des Gültigkeitsbereichs eines solchen Polynoms liefern quadratische Modelle für die empirische Beschreibung der Abhängigkeiten innerhalb der statistischen Versuchsplanung eine hinreichend gute Näherung. Unter zusätzlicher Berücksichtigung der linearen Zweifaktorwechselwirkungen (2FWW) besitzt das gewählte Regressionsmodell 2. Ordnung die folgende Form /70/, /73/:

$$\hat{y} = b_0 + \sum_{i=1}^n b_i x_i + \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n b_{ij} x_i x_j + \varepsilon. \quad \text{Gl. 30}$$

Hierbei sind \hat{y} die Zielgröße (abhängige Variable), b die Koeffizienten, x der Faktor (unabhängige Variable) und ε die Versuchsstreuung.

Die Anzahl der Regressionskoeffizienten b ist von der Anzahl der unabhängigen Variablen abhängig. Pro unabhängige Variable werden wiederum mindestens drei Stufen (Versuchspunkte) benötigt, um Nichtlinearitäten erfassen zu können.

Sind K Faktoren vorhanden, die auf jeweils n Stufen variiert werden können, so sind pro Versuchsreihe n^K Versuche durchzuführen.

Da die Anzahl von Versuchen pro Versuchsreihe sehr groß sein kann, soll der Versuchsaufwand reduziert werden, indem auf die Faktoren verzichtet wird, die einen vernachlässigbaren Anteil am gesamten Ergebnis haben. So ist das Ergebnis ein teilfaktorieller Versuchplan.

7.3 Festlegung der Zielgrößen

Zur Beurteilung der Genauigkeit der Rückfederungssimulation mit Hilfe der statistischen Versuchsplanung werden im folgenden die Zielgrößen definiert.

Zum Vergleich der Simulation mit dem Experiment wurde ein Rechtecknapf der Abmessungen $220 \times 110 \text{ mm}^2$ ausgewählt, der im Rahmen des DFG-Forschungsvorhabens „Rückfederungsverhalten von Ziehteilen mit geraden Seitenwänden“ /71/, /72/, /73/, /74/ tiefgezogen und vermessen wurde.

Der zum Vergleich mit der Simulation herangezogene Rechtecknapf wurde aus DC05 (St 15) mit einer Blechdicke von $s_0=1,0 \text{ mm}$ tiefgezogen. Die Niederhalterpressung betrug 5 MPa , die Ziehteiltiefe 50 mm .

Nach dem Tiefziehvorgang wurde das Bauteil in einer 3D-Koordinatenmessmaschine vermessen. Zur Vermessung der gezogenen Rechtecknäpfe wurde ein am IFUM vorhandenes 3D-Koordinatenmessgerät der Fa. Leitz eingesetzt (Abbildung 36).



Abbildung 36: Zur Vermessung der rückgefederten Bauteile verwendetes 3D-Koordinatenmessgerät Leitz PMM 864

Es verfügt über ein stationäres Portal und einen bewegbaren Tisch, auf dem das zu vermessende Ziehteil aufgespannt wird. Weiterhin weist es ein über drei Achsen ungeklemmt messendes Tastsystem mit dynamischer Einzelpunktsteuerung (Antastgeschwindigkeit 0,1 bis 3mm/s) auf. Die Längenmessunsicherheit beträgt $1,2\ \mu\text{m}$ und die Antastunsicherheit $0,8\ \mu\text{m}$ (nach ISO 10360-2).

Vor der Vermessung eines Ziehteils muss anhand des Referenzkoordinatensystems ein Ziehteil- bzw. Werkstückkoordinatensystem (WKS) definiert werden, um Messspuren platzieren zu können. Dazu wurden die in Abbildung 37 schematisch dargestellten Punkte (P1-10) erfasst.

Für die Bestimmung der bekannten Rückfederungskenngrößen Flanschwinkel β und Zargenwinkel α wurden die in Abbildung 37 dargestellten 9 Messspuren (M1-9) definiert, auf denen die Ziehteilgeometrie mit 4 Messpunkten/mm auf der Ziehteilinnenseite taktil erfasst wurde. Die Koordinaten der Messpunkte werden vom 3D-Koordinatenmeßgerät im VDA-FS Dateiformat zur weiteren Auswertung ausgegeben.

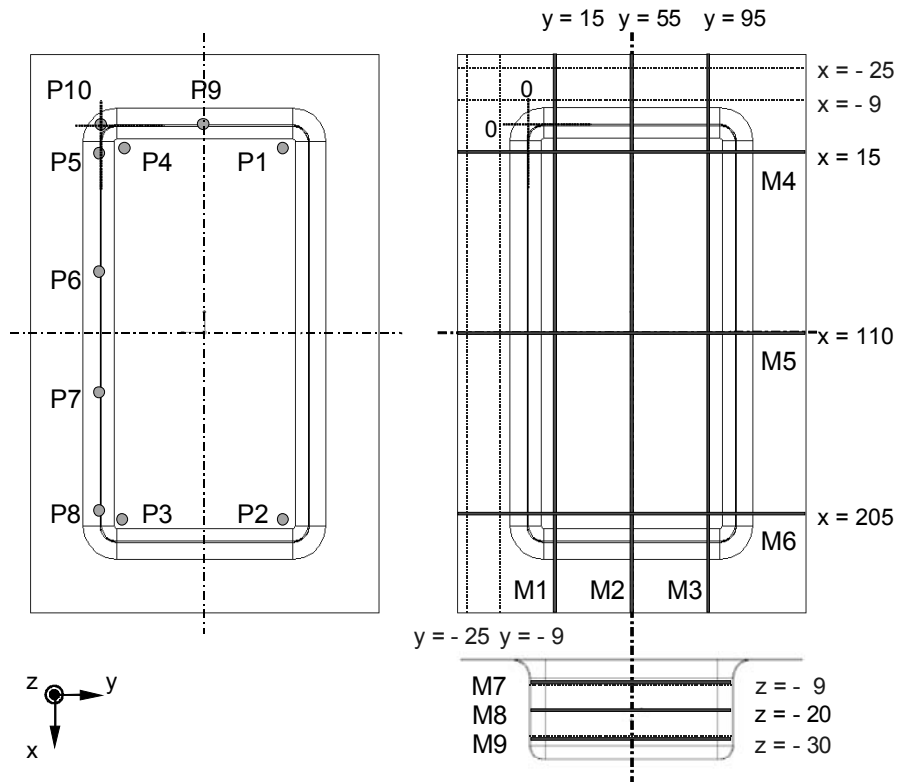


Abbildung 37: Lage der Punkte zur Definition des Ziehteilkoordinatensystems (links) und Lage der Messspuren eines vermessenen Ziehteils (rechts)

7.4 Ermittlung der Rückfederungswinkel des Realbauteils

Um die geometrischen Formabweichungen des Rechtecknapfes quantifizieren zu können, wurden die Messdaten mit den jeweiligen CAD- Datensätzen der Soll-Geometrien verglichen. Hierzu wurde das Softwaremodul Pro/VERIFY /75/ des 3D-CAD-Systems Pro/ENGINEER eingesetzt. Die Vorgehensweise dieses rechnergestützten Datenvergleichs ist in [Abbildung 38](#) schematisch dargestellt und kann wie folgt beschrieben werden:

- Einlesen des Messpunktdatensatzes in das CAD-System,
- Erstellen einer aus Messpunkten und Sollgeometrie bestehenden Baugruppe,
- Plazieren beider Datensätze anhand ihrer Koordinatensysteme,
- Filtern der Messpunkte (Entfernen von Ausreißern),
- Eliminieren der Lageabweichungen durch Ausrichten (Fitting) beider Datensätze und
- Berechnung der Formabweichungen und Ableiten der Rückfederungskenngrößen

Die Ausrichtung der Messpunkte (Schritt 5) erfolgt anhand eines Berechnungsverfahrens, das die Abstände aller Messpunkte zu der Sollgeometrie minimiert (Besteinpassung bzw. „best fit“ über die Gesamtzahl aller Antastpunkte).

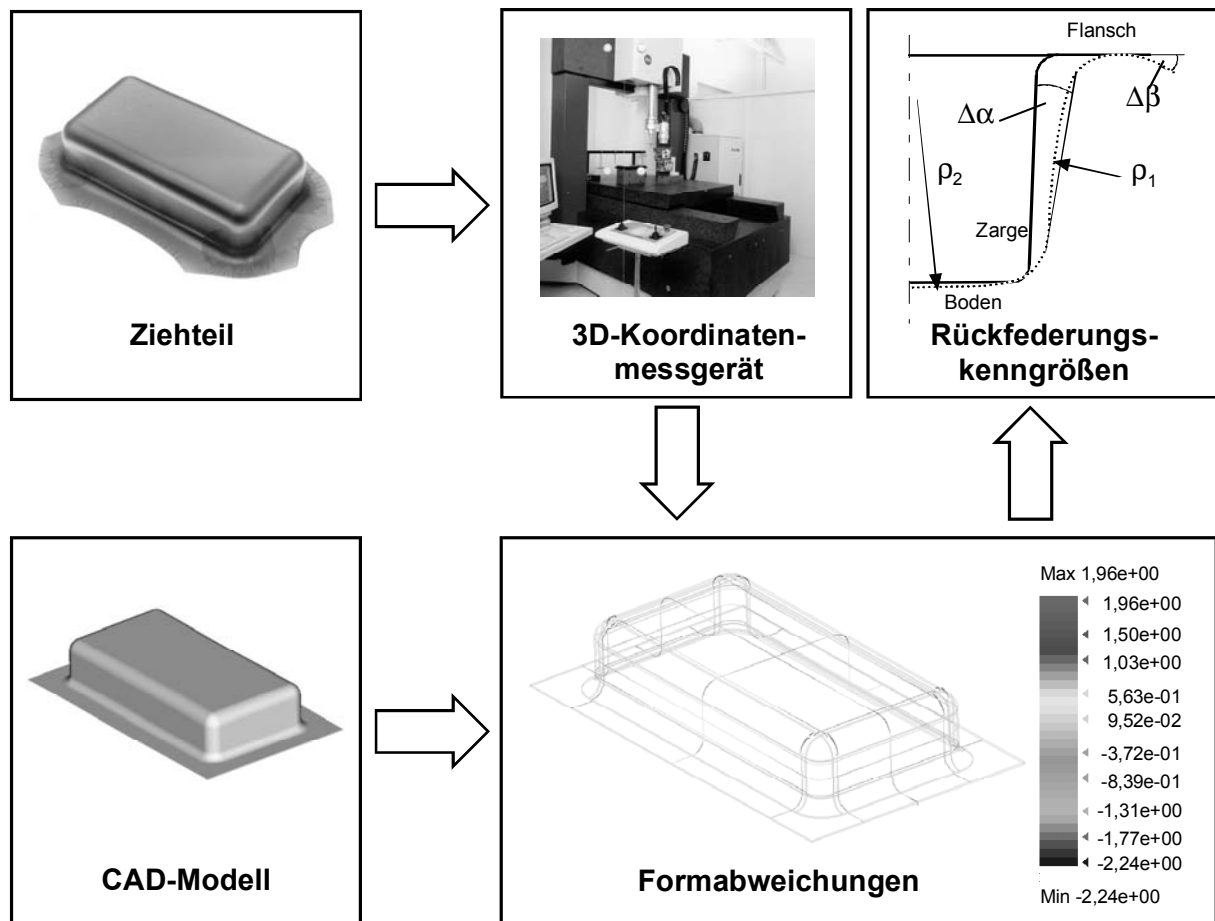


Abbildung 38: CAD-basierte Ermittlung der Rückfederungskenngrößen aus den Formabweichungen durch Vergleich der Messdaten mit dem CAD-Modell

7.5 Festlegung der abhängigen Variablen

Die rückfederungsbedingten Formabweichungen beim Tiefziehen eines hutprofilähnlichen Bauteiles sind in ihren Erscheinungsformen wesentlich komplexer als z. B. beim Schwenk- oder Gesenkbiegen einer vergleichbaren Bauteilgeometrie. Dort ist eine Beurteilung der Rückfederungsverhältnisse mit einer reinen Winkelabweichung oder Aufsprungmaßen möglich. Es war daher erforderlich, die Messwerte der tiefgezogenen Rechtecknäpfe soweit zu reduzieren, dass eine vergleichbare geometrische Größe erhältlich wird.

In (Abbildung 39) sind die im folgenden zur Analyse und Bewertung des Rückfederungsverhaltens verwendeten Kenngrößen der rückfederungsbedingten Formabweichungen der Bauteilbereiche Zarge und Flansch dargestellt. Es wurden diese vier zur Beurteilung der Rückfederung gängigen Rückfederungskennwerte ausgewählt, um eine Vergleichbarkeit mit anderen Bauteilgeometrien und mit Versuchsergebnissen aus Rückfederungsuntersuchungen zu ermöglichen. Hierfür eignet sich der Zargenwinkel als bekannter Biegekennwert. Mit diesem praxisorientierten Kennwerten soll die Form-

genauigkeit der speziellen Bauteilgeometrie erfasst werden, die durch die Größe von Ziehkanten- und Stempelkantenradius, Ziehtiefe und Stempelbreite charakterisiert ist. Da für Füge- bzw. Montageoperationen die Position der Flanschflächen von großer Bedeutung ist, empfiehlt sich eine Überprüfung dieses Genauigkeitskriteriums mit der Erfassung des Flanschwinkels. Weiterhin ist diese Vorgehensweise vorteilhaft, da in der Flanschwinkelabweichung alle Formabweichungen der Bauteilbereiche Steg, Zarge und Biegeradien summativ miterfasst werden und sich Rückfederungsunterschiede in vergleichsweise großen Winkeldifferenzen bemerkbar machen. Daher ist mit diesem bauteilspezifischen Kennwert eine Beurteilung der grundsätzlichen Rückfederungstendenzen sehr gut möglich. Die beiden Winkelkenngrößen $\Delta\alpha$ und $\Delta\beta$ werden als Differenz der jeweiligen Bauteilwinkel unter Belastung (α_1, β_1) und Entlastung (α_2, β_2) berechnet [76].

Es ergeben sich somit vier Zielgrößen, anhand derer die Simulation der Rückfederung bewertet werden kann.

- Zargenauffederungswinkel $\Delta\alpha_l$ an der langen Bauteilseite (220 mm)
- Zargenauffederungswinkel $\Delta\alpha_k$ an der kurzen Bauteilseite (110 mm)
- Flanschauffederungswinkel $\Delta\beta_l$ an der langen Bauteilseite (220 mm)
- Flanschauffederungswinkel $\Delta\beta_k$ an der kurzen Bauteilseite (110 mm)

Messungen am Bauteil

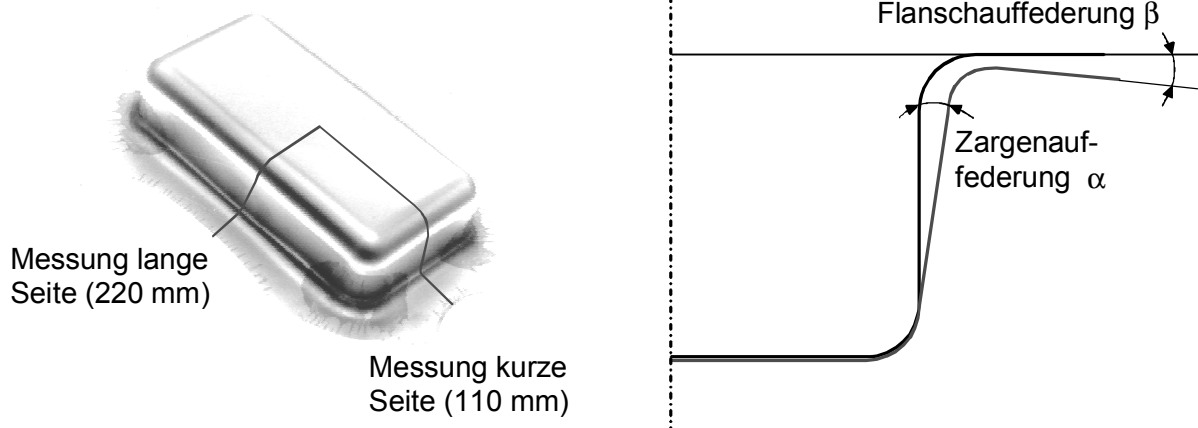


Abbildung 39: Messung der vier Rückfederungswinkel als Zielgrößen am Realbauteil

7.6 Festlegung der unabhängigen Variablen

Die Simulation der Umformung des Bauteils erfolgt mit ABAQUS /Explicit, während die Simulation der Rückfederung durch die Ermittlung des Kräftegleichgewichts nach dem Entfernen der Werkzeuge in ABAQUS /Standard durchgeführt wird. Das Ergebnis wird dabei maßgeblich durch die während der Umformsimulation ermittelten Spannungsverteilungen beeinflusst.

Da das Ergebnis der expliziten Simulation jedoch durch die Auswahl von Simulationsparametern gesteuert werden kann, kommt der Auswahl dieser Parameter gerade hier eine besondere Bedeutung zu.

Folgende Parameter sollen daher im Rahmen eines vollfaktoriellen Versuchsplans im Hinblick auf die Auswirkungen auf die Rückfederungsvorhersage untersucht werden:

Elementgröße

Die für die Simulation von Blechumformprozessen am häufigsten eingesetzten Elementformulierungen sind Membran-, Schalen- und Volumenelemente. Bei der 3-dimensionalen Betrachtungsweise hat sich die Verwendung von Schalenelementen durchgesetzt, da die Membranelemente Nachteile bezüglich der Ergebnisgenauigkeit beinhalten (Vernachlässigung des Biegeanteils) und Volumenelemente mit einem zu großen numerischen Aufwand für großflächige dünne Strukturen einhergehen /77/. Dieses beruht auf der Tatsache, dass bei der Vernetzung mit Volumenelementen zur Berücksichtigung des Biegeanteils das Blech über der Dicke mit mehreren Elementschichten diskretisiert werden sollte. Zudem führt das begrenzte Kantenlängenverhältnis bei Volumenelementen von max. 1:4 zu relativ feinen Diskretisierungen. Diese Gegebenheit führt bei komplexen Modellen schnell zu inakzeptabel langen Rechenzeiten.

Aufgrund der spezifischen Vorteile der Schalenelemente finden diese in der Simulation von Blechumformprozessen verstärkt Anwendung. Eine geeignete Elementkantenlänge für die Vernetzung der Platine kann nach /50/ über

$$l_{\max} \leq \frac{1}{4} \cdot \left(r_{\min} + \frac{1}{2} \cdot s \right) \quad \text{Gl. 31}$$

ermittelt werden, wobei r_{\min} dem kleinsten Werkzeugradius und s der Blechdicke entspricht.

Für das verwendete Modell des Rechtecknapfes mit einem Stempelkantenradius von $r_{St}=12$ mm und einer Anfangsblechdicke von $s_0=1$ mm ergibt sich somit eine maximale Elementkantenlänge von $l_{\max}=3,125$ mm.

Zur Untersuchung des Einflusses der Ortsdiskretisierung, bzw. der Vernetzung des Bauteils, auf die Ergebnisqualität der Rückfederungssimulation wurden daher drei unterschiedlich vernetzte Ausgangsplatinen eingesetzt. Die Platinen gleicher geometrischer Abmessungen wurden mit bilinearen Schalenelementen mit einer maximalen Elementkantenlänge von $l_{\max}=1,5$ mm, $l_{\max}=2,0$ mm und $l_{\max}=2,5$ mm vernetzt. Die Qualität der Vernetzung mit Schalenelementen wird neben der Elementgröße maßgeblich über die Auswahl der Anzahl der Integrationspunkte über der Blechdicke mitbestimmt.

Anzahl der Integrationspunkte

Das Verhalten der Schalenelemente in Blechdickenrichtung wird über die Simpson's Regel berechnet, wobei die Integration über die Schalenelementdicke quadratisch mit Hilfe von drei Stützstellen durchgeführt wird. Die Anzahl der Integrationspunkte ist daher bei Anwendung der Simpson- Integration immer ungerade. Weiterhin bestimmt die Anzahl der Integrationspunkte, die für die Berechnung der Dehnungen über der Blechdicke gewählt wird, dabei die Genauigkeit und die Rechengeschwindigkeit, bzw. den Speicherplatzbedarf einer Simulationsrechnung.

ABAQUS /Explicit benutzt 5 Integrationspunkte in Dickenrichtung des Schalenelements als Standardeinstellung. Bei komplexeren nichtlinearen Fragestellungen, wie z.B. Berechnungen, die eine Dehnungsumkehr zur Folge haben, ist die Erhöhung dieser Anzahl notwendig. Bei der Anwendung der Simpson's Regel ist jedoch die Erhöhung der Anzahl der Integrationspunkte über 9 nicht sinnvoll, da die Ergebnisqualität im Verhältnis zur benötigten Rechnerkapazität nicht weiter ansteigt /68/. Um den Einfluss dieses Simulationsparameters auf die Rückfederungssimulation zu untersuchen, wurde die Anzahl der Integrationspunkte zwischen 5, 7 und 9 variiert.

Reibung

Aufgrund des großen Verhältnisses zwischen Kontaktflächen und Volumen des Werkstückes stellt die Reibung einen sehr großen Einflussfaktor auf Blechumformprozesse und deren Simulation dar. Die Kraft, die zur Überwindung der Reibung aufgebracht werden muss, kann bei sehr großen Werkstücken unter Umständen größer als die eigentliche Umformkraft sein.

Die Reibung ist ein komplexes Phänomen, welches in der Realität von vielen Einflussfaktoren abhängen kann (vgl. Kapitel 8). Im Rahmen der Umformsimulation von Blechumformprozessen wird die Reibung in der Regel durch einen über das ganze Modell konstant gehaltenen Reibkoeffizienten beschrieben. Als Reibkoeffizient wird in der Praxis meist ein Erfahrungswert des Anwenders eingesetzt, der im Bereich von $0,06 < \mu < 0,18$ liegt. Der Reibfaktor μ wird dementsprechend in den drei Stufen zwischen $\mu=0,06$, $\mu=0,12$ und $\mu=0,18$ variiert.

Stempelgeschwindigkeit

Aus physikalischen und numerischen Gesichtspunkten sollte ein Tiefziehprozess in der realen Prozesszeit mit den realen physikalischen Werkstoffparametern simuliert werden. Die Praxis verlangt jedoch, dass der Prozess auch bei komplexen Bauteilen in einer annehmbaren Rechenzeit simuliert werden kann. Diese Vorgabe bedingt beim derzeitigen Stand der Simulationstechnik die Anwendung einiger numerischer „Kunstgriffe“ zur Reduzierung der Rechenzeit. Die Rechenzeit in einer dynamisch-expliziten Simulation wird maßgeblich durch die Simulationsdauer t_S sowie durch die stabile Zeitschrittweite Δt_{St} des Simulationsmodells bestimmt. Beide Größen legen die Anzahl an erforderlichen Recheninkrementen $N = t_S / \Delta t_{St}$, und damit maßgeblich die Rechenzeit, fest. Zur Reduzierung der Recheninkremente wird i.A. entweder die Stempelgeschwindigkeit oder die Dichte künstlich erhöht /9/, wodurch sich direkt eine Verkürzung der Simulationszeit ergibt. Wird die Dichte ρ künstlich angehoben, erhöht sich die stabile Zeitschrittweite laut der Proportionalitätsbeziehung $\Delta t_{St} \sim \sqrt{\rho}$ da die Wellenausbreitungsgeschwindigkeit c_d umgekehrt proportional zur Wurzel der Dichte ρ ist. In verschiedenen Arbeiten (/78/, /79/) wurde gezeigt, dass bei der Analyse eines Blechumformprozesses diese Maßnahmen das Simulationsergebnis nicht wesentlich beeinflussen, solange die Trägheitskräfte bzw. die kinetische Energie im Vergleich zu den Umformkräften bzw. zur inneren Energie relativ gering sind. Es wird im Rahmen dieser Arbeit daher nur eine Variation der Stempelgeschwindigkeit v_{St} in den Stufen $v_{St}=5000$ mm/s, 7500 mm/s und 10000 mm/s vorgenommen.

Dämpfung

Beim Konzept einer massenproportionalen Dämpfung ist besonders darauf zu achten, dass der Niederhalter nicht zu stark gedämpft wird. Während eines Tiefziehprozesses vollführt der Niederhalter aufgrund der Blechaufdickung sowie einer Faltenbildung eine Starrkörperbewegung. Wird in einem einfachen Ersatzmodell der Niederhalter als Punktmasse m_{NH} betrachtet und die Bewegungsgleichung dieser Punktmasse nach dem Newtonschen Grundgesetz formuliert, so wird ersichtlich, dass bei zu großen Dämpfungs- oder auch Trägheitskräften die quasi-statische Verschiebung nicht erreicht wird. Um eine Abweichung zu minimieren bzw. ganz zu vermeiden, sollten in der dynamisch-expliziten Simulation unter diesem Gesichtspunkt die Dichte bzw. Masse und die Dämpfung so klein wie möglich sowie die Simulationszeit so groß wie möglich gewählt werden. Die Dämpfung muss jedoch ausreichend groß sein, die Schwingungen um die quasi-statische Gleichgewichtslage zu dämpfen, so dass der quasi-statische Zustand innerhalb akzeptabler Rechenzeiten erreicht werden kann. Des weiteren erfordern annehmbare Rechenzeiten möglichst kleine Simulationszeiten sowie eine große Dichte.

In diesem Spannungsfeld zwischen Wirtschaftlichkeit der Simulation und Ergebnisgüte erfordert die Auswahl der Simulationsparameter eine sehr große Simulationserfahrung und Fachwissen des Anwenders.

Die massenproportionale Dämpfung wird im Rahmen dieser Untersuchung zwischen $D=0$, 5000, 10000 [-] variiert.

7.7 Erstellung des Versuchsplans

Es wird zunächst ein vollfaktorieller Versuchsplan aufgestellt, in dem alle Möglichkeiten der Faktorstufenkombinationen enthalten sind. Auf diese Weise werden die Wechselwirkungen zwischen allen Faktoren berücksichtigt. Der Umfang eines solchen Versuchsplans erweitert sich allerdings sehr schnell mit zunehmender Faktor- und Stufenzahl. Für den vorgesehenen Versuchsplan mit 5 Faktoren auf 3 Stufen wären 243 Versuche notwendig.

Durch den Einsatz eines D-optimalen Versuchsplans kann der Umfang des Versuchs wieder deutlich reduziert werden. Bei der Anwendung der D-Optimalität werden die N Einzelversuche so aus der Kandidatenliste ausgewählt, dass alle Koeffizienten des Regressionsmodells möglichst genau bestimmt werden können. Dies ist dann der Fall, wenn von der Designmatrix X , die aus den verschiedenen Faktorniveaus der gewählten N Kandidaten gebildet wird, die Determinante maximal wird. Die Determinante ist wiederum eine Funktion, die den Grad der Unabhängigkeit oder Redundanz zwischen den Zeilen oder Spalten der Matrix beschreibt. Das heißt, je „unabhängiger“ die Spalten sind, desto größer ist die Determinante dieser Matrix. Dieses Kriterium für die Auswahl eines Plans wird D-Optimalitäts-Kriterium genannt (D-optimal = Determinanten-optimal). Die Zahl der Versuchspunkte im D-optimalen Design wird durch die Anzahl der Koeffizienten im mathematischen Modell der Zielfunktion bestimmt. Die Zahl der Versuche muss größer sein als die Zahl der Koeffizienten im vorgegebenen Regressionspolynom, die bei dem gewählten Modell 2. Ordnung unter Berücksichtigung der linearen Zweifaktorwechselwirkungen (2FWW) 15 beträgt.

Der für den D-optimalen Versuchsplan benötigte Versuchsumfang lässt sich überschlägig berechnen mit

$$N_{Op} = 1,5 \cdot K \quad \text{Gl. 32}$$

Wobei N_{Op} die optimale Anzahl der Versuche und K die Anzahl der Koeffizienten des Regressionspolynoms sind.

Für das Regressionspolynom 2. Ordnung ergibt sich eine Koeffizientenanzahl von

$$K = \frac{(n+1) \cdot (n+2)}{2} \quad \text{Gl. 33}$$

mit n Faktoren. Für die hier untersuchten 5 Faktoren und das Regressionspolynom 2. Ordnung ergibt sich eine optimale Versuchsanzahl von

$$N_{Op} = 1,5 \cdot \frac{(5+1) \cdot (5+2)}{2} = 31,5 \quad \text{Gl. 34}$$

Demzufolge werden 32 Versuche durchgeführt.

Tabelle 1 zeigt den von STATISTICA optimierten Versuchsplan.

7.8 Durchführung der Versuche

Der optimierte Versuchsplan enthält eine Mindestanzahl von 32 Versuchen. Im Rahmen dieser Versuche werden die fünf Faktoren Elementgröße, Integrationspunkte, Reibung, Stempelgeschwindigkeit und Dämpfung variiert. Um den Aufwand der Modellerstellung möglichst gering zu halten, wurde ein modulares Simulationsmodell erstellt, in welches der entsprechend zu modifizierende Parameter importiert werden kann. Die verschiedenen Parameter wurden jeweils in der expliziten Umformanalyse, die mit starren Werkzeugen unter Ausnutzung der zweifachen Achsensymmetrie durchgeführt wurde (Abbildung 40), variiert.

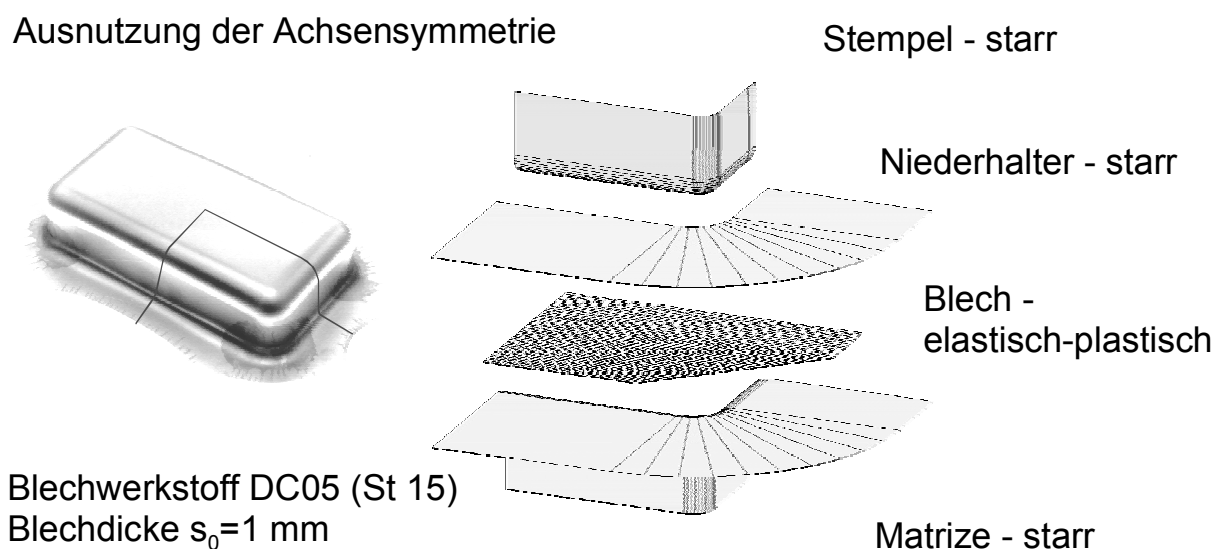


Abbildung 40: Simulationsmodell unter Ausnutzung der Achsensymmetrie

Nach der Umformsimulation mit ABAQUS /Explicit steht die Dehnungs- und Spannungsverteilung in dem Tiefziehteil für weitere Berechnungen zur Verfügung. In der anschließenden Rückfederungssimulation wird das Modell des Bleches mit den berechneten Zustandsgrößen in das implizite Programm ABAQUS /Standard importiert. Dabei werden alle Kontakte zu den Werkzeugen gelöst, so dass keine äußeren Kräfte auf das Bauteil wirken. Die für die implizite Lösung erforderliche statische Bestimmtheit des Systems wird durch das Festhalten des Knotens, der an dem Schnittpunkt beider Symmetrieachsen liegt, erreicht.

Durch das Herbeiführen des Kräftegleichgewichts im Rahmen der statischen Analyse lösen sich die Spannungen weitestgehend auf, so dass sich hierbei die zurückgefedernde Geometrie mit den verbleibenden Eigenspannungen ergibt.

Eine qualitative Darstellung einer Rückfederungsberechnung an einem ¼ Rechtecknapf zeigt Abbildung 41. Um aus den berechneten Knotenkoordinaten die mit den Messungen vergleichbaren Rückfederungswinkel zu ermitteln wurde das abgebildete Schema verwendet. Dabei muss darauf geachtet werden, dass die zur Berechnung herangezogenen Knoten eine ausreichende Entfernung von den Radiusbereichen des Stempels und des Ziehringes aufweisen, um nicht zu hohe Rückfederungswinkel zu berechnen.

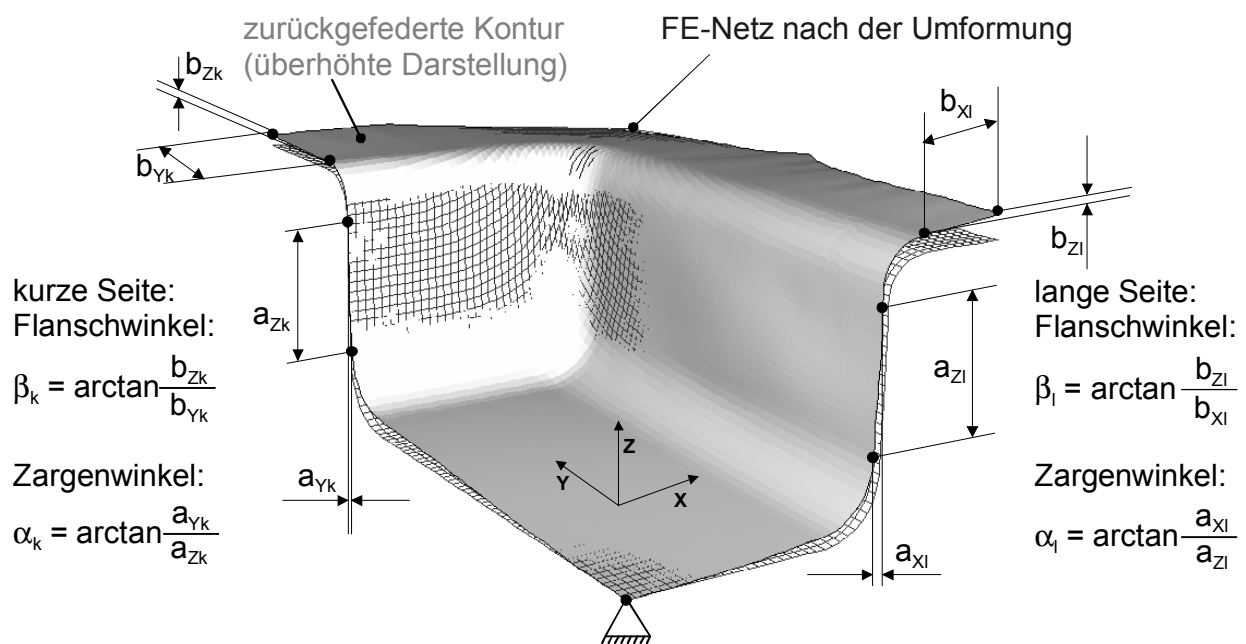


Abbildung 41: Ermittlung der Rückfederungswinkel aus der FEM-Simulation über Vermessung der Knotenverschiebungen

Nach diesem Schema wurden die 32 Versuche aus dem Versuchsplan durchgeführt und ausgewertet. Den Versuchsplan und die bei den Versuchen ermittelten Rückfederungswinkel zeigt Tabelle 1.

Tabelle 1: Versuchsplan und ermittelte Rückfederungswinkel

| Elementkantenlänge | Integrationspunkte [-] | Reibwert μ [-] | Stempelgeschwindigkeit | Dämpfung [-] | $\Delta\alpha$ lange S. [°] | $\Delta\beta$ lange S. [°] | $\Delta\alpha$ kurze S. [°] | $\Delta\beta$ kurze S. [°] |
|--------------------|------------------------|--------------------|------------------------|--------------|-----------------------------|----------------------------|-----------------------------|----------------------------|
| 1,5 | 5 | 0,06 | 2500 | 0 | -2,0957 | 0,50532 | 0,05185 | 0,28537 |
| 1,5 | 5 | 0,06 | 7500 | 5000 | -2,3535 | 0,08303 | 0,40453 | -0,1369 |
| 1,5 | 5 | 0,06 | 5000 | 10000 | -1,80742 | -0,55133 | 0,62893 | 0,05075 |
| 1,5 | 5 | 0,12 | 7500 | 0 | -1,7514 | 0,15936 | 0,33636 | 0,23872 |
| 1,5 | 5 | 0,18 | 7500 | 10000 | -1,68544 | -0,9329 | 1,34198 | -0,3376 |
| 1,5 | 5 | 0,18 | 2500 | 5000 | -2,23269 | 0,56388 | 1,20576 | 0,66223 |
| 1,5 | 7 | 0,06 | 2500 | 10000 | -2,01985 | -0,12779 | 0,44305 | -0,23096 |
| 1,5 | 7 | 0,06 | 7500 | 0 | -2,21153 | 0,1654 | 0,34859 | 0,15108 |
| 1,5 | 7 | 0,18 | 2500 | 0 | -1,57455 | -0,21231 | 2,13816 | 0,10639 |
| 1,5 | 9 | 0,06 | 7500 | 10000 | -2,05088 | -0,95445 | 0,66394 | -0,25504 |
| 1,5 | 9 | 0,06 | 5000 | 0 | -1,87877 | 0,72076 | 0,53341 | -0,04342 |
| 1,5 | 9 | 0,12 | 2500 | 0 | -2,05836 | 0,53922 | 0,12229 | 0,17575 |
| 1,5 | 9 | 0,18 | 2500 | 10000 | -1,97182 | -0,91057 | 0,95564 | -0,15549 |
| 1,5 | 9 | 0,18 | 7500 | 0 | -1,96697 | 0,57254 | 0,80162 | 0,15285 |
| 2 | 5 | 0,06 | 2500 | 10000 | -1,77823 | 0,77632 | 0,22126 | -0,13941 |
| 2 | 5 | 0,18 | 2500 | 0 | -1,45197 | 1,18516 | 0,08522 | -0,04251 |
| 2 | 7 | 0,18 | 5000 | 5000 | -1,33672 | -0,90651 | 2,33203 | 1,77315 |
| 2 | 9 | 0,06 | 2500 | 0 | -1,48623 | 1,08355 | 0,20715 | -0,02936 |
| 2 | 9 | 0,12 | 7500 | 0 | -1,8458 | 0,81389 | 0,55314 | -0,12702 |
| 2,5 | 5 | 0,06 | 7500 | 10000 | -1,52413 | -0,6294 | 1,35859 | -0,01147 |
| 2,5 | 5 | 0,06 | 2500 | 5000 | -2,36338 | 1,34145 | 0,23388 | 0,13944 |
| 2,5 | 5 | 0,06 | 5000 | 0 | -2,37297 | 1,47482 | 0,2354 | -0,26694 |
| 2,5 | 5 | 0,12 | 2500 | 0 | -2,38233 | 1,2964 | 0,05868 | 1,11762 |
| 2,5 | 5 | 0,18 | 2500 | 10000 | -1,94653 | -0,61963 | 1,85979 | 0,47792 |
| 2,5 | 5 | 0,18 | 7500 | 0 | -1,0459 | -0,99672 | 0,03553 | 0,01124 |
| 2,5 | 7 | 0,12 | 5000 | 5000 | -2,3811 | 0,59724 | 0,08583 | 1,8172 |
| 2,5 | 7 | 0,18 | 7500 | 10000 | -1,69144 | -0,83979 | 1,01479 | -0,21439 |
| 2,5 | 9 | 0,06 | 7500 | 0 | -2,3719 | 1,51226 | 0,265 | -0,1654 |
| 2,5 | 9 | 0,06 | 2500 | 10000 | -1,26251 | 0,52144 | 0,62233 | -0,30341 |
| 2,5 | 9 | 0,18 | 2500 | 0 | -2,35844 | -1,00589 | 1,89749 | -0,11196 |
| 2,5 | 9 | 0,18 | 7500 | 5000 | -2,34803 | -0,80475 | 1,07657 | -0,33341 |
| 2,5 | 9 | 0,18 | 5000 | 10000 | -1,37239 | -1,07204 | 0,72014 | -0,22908 |

7.9 Auswertung des Versuchsplans

Anhand der Auswertungstabelle werden mit Hilfe des Programms STATISTICA die ermittelten Ergebnisse statistisch erfasst, verarbeitet und dann als Paretodiagramm dargestellt. Das Paretodiagramm stellt die Haupteffekte der Einflussfaktoren sowie vorhandene Zwei-Faktor-Wechselwirkungen dar und quantifiziert die Auswirkungen der Veränderung eines einzelnen Versuchsparameters.

Eine Variable x_1 übt beispielsweise in einem Paretodiagramm den größten positiven Effekt auf die Zielgröße aus. Durch den positiven Effekt im Diagramm wird ein positiver Einfluss dieser Größe gekennzeichnet. D.h. bei Vergrößerung des Parameters nimmt die Zielgröße zu, bzw. bei Verringerung des Parameters nimmt die Zielgröße ab. Da die Zielgröße hier der Winkelfehler der Vorhersage ist, soll dieser möglichst gering gehalten werden. Es ist beispielsweise in der Simulationsrechnung somit ein möglichst Wert für die Variable x_1 einzusetzen, um die Zielgröße, gut vorherzusagen.

Positive Haupteffekte: Im Fall eines positiven Effekts steigen die Abweichungen mit steigenden Wert der Einflussgröße. Daher muss der Wert der Einflussgröße minimal gehalten werden, um zu einer geringen Abweichung und dadurch zu besseren Ergebnissen zu gelangen.

Negative Haupteffekte: Eine Erhöhung des Wertes der Einflussgröße ist mit einer Minimierung der entsprechenden Zielgröße verknüpft. Diese Erhöhung der Einflussgröße ist dann also vorteilhaft für die Rückfederungsvorhersage.

Bei Verwendung des Regressionsmodells 2. Ordnung treten lineare, quadratische und Interaktionseffekte (auch Zwei-Faktor-Wechselwirkungen) auf [71]. Die Wechselwirkung zwischen zwei Faktoren ist damit als Maß der gegenseitigen Beeinflussung der Zielgröße durch zwei Faktoren definiert. Diese Wechselwirkungen bedeuten, dass der Effekt des einen Faktors davon abhängt, welchen Effekt der andere Faktor besitzt. Der resultierende Effekt wird als eigenständige Größe in dem Paretodiagramm dargestellt. Besitzt eine Zwei-Faktor-Wechselwirkung signifikanten Einfluss auf die Zielgröße, so können die zugehörigen Variablen nicht unabhängig voneinander variiert werden.

Innerhalb des Paretodiagramms der Zielgröße $\Delta\alpha_1$ (Abbildung 42) lässt sich zwischen zwei Gruppen unterscheiden. Die ersten beiden Faktoren sind mit einem Effekt von über 4 hochsignifikant, d.h. der Effekt ist größer als die Zufallsstreuung der Variablen und liegt im 99,9%- Vertrauensbereich der Untersuchung. Die beiden folgenden Faktoren sind signifikant für die Beeinflussung der Zielgröße, d.h. der Effekt ist ebenfalls größer als die Zufallsstreuung der Variablen, liegt aber nur noch im 99%- Vertrauensbereich der Untersuchung.

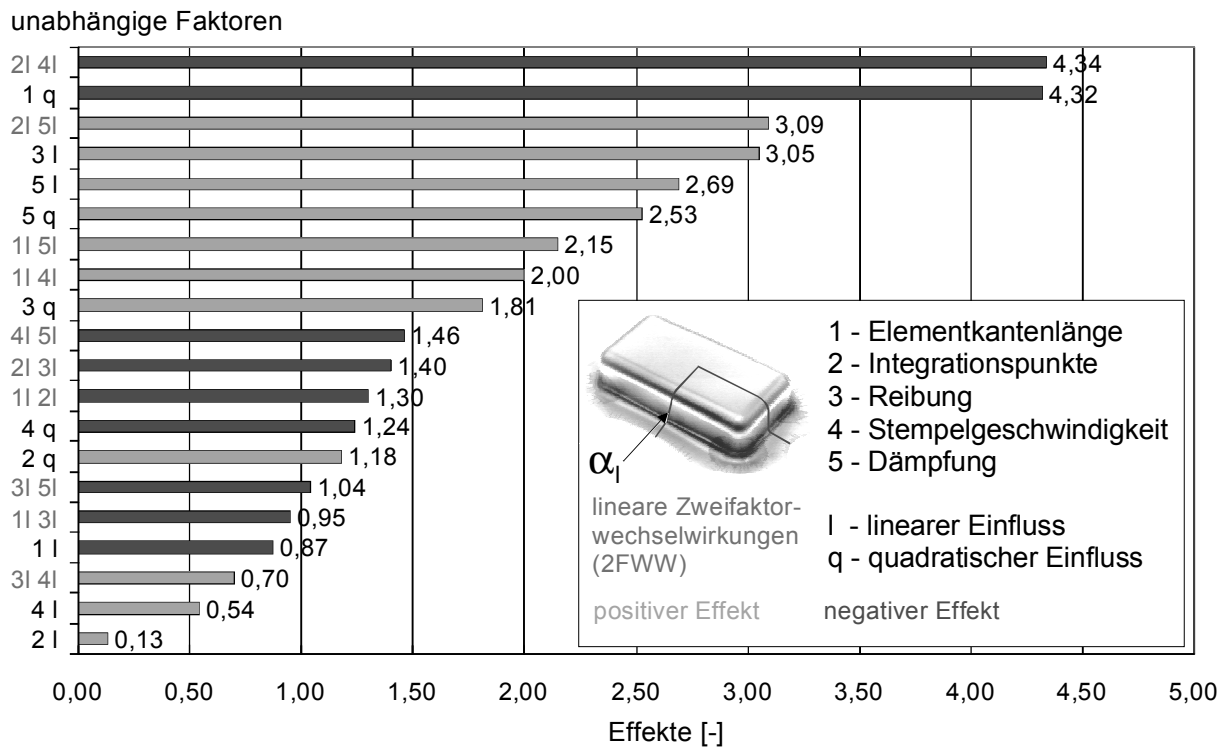


Abbildung 42: Paretodiagramm der Zielgröße „Zargenwinkel lange Seite $\Delta\alpha_1$ “

Den größten negativen Effekt besitzt die Wechselwirkung zwischen der Anzahl der Integrationspunkte und der Stempelgeschwindigkeit. Mit Hilfe des Flächendiagramms (Abbildung 43) lässt sich die Wechselwirkung näher beschreiben. Für ein optimales Ergebnis ergibt sich entweder eine kleine Anzahl von Integrationspunkten mit hoher Stempelgeschwindigkeit oder umgekehrt, eine geringe Stempelgeschwindigkeit und eine hohe Anzahl von Integrationspunkten. Das Erfahrungswissen des Anwenders und die im vorangegangenen Kapitel diskutierte Theorie zur Stempelgeschwindigkeit zeigt, dass die zweite Variante, d.h. eine geringe Stempelgeschwindigkeit und eine hohe Anzahl von Integrationspunkten die besseren Ergebnisse liefert.

Die zweite Variable der hochsignifikanten Faktoren ist der quadratische Effekt der Elementkantenlänge. Wegen des negativen Haupteffektes dieser Einflussgröße ist in dem untersuchten Bereich der Elementkantenlänge von 1,5 mm bis 2,5 mm eine Erhöhung für eine Verringerung der Winkelabweichung $\Delta\alpha_1$ vorteilhaft.

Die signifikanten Faktoren sind die Wechselwirkungen zwischen Anzahl der Integrationspunkte und der Dämpfung, sowie zwischen der Reibung und der Dämpfung.

Anhand der Flächendiagramme für die Wechselwirkungen zwischen der Anzahl der Integrationspunkte und der Dämpfung (Abbildung 44) ist der Einfluss der Dämpfung zu verdeutlichen. Demnach ist eine minimale Abweichung bei kleiner Dämpfung und mittlerer Anzahl von Integrationspunkten realisierbar.

abhängige Variable:
Zargenwinkel lange Seite $\Delta\alpha_l$

○ Versuchspunkt

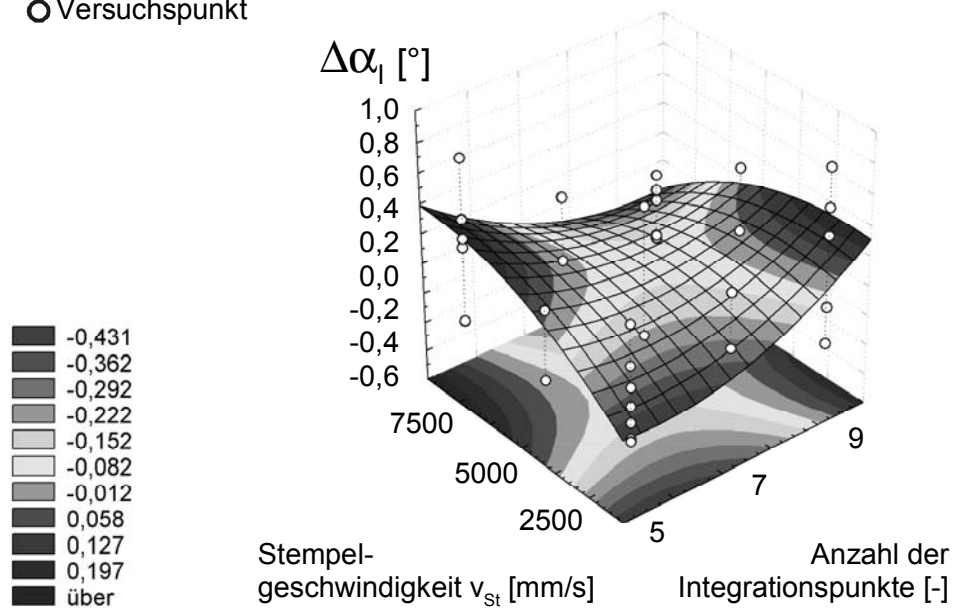


Abbildung 43: Flächendiagramm der Wechselwirkung zwischen der Anzahl der Integrationspunkte und der Stempelgeschwindigkeit; Auswirkungen auf den Zargenwinkel der langen Seite $\Delta\alpha_l$

abhängige Variable:
Zargenwinkel lange Seite $\Delta\alpha_l$

○ Versuchspunkt

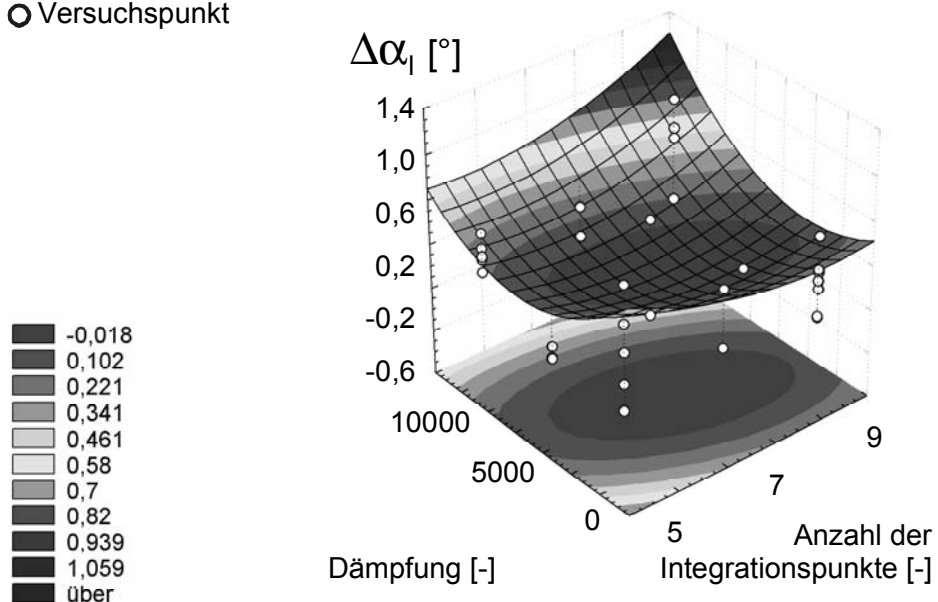


Abbildung 44: Flächendiagramm der Wechselwirkung zwischen der Anzahl der Integrationspunkte und der Dämpfung; Auswirkungen auf den Zargenwinkel der langen Seite $\Delta\alpha_l$

Aus dem Paretdiagramm der Zielgröße „Flanschwinkel lange Seite $\Delta\beta_1$ “ (Abbildung 45) wird ersichtlich, dass der Flanschwinkel β von den variierten Faktoren in einer anderen Weise als der Zargenwinkel α beeinflusst wird.

Mit dem größten Effekt hebt sich die Reibung von den übrigen Faktoren ab. Im Gegensatz zu den Ergebnissen bei der Untersuchung der Zargenauffederung ist dieser Haupteffekt jedoch negativ und damit ist die Annahme einer höheren Reibung zur Berechnung einer niedrigen Winkelabweichung $\Delta\beta_1$ vorteilhaft.

Die Dämpfung übt auf die Rückfederung der Zarge einen negativen Effekt aus. Als Folge bewirkt eine Erhöhung der Dämpfung eine Senkung der Winkelabweichung $\Delta\beta_1$.

Weiterhin sind die Wechselwirkungen zwischen der Elementgröße und der Reibung zu analysieren. Das Flächendiagramm (Abbildung 46) liefert für den untersuchten Wertebereich der Faktoren eine minimale Abweichung des Rückfederungswinkels bei Annahme hoher Reibung und Anwendung großer Elemente.

An letzter signifikanter Stelle steht die Wechselwirkung zwischen Anzahl der Integrationspunkte und der Stempelgeschwindigkeit. Anhand des Flächendiagramms (Abbildung 47) ist erkennbar, dass eine höhere Stempelgeschwindigkeit sowie eine niedrige Anzahl von Integrationspunkten zu bevorzugen ist, um die Abweichungen des Zargenwinkels zu minimieren.

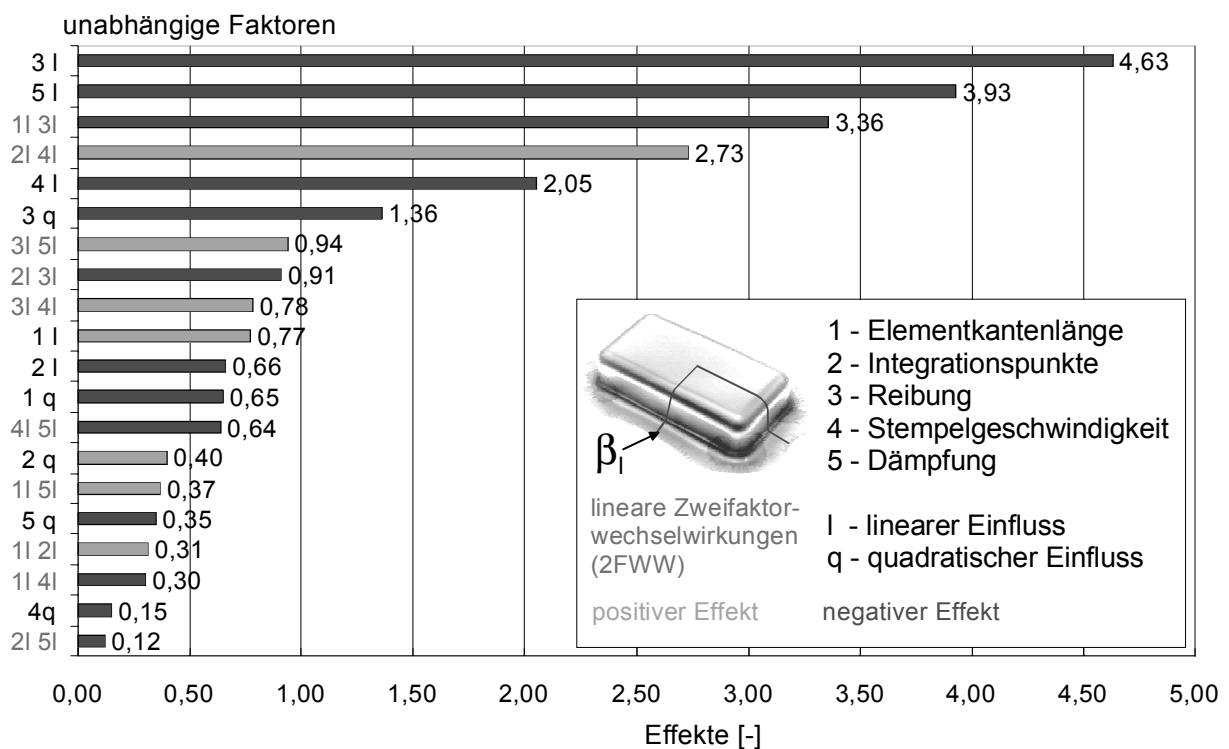


Abbildung 45: Paretdiagramm der Zielgröße „Flanschwinkel lange Seite $\Delta\beta_1$ “

abhängige Variable:

Flanschwinkel lange Seite $\Delta\beta_1$

○ Versuchspunkt

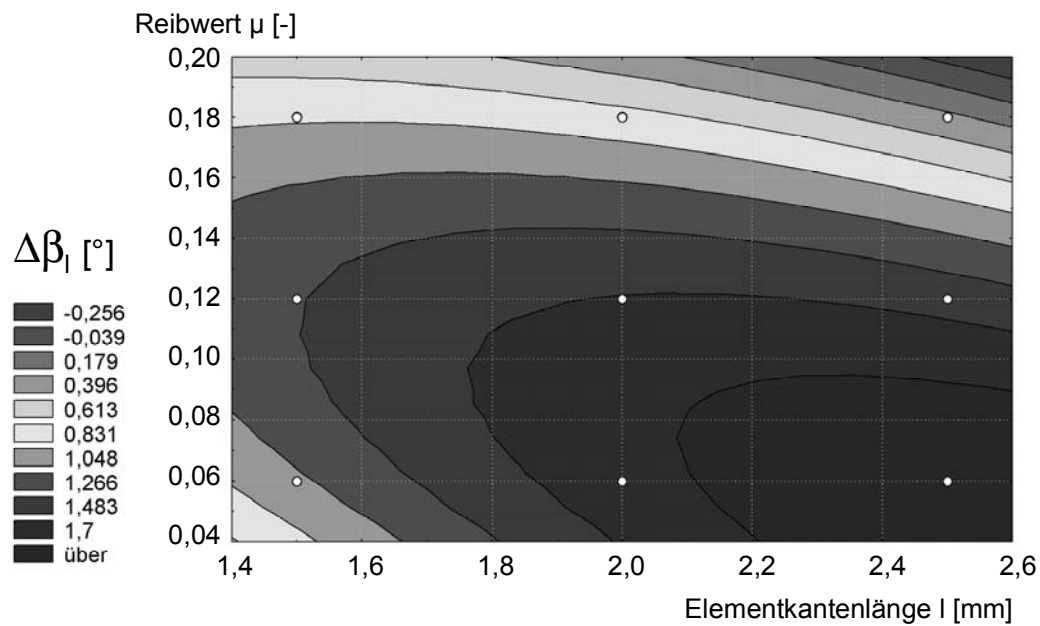


Abbildung 46: Flächendiagramm der Wechselwirkung zwischen Elementgröße und Reibung; Auswirkungen auf den Flanschwinkel der langen Seite $\Delta\beta_1$

abhängige Variable:

Flanschwinkel lange Seite $\Delta\beta_1$

○ Versuchspunkt

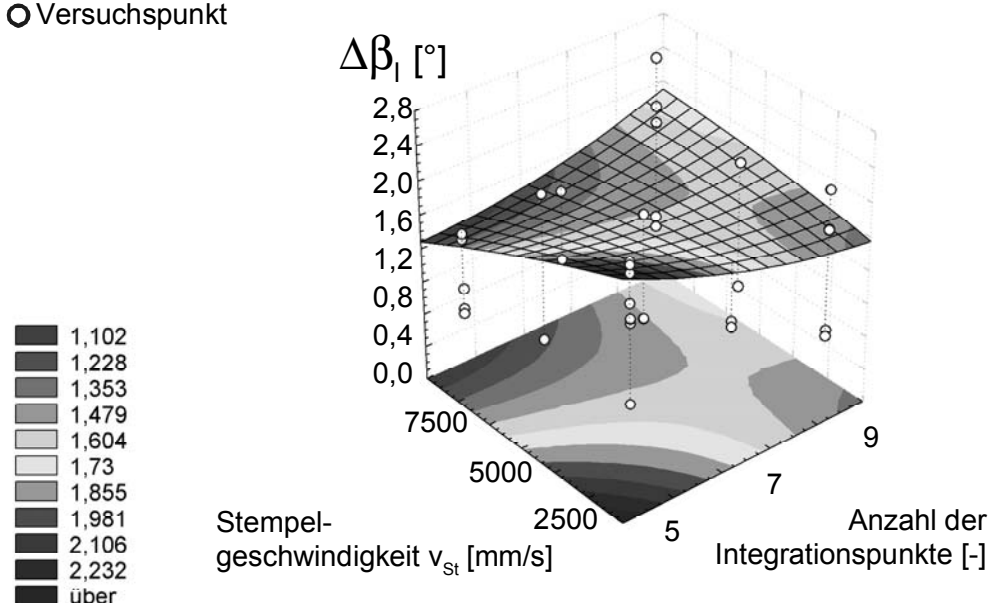


Abbildung 47: Flächendiagramm der Wechselwirkung zwischen Anzahl der Integrationspunkte und Stempelgeschwindigkeit; Auswirkungen auf den Flanschwinkel der langen Seite $\Delta\beta_1$

Im Paretdiagramm der Zielgröße $\Delta\alpha_k$ (Abbildung 48) erscheint die Reibung als einziger signifikanter Faktor. Das bedeutet, dass die Reibung die wichtigste Größe zur Beeinflussung der Rückfederungsvorhersage ist. Da dieser Effekt wie beim Zargenwinkel an der langen Seite positiv ist, ist die Verringerung der Reibung zur Verbesserung der Berechnung notwendig.

Das Flächendiagramm der Wechselwirkung zwischen der Anzahl der Integrationspunkte und der Dämpfung (Abbildung 49) zeigt, dass optimale Ergebnisse durch eine steigende Anzahl von Integrationspunkten und eine verringerte Dämpfung hervorgerufen werden. Das bestätigt sich durch den negativen Haupteffekt der Anzahl der Integrationspunkte und den positiven Haupteffekt der Dämpfung, die minimiert werden muss.

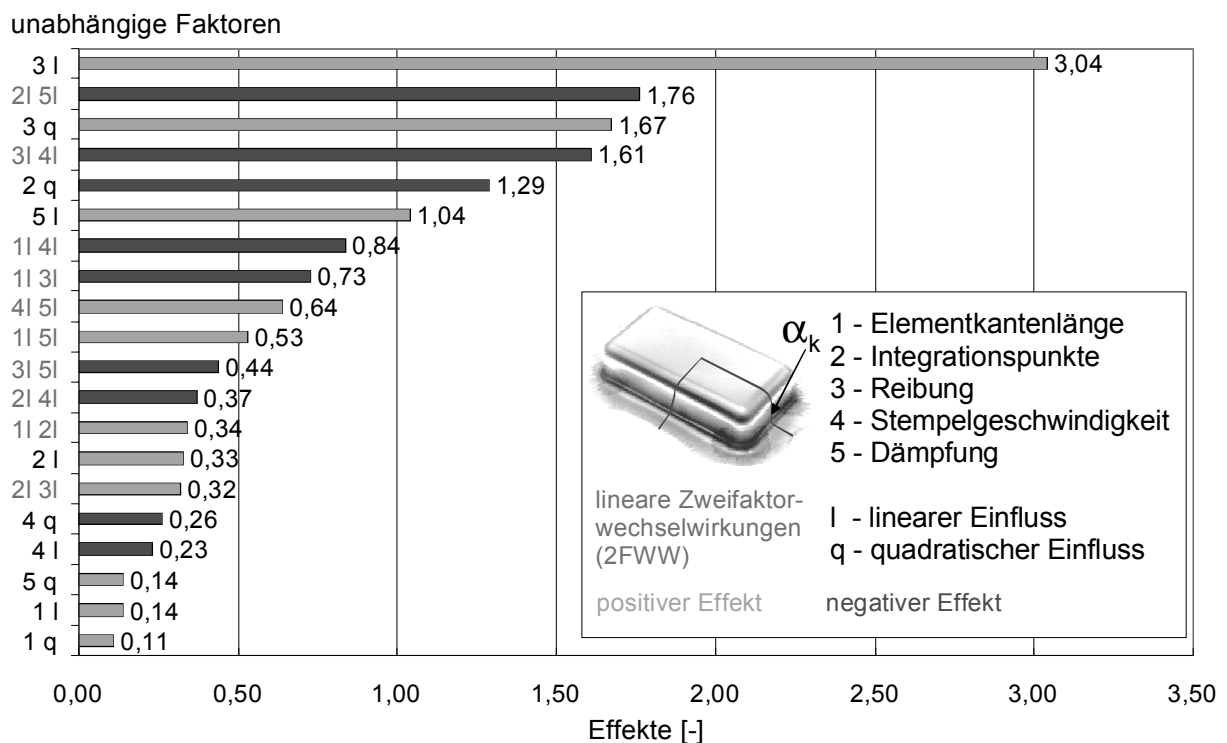


Abbildung 48: Paretdiagramm der Zielgröße „Zargenwinkel kurze Seite $\Delta\alpha_k$ “

abhängige Variable:
Zargenwinkel lange Seite $\Delta\alpha_l$

○ Versuchspunkt

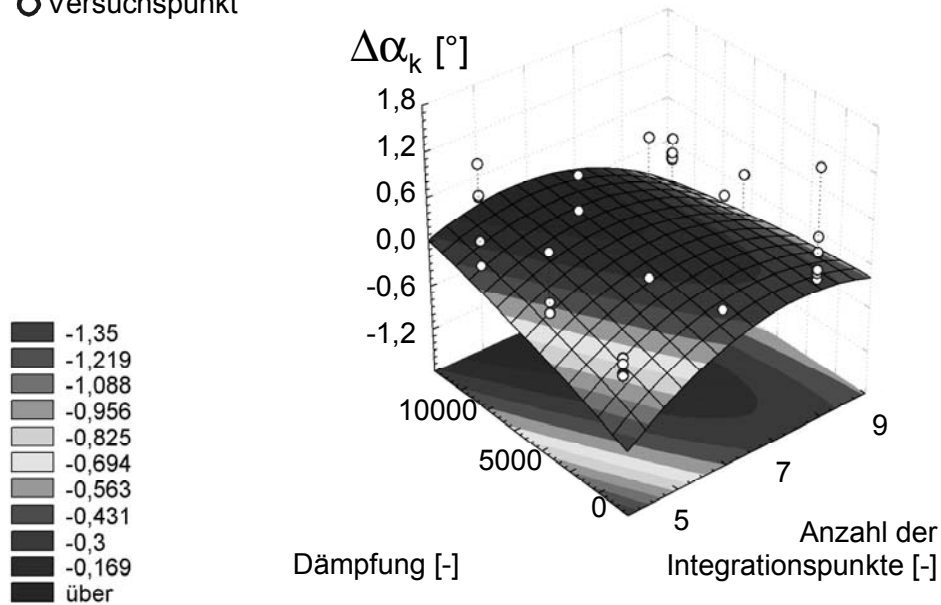


Abbildung 49: Flächendiagramm der Wechselwirkung zwischen Anzahl der Integrationspunkte und Dämpfung; Auswirkungen auf den Zargenwinkel der kurzen Seite $\Delta\alpha_k$

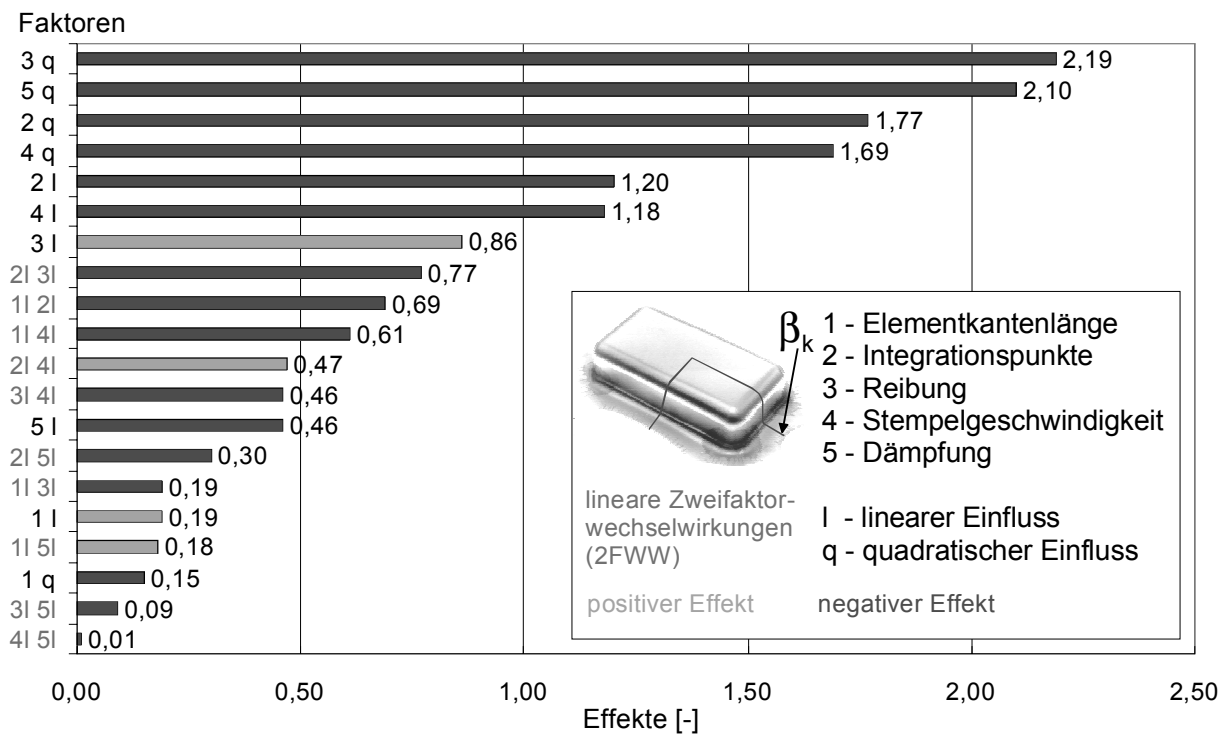


Abbildung 50: Paretodigramm der Zielgröße „Flanschwinkel kurze Seite $\Delta\beta_k$ “

Aus dem Paretdiagramm der Zielgröße $\Delta\beta_k$ (Abbildung 50) ist festzustellen, dass die Reibung und die Dämpfung mit negativen Haupteffekten die Rückfederungsvorhersage maßgeblich bestimmen. Analog zu dem Flanschwinkel an der langen Seite ist zur Reduzierung des Winkelfehlers $\Delta\beta_k$ die Reibung und die Dämpfung niedrig zu halten.

Die Auswertung des statistischen Versuchsplans hat für jeden gemessenen Winkel des Rechtecknapfes unterschiedliche Einflussfaktoren auf die Rückfederungsvorhersage ermittelt. Unter Berücksichtigung der gefundenen Effekte soll nun eine optimierte Simulationsberechnung durchgeführt werden.

7.10 Optimierung der Simulationsparameter

Die in den vorangegangenen Abschnitten durchgeführte Auswertung der FEM-Ergebnisse mit Hilfe der statistischen Versuchsplanung zeigt, dass die Vorhersage der Rückfederung durch eine geeignete Wahl der Simulationsparameter optimiert werden kann. Aus den vier untersuchten Zielgrößen ergibt sich die Problematik, die unabhängigen Parameter so zu bestimmen, dass eine bestimmte Erwünschtheit der Zielgrößen erreicht wird. Auf der anderen Seite muss berücksichtigt werden, dass diese ermittelten optimierten Simulationsparameter, die eine Zielgröße positiv, die andere jedoch auch negativ beeinträchtigen können.

Aus diesem Grund werden im folgenden drei unterschiedliche Wunschprofile erzeugt. Mit Hilfe des ersten Wunschprofils soll die Rückfederungsvorhersage für das gesamte Modell, d.h. für alle vier Zielgrößen zusammen optimiert werden mit zwei weiteren sollen nur die Zargen- bzw. nur die Flanschwinkel optimiert werden. Hierzu werden zwei unabhängige Wunschprofile für die Beschreibung der Zargenrückfederung und für die Flanschrückfederung erzeugt. Während der Auswertung der Versuche wurde deutlich, dass der hochsignifikante Einflussfaktor der Reibung für die Zargen- und Flanschwinkel gegensätzliche Effekte aufzeigt. Die Ergebnisse für die einzelnen Zielgrößen werden daher deutlich besser ausfallen, wenn spezielle Wunschprofile für die im Anwendungsfall interessanteren Auffederungswinkel angewandt werden.

7.10.1 Erstellung der Wunschprofile

Die Beziehung zwischen den prognostizierten Wirkungen auf eine oder mehrere Zielgrößen und der Erwünschtheit der Wirkungen kann nach DERRINGER und SUICH /80/ durch eine Wunschfunktion beschrieben werden. Sie entwickelten ein Verfahren zur Spezifikation dieser Beziehung zwischen den Wirkungen, das bis zu drei Fixpunkte pro Funktion vorsieht. Beide Autoren schlugen vor, bei der Definition von Wunschfunktionen auch nichtlineare Funktionen für das „Abfallen“ der Erwünschtheit zwischen den Fixpunkten zuzulassen. Der Grad der

Krümmung beim Abfallen der Erwünschtheit zwischen den Fixpunkten kann über die Parameter s und t spezifiziert werden:

$$d_i = \begin{cases} \left[\frac{y_i - y_{i,\min}}{y_{i,opt} - y_{i,\min}} \right]^s & y_{i,\min} \leq y_i \leq y_{i,opt} \\ \left[\frac{y_i - y_{i,\max}}{y_{i,opt} - y_{i,\max}} \right]^t & y_{i,opt} \leq y_i \leq y_{i,\max} \\ 0 & y_i < y_{i,\min} \vee y_i > y_{i,\max} \end{cases} \quad \text{Gl. 35}$$

$y_{i,\min}$ ist der kleinste, $y_{i,\max}$ der größte definierte Zielwert. Der angestrebte Zielwert $y_{i,opt}$ muss im Intervall zwischen den definierten Zielwerten liegen. Die Beschreibung der Kurven zwischen den drei Fixpunkten in der Wunschfunktion ist bei $s=1$ und $t=1$ linear, bzw. nichtlinear für $s, t \neq 1$. Für die somit erstellte Wunschfunktion ergibt sich die zugehörige Einzelerwünschtheit d_i .

Die Erstellung von Wunschprofilen beinhaltet eine Spezifikation der Wunschfunktionen für jede einzelne Zielgröße, indem ihr ein Wert von 0 bis 1 für eine bestimmte Erwünschtheit zugewiesen wird. Die Gesamterwünschtheit D wird anschließend durch die Berechnung des geometrischen Mittels aus allen Einzelerwünschtheiten berechnet:

$$D = \left(d_1 \cdot d_2 \cdot \dots \cdot d_i \right)^{\frac{1}{i}} \quad \text{Gl. 36}$$

Dieses Verfahren überführt die Prognosewerte mehrerer abhängiger Variablen in einen einzelnen Wert für die Gesamterwünschtheit /80/. Beim Problem, eine gleichzeitige Optimierung mehrerer abhängiger Variablen zu erreichen, reduziert sich also die Auswahl auf diejenigen Stufen der unabhängigen Variablen, die die Gesamterwünschtheit der Wirkungen auf die abhängigen Variablen maximieren.

Anhand dieses statistischen Versuchsplans wurden drei Wunschprofile erstellt. Zunächst wurde eine Optimierung nach allen vier Zielgrößen ($\Delta\alpha_i, \Delta\alpha_k, \Delta\beta_l, \Delta\beta_k$) durchgeführt. Die aus den Pareto diagrammen dieser Zielgrößen ersichtlichen gegenläufigen Effekte der Winkel α und β bei einer Veränderung der Reibung und Dämpfung zeigen jedoch, dass hierbei kein ideales Ergebnis erzielt werden kann.

Zur Verifikation der Ergebnisse der statistischen Untersuchung wurden daher zwei weitere Wunschprofile erstellt, die jeweils nur die Vorhersage der Flansch- oder der Zargenrückfederungswinkel verbessern sollen.

Tabelle 2: zeigt die für die Wunschprofile erzeugten Simulationsparameter.

Tabelle 2: Simulationsparameter der ermittelten Wunschprofile

| Optimiert nach: | Elementgröße | Integrationspunkte | Reibung | Stempelgeschwindigkeit | Dämpfung |
|--|--------------|--------------------|---------|------------------------|----------|
| $\Delta\alpha_l, \Delta\beta_l, \Delta\alpha_k, \Delta\beta_k$ | 2,4 | 5 | 0,168 | 7000 | 6000 |
| $\Delta\alpha_l, \Delta\alpha_k$ | 1,9 | 7 | 0,144 | 4500 | 2000 |
| $\Delta\beta_l, \Delta\beta_k$ | 2,4 | 7 | 0,18 | 5500 | 8000 |

Mit den in Tabelle 2 aufgelisteten Simulationsparametern ergeben sich die in Abbildung 51 dargestellten Rückfederungsvorhersagen. Es ist deutlich zu erkennen, dass das Wunschprofil für die optimierte Vorhersage des gesamten Bauteils noch bei allen Winkeln, insbesondere jedoch bei der Flanschauffederung der langen Seite, erhebliche Fehler aufweist.

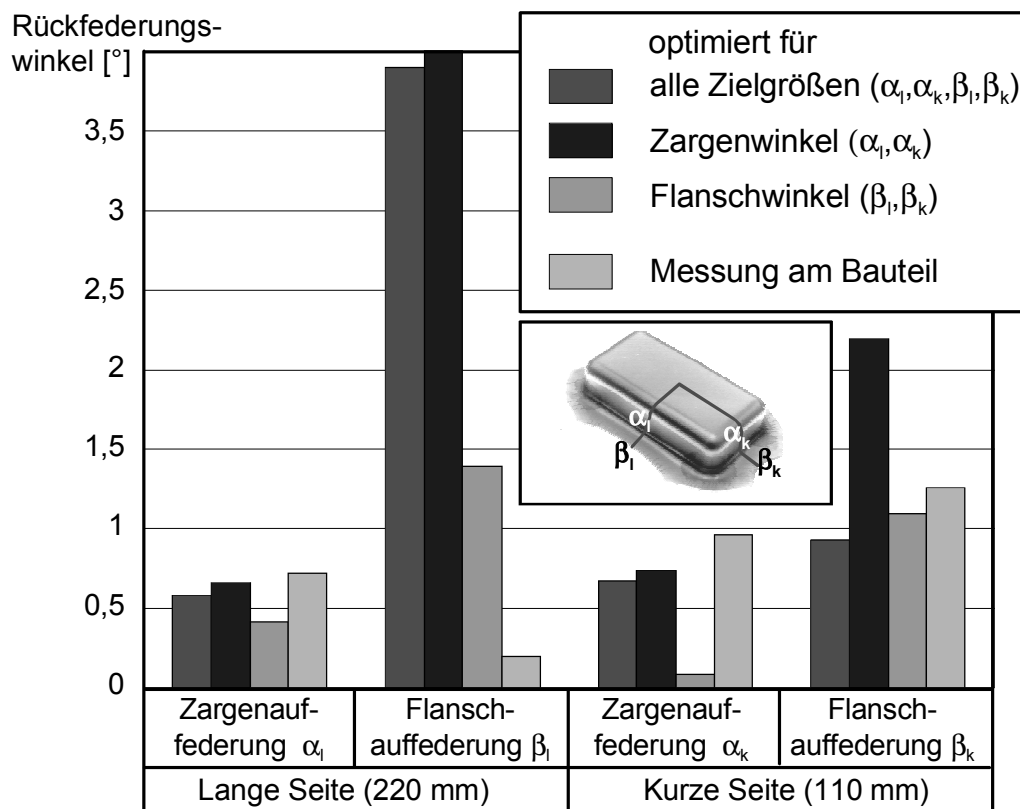


Abbildung 51: Vergleich der Messung mit den Berechnungsergebnissen mit optimierten Simulationsparametern

Die Wunschprofile für die einzelne Optimierung der Flansch- und der Zargenwinkel hingegen zeigt, dass durch die Benutzung der ermittelten Parameter die Vorhersagequalität deutlich gesteigert werden kann. Besonders ist zu erkennen, dass die Vorhersage der Flanschauffederung durch die Anwendung des entsprechenden Wunschprofils verbessert werden konnte. Umgekehrt wird das Ergebnis der Zargenauffederung dadurch negativ beeinträchtigt, was bei Betrachtung der zugehörigen Paretdiagramme eindeutig auf die unterschiedlichen Vorzeichen des Effektes der Reibung zurückzuführen ist.

Um die Rückfederung für das gesamte Bauteil zufriedenstellend vorhersagen zu können ist demnach eine besondere Berücksichtigung der Reibung unumgänglich.

8 Beschreibung der Wirkflächenreibung

8.1 Einleitung

Um die Abbildung des COULOMB'sche Reibgesetzes in der Simulation von Blechumformprozessen zu verbessern, ist eine Darstellung des Reibwertes μ als Funktion möglichst vieler Einflussfaktoren vorzusehen. Abbildung 52 zeigt die Einflussgrößen, die für eine exakte Beschreibung der Reibung notwendig sind.

Die im vorangegangenen Kapitel durchgeführte statistische Analyse der Einflüsse der Simulationsparameter auf die Rückfederungsvorhersage hat gezeigt, dass die Beschreibung der Reibung einen signifikanten Einfluss auf die Berechnung der Rückfederung ausübt. Im folgenden Kapitel sollen daher die Einflüsse von druck- und relativgeschwindigkeitsabhängigen Reibzustandsbeschreibungen auf die Rückfederungssimulation untersucht werden.

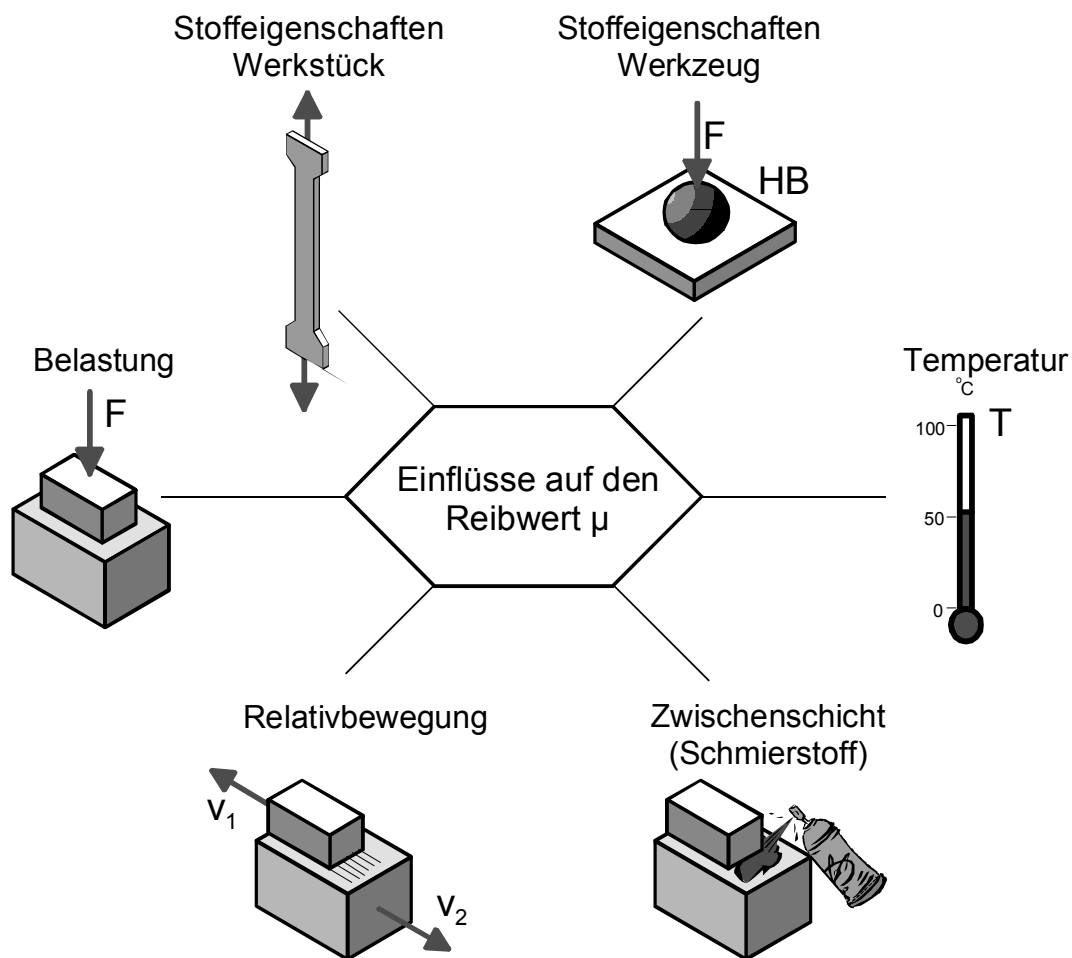


Abbildung 52: Abhängigkeiten eines vereinheitlichten Reibgesetzes

8.2 Auswahl druckabhängiger Reibgesetze

Zur Einbindung von realitätsnahen Reibgesetzen in die Finite- Elemente- Simulation von Blechumformprozessen ist die Kenntnis der realen Kontaktbedingungen notwendig. Zur Untersuchung der Kontaktverhältnisse beim Tiefziehen existiert am IFUM eine Streifenzieheinrichtung, die mit und ohne Umlenkung des Blechstreifens benutzt werden kann. Die Streifenzieheinrichtung ermöglicht die Ermittlung des Reibkoeffizienten μ in Abhängigkeit einer Normalkraft und einer Relativgeschwindigkeit zwischen Blech und Werkzeugen. Sie dient u.a. zur Untersuchung der Reibungsverhältnisse beim Einsatz neuer Werkzeugwerkstoffe oder Schmiermittel. Der Streifenziehversuch ohne Umlenkung eignet sich besonders, die Reibungszustände zwischen dem umzuformenden Blech und dem Niederhalter abzubilden (Abbildung 53).

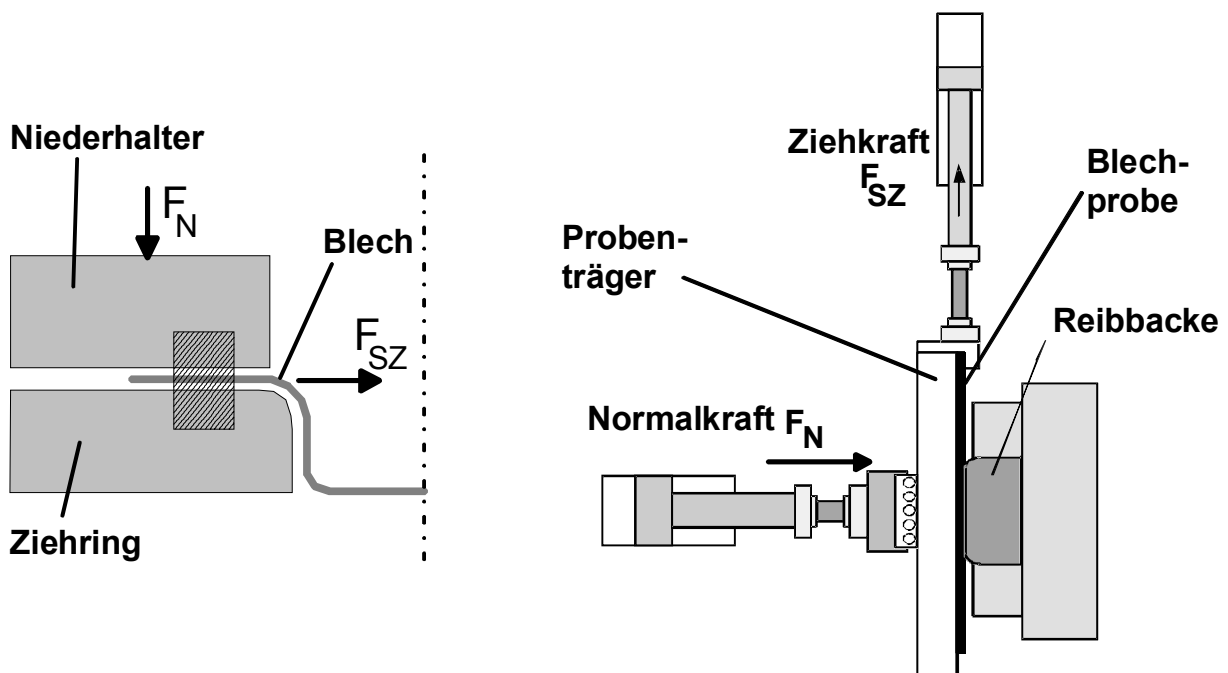


Abbildung 53: Streifenzieheinrichtung ohne Umlenkung zur Abbildung der Reibungsbedingungen im Flanshbereich

Der Streifenziehversuch mit Umlenkung (Abbildung 54) simuliert hingegen den Zustand zwischen umzuformenden Blech und Ziehringradius. Die Kontaktnormalspannung am Formkopf kann dabei über das Verhältnis der Ziehkraft F_{SZ} und Gegenhaltekraft F_G eingestellt werden.

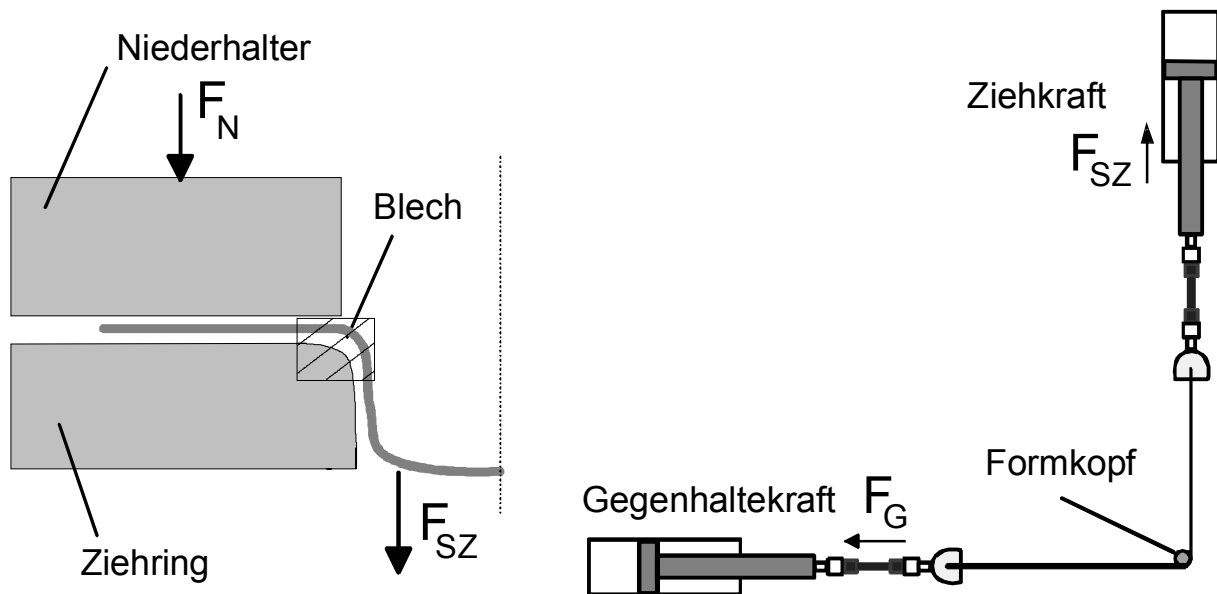


Abbildung 54: Streifenziehversuch mit Umlenkung zur Abbildung der Reibungsbedingungen am Ziehring- und Stempelkantenradius

Abbildung 55 zeigt die Ergebnisse einer Messung mit der Streifenziehvorrichtung mit Umlenkung aus /81/. Dargestellt sind die aus Einzelkraftverläufen ermittelten Reibwerte μ in Abhängigkeit von der aufgetragenen Kontaktnormalspannung p . Deutlich zu erkennen ist die starke Abhängigkeit der dargestellten Reibwerte μ von der Kontaktnormalspannung. So kommt es im Bereich niedriger Normalbeanspruchung ausgehend von einem niedrigen Reibwertniveau mit steigender Normalbeanspruchung zu einem raschen Anstieg des Reibwerts. Dieser ist auf die Einebnung einzelner exponierter Erhebungen des Rauheitsprofils und die damit verbundene Verdrängung eines Teils des in der Wirkfuge befindlichen Schmierstoffs zurückzuführen. Somit kommt es zu einer Vergrößerung der wahren Kontaktfläche, d.h. der Flächen, die in direktem metallischen Kontakt zueinander stehen. Bei weiterer Steigerung der Kontaktnormalspannung reduziert sich die Steigung der Kurve, bis das Reibwertniveau im Bereich hoher Kontaktnormalspannungen wieder abfällt. In Abhängigkeit der Oberflächentopografie des eingesetzten Blechs kommt es mit zunehmender Einglättung außerdem zur Ausbildung abgeschlossener Druckräume innerhalb der Vertiefungen des Rauheitsprofils, in denen hydrostatische Schmierstoffdrücke aufgebaut werden können. /82/, /83/, /84/. Analoge Messungen wurden ebenfalls von /85/, /86/, /87/ durchgeführt.

Die in Abbildung 55 dargestellten Messungen dienten KAMINSKY /52/ als Ausgangswerte zur Bestimmung druckabhängiger Reibzustandsbeschreibungen, die die Messwerte mit Hilfe mathematischer Gleichungen approximieren.

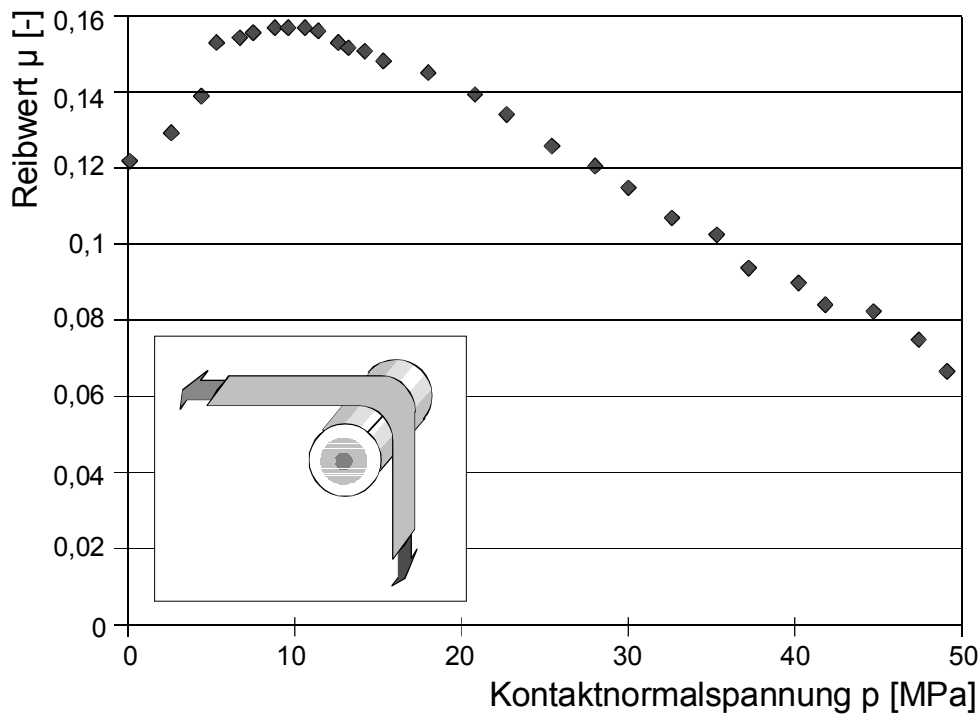


Abbildung 55: Reibwert als Funktion der Kontaktnormalspannung im Streifenziehversuch mit Umlenkung

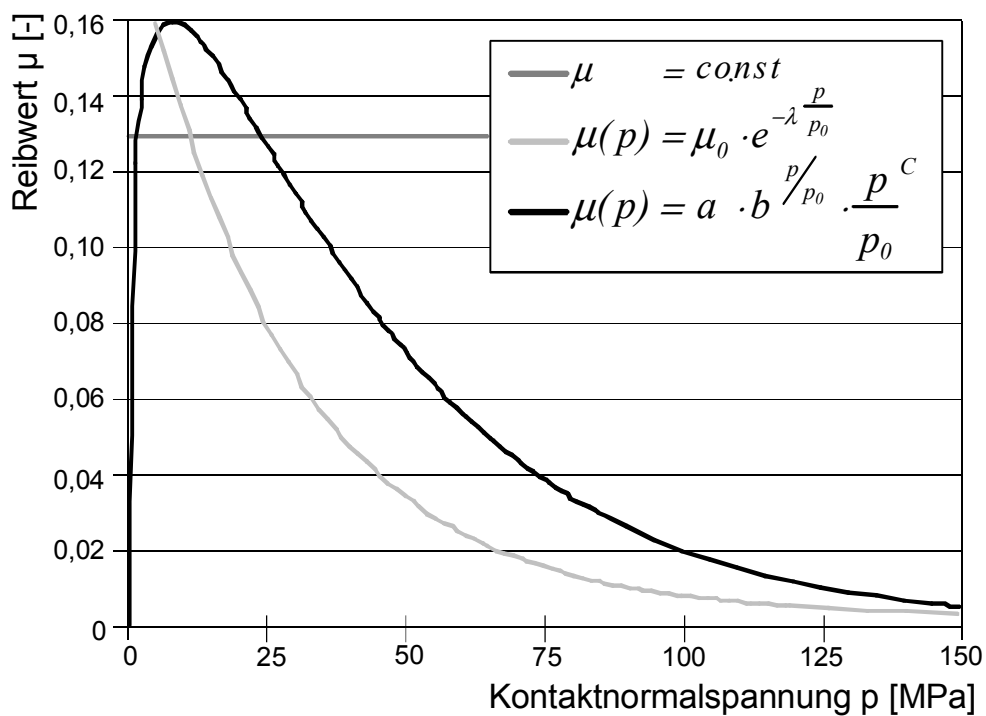


Abbildung 56: Abhängigkeit des Reibwerte μ von der Kontaktnormalspannung p nach /81/, /52/

Aus Abbildung 56 wird ersichtlich, dass die ermittelten Reibzahlen durch das mathematische Modell von HOERL am besten beschrieben werden. Das mathematische Modell von HOERL ist durch

$$y = a \cdot b^x \cdot x^c \quad \text{Gl. 37}$$

definiert, wobei zur Beschreibung der gemessenen Reibwerte aus Abbildung 55 die Parameter

$$a=0,124$$

$$b=0,971$$

$$c=0,225$$

ermittelt wurden. Auffällig an der Reibzustandsbeschreibung, die sich nun als

$$\mu(p) = 0,124 \cdot 0,971^p \cdot p^{0,225} \quad \text{Gl. 38}$$

darstellt ist, dass für höhere Kontaktnormalspannungen p der Reibwert μ Werte nahe bei Null annehmen kann. Die Messwerte, aus denen diese Beschreibung hergeleitet wurde, erreichen eine maximale Kontaktnormalspannung von 50 MPa, weswegen diese Beschreibung bei der Einbindung in das FEM- Programm ABAQUS /Explicit ebenfalls nur in diesem Bereich Gültigkeit besitzen soll. Bei größeren Kontaktdrücken wird der Reibwert μ als konstant angenommen.

Um auch für höhere Kontaktnormalspannungen einen Reibwert μ durch ein allgemeingültiges Reibgesetz zu erhalten, schlug KAMINSKY die Funktion

$$\mu(p) = \mu_0 \cdot e^{-\lambda \cdot p} \quad \text{Gl. 39}$$

mit $\mu_0=0,2$ und $\lambda=0,005$ vor. Dieses Modell beschreibt nicht den in der Praxis vorkommenden „Reibberg“ (Anstieg des Reibwertes bei kleinen Normalspannungen), jedoch ergibt sich hierbei auch für große Kontaktnormalspannungen p stets ein plausibler Reibwert μ .

SNIEKERS /55/ führte Streifenziehversuche ohne Umlenkung in einem Messbereich der Normalspannung von 50 MPa bis 250 MPa durch. Die Versuche wurden mit einem Edelstahl und einer konstanten Ziehgeschwindigkeit von $v_{rel}=65$ mm/s durchgeführt. Für diese für Streifenziehversuche relativ hohen Normalspannungen wurde ein mit steigender

Kontaktnormalspannung p zunehmender Reibwert gemessen (Abbildung 57). Eine Regressionsanalyse der Messwerte ergab für den Reibwert μ die Abhängigkeit:

$$\mu(p) = a + b \cdot p - c \cdot p^2 \quad \text{Gl. 40}$$

Wobei sich für die Parameter $a=0,036$, $b=0,00114$ und $c=2,4 \cdot 10^{-6}$ ein maximaler absoluter Fehler von 0,004 ergab. Außerhalb des Messbereiches (50-250MPa) sind auch hier die Maximalwerte der Funktion anzunehmen.

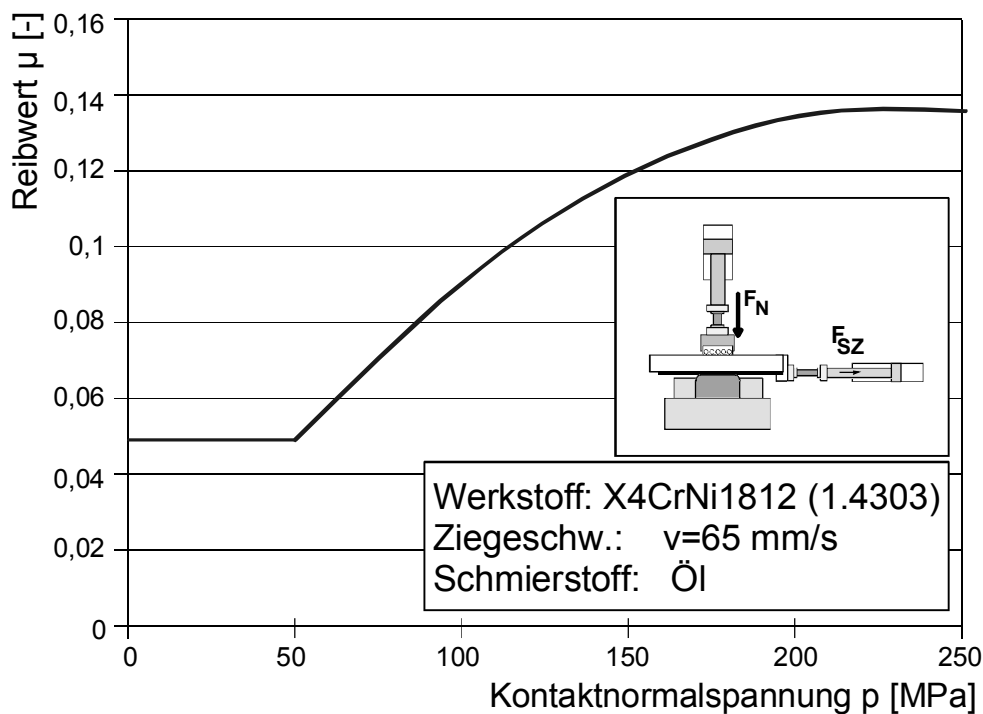


Abbildung 57: Verlauf des Reibwertes μ über der Kontaktnormalspannung nach Sniekers /55/

Um druckabhängige Reibgesetze für die Blechumformung anzupassen, führte SNEKERS Tiefziehsimulationen durch, bei denen die erforderlichen Prozessgrenzen für die Kontaktnormalspannung p und die Relativgeschwindigkeit der Kontaktpartner v_{rel} ermittelt wurden. Die Prozessgrenzen des untersuchten Tiefziehprozesses (Rundnapf mit $\beta_0=1,97$) zeigt Tabelle 3. Innerhalb dieser Prozessgrenzen wurden erneut Streifenziehversuche mit deutlich niedrigeren Relativgeschwindigkeiten (0,1 mm/s bis 10 mm/s) durchgeführt, um die Abhängigkeit der Reibung sowohl vom Kontaktdruck, als auch von der Relativgeschwindigkeit in realistischen Grenzen zu ermitteln.

Tabelle 3: Kontaktbedingungen bei der simulierten Erichsentiefung /55/

| <i>Kontaktpartner</i> | <i>Maximale Relativgeschwindigkeit $v_{rel\ max}$ [mm/s]</i> | <i>Maximale Kontaktnormalspannung p_{max} [MPa]</i> |
|------------------------|---|--|
| Blech /Niederhalter | 8 | 100 |
| Blech /Ziehringrundung | 9 | 275 |
| Blech /Stempel | 0,15 | 200 |

Eine Regressionsanalyse über die Messwerte der Reibung in Abhängigkeit der Geschwindigkeit und des Kontaktdruckes ergab die Funktion:

$$\mu(p, v_{rel}) = a - b \cdot p - c \cdot \left(\frac{v_{rel}}{p} \right) + d \cdot p^2 \quad \text{Gl. 41}$$

Mit den ermittelten Parametern $a=0,1886$, $b=0,000677$, $c=0,134$ und $d=1,86 \cdot 10^{-6}$ ergibt sich der in [Abbildung 58](#) dargestellte Verlauf des Reibkoeffizienten über der Kontaktnormalspannung. Bei der Regressionsanalyse wurde der Bereich von 25 bis 250 MPa Kontaktdruck und 0,1 bis 10 mm/s Relativgeschwindigkeit berücksichtigt, weswegen die Gleichung 39 ebenfalls nur in diesen Grenzen Gültigkeit besitzt.

Bezüglich des Einflusses der Relativgeschwindigkeit der Reibpartner bleibt festzustellen, dass das Reibwertniveau im unteren und mittleren Geschwindigkeitsbereich mit steigender Relativgeschwindigkeit infolge der Ausbildung hydrodynamischer Schmieranteile deutlich absinkt. Die Größe dieses Einflusses hängt nach NETSCH wiederum maßgeblich von der Oberflächenfeingestalt und -beschichtung des Blechwerkstoffs und der Werkzeuge, von dem eingesetzten Schmierstoff sowie der aufgetragenen Schmierstoffmenge ab. Für hohe Relativgeschwindigkeiten kommt es nur noch zu einer relativ geringen Beeinflussung der Reibungsverhältnisse. Weiterhin ist eine Abhängigkeit des Geschwindigkeitseinflusses von der Höhe der anliegenden Kontaktnormalspannung zu beobachten. Dieser ist bei geringen Kontaktnormalspannungen besonders ausgeprägt. Bei hohen Kontaktnormalspannung vergrößern sich die Anteile der Festkörperreibung, wodurch es zu einer Annäherung der Reibzahlneaus kommt.

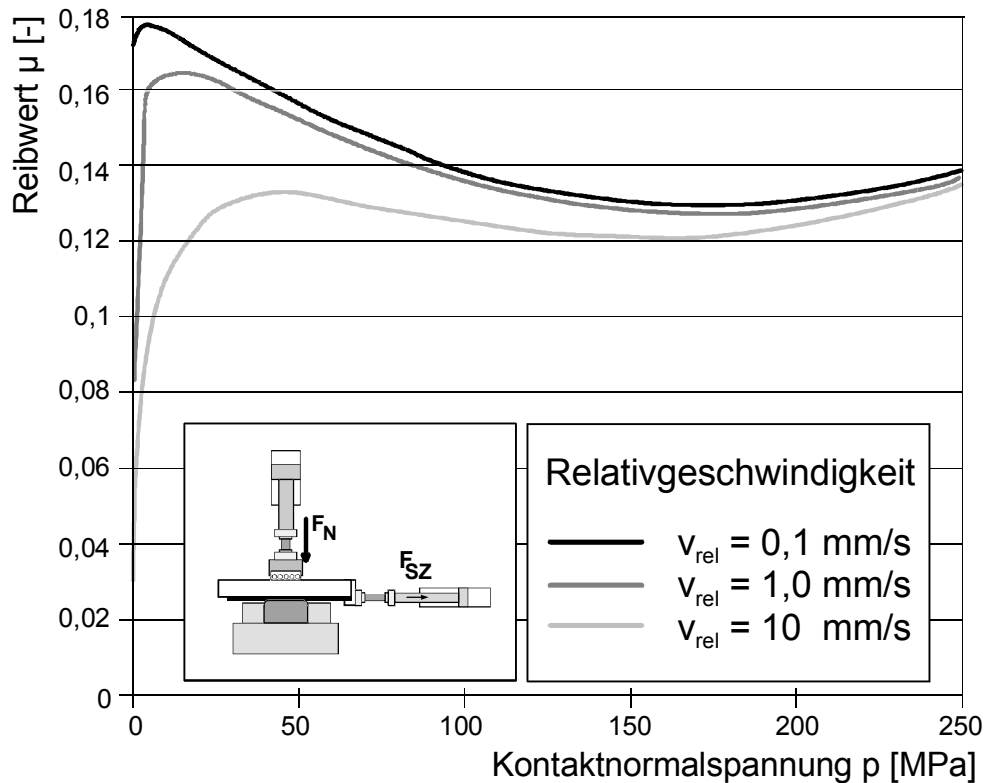


Abbildung 58: Reibwert μ in Abhängigkeit der Kontaktnormalspannung p und der Relativgeschwindigkeit v_{rel} nach SNEKERS

Im Folgenden sollen die vier vorgestellten Reibzustandsbeschreibungen (Gleichungen 36 bis 39) miteinander verglichen werden. Im Rahmen der statistischen Untersuchung wurde festgestellt, dass die Annahme einer geringen Reibung der Rückfederungsberechnung der Zarge zu gute kommt, während die Vorhersage der Flanschrückfederung unter Annahme hoher Reibung präziser wird. Es ist demnach anzunehmen, dass bei einer realitätsnäheren Beschreibung der Reibzustände auch die Ergebnisse der Rückfederungsvorhersage den tatsächlichen Rückfederungen der Bauteile näher kommen.

Die diskutierten Reibzustandsbeschreibungen sind abhängig von der während des Tiefziehprozesses am Blech anliegenden Kontaktnormalspannung, die sowohl räumlich, als auch zeitlich erheblichen Veränderungen unterworfen ist.

Der in [Abbildung 59](#) dargestellte Umformprozess zeigt das Blech vor, während und am Ende der Umformung, sowie die auf der Blechoberseite auftretenden Kontaktnormalspannungen p . Die Farbskala verdeutlicht die räumliche Verteilung des Kontaktes mit dem Stempel und dem Niederhalter, während das Diagramm die Verteilung der Normalspannungen an der Symmetrieachse im Umformverlauf über der Zeit darstellt.

Anhand der Farbverläufe in dem Bauteil während der Umformung ist deutlich zu erkennen, dass sich die höheren Kontaktdrücke auf kleinere Bereich an der Stempelkantenrundung und unter dem Niederhalter beschränken. Während bei einer Ziehtiefe von ca. 50% des Umformweges die Bereiche der Kraftübertragung zwischen Blech und Niederhalter noch relativ groß sind, konzentriert sich der Druck am Ende der Umformung nur noch auf einen

sehr kleinen Bereich. Dieses ist auf die starke Blechdickenzunahme in dem Eckenbereich des Rechtecknapfes zurückzuführen. In Abbildung 59 ist auch die damit einhergehende Verringerung der Kontaktspannung im Stempel und Niederhalterbereich auf der langen Napfseite zu erkennen, wodurch im Experiment Einfallstellen verursacht werden.

Anhand des Diagramms (oben im Bild) ist deutlich zu erkennen, dass zum einen der Kontakt zwischen Stempel und Blech in der Mitte der kurzen Seite über den Umformverlauf relativ konstant ist. Zum anderen ist zu erkennen, dass durch die im Umformverlauf stattfindende Konzentration der Normalspannung an der Bauteilecke an der Symmetrieachse kein Kontakt zum Niederhalter mehr vorhanden ist.

Die in Abbildung 60 dargestellten Kontaktnormalspannungsverläufe über den Umformverlauf zwischen Blech und Ziehtring bestätigen diese Beobachtungen, wobei die Verteilung des Kontaktdrucks am Ziehtring jedoch sowohl zeitlichen als auch räumlichen Schwankungen unterworfen ist. Die Kontaktnormalspannung ist an der Symmetrielinie in der Mitte der Umformung am höchsten. Da das Bauteil mit den geraden Ziehtringkanten für Einfallstellen relativ anfällig ist, geht der Kontakt zum Ziehtring jedoch mit fortlaufender Umformung zunehmend verloren.

Die in Abbildung 59 und Abbildung 60 dargestellten wechselnden Kontaktbedingungen während des Umformprozesses bringen bei der Anwendung druckabhängiger Reibgesetze unweigerlich voneinander unterschiedliche Simulationsergebnisse mit sich. Um diese zu bewerten, werden die oben beschriebenen Reibzustandsbeschreibungen in ABAQUS /Explicit eingebunden und die simulierten Rückfederungen miteinander verglichen.

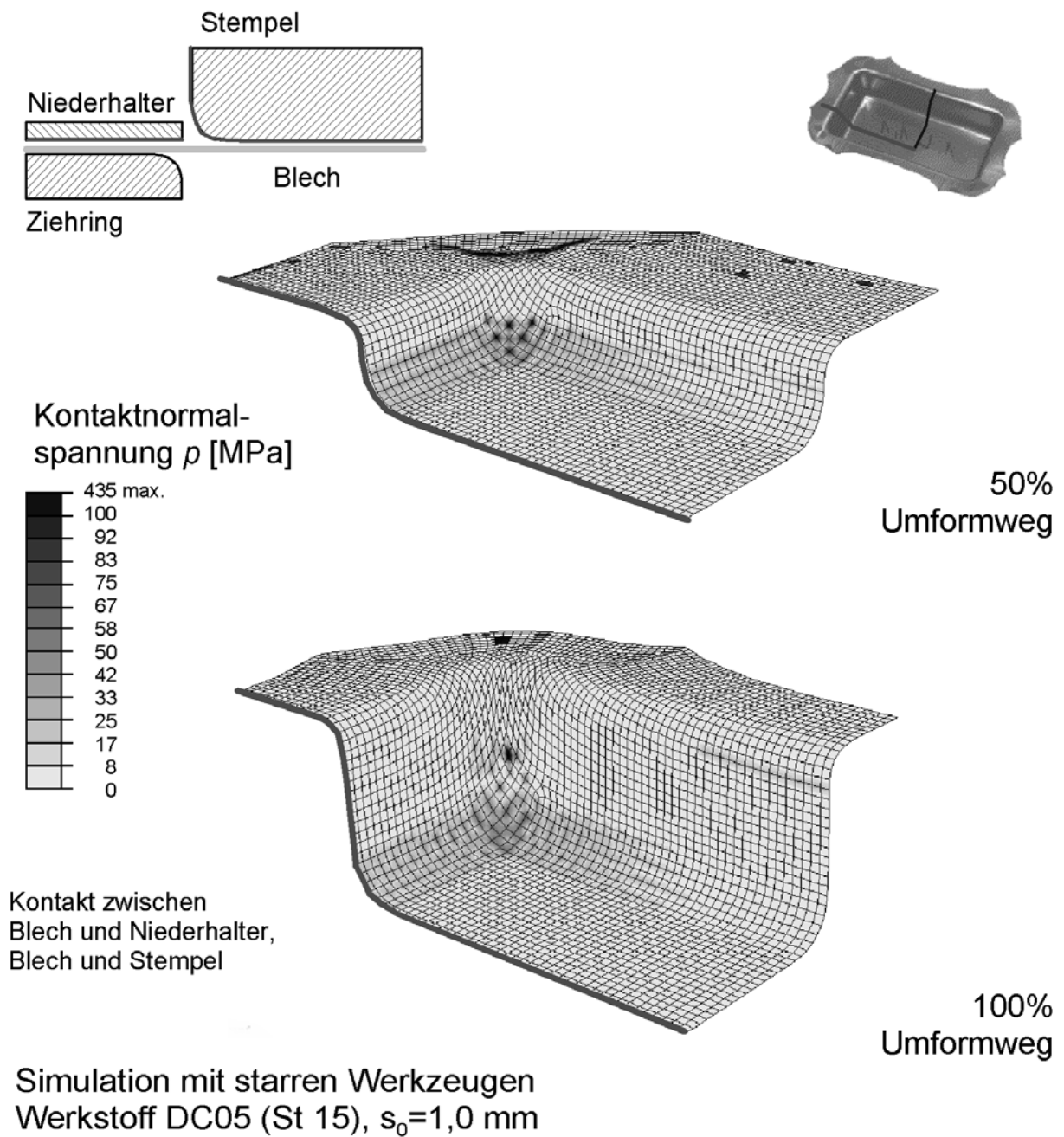


Abbildung 59: Verlauf der Kontaktnormalspannung p während des Tiefziehens eines Rechtecknapfs (Kontakt zwischen Blech und Niederhalter /Stempel)

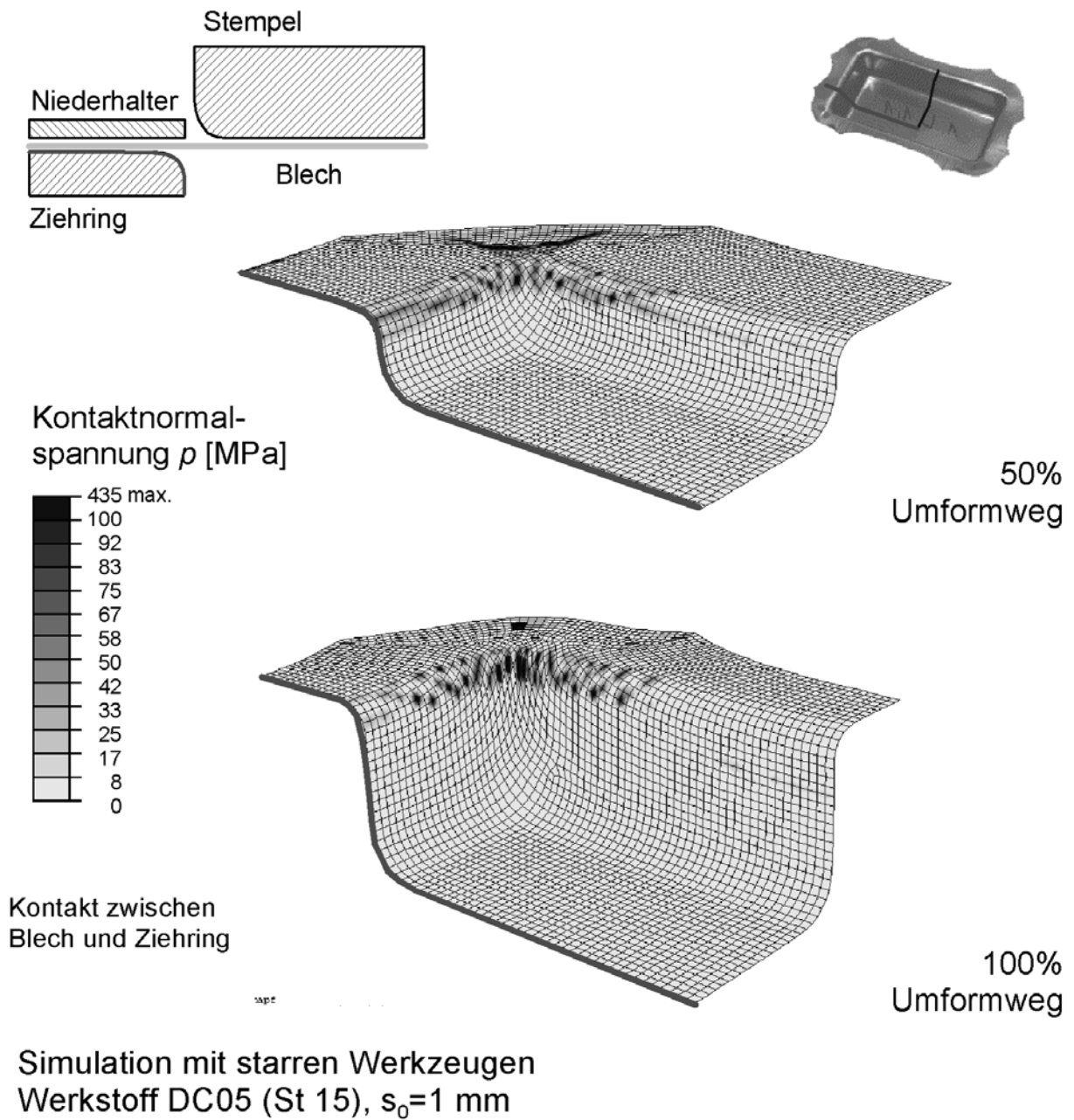


Abbildung 60: Verlauf der Kontaktnormalspannung p während des Tiefziehens eines Rechtecknapfs (Kontakt zwischen Blech und Ziehring)

8.3 Einbindung druckabhängiger Reibgesetze in ABAQUS

Das zur Simulation verwendete Programm ABAQUS /Explicit bietet dem Benutzer sogenannte User-Subroutines zur Einbindung eigener Material- und Reibungsbeschreibungen an. Der Aufruf der vom Benutzer definierten Reibzustandsbeschreibung VFRIC erfolgt unabhängig für jeden einzelnen Kontaktpunkt. Die Kontaktpunkte sind dabei mit den Elementknoten des geführten Körpers identisch. Der Funktion wird vom Hauptprogramm ein Satz zustandsbeschreibender Parameter übergeben, von denen die Kontaktnormalspannung sowie die Relativgeschwindigkeit zur Berechnung der Rückgabeparameter genutzt werden. Der Rückgabeparameter ist in diesen Fällen die aus den zustandsbeschreibenden Parametern ermittelte Reibschubspannung.

Im Folgenden wurden die vier vorgestellten druckabhängigen Reibgesetze in ABAQUS /Explicit eingebunden. Die Simulationsergebnisse wurden zunächst in Form der sich ergebenden Reibwerte während des Umformprozesses gegenübergestellt.

Abbildung 61 und Abbildung 62 zeigt den zeitlichen Verlauf des Reibwertes μ entlang der Symmetrielinie für die vier untersuchten Reibzustandsbeschreibungen. Die Reibgesetze wurden dabei jeweils mit den von den Autoren vorgeschlagenen Parametern angewendet. Anhand der Abbildung sind deutlich die Unterschiede bezüglich der absoluten Höhe der Reibwerte und der Auflösung, bzw. Empfindlichkeit gegenüber Veränderungen der Kontaktnormalspannungen zu erkennen.

Das erste Reibgesetz (Beschreibung 1, Abbildung 55) bewirkt sowohl stempel-, als auch matrizenseitig eine Variation des Reibwertes zwischen $\mu=0$ und $\mu<0,20$. Der anliegende Kontaktdruck im Bereich der Stempelfläche verursacht eine Erhöhung der Reibung und verringert somit den lokalen Streckziehvorgang. Unter dem Niederhalter lässt sich beobachten, dass sich die Kontaktfläche mit zunehmender Umformung verringert, was auf die Konzentration des Drucks im Bereich der Bauteilecke deutet.

Die untersuchte Reibzustandsbeschreibung 2 verläuft monoton fallend, so dass bei einer Kontaktnormalspannung von $p=0$ MPa ein Reibwert von $\mu=0,2$ vorliegt und mit steigendem Normaldruck die Reibung abnimmt (vgl. Abbildung 56). Die Verteilung der Kontaktnormalspannung unter dem Stempel ist hier homogen, so dass der Reibwert fast auf der gesamten Stempelfläche verringert wird. Bei den anliegenden geringen Kontaktdrücken wird sowohl stempel- als auch matrizenseitig eine Verringerung des Reibwertes bis auf $\mu \approx 0,15$ erreicht.

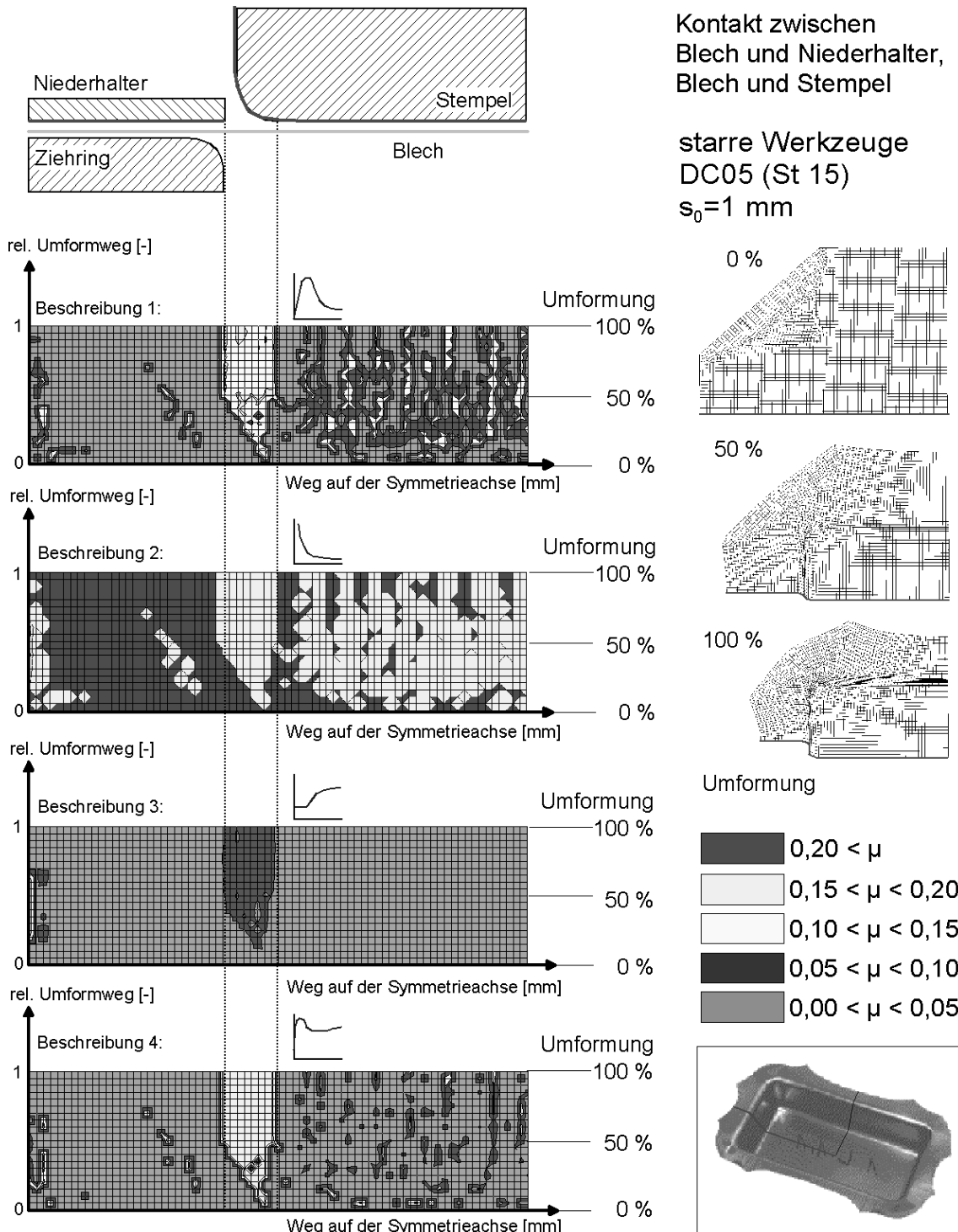


Abbildung 61: Mit unterschiedlichen Reibzustandsbeschreibungen ermittelte Reibwerte an der Symmetrieachse über den Umformweg (Kontakt zwischen Blech und Niederhalter /Stempel)

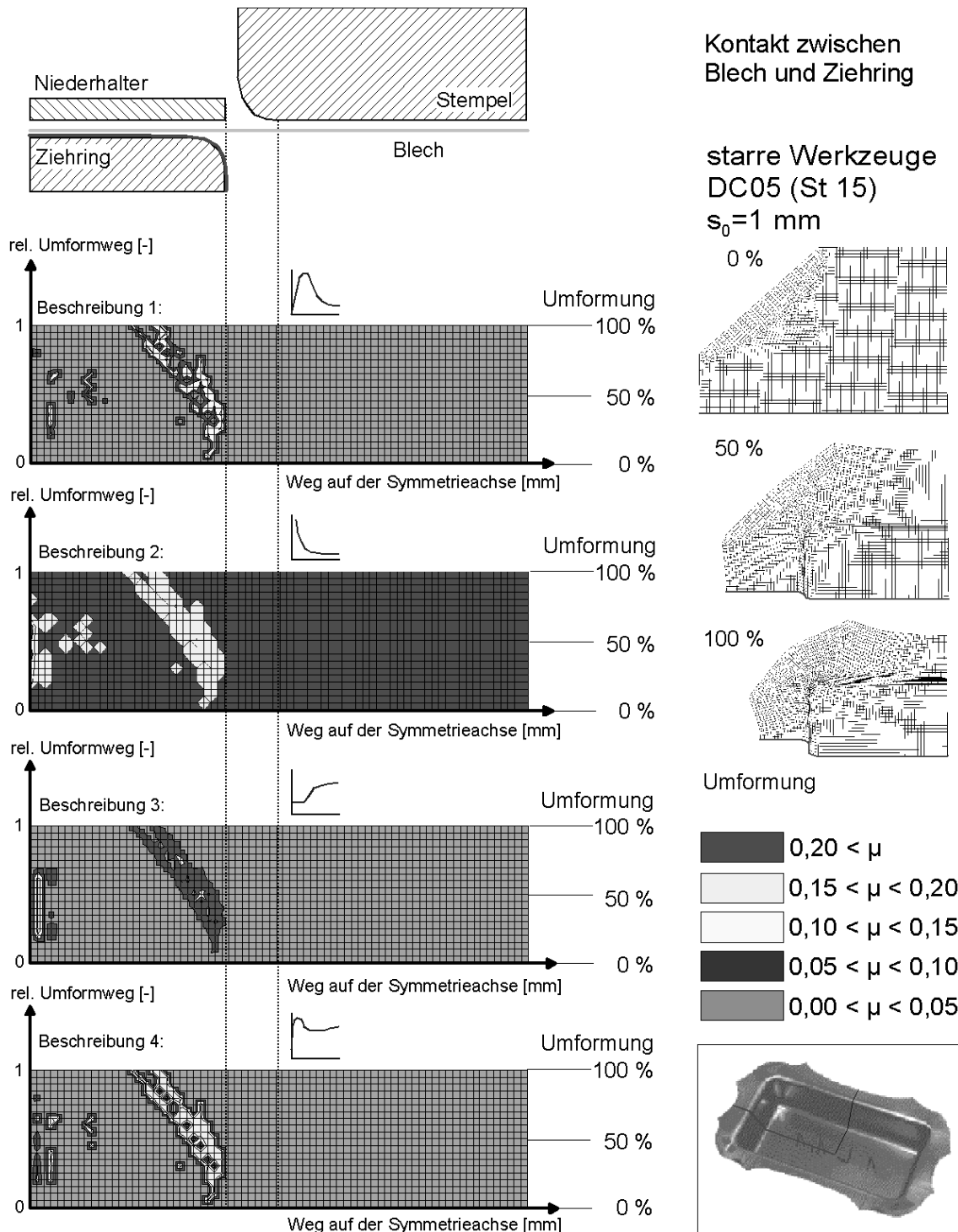


Abbildung 62: Mit unterschiedlichen Reibzustandsbeschreibungen ermittelte Reibwerte an der Symmetrieachse über den Umformweg (Kontakt zwischen Blech und Ziehring)

Die Zustandsbeschreibung 3 zeigt in den Abbildungen hingegen nur bei höheren Kontaktdrücken einen Einfluss auf die vorliegende Reibung. Eine Veränderung gegenüber einer reibungsfreien Simulation tritt nur in kleinen Teilbereichen des Bauteils auf.

Die Reibzustandsbeschreibung 4 besitzt zusätzlich zu der Abhängigkeit von der Kontaktnormalspannung eine geschwindigkeitsabhängige Komponente. In den Abbildungen des Reibwertes über der Umformzeit ist diese Geschwindigkeit als konstant $v_{rel}=1$ mm/s angenommen, welche innerhalb der von SNIKERS ermittelten Geschwindigkeitsgrenzen liegt (vgl. Abbildung 58). Es ergibt sich bei Anwendung des geschwindigkeitsabhängigen Reibgesetzes nach SNIKERS ein deutlich variierender Reibwert μ ähnlich der Beschreibung 1. Die Werte, die hier für die Reibung berechnet werden, liegen zwischen $\mu=0$ und $\mu=0,2$ bei höheren Kontaktdrücken.

Die sich einstellenden Rückfederungswinkel in der Simulation mit den vier untersuchten Reibgesetzen stellt Abbildung 63 gegenüber. Im Vergleich zu den mit konstanten Reibfaktoren ermittelten Rückfederungsvorhersagen liegen die einzelnen Fehler zumeist deutlich unter 1° Winkelabweichung (vgl. Abbildung 51).

Es ist jedoch keine Reibzustandsbeschreibung zu nennen, mit der für alle vier Rückfederungswinkel gleichzeitig die geringsten Abweichungen zu berechnen sind. Der äußerst geringe Rückfederungswinkel des Flansches an der langen Ziehseite ist besonders unzureichend zu beschreiben, was auf die Neigung zur Bildung einer Einfallstelle zurückzuführen ist. Einfallstellen entstehen insbesondere dort, wo ein zu geringer Kontakt des Bleches zum Niederhalter besteht. Dieser wird hier durch das Anheben des Niederhalters aufgrund von den Blechaufdickungen in den Bauteilecken hervorgerufen.

Die Simulation mit elastisch modellierten Werkzeugen könnte den Fehler bei der Simulation der Entstehung von Einfallstellen deutlich reduzieren, da der Niederhalter einen Teil der zunehmenden Blechdicke an den Ziehseitecken durch elastisches Nachgeben kompensieren kann.

Im folgenden Kapitel wird daher der Einfluss von elastisch modellierten Werkzeugen auf die Genauigkeit der Rückfederungsvorhersage näher untersucht.

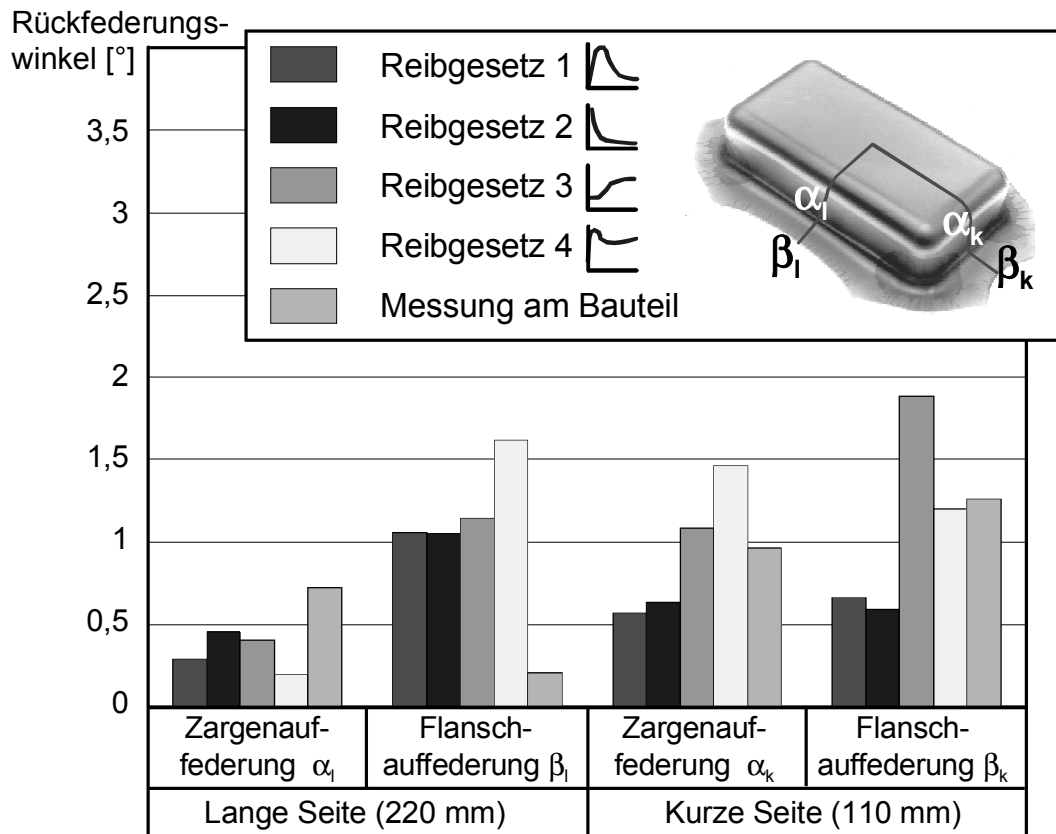


Abbildung 63: Vergleich der gemessenen Rückfederungswinkel am Rechtecknapf mit unter verschiedenen Reibbedingungen berechneten Rückfederungswinkeln

8.4 Einfluss der Reibgesetze unter Berücksichtigung der Werkzeugnachgiebigkeit

Am IFUM wird intensiv an der Auslegung und Dimensionierung von nachgiebigen Niederhaltersystemen gearbeitet /60/, /88/. Der Niederhalter besteht dabei aus einer dünnen Platte, die auf Rippen gelagert ist. Die nachgiebige Konstruktion dieser Werkzeugkomponente soll eine gleichmäßigere Verteilung der Flächenpressung unter dem Niederhalter bewirken. Die im Rahmen dieser Forschungsprojekte erarbeiteten Messergebnisse gaben ROPERS /14/ die Möglichkeit, die Simulation des Umformprozesses mit elastisch modellierten Werkzeugen zu verifizieren.

Durch den Einsatz elastisch modellierter Werkzeuge im Rahmen einer Umformsimulation ist es ebenfalls möglich geworden, die Umformwerkzeuge im Hinblick auf ihre Festigkeit zu untersuchen. Im Rahmen des Sonderforschungsbereiches „Fertigen in Feinblech“ wurde ein Werkzeugsystem mit Sensoren zur berührungslosen Messung der Stoffflussgeschwindigkeit innerhalb des Tiefziehprozesses konstruiert. Der Einbauort und die Größe der Sensoren erfordern Bohrungen in den Werkzeugen, die in hochbeanspruchten Bereichen der Wirkflächen liegen (Abbildung 64). Durch die Umformsimulation konnte nachgewiesen werden, dass die Vergleichsspannungen und Verschiebungen an den Messorten gering sind,

so dass hieraus keine weitere Beeinflussung des Umformverhaltens durch den Messsensor zu erwarten ist (Abbildung 65).

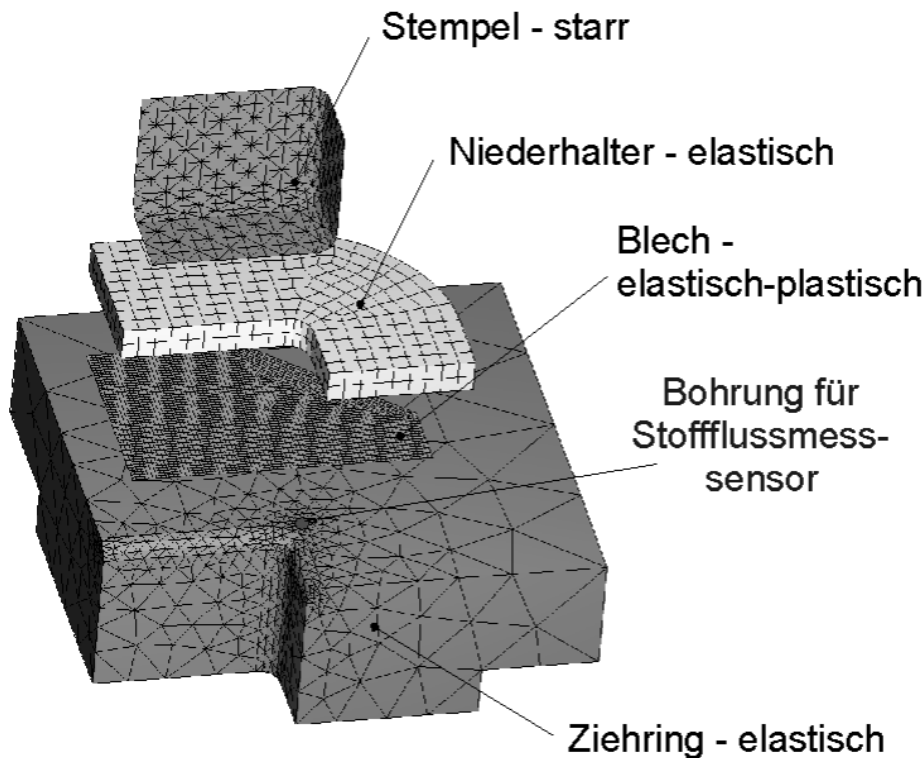


Abbildung 64: Simulationsmodell zur Berechnung einer Messbohrung in einem Werkzeugsystem zur Stoffflussmessung während der Umformung

Die besondere Schwierigkeit der Umformsimulation mit elastisch modellierten Werkzeugen liegt in der Abbildung eines quasi-statischen Prozesses. Durch die Verwendung unterschiedlicher Elementtypen und mehrerer verformbarer Körper innerhalb einer expliziten Simulation ist die gewissenhafte Auswahl der Simulationsparameter Dichte, Dämpfung und Simulationszeit unbedingt erforderlich. Die Bestimmung dieser Parameter ist in /14/ ausführlich beschrieben.

Im vorangegangenen Kapitel wurden unterschiedliche Reibgesetze im Hinblick auf ihren Einfluss auf die Rückfederungsvorhersage untersucht. Hierbei hatten alle untersuchten Gesetzmäßigkeiten gemeinsam, dass der Reibwert in Abhängigkeit der Kontaktnormalspannung abgebildet wird. Gerade für die Kontaktnormalspannung werden jedoch bei der konventionellen Umformsimulation mit starren Werkzeugen in der Regel deutlich zu hohe Werte berechnet. Die Berücksichtigung der elastischen Eigenschaften der Werkzeuge kann zu einer realistischeren Berechnung der Kontaktnormalspannung und somit auch zu einer besseren Reibzustandsbeschreibung führen.

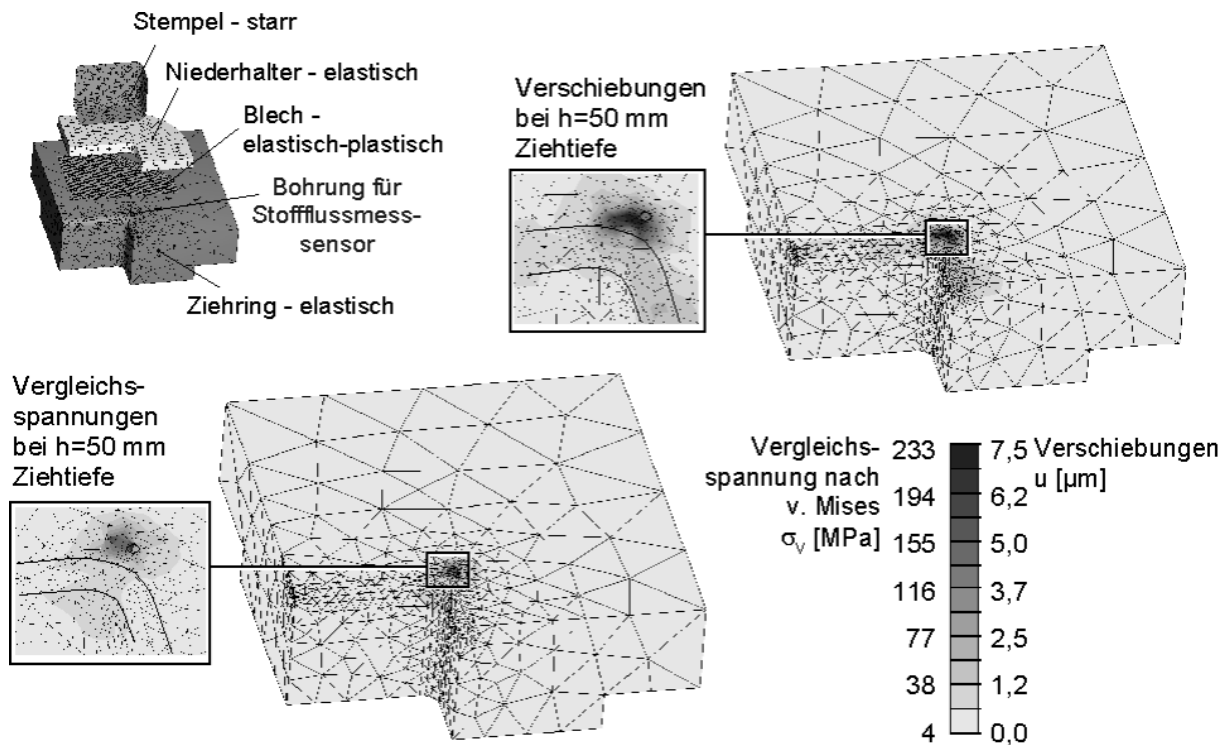


Abbildung 65: Berechnete Vergleichsspannungen und Verschiebungen im Ziehring zur Stoffflussmessung mit optischem Sensor

Es soll daher in diesem Kapitel der Rechtecknapf mit den Stempelabmessungen von 220 x 110 mm² analysiert werden, bei dem die Werkzeuge, Ziehring und Niederhalter massiv (mit elastischen Werkstoffeigenschaften) abgebildet werden.

In [Abbildung 66](#) ist das Simulationsmodell des untersuchten Tiefziehprozesses des Rechtecknapfes abgebildet. Aufgrund der Symmetrie wurde wie in der Simulation mit starren Werkzeugen nur ein Viertel des Werkzeuges modelliert. Der Stempel mit einem Stempelkantenradius von $r_{St} = 12$ mm wird weiterhin als starrer Körper dargestellt, da im Bereich des Stempels keine Blechaufdickungen und daraus resultierende überhöhte Kontaktnormalspannungen auftreten (vgl. [Abbildung 59](#)).

Der Niederhalter und der Ziehring werden mit elastischen Werkstoffeigenschaften modelliert. Im Rahmen der Simulation soll nur die lokale Nachgiebigkeit des Werkzeuges untersucht werden, weswegen die Darstellung einer 20 mm starken elastischen Elementschicht als ausreichend angesehen wird.

Der Niederhalter konnte aufgrund seiner einfachen Geometrie mit Hexaederelementen beschrieben werden, während der Ziehring durch den abzubildenden Ziehringradius von $r_M = 8$ mm aus Tetraederelementen modelliert wurde, um den formgebenden Radius ausreichend genau abbilden zu können. Der Niederhalter ist auf der Oberseite mit einer starren Fläche verbunden, über die die Niederhalterkraft aufgebracht werden kann. Da der Ziehring ortsfest sein muss, wird dieser auf der Unterseite mit Randbedingungen in allen Richtungen festgehalten. Für die elastischen Werkzeuge wird ein Elastizitätsmodul von

$E=210$ GPa und eine Querkontraktion von $\nu=0,3$ angenommen. Das Blech wurde mit einer durchschnittlichen Elementkantenlänge von $l=2,0$ mm und somit mit 3072 Schalenelementen mit 5 Integrationspunkten über der Blechdicke modelliert. Das Umformverhalten des Bleches wurde elastisch-plastischen mit der Fließkurvenbeschreibung DC05 (St 15) beschrieben.

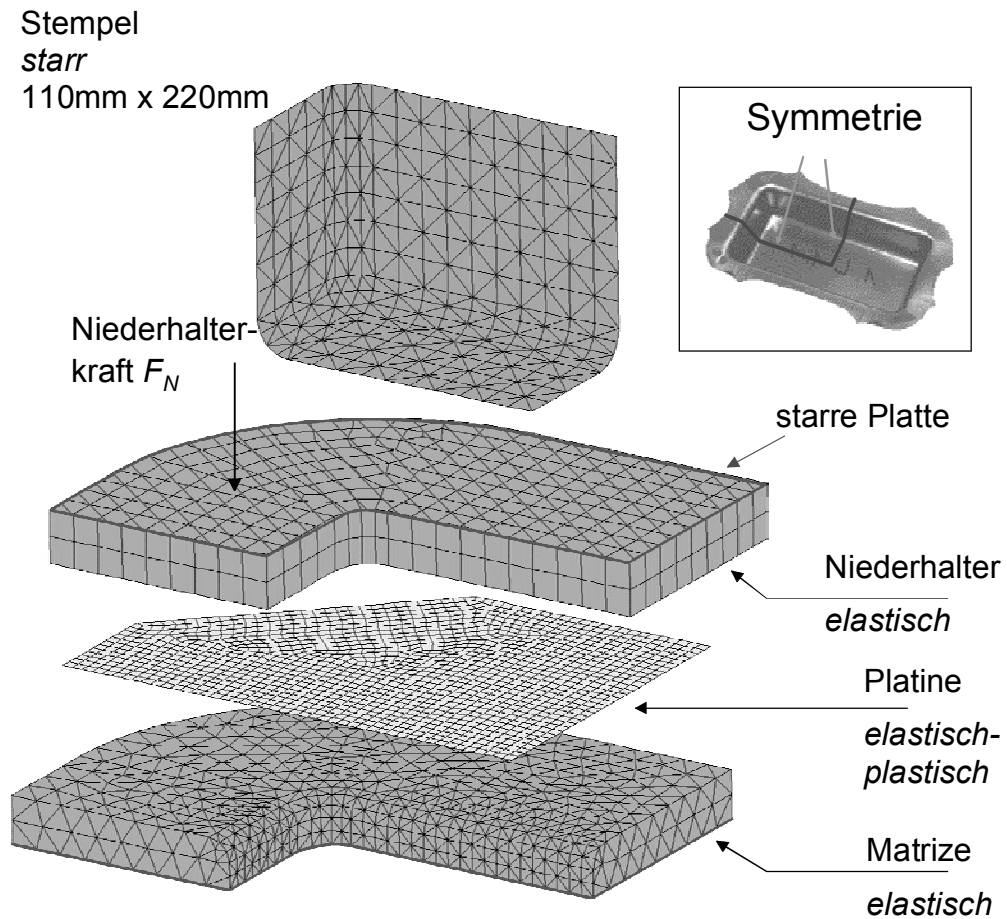


Abbildung 66: Simulationsmodell mit elastisch modellierten Werkzeugen

8.4.1 Einfluss der Werkzeugnachgiebigkeit auf den Tiefziehprozess

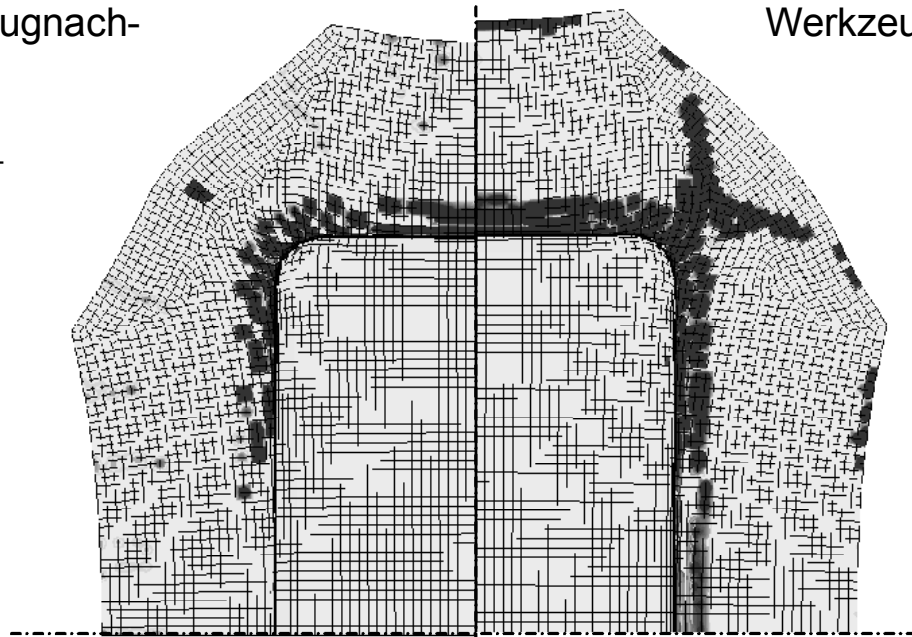
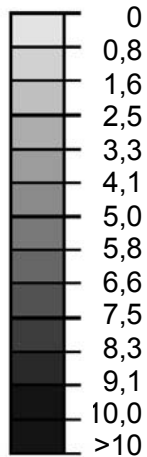
Um den Einfluss der Werkzeugnachgiebigkeit auf die Simulation des Tiefziehprozesses zu bewerten, werden in [Abbildung 67](#) die Kontaktnormalspannungen p während des Tiefziehprozesses (nach 60% und 100% des Umformweges) gegenübergestellt. Die Reibung wurde bei der Simulation mit starren und elastischen Werkzeugen als konstant $\mu = 0,15$ angenommen.

Berücksichtigung
der Werkzeugnach-
giebigkeit

60 % Ziehweg

starre
Werkzeuge

Kontaktnormal-
spannung
 p [MPa]

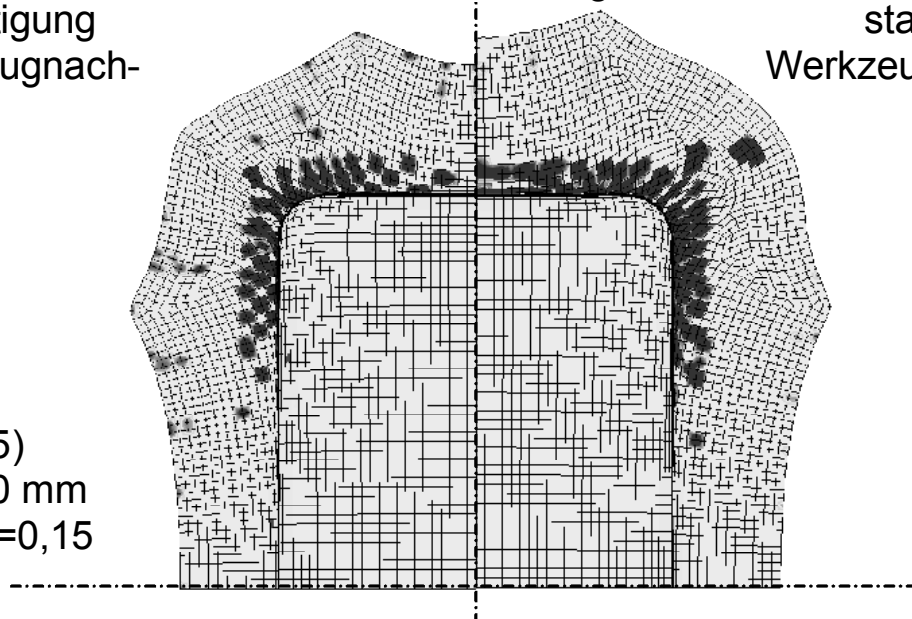


Berücksichtigung
der Werkzeugnach-
giebigkeit

100 % Ziehweg

starre
Werkzeuge

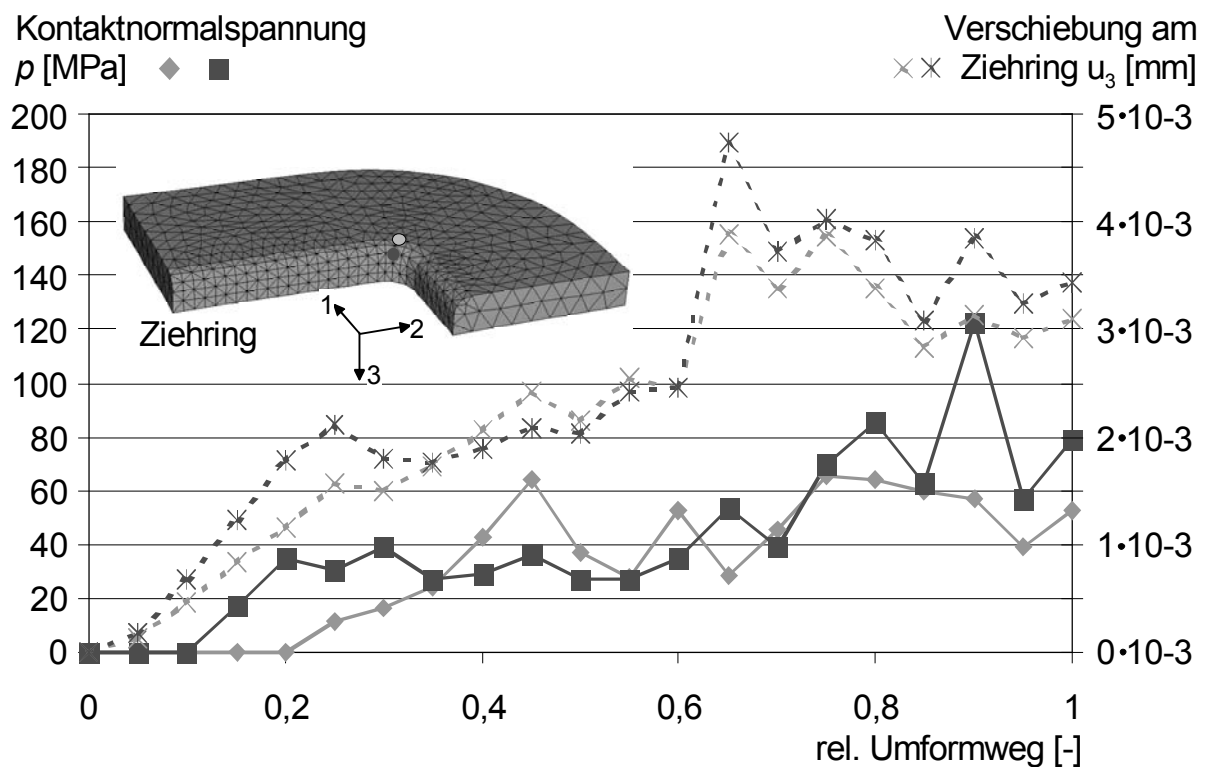
Werkstoff:
DC05 (St 15)
Ziehtiefe: 60 mm
Reibwert: $\mu=0,15$



[Abbildung 67](#): Kontaktnormalspannungen während des Umformprozesses mit und ohne Berücksichtigung der Werkzeugnachgiebigkeit.

Die Verteilung des Kontaktdrucks zeigt, dass die beginnende Faltenbildung in der Simulation mit nachgiebigen Werkzeugen deutlich besser am Verlauf des Kontaktdrucks zu erkennen ist als in der Simulation mit starren Werkzeugen. Es ergeben sich weiterhin bei der Simulation mit starren Werkzeugen durch die punktuelle Wirkung der Niederhalterkraft auf den Blechrand hohe Kräfte unter dem Niederhalter, die das Nachfließen des Blechs behindern. Der Vergleich der Flanscheinzüge während des Umformprozesses verdeutlicht dieses.

Die Reduzierung der Kontaktnormalspannungen an der Ziehringrundung durch die Simulation mit elastischen Werkzeugen ist auf das elastische Nachgeben der Werkzeuge zurückzuführen. In [Abbildung 68](#) sind die Kontaktnormalspannung p und die Verschiebung u_3 in Richtung des Umformweges der markierten Knoten im Bereich der Ziehringrundung über den Stempelweg dargestellt. Durch die Zunahme der Blechdicke in diesem Werkzeugbereich gibt der Ziehling an dieser Stelle um ca. 2 μm nach. Diese Nachgiebigkeit, die in der Realität unvermeidlich ist, kann sowohl Auswirkungen auf die Reibverhältnisse, als auch auf die geometrischen Bauteileigenschaften haben.



[Abbildung 68](#): Kontaktnormalspannung und Verschiebung an der Ziehringrundung über den Umformweg

8.4.2 Einfluss der Werkzeugnachgiebigkeit und Reibzustandsbeschreibungen auf die Rückfederungsvorhersage

Die Genauigkeit der Vorhersage der Rückfederung ist maßgeblich von der Genauigkeit der Umformsimulation abhängig. Demzufolge ist auch ein Einfluss der lokalen Werkzeugnachgiebigkeit im Zusammenhang mit druckabhängigen Reibgesetzen zu erwarten.

Aufgrund der hohen erforderlichen Rechnerleistung zur Berechnung der Umformung unter Berücksichtigung der Werkzeugelastizität wurden nur die Reibzustandsbeschreibungen, die mit starren Werkzeugen die besseren Ergebnisse erzielt haben, im Zusammenhang mit elastischen Werkzeugen untersucht.

Es ergibt sich somit ein Vergleich der Rückfederungswinkel in der Zarge und im Flansch zwischen der Simulation mit konstantem Reibwert $\mu=0,15$, der Reibzustandsbeschreibung 1 nach KAMINSKY (Gl. 38) und der Reibzustandsbeschreibung 3 nach SNIKERS (GL. 40).

Abbildung 69 und Abbildung 70 verdeutlichen den Einfluss der kontaktdruckabhängigen Reibgesetze in der Tiefziehsimulation mit elastisch modellierten Werkzeugen. Hier sind die ermittelten Reibwerte entlang der Symmetrielinie über der Zeit, bzw. über den Ziehweg aufgetragen. Besonders bei der Verwendung der Beschreibung 1 nach der mathematischen Gleichung von HOERL wird die gleichmäßigere Kontaktfläche sichtbar. Auf der Blechoberseite ist zu Beginn der Umformung praktisch das gesamte unter dem Niederhalter befindliche Blech im Kontakt zum Werkzeug. Im Verlauf der Umformung findet jedoch auch hier eine Ablösung des Kontaktes statt, da die Blechdicke im Eckbereich des Rechtecknapfes stärker ansteigt als entlang der Symmetrieachsen.

Bei Anwendung der Reibzustandsbeschreibung 3 nach SNIKERS bleiben die Reibwerte während des gesamten Tiefziehprozesses relativ klein ($\mu < 0,1$). Der Reibwert steigt zwischen 50 MPa und 250 MPa Kontaktdruck stetig an, wobei in der Simulation durch den Einsatz elastischer Werkzeuge keine Drücke über 100 MPa ermittelt werden. Da diese Beschreibung für hohe Kontaktdrücke aufgestellt wurde, ist das Berechnungsergebnis gegenüber der Simulation mit starren Werkzeugen nicht genauer.

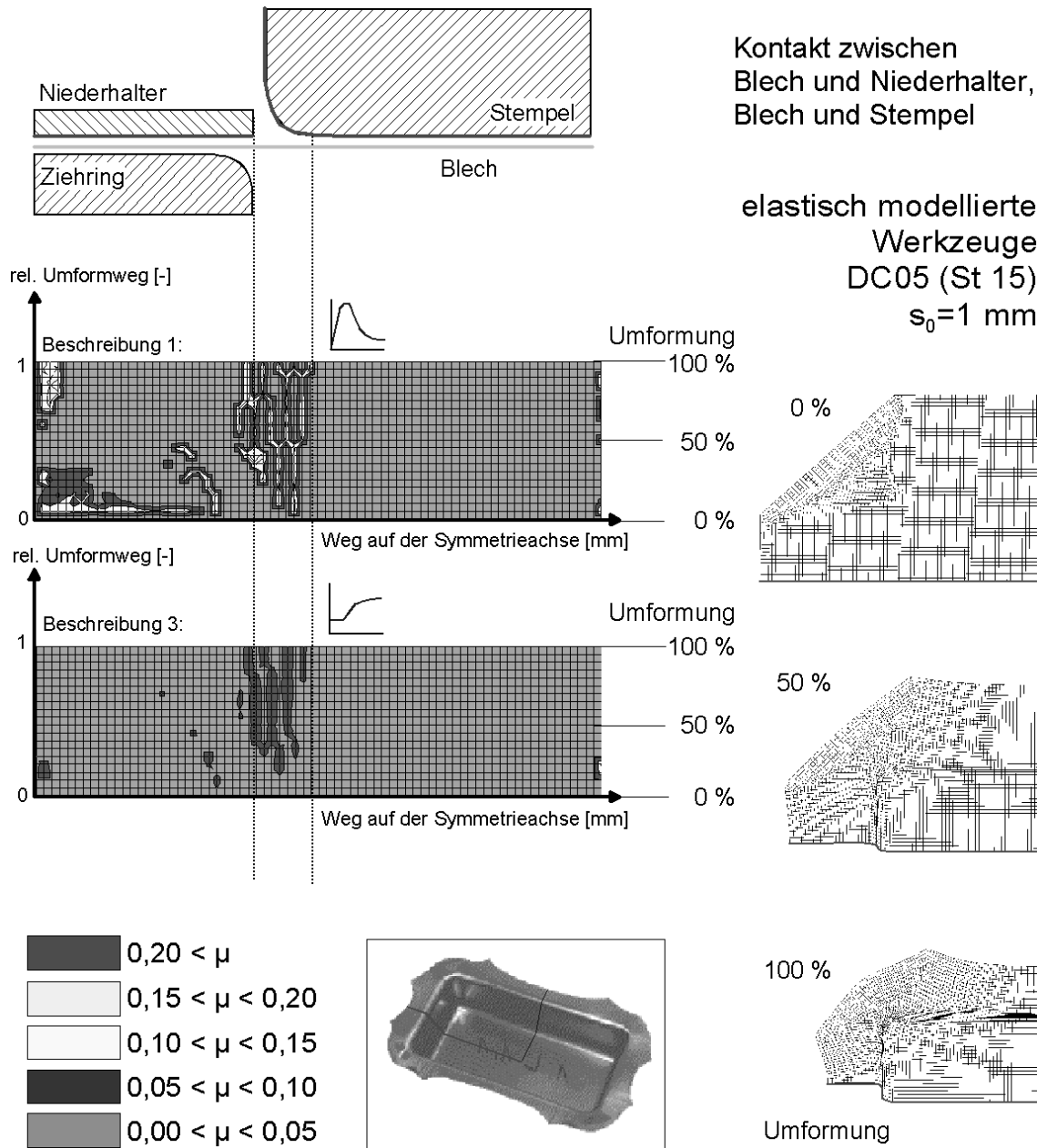


Abbildung 69: Mit unterschiedlichen Reibzustandsbeschreibungen und elastisch modellierten Werkzeugen ermittelte Reibwerte an der Symmetrieachse über den Umformweg (Kontakt zwischen Blech und Niederhalter /Stempel)

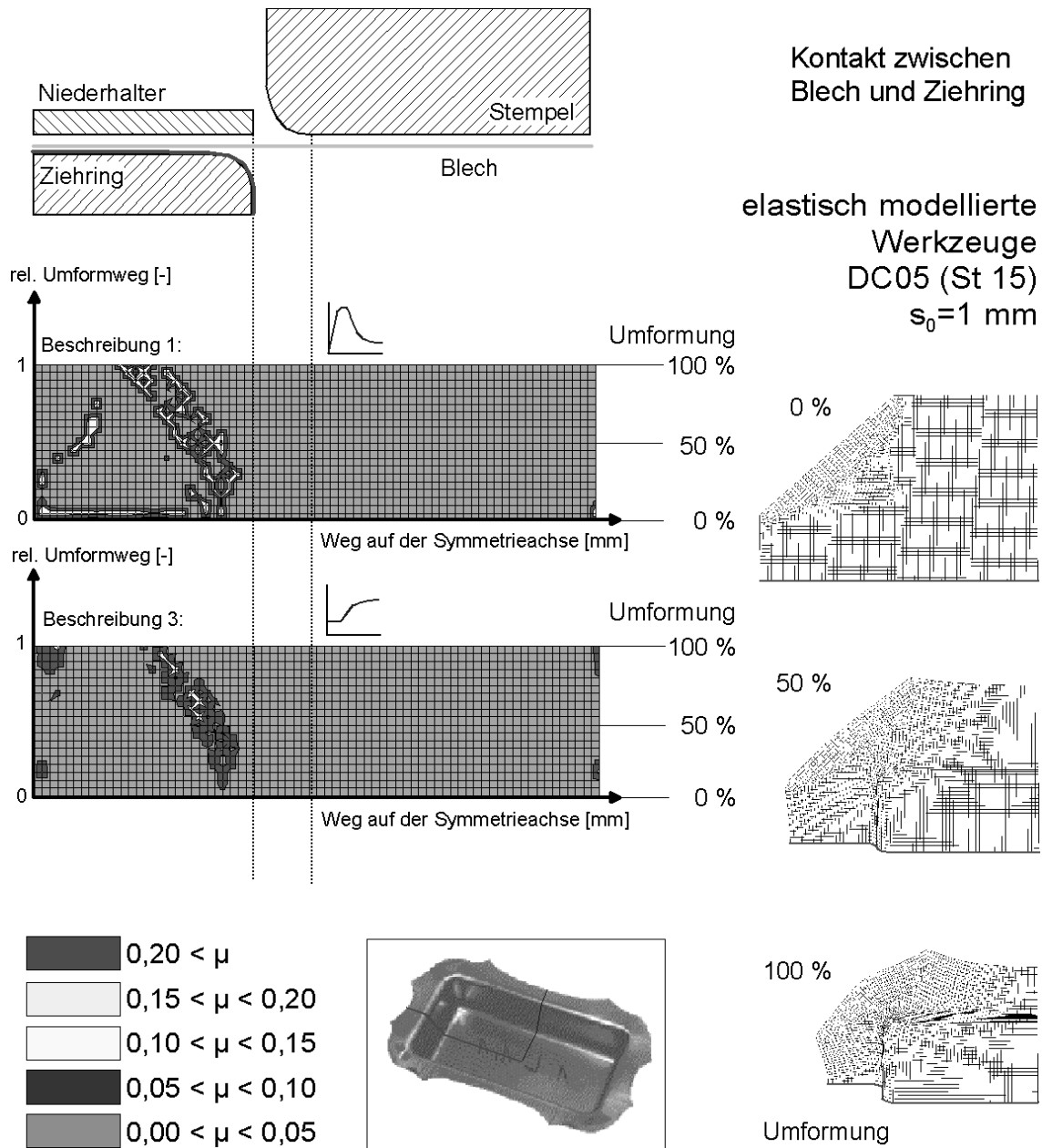


Abbildung 70: Mit unterschiedlichen Reibzustandsbeschreibungen und elastisch modellierten Werkzeugen ermittelte Reibwerte an der Symmetrieachse über den Umformweg (Kontakt zwischen Blech und Ziehring)

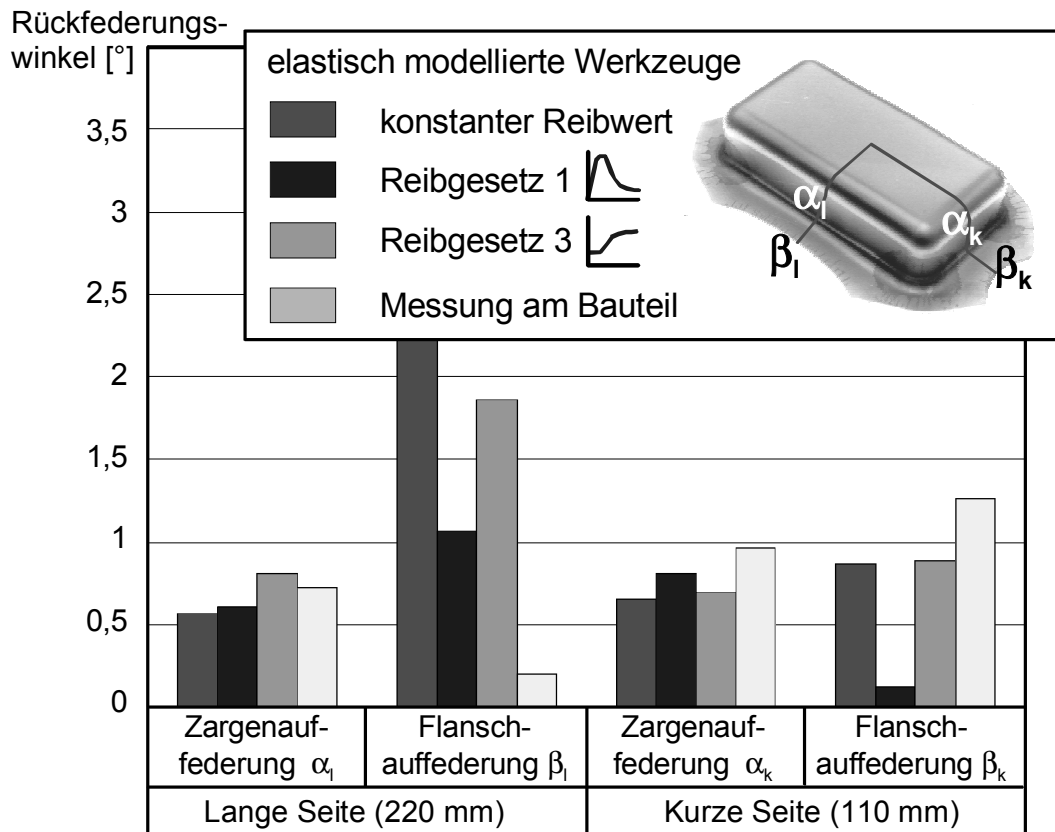


Abbildung 71: Vergleich der gemessenen Rückfederungswinkel am Rechtecknapf mit elastisch modellierten Werkzeugen und verschiedenen Reibbedingungen berechneten Rückfederungswinkeln

Abbildung 71 stellt die Berechnungsergebnisse für die Rückfederungswinkel den gemessenen Werten gegenüber. Bei der Betrachtung der Ergebnisse der einzelnen Winkel fällt auf, dass die Vorhersage der Zargenwinkel mit Hilfe der Reibgesetze und den elastisch modellierten Werkzeugen erheblich gegenüber der Simulation mit konstanten Reibwerten verbessert werden konnte.

Der Einsatz der elastischen Werkzeuge verbessert jedoch nicht die Vorhersage der Flanschwinkel. Gerade auf der langen Napfseite, die auch am realen Bauteil zu Einfallstellen neigt, zeigt sich kaum eine Verbesserung des Simulationsergebnisses. An dieser Stelle haben demnach die Reibgesetze den geringsten Einfluss auf das Simulationsergebnis.

Eine weitere Verbesserung des Ergebnisses der Rückfederungsvorhersage mit Hilfe der FEM kann demnach nur durch die Untersuchung weiterer Einflüsse auf die Simulation erreicht werden. Hier müssen besonders die Untersuchungen im Bereich der eingesetzten Elementtypen für die Tiefziehsimulation im Vordergrund stehen, da hier zur Zeit durch den Einsatz von bilinearen Schalenelementen die größten Vereinfachungen im Modell vorgenommen werden.

9 Zusammenfassung

Der Umformsimulation kommt durch die kürzer werdenden Produktzyklen und durch den damit einhergehenden höheren Termin- und Kostendruck bei der Konstruktion neuer Werkzeuge eine immer größere Bedeutung zu. Gerade in der Automobilindustrie wird inzwischen nahezu jedes Teil vor dem Bau des Werkzeuges mit Hilfe numerischer Methoden ausgelegt. Das von einigen Automobilherstellern als Aushängeschild bezeichnete Spaltmaß zwischen einzelnen Außenhautteilen, sowie der durchgängige Einsatz von automatisierten Prozessen z. B. im Rohbau von Fahrzeugen, verlangt nach immer geringeren Bauteiltoleranzen bei der Fertigung von Blechteilen. Die Problematik des Aufspringens der Bauteile nach dem Verlassen der Presse stellt somit ein relevantes Problem bei der Blechteilefertigung dar. Verstärkt wird diese Problematik zusätzlich durch die vermehrte Verwendung von höherfesten Stählen und Leichtmetallen im Fahrzeugbau, da hier die Rückfederung besonders stark ausgeprägt ist. Um die Bauteile trotz großer Rückfederung innerhalb der Bauteiltoleranzen fertigen zu können, müssen die Bleche überbogen werden (Bombierung der Werkzeuge), d. h. der Betrag der Rückfederung muss vor der Werkzeugkonstruktion bekannt sein. Bis heute erfolgt die Auslegung der Bombierung unterstützt durch das Erfahrungswissen der Werkzeugbauer, da die Qualität der Rückfederungsvorhersage mit Hilfe der FEM nicht zufriedenstellend ist.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden daher Einflüsse auf das Rückfederungsergebnis innerhalb der Simulation untersucht und im Hinblick auf die Verbesserung der Vorhersagequalität bewertet.

Die Modellierung der Materialeigenschaften übt auf das Simulationsergebnis einen entscheidenden Einfluss aus, weswegen der erste Teil dieser Arbeit sich mit der Abbildung eines dehnungsabhängigen Elastizitätsmoduls, einer dehnungsabhängigen Anisotropie und des BAUSCHINGER- Effekts befasst. Es konnte anhand der Simulation des Tiefziehprozesses eines Rechtecknapfes nachgewiesen werden, dass das Rückfederungsergebnis sensitiv auf die Berücksichtigung dieser Materialeigenschaften reagiert. Die Anwendung des dehnungsabhängigen Elastizitätsmoduls scheint angesichts des vergrößerten Simulationsaufwandes nur bedingt sinnvoll, da das Berechnungsergebnis nur wenig von der konventionellen Simulation mit konstantem Elastizitätsmodul abweicht, da die Verringerung des E-Moduls schon bei sehr niedrigen Dehnungen stattfindet. Die Simulation mit einem von vornherein herabgesetzten Elastizitätsmodul hat sich somit als zielführend erwiesen. Die Berücksichtigung der dehnungsabhängigen Anisotropie in Form von dehnungsabhängigen r -Werten hat nahezu keinen Einfluss auf das Rückfederungsergebnis, da die r -Werte sich bei verhältnismäßig geringen Dehnungen wenig erhöhen. Die Berücksichtigung des BAUSCHINGER- Effekts durch die Anwendung eines kinematischen Verfestigungsgesetzes zeigt deutliche Unterschiede in der Berechnung der Rückfederung. Die nach der Rückfederung berechnete Spannungsverteilung in dem Bauteil ist homogener, da die Fließgrenze nach der Belastungsumkehr herabgesetzt ist.

Neben der Optimierung der Werkstoffbeschreibung kann der Anwender das Berechnungsergebnis der Rückfederungsvorhersage über Simulationsparameter beeinflussen. Um die Einflüsse der Simulationsparameter Elementkantenlänge und Anzahl der Integrationspunkte der Schalenelemente, Dämpfungsgrad und Geschwindigkeit der expliziten Simulation und der Reibung auf das Berechnungsergebnis quantifizieren zu können, wurde eine statistische Analyse dieser Parameter durchgeführt. Durch die Anwendung des Statistikprogramms STATISTICA war es nicht nur möglich, die Parameter zu ermitteln, die den größten Einfluss auf das Berechnungsergebnis haben, sondern es konnten durch den Vergleich mit dem Realbauteil optimierte Parametersätze zu Minimierung der Berechnungsfehler für die Flansch- und Zargenrückfederungswinkel eines Rechtecknapfes ermittelt werden.

Als Haupteinflussgröße auf die Genauigkeit der Rückfederungsvorhersage konnte die Abbildung der Reibung ermittelt werden. Durch eine Optimierung des konstanten Reibwertes in der Simulation kann jedoch das Ergebnis nicht verbessert werden, da die Effekte der Veränderung der Reibung im Flansch- und Zargenbereich des Bauteils gegenläufig sind. Die Anwendung von umgebungsparameterabhängigen Reibgesetzen in der Tiefziehsimulation ist somit zur Berechnung besserer Rückfederungswerte unumgänglich.

In einem nächsten Schritt wurden folglich vier verschiedene kontaktdruck- und teilweise auch relativgeschwindigkeitsabhängige Reibzustandsbeschreibungen, die auf Messungen aus Streifenziehversuchen mit und ohne Umlenkung basieren, im Hinblick auf die Beeinflussung der Vorhersage der Rückfederungswinkel des Rechtecknapfes untersucht.

Gegenüber den Simulationsrechnungen mit konstanten Reibwerten konnten durch die Anwendung der Reibzustandsbeschreibungen auffällige Verbesserungen der Rückfederungsvorhersage erreicht werden. Da die untersuchten Reibzustandsbeschreibungen alle vom vorliegenden Kontaktdruck abhängig sind und bei der Simulation mit starren Werkzeugen in der Regel zu hohe Kontaktnormalspannungen berechnet werden, wurden die Untersuchungen auf den Einfluss der Simulation mit elastisch modelliertem Niederhalter und Ziehring erweitert.

Die Abbildungen der Reibwertverteilungen zwischen Niederhalter bzw. Ziehring und Blech zeigen, dass die Simulation mit elastisch modellierten Werkzeugen geeignet ist, Spannungsspitzen im Verlauf der Kontaktnormalspannungen abzubauen und somit der Wirklichkeit entsprechende Kontaktdrücke und Reibungsverhältnisse zu berechnen. Die Ergebnisse der Rückfederungsvorhersage konnte somit weiter verbessert werden.

Die Auswertung der einzelnen Rückfederungswinkel im Flansch und in der Zarge des Rechtecknapfes zeigt aber auch, dass in den Bereichen geringer Kontaktdrücke unter dem Niederhalter, an denen bevorzugt Einfallstellen auftreten, die Rückfederungsvorhersage nach wie vor nicht zufriedenstellend ist. Hier sind weitere Untersuchungen in den Bereichen der Reibzustandsbeschreibung und der Verbesserung der Berechnung reiner Biegevorgänge notwendig.

10 Literatur

- /1/ WITTHÜSER, K.-P.: Strategisches Beschaffungsmanagement – ein wichtiger Hebel zur Steigerung der Ertragskraft von Unternehmen. Tagungsband zum 16. Umformtechnischen Kolloquium Hannover; Hrsg.: Doege, E.; Hannoversches Forschungsinstitut für Fertigungsfragen (HFF) und Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen (IFUM), Hannover, 25.-26.02.1999, S. 27-37
- /2/ N. N: DIN 8584: Benennung und Begriffsbestimmung der Fertigungsverfahren, Blatt 2, April 1971
- /3/ SCHULTE, S.: Umformsimulation als fester Bestandteil des Produktentstehungsprozesses bei Audi, Tagungsband zum 16. Umformtechnischen Kolloquium Hannover ; Hrsg.: Doege, E.; Hannoversches Forschungsinstitut für Fertigungsfragen (HFF) und Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen (IFUM), Hannover, 25.-26.02.1999, S. 263-277
- /4/ DOEGE, E.; HÜTTE, H.; KRÖFF, A.; STRACHE, W.: Genauigkeit im Presswerk – Teil 2: Der simulierte und geregelte Prozess. Blech Rohre Profile, 7/8 (1998) S. 40-45
- /5/ N.N.: Benchmark Problems and Results; Proceeding of the 3rd International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3-D Sheet Metal Forming Processes (1996) S. 447-844
- /6/ BAUER, D.; KREBS, R.; STAHL, D.: Bestimmung des E-Moduls über Resonanzfrequenzmessung, Metallwissenschaft und Technik, 53. Jahrgang, Nr. 12 (1999) Seiten 669-671
- /7/ HÜTTE, H.: Untersuchungen zum Rückfederungsverhalten hochfester Stahlwerkstoffe beim Tiefziehen. Dissertation, Universität Hannover, 2001
- /8/ BETH, M.: Untersuchungen zum Rückfederungsverhalten von Feiblechen bei Tief- und Streckziehvorgängen, Dissertation, Universität Darmstadt, 1993
- /9/ TEKKAYA, E.: State-of-the-Art of Simulation of Sheet Metal Forming. Proceedings of the International Conference SheMet'98, Volume I, 06.-08.04.1998, S. 53-66
- /10/ SZABADITS, Ö.: Berechnung der Rückfederung von Streckbiegeteilen. Blech Rohre Profile 42 (1995) 4, S. 285-259
- /11/ VOLLERTSEN, F.: Blechbearbeitung in der Automobilindustrie. Bericht von der SEA, International Congress and Exposition, Detroit, Michigan, USA, 01.-05.03.1993

- /12/ KAIPING, L.; WAGONER, R.H.: Simulation of Springback. Simulation of Materials Processing: Theory, Methods and Applications, Proceedings of the 6th International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes, Numiform'98, Balkema, Rotterdam (1998) S. 21-31
- /13/ GOHY, S.; PAPELEUX, L.; COLLARD, X.; PONTATH, J. P.: Accurate Prediction of Springback in Sheet Metal Forming, Metal Forming (2000) S. 411-418
- /14/ ROPERS, C.: Berücksichtigung der Temperatur und Werkzeugnachgiebigkeit in der Simulation von Blechumformprozessen, Dissertation, Universität Hannover 2001
- /15/ BESDO, D.: Ein Schalenelement-Konzept für Tiefziehprozesse. In: Institut für Mechanik der Universität Hannover (Hrsg.); Ltg.: D. Besdo: Ergebnisse des Workshops Numerische Methoden der Plastomechanik in Neustadt a. Rbge., 06.-09.07.1992, Hannover, 1993
- /16/ BESDO, D.; DOEGE, E.: Numerische Simulation von Umformvorgängen. In: Werkzeuge und Werkzeugsysteme der Metallbearbeitung, Sonderforschungsbereich 300, Arbeits- und Ergebnisbericht 1993-94-95, S. 315-363
- /17/ DOSCINSKI, G.; POGOZEVA, N.: Untersuchung der Änderung der elastischen Konstanten des Materials bei der plastischen Formänderung. Izv. Tomskogo Politechn. Inst., Band 225 (1972) S.23-25
- /18/ MAKINOCHI, A.: Elastic-Plastic Stress Analysis of Bending and Hemming of Sheet metal. Computer Modelling of Sheet Metal Forming Processes. Symp. Of the Metallurgical Society, Ann Arbor, USA, 29.-30.4.1985, S. 161-175
- /19/ MORESTIN, F.; BOIVIN, M.: On the Necessity of Taking into Account the Variation in Young's Modulus with Plastic Strain in Elastic-Plastic Software. Nuclear Engineering and Design 162 (1996), S. 107-116.
- /20/ NEUGEBAUER, R.; HEIDL, W.: Rückfederungsverhalten beim Umformen von Feiblechen. EFB-Forschungsbericht Nr.109, IWU Chemnitz, 1997.
- /21/ HEIDL, W.; EICHORN, A.: Rückfederung beim Tief- und Streckziehen von Feiblechen. Blech, Rohre, Profile, Band 46 (1999) Heft 4, S. 90-93
- /22/ SEYDEL, M.: Einfluss der Anisotropie bei der Blechumformung, Industrieanzeiger 38/1990, S. 43-44
- /23/ N.N.: Ermittlung der senkrechten Anisotropie (r -Wert) von Feiblechen im Zugversuch. Stahl-Eisen-Prüfblatt 1126
- /24/ KREIBIG, R.: Theoretische und experimentelle Untersuchungen zur plastischen Anisotropie. Dissertation, TH Karl-Marx-Stadt 1982
- /25/ SEYDEL, M.: Numerische Simulation der Blechumformung unter besonderer Berücksichtigung der Anisotropie, Dissertation, Universität Hannover, 1989

- /26/ KAWAI, N.; HAYASHI, N.; MATSUI, S.: Assessment of Deep Drawing of Mild Steel Sheets in Consideration of r-Value Change During Processing. Trans. ASME, J. Eng. Ind. 110 (1988) S. 376-383
- /27/ SCHEDIN, E.; MELANDER, A.: On the Strain Distribution During Stretch-Forming of Low- and High-Strength Sheet Steels. J. mech. Work. Techn. 15 (1987) S. 181-202
- /28/ MATTIASSON, K.; SARAN, M.; MELANDER, A.; SCHEDIN, E.; GUSTAFSSON, C.: Finite Element Simulation of deep Drawing of Low- and High-Strength Steel; Advanced Technology of Plasticity 1987, Proc. 2nd ICTP (1987) Bd.1 S. 657-664
- /29/ YANG, D.Y.; KIM, Y.J.: A Rigid-Plastic Finite-Element Formulation for the Analysis of General Deformation of Planar Anisotropic Sheet Metals and its Applications. Int. J. Mech. Sci. 28 (1986) S. 825-840
- /30/ YANG, D.Y.; CHUNG, W.J.; CHA, Y.Y.; KIM, Y.J.: Analysis and Design of Flange Deformation in Deep Drawing of General Noncircular Cups. Advanced Technology of Plasticity 1987, Proc. 2nd ICTP (1987) Bd.1 S. 641-648
- /31/ WEINMANN, K. J.; ROSENBERGER, A. H.; SANCHEZ, L. R.: The Bauschinger Effekt of Sheet Metal under Cyclic Reverse Pure Bending. Annals CIRP 37/1 (1988) S. 289-293
- /32/ KREIBIG, R.: Theoretische und experimentelle Untersuchungen zur plastischen Anisotropie. Dissertation, TH Karl-Marx-Stadt 1982
- /33/ FERRAN, G. ALMEIDA, DE M.A.: Behavior of Sheet Metal Submitted to Cyclic Bending and Stationary Drawing Deformation, Journal of Materials Processing Technology 115 (2001) S. 114-117
- /34/ MORESTIN, F.; BOIVIN, M.; SILVA, C.: Elasto Plastic Formulation Using a Kinematic Hardening Model for Springback Analysis in Sheet Metal Forming. Journal of Materials Processing Technology 56 (1996) S. 619-630
- /35/ FENOGLIETTO, F.; MORESTIN, F.; BOIVIN, M. DENG, X.: Springback Analysis in Orthotropic Sheet Metal Forming with an Elasto Plastic Formulation using a Kinematic Hardening Model. Simulation of Materials and Applications (1995) S. 699-704
- /36/ BESDO, D.: Zur anisotropen Verfestigung anfangs isotroper starrplastischer Medien. Z. Angew. Math. Mech. 51 (1971) S. T97-T98
- /37/ HÄUSLER, O.: Anisotropes plastisches Fließen bei großen Deformationen, Forschungs-Zentrum Karlsruhe, Wissenschaftliche Berichte, Technik und Umwelt, Band 6351 (1999) S. 1-143
- /38/ ISMAR, H.; REINERT, U.; STREICHER, F.: Einfluss der Werkstoffmodellierung auf die Güte der Prozesssimulation am Beispiel des Blechbiegens, Forschung im Ingenieurwesen – Engineering Research, 61 (1995) Heft 10, S. 254-258

- /39/ GEMMEL, B.; ISMAR, H.; RIPPLINGER, W.: Studie zum Einfluss des plastisch anisotropen Werkstoffverhaltens auf technische Umformprozesse, Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, 28 (1997) S. 103-109
- /40/ PRAGER, W.: A New Method of Analysing Stresses and Strains in Work Hardening Plastic Solids. Journal of Applied Mechanics 23 (1956) 12, S. 493-496
- /41/ HIBBIT, H. D.; BELLUCCI, H. D.; MARCAL, P. V.: Combined Isotropic- Kinematic Hardening Model. Technical Report TR73-3, Palo Alto: MARC Analysis Research Corporation, 1973
- /42/ SCHILLING, R.: Umform-Eigenstressen in Blechen berechnen mit der FE-Methode, Bänder Bleche Rohre, 7 (1993) S. 29-38
- /43/ GAU, J.-T.; KINZEL, G. L.: A new Model for Springback Prediction in which the Bauschinger Effekt is Considerd, Int. Journal of Mech. Science 43 (2001) S. 1813-1832
- /44/ MROZ, Z.: On the Description of Anisotropic Work Hardening. Journal of the Mechanics and Physics of Solids 15 (1967) S. 163-175
- /45/ MROZ, Z.: An Attempt to Describe the Behavior of Metal under Cyclic Loads using a more General Workhardening Model. Acta Mechanica 7 (1967) S. 199-212
- /46/ LEE, S. W.; YANG, D. Y.: An Assessment of Numerical Parameters Influencing Springback in Explicit Finite Element Analysis of Sheet Metal Forming Process, Journal of Materials Processing Technology 80-81 (1998) S. 60-67
- /47/ MATTHIASSEN, K.; THILDERKVIST, P.; STRANGE, A.; SAMUELSSON, A.: Simulation of Springback in Sheet Metal Forming, S. Shen, P.R. Dawson (Hrsg.), Proc. NUMIFORM 1995, Balkema, Rotterdam, NL, (1995) S. 115-124
- /48/ HE, N.; WAGONER, R.H.: Springback Simulation in Sheet Metal Forming, S. Shen, G.L. Kinzel, R.H. Wagoner (Hrsg.), Proc. NUMIFORM 1996, Ohio State University, (1996) S. 308-315
- /49/ CHUNG, W.J.; CHO, J.W.; BELYTSCHKO, T.: A Study on Dynamic Effects of Dynamic Explicit FEM in Sheet Metal Forming Analysis, S. Shen, G.L. Kinzel, R.H. Wagoner (Hrsg.), Proc. NUMIFORM 1996, Ohio State University (1996) S. 414-420
- /50/ ROLL, K.; ROHLER, M.: Simulation der Rückfederung in der Blechumformung, Zweites Industriekolloquium SFB 362, Clausthal- Zellerfeld, 2000
- /51/ DOEGE, E.; HESBERG, U.: Eigenschaften und Umformverhalten oberflächenveredelten Feinblechs beim Tiefziehen. Blech Rohre Profile, Heft 7/8 (1998) Band 44
- /52/ KAMINSKY, CHR.: Numerische Modellierung der Oberflächenwandlung von Feinblechen, Dissertation, Universität Hannover, 1999
- /53/ REIHLE, M.: Verhalten des Gleitreibungskoeffizienten von Tiefziehblechen bei hohen Flächenpressungen. Dissertation, Technische Hochschule Stuttgart, 1959

- /54/ GRAHNERT, R.: Die Reibungsverhältnisse im Flanschbereich beim Tiefziehen rechteckiger Teile. Dissertation, Universität Hannover, Fortschritt- Berichte VDI, Reihe 2: Betriebstechnik, Nr. 105, Düsseldorf, 1985
- /55/ SNEKERS, R.J.J.M.: Friction in Deep Drawing. Dissertation, Technische Universität Eindhoven, Niederlande, 1989
- /56/ EMMENS, W.C.: Tribology of Flat Contacts and its Application in Deep Drawing. Dissertation, Universität Twente, Niederlande, 1997
- /57/ DRÖDER, K.: Untersuchung zum Umformen von Feinblechen aus Magnesiumknetlegierungen. Dissertation, Universität Hannover, 1999
- /58/ BOWDEN, F.P.; TABOR, D.: The Friction and Lubrication of Solids. Vol. 1, Clarendon, Oxford, 1950
- /59/ KLOSE, L.; BRÄUNLICH, H.: Vergleichende Untersuchungen zur Mehrpunktziehtechnik. Blech Rohre Profile 43 (1996) 10, S. 512-514
- /60/ DOEGE, E., DRÖDER, K., ELEND, L.-E.: Einsatz passiv nachgiebiger Niederhaltersysteme. Bänder Bleche Rohre 39 (1998) 10, S. 24-30
- /61/ SHULKIN, L.; JANSEN, S.W.; AHMETOGLU, M.A.; KINZEL, G.Z.; ALTAN, T.: Elastic Deflections of the Blank Holder in Deep Drawing of Sheet Metal. Journal of Materials Processing Technology 59 (1969) S. 34-40
- /62/ SIEGERT, K.; HOHNHAUS, J.: Optimierung des Systems Zieheinrichtung/Maschine. Blech Rohre Profile 45 (1998) 4, S. 58-61
- /63/ ROLL, K.; GRÖBER, M.: Numerische Prozesssimulation in der Blechumformung - Möglichkeiten und Grenzen. Neuere Entwicklungen in der Blechumformung, Symposium des Inst. für Umformtechnik, Univ. Stuttgart, 03.-04.05.1994, Oberursel, DGM-Informationsges., S. 423-442
- /64/ GROCHE, P.; KÖSTERS, R.: Virtuelle Prototypen für die Automobilsitzentwicklung. Tagungsband zum 15. Umformtechnischen Kolloquium Hannover, Hrsg.: Doege, E., Hannoversches Forschungsinstitut für Fertigungsfragen (HFF) und Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen (IFUM), 29.02.-01.03.1996, Hannover, S. 291-301
- /65/ HESSE, B.; SONNE, H.-M.; ROBILLER, G.: Zuverlässige Dehngrenzen im rechnergestützten Zugversuch ermitteln. Materialprüfung 33 (1991) 7-8, S. 208-211
- /66/ N. N.: DIN EU 10 002: Metallische Werkstoffe: Zugversuch; Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur, Berlin, April 1991, Beuth Verlag
- /67/ AYARI, G.: Untersuchungen zum Elastisch- Plastischen Biegen von Stahlrohrprofilen. Dissertation, Universität Siegen, 1994
- /68/ N.N.: ABAQUS Handbücher zur Version 6.2-1, Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc., 2001

- /69/ REDECKER, G.: Umdruck zur Vorlesung Grundlagen des Qualitätsmanagement, Universität Hannover, 2000
- /70/ KLEPPMANN, W.: Taschenbuch der Versuchsplanung: Produkte und Prozesse optimieren. Praxisreihe Qualitätswesen, Hrsg. Franz J. Brunner, Carl Hanser Verlag, München, 1998
- /71/ PETERSEN, H.: Grundlagen der Statistischen Versuchsplanung 2: Grundlagen der Statistik und der Statistischen Versuchsplanung. Ecomed, Landsberg/Lech, 1991
- /72/ BANDEMER, H.: Statistische Versuchsplanung. 4. neubearbeitete Auflage, Teubner, Stuttgart, 1994
- /73/ SPENHOFF, E.: Prozesssicherheit – Durch statistische Versuchsplanung in Forschung, Entwicklung und Produktion. gfmt – Gesellschaft für Management und Technologie – Verlag KG, München, 1991
- /74/ DOEGE, E.: Rückfederungsverhalten von Ziehteilen mit geraden Seitenwänden, Abschlußbericht zum Forschungsvorhaben Do 190/89-2, Hannover, 1998
- /75/ N.N.: Pro/Verify User's Guide, Parametric Technology Corporation, USA, Waltham, 1997
- /76/ SCHMOCKEL, D.; MATHIAS, B.: EFB Forschungsbericht Nr. 48, Optimierung des Rückfederungsverhalten von großflächigen Blechteilen im Modellversuch unter definierten Tief- und Streckziehbedingungen, 1993
- /77/ BESDO, D.; DOEGE, E.; KÖSTERS, R.; VIOLA, S.: Simulation von Blechumformvorgängen mit der Methode der finiten Elemente. In: Doege, E.; Besdo, D.; Haferkamp, H.; Tönshoff, H.K.; Wiendahl, H.-P.: Fortschritte in der Werkzeugtechnik. Verlag Meisenbach, Bamberg, 1995
- /78/ BERG, H.J.: Prozessoptimierte numerische Verfahren zur Auslegung von wirkmedienunterstützten Umformvorgängen. Dissertation, ETH Zürich, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 2: Fertigungstechnik, Nr. 461 (1998) Düsseldorf, VDI-Verlag,
- /79/ EL-DSOKI, T.: Numerische Untersuchungen zur Anisotropie beim Tiefziehen von Feinblech. Dissertation, Universität Hannover, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 2: Fertigungstechnik, Nr. 373, Düsseldorf, 1996
- /80/ DERRINGER, G. ; SUICH, R.: Simultaneous Optimisation of Several Response Variables. Journal of Quality Technology, 12 (1980) S. 214-219
- /81/ DOEGE, E.; BEDERNA, CHR.; BOCHMANN, E.: Zwischenschichtphänomene und deren Implementierung in FE-Konzepte, PSU-Workshop Dez 1991
- /82/ NETSCH, T.: Methode zur Ermittlung von Reibmodellen für die Blechumformung, Dissertation, Darmstadt 1994

- /83/ ARLINGHOUSE, F.J.; FREY, W.H.; STOUGHTON, T.B.; MURTHY, B.K.: Finite Element Modeling of a Stretch-Formed Part. Computer Modeling of Sheet Metal Forming Process, General Motors Research Laboratories, Warren, Michigan (USA); Publ. By Metallurgical Society of ASME (1985) S.51-64
- /84/ FOGG, R.T.; GOSH, S.K.; SENGUPTA, A.K.: On the Mechanism Behind the Punch-Blank Surface Conformation in Stretch Forming and Deep Drawing. Journal of Mechanical Working Technology 5 (1981) S. 181-210
- /85/ STAEVES, J.; MASARCZYK, P.: Tribologische Aspekte bei der Verarbeitung höherfester Stähle, Tribologieforum am PtU Darmstadt 27.09.2001
- /86/ DOEGE, E.; BERDERNA, CHR.; BOCHMANN, E.: Zwischenschichtphänomene und deren Implementierung in FE- Konzepte, Workshop des Gemeinschaftsprojektes „Prozesssimulation in der Umformtechnik“, Hannover, 1991
- /87/ LAACKMANN, B.: Beitrag zur Fraktalen Beschreibung technischer Oberflächen, Dissertation, Hannover, 1996
- /88/ DOEGE, E.; ELEND, L.-E.; ROPERS, C.: Pliable Blank Holder Systems for the Optimisation of Process Conditions in Deep Drawing. 6th ICTP, International Conference on Technology of Plasticity, 19.-23.09.1999, Nürnberg, S. 177-182
- /89/ N.N.: Industriekolloquium „Fertigen in Feinblech“, Vortragstexte des Industriekolloquiums „Fertigen in Feinblech – Innovative Werkstoff- und Fertigungskonzepte für den Leichtbau“, SFB 362, Clausthal-Zellerfeld, 21.-22.03.2000

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name: Rune Schmidt-Jürgensen
Geboren am: 26.05.1971
Geburtsort: Walsrode
Familienstand: ledig

Schulbildung:

1977 – 1981: Grundschule I, Walsrode
1981 – 1983: Orientierungsstufe, Walsrode
1983 – 1990: Gymnasium, Walsrode

Grundwehrdienst

02.07.90 – 17.08.91 Grundausbildung: Fachschule des Heeres für Technik STTR 1
18.08.91 – 30.06.91 1. Panzerlehrbataillon 93, Munster

Studium

WS 91/92 – SS 97: Maschinenbaustudium, Universität Hannover
Fachrichtung Produktionstechnik
02/1997 – 06/1997: Wissenschaftliche Hilfskraft, Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen, Universität Hannover

Praktika

03.06.91 – 26.07.91 Kraft Generals Foods, Fallingbostal
01.10.96 – 25.11.96 Conti-Tech, Hannover

Beruf

Seit 07/1997 Wissenschaftlicher Mitarbeiter der Universität Hannover, Institut für Umformtechnik und Umformmaschinen,
Leitung Prof. Dr.-Ing. E. Doege,
Abteilung Numerische Methoden