



Diplomarbeit

von

Hermann Maderbacher

21. Mai 2008

Untersuchung der Eigenspannungsentstehung bei
der spanenden Formgebung Drehen mittels
Finite Elemente Simulation

Lehrstuhl für Allgemeinen Maschinenbau

Danksagung

An dieser Stelle möchte ich mich bei allen Personen bedanken, die mir bei der Erstellung dieser Diplomarbeit mit Rat und Tat zur Seite standen.

Der erste Dank gebührt **Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Wilfried Eichlseder**, dem Vorstand des Institutes für Allgemeinen Maschinenbau, der mir die Diplomarbeit am Lehrstuhl ermöglicht hat.

Weiters will ich mich besonders bei meinem Betreuer **Dipl.-Ing. Ataollah Javidi** bedanken, der mir zu jeder Zeit und Phase dieser Arbeit mit vollstem Einsatz bei jedem Problem behilflich war.

Meinen Dank möchte ich auch **Dipl.-Ing. Dr. mont. Hans-Peter Gänser** aussprechen, für seine besondere Hilfestellung und Beratung seitens der Simulation.

Eidesstattliche Erklärung

Ich erkläre an Eides statt, dass ich diese Arbeit selbständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen und Hilfsmittel nicht benutzt und mich auch sonst keiner unerlaubten Hilfsmittel bedient habe.

Leoben, den 21. Mai 2008

Hermann Maderbacher

Kurzfassung

Moderne Fertigungsverfahren zeichnen sich dadurch aus, dass sie einerseits auf ihre Durchsatzmenge maximiert werden, und andererseits auch die Qualität des Produktes mit den geringsten Mitteln so hoch wie möglich ansiedeln. Ein sehr wichtiges Fertigungsverfahren stellt das Zerspanen von Metallen dar, wodurch relativ einfach sehr komplizierte geometrische Formen verwirklicht werden können. Heute wird von einem Bauteil nicht nur erwartet, dass seine Geometrie makroskopisch mit jener der Zeichnung übereinstimmt, sondern auch die mikroskopischen Eigenschaften müssen bestimmte Kriterien erfüllen. Bei einem schwingend belasteten Bauteil ist vor allem die Oberfläche, von der Bauteilversagen mit großer Wahrscheinlichkeit ihren Ursprung nimmt, von großer Bedeutung. Neben Härte und Gefüge haben vor allem die Oberflächenrauheit und die Eigenspannungen einen großen Einfluss auf die Bauteillebensdauer. Interessant wäre es also die Oberfläche eines zerspanend gefertigten Werkstücks nur durch den Zerspanungsprozess so zu beeinflussen, dass seine Lebensdauer ohne Zusatzbearbeitung maximiert wird.

Im Rahmen dieser Diplomarbeit wurde versucht, für die zerspanende Fertigung Drehen ein Finite Elemente Modell zu erstellen, das es ermöglicht, Eigenspannungen in der gefertigten Werkstückoberfläche für bestimmte Schnittparameterkombinationen abzuschätzen. Die verwendeten Modelle sind in der Lage die Eigenspannungsverläufe des Experimentes qualitativ wiederzugeben. Weiters konnten Hypothesen aufgestellt werden, welche Mechanismen für die Entstehung der Eigenspannungen verantwortlich sind, wovon sie abhängen und wie sie beeinflusst werden können. Schließlich wird vorgeschlagen, welche Gestalt eine Schneide besitzen und wie diese Schneide eingesetzt werden muss, damit optimale Ergebnisse hinsichtlich Eigenspannungen erreicht werden können.

Abstract

Modern production processes are characterized by a high amount of operational capacity as well as by a high degree of product quality. The machining of metal is a very important production process, because machining enables making complicated geometry in a quite easy way. Not only the macroscopical correlation with the detail drawing but also the microscopic properties have to pass strict predefined criterias today. Particularly the surface condition of an oscillatory loaded component is very important, because most failure have its seeds there. Among surface hardness and microstructure the surface roughness and the residual stresses have the largest influence in the durability of a component. Thus it would be very interesting if there is a possibility to have an effect on the surface of a part just by machining in this way that the durability is developed to the maximum without any additional processes.

This diploma thesis tries to find a finite element model of machining to estimate the residual stresses in the finished part having the regard to different cutting parameters. The used models were able to reproduce the residual stress sequence plots from the experiment qualitatively. Furthermore it was possible to propose hypotheses for the mechanisms which are responsible for the residual stresses. The dependences of these mechanisms and the way how they can be influenced was analysed too. Finally the design of the tool as well as the remaining cutting parameters were proposed in a way that there can be expected good results concerning residual stresses.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Die spanende Formgebung - Drehen	4
3	Die Oberflächenbeschaffenheit	8
3.1	Die Oberflächenrauheit	8
3.2	Eigenspannungen, Gefüge und Oberflächenhärte	9
4	Literaturrecherche	12
5	Physikalische Grundlagen	15
5.1	Materialeigenschaften	16
5.2	Risskriterium	16
5.2.1	Das kritische Spannungs-Kriterium	16
5.2.2	Adaptierung des Risskriteriums	20
5.2.3	Das Kohäsivzonen-Modell	20
5.3	Reibungskriterium	30
5.3.1	Bewertung verschiedener Reibungsmodelle	31
5.4	Der Wärmehaushalt	34
6	Umsetzung der physikalischen Grundlagen	35
6.1	Problemeinschränkung	35
6.2	Die Modell-Umsetzung	39
6.2.1	Die Modell-Geometrie	39
6.2.2	Eingabe der Material- und Reibungseigenschaften	41
6.2.3	Definition der Interaktionen	41
6.2.4	Setzen von Randbedingungen und Belastungen	42
6.2.5	Vernetzung	43
6.2.6	Überprüfung des Risswachstums	44

7	Experimentelle Ermittlung der Eigenspannungen	48
7.1	Eigenspannungsmessung mittels Röntgendiffraktometrie	48
7.2	Ergebnisse der Eigenspannungsmessung und ihre Interpretation	49
8	Ableitung von Modellen - Die spitze Schneide	52
8.1	Gewählte Schnittparameter	52
8.2	Ergebnisse	52
8.2.1	Der Eigenspannungsverlauf	54
8.2.2	Bewertung der Ergebnisse	54
9	Erweitertes Modell - Die <i>reale</i> Schneide	58
9.1	Der Einfluss der Schneide	58
9.1.1	Die Schneidengeometrie	59
9.2	Gewählte Schnittparameter	60
9.3	Ergebnisse	60
9.3.1	Der Eigenspannungsverlauf	62
9.3.2	Bewertung der Ergebnisse	62
9.4	Für den charakteristischen Eigenspannungsverlauf verantwortliche Mechanismen	62
9.4.1	Oberflächenbearbeitung - <i>Rollen über die Oberfläche</i>	64
9.4.2	Oberflächenbearbeitung - <i>Reibungsdominiertes Gleiten über die Oberfläche</i>	68
9.4.3	Oberflächenbearbeitung - <i>Elastische Vordehnung des Materials vor der Bearbeitung</i>	72
10	Vergleich der Simulation mit dem Experiment	77
10.1	Kritische Betrachtung der Simulation	77
10.1.1	Interpretation der Unterschiede zwischen Simulation und Experiment	77
10.2	In der Simulation nicht berücksichtigte Schnittparameter	81
10.2.1	Der Einfluss des Schnittwinkels	82
10.2.2	Der Einfluss des Eckenradius	83
10.2.3	Der Einfluss der Schnitttiefe	83
11	Optimierung der Eigenspannungsverteilung	86
11.1	Die perfekte Schneide	86
11.2	Der perfekte Schnitt	87
11.3	Interpretation der Vorschläge	88
11.3.1	Die Zweihöckerschneide	89

12 Diskussion	93
Literaturverzeichnis	97
A Weitere Ergebnisse	99
A.1 Die Schnittkräfte	99
A.2 Die Temperaturverteilung	99

1 Einleitung

Die spanende Formgebung stellt eine sehr wichtige und weit verbreitete Möglichkeit der industriellen Bearbeitung verschiedenster Materialien dar. Dabei verändert sich nicht nur die makroskopische Form der Oberfläche, sondern werden auch mikroskopische Eigenschaften des Werkstoffs in der Bauteil Randzone maßgeblich beeinflusst. In dieser Bauteil Randzone, der näheren Umgebung der direkten Wechselwirkung zwischen Werkzeug und Werkstück, wird nicht die gesamte durch den Schnittprozess eingebrachte Energie für die gewünschte Endform des Werkstücks verwendet, sondern sehr viel von dieser Energie verliert sich in der physikalisch-chemisch-mechanischen Veränderung des Werkstoffs. Gerade bei Werkstücken, die sich als Hochleistungsbauteile in den verschiedensten Anwendungen wiederfinden, beeinflusst die Bauteil Randzone, von der sehr oft Bauteilversagen ihren Ursprung nimmt, die Einsatzdauer und -art des verwendeten Bauteils.

Die lebensdauerrelevanten Veränderungen bezogen auf die Randzone bei tribologischer, korrosiver und schwingender Belastung (auf Letztere liegt das Augenmerk dieser Arbeit) werden von folgenden Eigenschaften beeinflusst:

- Oberflächengüte (Rauheit und Topographie)
- Gefügestand
- Oberflächenhärte und -verfestigung
- Eigenspannungszustand

In einer Zeit, in der es immer wichtiger wird alle Prozesse auf ihre Ökonomie zu optimieren, ist es unvermeidbar mit den einfachsten Mitteln und bei kleinstmöglichem Bauteilgewicht das Maximum an Beanspruchbarkeit abzuverlangen. Ziel ist es also die Parameter der spanenden Bearbeitung so einzustellen, dass ohne zusätzliche, nachträgliche Oberflächenbehandlung die gewünschten Oberflächeneigenschaften erreicht werden. Soll die Lebensdauer eines schwingend beanspruchten Bauteils optimiert werden, könnten die gewünschten Eigenschaften lauten: Eine minimale Oberflächenrauheit bei großer Härte und feinem Gefüge, sowie Druckeigenspannungen auf der Oberfläche. Während die Oberflächenrauheit bei bestimmten Schnittparametern relativ einfach abzuschätzen ist, liegen den übrigen Eigenschaften sehr komplexe, von einander abhängige Mechanismen zugrunde.

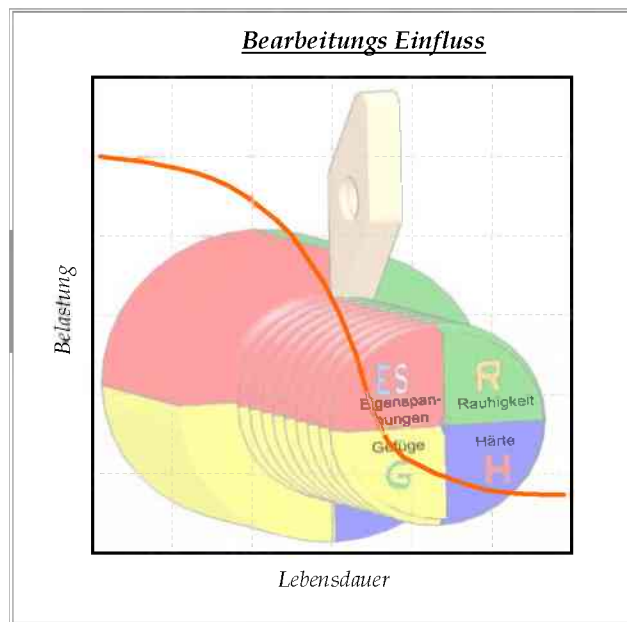


Abbildung 1.1: Einfluss der Bearbeitung auf die Oberfläche

In einer früheren Arbeit [13] wurde mittels Rauheits- und Eigenspannungsmessung an Umlaufbiegeproben versucht eine Tendenz für die Lebensdauer dieser Proben abzuschätzen. Hierfür wurden die Proben mit verschiedensten Schnittparameterkombinationen gefertigt und anschließend analysiert. Leider war aufgrund des geringen Proben-durchmessers von nur 7,5[mm] die maximale Schnittgeschwindigkeit für eine Standard-Drehmaschine sehr schnell erreicht. Ein zweites Problem war die Eigenspannungsmessung. Bedient man sich hier einer röntgenographischen Messung, fallen aufgrund des großen nötigen Messumfanges enorme Kosten an. Aus diesem Grund wurden die Eigenspannungen mit der inkrementellen Bohrlochmethode gemessen, einem Messverfahren, das eine vergleichbar günstige Alternative darstellt. Bei der gewählten Probengröße muss die Bohrlochmethode jedoch als zerstörende Prüfung angesehen werden, die die Probe für einen folgenden Schwingfestigkeitsversuch unbrauchbar macht. Des weiteren ist es mit dieser Methode nur sehr schwer möglich eine hohe Auflösung über eine kleine Bohrtiefe zu erreichen, da ein Bohrtiefeninkrement nicht beliebig klein werden kann.

Ziele der Arbeit

Ein Ziel dieser Arbeit besteht darin ein repräsentatives Finite Elemente Modell für den Fertigungsprozess Drehen zu erstellen. Mit diesem Modell soll unter Variation bestimm-

ter Schnittparameter ein qualitativer Eigenspannungsverlauf im Bereich der Oberfläche abgeschätzt werden können. Des weiteren soll untersucht werden, welche Mechanismen für den jeweils charakteristischen Eigenspannungsverlauf verantwortlich sind. Falls die Möglichkeit besteht, sollen darüber hinaus die gefundenen Mechanismen so beeinflusst werden, dass sich ein für die Lebensdauer günstiger Eigenspannungsverlauf einstellt.

2 Die spanende Formgebung - Drehen

Per Definition ist Drehen ein Spanen mit geschlossener, meist kreisförmiger Schnittbewegung und beliebiger, quer zur Schnittrichtung liegender Vorschubbewegung.

(Definition nach DIN 8589, Teil 1)

Je nach verwendetem Werkstückmaterial sowie Schnittparametern wird ein Span aus Kombination von plastischer Verformung und Risswachstum abgehoben. Wird im Folgenden von Schnittparametern gesprochen, so sind damit jene variablen Größen gemeint, die bei der Bearbeitung eines Werkstücks fertigungstechnisch verändert werden können (siehe Abbildung 2.1).

Zu den Schnittparametern zählen:

Schnittgeschwindigkeit	v_c
Vorschub	f
Schnittwinkel	α
Schneideplattentyp	P
Eckenradius	r
Kühlung	

Diese Schnittparameter sollen nun so eingestellt werden, dass sich für die Lebensdauer günstige Eigenschaften einstellen. Das heißt, mit den genannten Parametern müssen Oberflächenrauheit, Gefüge, Härte und Eigenspannungen gezielt beeinflusst werden.

Die Spanbildung - Das Zerspanungsmodell nach Atkins

Ein interessantes Modell des Zerspanens, das erstmals neben plastischer Verformung und Reibungsarbeit auch Risswachstum berücksichtigt, wurde von Atkins verfasst und kann wie folgt zusammengefasst werden [12]:

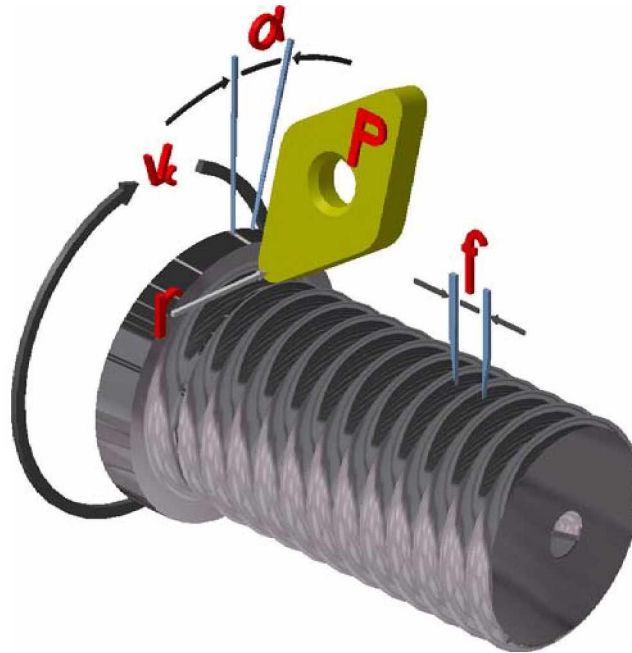


Abbildung 2.1: Variable Parameter beim Drehen

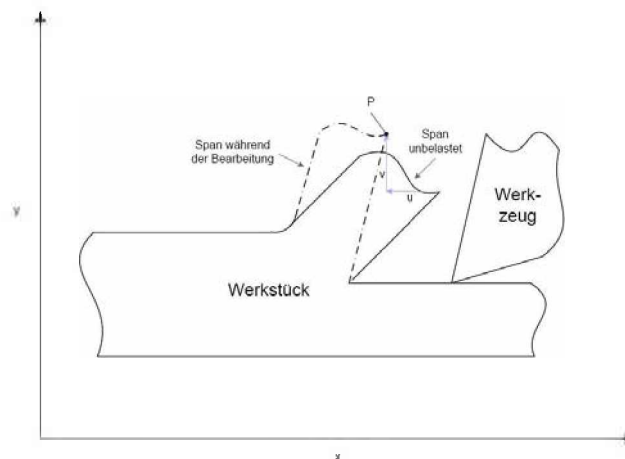


Abbildung 2.2: Zerspanungsmodell nach Atkins

Wird während des Schnittes die Schneide vom Span abgesetzt, so federt dieser um einen bestimmten Betrag zurück (siehe Abbildung 2.2). Wenn die Schneide erneut angesetzt wird, wird der unbelastete Span so lange elastisch verformt bis er denselben Winkel einnimmt wie der Spanwinkel der Schneide. Durch diese Verformung wird im Span elastische Energie gespeichert, die bei Erreichen eines kritischen Wertes in Rissbildungsarbeit umgesetzt wird, die auf diese Weise einen Riss vorantreibt.

Der Riss wächst so lange bis die gespeicherte elastische Energie so gering wird, dass keine neue Rissoberfläche erzeugt werden kann. Der Span muss zuerst in Schnittrichtung also in x -Richtung und in y -Richtung um den kritischen Betrag u bzw. v verschoben (Abbildung 2.3) werden damit die gespeicherte elastische Energie ein Risswachstum ermöglichen kann.

Abbildung 2.4 zeigt die Stadien des Risswachstums beim Zerspanen. Bewegt sich die Schneide in Schnittrichtung so steigt die Kraft F_x so lange an, bis Risswachstum eintritt. Der Riss wiederum wächst so lange bis die elastisch gespeicherte Energie zu klein wird um den Riss weiter voran zu treiben. Während des Rissfortschrittes sinkt die Kraft in x -Richtung und beginnt bei Rissstillstand wieder zu steigen. Die Rissspitze ist jetzt zu weit von der Werkzeugspitze entfernt, sodass die nun aufgebaute elastische Energie noch nicht neuerlich für die Schaffung einer neuen Rissoberfläche umgesetzt werden kann. Die Fließgrenze des Werkstück-Werkstoffs wird erreicht, es bildet sich ein Scherband aus und das Material zwischen Werkzeugspitze und Rissspitze wird weggeschoben. Hat die Werkzeugspitze wieder einen kritischen Abstand zur Rissspitze erreicht wiederholt sich der vorhin erläuterte Prozess von Neuem.

Da es während des Schnittes keine Werkzeugverschiebung in y -Richtung gibt, tritt in dieser Richtung nur beim ersten Werkzeugeintritt eine nennenswerte Kraftveränderung auf. Laut Atkins kann die Entstehung des Spans also als Kombination von Risswachstum und plastischer Verformung angesehen werden. Mit dieser Beschreibung des Zerspanungsprozesses lässt sich zudem die häufig gemessene Sägezahnform der Schnittkräfte plausibel erklären.

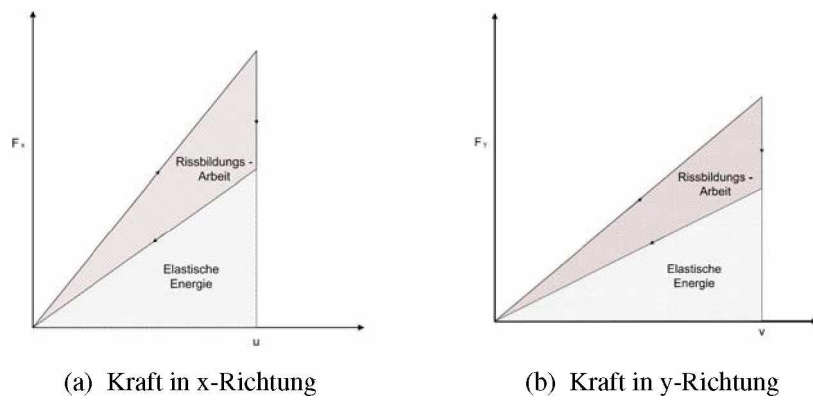


Abbildung 2.3: Kraft - Weg Antwort für das Wachsen eines Risses

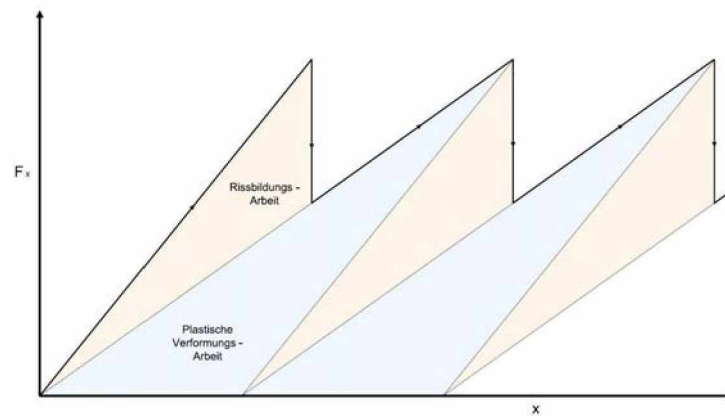


Abbildung 2.4: Rissfortschritt nach Atkins

3 Die Oberflächenbeschaffenheit

Im folgenden Abschnitt sollen nun die lebensdauerrelevanten Eigenschaften an der Oberfläche eines Bauteils erläutert und bewertet werden.

3.1 Die Oberflächenrauheit

Die Oberflächenrauheit hängt fast ausschließlich vom Eckenradius r der verwendeten Schneideplatte und vom Vorschub f ab. Für die Bauteillebensdauer ist es von Vorteil wenn die Rauheit möglichst gering ist, da größere Rauheit auch mehr Quellen zur Rissentstehung bietet.

Rein aus der geometrischen Überlegung aus Abbildung 3.2 ist klar erkennbar, dass bei steigendem Vorschub und kleiner werdendem Eckenradius die Rillentiefe und somit die Oberflächenrauheit steigen muss. Die zusätzlich auftretenden Riefen in den Rillen spielen eher eine untergeordnete Rolle, da sie sehr wenig von den gewählten Schnittparametern abhängen.

Abbildung 3.1 zeigt den Unterschied zwischen Wellen, Rillen und Riefen:

- Eine Welle ist meist eine gewünschte Oberflächenform mit einem bestimmten Radius, kann aber auch unerwünscht durch Schwingungen des Werkstücks während der Bearbeitung auftreten.
- Eine Rille ist fast ausschließlich durch den Eckenradius der Schneide und dem Vorschub bestimmt.
- Eine Riefe ist ein unkontrolliertes Aufrütteln der Oberfläche in den Rillen.

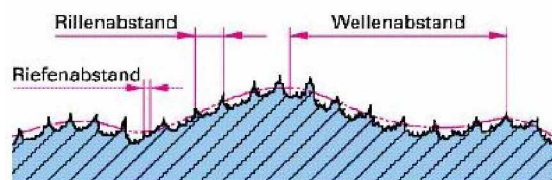


Abbildung 3.1: Definition von Wellen, Rillen und Riefen

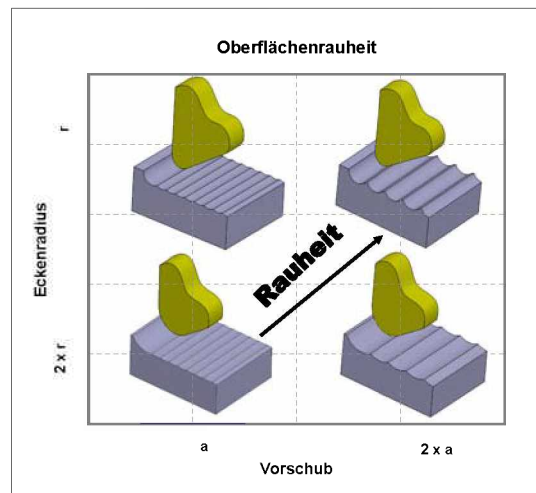


Abbildung 3.2: Rauheit in Abhängigkeit von Vorschub und Eckenradius

3.2 Eigenspannungen, Gefüge und Oberflächenhärte

Die sich an der Oberfläche einstellenden Eigenspannungen, Gefüge und Oberflächenhärte folgen leider nicht mehr diesen trivialen geometrischen Gesetzmäßigkeiten wie das die Rauheit macht. Vielmehr entstehen diese Eigenschaften aus einer Kombination von mechanischen und thermischen Einflüssen, denen nicht die Veränderung eines einzigen Schnittparameters zugrunde liegen.

Mechanische Einwirkungen ergeben sich durch das Eindringen des Schneidkeiles. Durch die plastischen Verformungsanteile und Gefügeinhomogenitäten werden Eigenspannungsquellen in den oberflächennahen Schichten induziert. An der Oberfläche selbst kann nur ein zweiachsiger Spannungszustand auftreten. Normal- und Schubspannungen senkrecht zur Oberfläche müssen hier verschwinden.

Thermische Einwirkungen (siehe Abbildung 3.3 und 3.4) folgen aus der Umsetzung eines Großteils der Spannungsenergie in Wärme. Durch die äußere Reibung zwischen Werkstückoberfläche und Schneidplatte, sowie der inneren Reibung im Kristallgitter des Werkstücks bei Verformung können bei steigenden Temperaturen mikrostrukturelle Veränderungen auftreten. Die Werkstückrandzonen werden kurzzeitig hoch erhitzt. Durch Selbstabschreckung des Werkstoffs und durch eventuellen Wärmeentzug über den Kühlschmierstoff tritt sofort eine rasche Abkühlung ein. Mit diesem Temperaturverlauf können Gefügeveränderungen, Härteerhöhungen durch Sekundärabschreckung und auch Anlasseffekte, d. h. Härteminderungen verbunden sein. Örtlich unterschiedliche Wärme-

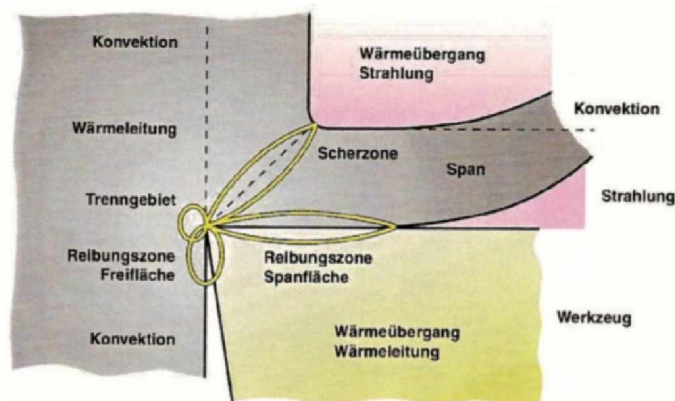


Abbildung 3.3: Wärmefluss beim Spanen (Quelle: EMCO)

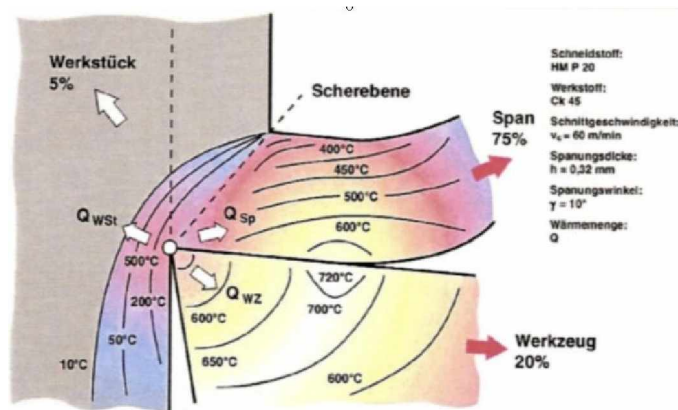


Abbildung 3.4: Temperaturverteilung beim Spanen (Quelle: EMCO)

dehnungen und ungleichförmiges Abkühlen führen zu Eigenspannungen. Durch den Zerspannungseffekt werden ständig *frische* Oberflächen erzeugt. Diese sind hochgradig reaktionsfähig und zudem hohen Temperaturen und großen Zerspanungskräften ausgesetzt. Oxidation, Diffusion und Adsorption resultieren als chemische Belastung.

Der schließlich vorherrschende Oberflächenzustand ergibt sich aus den einzelnen Komponenten als Superposition dieser Mechanismen.

Zum Einfluss spanender Fertigung auf die Ermüdungsfestigkeit, speziell für *Drehen*, fasen Buschermöhle, Fessenmayer und Günther in [8] folgende Erkenntnisse zusammen:

- Der Einfluss der aus dem Zerspanprozess resultierenden Bearbeitungseigenspannungen auf das Bauteilermüdungsverhalten ist wesentlich größer als der der Rauheit.
- Angaben zur Oberflächenrauheit nach DIN 4768 reichen nicht aus, um den Oberflächeneinfluss auf das Ermüdungsverhalten zu charakterisieren. Der komplexe Oberflächenzustand (Oberflächenintegrität) ist entscheidend für die Wirksamkeit einer spanend bearbeiteten Oberfläche. Fertigungsparameter haben einen großen Einfluss auf die Oberflächenintegrität. Über die technologischen Arbeitswerte und die Geometrie der Schneide sowie die Art des verwendeten Werkstoffs wird die Energiebilanz und die Oberflächenausbildung beim Zerspannen in Bezug auf Oberflächentopographie, Eigenspannungen und Verfestigung beeinflusst.

Für die Berücksichtigung des Oberflächeneinflusses bei der Bauteildimensionierung können noch keine allgemein gültigen, quantitativen Festlegungen abgeleitet werden. An gleicher Stelle werden Einflussfaktoren vorgeschlagen, mit deren Hilfe man maximal mögliche Bearbeitungseigenspannungen bei der Berechnung der Bauteilfestigkeit berücksichtigen kann. Insgesamt ist festzustellen, dass die im technischen Regelwerk angegebenen Vorschriften zur Erfassung des Einflusses der Bauteilrandschicht für moderne Fertigungsverfahren nicht zutreffen.

Um die Prozessparameter für günstige Druckeigenspannungen richtig einstellen zu können, muss die Abhängigkeit zwischen diesen Prozessparametern, Druckeigenspannungen und die Charakteristik des Materials erkannt werden. Bis jetzt gibt es jedoch noch keine Faustregeln dafür.

Heute ist bekannt, dass Eigenspannungen für die Kornverformung an der Oberfläche verantwortlich sind. Vermutlich ist das mechanische Einwirken auf die Oberfläche von viel größerer Bedeutung als der Temperatureinfluss. Interessant ist auch, dass die plastische Verformung vor der Schneidkante den größten Teil der Zugeigenspannungen ausmacht.

4 Literaturrecherche - Kritische Betrachtung einiger Zerspannungssimulationen

In der Vergangenheit hat es schon zahlreiche Bestrebungen gegeben den Zerspanungsprozess mit der Finite Elemente Methode numerisch abzuschätzen. Die Probleme die sich dabei ergaben waren stets die Gleichen:

- Für die Simulation müssen brauchbare Materialdaten vorhanden sein die den extrem großen Dehnungen und Dehnraten dieses Prozesses gerecht werden.
- Ein komplexes Problem stellt der Umstand und die Art dar, wie sich einzelne Knoten voneinander trennen um die Ausbildung eines Spans zu gewährleisten.
- Für den *Fluss* des Spans über die Schneide muss ein möglichst reales Reibungsmodell verwendet werden.
- Für die Wechselwirkungen zwischen Schneide und Werkstück, sowie dieser mit der Umgebung müssen Rand- und Kontaktbedingungen geschaffen werden, die einen vernünftigen Wärmehaushalt sicherstellen.

Verwendete Separationskriterien

Ein Überblick über die bislang verwendeten Kriterien für eine Materialseparation kann bei Martin Bäker [15] gefunden werden.

Grundsätzlich wird unterschieden in:

- *Physikalisches Kriterium*
 - Kritisches Spannungs- bzw. Dehnungskriterium
 - * Materialseparation wird eingeleitet wenn eine kritische Spannung bzw. Dehnung überschritten wird.

- *Geometrisches Kriterium*
 - Kritisches Abstands-Kriterium
 - * Zur Materialtrennung kommt es sobald die Spitze der Schneide einen bestimmten Abstand zur Risspitze unterschreitet.
- *Keine Materialtrennung*
 - Materialfließen
 - * Das Material fließt um die Schneidkante und ein Span entsteht durch häufiges und regelmäßiges Wiedervernetzen.

Die einfachste Möglichkeit die beiden ersten Kriterien umzusetzen ist eine Separation entlang einer vordefinierten Linie. Der Nachteil dieses Verfahrens ist, dass die Position dieser angenommenen Trennlinie im Vorhinein noch unbekannt ist. Eine andere Möglichkeit stellt die Verwendung von Elementen dar, die einfach zerstört werden, sobald das gewünschte Kriterium erfüllt wird. Bei dieser Lösung verschwindet aber durch diese Zerstörung ständig Material aus dem Werkstoffvolumen. Wird rein plastische Verformung kombiniert mit entsprechender Wiedervernetzung als Spanbildung verwendet, so ist ein Risskriterium nicht nötig. Hier wird entweder bei jeder Wiedervernetzung automatisch ein kleiner Riss ins Netz eingefügt, oder auf den Riss wird ganz verzichtet und das Material, das in die Schneide eindringt wird einfach bei der nächsten Wiedervernetzung entfernt.

Verwendete Zerspanungsmodelle

Martin Bäker [14] verwendete in einer seiner Untersuchungen das Softwarepaket *Abaqus Standard* um die Bildung segmentierter Späne genauer unter die Lupe zu nehmen. Er modellierte den Spanbildungsprozess als reine plastische Deformation und verzichtete somit auf ein Risskriterium. Um segmentierte Späne für seine Titanlegierung zu erhalten, was extreme Elementverzerrungen mit sich führt, setzte er auf eine kontinuierliche, adaptive Wiedervernetzung. Durch diese Wiedervernetzung wurde zum einen die Netzqualität in den stark verzerrten Gebieten wie Scherbändern immer wieder verbessert und zum anderen konnte damit das Material, das in die Schneide eindrang, immer wieder entfernt werden. Sein Werkzeug wählte er als perfekt *rigid*. Während er die Wärmeleitung berücksichtigte, schenkte er der Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück keine Beachtung.

Tugrul Özel [22] untersuchte den Einfluss der Schneidenecke auf die Prozessparameter und das Schnittverhalten beim Drehen. Er verwendete das Lagrange Software Paket *AdvantEdge*, das adaptives Vernetzen und kontinuierliches Wiedervernetzen ermöglicht. Sein verwendetes Materialmodell berücksichtigte Materialverfestigung und Temperatur-Entfestigung in Abhängigkeit von der Dehnrates. Weiters schenkte er der Wärmeleitung

und Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück Beachtung. Für die Berücksichtigung der Werkzeug-Werkstück-Reibung wurde die Coulomb-Reibung mit einem konstanten Reibwert von 0.5 verwendet.

Der Einsatz von Ultraschall bei der drehenden Bearbeitung wurde von A.V. Mitrofanov et al. [10] simuliert. Unter Verwendung des FE-Codes MSC Marc/Mentat wurde untersucht wie sich der Schnittprozess verhält, wenn die Schneide konstant mit Ultraschall vibriert. Sie vernachlässigten thermische Effekte, die Dehnratenabhängigkeit sowie Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück. Für die Materialseparation verwendeten sie ein *kritisches Spannungskriterium*, welches die Knoten bei Erreichen einer kritischen Spannung an einer vordefinierten Linie trennt.

T. D. Marusich et al. [9] versuchten mit Hilfe von *AdvantEdge* Eigenspannungen auf der neu durch Spanen geschaffenen Werkstückoberfläche abzuschätzen. Auch sie bedienten sich der adaptiven Wiedervernetzung und berücksichtigten Materialverfestigung sowie thermisches Entfestigen, eine Dehnraten-Abhängigkeit und Wärmeleitung. Für die Eigenspannungsuntersuchungen wurden Vorschub, Schnittgeschwindigkeit und Schnittwinkel variiert.

Yogesh K. Potdar et al. [11] verwendeten das Software Paket *Abaqus Standard* um Temperaturverteilungen und plastische Dehnungen beim Drehen verschiedener Materialien zu berechnen. Die thermomechanisch gekoppelte Berechnung wurde mit einem kritischen Spannungskriterium und einem kritischen Abstandskriterium durchgeführt um Materialseparation an einer vordefinierten Linie zu erreichen. Für die Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück verwendeten sie ein abgewandeltes Coulomb-Reibungsgesetz.

5 Physikalische Grundlagen zur Beschreibung des Zerspanungsprozesses

Für die eigentlichen Untersuchungen wird im Folgenden das kommerzielle Finite Elemente Paket *Abaqus Standard* verwendet. Das FE - Modell soll folgende für den Prozess des Drehens wichtige Aspekte berücksichtigen und somit an die physikalische Realität herangeführt zu werden:

- Es sollen Materialdaten verwendet werden, die von der Dehnrates und der herrschenden Temperatur abhängig sind.
- Die Spanbildung soll nach dem Vorbild von Atkins (vgl. Kapitel 2) nicht nur durch plastisches *Fließen* sondern auch durch ein Risswachstum hervorgerufen werden.
- Die Reibungsverhältnisse zwischen Schneide und Werkstück sollen möglichst realitätsnah sein.
- Ein Wärmefluss, hervorgerufen durch die großen Temperaturgradienten, soll berücksichtigt werden.

Um den soeben genannten Punkten gerecht zu werden, wird im Folgenden in vier Schritten vorgegangen:

1. Finden von brauchbaren Materialdaten
2. Finden eines Risskriteriums
3. Finden eines geeigneten Reibungskriteriums
4. Finden von passenden Randbedingungen für den Wärmehaushalt

5.1 Materialeigenschaften

Wie schon angesprochen unterliegt das Material beim Zerspanen enormen Dehnungen und Dehnraten sowie großen Temperaturgradienten.

In dieser Arbeit wird das Zerspanungsverhalten des *Vergütungsstahles 42CrMo4* mit der Werkstoffnummer 1.7225 untersucht. Will man die Werkstoffeigenschaften dieses Vergütungsstahles in einem Werkstoffgesetz zusammenfassen so muss dieses über einen sehr weiten Bereich von Dehnung, Dehnraten und Temperatur Gültigkeit besitzen. Dieser Umstand macht das Finden eines zufriedenstellenden Werkstoffgesetzes sehr komplex und kann bei einer schlechten Wahl zu großen Ungenauigkeiten führen. Eine Alternative bietet *Abaqus Standard* an, indem Werte aus Materialversuchen direkt tabellarisch verwendet werden können.

Materialeigenschaften des Werkstücks

Die nötigen Fließkurven für die Simulation werden aus dem *Fließkurvenatlas* [7] entnommen, wo entsprechende Fließspannungen bei verschiedenen Temperaturen und Dehnraten über die Dehnung aufgetragen sind.

Folgende Fließkurven und Kurven für Elastizitäts-Modul, Querkontraktionszahl, Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit (Abbildungen [5.1a] bis [5.5b]) sollen für den Vergütungsstahl 42CrMo4 Verwendung finden.

Material-Eigenschaften der Schneide

Die Schneide soll sich weder elastisch noch plastisch verformen und eine Dichte von $14,6 \frac{\text{kg}}{\text{dm}^3}$ besitzen. Zusätzlich zeigen die Abbildungen [5.6a] und [5.6b] die thermischen Materialeigenschaften des Schneiden-Werkstoffs.

5.2 Risskriterium

Wie schon angesprochen, wird die Spanbildung als Kombination von Risswachstum und plastischer Verformung angenommen. Eine Möglichkeit, die *Abaqus Standard* für ein Risswachstum anbietet, ist neben dem *Crack opening displacement* und dem *Critical distance* Kriterium das *Critical stress* Kriterium, welches in dieser Arbeit verwendet wird.

5.2.1 Das kritische Spannungs-Kriterium

Die gewünschten Rissflächen [1] [2] [3] werden als Master-Slave-Kontaktoberflächen modelliert. Auf der Slave Oberfläche (siehe Abbildung 5.7) wird ein Knoten-Set definiert, das mit der Master Oberfläche fest verbunden werden soll. Diese definierten Slave-Knoten sind jetzt so lange mit den entsprechenden Master-Knoten verbunden bis das Risskriterium erfüllt wird.

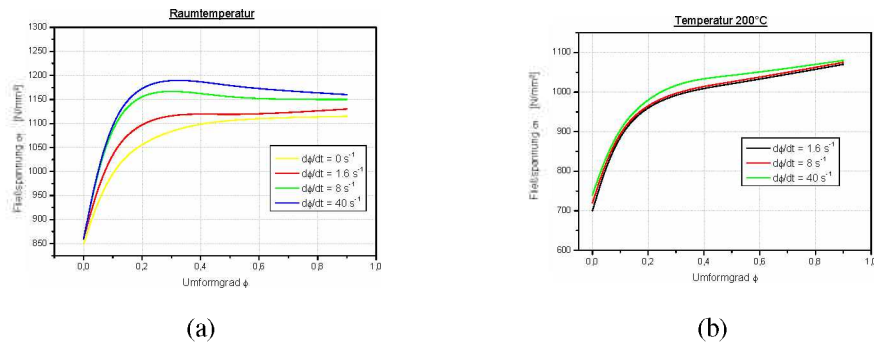


Abbildung 5.1: Fließkurven für 42CrMo4 bei Raumtemperatur und bei 200°C

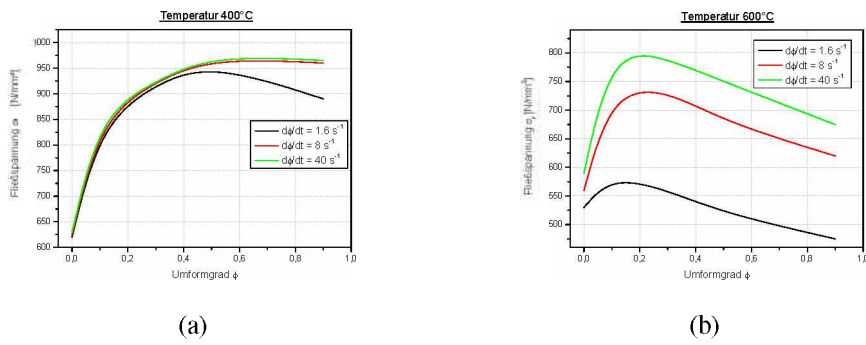


Abbildung 5.2: Fließkurven für 42CrMo4 bei 400°C und bei 600°C

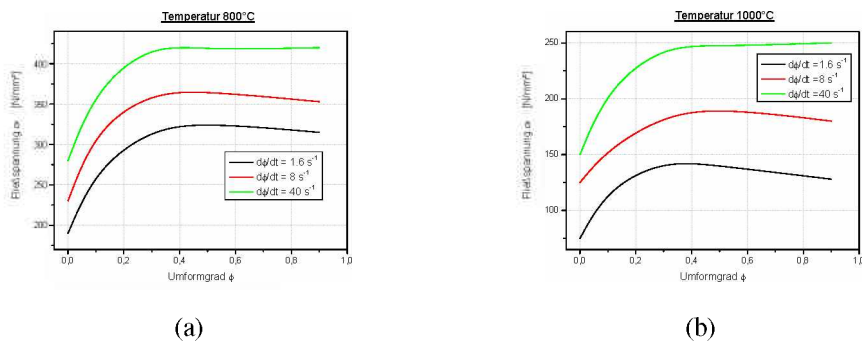


Abbildung 5.3: Fließkurven für 42CrMo4 bei 800°C und bei 1000°C

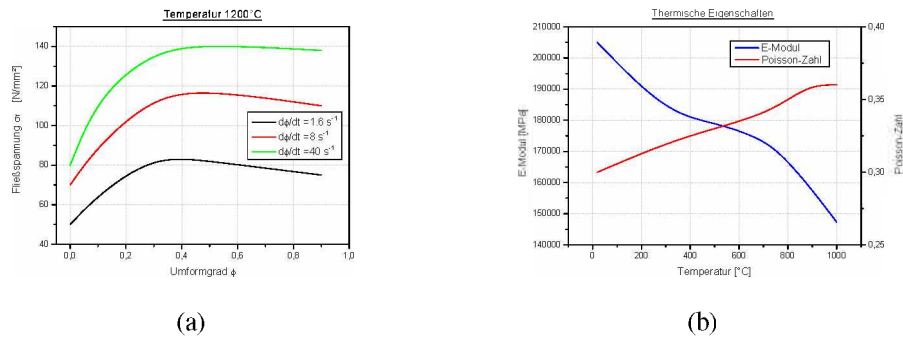


Abbildung 5.4: Fließkurve für 42CrMo4 bei 1200°C sowie E-Modul und Querkontraktionszahl über die Temperatur

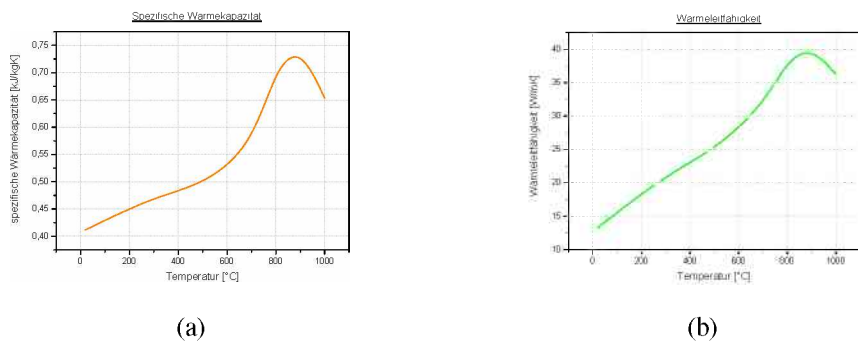


Abbildung 5.5: Spez. Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit über die Temperatur

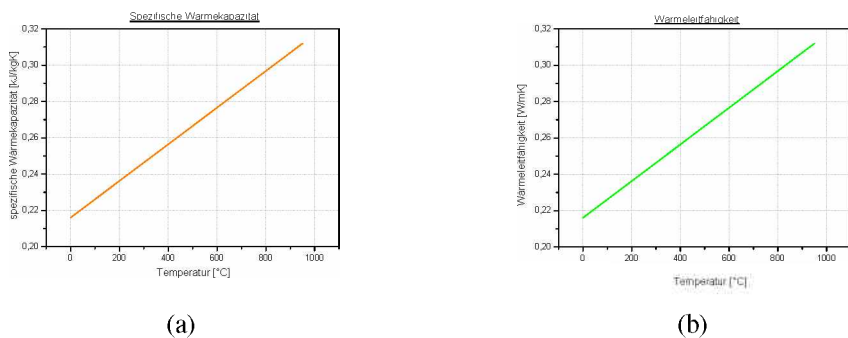


Abbildung 5.6: Spez. Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit der Schneide über die Temperatur (Quelle:[15])

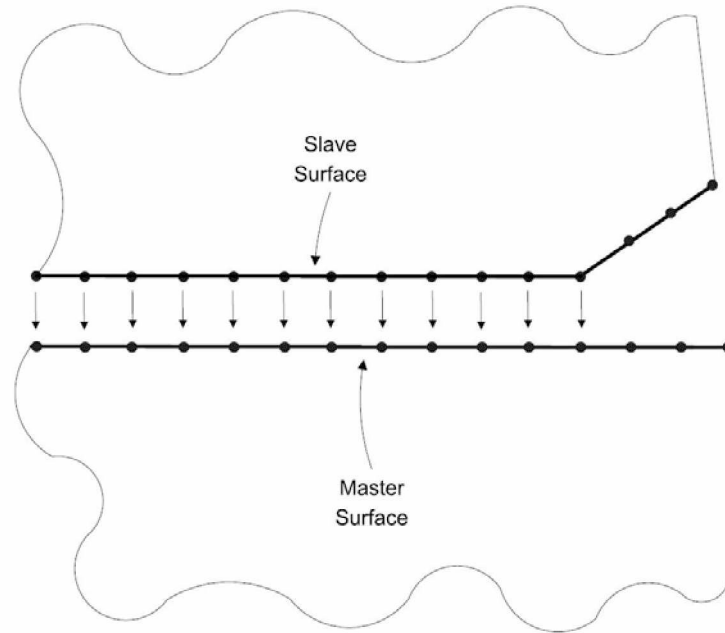


Abbildung 5.7: Definition von Master- und Slave Oberfläche

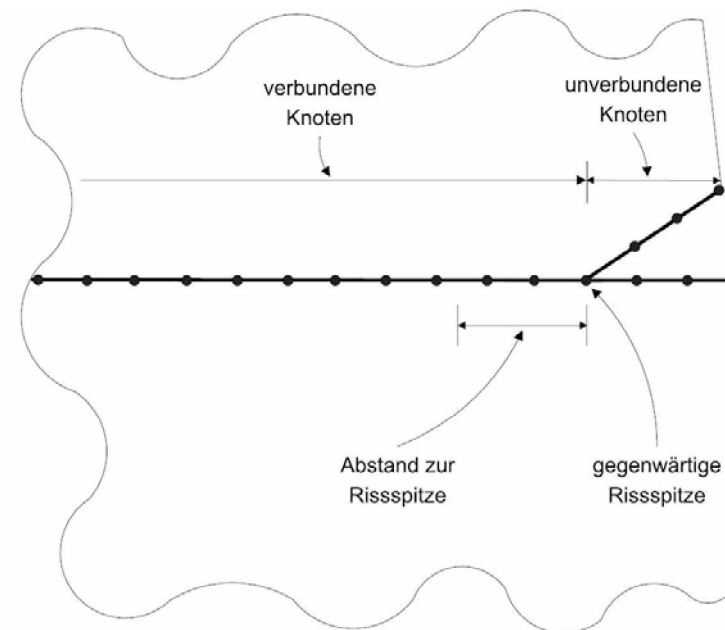


Abbildung 5.8: *kritisches Spannungs-Kriterium*

Das kritische Spannungskriterium verlangt als Input vom Benutzer die kritischen Spannungen, bei denen sich die Rissspitzenknoten voneinander trennen sollen und einen Abstand (siehe Abbildung 5.8) vor der Rissspitze, wo diese Spannungen gemessen werden sollen. Zusätzlich besteht die Möglichkeit eine Funktion zu definieren, nach der die übertragbare Spannung zwischen einem soeben getrennten Knoten und seinem korrespondierenden Knoten auf Null zurückgeht.

Risswachstum bzw. Knotenseparation tritt ein, wenn f aus Funktion (5.1) den Wert 1 erreicht. Dabei ist σ_f , τ_1^f und τ_2^f jeweils der Normalspannungswert und die Schubspannungswerte, die für den Abstand vor der Rissspitze definiert werden müssen. τ_2^f ist für ein zweidimensionales Modell nicht relevant. σ_n , τ_1 und τ_2 sind jeweils Normal- und Schubspannungen die errechnet werden.

$$f = \sqrt{\left(\frac{\sigma_n}{\sigma_f}\right)^2 + \left(\frac{\tau_1}{\tau_1^f}\right)^2 + \left(\frac{\tau_2}{\tau_2^f}\right)^2} \quad (5.1)$$

5.2.2 Adaptierung des Risskriteriums

Mithilfe des oben genannten kritischen Spannungskriteriums ist es sehr einfach zwei anfänglich miteinander verbundene Oberflächen voneinander zu trennen. Die eigentliche Herausforderung bei der Verwendung dieser Rissfortschrittsbedingung besteht jetzt darin die Eingabegrößen so anzupassen, dass das dadurch entstehende Risswachstum für ein bestimmtes Material sowie unter den gegebenen Umständen möglichst der Realität entspricht. Das heißt die Energie, die zur Schaffung der neuen Rissoberfläche umgesetzt wird, soll eine nachvollziehbare Größe einnehmen.

5.2.3 Das Kohäsivzonen-Modell

Eine interessante Möglichkeit Risswachstum zu beschreiben, wurde von T. Siegmund und W. Brocks mit ihrem Kohäsivzonen-Modell vorgeschlagen. In ihrer Arbeit [20] verwendeten sie den Begriff der Energiedissipationsrate R , die wie das J-Integral sowohl die plastische Verformung an der Rissspitze, als auch die Erzeugung neuer Rissflächen beinhaltet. R hängt wie auch das J-Integral von der Geometrie ab, liefert aber auch bei großen plastischen Zonen und langen Rissen gute Ergebnisse und ermöglicht es unter anderem zwischen globaler Plastifizierung und lokalem Risswachstum zu unterscheiden. Die Energiedissipationsrate R ist definiert als

$$R = \frac{dW_{ex}}{dA} - \frac{dU_{el}}{dA} \quad (5.2)$$

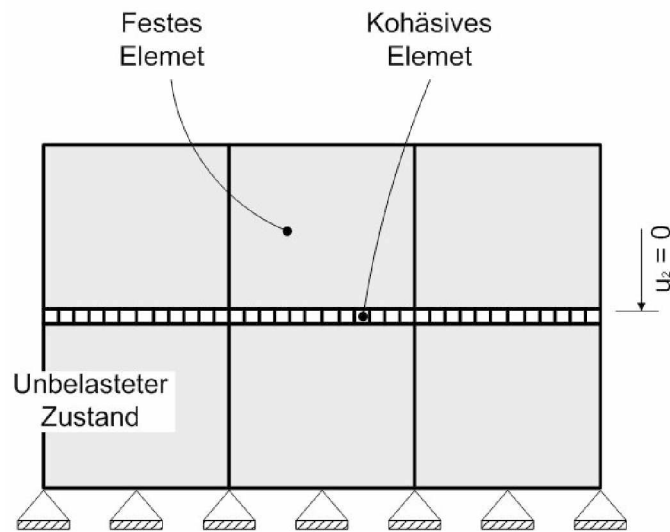


Abbildung 5.9: Unbelastete Elemente

wobei W_{ex} und U_{el} jeweils die von außen zugeführte Arbeit und die innere elastische Energie ist. Die Dissipationsrate beschreibt also den Anstieg an irreversibler Arbeit pro Rissflächenwachstum dA und beinhaltet somit eine plastische Verformungskomponente dU_{pl}/dA und die Separationsarbeit Γ .

$$R = \frac{dU_{pl}}{dA} + \Gamma \quad (5.3)$$

Beim Kohäsivzonen-Modell werden zwischen *festen Elementen* *kohäsive Elemente* eingefügt, die unter bestimmten Umständen den Kraftfluss zwischen den *festen Elementen* auf Null reduzieren, wodurch ein Riss entsteht. Abbildung 5.9 zeigt im unbelasteten Zustand *festen Elemente* zwischen denen sich genannte *kohäsive Elemente* befinden. Bewegen sich die *festen Elemente* von einander weg, ist irgendwann eine Spannung erreicht, bei der die *kohäsiven Elemente* aufbrechen. Dieser Bruch findet jedoch nicht plötzlich statt, sondern die übertragbare Spannung geht mit einer bestimmten Funktion von einem Maximalwert auf Null zurück. Abbildung 5.10 zeigt die Dehnung u bei der diese übertragbare Spannung gerade noch nicht den Wert 0 erreicht hat.

Mit diesem Gesetz, das vorwiegend für duktile Materialien verwendet wird, wurde das Rissverhalten in einem StE460 untersucht. Wie viel von der dissipierten Energie dabei in Rissarbeit bzw. plastische Verformung umgesetzt wird, ist hier vom Triaxialitätsparameter T abhängig, der definiert ist als Verhältnis aus hydrostatischem Druck σ_h

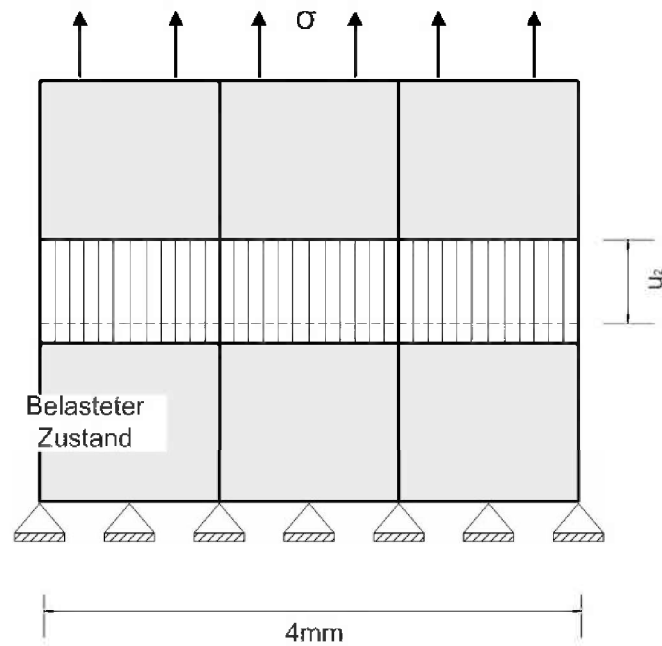


Abbildung 5.10: Belastete Elemente

zur effektiven Spannung σ_e .

$$T = \frac{\sigma_h}{\sigma_e} \quad (5.4)$$

Hier sind σ_h und σ_e

$$\sigma_h = \frac{1}{3} \cdot \text{tr}(\sigma) \quad , \quad (5.5)$$

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{3}{2} S : S} \quad , \quad (5.6)$$

$$S = \sigma - \sigma_h I \quad . \quad (5.7)$$

Die Verwendung des Triaxialitätsparameters erklärt sich damit, dass dadurch die Dissipation in ihre Einzelkomponenten nämlich in Verformungsarbeit und Separationsarbeit

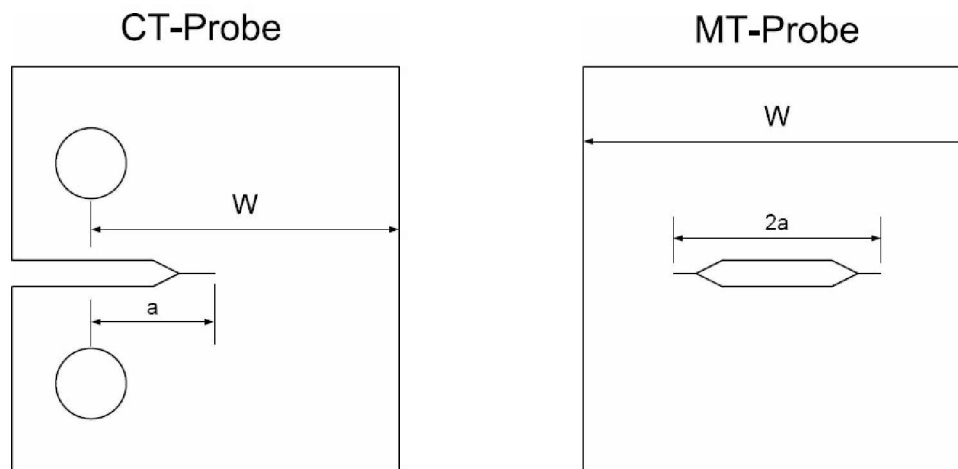


Abbildung 5.11: Verwendete CT- und MT-Probe

zerlegt werden kann. Je größer der Triaxialitätsparameter wird, umso stärker ist die Dehnungsbehinderung an der Risspitze und mehr von der absorbierten Energie wird für die Schaffung neuer Rissflächen verwendet.

Die Berechnung wurde an einer CT- und einer MT-Probe mit jeweils unterschiedlichen Werten für W durchgeführt. Durch die Verwendung dieser beiden Geometrien (Abbildung 5.11) bei unterschiedlichen Längen W konnte die Geometrieabhängigkeit für die Arbeit zur Schaffung neuer Oberfläche klar verdeutlicht werden.

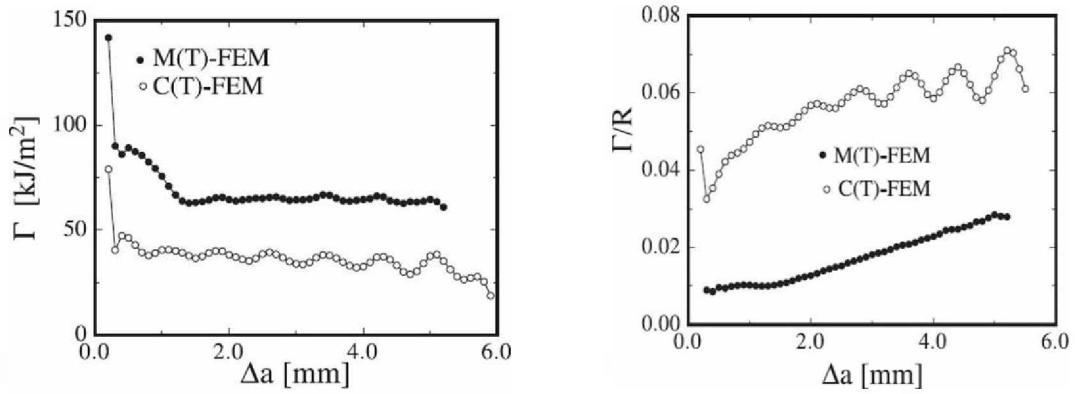
Die Abbildungen 5.12a und 5.12b zeigen jeweils die Energie zur Schaffung neuer Oberfläche und das Verhältnis von Separationsarbeit zur dissipierten Arbeit, aufgetragen über den Rissfortschritt für beide Proben.

Abbildung 5.13 zeigt wieder das Verhältnis von Separationsenergie zu Dissipationsrate diesmal über W aufgetragen.

Das interessante aus Abbildung 5.13 ist, dass für eine Probe mit $W = 25\text{mm}$ nur etwa 10% der eingebrachten Energie und für eine 200mm Probe nur etwa 1% in die Schaffung neuer Oberfläche geht und der Rest in plastische Verformung umgesetzt wird.

Das Ergebnis für die Beanspruchungs-Separations-Antwort für das Kohäsivzonen-Modell zeigt Abbildung 5.14. In dieser Abbildung ist das Verhältnis von der kohäsiven Festigkeit zur Streckgrenze über dem Verhältnis der Dehnung normal auf den Riss zu einer Einheitslänge D für einen Rissfortschritt von 4mm aufgetragen. Dabei wurde $D = 200\ \mu\text{m}$ gewählt, als charakteristische Länge bezogen auf duktilen Bruch in ferritischen Stählen. Das Verhältnis zwischen u_2 und D gibt an, wie lange es dauert bis die Spannungsübertragungs-Fähigkeit auf Null absinkt.

Wenn also die Belastung steigt, beginnen sich Poren zu bilden [18] (siehe Abbil-



(a) Energie zur Schaffung neuer Rissfläche

(b) Verhältnis von Separationsarbeit zur dissipierten Arbeit

Abbildung 5.12: An der Rissspitze absorbierte Energie (Quelle: [20])

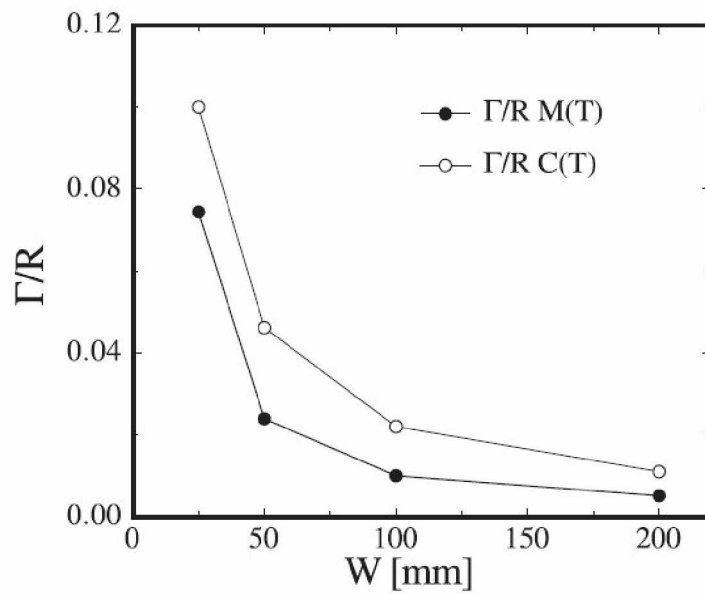


Abbildung 5.13: Verhältnis von Separationsarbeit zur dissipierten Arbeit über W (Quelle: [20])

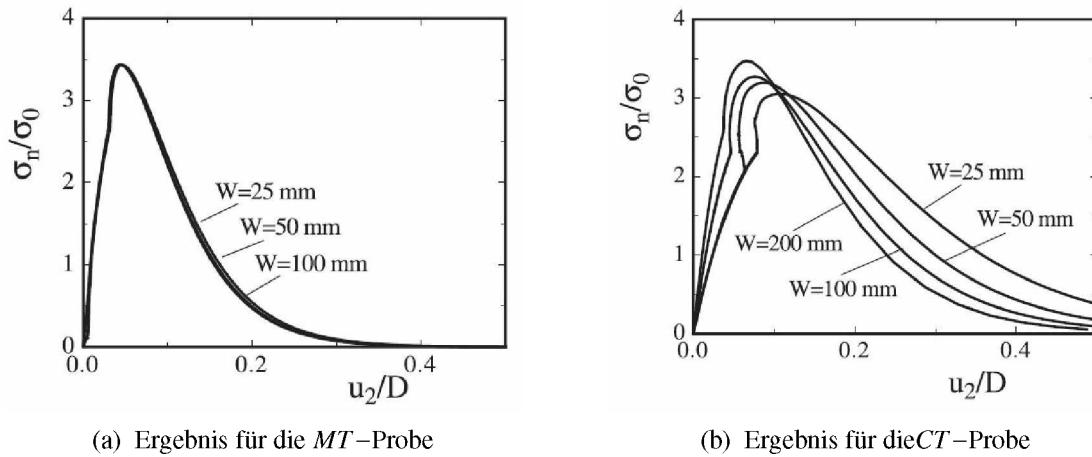


Abbildung 5.14: Spezifische Spannung über spezifische Dehnung für die *MT*-Probe und *CT*-Probe (Quelle: [20])

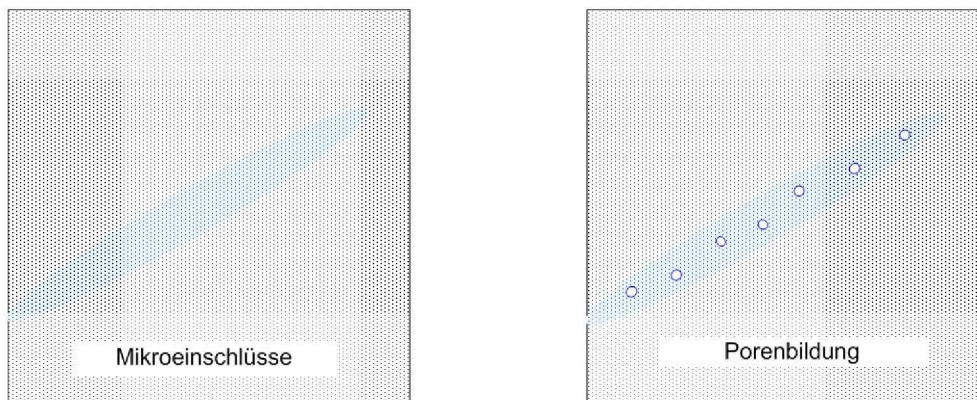


Abbildung 5.15: Modell der duktilen Schädigung 1

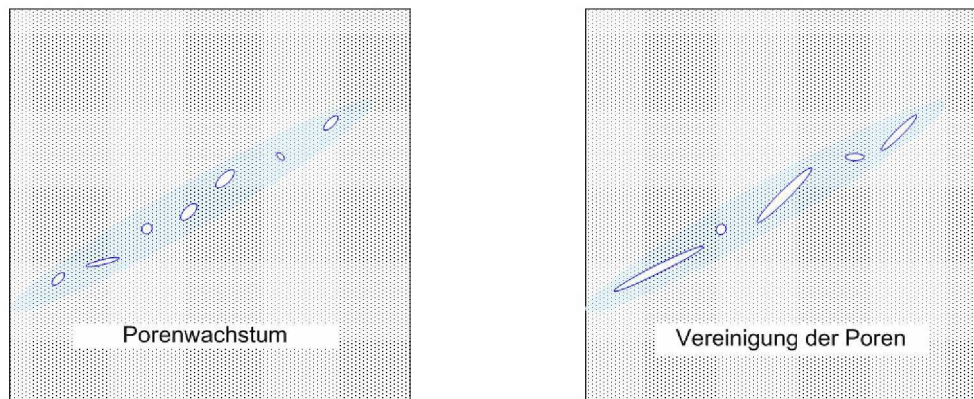


Abbildung 5.16: Modell der duktilen Schädigung 2

dung 5.15 und 5.16) indem es zum Ablösen der Matrix an Mikroeinschlüssen kommt. Aufgrund des vorliegenden Spannungszustandes beginnen bereits bestehende und entstandene Poren zu wachsen. Ist nach dem Kohäsivzonen-Modell etwa die 3 - 3.5-fache Streckgrenze erreicht, vereinigen sich die Poren und die Fähigkeit Belastungen zu übertragen nimmt langsam bis auf Null ab und das Material ist getrennt. Beim Kohäsivzonen-Modell wird diese Materialseparation über Porenbildung und Vereinigung der Poren nach einer Verschiebung von $u_2/D = 0,3$ bei der *MT*-Probe bzw. von $u_2/D = 0,5$ bei der *CT*-Probe erreicht. Das heißt wenn sich die Knoten um etwa $65 \mu\text{m}$ bzw. um $100 \mu\text{m}$ voneinander getrennt haben wird keine Spannung mehr zwischen diesen Knoten übertragen.

Die Risspitzen-Belastung, welche für das Risswachstums bei der Zerspannung verantwortlich ist, soll näherungsweise mit jener der *CT*-Probe vergleichbar sein. Aus diesem Grund wird für die weiteren Betrachtungen die Beanspruchungs-Separations-Antwort der *CT*-Probe verwendet.

Die Kurvenverläufe der *CT*-Probe werden durch einen sehr einfachen Verlauf, der in Abbildung 5.17a durch die rote Linie dargestellt ist, angenähert. Unter Berücksichtigung, dass es sich bei den Ergebnissen des Kohäsivzonen-Modells um einen Baustahl handelt soll es dennoch in etwas abgeänderter Form für den hier verwendeten Vergütungsstahl Anwendung finden. Die Fläche unter der Kurve ist nichts anderes als die spezifische Energiefreisetzungsrate und somit kann ein kritischer Spannungsintensitätsfaktor für einen bestimmten Werkstoff berechnet werden.

Im ersten Schritt wird jetzt aus dem Linienverlauf aus Abbildung 5.17b der K_{1c} -Wert für den Baustahl StE460 berechnet und mit jenem aus der Literatur [6] verglichen. Folgende Berechnung folgt den Gesetzmäßigkeiten der linear-elastischen Bruchmechanik

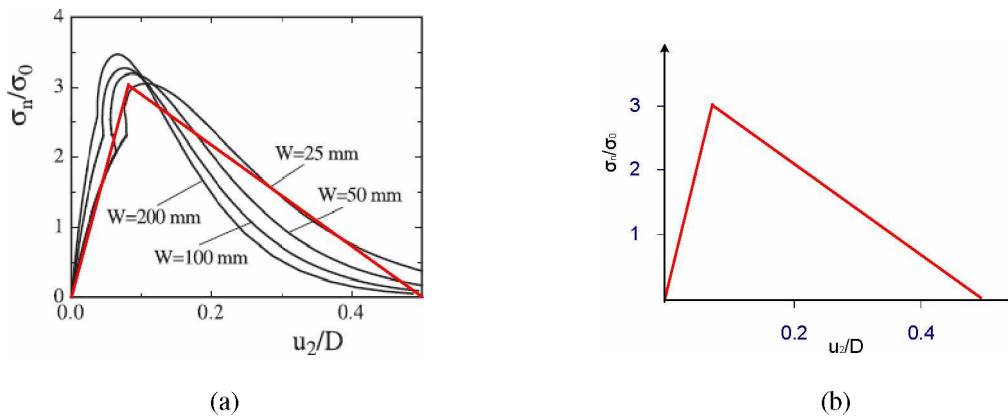


Abbildung 5.17: Spezifische Spannung über spezifische Dehnung für die *CT*-Probe (Quelle: [20])

[19].

$$\sigma_0 = 470 \text{ N/mm}^2 \quad (5.8)$$

$$u = 0,1 \text{ mm} \quad (5.9)$$

$$\frac{\sigma_n}{\sigma_0} = 3,1 \quad (5.10)$$

$$\sigma_n = 470 \cdot 3,1 = 1457 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad (5.11)$$

$$G = \frac{1}{2} \cdot \sigma_n \cdot u \quad (5.12)$$

$$G = \frac{1457 \cdot 0,1}{2} \approx 73 \frac{\text{Nmm}}{\text{mm}^2} \quad (5.13)$$

$$G = \frac{(1 - \nu^2) K_{1C}^2}{E} \text{ für EVZ} \quad (5.14)$$

$$K_{1C} = \sqrt{\frac{G \cdot E}{1 - \nu^2}} \quad (5.15)$$

$$K_{1C} = \sqrt{\frac{73 \frac{\text{Nmm}}{\text{mm}^2} \cdot 210000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}}{1 - 0,3^2}} \quad (5.16)$$

$$K_{1C} \approx 4100 \text{ MPa} \sqrt{\text{mm}} \approx 130 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}} \quad (5.17)$$

Der Berechnung zufolge wird die tatsächliche Bruchzähigkeit, die in der Literatur [6] zwischen 156 und $190 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$ liegt, mit dem Wert $K_{1C} = 130 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$ zwar leicht unterbewertet, aber der Unterschied ist nicht sehr groß.

Im zweiten Schritt soll nun betrachtet werden, ob dieser Kurvenverlauf auch für den Vergütungsstahl mit einer geringeren Zähigkeit verwendet werden darf. Dafür wird die gleiche Berechnung von K_{1C} durchgeführt.

$$\sigma_0 = 850 \text{ N/mm}^2 \quad (5.18)$$

$$u = 0,1 \text{ mm} \quad (5.19)$$

$$\frac{\sigma_n}{\sigma_0} = 3,1 \quad (5.20)$$

$$\sigma_n = 850 \cdot 3,1 = 2635 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad (5.21)$$

$$G = \frac{1}{2} \cdot \sigma_n \cdot u \quad (5.22)$$

$$G = \frac{2635 \cdot 0,1}{2} \approx 132 \frac{\text{Nmm}}{\text{mm}^2} \quad (5.23)$$

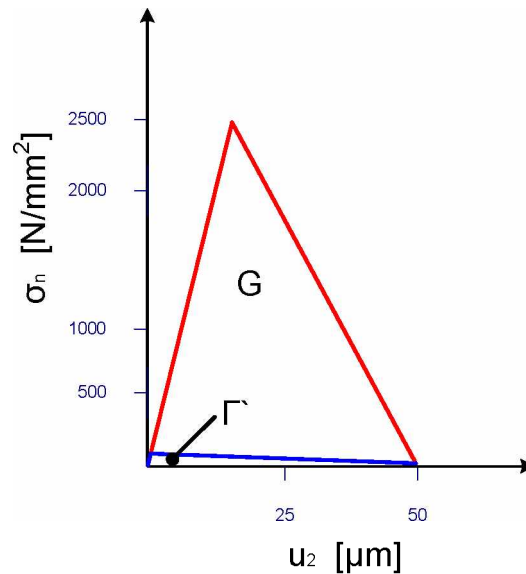


Abbildung 5.18: Verwendete spezifische Separationsarbeit

$$G = \frac{(1 - \nu^2) K_{1C}^2}{E} \quad \text{für EVZ} \quad (5.24)$$

$$K_{1C} = \sqrt{\frac{G \cdot E}{1 - \nu^2}} \quad (5.25)$$

$$K_{1C} = \sqrt{\frac{132 \frac{\text{Nmm}}{\text{mm}^2} \cdot 210000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}}{1 - 0,3^2}} \quad (5.26)$$

$$K_{1C} \approx 5514 \text{ MPa} \sqrt{\text{mm}} \approx 174 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}} \quad (5.27)$$

Wie nicht anders zu erwarten war, liegt dieser errechnete Wert über jenen, die in der Literatur als K_{1C} -Werte für Vergütungsstähle zu finden sind und zwischen 60 und $133 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$ liegen.

Das Verhältnis aus Separationsenergie und Dissipation aus Abbildung 5.13 beträgt nur 1% für eine Probe mit $W \geq 200\text{mm}$. Dieses W kann im Falle des Drehens als nahezu unendlich groß angesehen werden, aus welchem Grund das soeben genannte eine Prozent für weitere Betrachtungen verwendet wird. Der Baustahl ist wesentlich duktiler als der Vergütungsstahl, was auch erklärt warum für den Vergütungsstahl ein K_{1c} -Wert errechnet wurde, der doppelt so groß ist wie in der Literatur [6] angeführt. Es liegt nahe, dass sich zwei Knoten eines spröderen Materials nicht so weit plastisch voneinander entfernen können, dass bis zu einem Knotenabstand von $100\mu\text{m}$ noch eine Kraft übertragen wird, wie das beim relativ duktilen Baustahl der Fall ist.

Aus soeben genannten Gründen soll angenommen werden, dass für den Vergütungsstahl die Fähigkeit Spannungen von einen auf den anderen Knoten zu übertragen bis zu einer Knotentrennung von $50\mu\text{m}$ auf Null sinken soll (Abbildung 5.18). Weiters soll nur 1% der an der Riss Spitze absorbierten Energie in die Separationsarbeit umgesetzt werden. Unter genannten Berücksichtigungen errechnet sich die Spannung σ_f , welche bei Verwendung des *kritischen Spannungskriterium* zu einer Knotentrennung führt, wie folgt:

$$G = \frac{2635 \cdot 0,05}{2} \approx 66 \frac{\text{Nmm}}{\text{mm}^2} \quad (5.28)$$

Die reine spezifische Separationsarbeit (siehe Abbildung 5.18) Γ' beträgt 1% der Energiedissipationsrate.

$$\Gamma' = \frac{G}{100} = \frac{66}{100} \approx 0,66 \frac{\text{J}}{\text{mm}^2} \quad (5.29)$$

$$\sigma_f = \frac{2 \cdot \Gamma'}{u} = \frac{2 \cdot 0,66}{0,05} \approx 26,5 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad (\sigma_f \text{ für Gleichung 5.1}) \quad (5.30)$$

5.3 Reibungskriterium

In vielen früheren Simulationen wurde die Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück entweder ganz vernachlässigt, oder durch Coulomb-Reibung mit einem konstanten Reibungskoeffizient beschrieben. Dass die Reibung einen großen Einfluss auf die Vorhersage der Spangeometrie, die auftretenden Kräfte und Spannungen im Werkzeug, sowie auf die Temperaturverteilung in der Werkzeug-Werkstück-Randzone hat, steht außer Zweifel und wurde von Özel T. [21] genauer erläutert. In seiner Arbeit verglich er verschiedene Reibungsmodelle mit experimentellen Ergebnissen. Die Reibungsmodelle implementierte er hierfür in die kommerzielle FEM-Software *DEFORM-2D*.

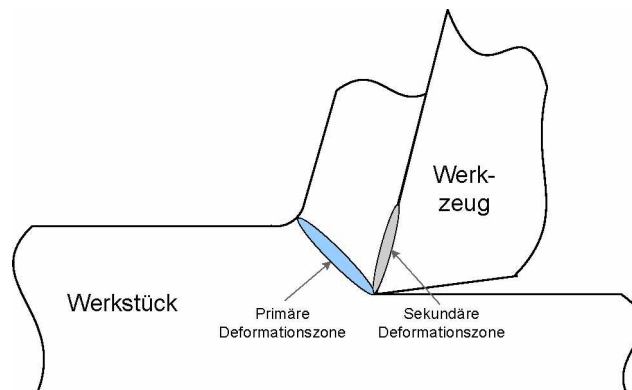


Abbildung 5.19: Auftretende Scherzonen

5.3.1 Bewertung verschiedener Reibungsmodelle

Die Reibung zwischen Werkzeug (hier Hartmetall) und Werkstück (hier Stahl) [21] wird beeinflusst von der Schnittgeschwindigkeit, dem Vorschub, dem Schnittwinkel, sowie noch anderen Parametern und wird hauptsächlich durch die enorme Normalkraft hervorgerufen.

Konstante Scherreibung über die gesamte Schneiden-Span-Kontaktzone (I)

Der Scherreibungsfaktor ist definiert als

$$m = \frac{\tau}{k_{primary}}, \quad (5.31)$$

wobei τ und $k_{primary}$ jeweils die maximale gemessene Scherspannung auf der Schneidenerfläche und die Scherspannung in der primären Deformationszone des Spans sind (siehe Abbildung 5.19).

Über das gesamte Kontaktgebiet zwischen Span und Werkstück wurde ein Scherreibungsfaktor von $m = 0,82$ angenommen.

Konstante Scherreibung in der Haft-Region und Coulomb-Reibung in der Gleit-Region (II)

Für dieses Modell wurden zwei unterschiedliche Reib-Regionen, nämlich die Haft- und die Gleit-Region eingeführt, in denen unterschiedliche Reibungen auftreten. In der Haft-Region ($0 \leq x \leq l_p = 0,1 \text{ mm}$) sollte Scherreibung mit einem Scherreibungsfaktor von

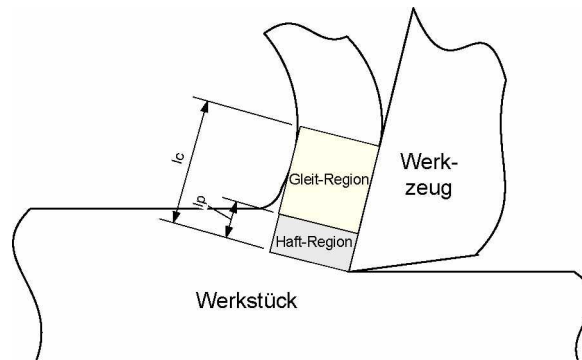


Abbildung 5.20: Haft-Zone und Gleit-Zone

$m = 0,82$ und in der Gleit-Region ($l_p = 0,1 \leq x \leq l_c = 0,6 \text{ mm}$) Coulomb-Reibung mit einem Faktor von $\mu = 1,0$ herrschen (Siehe Abbildung 5.20). (Die ungeschnittene Spandicke betrug $0,1 \text{ mm}$.)

Variable Scherreibung über die gesamte Schneiden-Span-Kontaktzone (III)

Nur Scherreibung wird berücksichtigt, die jedoch eine Funktion der Normalkraft ist. Dafür wurde folgendes empirisches Reibmodell verwendet:

$$m = \frac{\tau_p}{k_{primary}} \left[1 - \exp \left\{ - \left(\frac{\sigma_n}{\tau_p} \right)^{1.7} \right\} \right]^{\frac{1}{1.7}}, \quad (5.32)$$

bei dem $k_{primary} = 440 \text{ MPa}$ und $\tau_p = 360 \text{ MPa}$ sind.

Variable Coulomb-Reibung über die gesamte Schneiden-Span-Kontaktzone (IV)

Dieses Mal wird nur Coulomb-Reibung als Funktion von der Normalkraft angenommen. Hierfür wird der Reibkoeffizient aus gemessener Scherspannung τ und Normalspannung σ_n wie folgt berechnet:

$$\mu = \frac{\tau}{\sigma_n} \quad (5.33)$$

Variable Scherreibung in der *Haft-Region* und variable Coulomb-Reibung in der *Gleit-Region* (V)

Dieses Modell ist eine Kombination aus Modell (III) und (IV), wobei die Abmessungen der Haft- und Gleit-Zonen aus Modell (II) gelten.

Das Ergebnis der Untersuchungen kann so zusammengefasst werden:

- Der Vergleich zwischen den fünf Reibmodellen ergab, dass die Verwendung von variabler Scher- und Coulombreibung bessere Ergebnisse liefert, als wenn diese konstant gehalten werden.
- Die besten Ergebnisse wurden mit Modell (III) und (IV) erzielt, die beide über die gesamte Schneiden-Span-Kontaktzone einen variablen, von der Normalkraft abhängigen Reibfaktor verwenden.
- Längskräfte konnten mit einer Abweichung von 10% vorhergesagt werden, Schnittkräfte mit einer Abweichung von 30%.
- Die maximale Werkzeugtemperatur war nur mit einem Fehler von 5% behaftet.
- Die Kontaktlänge zwischen Span und Werkzeug unterlag einer Abweichung von 20 – 30%.

Der Verlauf von den beiden Koeffizienten aus Modell (III) und (IV), nämlich μ und m über die Normalkraft, ist aus Abbildung 5.21 ersichtlich. Für die Untersuchungen in dieser Arbeit soll die Coulomb-Reibung als Funktion von der Normalkraft aus Abbildung 5.21 verwendet werden.

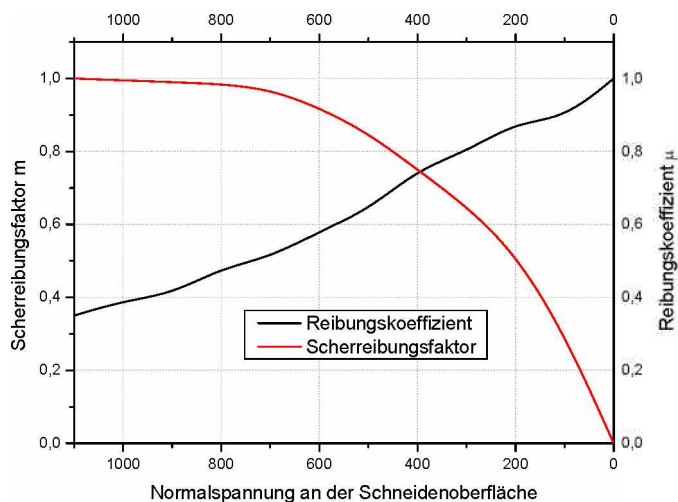


Abbildung 5.21: Variable Reibbeiwerte

5.4 Der Wärmehaushalt

Wie schon vorher erwähnt ist der Materialabtrag bei der Zerspanung mit hochgradiger plastischer Verformung verbunden. Durch die enorme innere Reibung bei dieser plastischen Verformung und die äußere Reibung zwischen Werkzeug und Werkstück treten lokal sehr hohe Temperaturen auf. Unmittelbar vor der Werkzeugspitze ist die Plastifizierung, von deren Energie rund 90% in Wärme umgewandelt wird, am größten und verbunden mit der äußeren Reibung ist somit hier auch die größte Temperatur zu erwarten (siehe Abbildung 3.4).

Die entstandene Wärme wird durch Wärmeleitung aus der Prozesszone in den Span, in das Werkstück und in das Werkzeug abgeleitet (Abbildung 5.22) und schließlich an einer Oberfläche durch Strahlung und Konvektion an die Umgebung abgegeben.

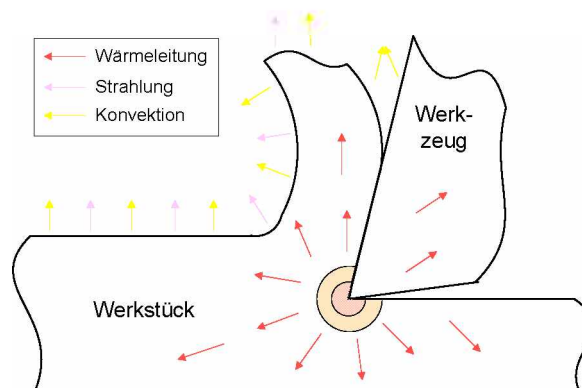


Abbildung 5.22: Der Wärmefluss

6 Umsetzung der physikalischen Grundlagen in ein FE-Modell

Im vorangegangenen Kapitel wurde versucht alle notwendigen Daten zusammenzutragen, um den Prozess des Zerspanens physikalisch abbilden zu können. Die neue Aufgabe besteht nun darin, diese Daten bestmöglich in eine FE-Simulation umzusetzen. Wie schon vorher angekündigt soll das Finite Elemente Paket *Abaqus Standard* Verwendung finden. Die größte Schwierigkeit einer Zerspanungssimulation ist das parallele Finden von mehreren verschiedenen Gleichgewichten in einer Simulation bzw. einem Zeitinkrement. Das heißt während gleichzeitig Kraft-, Wärmefluss-, und Kontaktbedingungen erfüllt werden müssen, muss auch noch das Risskriterium mitberücksichtigt werden, was sehr schnell zu erheblichen Konvergenzproblemen führen kann.

6.1 Problemeinschränkung

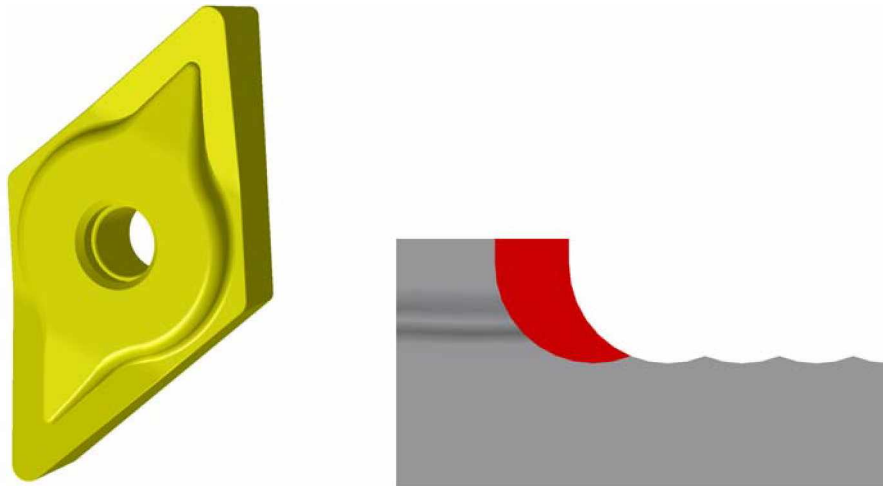
In Rücksichtnahme auf die angesprochenen Konvergenzschwierigkeiten besteht die oberste Priorität darin das FE-Modell so einfach wie möglich zu halten. Aus diesem Grund wird im Folgenden versucht das Zerspanen zweidimensional abzubilden.

In Abbildung [6.1] ist der Drehprozess im dreidimensionalen Raum ersichtlich. Wird ein Schnitt in axialer Richtung (normal zur Schnittrichtung) durch diese Abbildung gelegt, so kann erkannt werden, dass der abgehobene Span nicht etwa einfach einen rechteckigen Querschnitt und darüber hinaus nicht einmal einen Querschnitt mit einer Symmetrieachse besitzt. Der Querschnitt des Spans besitzt je nach Schneidengeometrie (siehe Abbildung 6.2a), Schnitttiefe und Vorschub vielmehr eine *Viertelmond*-Gestalt, wie aus Abbildung 6.2b ersichtlich ist.

Der größte Teil der frisch geschaffenen Oberfläche bei der Umdrehung n ($n = 1, 2, 3, \dots \infty$) wird bei der Umdrehung $n+1$ wieder von der Schneide entfernt. In den Abbildungen 6.3a und 6.3b ist dieses Phänomen schematisch jeweils für einen Vorschub von 0,1 mm und 0,3 mm bei einer Schnitttiefe von 0,5 mm und einem Eckenradius von 0,4 mm dargestellt. Hier wird der rot bzw. blau abgebildete Span jeweils bei der Umdrehung n und $n + 1$ abgetragen. Deutlich zu erkennen ist, dass der Bereich a aus den Abbildungen 6.3 bei kleiner werdendem Vorschub immer mehr abnimmt. Jene geschaffene Oberfläche, die



Abbildung 6.1: Spanbildung



(a) Beispiel einer Schlichtplatte

(b) Zerspanungsquerschnitt

Abbildung 6.2: Abgetragener Spanquerschnitt für die abgebildete Plattengeometrie

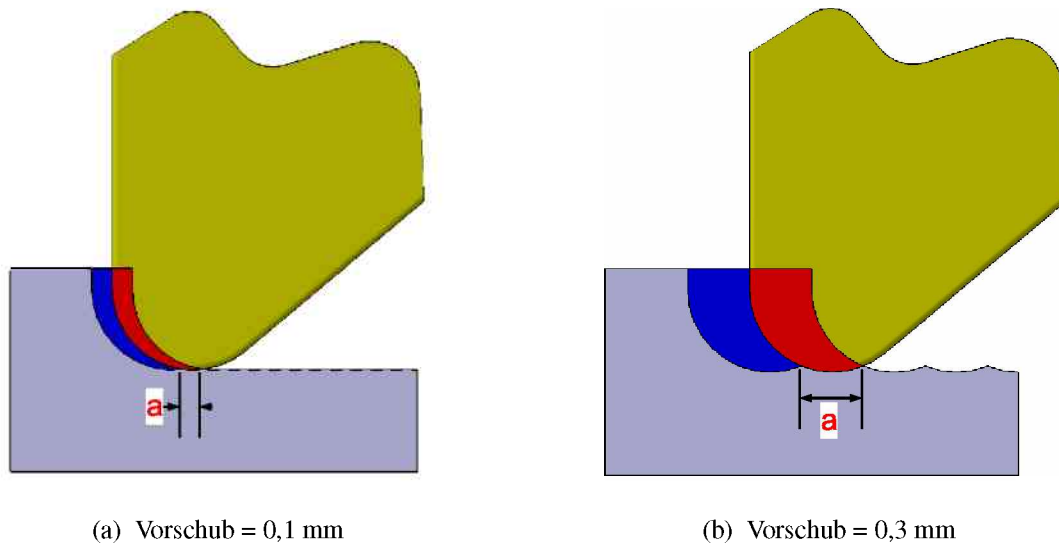


Abbildung 6.3: Spanquerschnitt für unterschiedlichen Vorschub

nicht im Bereich a liegt gehört nicht zur endgültigen Werkstückoberfläche, weshalb sie auch nicht im Interesse dieser Arbeit steht. Also sollen nur die Wechselwirkungen zwischen Werkzeug und Werkstück im genannten Bereich a einen Einfluss auf die endgültigen Oberflächeneigenschaften des bearbeiteten Werkstücks haben.

Um jetzt diesen relevanten Bereich in zweidimensionaler Form darstellen zu können, soll einfach in Schnittrichtung eine Ebene durch Span, Werkstück und Werkzeug gelegt werden. Diese Ebene verläuft durch den tiefsten Punkt der Rille entlang der Gerade s in Abbildung 6.4a. Obwohl weder eine vorhandene Symmetrieebene noch ein vergleichbares Merkmal die Überführung in das Zweidimensionale rechtfertigt, soll dennoch diese Vereinfachung (Siehe Abbildung 6.4b) repräsentativ für den gesamten Bereich a Gültigkeit besitzen.

In der Simulation wird das Risswachstum an einer vordefinierten Linie stattfinden. In der Realität wird der Ort dieser Risslinie, die die gewünschte Fertigungsoberfläche darstellt, durch die verschiedenen Schnittparameter definiert. Wo exakt an der Schneidenspitze jedoch der Riss verläuft ist unbekannt. Das heißt die Frage lautet, tritt die Schneide nur mit dem Span in Wechselwirkung, oder dringt sie auch in die fertige Werkstückoberfläche ein und verursacht dort eine plastische Verformung (siehe Abbildung (6.5)). Wenn die Schneide in die fertige Werkstückoberfläche eindringt so muss bekannt sein wie tief sie eindringt, weil abhängig von dieser Penetrationstiefe der Ort der vordefinierten Risslinie festgelegt werden muss.

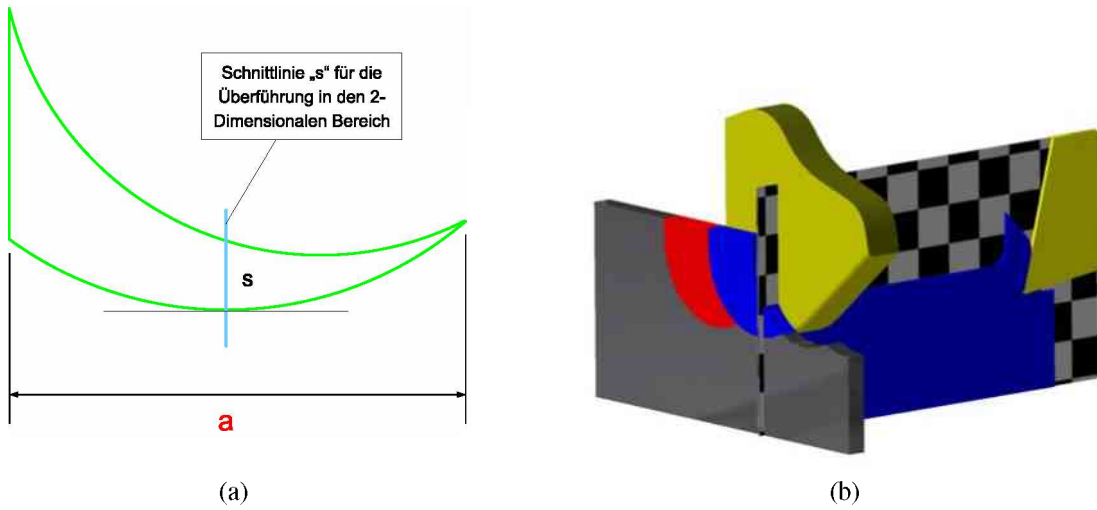


Abbildung 6.4: Vereinfachte 2-dimensionale Darstellung

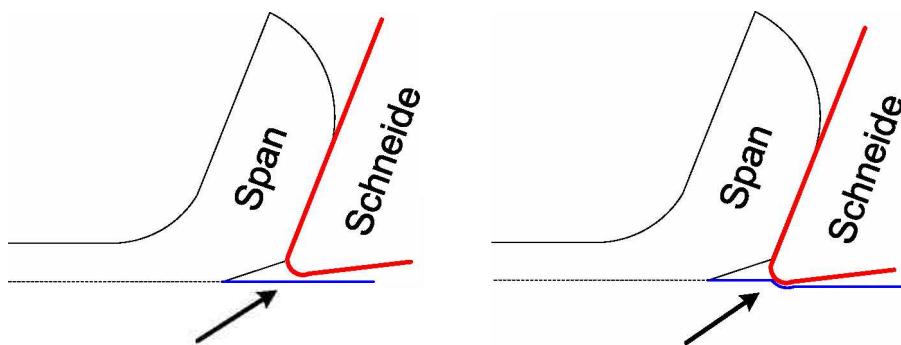


Abbildung 6.5: Ort der Separationslinie

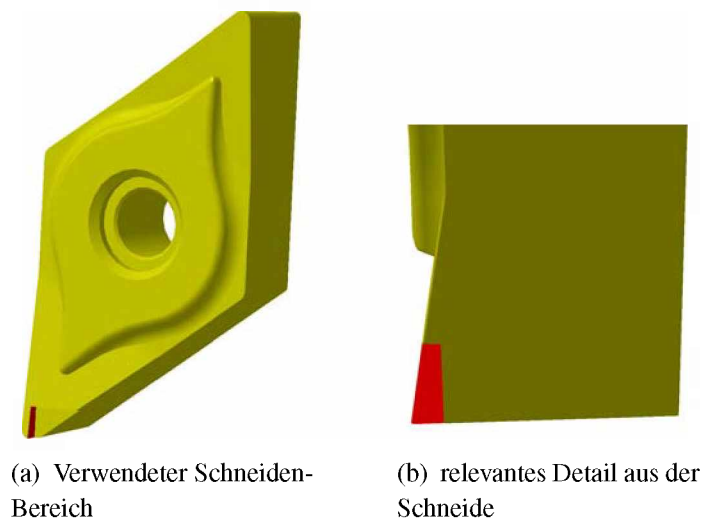


Abbildung 6.6: Für die Simulation verwendeter Bereich der Schneide

6.2 Die Modell-Umsetzung

Unter Rücksichtnahme der beschlossenen Vereinfachung aus dem letzten Kapitel und den Ansätzen für die Beschreibung von Material, Risswachstum, Reibung und Wärmehaushalt aus Kapitel 5 wird jetzt das Finite Elemente Modell in die Realität umgesetzt.

6.2.1 Die Modell-Geometrie

Wie bereits angesprochen soll der Zerspanungsprozess nach der Überlegung von Abbildung 6.4b durch eine zweidimensionale Simulation angenähert werden. Abbildung 6.7 zeigt ein bereits vernetztes Beispiel eines 2-D Modells. Die Schneide wird dabei nach dem Vorbild von Abbildung 6.6 aus der Schneidplattenspitze modelliert und wird vorerst vereinfacht als absolut spitz angenommen, was heißen soll, dass sie mit der fertigen Werkstückoberfläche nie in Kontakt tritt. Der Bereich aus dem sich später der Span bildet, ist auf der rechten Seite des Modells etwas verlängert und angehoben. Dieser Umstand hat den Grund, dass zu Beginn die Rissbildung erleichtert werden soll damit die Simulation schneller in einen *stationären* Zustand übergeführt wird. Die Spitze der Platte liegt genau auf der Höhe der Separationslinie, wodurch im Vorhinein angenommen wird, dass der Riss beim Zerspanen genau vor der Schneidenspitze in Schnittrichtung wächst. Weil bekannt ist [13], dass sich Eigenspannungen hauptsächlich in den ersten 100 μm unter der gefertigten Oberfläche befinden und nach ungefähr 500 μm praktisch nicht mehr vorhanden sind, hat das bearbeitete Werkstück ohne Span nur eine Länge von 2 mm und eine Höhe von 0,5 mm (siehe Abbildung 6.8) .

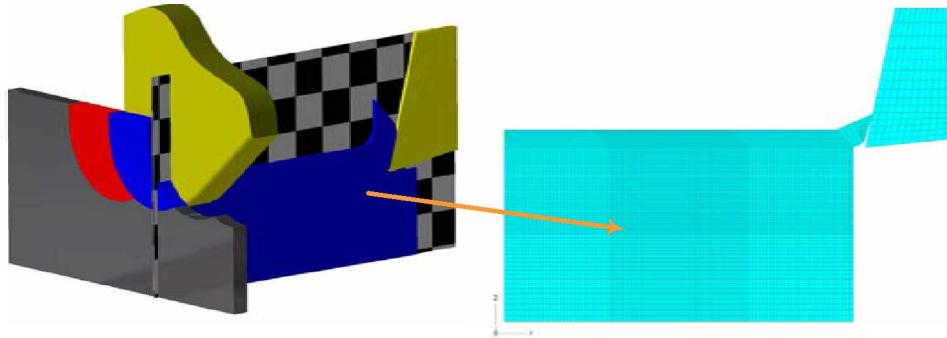


Abbildung 6.7: Überführung zum FE-Modell

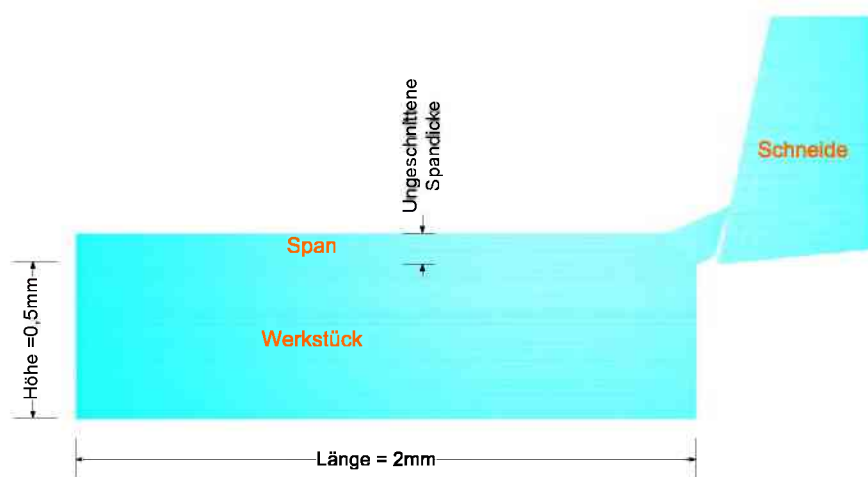


Abbildung 6.8: Einfaches FE-Modell

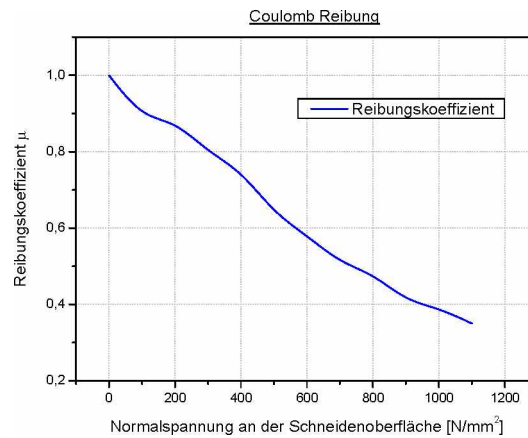


Abbildung 6.9: Reibung zwischen Werkstück und Schneide (Quelle: [21])

6.2.2 Eingabe der Material- und Reibungseigenschaften

Wie schon in Kapitel 5.1 angesprochen werden alle Fließkurven und thermischen Eigenschaften sowohl für den Werkstück-, als auch für den Schneiden-Werkstoff in tabellarischer Form eingefügt. Die Schneide besitzt dabei weder die Fähigkeit sich plastisch noch elastisch zu verformen.

In Kapitel 5.3 hat sich herausgestellt, dass sich die variable Coulomb Reibung als Funktion von der Normalkraft, als besonders günstig erweist Reibung zwischen Schneide und Werkstück wiederzugeben. Die verwendeten Reibwerte über die Normalkraft aufgetragen, können aus Abbildung 6.9 abgelesen werden.

6.2.3 Definition der Interaktionen

Die Schneide dringt in das Werkstück ein und erzwingt das Ablösen eines Spans. Durch dieses Eindringen und die dabei auftretende Reibung entsteht ein bestimmter Wärmefluss zwischen den interagierenden Teilen. Wie schon erläutert ist die Schneidenspitze absolut spitz. Zusätzlich soll die Schneide nur mit dem Span in Kontakt treten und die fertige Werkstückoberfläche nie berühren. Mit anderen Worten tritt nur zwischen Schneide und Span Reibung sowie Wärmefluss auf. Die Schneide wird dabei als *Master-Surface* und der Span als *Slave-Surface* definiert (siehe Abbildung 6.10a). Zwischen diesen beiden Kontaktpaaren tritt die Reibung aus Abbildung [6.9] auf. Die Wärmeübertragungsfähigkeit zwischen Schneide und Span soll bei einem Abstand beider Oberflächen von 0,0 mm 80 % betragen und bis zu einem Abstand von 0,01 mm linear auf 0,0 % absinken.

Der Span und das Werkstück werden anfangs separat erstellt und schließlich miteinan-

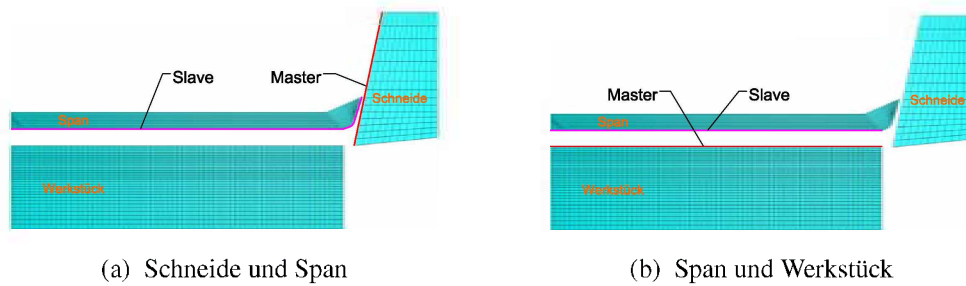


Abbildung 6.10: Interaktionen der Kontaktpaare

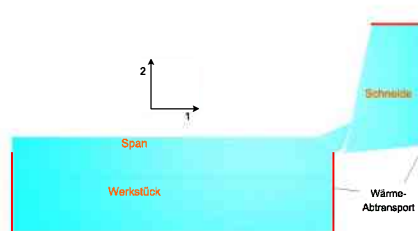
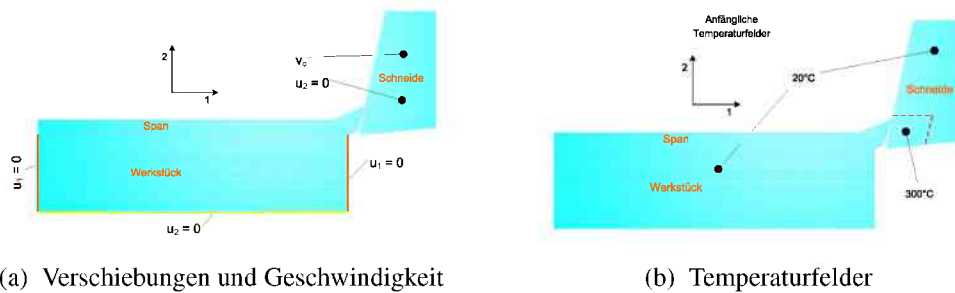


Abbildung 6.11: Interaktion mit der Umgebung

der verbunden, wodurch sich die vordefinierte Risslinie ergibt. Zur Definition dieses voneinander trennbaren Kontaktpaares ist erneut ein *Master,- Slave-Paar* notwendig welches hier jeweils die Werkstück- und Spanoberfläche ist. Nach Kapitel 5.2 ist die Separation zweier Knoten nach Erreichen der kritischen Bruchspannung dann abgeschlossen, wenn sie sich 0,05 mm voneinander getrennt haben. Gleiches soll für die Fähigkeit Wärme zu übertragen gelten: Solange zwei Knoten noch fest miteinander verbunden sind, sprich das Risskriterium in diesen Knoten noch nicht erfüllt wurde, soll die Wärme ohne Hindernis also mit 100 %-iger Leitfähigkeit zwischen Span und Werkstück fließen können. Sobald aber Separation eintritt soll diese Leitfähigkeit von 100 % bei 0,0 mm Abstand linear auf 0,0 % bei 0,05 mm Abstand absinken.

6.2.4 Setzen von Randbedingungen und Belastungen

Der Schnittprozess soll so abgebildet werden, dass das Werkstück unbewegt auf einem fixen Platz gehalten wird und sich die Schneide mit einer konstanten Geschwindigkeit bewegt. Um das Werkstück festzuhalten werden die Freiheitsgrade der Oberflächen in Richtung 1 und 2 nach Abbildung [6.12a] gesperrt. Weiters sind mit Ausnahme der Richtung 1, in der sich die Schneide mit $-v_c$ bewegt, alle Verschiebungs-Freiheitsgrade der



(a) Verschiebungen und Geschwindigkeit

(b) Temperaturfelder

Abbildung 6.12: Für die Simulation verwendete Randbedingungen

Schneide gesperrt.

Zu Beginn des Schnittes soll das gesamte System eine Temperatur von 20°C besitzen, nur die Spitze der Schneide ist schon anfangs mit 300°C beaufschlagt um schneller einen Gleichgewichtszustand zu erreichen (siehe Abbildung [6.12b]).

6.2.5 Vernetzung

Bei der Vernetzung muss primär darauf Rücksicht genommen werden, das Modell bei genügend großer Netzfeinheit in so wenige Elemente wie nur möglich zu zerteilen. Ist das Netz zu fein steigt die Rechnerzeit inakzeptabel hoch an, ist es jedoch zu grob wird die Berechnung in Bereichen mit großen Gradienten für Spannungen und Temperatur zu ungenau.

Die erste Möglichkeit Elemente einzusparen war die Dimension des Modells sehr klein zu halten. Weil jener Bereich in dem der Großteil der Eigenspannungen liegt nur bis ungefähr $100\ \mu\text{m}$ unter die Oberfläche reicht [13], besitzen die ersten $150\ \mu\text{m}$ von der Werkstückoberfläche, sowie der Span die größte Netzfeinheit. Die Schneide, die sich weder elastisch noch plastisch verformt und nur die Prozesswärme leitet, wird nur so fein vernetzt, wie es die genügend genaue Wiedergabe der Geometrie erfordert. Dieser Umstand ist in Abbildung [6.13] dargestellt. In genannter Abbildung kann auch erkannt werden, dass das Netz des Spans zu Beginn stark verzerrt ist. Diese Elementverzerrung von 45° ist notwendig um in der Simulation ohne eine aufwendige Wiedervernetzung auszukommen. Abbildung [6.14] zeigt wie die anfangs stark verzerrten Elemente durch die starke Scherung vor der Schneidenspitze von der Gestalt eines Parallelogrammes nahezu in die Gestalt eines Rechtecks übergeführt werden. Das heißt genau in der wichtigsten Phase, in welcher der Span von der Schneide geformt wird, besitzt dieser die beste Netzqualität. Schließlich wird des Weiteren noch angenommen, dass im gesamten Modell ein ebener Dehnungszustand herrscht.

Ein Element welches all den genannten Anforderungen genügt, ist das von *Abaqus*

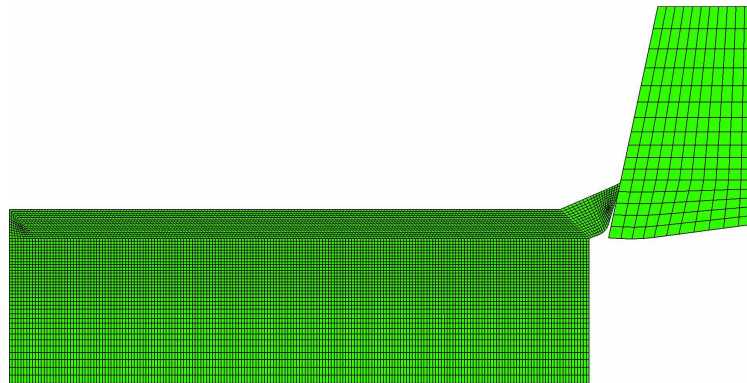


Abbildung 6.13: Beispiel für die Modellvernetzung

Standard [1] bereitgestellte Element mit der Bezeichnung *CPE4RT*. Dieses Element ist ein vierknotiges, bilineares, Spannungs-Verschiebungs-Kontinuumselement für den ebenen Dehnungszustand, mit thermischer Kopplung, reduzierter Integration und *hourglass*-Kontrolle.

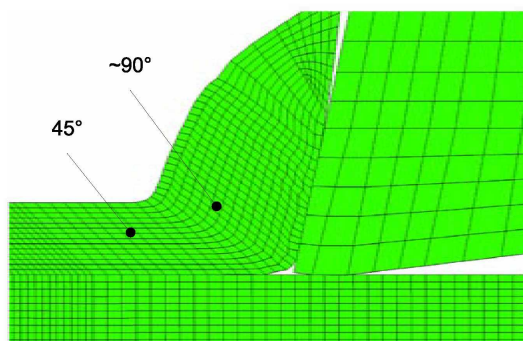
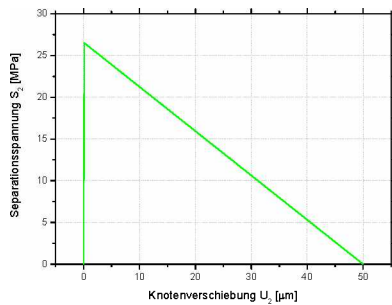


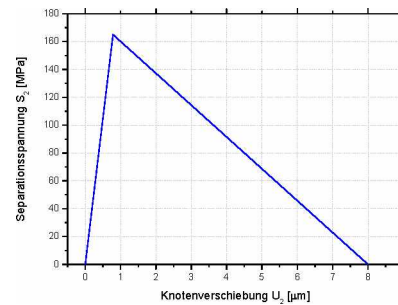
Abbildung 6.14: Vernetzung des Spans

6.2.6 Überprüfung des Risswachstums

Unter welchen Umständen das Fortschreiten eines Risses vor der Schneidenspitze stattfindet wurde schon in einem früheren Kapitel ausführlich besprochen. Jetzt muss noch gezeigt werden, dass das Risskriterium der Simulation der Separationsantwort von Abbildung 6.15a genügt und somit dem Ergebnis aus Gleichung (5.30) entspricht. Für diese Überprüfung wird das einfache FE-Modell aus Abbildung 6.8 mit der ungeschnittenen Spandicke von 0,1 mm verwendet.



(a) Spezifische Separationsarbeit für das Zerspannen eines Vergütungsstahles

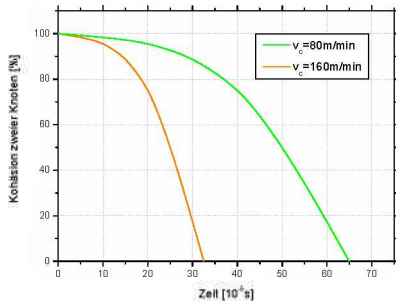


(b) Im Modell verwendete spezifische Separationsarbeit

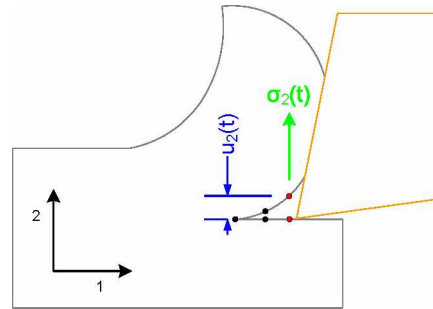
Abbildung 6.15: Spezifische Separationsarbeit bei unterschiedlicher Spannung und Verschiebung

Dass eine FE-Simulation in Kombination mit dem *Debond-Befehl* sehr schnell zu Konvergenzproblemen führen kann wurde schon angesprochen. Die Erfüllung des Spannungskriteriums wird nach jeder Iteration überprüft. Wird das Spannungskriterium während eines Zeitinkrementes in einer Iteration erfüllt, aber von einer folgenden Iteration anschließend nicht mehr erfüllt, so muss das Zeitinkrement verringert werden und ein neuer Versuch wird gestartet. In manchen Fällen verhält sich die Spannung sehr sprunghaft, sodass das Zeitinkrement sehr klein werden muss um Konvergenz für die Knotenseparation zu erhalten, was zum Abbruch der Analyse führen kann. Vor der Schneidenspitze ist genau so ein Bereich wo sich die Spannung sprunghaft ändert, da einige Knoten des Spans in der Kontaktzone mit der Schneide sehr oft innerhalb kürzester Zeitabstände vom Haften ins Gleiten und umgekehrt wechseln. Mit der Separationsantwort aus Abbildung 6.15a kann also keine dauerhafte Konvergenz erreicht werden und deshalb muss sie so verändert werden, dass die Durchführung der Simulation möglich ist. Die für den Vergütungsstahl charakteristische Separationsarbeit also die Fläche unter der Kurve von Abbildung 6.15a, muss dabei selbstverständlich unverändert bleiben. Die *Kritische Spannung* wurde schließlich von $26,5 \text{ N/mm}^2$ so lange erhöht, bis bei einem Wert von 165 N/mm^2 und einem Knotenabstand von $8 \mu\text{m}$ (Abbildung 6.15b) Konvergenz erreicht wurde.

Das *Kritische Spannungskriterium* in *Abaqus* bietet leider nicht die Möglichkeit die Bindung zweier Knoten als Funktion von Ihrem Abstand voneinander auf Null zu reduzieren, sondern nur als Zeitfunktion. Diese Zeitfunktion muss nun je nach Schnittgeschwindigkeit die Kohäsion zweier Knoten innerhalb von $8 \mu\text{m}$ von 100% auf 0% reduzieren (siehe Abbildung 6.16b).

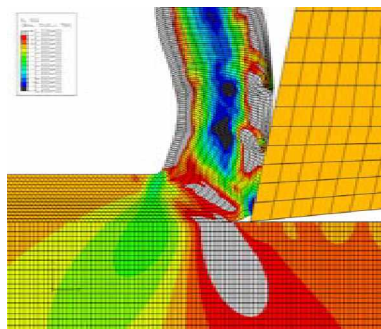


(a) Kohäsion über die Zeit bei unterschiedlicher Schnittgeschwindigkeit

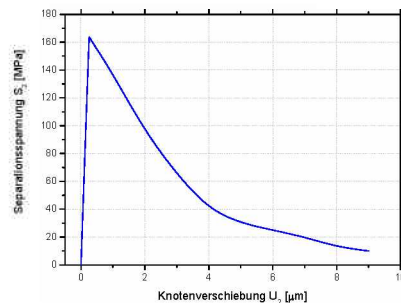


(b) Knotentrennung bei Kritischer Spannung über bestimmten Weg

Abbildung 6.16: Rissfortschritt im FE-Modell



(a) Typischer Rissfortschritt in der Zerspanungssimulation



(b) Typische Separationsantwort

Abbildung 6.17: Typisches Rissverhalten für die Zerspanungssimulationen

Abbildung 6.16a zeigt die im folgenden verwendeten Funktionen für die Kohäsion über die Zeit bei einer Schnittgeschwindigkeit von 80 m/min und 160 m/min. In Abbildung 6.17 ist das typische Ergebnis für das Risswachstum in der Zerspanungssimulation zu sehen, wenn für die *Kritische Spannung* 165 N/mm^2 und für die Separationszeit die Funktionen aus Abbildung 6.16a Verwendung findet.

7 Experimentelle Ermittlung der Eigenspannungen

Aus Versuchen [13] ist bekannt, dass Eigenspannungen in ihrer Größe und Ausprägung nur unwesentlich davon abhängen, ob eine Schrupp- oder Schlichtplatte verwendet wird. Einen größeren Einfluss haben jedoch Eckenradius und Vorschub. Der Einfluss des Eckenradius kann im zweidimensionalen FE-Modell nicht berücksichtigt werden, sehr wohl aber Vorschub und Schnittgeschwindigkeit. Im Folgenden sollen jetzt bei Proben Vorschub und Schnittgeschwindigkeit variiert, und anschließend röntgenographisch auf Eigenspannungen untersucht werden.

7.1 Eigenspannungsmessung mittels Röntgendiffraktometrie

Mittels Röntgendiffraktometrie [16] können Gitterparameter wie Netzebenenabstände oder die Gitterkonstante durch die Bragg'sche Beugung ermittelt werden. Das Messprinzip der Eigenspannungsmessung basiert dabei auf der Ermittlung der Netzebenenabstände als Funktion vom Winkel Ψ (Abbildung 7.1).

Je nach Material besitzt eine Probe im unbelasteten Zustand, das heißt ohne Einfluss von Eigenspannungen, einen charakteristischen Netzebenenabstand d_0 . Treten jetzt im gleichen Material Eigenspannungen auf, so werden Netzebenen relativ zueinander verschoben und der Netzebenenabstand beträgt nicht mehr d_0 sondern $d_{\Phi\Psi}$.

Die Gleichung für die Verzerrung lautet

$$\epsilon_{\Phi\Psi} = \left(\frac{1 + \nu}{E} \right) \sigma_{\Phi} \sin^2 \Psi - \left(\frac{\nu}{E} \right) (\sigma_{11} + \sigma_{22}) \quad (7.1)$$

und ist dabei nichts anderes als das Verhältnis der Änderung des Netzebenenabstandes durch Eigenspannungen $d_{\Phi\Psi}$ zum charakteristischen Abstand d_0 (siehe Gleichung 7.2).

$$\epsilon_{\Phi\Psi} = \frac{\Delta d}{d_0} = \frac{d_{\Phi\Psi} - d_0}{d_0} \quad (7.2)$$

		Vorschub		
Schnittgeschwindigkeit	mm	f = 0,1	f = 0,2	f = 0,3
	m/min			
$v_c = 80$		Platte PF 0,4	Platte PF 0,4	Platte PF 0,4
$v_c = 160$		Platte PF 0,4	Platte PF 0,4	Platte PF 0,4

Abbildung 7.2: Schnitttabelle für die experimentelle Ermittlung der Eigenspannungen

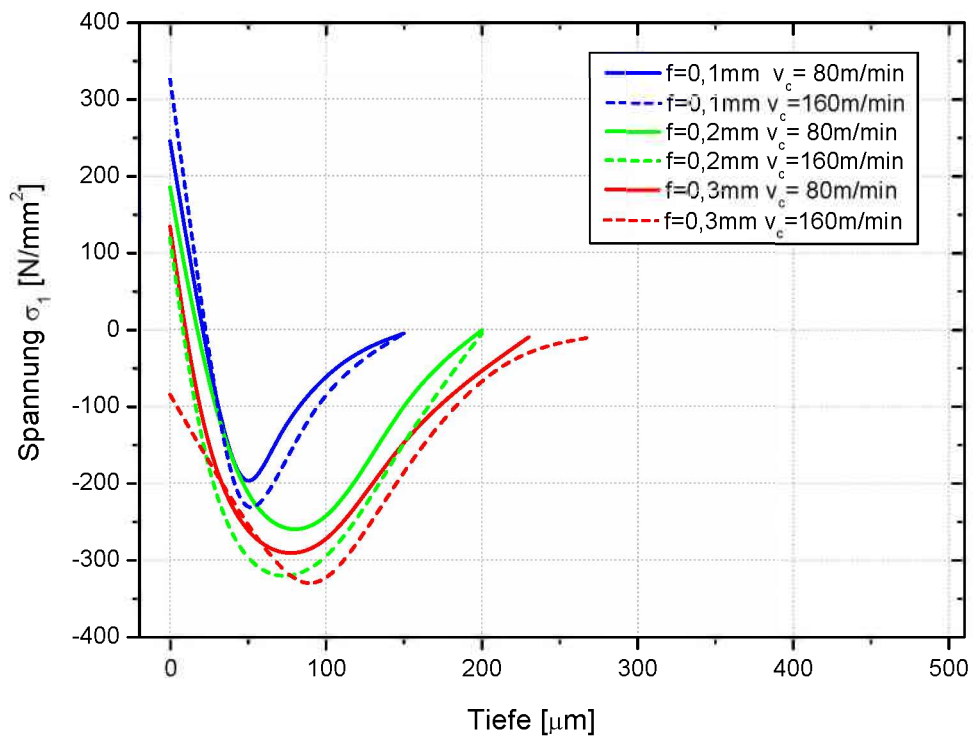


Abbildung 7.3: Experimenteller Eigenspannungs-Tiefenverlauf für verschiedene Schnittparameter

abgeleitet werden, dass der charakteristische Eigenspannungsverlauf einer durch Drehen gewonnenen Probe mit Zugeigenspannungen an der Oberfläche beginnt (trifft auf die Probe mit dem Vorschub von 0,3 mm und der Schnittgeschwindigkeit von 160 m/min nicht ganz zu). Des Weiteren haben alle Proben zwischen 50 und 100 μm die maximale Druckeigenspannungen erreicht, worauf diese in größerer Tiefe immer weiter abnehmen und schließlich gegen Null gehen.

Wie jedoch die unterschiedlichen Schnittparameter den Eigenspannungsverlauf für sich beeinflussen kann wie folgt zusammengefasst werden:

- Größerer Vorschub bedeutet größere Druckeigenspannungen unter der Oberfläche.
- Größerer Vorschub bedeutet auch eine Verlagerung der Druckeigenspannungs-Maxima in eine größere Tiefe.
- Größere Schnittgeschwindigkeit bedeutet größere Druckeigenspannungen (jedoch unterproportionaler Druckspannungsanstieg).
- Kleinerer Vorschub tendiert eher zu größeren Zugeigenspannungen an der Oberfläche.

8 Ableitung von Modellen - Die perfekt spitze Schneide

Die exakten Interaktionen zwischen Schneide und geschnittenem Werkstück sind unbekannt. Aus diesem Grund soll im Folgenden untersucht werden, ob das in Kapitel 6.2 beschriebene Modell dafür geeignet ist den Zerspanprozess abzubilden. Das bedeutet, dass der Riss exakt in der horizontalen Verlängerung der absolut scharfen Schneidenspitze fortschreitet. Weiters tritt die Schneide nur mit dem abgehobenen Span in Kontakt und berührt die frisch gefertigte Werkstück-Oberfläche nie.

8.1 Gewählte Schnittparameter

Nach dem Vorbild der experimentellen Eigenspannungsermittlung aus Kapitel 7 wird nun auch im Berechnungsmodell sowohl die Schnittgeschwindigkeit als auch der Vorschub variiert. Quantitativ sind jedoch der Vorschub aus dem Experiment und die ungeschnittene Spandicke des Simulationsmodelles nicht gleich groß. In der Regel ist die ungeschnittene Spandicke kleiner als der Vorschub (vgl. Abbildung 6.3, 6.4a und 6.8), ein größerer Vorschub bedeutet jedoch auch eine größere ungeschnittene Spandicke. Obwohl sicherlich kein linearer Zusammenhang zwischen verschiedenen Vorschüben und ihren zugehörigen ungeschnittenen Spandicken besteht, soll sie dennoch für alle Vorschübe näherungsweise 50 % des Vorschubes betragen. Diese Annahme soll damit begründet sein, dass das Ziel nicht darin besteht genaue Eigenspannungen zu berechnen, sondern vielmehr nur einen Trend für unterschiedliche Schnittparameter festzustellen. Die Schnittgeschwindigkeit beträgt wie im Experiment 80 bzw. 160 m/min und die ungeschnittene Spandicke 0,05, 0,1 und 0,15 mm (siehe Abbildung 8.1).

8.2 Ergebnisse

Die Berechnungen wurden für die Schnitttabelle aus Abbildung 8.1 durchgeführt. Die Abbildungen 8.2, 8.3 und 8.4 zeigen die von Mises-Vergleichsspannungen im deformierten Modell für die verschiedenen Schnittparameter bei ungefähr 60 % Schnittfortschritt.

		Ungeschnittene Spandicke		
Schnittgeschwindigkeit	mm	th = 0,05	th = 0,1	th = 0,15
	m/min			
$v_c = 80$		th=0,05 v=80	th=0,1 v=80	th=0,15 v=80
$v_c = 160$		th=0,05 v=160	th=0,1 v=160	th=0,15 v=160

Abbildung 8.1: Schnitttabelle für die Ermittlung der Eigenspannungen mittels FE-Simulation

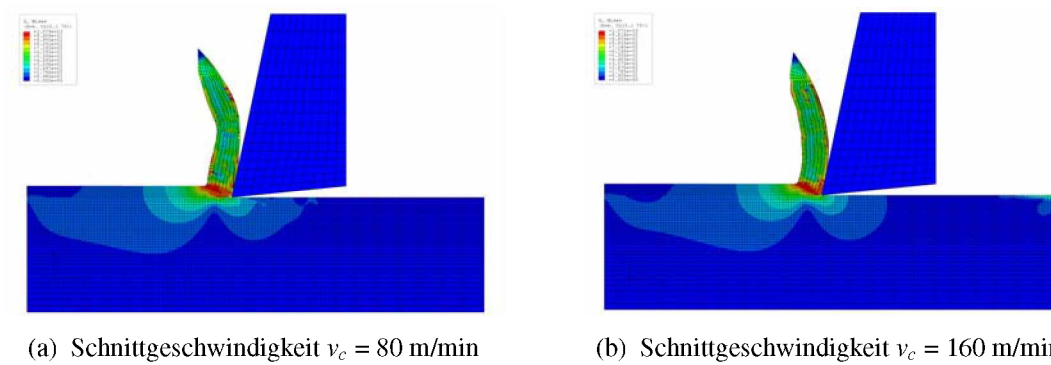


Abbildung 8.2: Vergleichsspannungen für eine ungeschnittene Spandicke von 0,05 mm

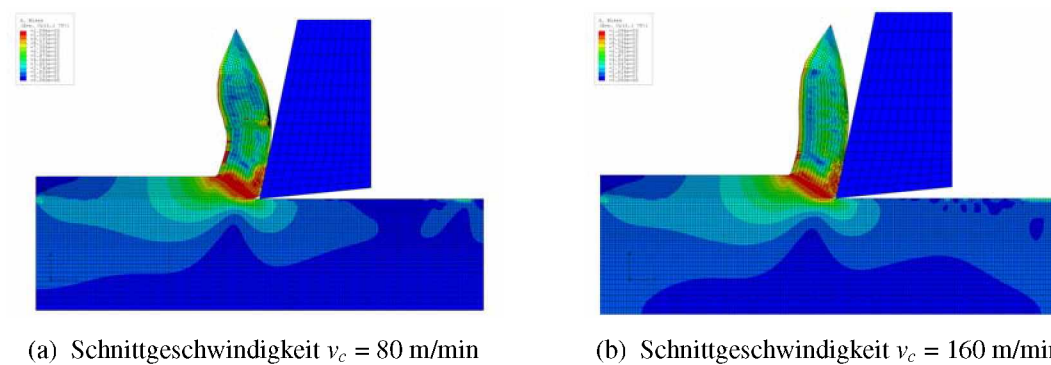


Abbildung 8.3: Vergleichsspannungen für eine ungeschnittene Spandicke von 0,1 mm

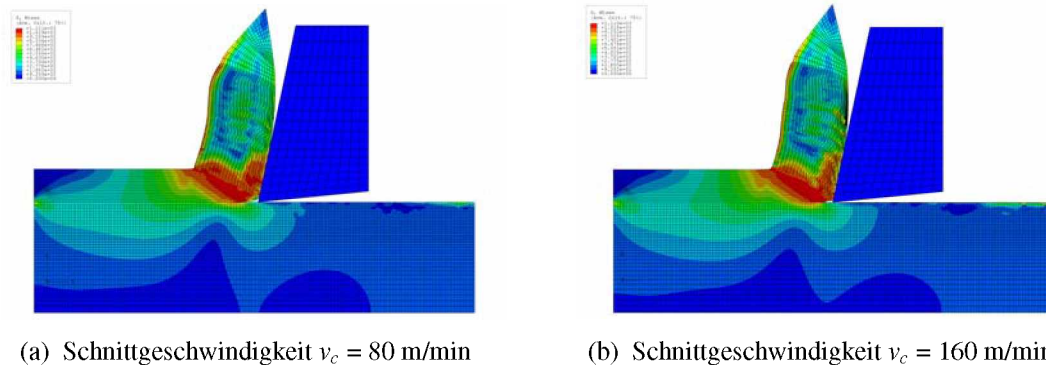


Abbildung 8.4: Vergleichsspannungen für eine ungeschnittene Spandicke von 0,15 mm

8.2.1 Der Eigenspannungsverlauf

Die Schneide bewegt sich über eine vordefinierte Länge in Schnittrichtung und hebt dabei einen Span ab. Ist die besagte Länge erreicht, entlastet die Schneide den Span indem sie sich aus der Schnittzone wegbewegt. Jetzt sind sowohl Span als auch Werkstück von außen unbelastet und Eigenspannungen können abgelesen werden. Die Bestimmung von Eigenspannungen erfolgt für alle Simulationen die im folgenden durchgeführt werden sollen an drei vordefinierten Linien in Werkstückmitte mit einem Abstand in Richtung 1 von $120\ \mu\text{m}$ zueinander (siehe Abbildung 8.5). Mithilfe dieser Linien soll gewährleistet sein, dass für jede Simulation immer die gleichen Knoten zur Eigenspannungsermittlung verwendet werden. Das heißt aus den drei Eigenspannungswerten σ_1 für ein und dieselbe Tiefe (Richtung 2) im Werkstück wird der Mittelwert gebildet und dann als tatsächlicher Eigenspannungswert angenommen.

Die Ergebnisse für die Eigenspannungen in Schnittrichtung σ_1 aufgetragen über die Tiefe im Werkstück zeigt Abbildung 8.6. Die Eigenspannungsverläufe aus Abbildung 8.6 zeigen alle Druckeigenspannungen an der Oberfläche wie man sie sich für die Lebensdaueroptimierung von schwingend belasteten Bauteilen wünscht. So wünschenswert die angesprochenen Verläufe auch sind, so haben sie doch sehr wenig mit den realen Verläufen aus dem Experiment zu tun (vgl. Abbildung 7.3).

8.2.2 Bewertung der Ergebnisse

Obwohl die Ergebnisse für die Eigenspannungen, wie schon angesprochen, nicht mit der Realität übereinstimmen, soll der Grund ihrer Entstehung dennoch genauer untersucht werden. Aus Abbildung 8.6 ist ersichtlich, dass Druckeigenspannungen an der Oberfläche mit ansteigender ungeschnittener Spandicke und ansteigender Schnittgeschwin-

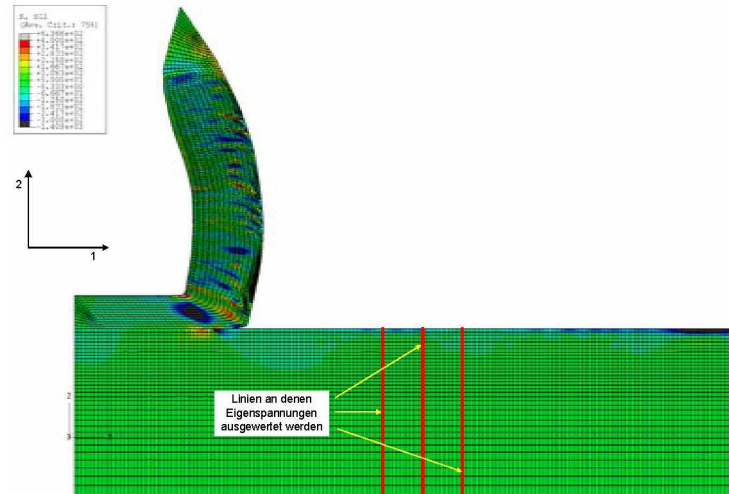


Abbildung 8.5: Orte an denen Eigenspannungen ausgewertet werden

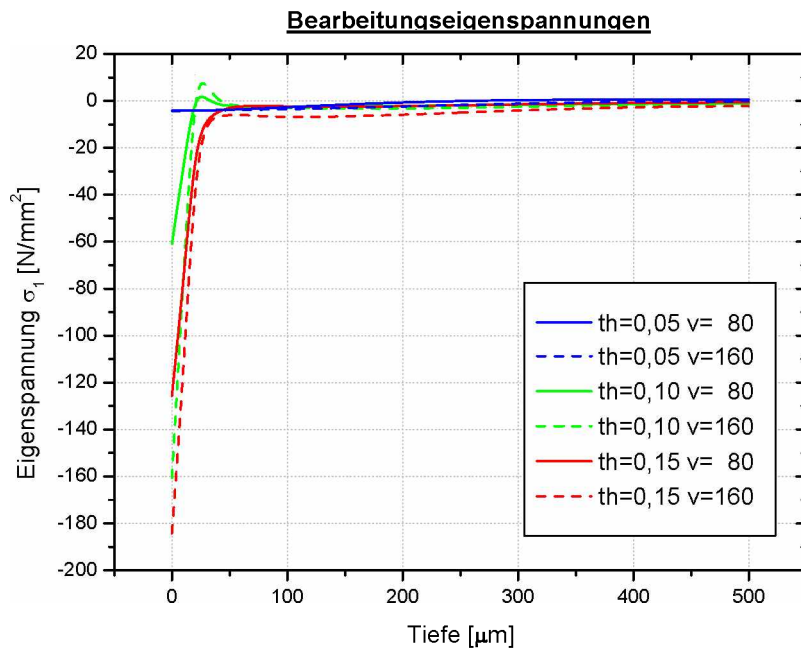
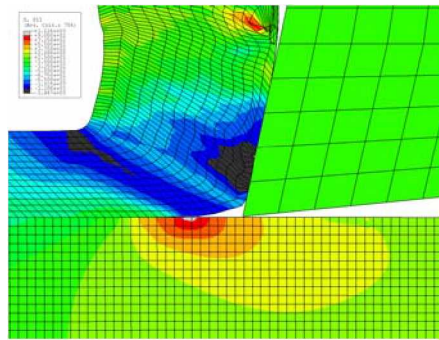
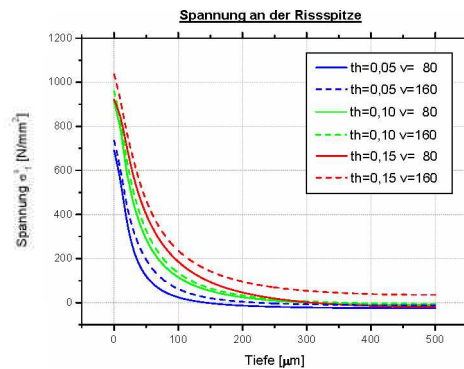


Abbildung 8.6: Eigenspannungen bei der *perfekt* spitzen Schneide

Abbildung 8.7: Schnittspannungen σ_1^s an der RissspitzeAbbildung 8.8: Schnittspannungen σ_1^s an der Rissspitze

digkeit größer werden. Dieses Phänomen konnte auch beim Experiment festgestellt werden, jedoch liegen dort die Druckeigenstressen tiefer unter der Oberfläche, während sich direkt an der Oberfläche Zugeigenstressen finden.

Die errechneten Eigenstressen aus der Simulation lassen sich erklären, wenn die Schnittspannungen unmittelbar an der Rissspitze betrachtet werden. Direkt an der Rissspitze erreichen diese Schnittspannungen σ_1^s ein Maximum, wie die Abbildungen 8.7 und 8.8 zeigen.

Werden die Schnittspannungen an der Rissspitze mit den resultierenden Eigenstressen verglichen, so kann ein direkter Zusammenhang erkannt werden. Das heißt eine große Schnittspannung an der Werkstückoberfläche, wie sie eine ungeschnittene Spandicke von 0,15 mm hervorruft, führt auch zu einer großen Druckeigenstressen nach Entlastung.

Den Grund für dieses Verhalten versucht Abbildung 8.9 zu erklären: Der Oberflächen-

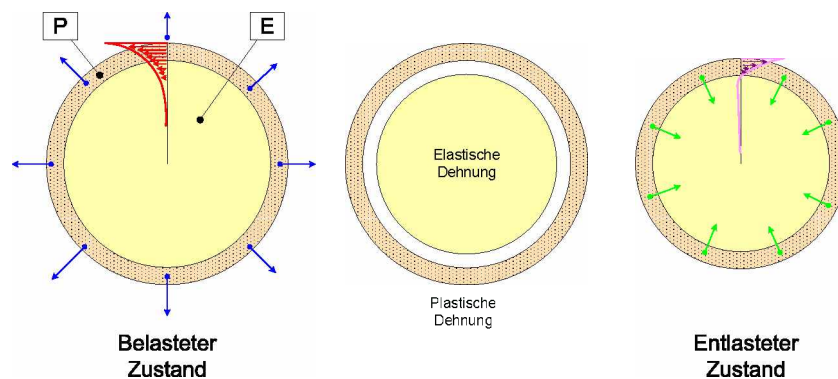


Abbildung 8.9: Entstehung der Eigenspannungen bei der spitzen Schneide

bereich des bearbeiteten Werkstücks wird als Ring P dargestellt, der spielfrei auf einem Kreis E sitzt. Während des Schnittes entstehen an der Werkstückoberfläche sehr große Zugspannungen in Schnittrichtung, die jedoch in größerer Tiefe (Richtung 2) sehr rasch abnehmen. Diese Zugspannungen führen zu einer Umfangsvergrößerung, die wiederum eine Durchmesserergrößerung nach sich zieht. Der Ring P ist mit dem Kreis E fest verbunden und so nimmt der Durchmesser unter der Zugbelastung bei beiden zu wie die rechte Darstellung zeigt. Im Ring P erreichen die Zugspannungen ein kritisches Maß und es tritt plastische Verformung ein, das heißt der Durchmesser des Ringes ist auch nach dem Entlasten dauerhaft größer geworden. Die Zugspannungen im Kreis E sind wesentlich kleiner, weshalb nur eine elastische Dehnung auftritt und der Kreisdurchmesser nach Entlasten nicht größer geworden ist. Würde die Verbindung zwischen Ring und Kreis aufgehoben werden, so würde sich der Zustand des mittleren Bildes einstellen bei dem durch die plastische Verformung ein Spiel zwischen Ring und Kreis auftritt. Selbstverständlich gibt es keine Materialtrennung zwischen elastisch verformtem Bereich E und plastisch verformtem Bereich P und somit muss die *Passung* zwischen Kreis und Ring auch im entlasteten Zustand spielfrei bleiben. Das kann nur damit erreicht werden, dass sich der Ring mit dem Kreis elastisch zurückverformt, das heißt der Ringdurchmesser muss wieder kleiner werden. Genau diese elastische Rückverformung kann schließlich als Eigenspannung gemessen werden.

Die Reihenfolge, welche Schnittparameter-Kombination eine wie große Schnittspannung hervorruft, wie sie in Abbildung 8.8 festzustellen ist, findet sich auch in der Größe der Eigenspannungen in Abbildung 8.6 wieder.

9 Erweitertes Modell - Die *reale* Schneide

Im letzten Kapitel wurde versucht den Zerspanungsprozess mit einer Schneide abzubilden, die nur mit dem Span in Wechselwirkung tritt. Dieses Modell war jedoch leider nicht in der Lage den tatsächlichen Eigenspannungsverlauf in einer zerspannten Probe wiederzugeben. Das neue Ziel lautet also das Simulationsmodell näher an die Realität heranzuführen.

9.1 Der Einfluss der Schneide

Sofern es überhaupt möglich ist mit einer 2-D Simulation ein zufriedenstellendes Ergebnis hinsichtlich Eigenspannungen in einer zerspanend gefertigten Probe zu erzielen, so wirft wohl die genaue Interaktion zwischen Schneide und geschnittenem Material das größte Fragezeichen in den Raum. Nachdem Span- und Werkstückgeometrie keine großen Veränderungen zulassen, liegt das Augenmerk nun auf der Geometrie der Schneide, dem genauen Ort der vordefinierten Separationslinie und allen Interaktionen der Schneide mit Span bzw. Werkstück.

Dieser Überlegung liegen folgende Begründungen zugrunde:

- Auch eine Schlichtplatte hat keine absolut scharfe Schneidkante sondern eine doch nicht unwesentliche Kantenverrundung.
- Auftretende Abschürfungen an der Freifläche der Schneide lassen vermuten, dass die Schneide auch mit der gefertigten Werkstückoberfläche in Kontakt tritt.
- Ein zerspanend gefertigtes Werkstück besitzt eine Oberflächentemperatur, die größer ist als die Raumtemperatur. Somit wird der vorige Punkt erneut bekräftigt, sofern nicht Wärme aus der Scherzone in das Werkstück fließt.

Abbildung 9.1 zeigt einen typischen Temperaturverlauf für das Zerspanungsmodell mit spitzer Schneide aus dem vorigen Abschnitt. Gut zu erkennen ist, dass die gesamte Wärme zum einen durch das Reibpaar Schneide-Span und zum anderen durch die enorme plastische Verformung erzeugt wird. Interessant ist auch, dass sowohl eine Schnittgeschwindigkeit von 80 m/min als auch von 160 m/min zu groß ist, dass Wärme vom Span

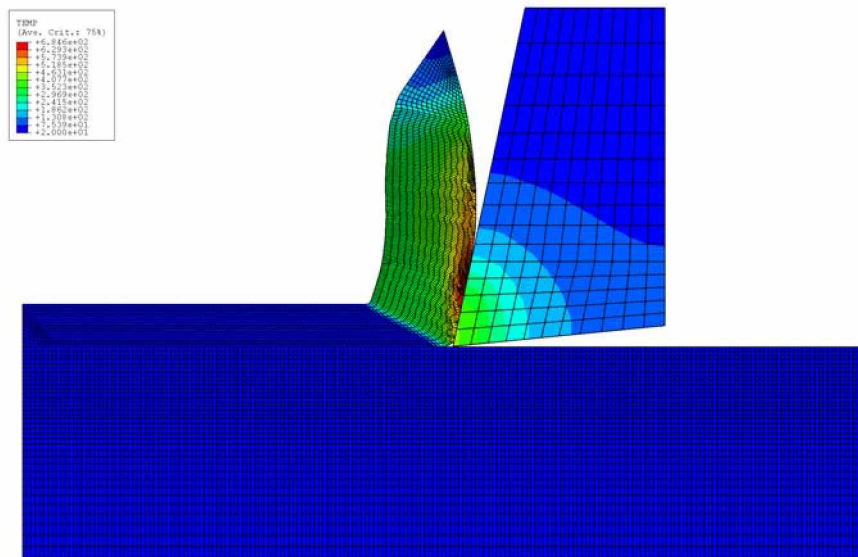


Abbildung 9.1: Charakteristischer Temperaturverlauf beim Schnitt mit spitzer Schneide

in das Werkstück fließen kann. Um nun dennoch eine Temperatur größer als die Raumtemperatur auf der Werkstückoberfläche zu erhalten, wie das in der Realität zutrifft, ist es naheliegend, dass die Schneide auch mit der Werkstückoberfläche interagiert.

9.1.1 Die Schneidengeometrie

Nach dem Vorbild von Abbildung 9.2a soll die Schneidenkante in geringem Maße in die Werkstückoberfläche eindringen. Wie schon besprochen erweckt eine Schlichtplatte mit freiem Auge den Anschein eine scharfe Schneidkante zu besitzen, in der Realität besitzt sie jedoch eine nicht unwesentliche Kantenverrundung. Diese gesamte *Verrundung* soll nun nicht in die Oberfläche eindringen, sondern das beste Ergebnis konnte bei $\sim 8 \mu\text{m}$ erreicht werden. In Rücksichtnahme auf das eben gesagte wird eine Schneidengeometrie definiert wie sie in Abbildung 9.2b zu sehen ist. Dabei wird auf den Radius r (Abbildung 9.2b) verzichtet um zum einen das FE-Netz möglichst grob zu halten und um zum anderen den Materialfluss des Spanes besser über die Schneide zu führen. Sehr wohl aber wird der Radius R (Abbildung 9.2b) modelliert, der mit der Werkstück-Oberfläche interagiert. Für alle Simulationen in diesem Abschnitt wird jetzt diese *reale* Geometrie aus Abbildung 9.2b verwendet, wobei die Materialeigenschaften unverändert bleiben.

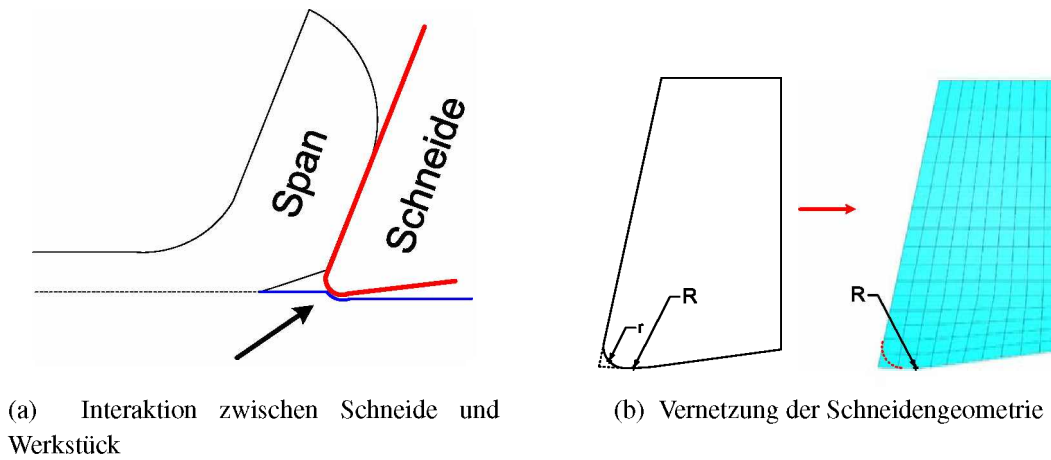


Abbildung 9.2: Geometrie der Schneide

		Ungeschnittene Spandicke		
Schnittgeschwindigkeit	mm	th = 0,05	th = 0,1	th = 0,15
	m/min			
	$v_c = 80$		th=0,05 v=80	th=0,1 v=80
$v_c = 160$		th=0,05 v=160	th=0,1 v=160	th=0,15 v=160

Abbildung 9.3: Schnitttabelle für die Ermittlung der Eigenspannungen mittels FE-Simulation für die *reale* Schneide

9.2 Gewählte Schnittparameter

Die Schnittparameter bleiben gleich wie für die *perfekt* spitze Schneide aus dem vorangegangenen Kapitel. Somit beträgt die Schnittgeschwindigkeit 80 bzw. 160 m/min und die ungeschnittene Spandicke 0,05 mm, 0,1 mm und 0,15 mm (siehe Abbildung 9.3).

9.3 Ergebnisse

Die Berechnungen wurden für die Schnitttabelle aus Abbildung 9.3 durchgeführt. Die Abbildungen 9.4, 9.5 und 9.6 zeigen die Eigenspannungen für das Modell mit der *realen* Schneide für die verschiedenen Schnittparameter im bereits entlasteten Zustand.

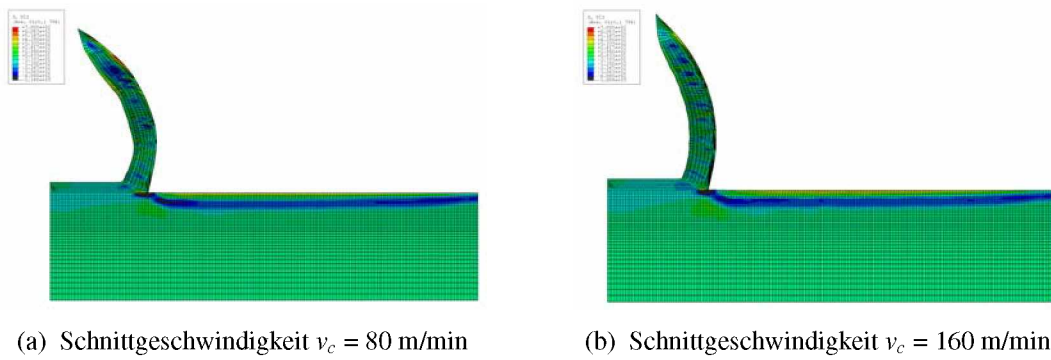


Abbildung 9.4: Eigenspannungen für eine ungeschnittene Spandicke von 0,05 mm

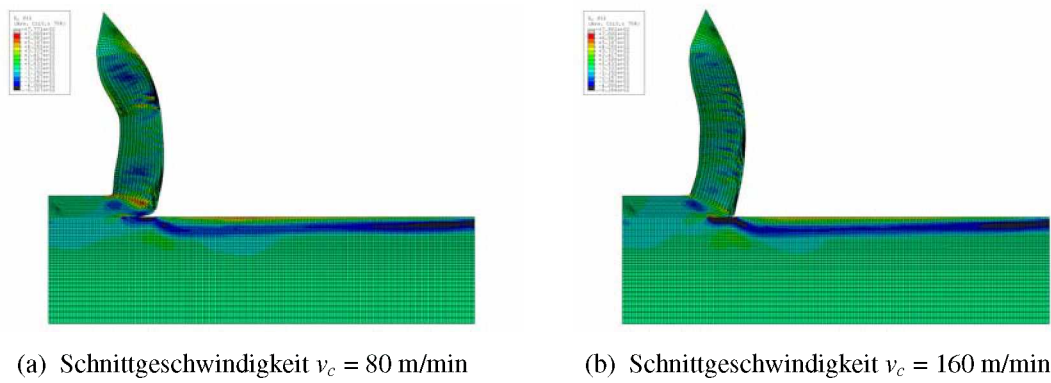


Abbildung 9.5: Eigenspannungen für eine ungeschnittene Spandicke von 0,1 mm

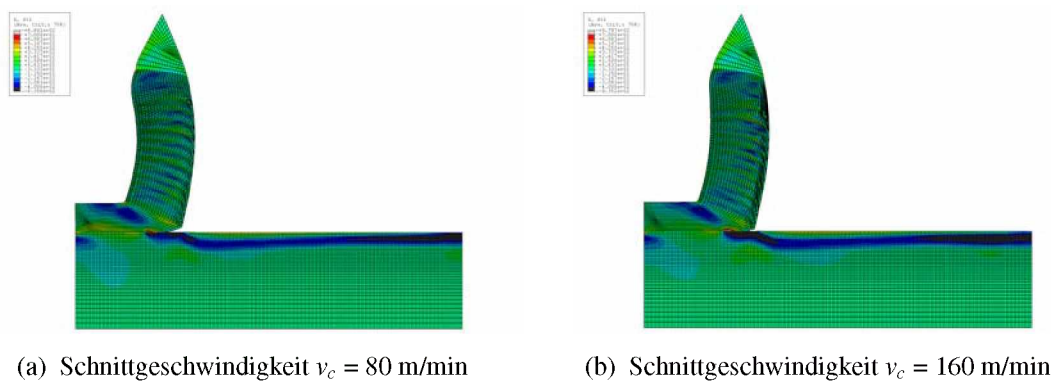


Abbildung 9.6: Eigenspannungen für eine ungeschnittene Spandicke von 0,15 mm

9.3.1 Der Eigenspannungsverlauf

Die Auswertung der Eigenspannungen erfolgt gleichermaßen wie bei der spitzen Schneide aus dem vorangegangenen Abschnitt. Das heißt, es wird wieder der Mittelwert aus drei Knoten gebildet (vgl. Abbildung 8.5). Die ausgewerteten Knoten sind wieder für alle Simulationen die Gleichen. Wie schon aus den Abbildungen 9.4, 9.5 und 9.6 zu erkennen ist, wurde mit dem gegenwärtigen Modell erreicht, dass immer an der Oberfläche Zugeigenspannungen zu finden sind und etwas tiefer unter der Oberfläche Druckeigenspannungen herrschen.

9.3.2 Bewertung der Ergebnisse

Wenn die berechneten Eigenspannungsverläufe in Abbildung 9.7 mit jenen des Experimentes in Abbildung 9.8 verglichen werden, kann durchaus behauptet werden, dass die berechneten Eigenspannungen für eine bestimmte Schnittparameterkombination qualitativ mit dem Experiment übereinstimmen. Das heißt es kann wie schon zuvor für das Experiment auch für die Simulation zusammengefasst werden:

- Größerer Vorschub bedeutet größere Druckeigenspannungen unter der Oberfläche.
- Größerer Vorschub bedeutet auch eine Verlagerung der Druckeigenspannungs-Maxima in eine größere Tiefe.
- Größere Schnittgeschwindigkeit bedeutet größere Druckeigenspannungen (jedoch unterproportionaler Druckspannungsanstieg).

9.4 Für den charakteristischen Eigenspannungsverlauf verantwortliche Mechanismen

In diesem Abschnitt soll nun untersucht werden, durch welche Einflussgrößen der charakteristische Eigenspannungsverlauf aus Abbildung 9.7 hervorgerufen wird und wie diese Einflussgrößen von den gewählten Schnittparametern abhängen. In Abbildung 9.9 ist die für alle Schnittparameter typische von Mises-Vergleichsspannungsverteilung zu sehen. Das Hauptaugenmerk liegt im Folgenden auf den rot umrandeten Bereich direkt unter der Schneide, wo die maximalen Vergleichsspannungen herrschen. Nun wird jener Gesamtmechanismus, der diesem umrandeten Bereich seine mechanischen Eigenschaften verleiht, in drei Teilmechanismen zerlegt. Diese Teilmechanismen sollen aus drei unterschiedlichen, gedachten *Oberflächenbearbeitungen* stammen, nämlich:

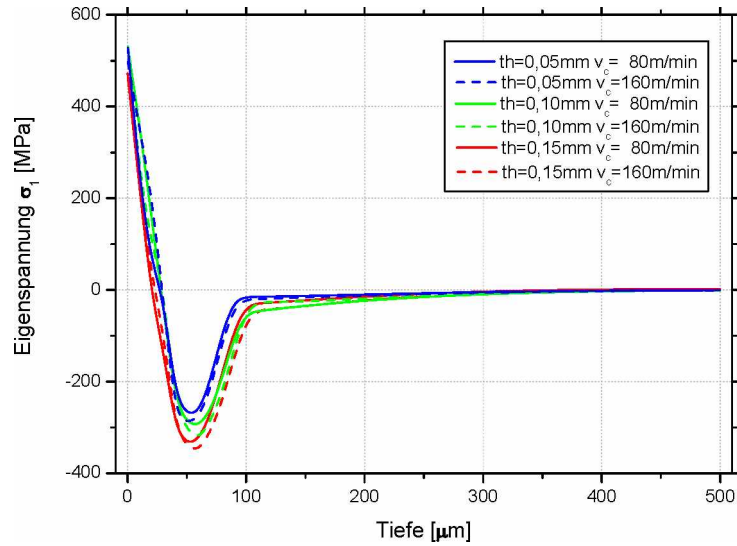


Abbildung 9.7: Eigenspannungen bei der *realen* Schneide

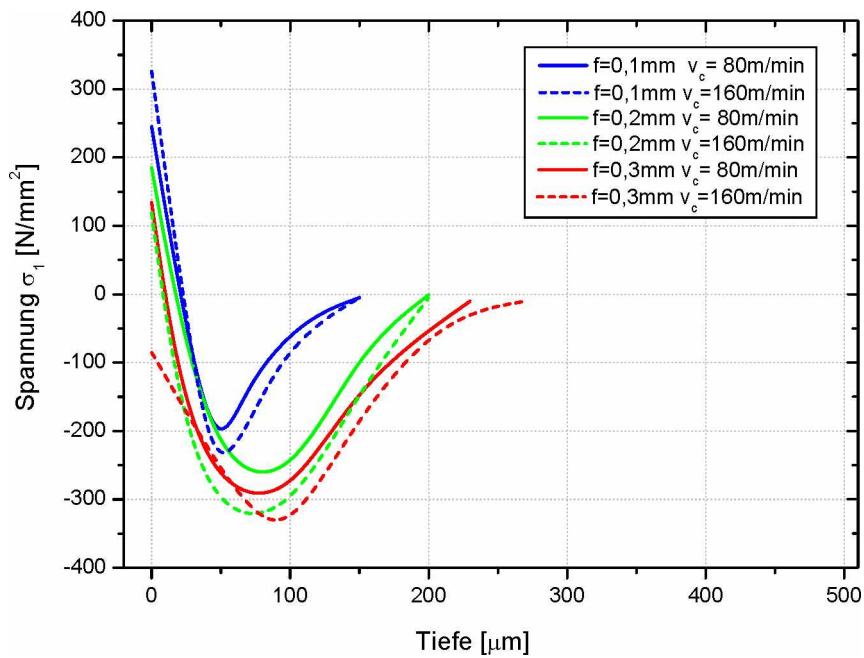


Abbildung 9.8: Experimenteller Eigenspannungs-Tiefenverlauf für verschiedene Schnittparameter

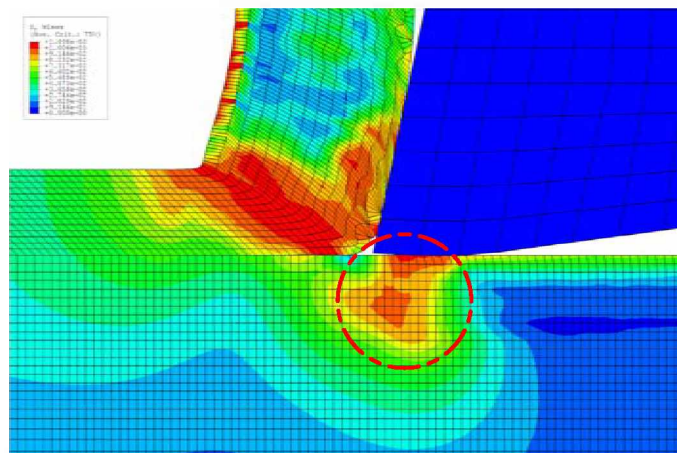


Abbildung 9.9: Typische Vergleichsspannungsverteilung für das Modell mit der *realen* Schneide

- Rollen über die Oberfläche
- Reibungsdominiertes Gleiten über die Oberfläche
- Elastische Vordehnung des Materials vor der Bearbeitung

9.4.1 Oberflächenbearbeitung - *Rollen über die Oberfläche*

Die Wechselwirkung zwischen Schneide und Werkstück hat einen maßgeblichen Einfluss auf die Eigenspannungen in der bearbeiteten Oberfläche und aus diesem Grund wird nun diese Wechselwirkung genauer unter die Lupe genommen. An der Schneidkante einer jeden Schneide befindet sich je nach Typ ein bestimmter Radius, der die Spitze der Schneidenfreifläche dazu veranlasst mit dem Radius R aus Abbildung 9.2b über die geschaffene Oberfläche zu gleiten. Im ersten Schritt, in dem komplett auf das Abheben eines Spans verzichtet wird, soll nun der Kontakt zwischen diesem Radius und Werkstück reibungslos sein, was dem Rollen einer Rolle mit dem Radius R über die Oberfläche gleichkommt.

Das reibungslose Gleiten der Schneide über die Werkstückoberfläche zeigt Abbildung 9.10. In dieser Abbildung kann das typische Bild der Hertzschen Pressung erkannt werden wie es von Kontaktpaaren bei Zahnrädern oder Wälzlagern bekannt ist, bei denen die maximalen Schubspannungen eine bestimmte Tiefe unterhalb der Oberfläche liegen. In Abbildung 9.10 ist dieses Phänomen für die von Mises Vergleichsspannung gezeigt. Der Verlauf der Vergleichsspannung im Bereich maximaler Schneidenpenetration kann aus Abbildung 9.11a abgelesen werden und ergibt für eine Schnittgeschwindigkeit von 80 m/min die Eigenspannungen aus Abbildung 9.11b.

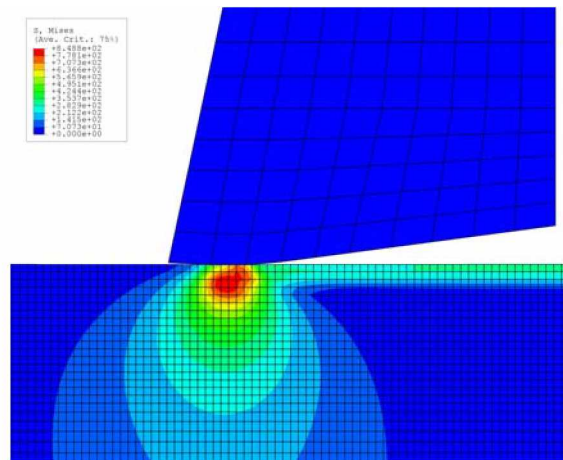


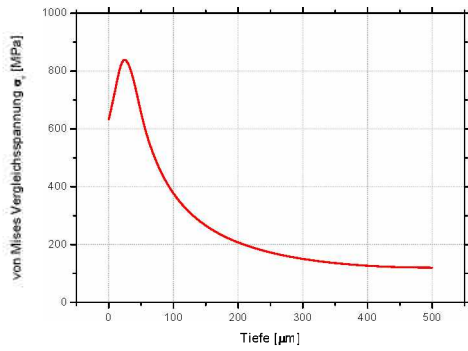
Abbildung 9.10: Vergleichsspannungen beim *Rollen* einer Oberfläche

Im Oberflächenbereich herrschen also Druckeigenstressungen, die wie die Vergleichsspannung während der Bearbeitung nicht direkt auf der Oberfläche das Maximum aufweist, sondern knapp unterhalb der Oberfläche. Grundsätzlich bildet das *Rollen über die Oberfläche* jedoch einen Eigenspannungszustand, der sich positiv auf schwingend belastete Bauteile auswirkt. Diese Tatsache ist schon lange bekannt und so findet die Oberflächenbehandlung Rollen bei versagenskritischen Bereichen in schwingend belasteten Bauteilen mit richtiger Rolle durchaus Anwendung.

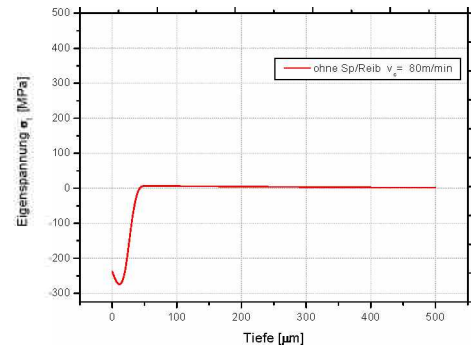
Praktischer Erklärungsversuch der Eigenspannungsentstehung

Beim Modell mit der spitzen Schneide aus Kapitel 8 war die Zugspannung in Schnittrichtung der dominierende Einfluss auf die Eigenspannungsentstehung. Hier ist die Spannung in Schnittrichtung negativ (es ist kein Span vorhanden) wie Abbildung 9.12a zeigt und zusätzlich tritt durch das Eindringen der Schneide eine noch viel größere negative Spannung in Penetrationsrichtung (Richtung 2) auf. Werden die Mohrschen Spannungskreise für unterschiedliche Tiefen unter der Werkstückoberfläche aus Abbildung 9.12b mit der von Mises Vergleichsspannung aus Abbildung 9.11a verglichen, so kann gesehen werden, dass maximale Schubspannung und maximale Vergleichsspannung in gleicher Tiefe unter der Oberfläche liegen.

Den Grund für die Entstehung der eben besprochenen Eigenspannungen versucht Abbildung 9.13 zu erklären: Wie schon angesprochen trägt die Druckspannung in Penetrationsrichtung die Hauptverantwortung für die auftretenden Eigenspannungen. Diese Druckspannung entsteht dadurch, dass die Schneide reibungsfrei über die Werkstückoberfläche gleitet, was dem Walzen eines Ringes, im Bild oben, gleichkommt. Durch das Walzen des Ringes tritt jetzt ein ähnlicher Spannungszustand wie aus Abbildung 9.12

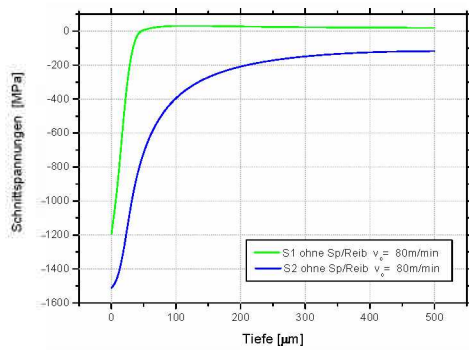


(a) von Mises Vergleichsspannungen

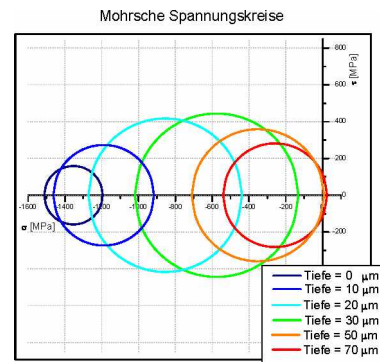


(b) Eigenspannungsverlauf

Abbildung 9.11: Ergebnisse für das reibungslose Modell

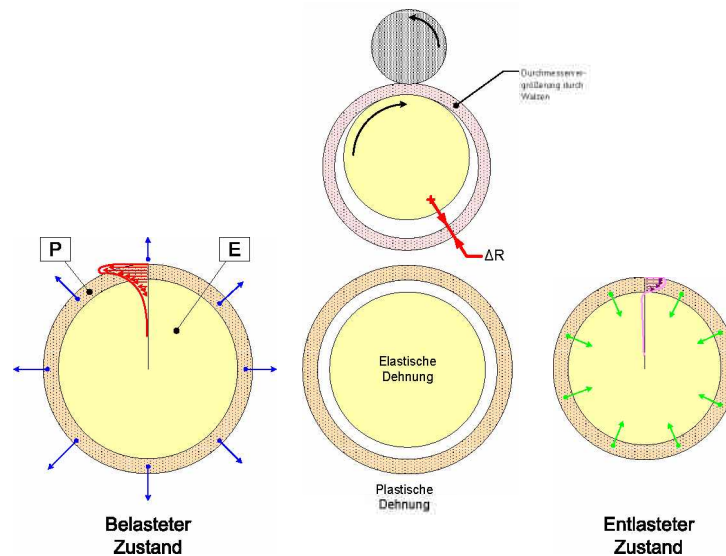


(a) Schnittspannungen σ_1 und σ_2



(b) Mohrsche Spannungskreise

Abbildung 9.12: Schnittspannungen an der Stelle maximaler Schneidenpenetration

Abbildung 9.13: Entstehung der Eigenspannungen beim *Rollen* einer Oberfläche

auf, was bedeutet, dass die maximalen Schubspannungen und somit auch die größten Verformungen knapp unterhalb der Oberfläche liegen. Das Resultat des Walzens sieht so aus, dass die Dicke des Ringes um ΔR abnimmt, was in weiterer Folge durch plastische Verformung zur Durchmesservergrößerung führt.

Wie bei der spitzen Schneide soll wieder ein Ring spielfrei auf einem Kreis sitzen. Der Ring wird nun wie besprochen durch das Walzen plastisch verformt, während der Kreis nur elastisch verformt wird. Würde jetzt wieder die feste Verbindung zwischen Ring und Kreis aufgehoben werden, würde sich das Bild der mittleren Darstellung ergeben, wo durch die Durchmesservergrößerung des Ringes eine Spielpassung entstanden ist. Selbstverständlich kann sich der Ring P nicht vom Kreis E ablösen und deshalb bleibt die spielfreie Passung auch nach der äußeren Krafteinwirkung aufrecht. Dieser Umstand hat zur Folge, dass der Kreis E versucht seine elastischen Spannungen abzubauen und damit sowohl den eigenen als auch den Ring-Durchmesser wieder zu verringern. Diese Durchmesserverringern des plastisch gedehnten Ringes P führt nun zu Druckeigenspannungen im elastisch gestauchten Ring.

Die maximalen Druckeigenspannungen liegen jedoch nicht auf der Oberfläche, sondern knapp unter der Oberfläche wo auch die größten plastischen Verformungen aufgetreten sind. Also kann festgestellt werden, dass der Umstand der Eigenspannungsentstehung gleich ist wie beim Modell mit der spitzen Schneide, nämlich eine plastische Streckung der Randschicht in Schnittrichtung. Der einzige Unterschied besteht darin, dass hier die plastische Streckung durch eine Druckspannung normal zur Schnittrichtung hervorgeru-

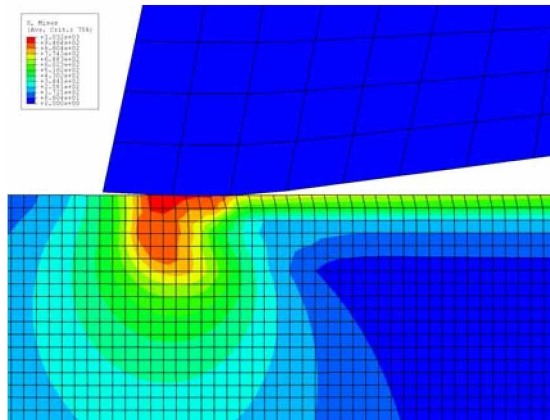


Abbildung 9.14: Vergleichsspannungen beim *Reibungsdominierten Gleiten über eine Oberfläche*

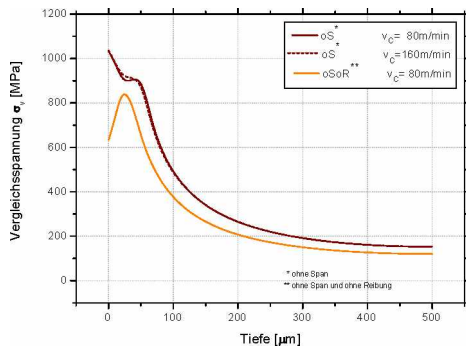
fen wird und im früheren Modell durch eine Zugspannung in Schnittrichtung.

9.4.2 Oberflächenbearbeitung - *Reibungsdominiertes Gleiten über die Oberfläche*

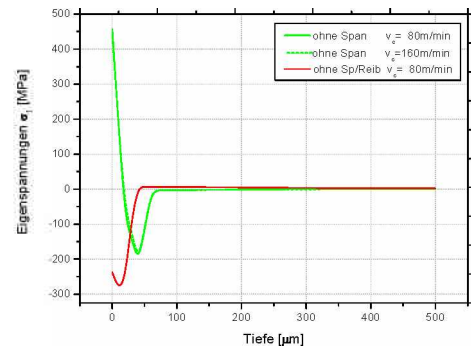
In diesem Abschnitt soll untersucht werden woher die Eigenspannungen direkt an der Oberfläche kommen. Zu diesem Zweck wird wie im Abschnitt zuvor zunächst der Span nicht mitberücksichtigt, da wieder vermutet werden kann, dass der Haupteinfluss auf die Eigenspannungen an der Oberfläche von der Wechselwirkung zwischen Schneide und Span kommt.

Gleiten ohne Span

Das hier verwendete Modell sieht wieder gleich aus wie jenes beim *Rollen über die Oberfläche* mit dem einzigen Unterschied, dass der Kontakt zwischen Schneide und Werkstück jetzt mit Reibung behaftet ist. Zusätzlich wird nicht betrachtet was in tieferen Schichten unter der Oberfläche passiert, sondern rein nur der Zustand direkt auf der Oberfläche. Das erste was auffällt wenn Abbildung 9.15b betrachtet wird ist, dass bei Miterücksichtigung der Reibung die Eigenspannung an der Oberfläche plötzlich aus dem Druckbereich, wie sie beim Modell ohne Reibung zu finden war, sehr stark in den Zugbereich wandert. Demnach ist die Reibung zwischen Schneide und Werkstück für den Großteil der Zugeigenspannung an der Oberfläche verantwortlich.

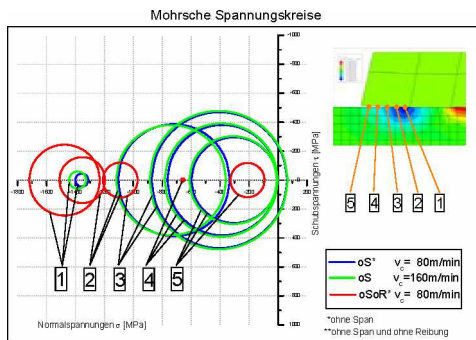


(a) von Mises Vergleichsspannungen

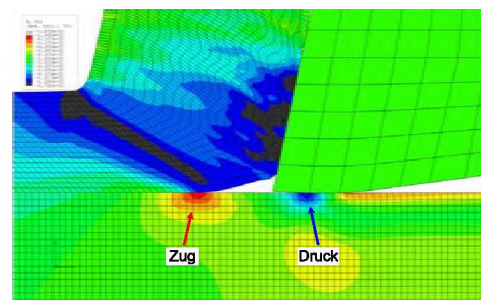


(b) Eigenspannungsverlauf

Abbildung 9.15: Ergebnisse für das reibungsbehaftete Modell



(a) Mohrsche Spannungskreise an der Werkstückoberfläche



(b) Schnittspannungen σ_1 direkt auf der Oberfläche

Abbildung 9.16: Schnittspannungen unmittelbar vor der maximalen Schneidenpenetration

Praktischer Erklärungsversuch der Eigenspannungsentstehung

Wird die Reibung mitberücksichtigt, so erreicht die von Mises Vergleichsspannung im Bereich maximaler Schneidenpenetration nicht knapp unterhalb, sondern direkt auf der Oberfläche ihren größten Wert, wie Abbildung 9.15a zeigt. Für die weiteren Betrachtungen wird jetzt jedoch nicht der Bereich betrachtet bei dem die Schneide am weitesten in das Werkstück eindringt, sondern der Bereich unmittelbar davor in Richtung Schneidenspitze. Durch die Reibung wird nämlich an der Schneidenspitze Material in Schnittrichtung vor der Schneide hergeschoben, so dass sich ein kleiner Wulst bildet. In Abbildung 9.16a sind die Mohrschen Spannungskreise für den Bereich in dem sich der besagte Wulst bildet zu sehen. Die Kreise zeigen die Spannungen direkt auf der Oberfläche an fünf verschiedenen Knoten.

Deutlich zu erkennen ist, dass die beiden Simulationen, welche die Reibung mitberücksichtigen, fast das gleiche Ergebnis liefern: Am Knoten mit der Nummer 1 herrscht zwar betragsmäßig die größte Druckspannung, da hier jedoch auch der hydrostatische Druck am größten ist, bleibt die Schubspannung klein. Die größte Schubspannung kann im vorderen Bereich des Wulstes am Knoten 3 gefunden werden, wo eine Druckspannung in Richtung 2, normal zur Schnittrichtung praktisch nicht mehr vorhanden ist. Für die Simulation bei der die Reibung vernachlässigt wurde, sind die Schubspannungen viel kleiner und es kann auch keine Wulstbildung beobachtet werden. Darüber hinaus finden sich die größten Schubspannungen genau im Bereich der größten Druckspannungen. Jetzt soll genau diese Wulstbildung mit den Zugeigenspannungen an der Oberfläche in Zusammenhang gebracht werden.

Den genauen Grund für die Entstehung der Zugeigenspannungen an der Oberfläche versucht Abbildung 9.17 zu erklären: Wie schon angesprochen kommt es im Bereich der Schneidenspitze auf der Werkstückoberfläche, bedingt durch die Reibung und die damit verbundenen großen Druckspannungen in Schnittrichtung, zu plastischen Verformungen und damit zur genannten Wulstbildung, wie in der Darstellung oben links zu erkennen ist. Diese Wulstbildung, also das Einherschieben von Material vor der Schneidenspitze kann mit etwas Phantasie mit dem Stauchen eines Ringes in Umfangrichtung aus der Darstellung oben rechts verglichen werden. Hier wird ein Teil eines Ringes radial zwischen vier Backen eingespannt. Die linken und rechten Backen bewegen sich nun aufeinander zu, wodurch sie durch Reibung an ihren Kontaktflächen mit dem Ring eine bestimmte Kraft in Umfangrichtung übertragen. Erreicht die Kraft eine Größe bei der im Ringmaterial die Fließspannung erreicht wird, so kommt es zur plastischen Verformung und somit zur Wulstbildung. Wird dieser Stauchvorgang um den gesamten Ringumfang wiederholt, vergrößert sich die Dicke des Ringes, weshalb sich sein Durchmesser verringern muss.

Genau dasselbe passiert beim Gleiten der Schneide über das Werkstück, wo durch Reibkraft eine enorme Druckspannung entsteht und die Werkstückoberfläche plastisch verformt wird. Wie schon gehabt wird wieder ein Ring P betrachtet der spielfrei auf ei-

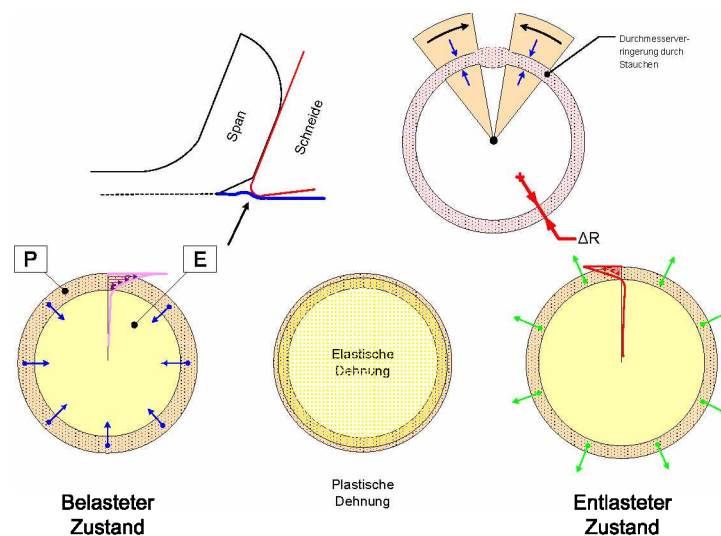


Abbildung 9.17: Entstehung der Eigenspannungen beim reibungsbehafteten *Gleiten* über eine Oberfläche

nem Kreis E sitzt. Durch die großen einwirkenden Kräfte werden sowohl Ring P als auch Kreis E gestaucht. Dabei bilden sich im Kreis so große Spannungen aus, dass es zur plastischen Verformung kommt, während der Ring nur elastisch verformt wird, wie die Darstellung unten links zeigt. Nach Entlasten hat sich also der Durchmesser des Ringes verringert und könnte das Material des Kreises in den Ring eindringen, würde sich die elastische Spannung im Kreis abbauen und sein Durchmesser wieder in den Ausgangszustand zurückkehren. In diesem Zustand wären sowohl Ring als auch Kreis mehr oder weniger spannungsfrei. Selbstverständlich kann der Ring nicht in den Kreis eindringen und deshalb streckt der Kreis den Ring, wie in der rechten unteren Darstellung zu sehen ist. Durch dieses Strecken wird wie bei einer Schrumpfung eine Zugeigenspannung an der Oberfläche induziert. Da direkt an der Oberfläche während der Bearbeitung die größte Druckspannung herrscht, findet sich hier nach Entlasten auch die größte Zugeigenspannung. Zusätzlich wird die Zugspannung an der Oberfläche noch durch das Abkühlen der Werkstückoberfläche nach der Bearbeitung verstärkt.

Gleiten mit Span

Bei der perfekt *spitzen* Schneide in Kapitel 8 fanden sich direkt auf der Oberfläche Druckeigenspannungen aufgrund plastischer Verformung in Schnittrichtung im Bereich der Risspitze. Diese plastische Verformung liegt weit vor der Schneidenspitze und wird daher von der Wechselwirkung zwischen Schneide und Werkstück nicht direkt beeinflusst,

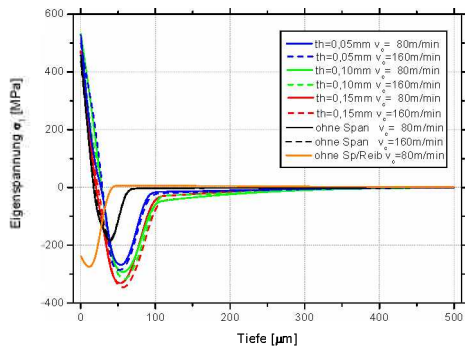
weshalb sie für das Modell mit der *realen* Schneide den gleichen Einfluss besitzt.

Diesen Umstand verdeutlicht Abbildung 9.16b, wo die großen Zugspannungen an der Rissspitze durch den roten Bereich und die Druckspannungen an der Schneidenspitze durch den blauen Bereich zu sehen sind. Das heißt, wenn eine Schneide einen Span abhebt erfährt die geschaffene Oberfläche zuerst eine plastische Dehnung, wie sie in Abschnitt 8 besprochen wurde und kurz darauf eine plastische Stauchung, wie soeben besprochen. Mit anderen Worten ist die auftretende Eigenspannung an der Oberfläche anscheinend das Resultat der Spannungsüberlagerungen aus den Druckeigenspannungen der *spitzen* Schneide und den Zugeigenspannungen, die sich beim Gleiten ohne Span ergeben.

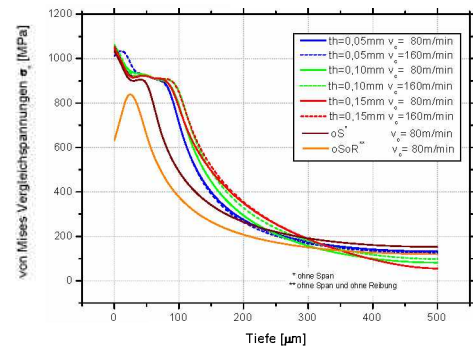
Bei der perfekt *spitzen* Schneide wurden die Druckeigenspannungen an der Oberfläche umso größer, je dicker die ungeschnittene Spandicke und je größer die Schnittgeschwindigkeit wurde (siehe Abbildung 8.6). Die Druckspannung in Schnittrichtung an der Schneidenspitze wächst mit der Schnittgeschwindigkeit aufgrund der größeren Dehnrates. Das heißt je größer die an der Rissspitze induzierte Druckeigenspannung ist, umso mehr Energie fließt in den Abbau dieser Druckeigenspannung bevor endgültig eine Zugeigenspannung zugeführt wird. Dieses Verhalten kann für die Ergebnisse aus dem Experiment viel deutlicher gesehen werden, als für jene aus der Simulation (vgl. Abbildung 9.7 und 9.8). Beim Experiment findet sich für die Parameterkombination mit dem größten Vorschub und der größten Schnittgeschwindigkeit, für die also die geringste Zugeigenspannung an der Oberfläche zu erwarten ist, sogar eine Druckeigenspannung an der Oberfläche.

9.4.3 Oberflächenbearbeitung - *Elastische Vordehnung des Materials vor der Bearbeitung*

In diesem Abschnitt muss noch untersucht werden, wie unterhalb der Oberfläche für verschiedene Schnittparameterkombinationen die unterschiedlichen Druckeigenspannungen zustandekommen. Abbildung 9.18a zeigt den Eigenspannungs-Tiefen-Verlauf für alle Parameterkombinationen. Deutlich zu erkennen ist, dass die Größe des Maximum der Druckeigenspannung und die Tiefe ihres Auftretens unter der Oberfläche von der ungeschnittenen Spandicke und der Schnittgeschwindigkeit abhängen. Das heißt für die Simulationen ohne Span ist sowohl die Druckeigenspannung als auch die Tiefe ihres Auftretens viel geringer als für jene Simulation mit der größten ungeschnittenen Spandicke und der größten Schnittgeschwindigkeit.

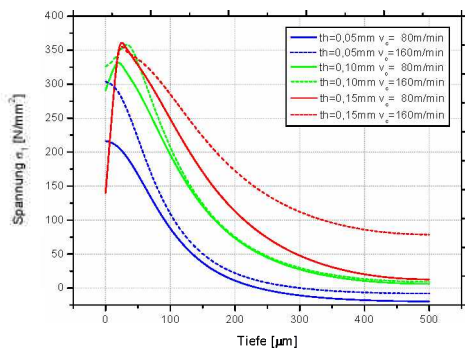


(a) Eigenspannungen für alle Parameterkombinationen

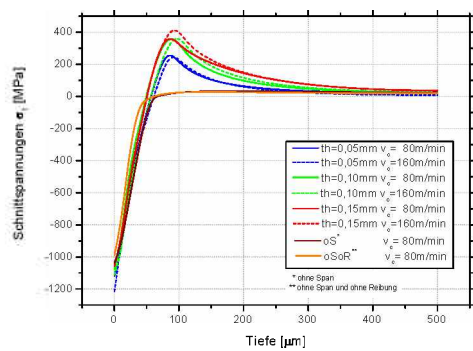


(b) von Mises Vergleichspannungen für alle Parameterkombinationen

Abbildung 9.18: Ergebnisse für die *reale* Schneide



(a) Schnittspannungen σ_1 für die spitze Schneide



(b) Schnittspannungen σ_1 für die reale Schneide

Abbildung 9.19: Schnittspannungen σ_1 im Bereich maximaler Schneidenpenetration

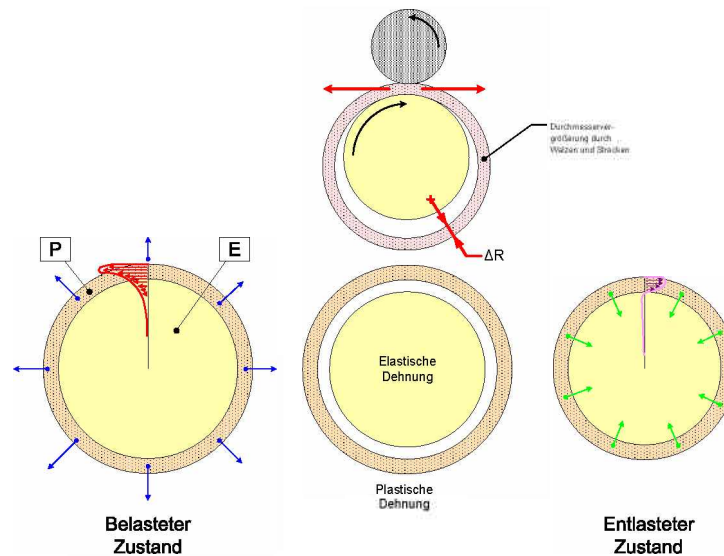


Abbildung 9.20: Entstehung der Eigenspannungen für unterschiedliche ungeschnittene Spandicken

Praktischer Erklärungsversuch der Eigenspannungsentstehung

Der Hauptgrund, warum die Eigenspannungsverteilung den charakteristischen Verlauf zeigt, wurde schon im Abschnitt *Rollen über die Oberfläche* ausführlich besprochen. Demnach sind die kritischen Schubspannungen knapp unterhalb der Oberfläche für die Druckeigenspannungen verantwortlich. Daran ändert sich bei der Anwesenheit eines Spans auch nichts mit dem kleinen Unterschied, dass der Span die Schnittspannungen in Schnittrichtung beeinflusst.

Abbildung 9.19a zeigt die Schnittspannungen σ_1 in Schnittrichtung für die *spitze* Schneide genau an der Stelle, wo die *reale* Schneide am tiefsten in das Werkstück eindringt. Ab einer Tiefe von ungefähr $50\ \mu\text{m}$ bedeuten größere ungeschnittene Spandicke und größere Schnittgeschwindigkeit eine wesentlich größere Spannung in Schnittrichtung. Das gleiche Bild zeigt sich wenn die Schnittspannungen σ_1 an gleicher Stelle für die *reale* Schneide in Abbildung 9.19b betrachtet wird. Werden die von Mises Vergleichspannungen in Abbildung 9.18b betrachtet, so kann festgestellt werden, dass eine deutliche Veränderung für die Simulationen mit Span erst ab einer Tiefe von $50\ \mu\text{m}$ auftritt.

Die auftretenden Spannungen zwischen $60\ \mu\text{m}$ und $150\ \mu\text{m}$ unter der Oberfläche werden noch einmal in den Mohrschen Spannungskreisen in den Abbildungen 9.21 bis 9.23 gezeigt: In einer Tiefe von $60\ \mu\text{m}$ zeigt sich noch kein deutlicher Unterschied zwischen den Mohrschen Spannungskreisen. Ein Unterschied kann erst in größeren Tiefen festgestellt werden, wo eine größere ungeschnittene Spandicke und eine größere Schnittgeschwindigkeit eine größere Schubspannung bedeuten. Diese größere Schubspannung

wird jetzt genau von der größeren Zugspannung in Schnittrichtung ausgelöst, welche die Umformung eines dickeren Spans mit sich führt.

Den Grund für die Entstehung der Eigenspannungen bei unterschiedlicher ungeschnittener Spandicke versucht Abbildung 9.13 zu erklären: Der Mechanismus der Eigenspannungsentstehung ist der Gleiche wie beim *Rollen* einer Oberfläche, was bedeutet dass kritische Schubspannungen unter der Oberfläche für plastische Verformungen sorgen. Wird der Bearbeitungsprozess wieder mit jenem des Walzens verglichen so bedeutet das, dass der Ring zusätzlich zum Walzen noch in Umfangrichtung gestreckt wird, wie in der oberen Darstellung zu sehen ist. Die Größe der Streckung entspricht der Zugspannung aus Abbildung 9.19a. Je größer diese Streckung in Umfangrichtung ist, umso größer ist die Verformung, die ein bestimmter Druck in radiale Richtung hervorruft. Zusätzlich steigt auch die Tiefe in der die auftretende Schubspannung kritisch bleibt und eine plastische Verformung hervorruft. Das heißt, je größer die ungeschnittene Spandicke und die Schnittgeschwindigkeit werden, umso größer wird der Durchmesser des Ringes P in der Darstellung unten in der Mitte und somit steigt schließlich auch die Druckeigenspannung.

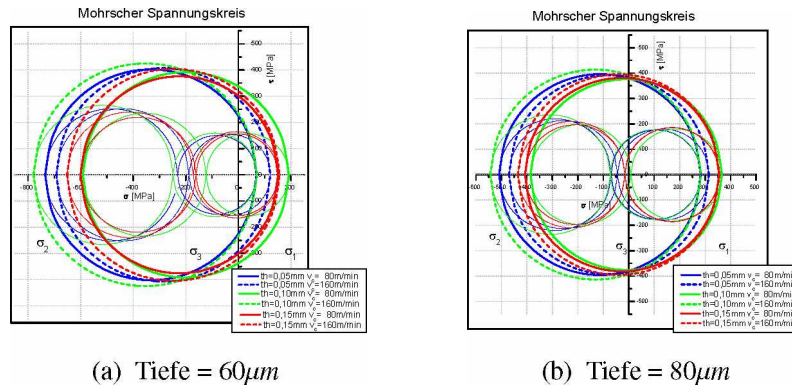


Abbildung 9.21: Mohrsche Spannungskreise bei maximaler Schneidenpenetration

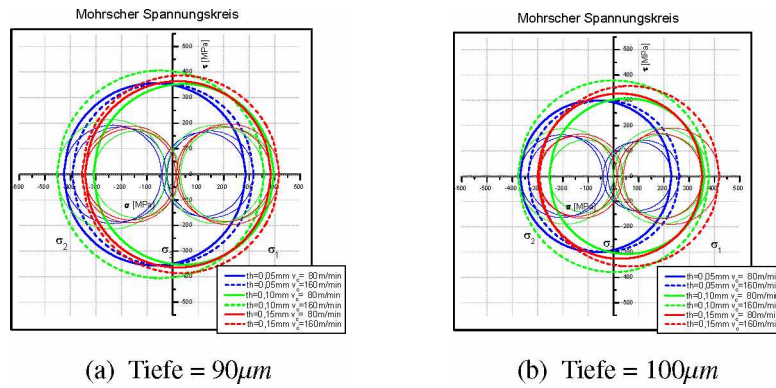


Abbildung 9.22: Mohrsche Spannungskreise bei maximaler Schneidenpenetration

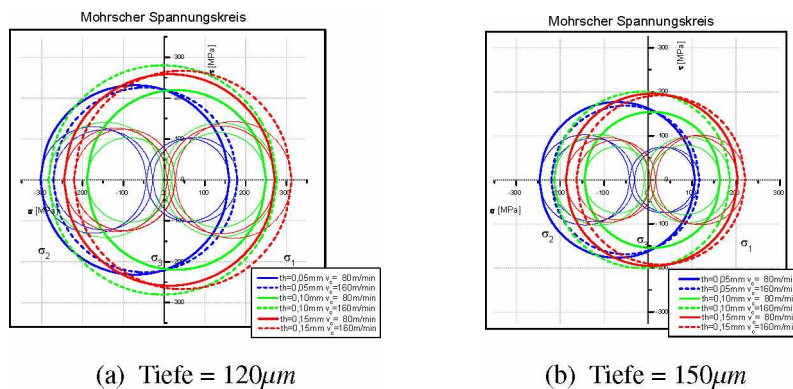


Abbildung 9.23: Mohrsche Spannungskreise bei maximaler Schneidenpenetration

10 Vergleich der Simulation mit dem Experiment

Im folgenden Kapitel wird besprochen inwieweit die verwendete Simulation fähig war die Realität des Zerspanungsprozesses abzubilden.

10.1 Kritische Betrachtung der Simulation

Sofern die Ergebnisse des Experimentes aus Kapitel 7 als richtig angesehen werden können, was jedoch statistisch aufgrund der wenigen Versuche nicht gerechtfertigt ist, so finden sich bei den Ergebnissen doch kleine qualitative Unterschiede zwischen Simulation und Experiment (vgl. Abbildung 9.7 und 9.8). Diese Unterschiede können wie folgt zusammengefasst werden:

- Bei der Simulation treten an der Oberfläche wesentlich größere Zugeigenspannungen auf, die geringe Abhängigkeit von den Schnittparametern zeigen.
- Bei der Simulation steigt die Druckeigenspannung unter der Oberfläche nahezu linear mit der ungeschnittenen Spandicke in kleinen Sprüngen an.
- Bei der Simulation liegt der Hauptteil der Eigenspannungen in den ersten $100\ \mu\text{m}$ Tiefe.

10.1.1 Interpretation der Unterschiede zwischen Simulation und Experiment

Im Folgenden wird versucht für die qualitativen Abweichungen zwischen Simulation und Experiment aus den drei soeben genannten Punkten eine mögliche Erklärung zu finden.

Zugeigenspannungen an der Oberfläche

Die Zugeigenspannungen an der Oberfläche erreichen in der Simulation deutlich größere Werte als im Experiment. Darüber hinaus ist beim Experiment der eindeutige Trend zu

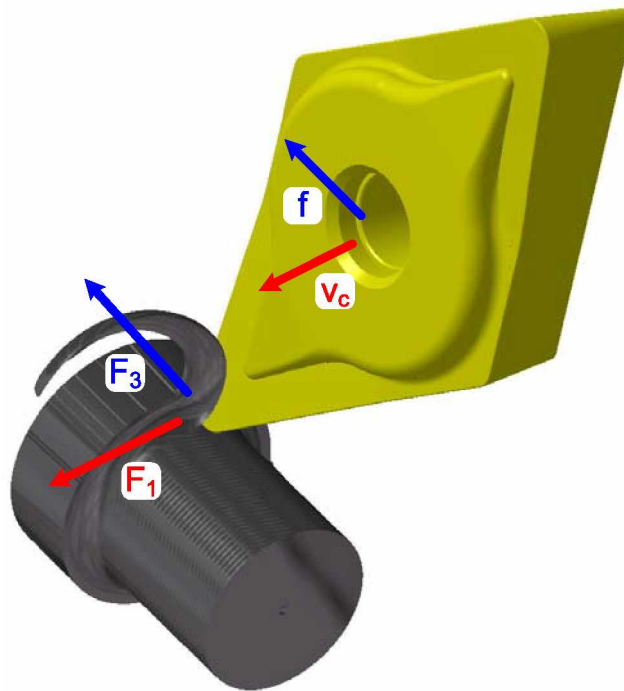


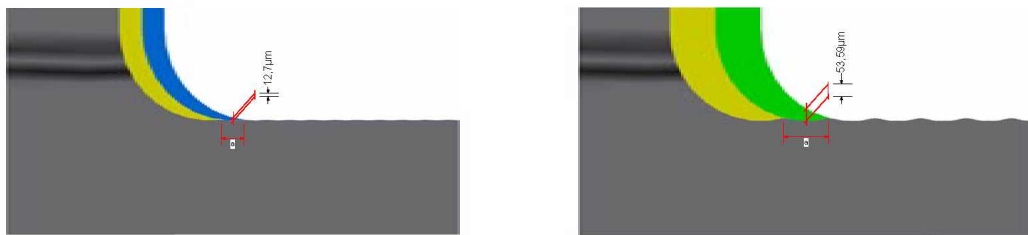
Abbildung 10.1: Schnittkräfte in Schnittrichtung und Vorschubrichtung

erkennen, dass ein größerer Vorschub zu geringeren Zugeigenspannungen führt. Die Simulation ergibt für unterschiedliche ungeschnittene Spandicken und Vorschübe beinahe die gleichen Spannungen an der Oberfläche.

In Kapitel 9 wurde für die Entstehung der Zugeigenspannungen an der Oberfläche die Reibung zwischen Schneide und Werkstückoberfläche verantwortlich gemacht. Als mögliche Erklärung für die geringer werdenden Eigenspannungen bei größerem Vorschub sowie größerer Schnittgeschwindigkeit wurden die auftretenden Zugspannungen an der Risspitze genannt.

Erklärungsversuch der Abweichung

Sowohl die Reibung zwischen Schneide und Werkstück als auch die Eindringtiefe der Schneide in das Werkstück sollen aufgrund der übrigen Ergebnisse als richtig angesehen werden und so richtet sich der Erklärungsversuch für die angesprochenen Abweichungen auf die Zugspannungen an der Risspitze. In den verwendeten zweidimensionalen Modellen wurde der Vorschub nur in den unterschiedlichen ungeschnittenen Spandicken berücksichtigt, jedoch nicht als zweite Schnittkraftkomponente. In Abbildung 10.1 ist die durch die Schnittbewegung hervorgerufene und in den Modellen berücksichtigte Schnittkraft F_1 und die unberücksichtigte, durch den Vorschub hervorgerufene Schnittkraft F_3



(a) Vorschub= 0,1mm/U

(b) Vorschub= 0,2mm/U

Abbildung 10.2: Ungeschnittene Spandicke bei verschiedenen Vorschüben

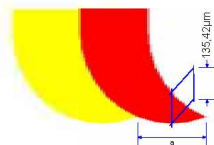


Abbildung 10.3: Ungeschnittene Spandicke bei einem Vorschub von 0,3mm/U

zu sehen. Die Schnittkraft F_3 wird bei steigendem Vorschub größer werden und so eine zusätzliche Spannung in Vorschubrichtung induzieren, weshalb die Streckgrenze an der Rissspitze schneller erreicht wird und so eine größere Druckeigenspannung entsteht. Überlagert sich jetzt diese größere Druckeigenspannung mit der durch Reibung entstandenen Zugeigenspannung, so werden die Zugeigenspannungen an der Oberfläche insgesamt kleiner und es entsteht auch ein größerer Eigenspannungsunterschied zwischen den verschiedenen Vorschüben.

Ein weiterer großer Einfluss kann gefunden werden, wenn die Abbildungen 10.2a bis 10.3 genauer betrachtet werden: Bei den Simulationsmodellen wurde eine ungeschnittene Spandicke verwendet, die den halben Vorschub beträgt. Somit stehen die ungeschnittenen Spandicken wie die Vorschübe in einem Verhältnis von 1:2:3 zueinander. In der Realität verhalten sich die Spandicken an der tiefsten Stelle der Riefe jedoch etwas anders und stehen ungefähr im Verhältnis 1:5:10 zueinander. Das heißt die Schnittkräfte in Schnittrichtung unterscheiden sich bei den drei Vorschüben doch deutlicher, was wiederum zu einem größeren Unterschied in den resultierenden Zugeigenspannungen an der Oberfläche führen muss (Vergleiche Kapitel 9.4.2).

Ein Grund dafür, dass das *reale* Verhältnis für die ungeschnittene Spandicke nicht berücksichtigt wurde war die Einschränkung, dass nur qualitativ richtige Ergebnisse erzielt werden sollten. Der letztlich ausschlaggebende Grund war jedoch, dass eine ungeschnittene Spandicke von $1,27\ \mu\text{m}$, sofern ein so dünner Span überhaupt abgehoben werden kann, eine derart feine Vernetzung verlangen würde, dass bei gleich bleibender Werkstückgröße durch die enorme Zunahme der Elementzahl die Rechenzeit extrem ansteigen würde.

Linearer Anstieg der Druckeigenspannung

Bei den Ergebnissen aus dem Experiment unterscheidet sich der Eigenspannungsverlauf für den Vorschub von 0,1 mm deutlich von jenem für den Vorschub von 0,2 mm, während der Unterschied zwischen den Verläufen für Vorschübe von 0,2 mm und 0,3 mm relativ gering ist. Im Gegensatz dazu steigen die Eigenspannungen in Bezug Maximum und Wirtiefe in der Simulation nahezu linear mit der ungeschnittenen Spandicke an.

Erklärungsversuch der Abweichung

In Kapitel 9.4.3 wurde erläutert, dass die Druckeigenspannung unter der Oberfläche zum einen vom *Rollen* der Schneide über die Oberfläche und zum anderen von der *elastischen Vordehnung* in Schnittrichtung durch die unterschiedlichen Spandicken hervorgerufen wird. Die ungeschnittenen Spandicken, die in der Realität ein ganz anderes Verhältnis einnehmen als in der Simulation, dürften hier wieder den größten Einfluss nehmen, da sich mit der realen Spandicke auch die *elastische Vordehnung* verändert. Verstärkt wird diese Annahme wenn Abbildung 10.4a und Abbildung 10.4b, die wieder die Eigenspan-

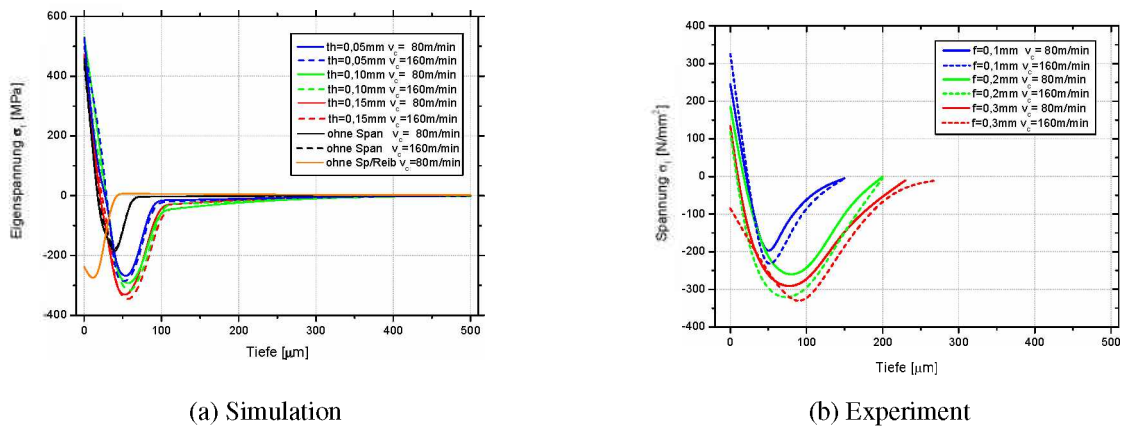


Abbildung 10.4: Eigenspannungen in Schnittrichtung

nungen für Versuch und Experiment zeigen, miteinander verglichen werden: Die Simulation bei der der Span komplett vernachlässigt wurde stimmt mit dem Experiment besser überein als jene mit der ungeschnittenen Spandicke von 0,05 mm. Das Spandickenverhältnis *Kein Span*:2:3 stimmt besser mit dem Verhältnis des Experiments von etwa 1:5:10 überein, als das Verhältnis 1:2:3 der Simulation.

Wirktiefe der Eigenspannungen

Im Experiment reichen die Druckeigenspannungen bis zu einer Tiefe von $200\ \mu\text{m}$ während in der Simulation schon nach $100\ \mu\text{m}$ praktisch keine Eigenspannung mehr vorhanden ist. Die Ursache dafür kann viele Gründe haben, wie die Schneidengeometrie an der Stelle wo sie die fertige Werkstückoberfläche berührt oder wieder die Schnittkraft in Vorschubrichtung, die zu einer plastischen Verformung in größerer Tiefe führen kann. Die genaue Ursache kann mit einer 2-D Simulation wahrscheinlich nicht gefunden werden. Einen wesentlichen Einfluss hat sicherlich der Umstand, dass für die Simulation Materialdaten für den Vergütungsstahl 42CrMo4 verwendet wurden und im Experiment der Werkstoff 34CrNiMo6.

10.2 In der Simulation nicht berücksichtigte Schnittparameter

In Kapitel 2 wurde der Drehprozess allgemein besprochen und die wichtigsten Schnittparameter genannt, die wie folgt lauten:

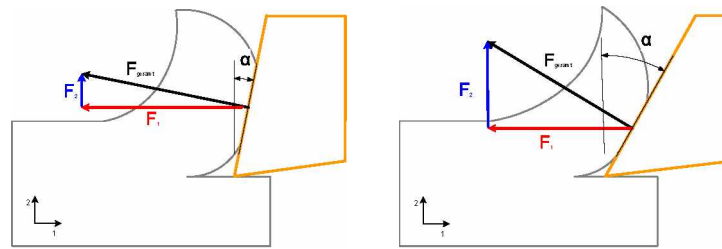


Abbildung 10.5: Der Einfluss des Schnittwinkels

Schnittgeschwindigkeit	v_c
Vorschub	f
Schnittwinkel	α
Schneideplattentyp	P
Eckenradius	r
Schnitttiefe	d

In dieser Arbeit wurde in der Simulation lediglich die Schnittgeschwindigkeit und der Vorschub variiert. Das heißt die Parameter Schnittwinkel, Schneideplattentyp, Eckenradius und Schnitttiefe wurden nicht verändert. Verschiedene Schneideplattentypen wie Schlicht- oder Schrupplatten wurden mit der Begründung nicht berücksichtigt, dass in einer früheren Untersuchung [13] kein großer Einfluss des Plattentypes auf Eigenspannungen im bearbeiteten Material festgestellt wurde. Im folgenden soll jetzt noch besprochen werden welchen Einfluss die übrigen Parameter, nämlich Schnittwinkel, Eckenradius und Schnitttiefe haben.

10.2.1 Der Einfluss des Schnittwinkels

In der Literatur [4] wird davon gesprochen, dass die Druckeigenspannungen im Werkstück umso größer werden je kleiner der Schnittwinkel wird, wobei dieser Einfluss nicht sehr groß ist.

Den Grund für die größeren Druckeigenspannungen bei geringerem Schnittwinkel versucht Abbildung 10.5 zu erklären: Hier sind die Schnittkräfte für das Spanen mit zwei unterschiedlichen Schnittwinkeln α dargestellt. Ein größerer Schnittwinkel bedeutet eine geringere plastische Verformung in der Scherzone des Spans und müsste somit auch eine geringere Gesamtschnittkraft bedeuten. Auch wenn die Gesamtschnittkraft für großen und kleinen Schnittwinkel gleich groß wäre, so ist die Kraftkomponente F_1 in Schnit-

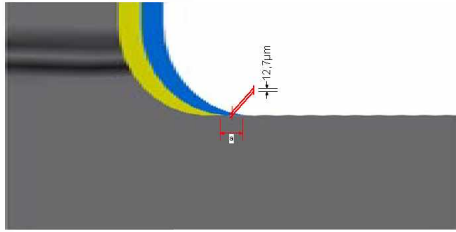
trichtung für den kleinen Schnittwinkel wesentlich größer. Die Schnittkraft F_1 ist für die Spannungen in Schnittrichtung verantwortlich, die wiederum die Eigenspannungen beeinflussen. In Kapitel 9 wurde erläutert, dass die über den Span induzierte Schnittspannung sowohl die Zugeigenspannung an der Oberfläche, als auch die Druckeigenspannung unterhalb der Oberfläche beeinflusst. Eine größere Schnittspannung in Schnittrichtung, hervorgerufen durch einen kleineren Schnittwinkel, bedeutet demnach eine geringere Zugeigenspannung an der Oberfläche und eine größere Druckeigenspannung unterhalb der Oberfläche. Dieser Gedankengang führt also zum gleichen Ergebnis wie in der Literatur [4] erläutert.

10.2.2 Der Einfluss des Eckenradius

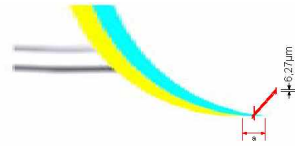
Es ist bekannt [13], dass der Eckenradius die Eigenspannungen dahingehend beeinflusst, dass ein größerer Eckenradius eine geringere Druckeigenspannung unter der Oberfläche bedeutet. In den Abbildungen 10.6 bis 10.8 sind die Spanquerschnitte für einen Eckenradius R von 0,4 mm und 0,8 mm bei unterschiedlichen Vorschüben zu sehen. Deutlich zu erkennen ist, dass ein größerer Eckenradius für alle Vorschübe bedeutet, dass die ungeschnittene Spandicke kleiner wird. Das heißt ein doppelter Eckenradius bedeutet ungefähr eine Halbierung der ungeschnittenen Spandicke. Nimmt die ungeschnittene Spandicke ab, so nimmt wieder die über den Span induzierte Spannung in Schnittrichtung ab, was die gleiche Auswirkung hat wie in Kapitel 10.2.1 beschrieben. Das heißt auch dieser Gedankengang wird in der Literatur [13] bekräftigt.

10.2.3 Der Einfluss der Schnitttiefe

Die Eigenspannungen werden von der Schnitttiefe beinahe überhaupt nicht beeinflusst [4]. Der Grund dafür ist in Abbildung 10.9 eindeutig ersichtlich: Egal wie groß die Schnitttiefe ist, die ungeschnittene Spandicke verändert sich nicht. Aus diesem Grund kann sich auch am Eigenspannungsverlauf nicht viel ändern.

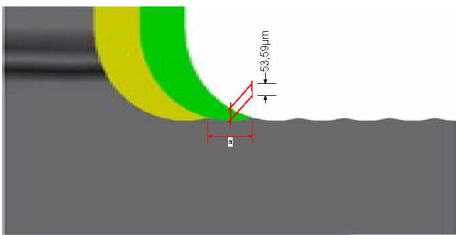


(a) Eckenradius $R = 0,4\text{mm}$

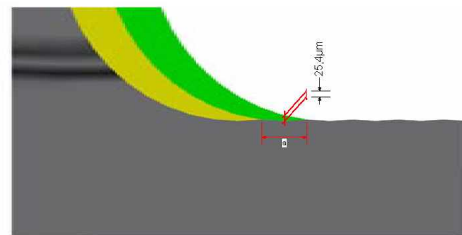


(b) Eckenradius $R = 0,8\text{mm}$

Abbildung 10.6: Ungeschnittene Spandicke für einen Vorschub von $0,1\text{mm/U}$

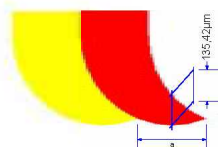


(a) Eckenradius $R = 0,4\text{mm}$

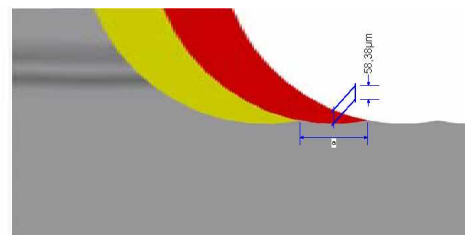


(b) Eckenradius $R = 0,8\text{mm}$

Abbildung 10.7: Ungeschnittene Spandicke für einen Vorschub von $0,2\text{mm/U}$



(a) Eckenradius $R = 0,4\text{mm}$



(b) Eckenradius $R = 0,8\text{mm}$

Abbildung 10.8: Ungeschnittene Spandicke für einen Vorschub von $0,3\text{mm/U}$

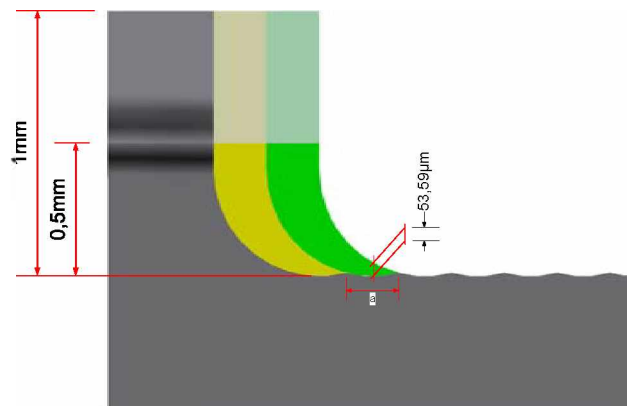


Abbildung 10.9: Der Einfluss des Schnitttiefe

11 Vorschläge zur Optimierung der induzierten Eigenspannungen

Im Folgenden wird nun mit den Erkenntnissen aus dieser Arbeit versucht die Schnittparameter bei der zerspanenden Fertigung Drehen so einzustellen, dass für einen Vergütungsstahl im Bereich der Werkstückoberfläche Zugeigenspannungen möglichst klein gehalten werden bzw. ganz vermieden werden.

Förderlich für die Entstehung von Druckeigenspannungen an der Oberfläche sind also:

- Eine große Schnittgeschwindigkeit
- Ein großer Vorschub
- Ein kleiner Schnittwinkel
- Ein kleiner Eckenradius
- Ein kleiner Reibungskoeffizient zwischen Schneide und Werkstück

11.1 Die perfekte Schneide

In Abbildung 11.1 ist die Geometrie jener Schneide zu sehen, die nach den gewonnenen Erkenntnissen das beste Ergebnis liefern würde. Diese Schneide ist selbstverständlich nicht zu 100% fertigbar.

- Die Schneide besitzt einen negativen Schnittwinkel α damit die in Schnittrichtung über den Span induzierte Schnittspannung möglichst groß ist.
- Die Schneide besitzt keinen Eckenradius r , das heißt sie ist absolut spitz und deshalb kann immer eine große ungeschnittene Spandicke sichergestellt werden.
- Die Schneidkante k steht parallel zur Rotationsachse des Werkstücks und das Reibpaar Schneidkante und Werkstück besitzt einen Reibungskoeffizienten von Null, damit keine Zugeigenspannungen an der Oberfläche entstehen.

Die zur Rotationsachse parallele Schneidkante k hat den Grund, dass bei einem kleineren Vorschub als die Schneidkantenlänge die Oberflächenrauheit sehr klein bleibt, obwohl der Eckenradius praktisch Null ist (vgl. Kapitel 3). Des Weiteren ermöglicht die Schneidkante k mit ihrer Kantenverrundung ein gleichmäßiges *Rollen* der Oberfläche um die erwünschten Druckeigenstressungen unter der Werkstückoberfläche zu erreichen (vgl. Kapitel 9.4.1).

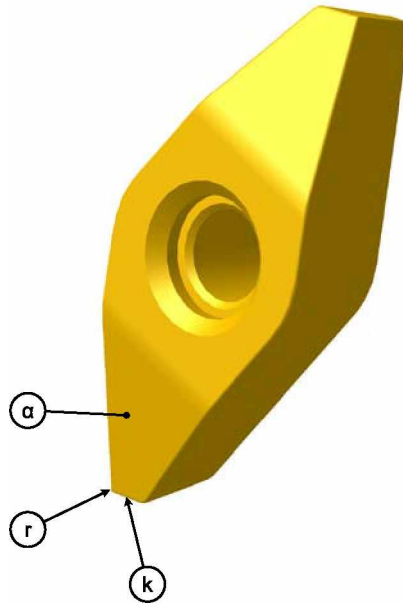


Abbildung 11.1: Geometrie der perfekten Schneide

11.2 Der perfekte Schnitt

Nachdem jene Schnittparameter, welche die Schneide betreffen bereits optimiert wurden, müssen noch die von der Schneide unabhängigen Schnittparameter, nämlich die Schnittgeschwindigkeit, der Vorschub und die Schnitttiefe, betrachtet werden.

Die Spanquerschnitte, die entstehen, wenn mit der *perfekten* Schneide geschnitten wird, zeigt Abbildung 11.2. Klar zu erkennen ist, dass die ungeschnittene Spandicke th über den gesamten Bereich des Spanquerschnittes konstant bleibt. Zusätzlich hängt die ungeschnittene Spandicke nicht vom Vorschub sondern ausschließlich von der Schnitttiefe ab. Der Vorschub sollte jedoch so gewählt werden, dass er gerade nicht gleich groß ist wie die Schneidkantenlänge l . Ist der Vorschub größer als l , so bekommt die gefertigte Oberfläche die Form ähnlich eines Gewindes, ist er kleiner als l , so kratzt ein Teil der Schneidkante ein zweites mal über eine bereits fertige Oberfläche.

Bei der Bearbeitung mit der *perfekten* Schneide sollte also die Schnittgeschwindigkeit und die Schnitttiefe groß sein, während hier der Vorschub eher eine untergeordnete Rolle spielt.

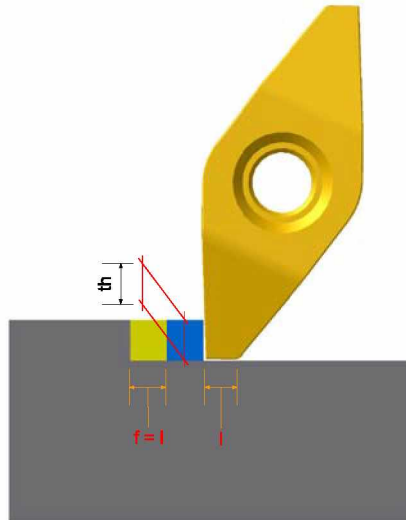


Abbildung 11.2: Der Schnitt mit der *perfekten* Schneide

11.3 Interpretation der Vorschläge

Die perfekte Schneide ist genau so wie sie soeben vorgeschlagen wurde nicht fertigbar, da weder ein unendlich kleiner Eckenradius gefertigt werden kann, noch die Reibung zwischen Werkstück und Schneide Null werden kann. Dagegen machen der negative Schnittwinkel und die gerade Schneidkante k keine größeren Probleme.

Sobald ein Eckenradius größer als Null vorhanden ist, gibt es einen Bereich im Spanquerschnitt, der eine sehr kleine ungeschnittene Spandicke besitzt. Dieser Bereich kann jedoch mit entsprechendem Eckenradius sehr klein gehalten werden, wie Abbildung 11.3 zeigt, sodass der negative Einfluss überschaubar bleibt.

Die allergrößte Herausforderung stellt die Reibung zwischen Schneide und Werkstück dar, die für die Zugeigenspannungen an der Oberfläche verantwortlich ist. Diese Reibung kann nicht mit einfachen wirtschaftlichen Mitteln beliebig klein gehalten werden. Vermutlich muss ein anderer Weg gefunden werden um die Werkstückoberfläche positiv zu beeinflussen.



Abbildung 11.3: Der Schnitt mit der *perfekten* Schneide mit sehr kleinem Eckenradius

11.3.1 Die Zweihöckerschneide

Da die Ursache für die Zugeigenspannungen an der Oberfläche, nämlich die Reibung nicht beseitigt werden kann, könnte es möglich sein die Zugeigenspannung mit einer zusätzlich eingebrachten Druckeigenspannung zu kompensieren. Die Druckeigenspannung unterhalb der Oberfläche entsteht hauptsächlich durch die Schubspannungen, die für die Hertzsche Pressung typisch sind. Zusätzlich wurde ihre Entstehung mit dem *Rollen* über eine Oberfläche verglichen, wie in Kapitel 9.4.1 ausführlich besprochen wurde.

Nun soll untersucht werden, ob vielleicht eine zweite *Rolle* Druckeigenspannungen so nahe an der Oberfläche induzieren kann, dass die Zugeigenspannungen verschwinden. Also muss jetzt betrachtet werden wie diese zweite *Rolle* aussehen muss. Einen Aufschluss darüber können die Hertzschen Formeln geben [5].

Unter welchen Umständen die Streckgrenze σ_0 des Werkstückes erreicht wird zeigt Gleichung 11.1. Dabei ist F die Kraft mit der der Zylinder aus Abbildung 11.4 auf die Ebene gedrückt wird, E ist der effektive E-Modul der beiden Materialien, r und l sind jeweils der Radius und die Länge des Zylinders und ν ist die Querkontraktionszahl, die einheitlich mit $\nu = 0,3$ angesetzt wird. Für eine plastische Verformung ist es also förderlich, wenn der Zylinder mit kleinem Radius und großem E-Modul mit großer Kraft auf das Werkstück gedrückt wird.

$$\max \sigma_z = \sigma_0 = - \sqrt{\frac{FE}{2\pi r l (1 - \nu^2)}} \quad (11.1)$$

Die Projektion der Druckfläche ist ein Rechteck deren Seitenlänge die Zylinderlänge l und die Breite $2a$ ist. Ein kleines a nach Gleichung 11.2 kann erreicht werden, wenn Anpresskraft F und Zylinderradius klein gehalten werden, während hingegen der effektive E-Modul groß ist.

$$a = \sqrt{\frac{8Fr(1 - \nu^2)}{\pi E l}} \quad (11.2)$$

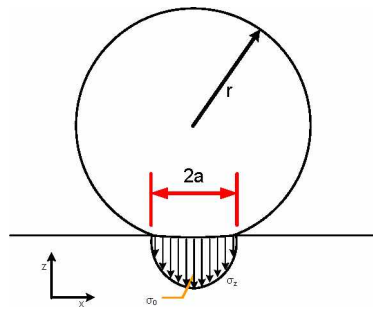


Abbildung 11.4: Hertz'sche Pressung für Zylinder gegen Ebene

Die größten Schubspannungen liegen in einer Tiefe z unter der Oberfläche die Gleichung 11.3 beschreibt.

$$z = 0,78 \cdot a \quad (11.3)$$

Der E-Modul der sich berührenden Materialien ist mehr oder weniger vorgegeben und kann nicht verändert werden. Sollen so knapp wie möglich unterhalb der Oberfläche Druckeigenspannungen entstehen, so muss ein Kompromiss zwischen großem σ_z oder geringer Tiefe z der maximalen Schubspannungen getroffen werden, wenn über die Größe der Anpresskraft F entschieden wird. Ein kleiner Zylinderradius r beeinflusst sowohl die plastische Verformung, als auch die Tiefe ihrer Lage positiv.

Abbildung 11.5 zeigt die verwendete *reale* Schneide und die *Zweihöckerschneide*. Die beiden Schneiden sind identisch mit dem kleinen Unterschied, dass die *Zweihöckerschneide* hinter der ersten *Rolle* R_1 noch eine zweite *Rolle* R_2 besitzt. Diese Rolle R_2 besitzt einen kleineren Radius r und dringt nicht so tief in das Werkstück ein weshalb auch die Anpresskraft F kleiner ist als für R_1 . Mit diesen Einstellungen für R_2 sollte es nun möglich sein knapp unterhalb der Oberfläche eine zweite Druckeigenspannung einzubringen.

Ergebnisse der Zweihöckerschneide

Das Überschreiten der Streckgrenze in zwei unterschiedlichen Tiefen kann mit der Zweihöcker-Schneide tatsächlich erreicht werden, wie an den von Mises Vergleichsspannungen aus Abbildung 11.6a zu sehen ist. In Abbildung 11.6b, die die Eigenspannungen in Schnittrichtung zeigt, ist auch deutlich zu erkennen, dass knapp unterhalb der Oberfläche ein zweites Druckeigenspannungmaximum entstanden ist. Der zweite *Höcker* ist jedoch nicht in der Lage die Zugeigenspannungen an der Oberfläche nennenswert zu

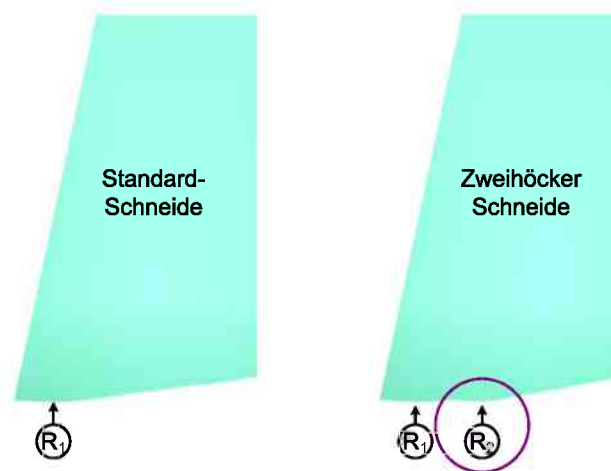
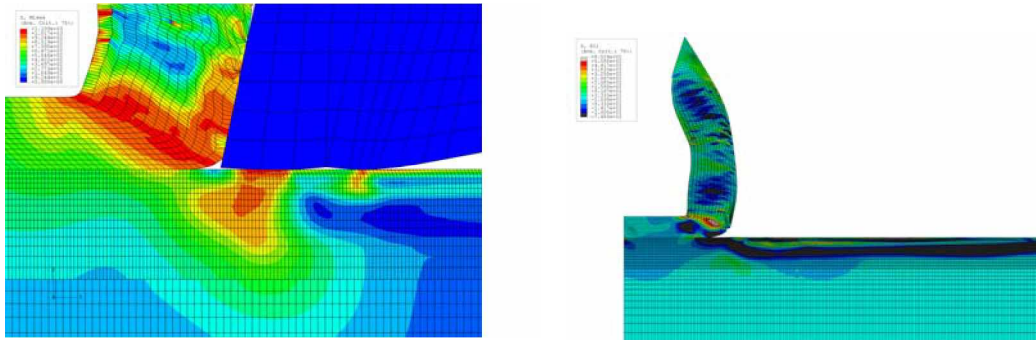


Abbildung 11.5: Vergleich zwischen Standardschneide und erweiterter Schneide

beeinflussen. Abbildung 11.7 zeigt die Eigenspannungsverläufe beim Zerspanen mit der *Standard*- (=üblicherweise verwendeten) und der Zweihöcker-Schneide, wenn die übrigen Schnittparameter gleich bleiben. Das heißt mithilfe einer einfachen, jedoch praktisch umsetzbaren geometrischen Änderung, konnte keine zufriedenstellende Lösung für das Problem der Zugeigenspannungen an der Oberfläche gefunden werden.



(a) Von Mises Vergleichsspannung während des Schnittes

(b) Eigenspannungen in Schnittrichtung

Abbildung 11.6: Ergebnis für die Z Weihöckerschneide

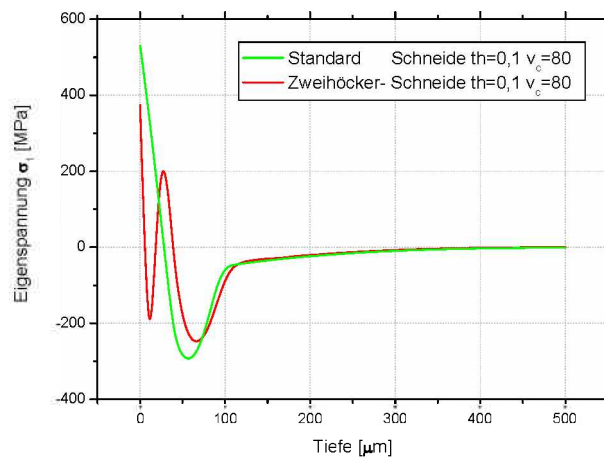


Abbildung 11.7: Der Eigenspannungsverlauf für die Standard- und die Z Weihöckerschneide

12 Diskussion

Die Finite-Elemente-Modelle dieser Arbeit erlauben es den Eigenspannungsverlauf einer durch Drehen gefertigten Oberfläche für bestimmte Schnittparameter qualitativ wiederzugeben. Darüber hinaus wurden Hypothesen für jene Mechanismen aufgestellt, die für die Entstehung der Eigenspannung verantwortlich sind. Des Weiteren wurde untersucht wovon diese Mechanismen abhängig sind und wie sie schließlich beeinflusst werden können. Eine technisch umsetzbare Schnittparameterkombination, die im gesamten Oberflächenbereich Druckeigenspannungen sicherstellen kann, konnte leider nicht gefunden werden.

Da der Zerspanungsprozess als solcher sehr komplex ist, besteht der erste Teil dieser Arbeit darin diesen Prozess so weit wie möglich zu vereinfachen und auf den wesentlichen Kern zu reduzieren. In physikalischer Hinsicht setzt sich der gesamte Prozess aus einem Risswachstums-, einem Wärmeleitungs-, sowie einem Reibungsproblem gekoppelt mit enormer plastischer Verformung zusammen. Alle diese Einflüsse werden durch entsprechende Kriterien so beschrieben, dass sie in einem Finite-Elemente-Modell miteinander kombiniert werden können. Neben dehnratenabhängigen Fließkurven für den Vergütungsstahl *42CrMo4*, einem Reibungskriterium zwischen Schneide und Werkstück das die auftretende Anpresskraft der Reibpaare berücksichtigt, stellt das verwendete Risswachstumskriterium den dominanten Teil der Modellumsetzung dar. Die Berechnung wird mit dem kommerziellen Finite-Elemente Paket *Abaqus Standard* in einer gekoppelten Temperatur-Verschiebungs Simulation durchgeführt.

Die gravierendste Vereinfachung stellt die Überführung des Schnittprozesses in den zweidimensionalen Bereich dar, was mit der Annahme begründet wird, dass die Wechselwirkungen zwischen Schneide und Werkstück in Schnittrichtung größtenteils für das qualitative Erscheinungsbild der späteren Eigenspannungen verantwortlich sind und die Vorschubrichtung eine untergeordnete Rolle spielt. Der Riss, der dafür verantwortlich ist, dass überhaupt ein Span entsteht, wächst an einer vordefinierten Linie sobald eine kritische Spannung an der Rissspitze erreicht wird. Die genaue Lage dieser vordefinierten Risslinie zur Schneide ist dabei von entscheidender Bedeutung in der Frage wie die fertige Werkstückoberfläche von der Schneidenspitze beeinflusst wird. Es muss also geklärt werden ob der Riss so verläuft, dass die Schneide nur mit dem Span in Kontakt steht, oder ob die Spitze der Schneide und ein Teil der Freifläche über die fertige Werkstückoberfläche gleiten und somit möglicherweise Eigenspannungen initiiert werden.

Als Vergleich zu den Ergebnissen der Simulationen werden experimentell die Eigenspannungen in unterschiedlich gefertigten Proben bestimmt. Dabei werden nur Vorschub und Schnittgeschwindigkeit variiert, während alle anderen Schnittparameter konstant bleiben. Bei genannten Proben wird anschließend mit Hilfe von Röntgendiffraktometrie ein Eigenspannungs-Tiefenprofil erstellt wie es Abbildung 7.3 zeigt. Aus dem Experiment für drei verschiedene Vorschübe bei zwei unterschiedlichen Schnittgeschwindigkeiten kann folgendes Verhalten erkannt werden:

- Größerer Vorschub bedeutet größere Druckeigenspannungen unter der Oberfläche.
- Größerer Vorschub bedeutet auch eine Verlagerung der Druckeigenspannungs-Maxima in eine größere Tiefe.
- Größere Schnittgeschwindigkeit bedeutet größere Druckeigenspannungen (jedoch unterproportionaler Druckspannungsanstieg).
- Kleinerer Vorschub tendiert eher zu größeren Zugeigenspannungen auf der Oberfläche.

Das qualitative Erscheinungsbild für die Eigenspannungen aus dem Experiment wird von der Simulation dann sehr gut erreicht, wenn angenommen wird, dass die Schneidenspitze über die Werkstückoberfläche gleitet wie in Abbildung 9.2 zu sehen ist. Die Ergebnisse der Simulation für drei unterschiedliche ungeschnittene Spandicken bei zwei unterschiedlichen Schnittgeschwindigkeiten zeigt Abbildung 9.7. Werden die experimentellen Ergebnisse mit jenen der Simulation verglichen, so kann gesehen werden, dass mit kleinen Einschränkungen (vgl. Kapitel 10) das Ergebnis des Experimentes durch die Simulation reproduziert werden kann.

Um nun herauszufinden welche Mechanismen den vorliegenden charakteristischen Eigenspannungsverlauf, nämlich Zugeigenspannungen an der Oberfläche und Druckspannungen knapp unterhalb der Oberfläche, beeinflussen, werden gewisse Faktoren separat betrachtet. So wird unterschieden in ein reibungsfreies und reibungsbehaftetes Gleiten der Schneide über die Werkstückoberfläche bei Vernachlässigung, sowie Berücksichtigung des Spans. Die aus diesen Versuchen gewonnenen Erkenntnisse lassen folgende Hypothesen über Verhalten und Entstehung der Eigenspannungen in Abhängigkeit von den Schnittparametern zu:

- Für den typischen Eigenspannungsverlauf ist hauptsächlich die Wechselwirkung zwischen Schneidenspitze und Werkstückoberfläche verantwortlich (vgl. Kapitel 9.4.1).
- Der abgehobene Span beeinflusst die Eigenspannungen hauptsächlich quantitativ während der qualitative Einfluss gering bleibt (vgl. Kapitel 9.4.3).

- Für die Druckeigenspannungen unterhalb der Oberfläche ist das Eindringen der Schneidenspitze in die Werkstückoberfläche verantwortlich, was große Schubspannungen unterhalb der Oberfläche hervorruft, wie sie bei der Hertzschen Pressung beschrieben werden (vgl. Kapitel 9.4.1).
- Für die Zugeigenspannung an der Oberfläche sind vor allem die Reibung zwischen Schneide und Werkstück, sowie die Größe der ungeschnittenen Spandicke verantwortlich. Dabei bedeutet größere Reibung eine größere Zugeigenspannung, während eine größere Spandicke die Zugeigenspannung verringert (vgl. Kapitel 9.4.2).
- Je größer die ungeschnittene Spandicke wird, umso größere Druckeigenspannungen in einer größeren Tiefe sind zu erwarten, da mit steigender Schnittspannung die Schubspannungen aus der Eindringung der Schneide in die Werkstückoberfläche verstärkt werden (vgl. Kapitel 9.4.3).
- Größere Schnittgeschwindigkeit führt zu größeren Schnittspannungen und somit zu größeren Druckeigenspannungen unterhalb der Oberfläche (vgl. Kapitel 9.4.3).
- Ein kleiner Schnittwinkel führt zu größeren Schnittspannungen und somit wieder zu größeren Druckeigenspannungen unterhalb der Oberfläche (vgl. Kapitel 10.2.1).
- Ein größerer Eckenradius führt zu geringeren Druckeigenspannungen, da mit zunehmendem Eckenradius die ungeschnittene Spandicke und somit auch die Schnittspannung abnimmt (vgl. Kapitel 9.4.3).
- Die Schnitttiefe beeinflusst die Eigenspannungen bei Standardschneiden nicht (vgl. Kapitel 10.2.3).

Werden die genannten Punkte bei der Zerspanung berücksichtigt, kann der Eigenspannungsverlauf zwar je nach Wunsch in einem bestimmten Maße beeinflusst werden, leider kann die Zugeigenspannung an der Oberfläche nicht einfach nur durch Änderung eines bestimmten Schnittparameters eliminiert werden, weil dafür die Reibung zwischen Schneide und Werkstück beseitigt werden müsste. Der Versuch die Zugeigenspannung durch eine geometrische Veränderung der Schneide so zu beeinflussen, dass sie durch eine zusätzliche Druckeigenspannung neutralisiert wird, führt im untersuchten Fall der Zweihöckerschneide (vgl. Kapitel 11.3.1) auch zu keinem zufriedenstellenden Ergebnis. Es ist also nur möglich die Zugeigenspannungen an der Oberfläche klein zu halten und die Druckeigenspannungen unter der Oberfläche größer werden zu lassen.

Obwohl es in der vorliegenden Arbeit möglich war Aussagen darüber zu treffen, wie Eigenspannungen im Oberflächenbereich einer zerspanend gefertigten Probe entstehen

bzw. wie sie beeinflusst werden können, so müssen die im Zuge der Simulation getroffenen Vereinfachungen sicherlich einer kritischen Betrachtung unterzogen werden. Welche Auswirkung die Verwendung einer 2-D Simulation hat, bei der die Schnittkraft in Vorschubrichtung komplett vernachlässigt wird, könnte in einer entsprechenden 3-D Simulation berücksichtigt werden. Dafür wäre jedoch bei einer genügend feinen Vernetzung ein enormer Rechenaufwand notwendig. Darüber hinaus müsste das Risswachstumskriterium an das 3-D Modell angepasst werden. Eine sehr große Vereinfachung in dieser Arbeit stellt das Risswachstum entlang einer vordefinierten Linie dar, deren genauer Ort nahezu willkürlich festgelegt wird. Des weiteren sollte vielleicht untersucht werden inwiefern die Rissentstehung bei der Zerspannung wirklich dadurch beschrieben werden kann, wenn sie nur als Mode I Beanspruchung betrachtet wird.

Nach den Erkenntnissen dieser Arbeit sollte der qualitative Eigenspannungsverlauf bzw. die Eigenspannungsentstehung direkt an der Oberfläche sehr stark vom Verhältnis Bruchzähigkeit K zur Streckgrenze σ_0 abhängen. Für eine Untersuchung, welche die Eigenspannungsentstehung bei unterschiedlichen Materialien betrachtet, könnte dieses eben genannte Verhältnis sehr interessant sein.

Literaturverzeichnis

- [1] *Analysis User's Manual*. Abaqus, abaqus version 6.5 edition, 2004.
- [2] *Example Problems Manual*. Abaqus, abaqus version 6.5 edition, 2004.
- [3] *Keywords Reference Manual*. Abaqus, abaqus version 6.5 edition, 2004.
- [4] Edoardo Capello. *Residual stresses in turning Part I: Influence of process parameters*. Journal of Materials Processing Technology. Elsevier, 2003.
- [5] DUBBEL. *Taschenbuch für den Maschinenbau*. Springer, 19 edition, 1997.
- [6] Blumenauer H. et al. *Technische Bruchmechanik*. Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 3. auflage edition, 1993.
- [7] Doege E. et al. *Fließkurvenatlas metallischer Werkstoffe*. Hanser Verlag, 1986.
- [8] Fessenmayer W. et al. *Oberflächenrauigkeit- Untersuchungen zum Einfluss der Oberflächenrauigkeit auf die Ermüdungsfestigkeit*, volume 156 of *Forschungshefte des Forschungskuratoriums Maschinenbau e.V.* 1995.
- [9] Marusich T. D. et al. *Modeling Residual Stresses and Workpiece Quality in Machined Surfaces*.
- [10] Mitofanov A. V. et al. *Finite element simulation of ultrasonically assisted turning*. Computational Materials Science. Elsevier, 2003.
- [11] Potdar K. Y. et al. *Measurements and Simulations of Temperature and Deformation Fields in Transient Metal Cutting*. Journal of Manufacturing Science and Engineering. ASME, 2003.
- [12] Atkins A. G. *Fracture toughness and cutting*, volume 12. Taylor and Francis Ltd, University of Michigan, 1974.
- [13] Maderbacher H. *Einfluss von Parametern der spanenden Fertigung auf die Rand-schichteigenschaften von 34CrNiMo6*. Montanuniversität Leoben, 2007.

-
- [14] Bäker M. *Finite element investigation of the flow stress dependence of chip formation*. Materials Processing Technology. Elsevier, Juni 2004.
- [15] Bäker M. *Finite Element Simulation of Chip Formation*. Shaker Verlag, Braunschweig, Juni 2004.
- [16] Prevey S. Paul. *Current Applications of x-ray diffraction residual stress measurement*. Lambda Research, 1996.
- [17] Antretter T. *Vorlesungsunterlagen - Numerische Lösung von Ingenieurproblemen mit dem Finite Elemente Paket ABAQUS*.
- [18] Drabek T. *Modellierung von duktiler Schädigung in Metall-Matrix-Verbundwerkstoffen*. Institut für Leichtbau und Flugzeugbau, Technische Universität Wien.
- [19] Dietmar Gross und Thomas Seelig. *Bruchmechanik mit einer Einführung in die Mikromechanik*. Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 3. auflage edition, 2001.
- [20] Siegmund T. Brocks W. *A numerical study on the correlation between the work of separation and the dissipation rate in ductile fracture*. Engineering Fracture Mechanics. Elsevier Science Ltd, 2000.
- [21] Özel T. *Influence of Friction Models on Finite Element Simulations of Machining*.
- [22] Özel T. *Modeling of hard part machining: effect of insert edge preparation in CBN cutting tools*. Materials Processing Technology. Elsevier, Februar 2003.

A Weitere Ergebnisse

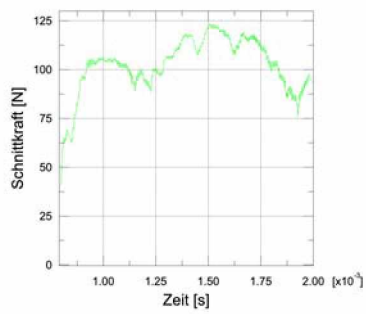
A.1 Die Schnittkräfte

In den Abbildungen A.1 bis A.3 sind die Schnittkräfte in Schnittrichtung für die unterschiedlichen ungeschnittenen Spandicken und Schnittgeschwindigkeiten über die Zeit aufgetragen. Wie nicht anders zu erwarten ist, nimmt die Schnittkraft mit größerer ungeschnittener Spandicke deutlich zu. Die Zunahme der Schnittkraft bei wachsender Schnittgeschwindigkeit fällt dagegen sehr gering aus.

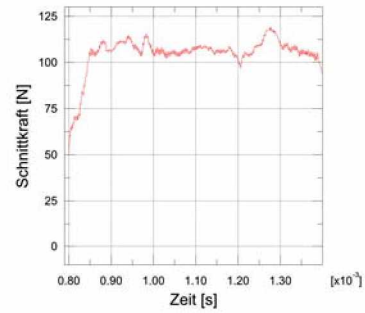
Die Sägezahnform wie sie im Zerspanungsmodell nach Atkins besprochen wurde (vgl. Kapitel 2) kann in den genannten Abbildungen nicht eindeutig gesehen werden. Es wäre möglich, dass eine eindeutige Sägezahnform eher bei segmentierten Spänen und nicht so wie für diesen Vergütungsstahl bei Fließspänen festzustellen ist.

A.2 Die Temperaturverteilung

In Kapitel 9.1 wurde am Modell mit der *perfekt* spitzen Schneide bemängelt, dass die gefertigte Werkstückoberfläche keine Temperaturerhöhung im Zuge der Bearbeitung erfährt. Aus den Abbildungen A.4 bis A.6 ist ersichtlich, dass durch die Reibung zwischen Schneide und Werkstückoberfläche letztere erwärmt wird und nicht die gesamte Wärme über Schneide und Span abfließt. Die Temperatur nimmt mit steigender Schnittgeschwindigkeit stärker zu als mit größer werdender ungeschnittener Spandicke.

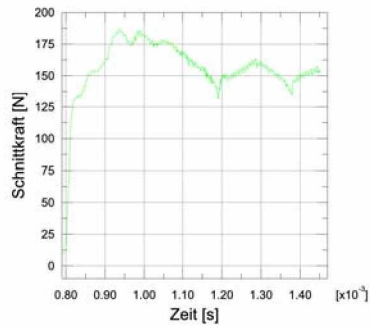


(a) $v_c=80\text{m/min}$

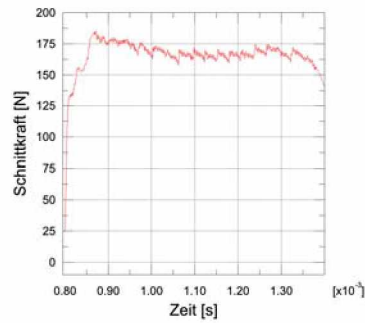


(b) $v_c=160\text{m/min}$

Abbildung A.1: Schnittkraft für eine ungeschnittene Spandicke von 0,05mm

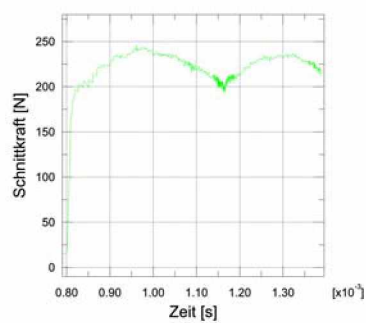


(a) $v_c=80\text{m/min}$

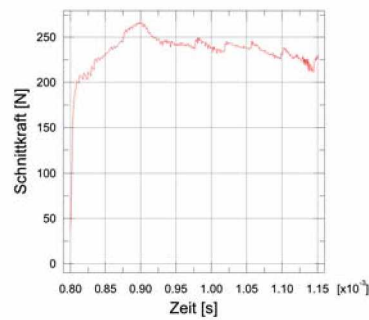


(b) $v_c=160\text{m/min}$

Abbildung A.2: Schnittkraft für eine ungeschnittene Spandicke von 0,1mm



(a) $v_c=80\text{m/min}$



(b) $v_c=160\text{m/min}$

Abbildung A.3: Schnittkraft für eine ungeschnittene Spandicke von 0,15mm

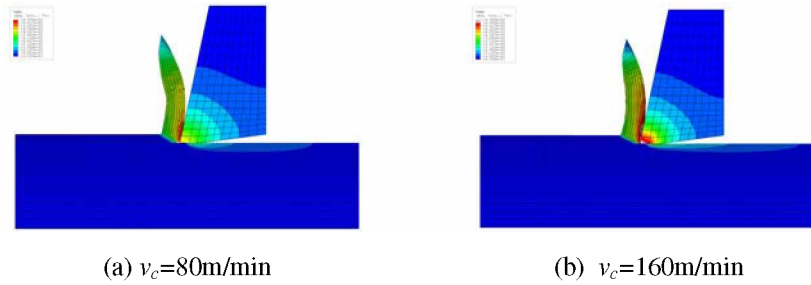


Abbildung A.4: Temperaturverteilung für eine ungeschnittene Spandicke von 0,05mm

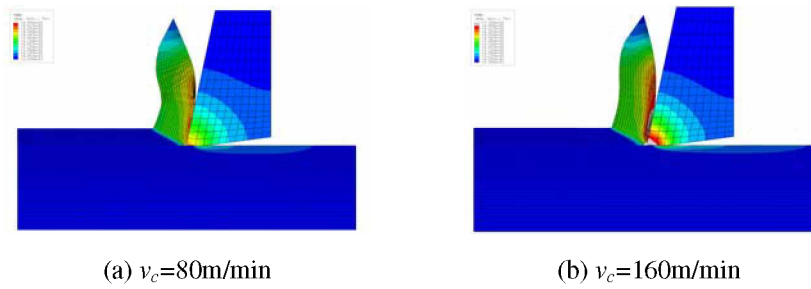


Abbildung A.5: Temperaturverteilung für eine ungeschnittene Spandicke von 0,1mm

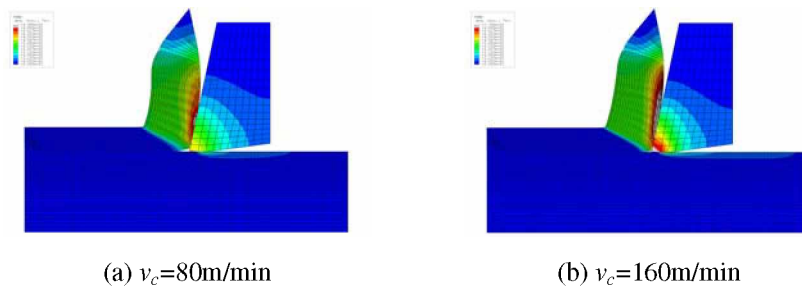


Abbildung A.6: Temperaturverteilung für eine ungeschnittene Spandicke von 0,15mm