

Montanuniversität Leoben



**Einfluss des Drehprozesses auf die Schwingfestigkeit von
34CrNiMo6
Prozessparameterstudie, Eigenspannungen, Oberflächentopographie und
Simulationsmodell**

Diplomarbeit

von

Ulfried Rieger

Lehrstuhl für Allgemeinen Maschinenbau

Betreuer:

Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Wilfried Eichlseder

Dipl.-Ing. Ataollah Javidi

Danksagung

Diese Arbeit entstand am Lehrstuhl für Allgemeinen Maschinenbau der Montanuniversität Leoben.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Dipl.-Ing. Ata Javidi für die umfassende Zusammenarbeit. Zusätzlich zu dieser Diplomarbeit sind daraus zwei wissenschaftliche Zeitschriftenartikel entstanden. Einer ist zu diesem Zeitpunkt beim „International Journal of Fatigue“ im Druck, der zweite folgt in Kürze.

Mein weiterer Dank gilt dem Vorstand des Lehrstuhls für Allgemeinen Maschinenbau, Herrn Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Wilfried Eichlseder, der für die nötigen Rahmenbedingungen für das Gelingen dieser Arbeit sorgte und daneben noch bei allfälligen Studienangelegenheiten hilfreich zur Seite stand.

Danken möchte ich auch den Mitarbeitern der Simulationsabteilung des Lehrstuhls für Allgemeinen Maschinenbau, die mich mit fachlichen Diskussionen unterstützten und nebenbei für ein gutes Arbeitsklima sorgten. Hervorheben möchte ich in diesem Zusammenhang die Herrn Dr. Jürgen Fröschl, Markus Gräf, Bernd Maier, Manuel Wohlfahrt und Hermann Maderbacher für Ihre Hilfe, und die Durchsicht der Arbeit.

Für die Probenfertigung bedanke ich mich bei der Fa. Pankl Aerospace Systems Europe GmbH in Kapfenberg, besonders bei den beiden Dreherinnen für die hervorragende Herstellung der unzähligen Umlaufbiegeproben.

Leoben, im Mai 2008,

Ulfried Rieger



Eidesstattliche Erklärung

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

Leoben, den 2. Juni 2008

Ulfried Rieger

Kurzfassung

Titel:

Einfluss des Drehprozesses auf die Schwingfestigkeit von 34CrNiMo6

Prozessparameterstudie, Eigenspannungen, Oberflächentopographie und Simulationsmodell

Unter Schwingfestigkeit wird die Festigkeit des Werkstoffes gegenüber zeitlich veränderlicher, üblicherweise zyklischer Beanspruchung verstanden. An einem dynamisch beanspruchten Bauteil bilden sich nach einer gewissen Anzahl von Schwingspielen Anrisse, die meist von der Oberfläche, bevorzugt an Querschnittsübergängen, Kerben oder Fehlstellen ausgehen. Mit weiteren Schwingspielen vergrößern sich die Risse fortschreitend bis der Restquerschnitt so klein ist, dass ein Gewaltbruch eintritt.

Die Schwingfestigkeit hängt neben der Werkstoffart, Beanspruchungsart, Mittelspannung, Temperatur, Korrosion, Bauteilgröße, Spannungsgradient auch von den Oberflächeneigenschaften des Bauteiles ab. Die Oberflächeneigenschaften werden durch die Oberflächentopographie, dem Eigenspannungszustand und der Härte gekennzeichnet. Durch die Wahl der Parameter beim Drehprozess werden diese Oberflächeneigenschaften maßgeblich beeinflusst.

Im Rahmen dieser Arbeit wird eine Prozessparameterstudie der Drehbearbeitung hinsichtlich Oberflächentopographie und Eigenspannungszustand durchgeführt. Die wichtigsten Parameter beim Drehen sind der Vorschub und der Eckenradius des Drehmeißels.

Aus Versuchsdaten wird jeweils ein Simulationsmodell abgeleitet, mit dessen Hilfe, abhängig von Vorschub und Eckenradius, die Oberflächentopographie und der Eigenspannungszustand vorhergesagt werden kann. Aus diesen Ergebnissen wird ein Modell für die Schwingfestigkeit gedrehter Bauteile unter Einbeziehung bruchmechanischer Gesichtspunkte aufgestellt. Das Modell wird mit umfangreichen Schwingfestigkeitsversuchen untermauert. Mit diesen Modellen soll es möglich sein, eine moderne, spanabhebende Fertigung nur durch entsprechende Wahl der Parameter mit geringem Kostenaufwand hinsichtlich der Schwingfestigkeit zu optimieren.

Abstract

Title:

The effect of turning on the fatigue life of 34CrNiMo6

Parametric study, residual stress, surface integrity and simulation model

Fatigue life is defined as the resistance of the material to time variable or cyclic stress load. With a dynamic loaded component or a mechanical structure, incipient cracks appear after a certain number of load cycles, usually starting from the surface of the structure. With further load cycles the cracks are growing until the remaining cross section breaks immediately.

The fatigue life depends on the material, the type of load, mean stress, temperature, corrosion, dimension, stress gradient and surface properties. The surface properties in this context are surface integrity, residual stress and hardness. These properties are mainly influenced by the parameters of turning.

In this diploma thesis a parametric study of the process parameters of turning is carried out regarding surface integrity and residual stress. The main parameters of turning are feed rate and tool nose radius. Based on experimental data, one simulation model is developed for surface integrity, and another for residual stress, depending on feed rate and tool nose radius. According to these results and including some principles of fracture mechanics a model for fatigue life of turned components is set up.

This mathematical model is validated by a large number of fatigue life experiments. With this model it is possible to optimize the turning process in respect to fatigue life, simply by choosing the correct machining parameters without having to take large financial expenses into account.

Inhalt:

1. Einleitung	3
1.1. Ziel der Diplomarbeit	3
1.2. Begründung für den gewählten methodischen Ansatz	4
2. Stand der Technik: Literatur und Theoretische Grundlagen.....	7
2.1. Ermüdungsversuch, Wöhlerlinie	7
2.2. Oberflächentopographie und Schwingfestigkeit	9
2.2.1. Oberflächenrauheit	9
2.2.2. Oberflächenrauheit und Schwingfestigkeit, klassische Sichtweise.....	9
2.2.3. Oberflächenrauheit und Schwingfestigkeit nach Liu	12
2.2.4. Bruchmechanische Grundlagen.....	13
2.3. Eigenspannungen.....	20
2.3.1. Arten und Entstehung der Eigenspannungen	20
2.3.2. Eigenspannung als Mittelspannung.....	21
2.3.3. Mittelspannung und Mittelspannungseinfluss.....	21
2.4. Vergleichsspannungshypothesen.....	22
2.4.1. Schubspannungsintensitätshypothese SIH	23
2.4.2. Quadratische Versagenshypothese QVH.....	26
3. Experimenteller Teil.....	30
3.1. Probengeometrie.....	30
3.2. Probenwerkstoff	30
3.2.1. Chemische Zusammensetzung	31
3.2.2. Wärmehandlung	31
3.3. Probenherstellung.....	35
3.4. Schnittbilder der Oberflächentopographie.....	39
3.5. Messung der Eigenspannungen	42
3.5.1. Bohrlochmethode	42
3.5.2. Messung der Eigenspannungen mit Hilfe der Röntgendiffraktometrie.....	44
3.6. Härtmessung	48
3.7. Umlaufbiegeversuche	50
3.7.1. Prüfeinrichtung.....	50
3.7.2. Durchführung der Messungen	52

3.7.3.	Versuchsauswertung und Messergebnisse.....	52
4.	Wirkung der Oberflächentopographie auf die Schwingfestigkeit – Entwicklung eines Rechenmodells	59
4.1.	Charakterisierung der Oberflächentopographie.....	59
4.2.	Ableitung eines Rechenmodells der Rautiefe.....	60
4.3.	Simulation der Spannungsverteilung der Oberfläche mittels FEM.....	62
4.4.	Berechnung der Oberflächenfaktoren nach Liu.....	65
4.5.	Ableitung eines Rechenmodells auf bruchmechanischer Basis	66
4.5.1.	Riss im Kerbgrund einer scharfen V-Kerbe	66
4.5.2.	Riss im Kerbgrund einer gerundeten V-Kerbe	69
4.5.3.	Ermittlung des Grades der Singularität γ der Spannungsverteilung.....	70
4.5.4.	Rechenmodell für den Grad der Singularität der Spannungsverteilung.....	71
5.	Ableitung eines Modells zur Berechnung des Eigenspannungszustandes.....	73
5.1.	Modell für die Eigenspannungen in axialer Richtung.....	73
5.2.	Modell für die Eigenspannungen in Umfangsrichtung.....	74
6.	Ableitung einer empirischen Spannungshypothese.....	76
7.	Gesamtmodell: von den Schnittparametern zur Schwingfestigkeit	80
8.	Zusammenfassung und Ausblick	84
8.1.	Zusammenfassung	84
8.2.	Ausblick.....	85
9.	Abbildungsverzeichnis	86
10.	Tabellenverzeichnis	88
11.	Literaturverzeichnis	89

1. Einleitung

Unter Schwingfestigkeit wird die Festigkeit bei zeitlich veränderlicher, meist periodischer Beanspruchung verstanden. Anrisse bilden sich nach einer gewissen Anzahl von Schwingspielen bevorzugt an Querschnittsübergängen, Kerben, Fehlstellen, meist von der Oberfläche ausgehend. Mit weiteren Schwingspielen vergrößern sich die Risse fortschreitend bis der Restquerschnitt so klein ist, dass ein Gewaltbruch eintritt. Dieser Vorgang geschieht im Allgemeinen bei Beanspruchungen, die weit unter der statischen Festigkeit liegen. vgl. [1]

1.1. Ziel der Diplomarbeit

Die Schwingfestigkeit einer polierten ungekerbten Probe kann meist abgeschätzt bzw., aus Katalogen entnommen werden, oder ist aus Versuchen bekannt. Für die Übertragung der Schwingfestigkeitswerte auf ein Bauteil ist aber eine Vielzahl von Einflussgrößen zu berücksichtigen. Diese sind die Einflüsse der Geometrie und Größe, Mittelspannung, Beanspruchungsart, Temperatur, Umgebungsmedium und der Randschicht. Die Randschicht umfasst die Oberflächentopographie, den Eigenspannungszustand und die Härte.

Laut des heutigen Stands der Technik, der allerdings schon 50 Jahre alt ist, wird der Oberflächeneinfluss allein durch einen von der Rautiefe und dem Werkstoff abhängigen Beiwert abgeschätzt. Die Einflüsse der Topographie und Eigenspannungen bleiben unberücksichtigt.

Auch aus der Fachliteratur ist ein Bedarf an weiteren Untersuchungen erkennbar.

„Leider ist festzustellen, dass in der Literatur nur wenige Ergebnisse existieren, in denen die Topographie der Oberfläche entsprechend genau beschrieben ist und die Eigenspannungen gemessen worden sind. Es besteht die Notwendigkeit den Einfluss der Bearbeitungsparameter (technologische Arbeitswerte, Werkzeuggeometrie) auf die Ausbildung des Eigenspannungszustandes weiter zu analysieren.“ [11]

„Ziel wäre eine Prognose des Eigenspannungszustandes in Abhängigkeit der Bedingungen bei der Zerspanung. Dass hier ein großer Forschungsbedarf besteht, ist seit Jahren bekannt.“ [11]

Ziele dieser Arbeit sind daher:

- die Charakterisierung der Eigenschaften unterschiedlich hergestellter Randschichten.
- die Beschreibung der Auswirkungen der Herstellungsparameter beim Drehprozess auf die Oberflächentopographie, die Darstellung der Wirkung auf die Schwingfestigkeit und eine analytische Beschreibung der Zusammenhänge.
- die empirische Erfassung der Auswirkungen der Herstellungsparameter auf den Eigenspannungszustand der Randschicht und eine analytische Beschreibung der Zusammenhänge.
- Entwicklung eines Rechenmodells zur Berechnung der Schwingfestigkeit in Abhängigkeit der Fertigungsparameter beim Drehprozess und Untermauerung des Modells mit Versuchsergebnissen (neun Wöhlerlinien).

Im Rahmen dieser Arbeit werden Randschichten betrachtet, die durch eine Drehbearbeitung, und zu Vergleichsgründen, durch Kugelstrahlen erzeugt wurden. Das Hauptaugenmerk wird auf die Abhängigkeit der Oberflächentopographie und des Eigenspannungszustandes von den Fertigungsparametern und deren Auswirkung auf die Schwingfestigkeit gelegt.

1.2. Begründung für den gewählten methodischen Ansatz

Die Ermüdungsfestigkeit wird üblicherweise als Oberbegriff von Schwingfestigkeit und Betriebsfestigkeit verwendet. Die Schwingfestigkeit bezeichnet die Ermüdungsfestigkeit bei regelmäßiger periodischer, meist sinusförmiger Beanspruchung, während die Betriebsfestigkeit hingegen jeden beliebigen zeitlichen Verlauf der Belastung mit einschließt [1].

Der Begriff der herstellungsbedingten Randschicht umfasst die Oberflächentopographie, den Eigenspannungszustand, sowie Gefüge und Härte eines Bauteils.

Die Einflussgrößen der Schwingfestigkeit sind:

- Werkstoff
- Beanspruchung
- Mittelspannung der Beanspruchung
- Spannungsgradient, Kerben
- Bauteilgröße
- Temperatur
- Korrosion
- Oberflächeneinfluss bzw. Einfluss der Randschicht
 - Oberflächentopographie
 - Eigenspannungszustand der herstellungsbedingten Randschicht
 - Materialeigenschaften der herstellungsbedingten Randschicht

Im Rahmen dieser Arbeit wird vorwiegend der Oberflächeneinfluss beleuchtet. Die Herstellungsparameter einer Drehbearbeitung beeinflussen sowohl die Oberflächentopographie als auch den Eigenspannungszustand der oberflächennahen Randschicht. Es erscheint daher sinnvoll, ein Rechenmodell für die Kenngrößen der Oberflächentopographie zu entwickeln, und in weiterer Folge deren Auswirkung auf die Schwingfestigkeit zu bestimmen. Ähnliches gilt für den Eigenspannungszustand, auch hier wird ein Rechenmodell in Abhängigkeit von den Herstellungsparametern entwickelt. Dessen Wirkung auf die Schwingfestigkeit wird mit Vergleichsspannungshypothesen ermittelt.

Diese Rechenmodelle stützen sich auf umfangreiche Versuchsergebnisse. Es werden Proben mit unterschiedlichen Drehparametern hergestellt und die damit erzielten Oberflächentopographien mikroskopisch erfasst. Weiters werden diese Proben einer röntgenographischen Eigenspannungsuntersuchung unterzogen und diese mit den Herstellungsparametern in Verbindung gebracht. Die Materialeigenschaften der oberflächennahen Schicht werden durch Härtemessungen erfasst. Schlussendlich erfolgt die Prüfung der Schwingfestigkeit auf Umlaufbiegemaschinen. Dabei werden alle Einflussgrößen wie Werkstoff, Beanspruchung, Mittelspannung, Kerbwirkung, Größe, Temperatur und Korrosion konstant gehalten, allein die Oberflächentopographie und der Eigenspannungszustand der Oberfläche werden verändert.

Den größten Einfluss bei einer Drehbearbeitung auf Oberflächentopographie und den Eigenspannungszustand der Oberfläche haben der Vorschub und der Eckenradius des Drehmeißels. Daher werden diese Parameter im Rahmen der praktischen Möglichkeiten variiert, um deren Einfluss auf die herstellungsbedingte Randschicht zu analysieren.

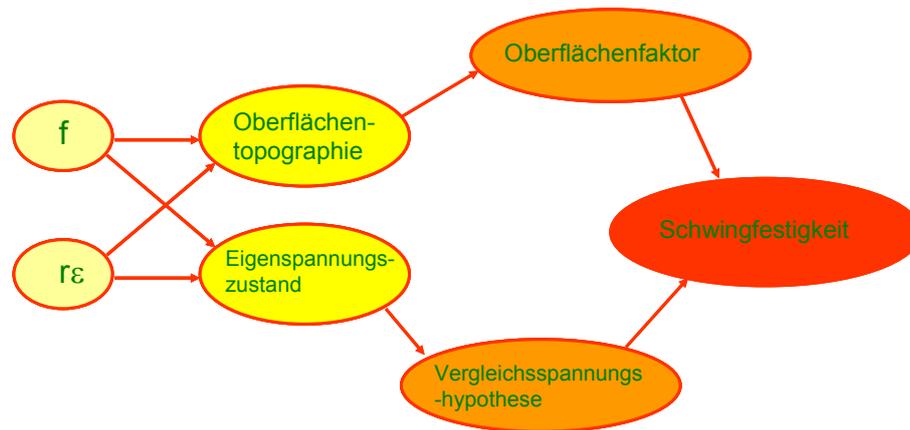


Abb. 1.1: Schematischer Aufbau der Arbeit

Die Abb. 1.1 zeigt schematisch, wie ausgehend von Vorschub f und Eckenradius r_ϵ über Oberflächentopographie und Eigenspannungszustand schließlich die zu erwartende Schwingfestigkeit ermittelt wird.

2. Stand der Technik: Literatur und Theoretische Grundlagen

2.1. Ermüdungsversuch, Wöhlerlinie

Der Wöhlerversuch wird auch häufig als Einstufenversuch bezeichnet, das heißt eine Probe wird nur mit einem einstufigen Beanspruchungskollektiv belastet. Dieser Dauerschwingversuch ist in der DIN 50 100 genormt und wird als die elementarste Form eines Betriebsfestigkeitsversuchs angesehen. Der Prüfquerschnitt wird mit einer Beanspruchung die einen sinusförmigen zeitlichem Verlauf, eine konstante Amplitude und konstanten Mittelwert hat, belastet. Die bis zum Versagen der Proben aufgenommenen Schwingspielzahlen N werden zu den entsprechenden Spannungsamplituden im Wöhlerdiagramm horizontal aufgetragen. Als Versagenskriterium kann entweder ein Anriss mit einer bestimmten Länge, oder der Bruch der Probe herangezogen werden. Die Achsen werden dabei entweder im halblogarithmischen, oder wie es heute üblich ist, im doppellogarithmischen Maßstab dargestellt.

Für die analytische Beschreibung der Wöhlerlinien wurden im Verlauf von einem Jahrhundert verschiedenste Gleichungen vorgeschlagen:

1870	<i>Wöhler</i>	$\lg N = a - b \sigma$
1910	<i>Basquin</i>	$\lg N = a - b \lg \sigma$
1914	<i>Stromeyer</i>	$\lg N = a - b \lg(\sigma - \sigma_D)$
1924	<i>Palmgren</i>	$\lg(N + B) = a - b \lg(\sigma - \sigma_D)$
1949	<i>Weibull</i>	$\lg(N + B) = a - b \lg \left[\frac{(\sigma - \sigma_D)}{(R_m - \sigma_D)} \right]$
1955	<i>Stüssi</i>	$\lg N = a - b \lg \left[\frac{(\sigma - \sigma_D)}{(R_m - \sigma)} \right]$
1963	<i>Bastenaire</i>	$\lg N = a - \lg(\sigma - \sigma_D) - b(\sigma - \sigma_D)^c$

Bei den Gleichungen von Wöhler und Basquin handelt es sich um Geraden bei logarithmischer Darstellung. Die Vorschläge von Stromeyer und Palmgren sind Kurven mit asymptotischem Übergang in die Dauerfestigkeit. Einen S-förmigen Übergang von der Kurzzeit- bis in die Dauerfestigkeit stellen die Gleichungen von Weibull, Stüssi und Bastenaire dar. Die Pa-

parameter werden in bestmöglicher Annäherung an die Versuchsergebnisse angepasst. Mit den letztgenannten Gleichungen lassen sich die Versuchsergebnisse gut widerspiegeln, aber eine Verallgemeinerung der Parameter dieser Wöhlerlinien fehlt bislang. Daher hat es sich immer mehr eingebürgert, die Wöhlerlinien im doppellogarithmischen Diagramm gemäß Abb. 2.1 mit einer geradlinigen Annäherung entsprechend der Basquin'schen Gleichung für den Zeitfestigkeitsbereich, siehe Glg. (2.1) zu beschreiben. Der Dauerfestigkeitsbereich wird einfach mit einer Horizontalen angenähert, was zumindest für Stähle im Rahmen einer üblichen technischen Beanspruchung hinreichend genau ist, siehe Glg. (2.2), vgl. [2] und [3].

$$N = N_D \cdot \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_D} \right)^{-k} \quad \text{für} \quad \sigma_a \geq \sigma_D \quad \text{Glg. (2.1)}$$

$$N = \infty \quad \text{für} \quad \sigma_a < \sigma_D \quad \text{Glg. (2.2)}$$

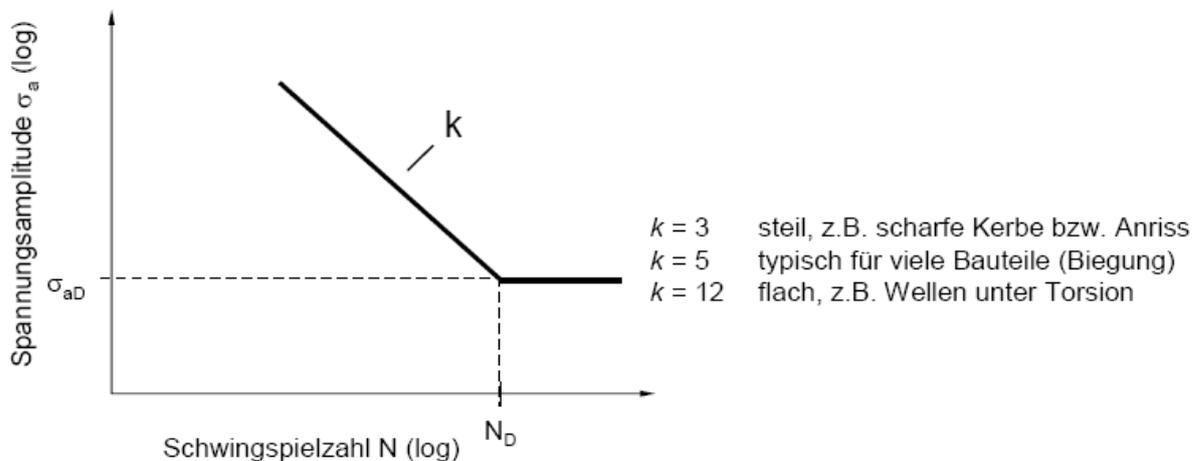


Abb. 2.1: Wöhlerlinie

2.2. Oberflächentopographie und Schwingfestigkeit

2.2.1. Oberflächenrauheit

Technische Oberflächen weichen von ihrer Idealform ab. Die Gestaltabweichungen werden folgendermaßen eingeteilt:

Gestaltabweichung (als Profilschnitt überhöht dargestellt)	Beispiele für die Art der Abweichung	Beispiele für die Entstehungsursache
1. Ordnung: Formabweichungen 	Unebenheit Unrundheit	Fehler in den Führungen der Werkzeugmaschine, Durchbiegung der Maschine oder des Werkstückes, falsche Einspannung des Werkstückes, Härteverzug, Verschleiß
2. Ordnung: Welligkeit 	Wellen	Außermittige Einspannung oder Formfehler eines Fräasers, Schwingungen der Werkzeugmaschine oder des Werkzeuges
3. Ordnung: 	Rauheit	Rillen Form der Werkzeugschneide, Vorschub oder Zustellung des Werkzeuges
4. Ordnung: 		Riefen Schuppen Kuppen Vorgang der Spannbildung (Reißspan, Scherspan, Aufbauschneide), Werkstoffverformung beim Sandstrahlen, Knospenbildung bei galvanischer Behandlung
5. Ordnung: nicht mehr in einfacher Weise bildlich darstellbar		Gefügestruktur Kristallisationsvorgänge, Veränderung der Oberfläche durch chemische Einwirkung (z. B. Beizen), Korrosionsvorgänge
6. Ordnung: nicht mehr in einfacher Weise bildlich darstellbar	Gitteraufbau des Werkstoffes	Physikalische und chemische Vorgänge im Aufbau der Materie, Spannungen und Gleitungen im Kristallgitter

Abb. 2.2: Ordnungssystem für Gestaltabweichungen (ÖNORM M1115)

In der vorliegenden Arbeit wird in erster Linie die 3. Ordnung der Gestaltabweichungen betrachtet, das sind die Rillen, die durch die Form der Werkzeugschneide und die Vorschubbewegung entstehen. Formabweichungen und Welligkeiten sind von untergeordneter Bedeutung für die Schwingfestigkeit, genauso wie 4. und höhere Ordnungen.

2.2.2. Oberflächenrauheit und Schwingfestigkeit, klassische Sichtweise

Der Einfluss der Rauheit auf die Schwingfestigkeit wird hauptsächlich durch die lokale Spannungsüberhöhung, die durch das Oberflächenprofil verursacht wird, erklärt. Reale technische Werkstoffe weisen eine Mikrostruktur auf, die wiederum eine Kerbwirkung bedingt. Diese beiden Einflüsse überlagern sich. Daher zeigt sich, dass Werkstoffe mit einer groben Mikrostruktur, d.h. großer innerer Kerbwirkung, eine geringere Abhängigkeit der Dauerfestigkeit von der Rauheit zeigen, als solche mit einer feineren Mikrostruktur vgl. [1].

Es wird ein Abminderungsfaktor eingeführt, der dem Verhältnis der Dauerfestigkeit einer Probe mit Rauheit zu der einer glatten Probe entspricht. Dieser Faktor hängt von der Rautiefe R_t der Oberfläche und zusätzlich von der Zugfestigkeit des Stahles ab. Die Abminderung ist für einen höherfesten Stahl bei großer Rautiefe besonders ausgeprägt.

In der Literatur findet sich eine Vielzahl von Untersuchungen zu diesem Thema:

Siebel und Gaier [4] stellen den Abminderungsfaktor der Dauerfestigkeit in einem Schaubild als Funktion der Zugfestigkeit oder der Rautiefe dar.

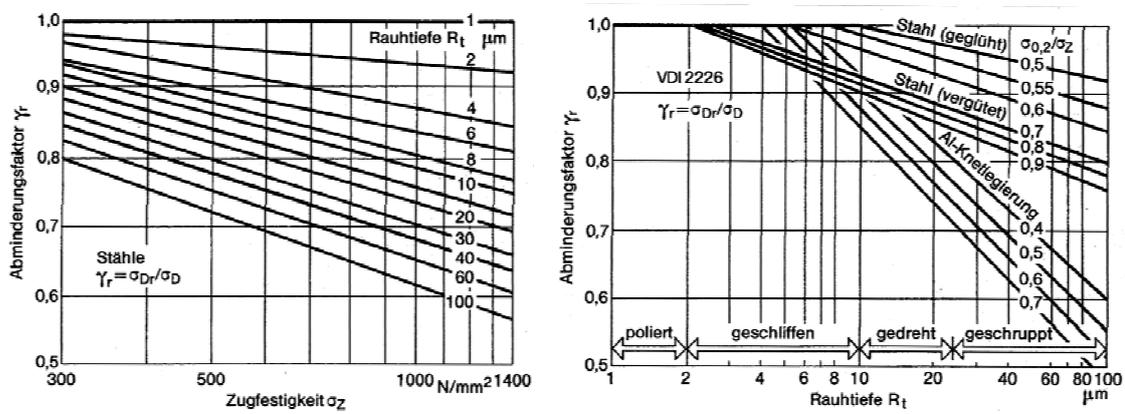


Abb. 2.3: Abminderungsfaktor der Dauerfestigkeit nach Siebel und Gaier (1956)

Der Abminderungsfaktor der Dauerfestigkeit nach Juvinall [5], in Abhängigkeit von der Zugfestigkeit und dem Oberflächenzustand des Stahles, ist in Abb. 2.4 dargestellt.

Die unterschiedlichen Herstellungsarten und die damit verbundenen Oberflächeneigenschaften werden nur verbal gekennzeichnet.

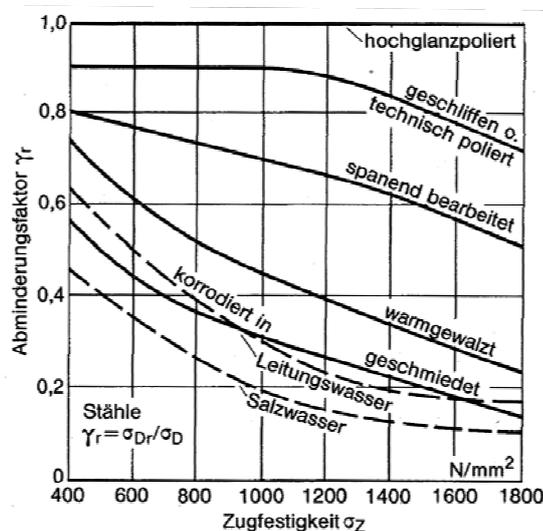


Abb. 2.4: Abminderungsfaktor der Dauerfestigkeit nach Juvinall (1967)

In der FKM Richtlinie „Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile 2002“ [14] wird der Einfluss der Rauheit auf die Dauerfestigkeit einer Probe aus Stahl mit Glg. (2.3) beschrieben. In Abb. 2.5 wird der Rauheitsfaktor für drei Stähle mit verschiedener Zugfestigkeit graphisch dargestellt. Der Faktor $K_{R\sigma}$ bezeichnet das Verhältnis der Dauerfestigkeit einer Probe mit Rauheit zu der einer glatten Probe, R_m steht für die Zugfestigkeit des Stahles, R_z ist die gemittelte Rautiefe nach DIN 4768.

$$K_{R\sigma}(R_z, R_m) := 1 - 0.22 \cdot \log(R_z) \cdot \log\left(\frac{R_m}{200}\right) \quad \text{Glg. (2.3)}$$

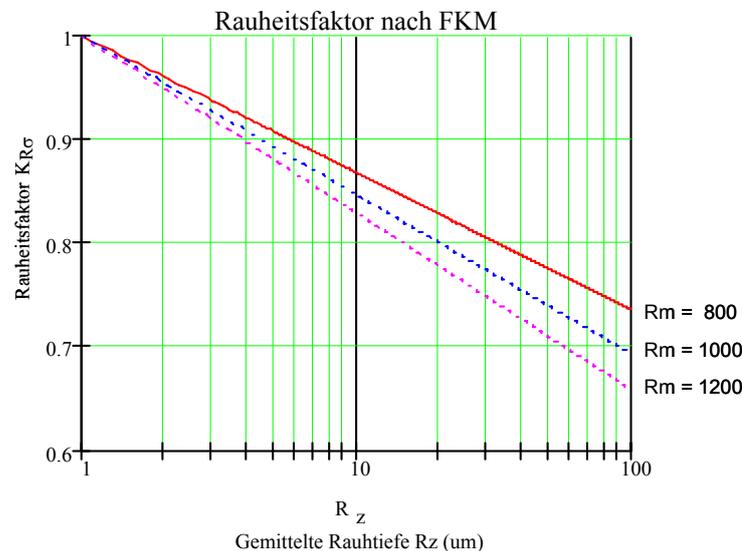


Abb. 2.5: Rauheitsfaktor nach FKM-Richtlinie

Nach diesen Quellen hängt der Rauheitsfaktor allein von der Rautiefe und der Zugfestigkeit des Stahles ab. Das Profil der Rauheit wird dabei außer Acht gelassen und die Eigenspannungen, die durch das Zerspanen entstehen, werden nicht berücksichtigt.

Das Profil der Oberflächenrauheit und der Eigenspannungszustand werden dabei nicht getrennt betrachtet, sondern es wird deren gemeinsame Wirkung mit einem einzigen Faktor bewertet. Das funktioniert deshalb zufriedenstellend, weil Rauheit, Rauheitsprofil und Eigenspannungszustand in gewisser Weise über die Fertigungsbedingungen zusammenhängen.

Jedoch sind diese Diagramme in den 1950er Jahren experimentell ermittelt worden, bzw. sind sie darauf zurückzuführen. Die Fertigungstechnologien haben sich aber in den letzten Jahrzehnten grundlegend verändert. So wurde damals hauptsächlich mit HSS - Stählen und eher geringen Schnittgeschwindigkeiten auf konventionellen Werkzeugmaschinen produziert.

Heutzutage werden fast nur Hartmetall- oder Keramikwendeschneidplatten in CNC Maschinen eingesetzt. Daher ist es sehr fraglich, ob die in früherer Zeit ermittelten Rauheitsfaktoren noch zutreffend sind.

2.2.3. Oberflächenrauheit und Schwingfestigkeit nach Liu

Von Liu [13] wird ein neues Berechnungsverfahren zur Ermittlung des Einflusses der Rauheit des Oberflächenprofils auf die Schwingfestigkeit vorgestellt. Dabei wird nicht nur die Rautiefe, sondern auch die geometrische Form der Rillen der Oberfläche berücksichtigt. Dazu wird die Oberflächenformzahl K_O eingeführt. Diese beschreibt die Spannungsüberhöhung durch Kerbwirkung, die durch die Rillen der Oberfläche verursacht wird.

$$K_O = \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_{\text{nenn}}} \tag{2.4}$$

Damit ist es nun möglich, die Oberflächentopographie etwas differenzierter zu bewerten. Technische Oberflächen, zumindest jene die spanabhebend hergestellt werden, bestehen aus mehreren Rillen nebeneinander, deren Abstände üblicherweise dem Vorschub entsprechen. Es handelt sich also um Mehrfachkerben, die sich gegenseitig entlasten. Die Oberflächenformzahl hängt also von der Tiefe t , dem Radius ρ und dem Abstand der Rillen ab. Der Abstand wird durch das Verhältnis b/B ausgedrückt.

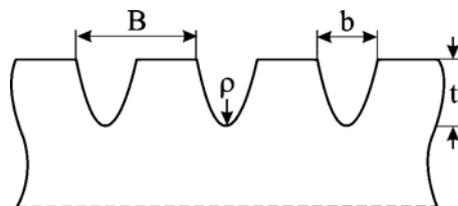


Abb. 2.6: Mehrfachkerbe

$$K_O = 1 + \left(2 - \frac{b}{B}\right) \cdot \sqrt{\frac{t}{\rho}} \tag{2.5}$$

Nun wird der Oberflächenfaktor F_O eingeführt. Er entspricht dem Verhältnis einer Probe mit Oberflächenrauheit zu einer ideal glatten Probe. F_O wird folgendermaßen errechnet [13]:

$$F_O = \frac{1}{1 + \left[(K_O - 1)^{-2.5} + \left(\sqrt{1 + \frac{R_{\text{eff}}}{\Delta_0}} - 1 \right)^{-2.5} \right]^{-0.4}} \quad \text{Glg. (2.6)}$$

$$\Delta_0 = \frac{1}{\pi} \cdot \left(\frac{\Delta K_0}{Y \cdot \Delta \sigma_D} \right)^2 \quad \text{Glg. (2.7)}$$

Die charakteristische Mikrostrukturlänge Δ_0 ist eine vom Werkstoff abhängige Größe, die auf bruchmechanischen Gesichtspunkten basiert. Sie entspricht der Länge eines Ermüdungsrisses, bei dessen Erreichen der Riss unterhalb der Dauerfestigkeit nicht mehr weiter fortschreitet [13]. Die charakteristische Mikrostrukturlänge Δ_0 sinkt mit steigender Festigkeit des Stahles.

In der Glg. (2.7) entspricht ΔK_0 dem Schwellwert der Spannungsintensität, näheres im folgenden Kapitel 2.2.4.

R_{eff} ist die effektive bzw. wirksame Rautiefe, sie entspricht bei einem regelmäßigen Rauheitsprofil der gesamten Profilhöhe der Rauheit.

2.2.4. Bruchmechanische Grundlagen

In der Bruchmechanik unterscheidet man üblicherweise zwischen den drei Grundbeanspruchungsarten:

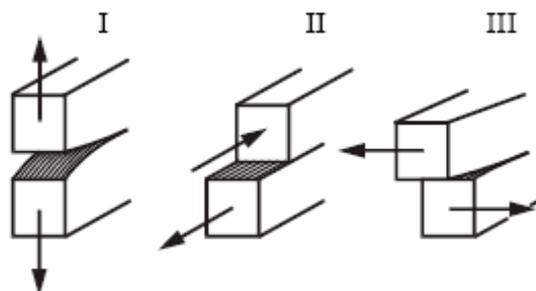


Abb. 2.7: Rissmoden der Bruchmechanik

Beanspruchungsarten der Rissfront mit singularer Spannung:

- Modus I: Zugbeanspruchung normal zur Rissebene
- Modus II: Schubbeanspruchung normal zur Rissfront
- Modus III: Schubbeanspruchung längs der Rissfront

Die reale Beanspruchung an der Rissfront lässt sich durch diese drei Grundmodi superponieren. Ein Riss ist eine scharfkantige Kerbe mit geringem Öffnungswinkel. Bei Annahme eines elastischen Werkstoffverhaltens werden die Spannungen an der Rissfront unendlich groß, also singular. Die Stärke der Spannungssingularität an der Rissspitze wird durch die Spannungssingularitätsfaktoren K_I , K_{II} , K_{III} , beschrieben. Üblicherweise beschränkt man sich auf den Modus I, da sich Risse meist normal zur Hauptzugbeanspruchungsrichtung ausbreiten. In weiterer Folge wird anstatt K_I oft nur K geschrieben.

$$K_I = \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a}$$

Glg. (2.8)

Bei einer Zugbeanspruchung unter Modus I fällt die Spannung beginnend mit der Singularität an der Rissfront mit der Wurzel des Abstandes hyperbelförmig ab.

Die Abb. 2.8 zeigt schematisch diesen hyperbolischen Verlauf. Wird diese Kurve in einem doppellogarithmischen Diagramm dargestellt, so erscheint die Hyperbel als Gerade mit einer Steigung von $-1/2$ entsprechend dem Wurzelexponenten.

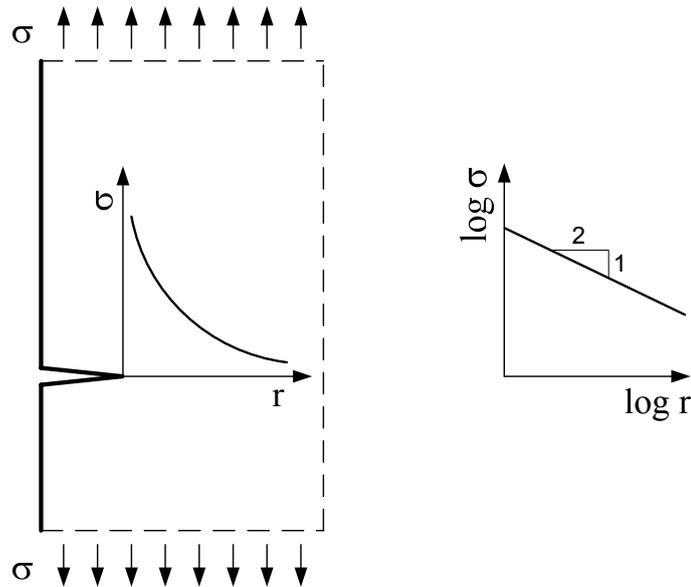


Abb. 2.8: Spannungsverlauf an der Rissfront

Ein Versagen des Bauteils durch Bruch nach dem K_I - Konzept tritt auf, wenn der Spannungsintensitätsfaktor K_I die Bruchzähigkeit K_{IC} des Werkstoffes erreicht bzw. überschreitet.

2.2.4.1. Ermüdungsbruchmechanik und Ermüdungsrisswachstum

Ein Schwingbruch bzw. ein Ermüdungsvorgang unterteilt sich in die Phasen der Risseinleitung, des stabilen zyklischen Rissfortschrittes und des spontanen Restbruches.

Üblicherweise entsteht ein Anriss an Kerben, Werkstoffinhomogenitäten, Einschlüssen, das heißt an Stellen einer örtlichen Spannungsüberhöhung. Die Rissentstehung umfasst die Versetzungsbewegungen in Gleitebenen mit darauffolgender Werkstofftrennung in Bereichen kleiner als die Korngröße. Dieser Kurzriss kann zum Stillstand kommen, oder es entsteht ein Langriss daraus, der in weiterer Folge zum Bruch führt.

Liegt die Beanspruchung nur knapp über der Schwingfestigkeit, umfasst die Zeit, die für die Risseinleitung benötigt wird, den größeren Teil der Lebensdauer. Der weitere Rissfortschritt geht verhältnismäßig schnell von statten.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit interessiert aber eher die Frage, ob ein fortschreitungs-fähiger Riss entsteht und er sich weiter ausbreitet, oder aber zum Stillstand kommt. Vgl. [1]

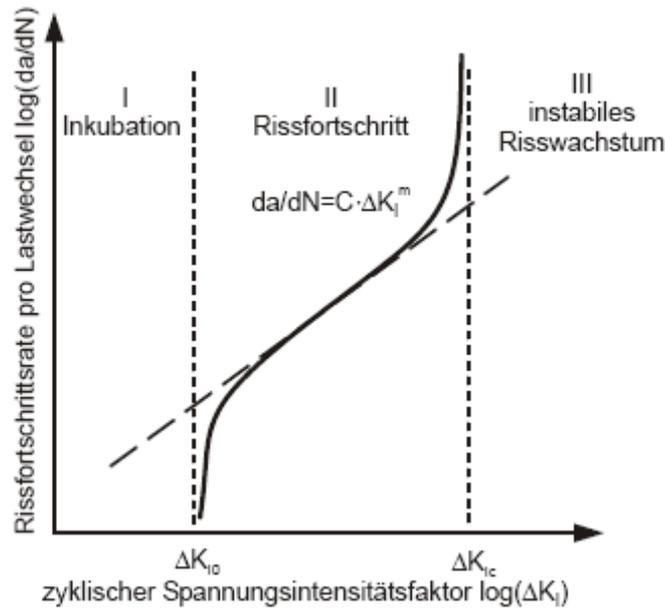


Abb. 2.9: Rissfortschrittsrate als Funktion der zyklischen Spannungsintensität

Liegt die Belastungsspannung im Bereich der Dauerfestigkeit, so bleibt die plastische Zone an der Rissfront klein, und der Rissfortschritt kann mit der linearelastischen Bruchmechanik langer Risse beschrieben werden. Bei kurzen Rissen und bei duktilen Werkstoffen beginnt, ausgehend von der Rissspitze, die plastische Zone den gesamten Riss zu umhüllen. Die Rissspitze wird stärker ausgerundet und das Rissverhalten wird mit abnehmender Risslänge zunehmend von Mikrostruktureffekten wie Korngrenzen, Phasengrenzen, Einschlüssen, Poren usw. bestimmt. Dies wird als anormales Verhalten kurzer Risse bezeichnet. Die Rissfortschrittsrate des Kurzrisses verringert sich, bzw. der Riss kann stehenbleiben, wenn mit steigender Risslänge die Rissspitze sich an ein mikrostrukturelles Hindernis annähert. Im Unterschied dazu steigt die Rissfortschrittsrate eines Langrisses mit steigender Risslänge, ohne Einfluss von Hindernissen, immer weiter an.

2.2.4.2. Kurzrisbruchmechanik und Rissentstehung

Ein typischer Kurzriss ist ein halbkreisförmiger oder elliptischer Oberflächenriss. Die Größe dieser Anrisse liegt meist deutlich unter der Korngröße. In dieser Größenordnung kann nicht mehr von einem homogenen Werkstoff gesprochen werden. Damit können die Kennwerte der kontinuumsmechanisch begründeten Bruchmechanik nicht ohne weiteres verwendet werden.

Die Einleitung des Kurzrisses erfolgt im Rissbeanspruchungsmodus II, das heißt unter Schubspannung entlang von Gleitbändern die 45° zur Richtung der Hauptnormalspannung liegen.

Bei wechselnder Beanspruchung führt dies zu Extrusionen und Intrusionen an der Oberfläche, was in weiterer Folge zu einem Anriss führen kann. Dieser Anriss kann am nächsten mikrostrukturellen Hindernis zum Stillstand kommen, oder normal zur Hauptnormalspannung abknicken und im Rissbeanspruchungsmodus I als Langriss weiterlaufen.

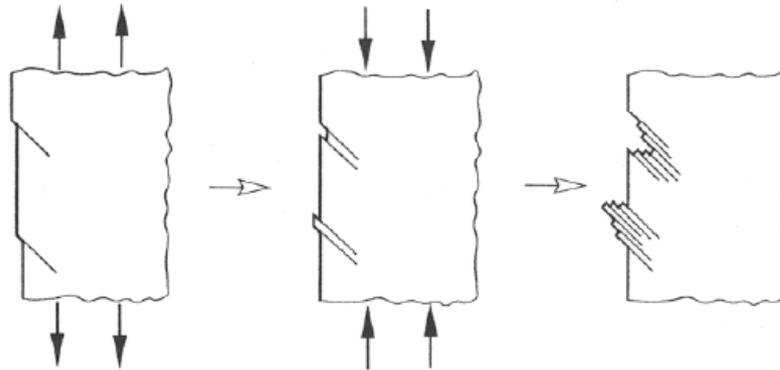


Abb. 2.10: Bildung eines Ermüdungsrisses [22]

Die Glg. (2.9) zeigt die Abhängigkeit der zyklischen Spannungsintensität ΔK von der Schwingbreite der Nennspannung $\Delta\sigma$ und vorliegenden Risslänge a . Y ist ein Geometriefaktor, der für den Außenriss am freien Rand 1,12 beträgt. Die Schwingbreite der Spannung entspricht zwei Mal der Spannungsamplitude.

$$\Delta K = Y \cdot \Delta\sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \qquad \text{Glg. (2.9)}$$

Liegt der Wert der zyklischen Spannungsintensität ΔK unter dem Schwellwert der Spannungsintensität ΔK_0 , so ist der Riss nicht fortschrittsfähig und bleibt stehen.

Wird für Spannungsintensität ΔK der Schwellwert der Spannungsintensität ΔK_0 gesetzt, so ergibt sich die Schwingbreite der dauernd ertragbaren Belastungsspannung $\Delta\sigma$ bei der entsprechenden Risslänge a .

$$\Delta\sigma = \frac{\Delta K_0}{Y \cdot \sqrt{\pi \cdot a}} \qquad \text{Glg. (2.10)}$$

Wenn in Glg. (2.10) die Risslänge a immer kleiner wird, steigt die Dauerfestigkeit immer weiter. Im Grenzfall $a = 0$ müsste die Dauerfestigkeit unendlich werden, was natürlich nicht möglich ist. Daher gilt diese Gleichung nur für hinreichend lange Risse.

Um das Schwellverhalten kurzer Risse beschreiben zu können, wird von El Haddad et al [20] eine fiktive Rissverlängerung, das heißt ein werkstoffabhängiger Längenparameter eingeführt, der oft als charakteristische Mikrostrukturlänge a^* bezeichnet wird. Dessen Größe ergibt sich aus der Schwingbreite der Dauerfestigkeit $\Delta\sigma_D$ (entspricht 2-mal der Dauerfestigkeitsamplitude) und dem Schwellwert der Spannungsintensität ΔK_0 langer Risse:

$$a^* = \frac{1}{\pi} \cdot \left(\frac{\Delta K_0}{Y \cdot \Delta\sigma_D} \right)^2 \quad \text{Glg. (2.11)}$$

Damit ergibt sich der Schwellwert der zyklischen Spannung $\Delta\sigma$ in Abhängigkeit von der Risslänge a . Dies wird oft auch als El Haddad – Lösung bezeichnet.

$$\Delta\sigma = \frac{\Delta K_0}{Y \cdot \sqrt{\pi \cdot (a + a^*)}} \quad \text{Glg. (2.12)}$$

Die Darstellung des Schwellwertes der zyklischen Spannung $\Delta\sigma$ über die Risslänge a wird üblicherweise Kitagawa – Takahashi – Diagramm genannt. Oberhalb der Grenzkurve in Abb. 2.11 blau dargestellt, kommt es nach endlicher Lastspielzahl zum Bruch, unter der Kurve wird Stillstand eventuell vorhandener Risse beobachtet. Der horizontale Teil der Kurve entspricht der Dauerschwingfestigkeit des Werkstoffes mit vernachlässigbar kleinen Rissen. Bei größerer Risslänge geht die El-Haddad - Lösung allmählich in die Langrisslösung über. Die Zahlenwerte im Diagramm Abb. 2.11 entsprechen keinem realen Werkstoff, sie sollen nur als Beispiel dienen. Der Schnittpunkt der beiden Geraden im Diagramm entspricht dem Längenparameter a^* .

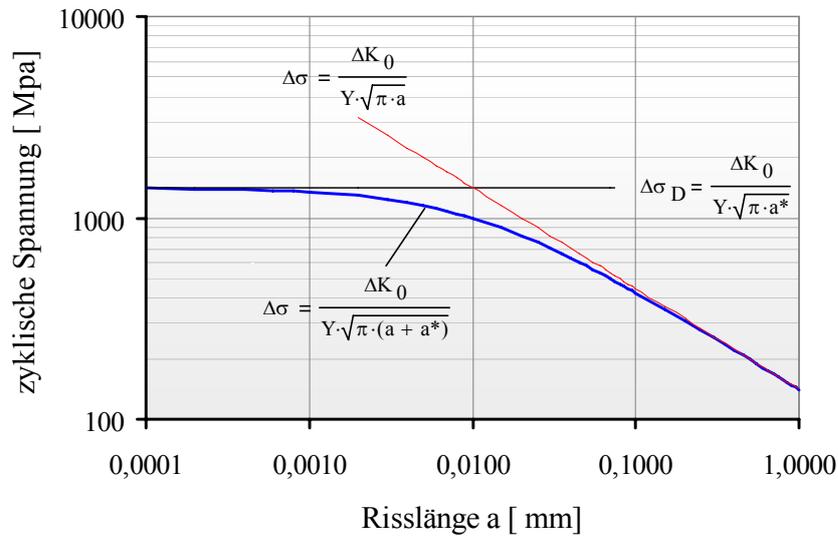


Abb. 2.11: Kitagawa Diagramm

Aus der Glg. (2.11) ergibt sich unmittelbar:

$$\Delta\sigma_D = \frac{\Delta K_0}{Y \cdot \sqrt{\pi \cdot a^*}} \quad \text{Glg. (2.13)}$$

Es wird ein Oberflächenfaktor definiert:

$$F_O = \frac{\Delta\sigma}{\Delta\sigma_D} \quad \text{Glg. (2.14)}$$

Werden nun in die Glg. (2.14) für $\Delta\sigma$ und $\Delta\sigma_D$ die Gleichungen Glg. (2.12) und Glg. (2.13) eingesetzt, so ergibt sich nach entsprechender Vereinfachung folgende Form der El Haddad - Lösung:

$$F_O = \left(\frac{a^*}{a + a^*} \right)^{0.5} \quad \text{bzw.} \quad F_O = \left(1 + \frac{a}{a^*} \right)^{-0.5} \quad \text{Glg. (2.15)}$$

Trotz anderer Herangehensweise führten die Untersuchungen von Taylor [21] zu demselben Ergebnis für den Oberflächenfaktor.

2.3. Eigenspannungen

Eigenspannungen sind innere Spannungen ohne Wirkung äußerer Kräfte. Die mit diesen Spannungen verbundenen Kräfte und Momente sind innerhalb eines Schnittes durch das Bauteil im Gleichgewicht.

2.3.1. Arten und Entstehung der Eigenspannungen

Eigenspannungen entstehen durch ungleichmäßige bleibende Formänderung, die am Werkstoffelement in Volumenänderung durch Wärmedehnung, chemische Veränderung, Gefügewandlung oder Zustandsänderung und in Gestaltänderung durch plastische oder viskoplastische Formänderung unterteilbar ist.

Mit anderen Worten heißt das, Eigenspannungen entstehen im Allgemeinen während der Herstellung des Bauteils durch z.B.: Gießen, Schmieden, Walzen, Schweißen, Löten, Oberflächenbehandeln, Härten, Vergüten und auch durch spanabhebende Bearbeitung. Diese Spannungen können sich bei Belastung des Bauteils noch verändern, sowohl vermindern als auch erhöhen. Weiters können Eigenspannungen aus der Belastung des Bauteils auch erst entstehen, wenn infolge örtlicher Überschreitung der Fließgrenze plastische Dehnungen verursacht werden [1].

Laut Macherauch, Wohlfahrt und Wolfstieg [6] werden drei Arten von Eigenspannungen unterschieden.

- Eigenspannungen 1. Art sind über größere Werkstoffbereiche (mehrere Körner) nahezu homogen. Die mit ihnen verbundenen inneren Kräfte und Momente sind bezüglich jeder Schnittebene durch den Körper im Gleichgewicht. Bei Eingriffen in dieses Kräfte- und Momentengleichgewicht treten immer makroskopische Maßänderungen auf.
- Eigenspannungen 2. Art sind über kleinere Werkstoffbereiche (ein Korn oder Kornbereiche) nahezu homogen. Die mit ihnen verbundenen inneren Kräfte und Momente sind über größere Werkstoffbereiche (mehrere Körner) im Gleichgewicht. Bei Eingriffen in dieses Kräfte- und Momentengleichgewicht können makroskopische Maßänderungen auftreten.
- Eigenspannungen 3. Art sind über kleinste Werkstoffbereiche (mehrere Atomabstände) nahezu homogen. Die mit ihnen verbundenen inneren Kräfte und Momente sind in kleinen Werkstoffbereichen (Teile eines Kornes) im Gleichgewicht. Bei Eingriffen in dieses Kräfte- und Momentengleichgewicht treten keine makroskopische Maßänderungen auf.

2.3.2. Eigenspannung als Mittelspannung

Die Wirkung der Eigenspannung auf die Schwingfestigkeit ist der Wirkung einer Mittelspannung aus einer äußeren Last vergleichbar. Daher kann dieser Zusammenhang in derselben Weise mit Haigh – Diagrammen beschrieben werden [1].

2.3.3. Mittelspannung und Mittelspannungseinfluss

Die Mittelspannung hat einen entscheidenden Einfluss auf die ertragbare Schwingfestigkeitsamplitude. In einem Dauerfestigkeitsschaubild nach Haigh wird die ertragbare Spannungsamplitude über der Mittelspannung aufgetragen.

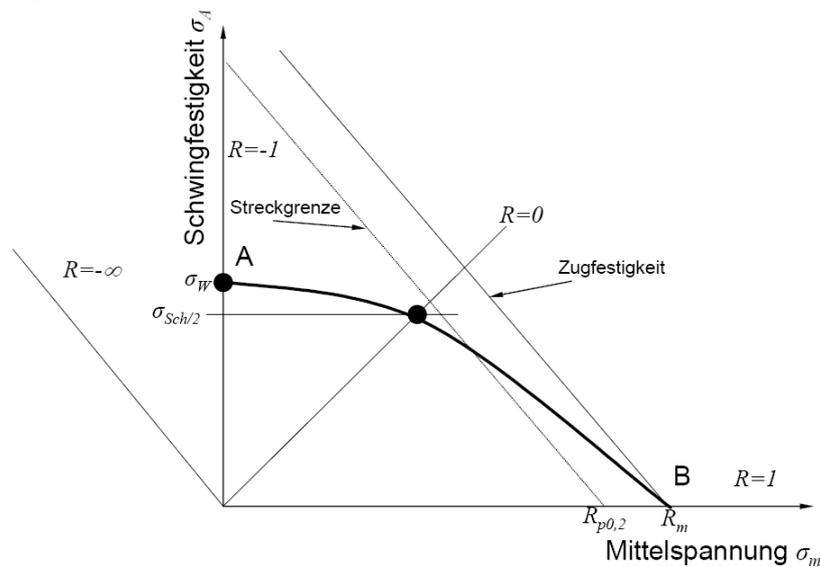


Abb. 2.12: schematisches Haigh - Diagramm

Von Troost und El-Magd [7] wird ein Polynom 2. Grades zur Beschreibung der ertragbaren schwingenden Belastung bei einachsiger Mittelspannung verwendet.

$$\sigma_a = \sigma_W \cdot \left[1 - p \cdot \left(\frac{\sigma_m}{R_m} \right) - (1 - p) \cdot \left(\frac{\sigma_m}{R_m} \right)^2 \right] \quad \text{Glg. (2.16)}$$

Der einzige Parameter zur Anpassung an unterschiedliche Werkstoffe ist p . Ist $p=0$ so erhält man die Gerber-Parabel. Wird $p=1$ gesetzt, so ergibt sich die Goodman-Gerade. Für die meisten Werkstoffe wird p zwischen diesen Extrema liegen. Auffallend ist, p hat einen besonders starken Einfluss auf die Spannungsamplitude bei negativer Mittelspannung.

Die Abb. 2.13 zeigt entsprechend Glg. (2.16) ein Dauerfestigkeitsschaubild in Haigh'scher Darstellung.

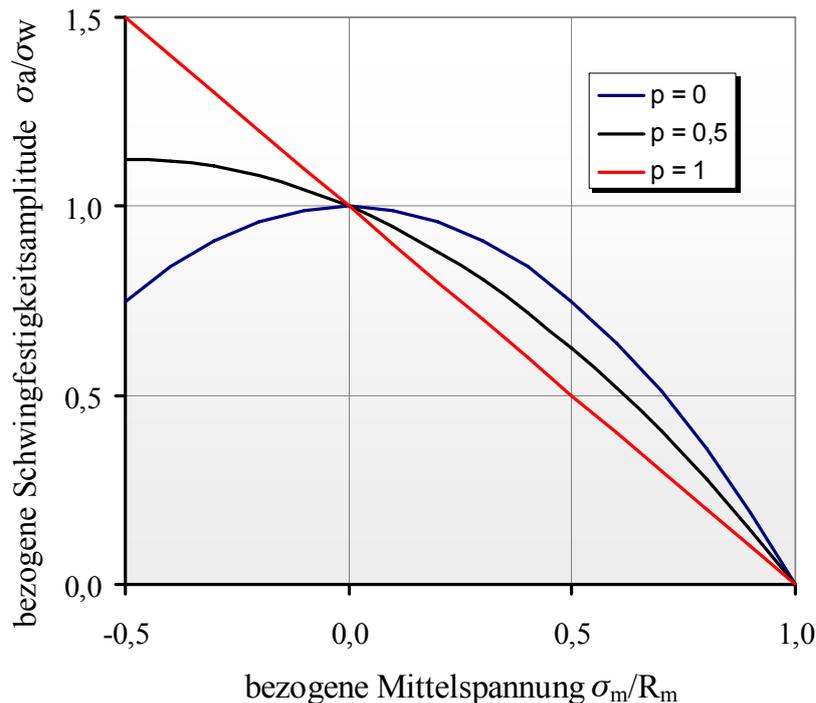


Abb. 2.13: allgemeines Haigh - Diagramm

2.4. Vergleichsspannungshypothesen

Im Rahmen dieser Arbeit werden Proben mit einem zweiachsigen Eigenspannungszustand an der Oberfläche und einer Belastung durch Umlaufbiegung betrachtet.

Es liegen also ein zweiachsiger Mittelspannungszustand und eine einachsige schwingende Belastung vor. Das erfordert daher ein Rechenmodell zur Bestimmung des Einflusses des Eigenspannungszustandes auf die Schwingfestigkeit.

Es existieren zahlreiche Vergleichsspannungshypothesen zur Bestimmung der Dauerfestigkeit bei schwingender Beanspruchung. Diese Hypothesen lassen sich folgendermaßen einteilen:

- Festigkeitshypothesen der integralen Anstrengung
- Festigkeitshypothesen der kritischen Schnittebene
- empirische Festigkeitshypothesen

Im folgendem werden drei Festigkeitshypothesen, jeweils eine jeder Gattung beschrieben und verglichen. Die Auswahl der ersten beiden erfolgte nach der Häufigkeit der Nennung in der Fachliteratur, beziehungsweise der Zweckmäßigkeit für den vorliegenden Belastungsfall. Die empirische Festigkeitshypothese wurde im Rahmen dieser Arbeit, basierend auf den durchgeführten Versuchen, entwickelt.

2.4.1. Schubspannungsintensitätshypothese SIH

Die Schubspannungsintensitätshypothese, kurz SIH, wurde von H. Zenner und I. Richter entwickelt [12]. Die Schubspannungsintensitätshypothese SIH berechnet den quadratischen Mittelwert der Schubspannungen aller Schnittebenen einer Kugeloberfläche. Die Wurzel aus diesem Wert wird als Maß für die Intensität der Schubspannungen im Volumenelement verstanden.

$$\tau_{\text{eff}} = \left(\frac{1}{\Omega} \int \tau_{\phi}^2 d\Omega \right)^{\frac{1}{2}} \quad \text{Glg. (2.17)}$$

τ_{ϕ} ist die Schubspannung in einer beliebigen Schnittebene ϕ , und Ω die Oberfläche des Volumenelements. Wird für dieses Volumenelement die Einheitskugel gesetzt, so ergibt sich

$$\Omega = 4 \cdot \pi \quad \text{und} \quad d\Omega = \sin\gamma \, d\phi \, d\gamma$$

und man erhält:

$$\tau_{\text{eff}} = \left(\frac{1}{4 \pi} \int_{\gamma=0}^{\pi} \int_{\phi=0}^{2\pi} \tau_{\phi}^2 \cdot \sin\gamma \, d\phi \, d\gamma \right)^{\frac{1}{2}} \quad \text{Glg. (2.18)}$$

wobei ϕ und γ die Polarkoordinaten (ähnlich den geographischen Koordinaten) der Einheitskugel sind.

In der vorliegenden Arbeit wird eine Weiterentwicklung der Schubspannungsintensitätshypothese von Liu [13] verwendet. In dieser Modifikation werden die Schubspannung und die Normalspannung sämtlicher Schnittebenen bewertet.

$$\tau_{\tau a} = \left(\frac{15}{8\pi} \cdot \int_{\gamma=0}^{\pi} \int_{\phi=0}^{2\pi} \tau_{\gamma\phi} a^2 \cdot \sin\gamma \, d\phi \, d\gamma \right)^{\frac{1}{2}} \quad \text{Glg. (2.19)}$$

$$\sigma_{\sigma a} = \left(\frac{15}{8\pi} \cdot \int_{\gamma=0}^{\pi} \int_{\phi=0}^{2\pi} \sigma_{\gamma\phi} a^2 \cdot \sin\gamma \, d\phi \, d\gamma \right)^{\frac{1}{2}} \quad \text{Glg. (2.20)}$$

$$\tau_{\tau m} = \left[\frac{\int_{\gamma=0}^{\pi} \int_{\phi=0}^{2\pi} \tau_{\gamma\phi} a^2 \cdot \tau_{\gamma\phi} m^2 \cdot \sin\gamma \, d\phi \, d\gamma}{\int_{\gamma=0}^{\pi} \int_{\phi=0}^{2\pi} \tau_{\gamma\phi} a^2 \cdot \sin\gamma \, d\phi \, d\gamma} \right]^{\frac{1}{2}} \quad \text{Glg. (2.21)}$$

$$\sigma_{\sigma m} = \frac{\int_{\gamma=0}^{\pi} \int_{\phi=0}^{2\pi} \sigma_{\gamma\phi} a^2 \cdot \sigma_{\gamma\phi} m^2 \cdot \sin\gamma \, d\phi \, d\gamma}{\int_{\gamma=0}^{\pi} \int_{\phi=0}^{2\pi} \sigma_{\gamma\phi} a^2 \cdot \sin\gamma \, d\phi \, d\gamma} \quad \text{Glg. (2.22)}$$

Die Versagensbedingung lautet:

$$a \cdot \tau_{\tau a}^2 + b \cdot \sigma_{\sigma a}^2 + m \cdot \tau_{\tau m}^2 + n \cdot \sigma_{\sigma m}^2 = \sigma_W^2 \quad \text{Glg. (2.23)}$$

Wobei σ_W die Zug-Druck Wechselfestigkeit des Werkstoffes ist.

Die Koeffizienten a, b, m und n lauten:

$$a = \frac{1}{5} \cdot \left[3 \cdot \left(\frac{\sigma_W}{\tau_W} \right)^2 - 4 \right] \quad b = \frac{1}{5} \cdot \left[6 - 2 \cdot \left(\frac{\sigma_W}{\tau_W} \right)^2 \right] \quad \text{Glg. (2.24)}$$

$$m = \frac{\sigma_W^2 - \left(\frac{\sigma_W}{\tau_W}\right)^2 \cdot \left(\frac{\tau_{Sch}}{2}\right)^2}{\frac{4}{7} \cdot \left(\frac{\tau_{Sch}}{2}\right)^2} \quad n = \frac{\sigma_W^2 - \left(\frac{\sigma_{Sch}}{2}\right)^2 - \frac{4 \cdot m}{21} \cdot \left(\frac{\sigma_{Sch}}{2}\right)^2}{\frac{5}{7} \cdot \left(\frac{\sigma_{Sch}}{2}\right)^1} \quad \text{Glg. (2.25)}$$

Liu gibt für den vorliegenden Belastungsfall einer statischen Normalspannung in zwei Richtungen und einer einachsigen schwingenden Normalspannung folgende explizite Lösung für die ertragbare Normalspannungsamplitude an:

$$\sigma_{xaD} = \sigma_W \cdot \sqrt{1 - \frac{5 \cdot n \cdot \sigma_{xm}^2}{7 \cdot \sigma_W^2} - \frac{4 \cdot m \cdot \sigma_{xm}^2}{21 \cdot \sigma_W^2} - \frac{n \cdot \sigma_{ym}^2}{7 \cdot \sigma_W^2} - \frac{m \cdot \sigma_{ym}^2}{7 \cdot \sigma_W^2}} \quad \text{Glg. (2.26)}$$

Nun wird der dimensionslose Eigenspannungsfaktor eingeführt.

$$F_{Ei} := \frac{\sigma_{xaD}}{\sigma_W} \quad \text{Glg. (2.27)}$$

Die Abb. 2.14 zeigt den Eigenspannungsfaktor für den Vergütungsstahl 34CrNiMo6 in Abhängigkeit der Eigenspannungen. Auf der Abszisse ist die Eigenspannung in Richtung der Belastung, und auf der Ordinate die Eigenspannung quer zur Belastungsrichtung in MPa aufgetragen. Normal zur Zeichenebene, als Höhenschichtlinien dargestellt, ist der Eigenspannungsfaktor F_{Ei} aufgetragen. Die Materialkennwerte für diese Berechnungen sind:

34CrNiMo6		
Zug-Druckwechselfestigkeit	σ_W	590 MPa
Zug-Druckschwellfestigkeit	σ_{sch}	910 MPa
Schubwechselfestigkeit	τ_W	415 MPa
Schubschwellfestigkeit	τ_{sch}	728 MPa
Bruchfestigkeit	σ_B	1115 MPa

Tab. 2.1: Materialkennwerte 34CrNiMo6

Die Werte der Zug-Druckwechselfestigkeit und der Bruchfestigkeit kommen von eigenen Versuchen, die anderen Werte sind überschlägig ermittelt worden.

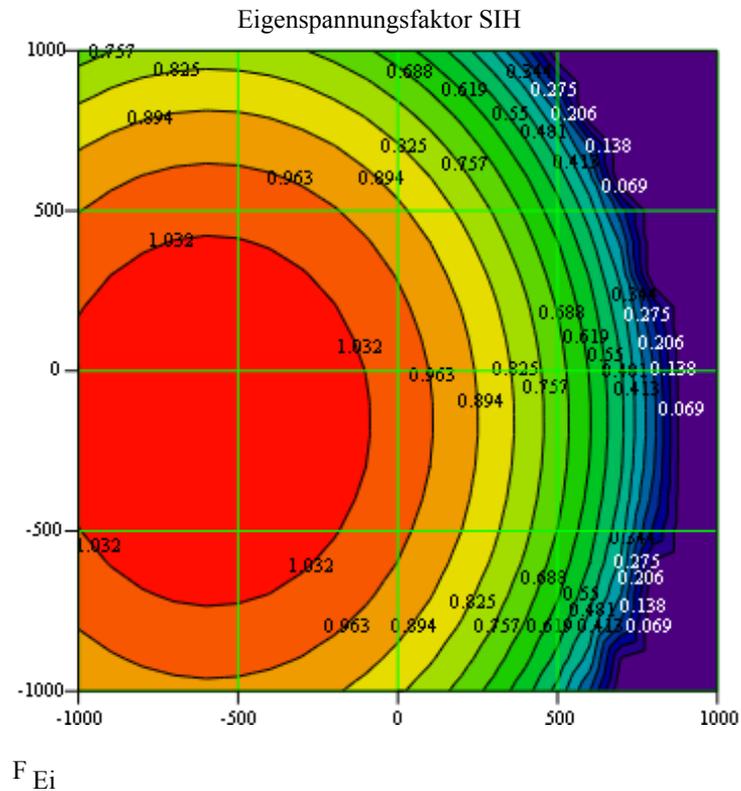


Abb. 2.14: Eigenspannungsfaktor SIH

2.4.2. Quadratische Versagenshypothese QVH

Von Troost [7] und El-Magd [8], wurde eine allgemeine quadratische Versagensbedingung für mehrachsige Schwingbeanspruchung formuliert. Diese berücksichtigt das anisotrope Ermüdungsverhalten, das auch bei isotropen Werkstoffen auftritt.

Der vorliegende Belastungsfall eines ebenen statischen Spannungszustandes und einer einachsigen, schwingenden Normalspannung wird folgendermaßen formuliert. Der Strich ' bezeichnet Größen bezogen auf ein körperfestes Koordinatensystem.

$$\sigma_x = \sigma_{xm} + \sigma_{xa} \cdot \sin \omega t$$

$$\sigma_{y'} = \sigma_{ym'}$$

$$\tau_{xy'} = 0$$

Glg. (2.28)

Wird das Koordinatensystem nun um einen Winkel δ gedreht, so erhält man folgende Spannungen in Abhängigkeit des Winkels. Die Glg. (2.29) beschreiben die Mittelspannung, und Glg. (2.30) die schwingende Belastung.

$$\begin{aligned} \sigma_{xm} &= \sigma_{xm} \cdot \cos^2 \delta + \sigma_{ym} \cdot \sin^2 \delta \\ \sigma_{ym} &= \sigma_{xm} \cdot \sin^2 \delta + \sigma_{ym} \cdot \cos^2 \delta \\ \tau_{xym} &= (\sigma_{xm} - \sigma_{ym}) \cdot \sin \delta \cdot \cos \delta \end{aligned} \quad \text{Glg. (2.29)}$$

$$\begin{aligned} \sigma_{xa} &= \sigma_{xa} \cdot \cos^2 \delta \\ \sigma_{ya} &= \sigma_{xa} \cdot \sin^2 \delta \\ \tau_{xya} &= \sigma_{xa} \cdot \sin \delta \cdot \cos \delta \end{aligned} \quad \text{Glg. (2.30)}$$

Die Beanspruchung liegt an der Ermüdungsgrenze, wenn bei einer beliebigen Orientierung die allgemeine quadratische Versagensbedingung erfüllt wird.

$$\left(\frac{\sigma_{xa}}{A_x} \right)^2 + \left(\frac{\sigma_{ya}}{A_y} \right)^2 - \frac{\sigma_{xa} \cdot \sigma_{ya}}{A_x \cdot A_y} + \left(\frac{\tau_{xya}}{A_{xy}} \right)^2 = 1 \quad \text{Glg. (2.31)}$$

A_x , A_y , und A_{xy} sind die ertragbaren Spannungsamplituden bei der zu untersuchenden Orientierung.

$$A_x = \sigma_W \cdot \left[1 - p \cdot \left(\frac{\sigma_{xm}}{\sigma_B} \right) - (1 - p) \cdot \left(\frac{\sigma_{xm}}{\sigma_B} \right)^2 \right] \quad \text{Glg. (2.32)}$$

$$A_y = \sigma_W \cdot \left[1 - p \cdot \left(\frac{\sigma_{ym}}{\sigma_B} \right) - (1 - p) \cdot \left(\frac{\sigma_{ym}}{\sigma_B} \right)^2 \right] \quad \text{Glg. (2.33)}$$

$$A_{xy} = \frac{\sigma_W}{\sqrt{3}} \cdot \frac{\left[1 - (1-p) \cdot \left(\frac{\tau_{xym}}{\sigma_B} \right)^2 \right]^2 - p^2 \cdot \left(\frac{\tau_{xym}}{\sigma_B} \right)^2}{\sqrt{\left[1 - (1-p) \cdot \left(\frac{\tau_{xym}}{\sigma_B} \right)^2 \right]^2 + \left(\frac{p^2}{3} \right) \cdot \left(\frac{\tau_{xym}}{\sigma_B} \right)^2}} \quad \text{Glg. (2.34)}$$

Wie in [8] dargestellt, wird die Versagensbedingung zuerst bei den Werkstofffasern mit dem Winkel entweder $\delta_{kr} = 0$ oder $\delta_{kr} = 45^\circ$ erfüllt. Daher heißt dieser Winkel kritische Orientierung. Die Abb. 2.15 zeigt an einem Beispiel, dass die Minima des Eigenspannungsfaktors bei 0 oder 45° liegen. Die maximal ertragbare Schwingfestigkeitsamplitude errechnet sich mit dem Minimum des Eigenspannungsfaktors. Der Eigenspannungsfaktor wurde gemäß Glg. (2.27) definiert.

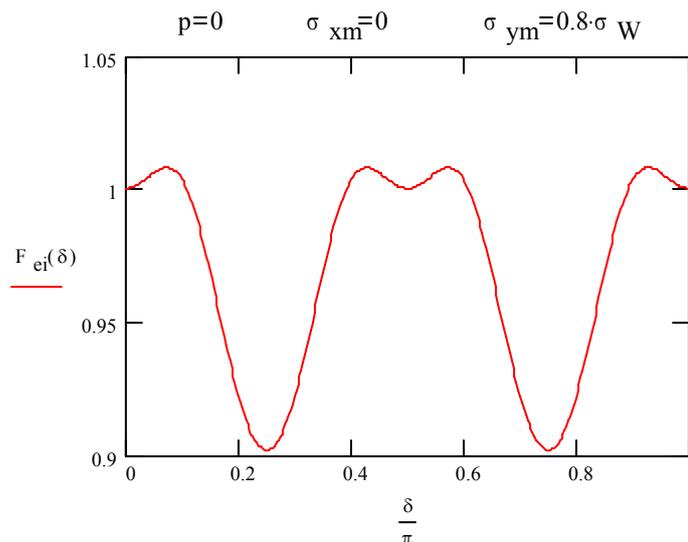


Abb. 2.15: Eigenspannungsfaktor in Abhängigkeit vom Winkel δ

Die Abb. 2.16 zeigt den Eigenspannungsfaktor für den Vergütungsstahl 34CrNiMo6 in Abhängigkeit der Eigenspannungen. Auf der Abszisse ist die Eigenspannung in Richtung der Belastung, und auf der Ordinate die Eigenspannung quer zur Belastungsrichtung in MPa aufgetragen. Normal zur Zeichenebene, als Höhenschichtlinien dargestellt, ist der Eigenspannungsfaktor F_{Ei} aufgetragen.

Die Materialkennwerte sind in Tab. 2.1 ersichtlich, beziehungsweise der Wert p für die Mittelspannungsempfindlichkeit wurde, entsprechend den Versuchsergebnissen, auf $p = 0,26$ gesetzt.

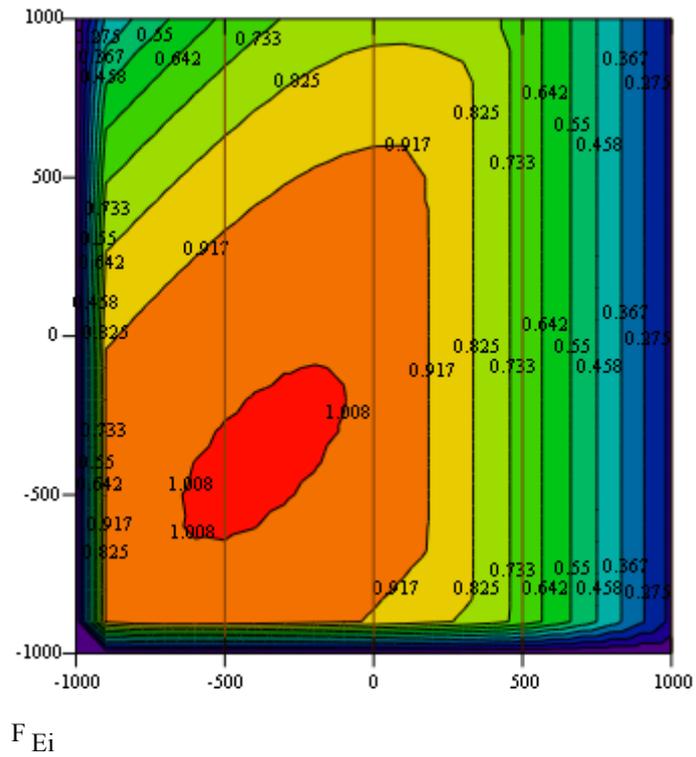


Abb. 2.16: Eigenspannungsfaktor Q_{VH}

Auffallend an dieser Hypothese ist, dass sie im Bereich positiver (Zug) Eigenspannungen in Richtung der Belastung keinen Einfluss der Eigenspannung in Querrichtung auf die Schwingfestigkeitsamplitude zeigt.

3. Experimenteller Teil

Ziel ist es, die Auswirkungen der Herstellungsparameter bei der spanabhebenden Fertigung auf die Schwingfestigkeit zu untersuchen. Dazu werden Rundproben durch Drehen hergestellt. Dabei werden die Fertigungsparameter gezielt verändert und dann deren Auswirkung auf die Randschichteigenschaften und die Schwingfestigkeit untersucht.

3.1. Probengeometrie

Als Probengeometrie für die Schwingfestigkeitsprüfungen wird eine übliche Umlaufbiegeprobeprobe mit einem Prüfdurchmesser von 7,5 mm gewählt. Der große Ausrundungsradius von 50 mm in der Mitte der Probe wird auf Grund der möglichst geringen Kerbwirkung gewählt. Der Durchmesser des Schaftes wird mit zwei Mal Prüfdurchmesser gewählt, um Schaftbrüche bei der folgenden Prüfung auf Umlaufbiegung zu vermeiden.

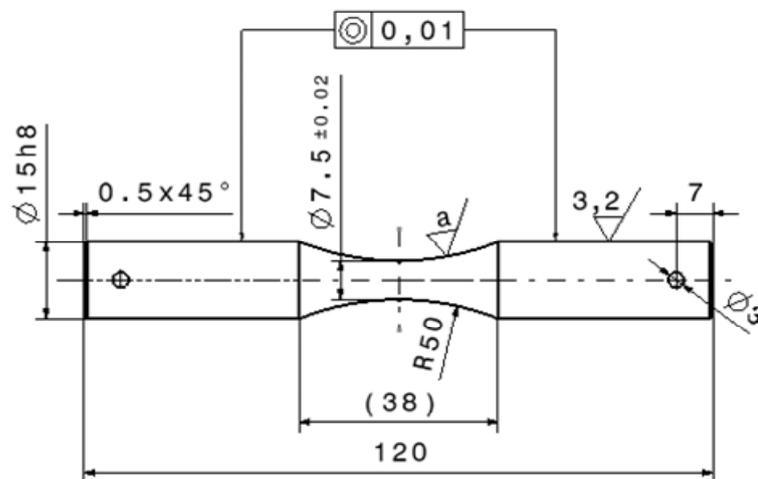


Abb. 3.1: Probengeometrie

3.2. Probenwerkstoff

Als Werkstoff wurde der Vergütungsstahl 34CrNiMo6 gewählt. Dieser Stahl ist ein klassischer Wellenwerkstoff mit ausgezeichneten Festigkeits- und Zähigkeitseigenschaften. Dieses Material wurde in Form von warmgewalzten Rundstäben mit einem Durchmesser von 20 mm und im fertig vergüteten Zustand bezogen. Der Stahl stammt aus einer Charge.

3.2.1. Chemische Zusammensetzung

Die chemische Zusammensetzung des Werkstoffes ist in Tab. 3.1 angeführt. Da die mechanischen Eigenschaften den Spezifikationen weitgehend entsprechen, wird auf eine chemische Analyse verzichtet.

Angaben in % laut Hersteller:

C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Cu	Mo	Al
0,36	0,64	0,24	0,008	0,007	1,52	1,44	0,25	0,15	0,024

Tab. 3.1: Chemische Zusammensetzung

3.2.2. Wärmehandlung

Vergüten ist eine kombinierte Wärmebehandlung von Härten und anschließenden Anlassen. Härten ist eine Wärmebehandlung, bei der der Werkstoff zuerst bis ins Austenitgebiet, das heißt bis 850°C, erwärmt wird und dann, während der folgenden gezielten Abkühlung, eine Umwandlung zu hauptsächlich Martensit erfolgt. Die Härbarkeit ist hauptsächlich vom Kohlenstoffgehalt des Stahles abhängig. Die erforderliche Abkühlgeschwindigkeit zur Martensitumwandlung ist im Gegensatz dazu eher von den Legierungselementen, insbesondere von den Carbidbildnern wie Chrom, Molybdän, Vanadium und Wolfram, abhängig. Ein größerer Anteil von Legierungselementen ergibt eine geringere Mindestabkühlgeschwindigkeit, vgl. [25].

Das heißt, für den gewählten Stangendurchmesser von 20 mm und der vorliegenden Stahlzusammensetzung kann das Material durch Abschrecken in Öl vollständig durchgehärtet werden.

Mit anderen Worten, es ist möglich, schnell genug abzukühlen, das heißt in etwa 100 Sekunden unter 200°C, um entsprechend dem ZTU-Schaubild Abb. 3.2 [29] vom Austenit direkt in das Martensitgebiet umzuwandeln.

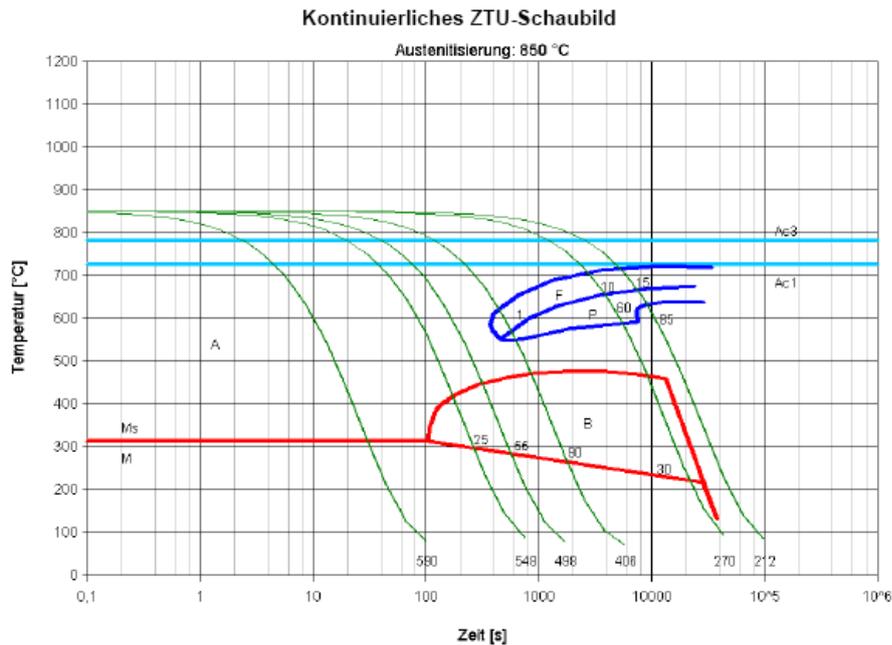


Abb. 3.2: ZTU-Schaubild 34CrNiMo6

Durch das folgende Anlassen wird der abgeschreckte tetragonal verspannte Martensit teilweise entspannt. Es bildet sich der weniger verspannte kubische Martensit. Damit sinken die Zugfestigkeit und die Härte, aber die Zähigkeit entsprechend der Kerbschlagbiegearbeit und Bruchdehnung steigt enorm an. Die Wirkung des Anlassvorganges wird in erster Linie von der Temperatur bestimmt. Die Anlassstemperatur liegt bei legierten Vergütungsstählen durch die Wirkung der Carbiddbildner höher als bei den unlegierten Stählen. Das Vergütungsschaubild Abb. 3.3 [29] zeigt die Festigkeitseigenschaften abhängig von der Anlassstemperatur.

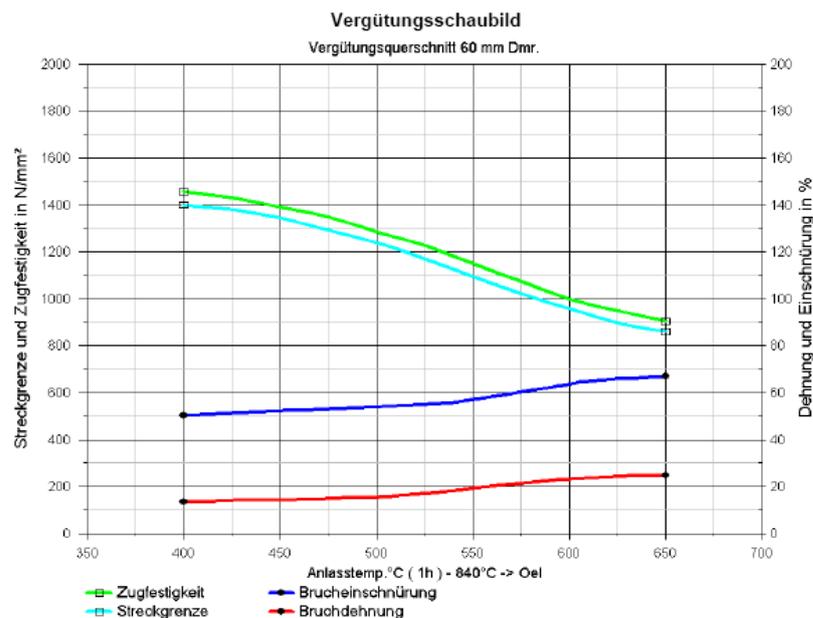


Abb. 3.3: Vergütungsschaubild 34CrNiMo6

Um den Wärmebehandlungszustand und die Korngröße des Probenmaterials zu ermitteln, werden metallografische Schlitte angefertigt. Die Schlitte werden nach dem Hochglanzpolieren mit 3% alkoholischer HNO_3 geätzt. Die Abb. 3.4 zeigt einen Querschliff des Stabmaterials.

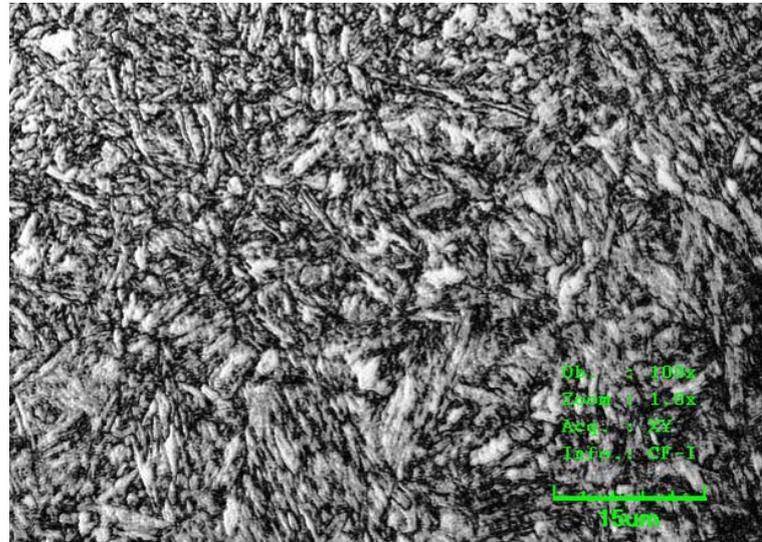


Abb. 3.4: Gefüge des Werkstoffes 34CrNiMo6

Das Material zeigt ein ferritfreies Vergütungsgefüge, das heißt größtenteils kubischer Martensit mit einer Korngröße von 6...8 μm .

Der Querschliff zeigt über den ganzen Querschnitt einheitliches Gefüge, das Material konnte also vollständig durchgehärtet werden.

Die Härtetemperatur und die Abkühlungsgeschwindigkeit der Wärmebehandlung entsprechen den Spezifikationen.

Mechanische Eigenschaften laut Hersteller:

R_e [N/mm ²]	R_m [N/mm ²]	E [N/mm ²]	A_5 [%]
1085	1160	205	17

Tab. 3.2: Mechanische Eigenschaften laut Hersteller

Zur grundlegenden Untersuchung der Werkstoffeigenschaften werden einachsige quasistatische Zugversuche durchgeführt.

Die Zugversuche werden entsprechend DIN EN 10 002 vorgenommen, als Zugprobe wird der sogenannte „Kurze Proportionalstab“ gewählt. Bei einem Prüfdurchmesser von 7,5 mm ergibt sich mit $L_0=5*d_0$ eine Prüflänge von 37,5 mm.

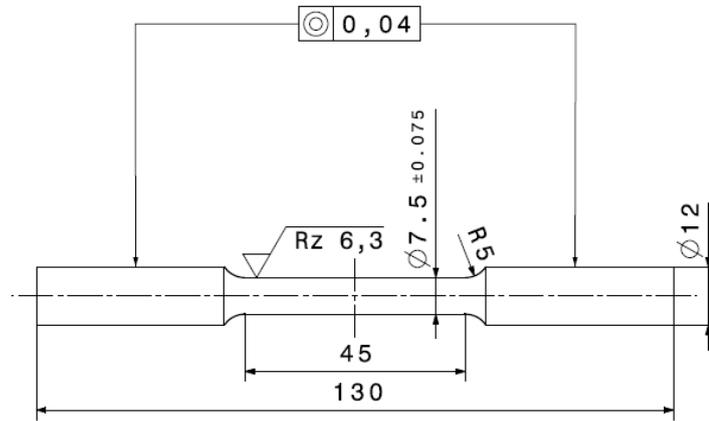


Abb. 3.5: Zugprobe

Die Abb. 3.6 zeigt die Spannungs- Dehnungskurve und die Tab. 3.3 die mechanischen Eigenschaften aus den durchgeführten Zugversuchen.

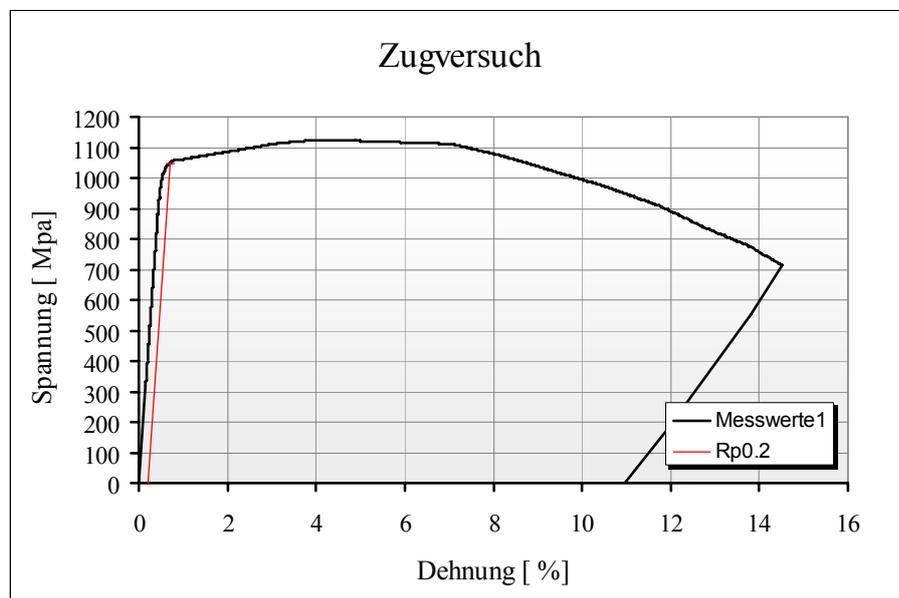


Abb. 3.6: Zugversuch 34CrNiMo6

$R_{p0.2}$ [N/mm ²]	R_m [N/mm ²]	E [N/mm ²]	A_5 [%]
1049	1125	205	14

Tab. 3.3: mechanische Eigenschaften aus Zugversuch

Es zeigt sich, dass das Material die Herstellerangaben in Hinblick auf die Spannungs- und Dehnungswerte etwas unterschreitet. Vergleichsmessungen an verschiedenen Stangen des Rohmaterials ergeben jedoch sehr gleichmäßige und reproduzierbare Ergebnisse, was für die Vergleichbarkeit der folgenden Schwingfestigkeitsuntersuchungen besonders wichtig ist.

3.3. Probenherstellung

Die Herstellung der Proben für die Umlaufbiegeprüfung erfolgte bei Fa. Pankl Aerospace Systems Europe GmbH in Kapfenberg. Die verwendete Probengeometrie ist in Abb. 3.1 ersichtlich. Verwendet wurde eine CNC Drehmaschine vom Typ Mori Seiki 20. Die Abb. 3.7 zeigt den Arbeitsraum der Maschine mit einer eingespannten Probe in Weichbacken.

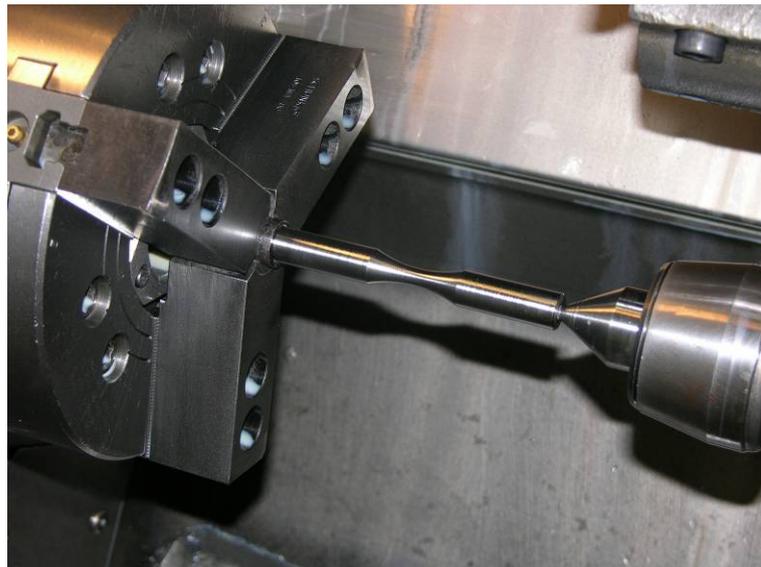


Abb. 3.7: CNC Drehmaschine Mori Seiki 20 mit einer eingespannten Probe

Verwendete Wendeschneidplatten:

- DCMT11T302-PF 4025
- DCMT11T304-PF 4025
- DCMT11T308-PF 4025

Hersteller: Fa. Sandvik

Das sind Wendeschneidplatten mit positiver Geometrie mit einem Eckenwinkel von 55° und einer Kantenlänge von 11 mm. Der Winkel von 55° ist notwendig für die Bearbeitung des Radius R50 mm in der Mitte der Probe. Die Auswahl des Wendeplattenwerkstoffes 4025 und dessen Beschichtung erfolgt auf Empfehlung des Herstellers. Alle Schneidplatten sind vom Typ PF, das heißt sie sind für die Schlichtbearbeitung vorgesehen. In Voruntersuchungen [17] wurden die Auswirkungen der verschiedenen Wendeschneidplattentypen wie PR, PM, und PF das heißt Schrupp- Mittel- oder Schlichtbearbeitung, in Hinsicht auf Rauheit und Eigenspannungen untersucht. Bei der Zerspanung ist üblicherweise das Schlichten der letzte Arbeitsgang, daher wurden schlussendlich Schneidplatten vom Typ PF ausgewählt.

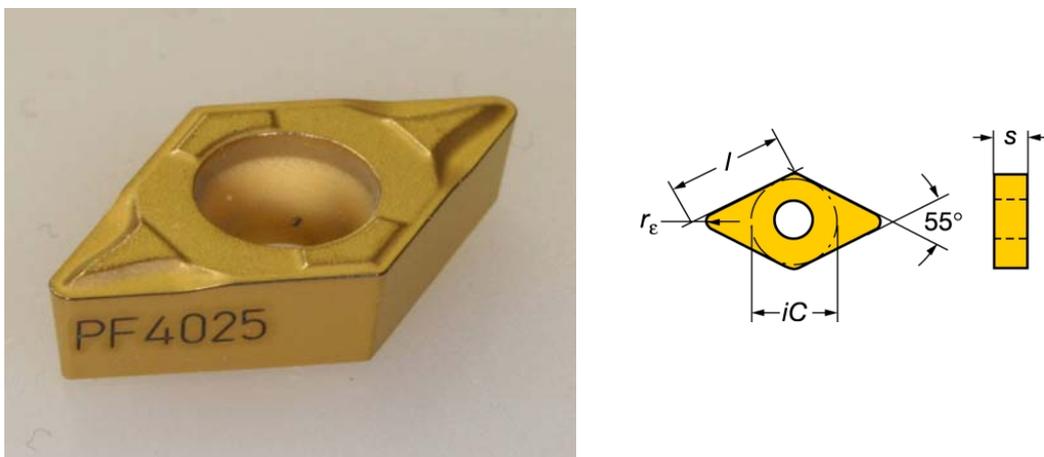


Abb. 3.8: Wendeschneidplatte

Wie in [15] beschrieben wird, sind der Vorschub und der Eckenradius der Wendeschneidplatte die Haupteinflussgrößen bei einer Drehbearbeitung hinsichtlich Eigenspannungen und Rauheit, während Schnitttiefe und Schnittgeschwindigkeit eine untergeordnete Rolle spielen. Daher werden nur Vorschub und Eckenradius im Bereich einer üblichen Drehbearbeitung variiert, Schnitttiefe und Schnittgeschwindigkeit werden konstant gehalten.

Schnittparameter der Drehbearbeitung			
Vorschub F [mm/Umdr.]	0.1	0.2	0.3
Eckenradius R [mm]	0.2	0.4	0.8
Schnitttiefe [mm]	0.5		
Schnittgeschwindigkeit [m/min]	80		

Tab. 3.4: Schnittparameter der Drehbearbeitung

Mit diesen Parametern ergeben sich neun mögliche Kombinationen, wobei nur sechs davon praktisch durchführbar sind. Beim Drehen muss der Vorschub in einem bestimmten Bereich, verglichen mit dem Eckenradius, liegen. Ist der Vorschub zu groß, dann ähnelt der Drehvorgang dem Gewindeschneiden. Wird der Vorschub zu klein gewählt, kommt es zu keiner sauberen Spanbildung mehr, die entstehende Drehoberfläche ist zerklüftet und unregelmäßig.

Im folgendem wird eine Parameterkombination mit z.B.: Vorschub 0,1 mm und Eckenradius 0,2 mm mit **F01R02** abgekürzt. Die Tab. 3.5 zeigt die verbleibenden sechs Parameterkombinationen, von denen jeweils eine Probenserie im Umfang von 20 Stück hergestellt wird.

		Vorschub F		
Ecken-Radius R		F01R02	F02R02	
		F01R04	F02R04	
			F02R08	F03R08

Tab. 3.5: Parameterkombinationen der Drehbearbeitung

Im weiteren Verlauf der Untersuchungen stellte sich heraus, dass alle gedrehten Proben an der Oberfläche einen Zugspannungszustand aufweisen. Daher werden zu Vergleichszwecken und der Ableitung einer empirischen Vergleichsspannungshypothese 3 Serien von Proben mit einem Druckspannungszustand hergestellt. Als zweckmäßig erweist sich das Kugelstrahlen der Proben, welches bekanntermaßen große Druckspannungen in die oberflächennahen Schichten einbringt. Das Kugelstrahlen der Proben erfolgt mit einer Injektorstrahlanlage bei Fa. Pankl. Verwendet wird ein Stahlstrahlgut mit 0,35 mm Durchmesser. Die Strahlintensität beträgt 0,21 mA und volle Strahlüberdeckung wird erreicht.



Abb. 3.9: Handpolierte Proben

Das Kugelstrahlen führt allerdings zu einer sehr unregelmäßigen und schwer zu beschreibenden Oberflächentopographie. Daher werden noch eine kugelgestrahlte und eine mit F01R02 gedrehte Probenserie händisch mit einer sogenannten Fächerscheibe geschliffen, beziehungsweise poliert. Es wurden dabei handelsübliche Fächerscheiben mit einem Durchmesser von 100 mm und Schleifkörnern aus Korund mit einer Körnung von 120 zum Vorschleifen und 320 zum Fertigschleifen verwendet. Die Fächerscheibe wird dabei so geführt, dass die Schleifriefen in Längsrichtung der Probe entstehen und so die Schwingfestigkeit möglichst wenig beeinflussen. Dabei wird von der Oberfläche 0,05 mm abgetragen und dabei eine Rauhtiefe $R_{\max} = 2 \dots 3 \mu\text{m}$ erzielt. Damit sinkt der Durchmesser der Probe im Prüfquerschnitt von 7,5 auf 7,4 mm. Das führt zu einem geringen Anstieg des Spannungsgradienten und damit zu einer vernachlässigbaren Vergrößerung der Stützwirkung bei der folgenden Belastung auf Umlaufbiegung.

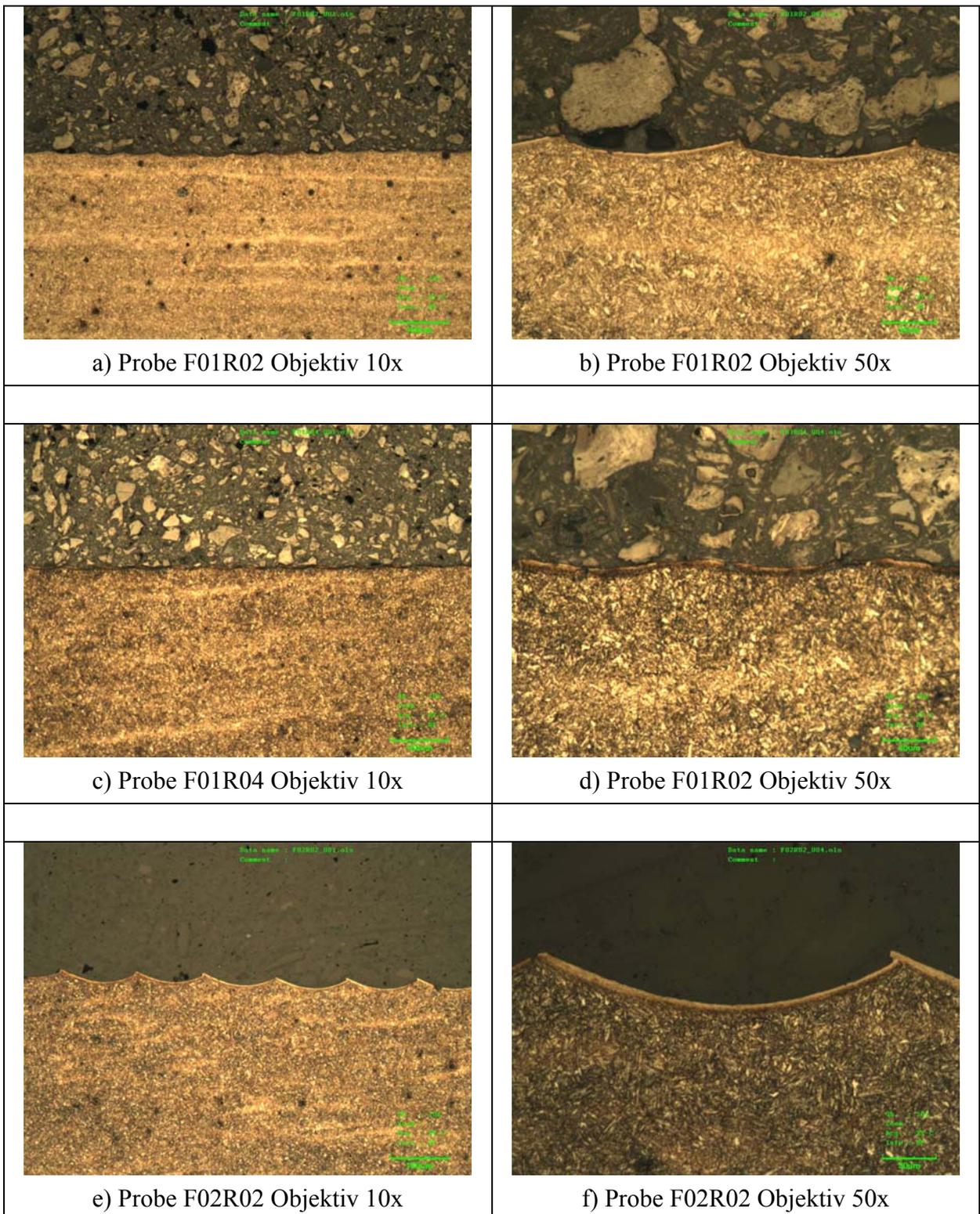
Handpoliert	Kugelgestrahl Handpoliert	Kugelgestrahl
--------------------	--------------------------------------	----------------------

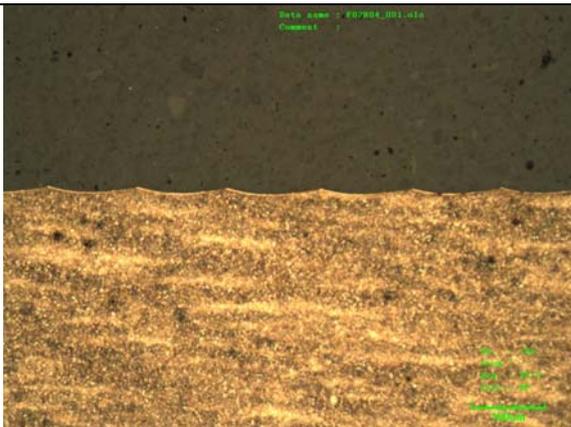
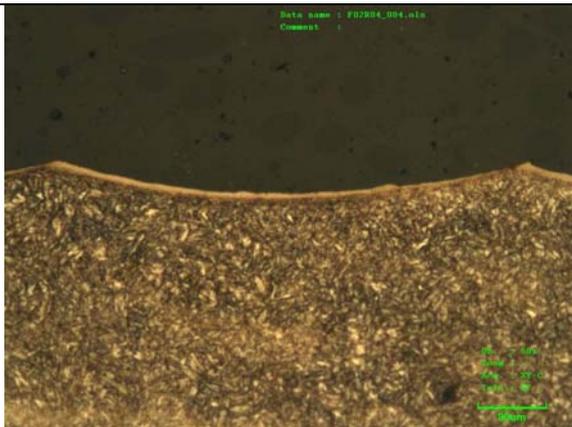
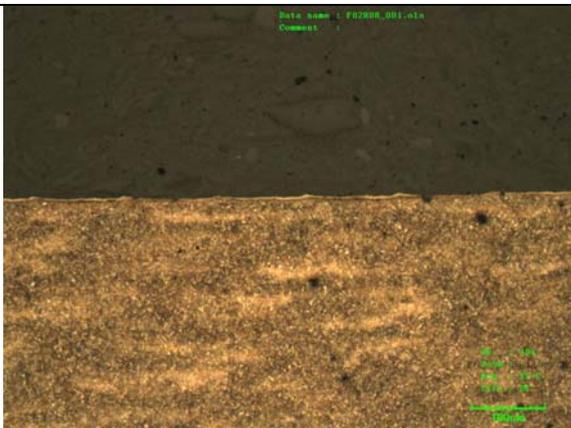
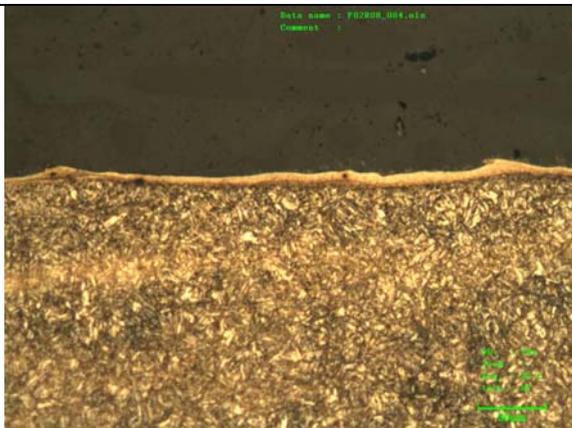
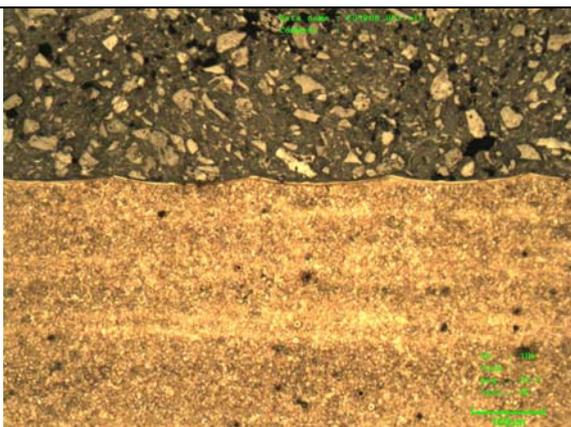
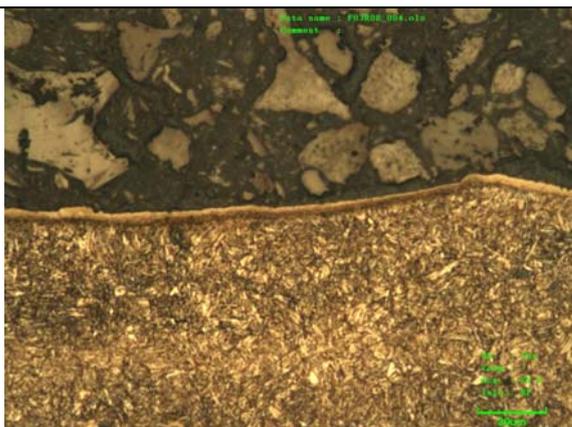
Tab. 3.6: Parameterkombinationen Referenzproben

Damit werden neun Probenserien mit unterschiedlichen Oberflächentopografien und Eigenspannungszuständen erreicht.

3.4. Schnittbilder der Oberflächentopographie

Die Schnittebene wird normal zur Oberfläche durch die Drehachse der Proben gelegt. Die Bilder Abb. 3.10 a)-q) zeigen die entstandenen Profilschnitte, die mit dem Laserkonfokalmikroskop aufgenommen wurden, im Bereich des Prüfquerschnittes. Die auffallende Struktur in den oberen Bildhälften ist nur die Einbettmasse.



 <p style="text-align: center;">g) Probe F02R04 Objektiv 10x</p>	 <p style="text-align: center;">h) Probe F02R04 Objektiv 50x</p>
 <p style="text-align: center;">i) Probe F02R08 Objektiv 10x</p>	 <p style="text-align: center;">j) Probe F02R08 Objektiv 50x</p>
 <p style="text-align: center;">k) Probe F03R08 Objektiv 10x</p>	 <p style="text-align: center;">l) Probe F03R08 Objektiv 50x</p>

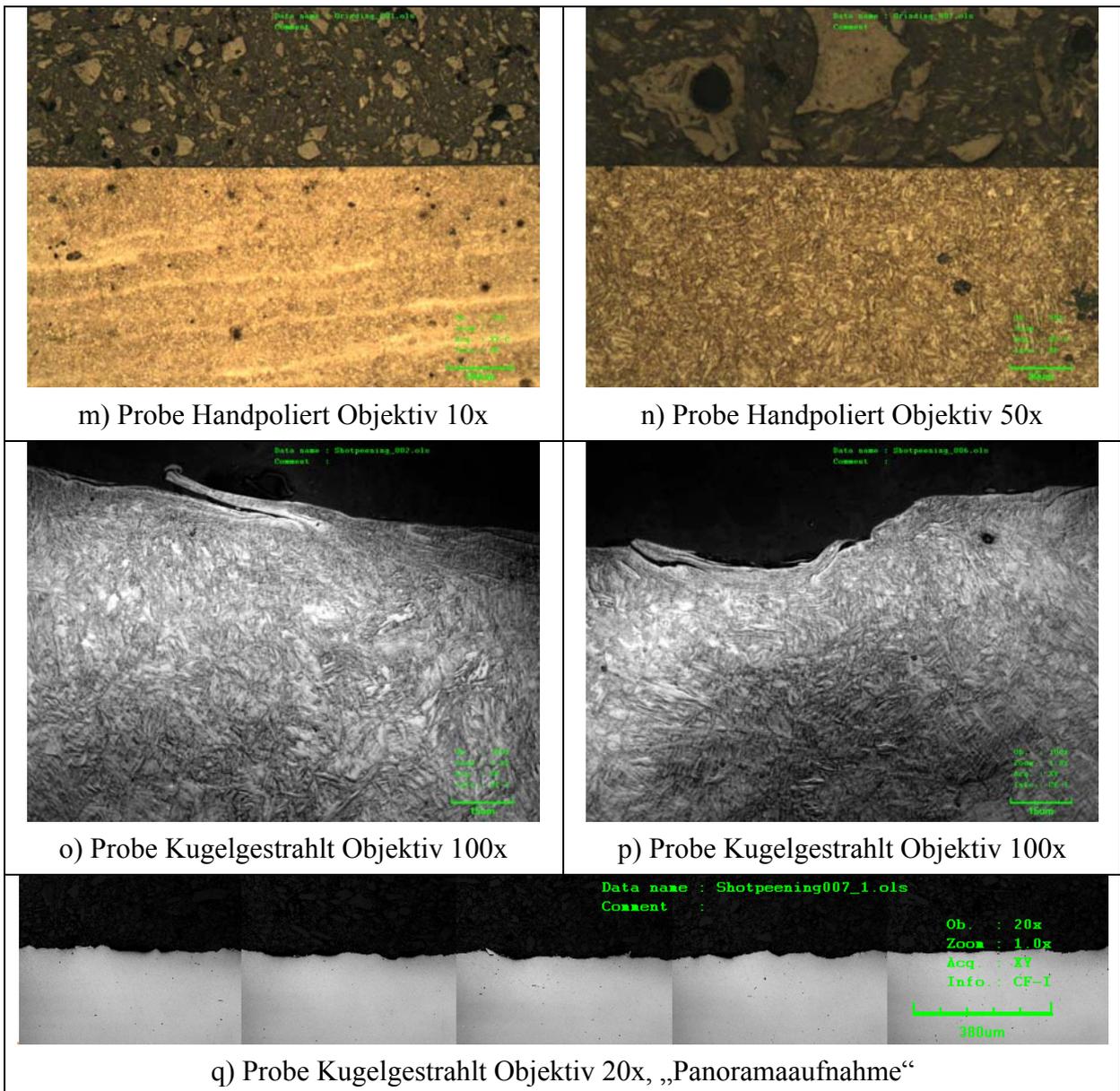


Abb. 3.10: Profilschnitte der Oberfläche

In den Abb. 3.10 a) bis l) erkennt man das regelmäßige Rauheitsprofil das durch den Drehvorgang entstanden ist, und daher geometrisch beschreibbar ist. Bei den handpolierten Oberflächen Abb. 3.10 m) und n) ist mit dem Mikroskop kaum eine Rauheit erkennbar. Das auffälligste Rauheitsprofil zeigen die kugelgestrahlten Proben. Man erkennt unzählige Stellen die bereits einen Riss oder zumindest leicht zu einem Rissausgang führen können. In Abb. 3.10 q) ist eine Aneinanderreihung von fünf Einzelbildern dargestellt. Es ist keine Regelmäßigkeit im Profil erkennbar.

3.5. Messung der Eigenspannungen

3.5.1. Bohrlochmethode

Dieses Verfahren nützt die Tatsache, wenn in ein eigenspannungsbehaftetes Bauteil eine Bohrung angebracht wird, dass es zu einer Änderung des Spannungszustandes und damit zu einer elastischen Verformung kommt. Diese Verformung wird mittels Dehnungsmessstreifen gemessen und dann wird rechnerisch auf den ursprünglichen Spannungszustand geschlossen.

Die Bohrlochmethode ist eine weitverbreitete Art, die Eigenspannungen zu messen. Sie ist relativ einfach, kostengünstig, und vielseitig in Hinblick auf die Anwendungsarten und der zu untersuchenden Materialien. Allerdings ist mit hohen Messfehlern und Unsicherheiten zu rechnen. Diese werden durch das Bohren selbst, Winkel- und Positionsabweichungen beim Bohren, die Beschaffenheit und Geometrie der Probe, die Probenvorbereitung, das Anbringen des Dehnungsmessstreifens, die Ungenauigkeit des Messverstärkers und zuletzt durch die Auswertung der Ergebnisse bestimmt.

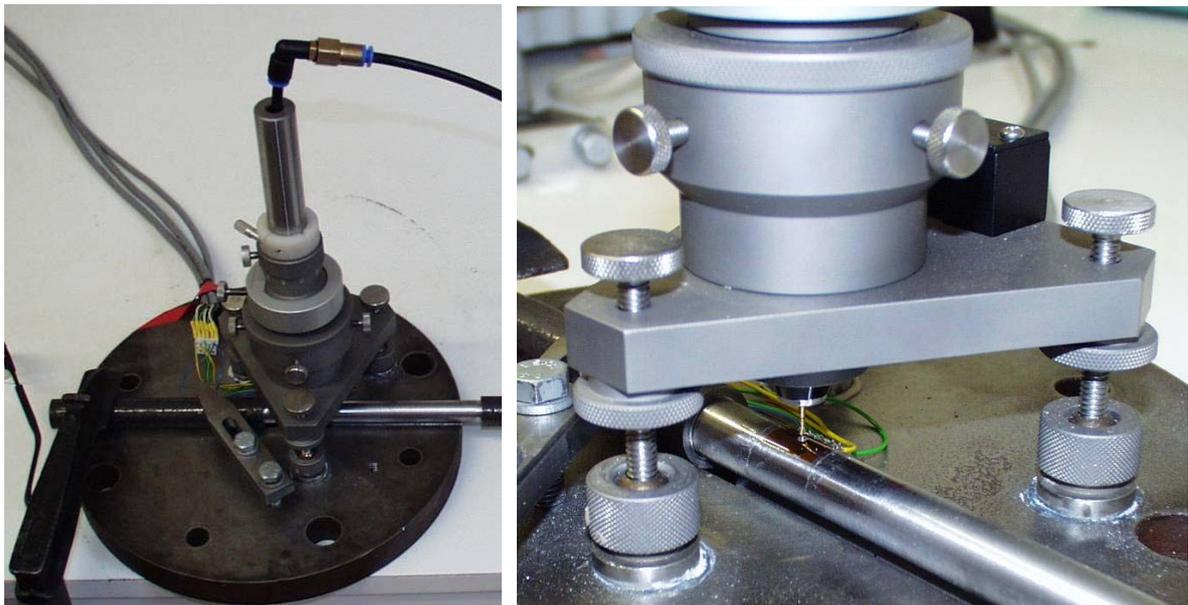


Abb. 3.11: Versuchsaufbau der Bohrlochmethode

Vorgehensweise bei einer Eigenspannungsmessung mit der Bohrlochmethode:

Nach dem Applizieren der DMS-Rosette, wird diese an den Trägerfrequenzmessverstärker angeschlossen. Mit einer speziellen Hochgeschwindigkeitspräzisionsbohrereinrichtung des Herstellers Vishay Measurements Group wird in der Mitte der Rosette eine Bohrung angebracht. Dabei werden nach jedem Tiefenschritt die Dehnungen aufgezeichnet. Mit einem entspre-

chenden Berechnungsverfahren wird auf die anfänglichen Eigenspannungen und deren Orientierung zurückgerechnet [17], [18], [19].

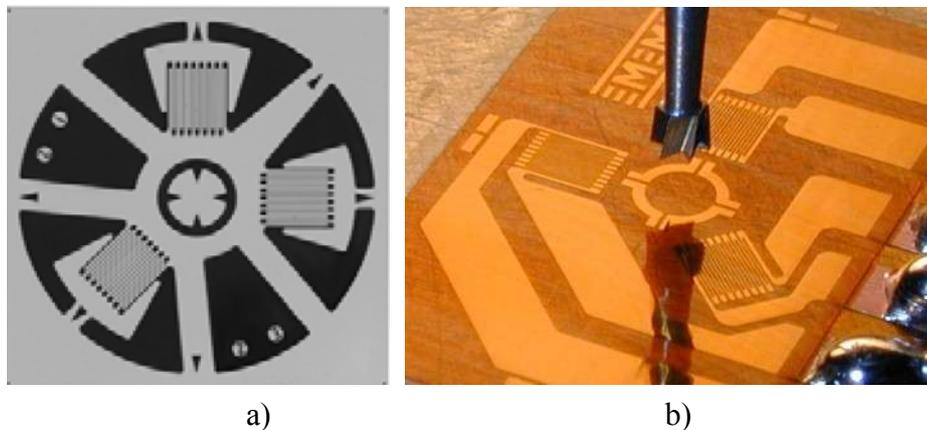


Abb. 3.12: DMS Rosetten, Hersteller: Vishay Measurements Group

- a): DMS Typ 031RE-120, Vishay
- b): DMS – Rosette mit Bohrer, Vishay

Aufgrund des geringen Durchmessers von 7,5 mm der Proben im Prüfquerschnitt, muss die kleinste der verfügbaren Bohrlochrosetten gewählt werden. Diese Dehnungsmessstreifen, kurz DMS, haben eine Abmessung von 7 mal 7,4 mm Seitenlänge. Die Länge der Messgitter beträgt 0,79 mm und die Bohrung erhält einen Durchmesser von 0,8 bis 1 mm.

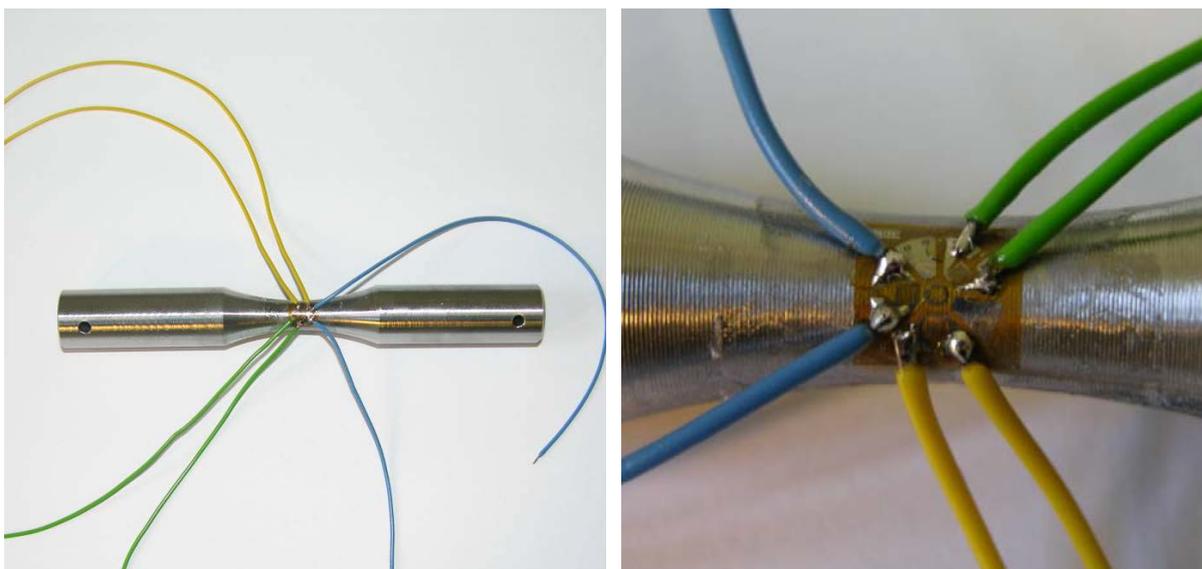


Abb. 3.13: Probe mit appliziertem DMS

Die Bohrlochmethode zeigt besonders im Tiefenverlauf deutliche Abweichungen zu den Eigenspannungsmessungen mittels Röntgendiffraktometrie. Im diesem Fall einer kugelgestrahlten Probe liefert die Bohrlochmethode noch brauchbare Ergebnisse. Liegen allerdings starke Gradienten im Eigenspannungsverlauf vor, wie sie bei den gedrehten Probenoberflächen vorkommen, so ist die Bohrlochmethode mit ihren groben Tiefenschnitten nicht mehr in der Lage den Spannungsverlauf zu erfassen.

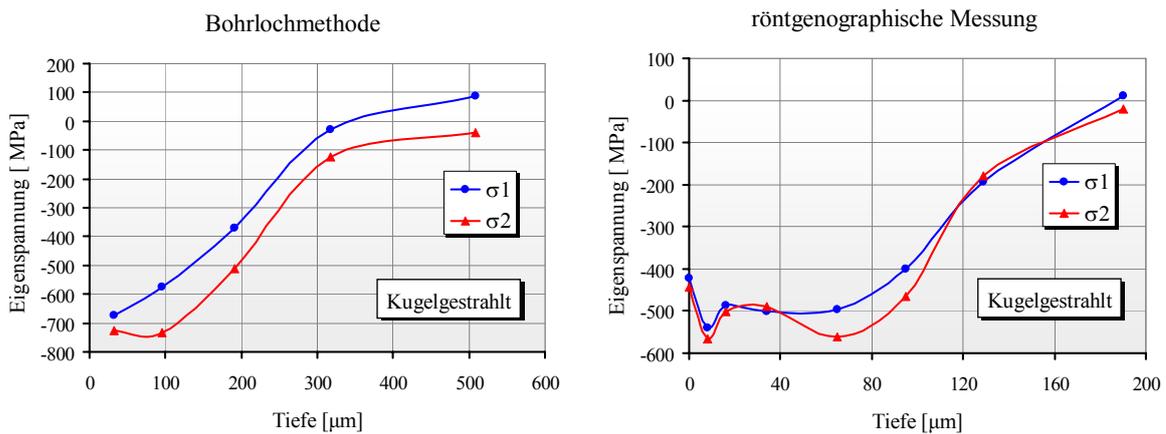


Abb. 3.14: Vergleich: Bohrlochmethode und röntgenographische Eigenspannungsmessung

3.5.2. Messung der Eigenspannungen mit Hilfe der Röntgendiffraktometrie

Diese Messungen wurden am Materials Center Leoben Forschung GmbH, kurz MCL, in Auftrag gegeben und durchgeführt.

Das Verfahren der Röntgendiffraktometrie basiert auf der Beugung der Röntgenstrahlen an den Kristallebenen. Eigenspannungen führen zu einer Dehnung des Gitters, sodass sich die Winkel ändern, unter denen die Röntgenstrahlung reflektiert wird. Aus der räumlichen Lage der Röntgeninterferenzen lassen sich die Gitterdehnungen als Folge der Spannungen im kristallinen Gitter ableiten. Durch Drehen um den Winkel φ und Verkippen um dem Winkel ψ kann mithilfe des $\sin^2\psi$ -Verfahrens aus den Winkeln die Eigenspannung berechnet werden.

Die Dehnung im Koordinatensystem ψ, φ (siehe Abb. 3.15) errechnet sich nach Gleichung Glg. (3.1) als Funktion von $\sin^2\psi$. Aus dieser Relation kann durch Auftragen von ϵ über $\sin^2\psi$ aus der Steigung der Gleichung (bei einem linearen Zusammenhang) die Spannung ermittelt werden [26].

Die Messparameter und die zugrunde gelegten Materialparameter für die Spannungsermittlung dieser Probe waren wie folgt:

- | | |
|---|--|
| • Messanlage | Röntgendiffraktometer Xstress 3000 |
| • Tiefenabtrag | Elektrochemisch mit Struers Movipol |
| • Röntgenquelle: | Cr K α (30 kV / 8 mA) |
| • Beugungswinkel 2 Θ : | 156,4° / 211 (Fe) |
| • Bestrahlter Spot (Kollimator): | 1 mm |
| • Bestrahlungsdauer | 20s |
| • ψ -Winkelbereich, Psi-Oszillation: | 45/37,8/30,0/20,7/0/-20,7/-30,0/-37,8/-45 |
| • φ -Oszillation, Anzahl | keine |
| • E-Modul E: | 200000 MPa |
| • Querkontraktion ν : | 0,28 |
| • Peaklagenbestimmung: | Schwerpunktmethode & Kreuzkorrelation,
linearer Hintergrund |
| • Auswertungsmethode: | d(sin2 ψ) (linearer Fit) |

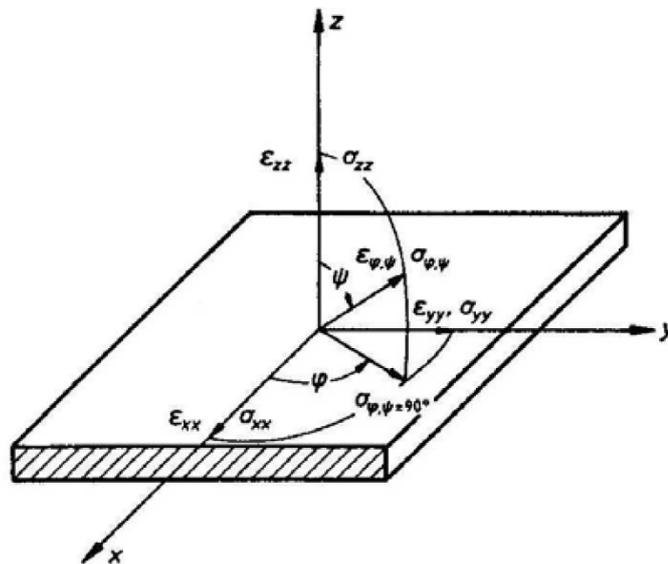


Abb. 3.15: Koordinatensystem bei der röntgenographischen Spannungsmessung

$$\epsilon_{\varphi, \psi} = \frac{1 + \nu}{E} \cdot \sigma_{\varphi} \sin^2 \psi - \frac{\nu}{E} (\sigma_1 + \sigma_2)$$

Glg. (3.1)

Ein Tiefenprofil der Eigenspannungen wird erreicht durch schichtweises Materialabtragen mittels elektrochemischen Polierens und folgender neuerlicher Messung der Spannungen.

Es wird angemerkt, die Röntgenstrahlung hat eine Eindringtiefe in den Werkstoff von etwa 10 μm . Dadurch entspricht der Messwert der Gitterverzerrungen und damit der Spannungen einem Mittelwert der Spannungen in einem Tiefenbereich von 0-10 μm .

In den Abb. 3.16 und Abb. 3.17 sind die Ergebnisse der Eigenspannungsmessungen dargestellt. Die Spannung σ_1 zeigt in Achsrichtung, die Spannung σ_2 in Umfangsrichtung der Proben.

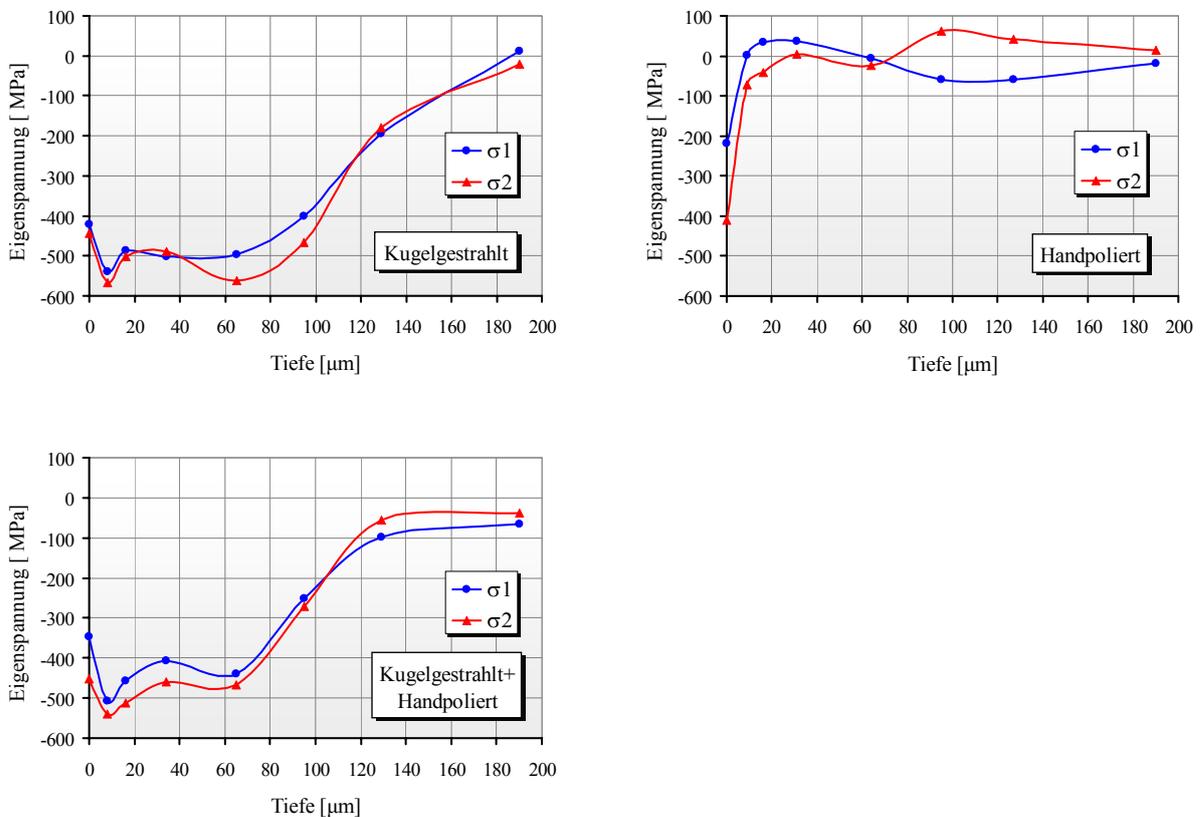


Abb. 3.16: Eigenspannungen der gestrahlten bzw. polierten Proben

Das Kugelstrahlen führt bekanntermaßen zu einem starken Druckspannungszustand in der oberflächennahen Schicht. Diese Druckspannungen fallen in einer Tiefe von 100 bis 150 μm auf Null ab (Abb. 3.16). Die gestrahlten und handpolierten Proben zeigen einen ähnlichen Verlauf, nur mit einem Abfall der Spannungen in geringer Tiefe. Auffallend ist, dass die handpolierten Proben hohe Druckspannungen an der Oberfläche aufweisen, die dann mit einem starken Gradienten auf Null abfallen.

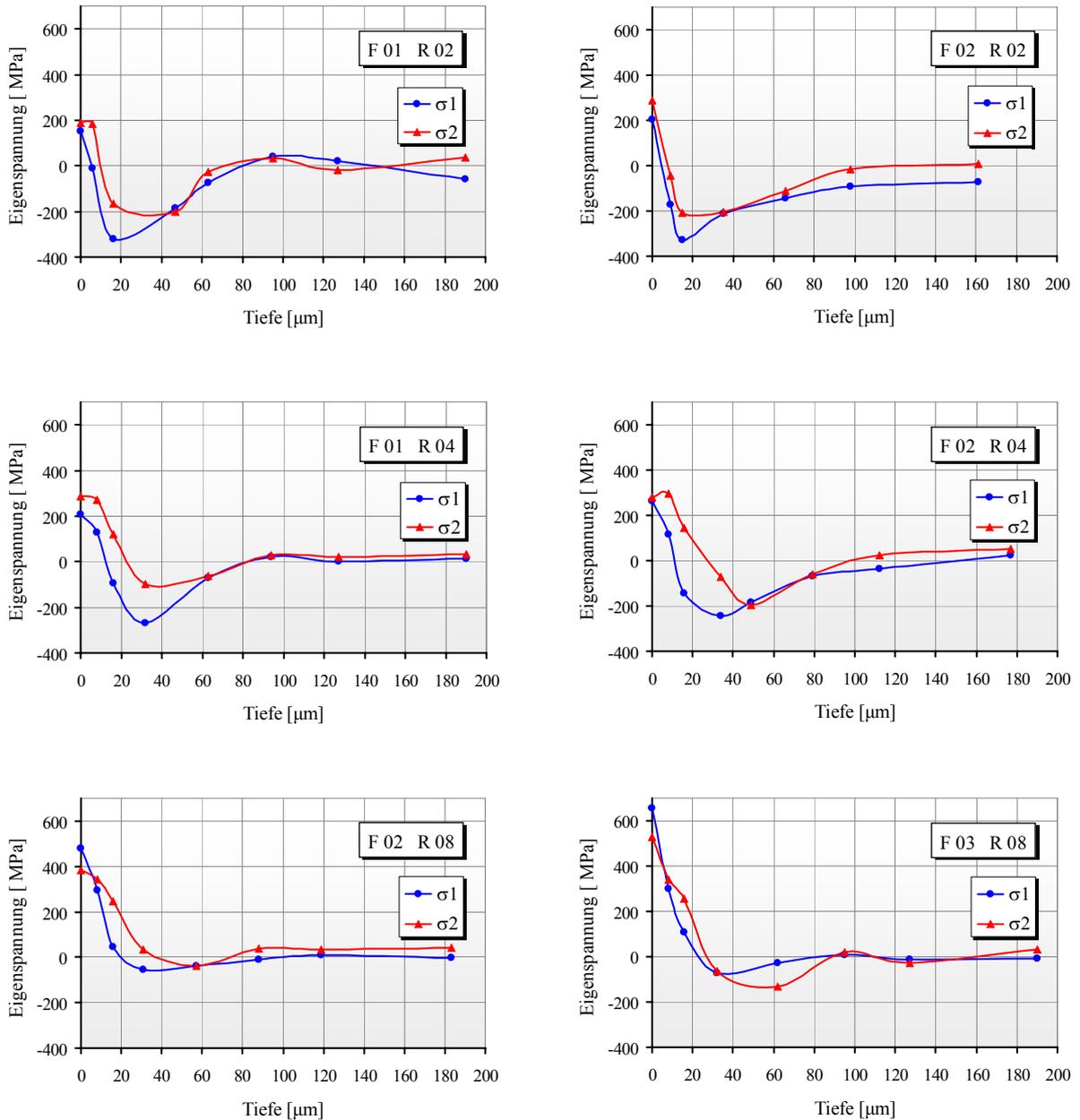


Abb. 3.17: Eigenspannungsprofile der gedrehten Proben

Alle Proben die durch Drehen hergestellt wurden, haben an der Oberfläche einen starken Zugspannungszustand (Abb. 3.17). Diese Spannungen fallen mit einem starken Gradienten mit zunehmender Tiefe ab, und gehen bis in das Druckgebiet. Die Spannungen erreichen bei einer Tiefe von 15-60 µm ein Minimum, von dem sie langsam bis in eine Tiefe von etwa 100 µm auf Null ausklingen.

Die Probe F01R02 hat die geringsten Eigenspannungen an der Oberfläche. Die Spannungen steigen mit größer werdenden Vorschub und Eckenradius an.

3.6. Härtemessung

Dazu werden von den Umlaufbiegeproben Längsschnitte angefertigt. Die Schnittebene liegt parallel zur Drehachse und normal zur Oberfläche der Proben. Ein kleines Stück im Bereich des Prüfquerschnittes wird eingebettet und ein metallografischer Schliff angefertigt. Weil der Bereich sehr nahe der Oberfläche von Bedeutung ist, muss ein Mikrohärteprüfverfahren angewendet werden.

Die Martenshärteprüfung nach DIN EN ISO 14577 (früher Universalhärte) ist eine instrumentierte Eindringprüfung. Als Eindringkörper wird eine Vickerspyramide verwendet und rechnergesteuert kontinuierlich in den zu prüfenden Werkstoff gedrückt. Dabei wird eine Kurve mit Prüfkraft über Eindringtiefe aufgezeichnet. Abb. 3.18 zeigt exemplarisch den Eindringverlauf einer Probe vom Typ F01R02.

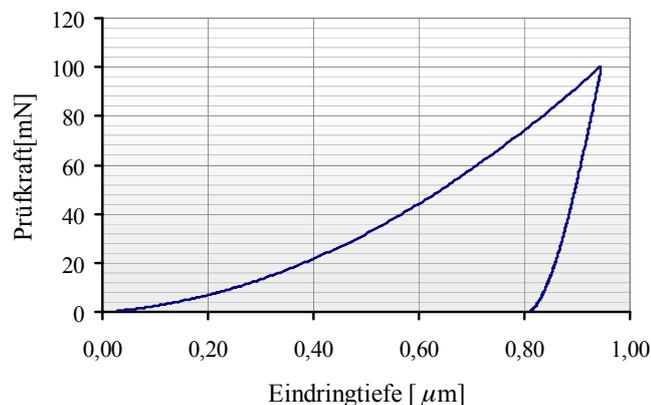


Abb. 3.18: Prüfkraft Eindringverlauf

Der Vorteil der instrumentierten Härteprüfung liegt darin, dass aus dem Eindringverlauf rechnerisch der Härtewert ermittelt werden kann, und nicht durch anschließende Vermessung mit dem Mikroskop. Der subjektive Beobachtereinfluss, wie bei den konventionellen Prüfverfahren fällt weg.

Bei den verschiedenen Proben werden vom kleinstmöglichen Abstand (= 3-mal Eindruckdiagonale) von der Oberfläche weg, bis etwa 3 mm ins Material hinein, Eindrücke vorgenommen.

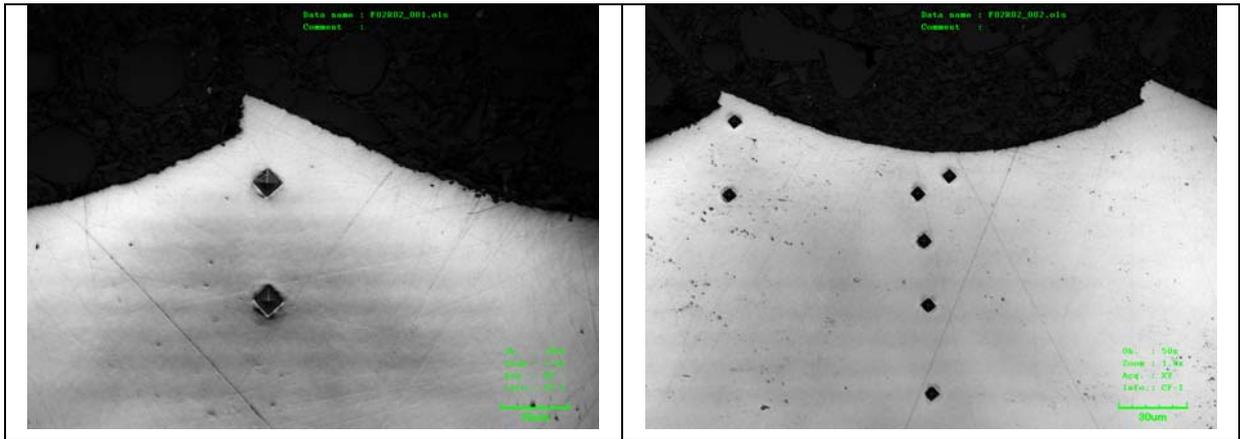
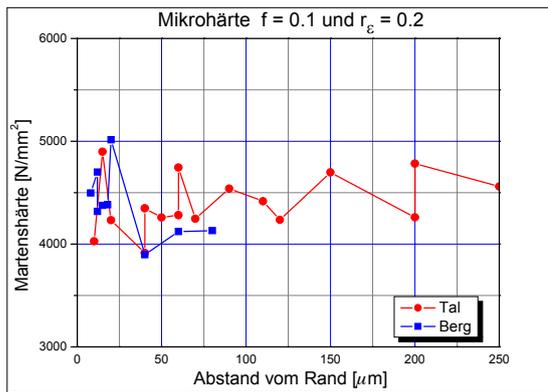
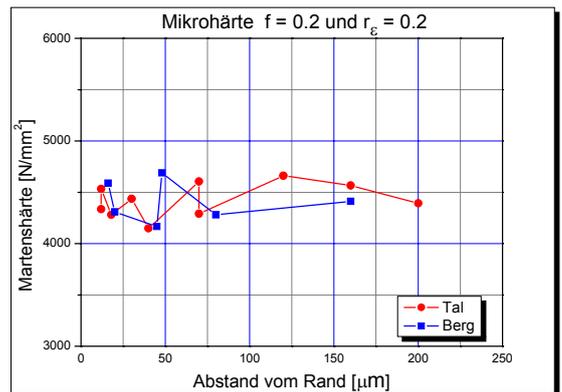


Abb. 3.19: Eindrücke der Mikrohärtemessung

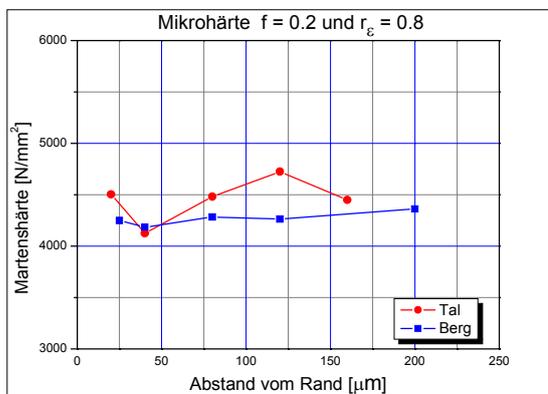
Eine Reihe von Härteeindrücken wird jeweils von einem „Rauheitsberg“ beginnend und einem „Rauheitstal“ vorgenommen. Die Werte der Martenshärte werden über dem Abstand ausgehend vom Rand, in einem Diagramm aufgetragen.



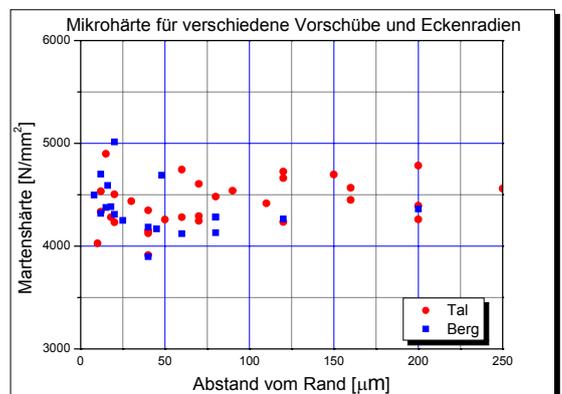
a)



b)



c)



d)

Abb. 3.20: Härteverlauf über die Tiefe

In der Abb. 3.20 a-c) werden die Verläufe der Härte über die Tiefe der unterschiedlichen Proben dargestellt. Es kann keine bestimmte Tendenz der Tiefenabhängigkeit festgestellt werden. Auch zwischen den einzelnen Proben gibt es kaum Unterschiede. Im Vergleich der drei Proben in einem Diagramm Abb. 3.20 d), kann ebenfalls keine Abhängigkeit der Härte von der Tiefe erkannt werden. Auffallend ist nur die große Streuung der Messwerte. Die Größe der Härteeindrücke beträgt 6 bis 7 μm , die Korngröße des Materials liegt ebenfalls in diesem Bereich. Daher hängt diese Messung stark davon ab, welche Gefügeanteile an der Messstelle gerade vorliegen.

Zusammenfassend kann gesagt werden, der Drehprozess beeinflusst die Härte des Vergütungsstahles 34CrNiMo6 nicht. Es sind daher auch keine Auswirkungen auf die Schwingfestigkeit zu erwarten, vgl. Javidi, Rieger, Eichlseder [24].

3.7. Umlaufbiegeversuche

3.7.1. Prüfeinrichtung

Umlaufbiegemaschinen sind eine kostengünstige Möglichkeit der Prüfung im Bereich der wechselnden Biegebeanspruchung. Durch das Vierpunkt-Biegeprinzip wird der Prüfquerschnitt der Probe durch ein konstantes Biegemoment ohne störenden Querkrafteinfluss belastet. Diese Umlaufbiegemaschinen sind eine Eigenentwicklung des Lehrstuhls für Allgemeinen Maschinenbau und sind schon seit Jahren zur vollsten Zufriedenheit im Einsatz. [27]

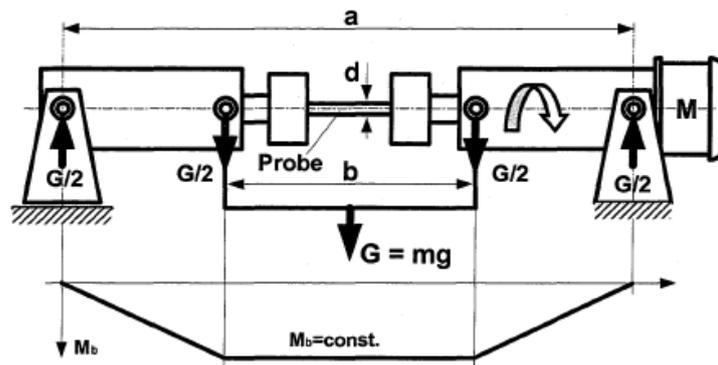


Abb. 3.21: Vierpunktbiegeprinzip

Die Belastung der Probe wird durch Gewichte aufgebracht. Das entstehende Biegemoment wird wie folgt berechnet:

$$M_b = \frac{a-b}{2} \cdot \frac{G}{2} \quad \rightarrow \quad M_b = \frac{1}{4} \cdot (a-b) \cdot m \cdot g \quad \text{Glg. (3.2)}$$

Mit dem Biegemoment M_b und dem axialen Widerstandsmoment W_b ergibt sich die Biegespannung σ_b :

$$W_b = \frac{d^3 \cdot \pi}{32} \quad \rightarrow \quad \sigma_b = \frac{M_b}{W_b} \quad \text{Glg. (3.3)}$$

$$\sigma_b = \frac{(a-b) \cdot m \cdot g}{4} \cdot \frac{32}{d^3 \cdot \pi} \quad \rightarrow \quad \sigma_b = \frac{8 \cdot (a-b) \cdot g}{\pi} \cdot \frac{m}{d^3} \quad \text{Glg. (3.4)}$$

Mit dem Ständerabstand $a = 390$ mm und der Armlänge $b = 100$ mm kann die Biegespannung im Prüfquerschnitt der Probe mit dem Durchmesser $d = 7,5$ mm entsprechend der Belastungsmasse m berechnet werden.

Da die Abstände der Kraftangriffspunkte bei einer Maschine gleich bleiben, reduziert sich die Glg. (3.4) zu folgender:

$$\sigma_b = \text{konst.} \cdot \frac{m}{d^3} \quad \text{Glg. (3.5)}$$

Der Antrieb der Prüfmaschine erfolgt mit einem Asynchronmotor mit Käfigläufer der von einem Frequenzumrichter gespeist wird. Damit ist die Drehzahl stufenlos von 500 bis 5500 U/min einstellbar. Im Versuch stellte sich heraus, dass eine Drehzahl von 3800 U/min einen guten Kompromiss zwischen den entstehenden Schwingungen und der Prüfzeit darstellt. Diese Drehzahl entspricht einer Prüffrequenz von 63,3 Hz. Um die Vergleichbarkeit der Messergebnisse zu gewährleisten wurde diese Drehzahl bzw. Frequenz bei allen Umlaufbiegeversuchen eingestellt.

Ein Zählermodul übernimmt die Drehzahlüberwachung und die Zählung der Umdrehungen. Die Anzahl der Umdrehungen entspricht der Zahl der Lastspiele. Der Drehgeber ist an der freilaufenden Spindel montiert, nach dem Bruch der Probe bleibt die Spindel stehen und der Antrieb wird gestoppt. Beim Erreichen einer voreingestellten maximalen Anzahl von Umdrehungen wird der Antrieb ebenfalls angehalten.



Abb. 3.22: Umlaufbiegemaschinen

3.7.2. Durchführung der Messungen

Es wird von jedem der neun Probentypen eine Wöhlerlinie aufgenommen. Für eine Wöhlerlinie sind mindestens 15 Proben notwendig. Pro Belastungshorizont werden mindestens drei Proben eingespannt.

Als Versagenskriterium wird der Bruch der Probe herangezogen. Erreicht eine Probe 10^6 Lastwechsel, wird der Versuch abgebrochen und diese Probe als Durchläufer bezeichnet.

3.7.3. Versuchsauswertung und Messergebnisse

Bei den verwendeten Umlaufbiegemaschinen wird die Belastung der Probe durch ein Gewicht aufgebracht. Mit anderen Worten, die Belastung wird als eingeprägte Spannung aufgebracht, die Dehnung stellt sich als Folge davon ein. Daher erhält man aus diesen Versuchsergebnissen Spannungswöhlerlinien.

Bei der Auswertung der Schwingfestigkeitsversuche werden das Zeitfestigkeitsgebiet und das Übergangsbereich in die Dauerfestigkeit getrennt behandelt.

Zeitfestigkeitsbereich:

Für das Zeitfestigkeitsgebiet wird eine Gauß-Normalerteilung mit logarithmischer Auftragung der Merkmalsgröße (hier Schwingspielzahl) angenommen [1].

Für die Auswertung werden die n Versuchspunkte eines Spannungshorizontes in aufsteigender Reihenfolge der Schwingspielzahlen geordnet und mit der Ordnungszahl j durchnummeriert. Die Ausfallswahrscheinlichkeit kann dann nach folgender Gleichung ermittelt werden:

$$P_a = \frac{3j-1}{3n+1} \quad \text{Glg. (3.6)}$$

Mit der hiermit gefundenen Verteilungsfunktion lassen sich die Streubandgrenzen für 10 und 90% Ausfallswahrscheinlichkeit errechnen.

Übergangsbereich in den Dauerfestigkeitsbereich:

Die Auswertung erfolgt nach dem arcsin√P-Verfahren.

Dazu wird das Koordinatensystem gedreht, die Merkmalsgröße ist nun die ertragene Spannung. Die Versagenswahrscheinlichkeit bei einer bestimmten Belastung wird nach der Gleichung $P = r / n$, (Zahl der gebrochenen Proben r, Gesamtzahl der Proben n) berechnet. Diese Ergebnisse mehrerer Spannungshorizonte werden dann einer arcsin√P-Transformation unterworfen. Damit erhält man die Dauerfestigkeit bei z.B. 50% Überlebenswahrscheinlichkeit und die Streubandbreite [28].

Mit dem Schnittpunkt der Zeitfestigkeitslinie und der Dauerfestigkeitslinie ergibt sich die Ecklastspielzahl N_D . Damit kann die Wöhlerlinie in der üblichen Form dargestellt werden:

$$N = N_D \cdot \left(\frac{\sigma_a}{\sigma_D} \right)^{-k} \quad \text{für} \quad \sigma_a \geq \sigma_D \quad \text{Glg. (3.7)}$$

$$N = \infty \quad \text{für} \quad \sigma_a < \sigma_D \quad \text{Glg. (3.8)}$$

In den Abb. 3.23 bis Abb. 3.28 sind die Wöhlerlinien aller sechs gedrehten Probenserien dargestellt. Die Proben mit einem Vorschub von 0,2 mm und Eckenradius 0,2 mm (F02R02) ha-

ben die weitaus größte Rautiefe, daher müsste diese Serie entsprechend der konventionellen Fachmeinung [4], [5], [14], die geringste Dauerfestigkeit aufweisen. Sie liegt aber im mittleren Bereich der ermittelten Dauerfestigkeiten dieser sechs Serien.

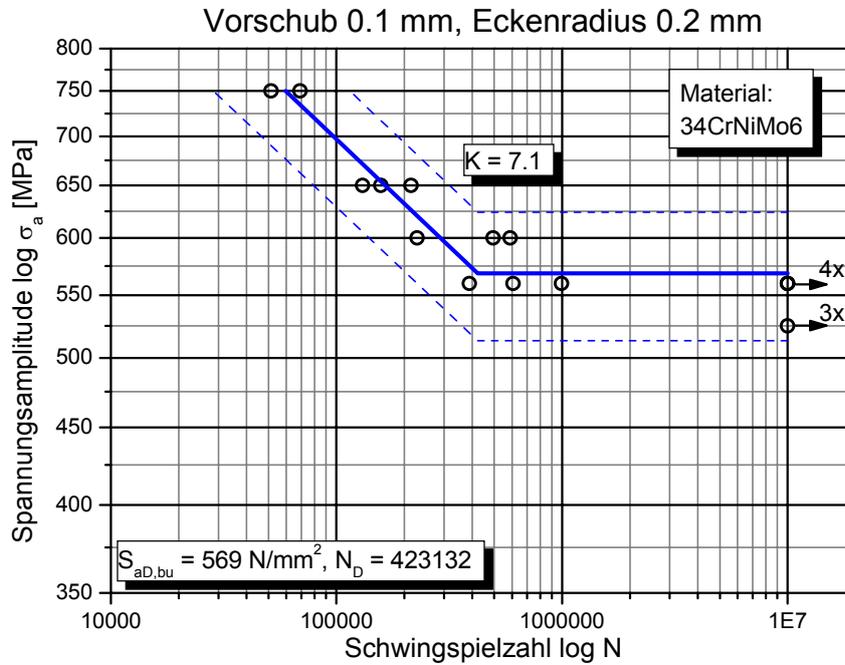


Abb. 3.23: Wöhlerlinie: F01R02

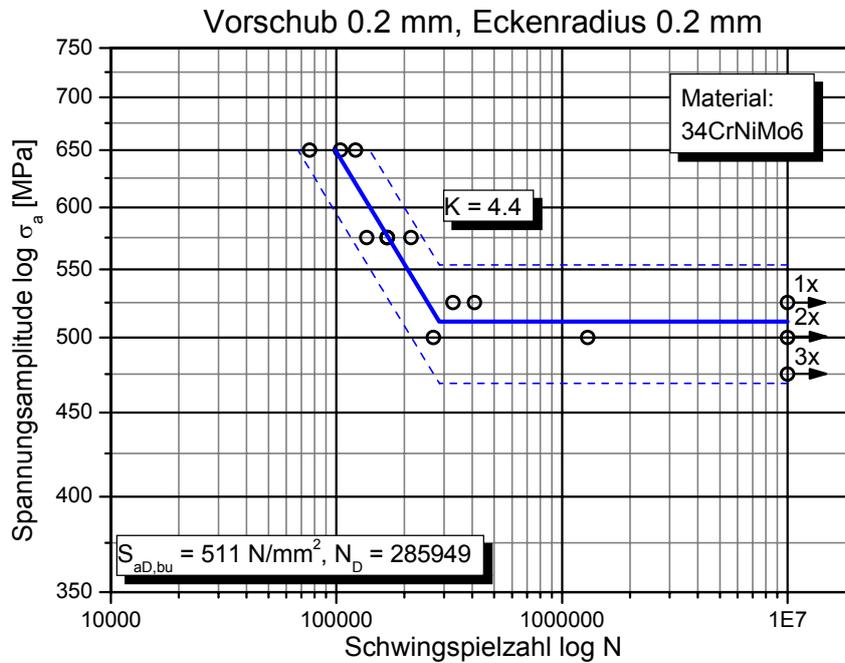


Abb. 3.24: Wöhlerlinie: F02R02

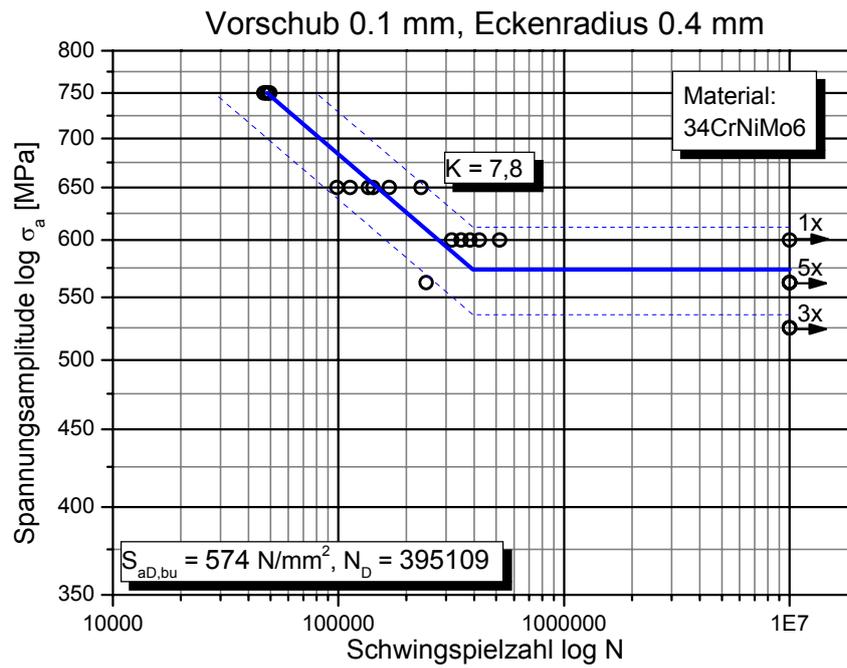


Abb. 3.25: Wöhlerlinie: F01R04

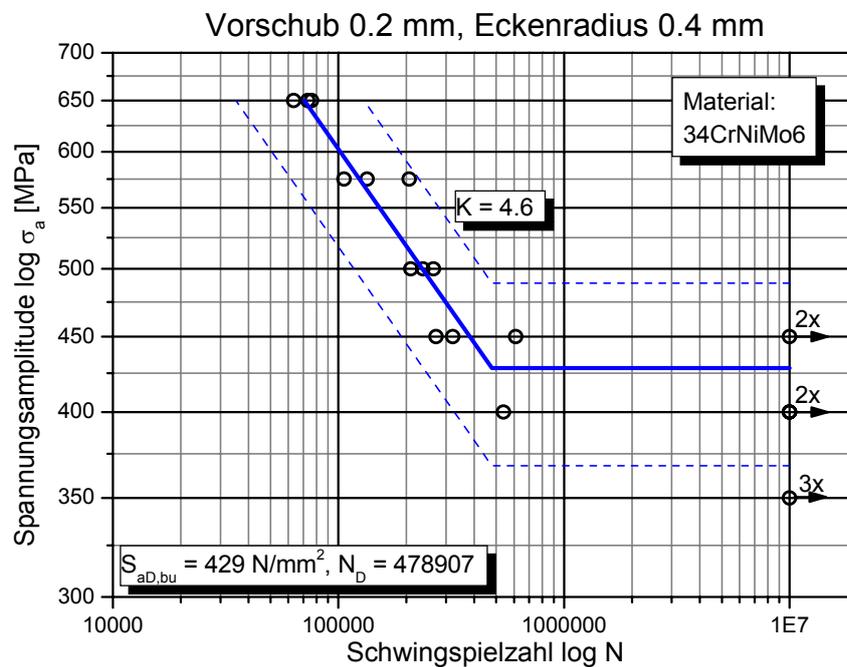


Abb. 3.26: Wöhlerlinie: F02R04

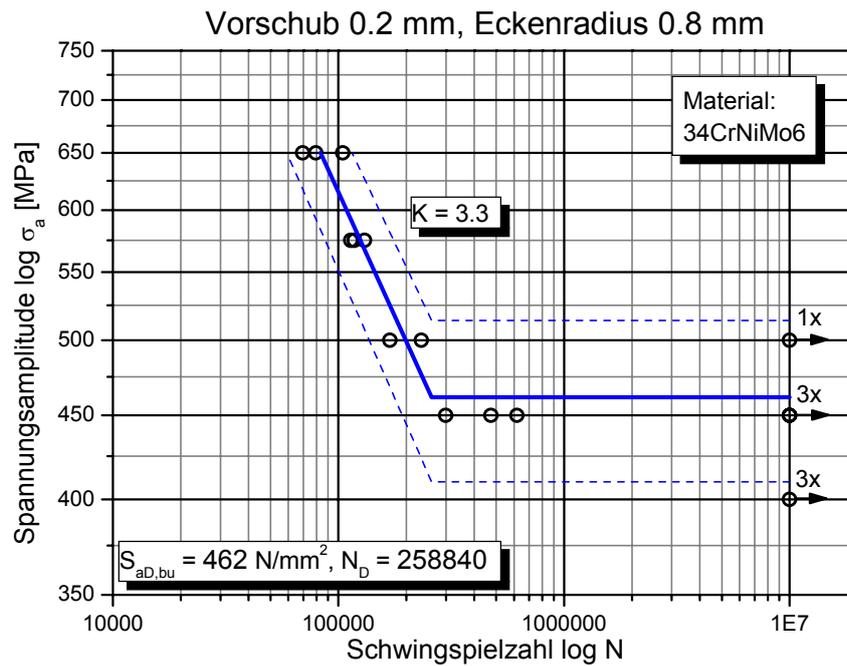


Abb. 3.27: Wöhlerlinie: F02R08

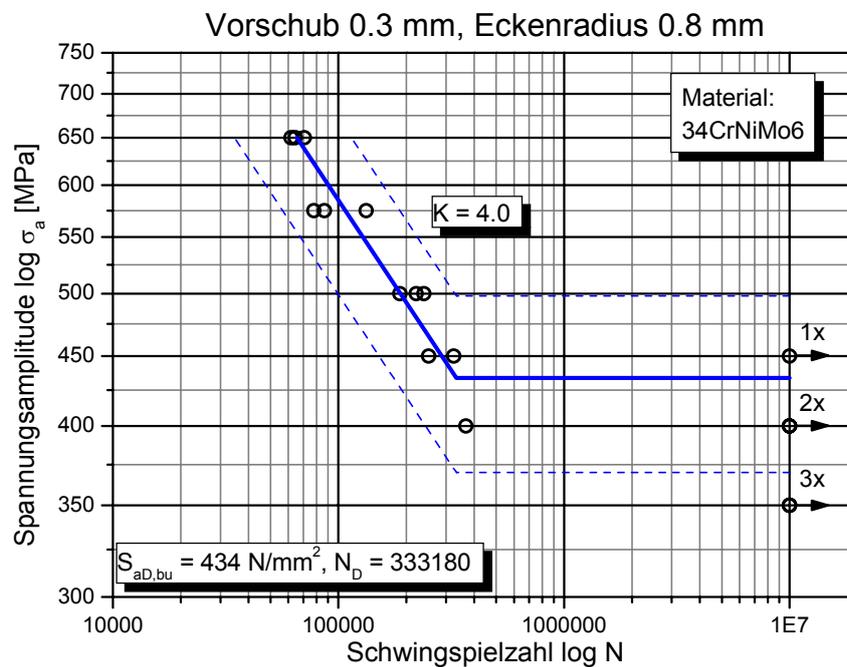


Abb. 3.28: Wöhlerlinie: F03R08

Die Abb. 3.29, Abb. 3.30 und Abb. 3.31 zeigen Wöhlerlinien der Proben deren Oberflächen einen Druckspannungszustand aufweisen. Die erzielten Dauerfestigkeiten liegen deutlich höher als bei den gedrehten Proben. Obwohl die kugelgestrahlten Proben die größten Druck-

spannungen in der Oberfläche aufweisen, ist die Dauerfestigkeit geringer als bei den anderen beiden. Der Grund ist die große Oberflächenrauheit die beim Kugelstrahlen entstanden ist.

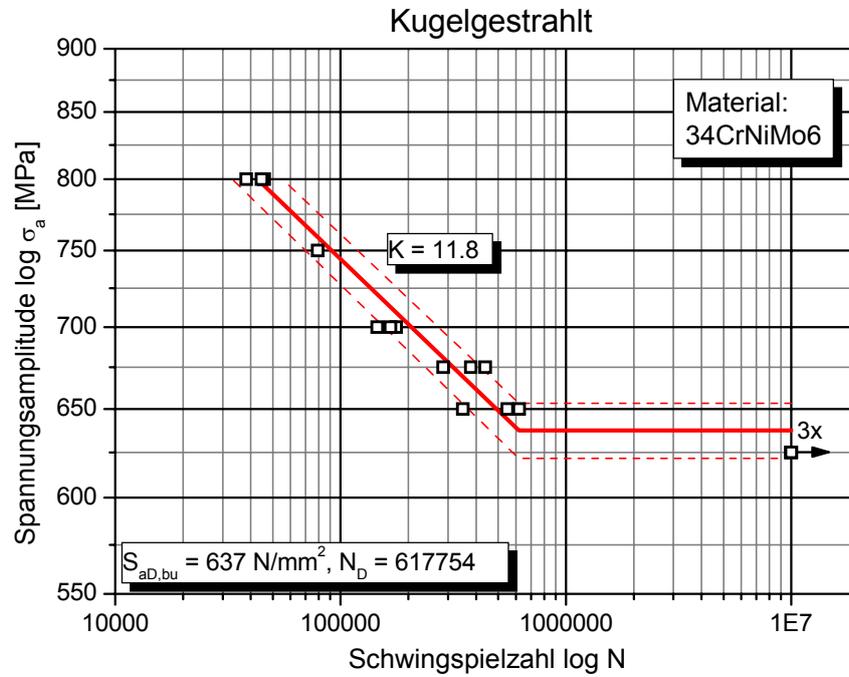


Abb. 3.29: Wöhlerlinie: Kugelgestrahlt

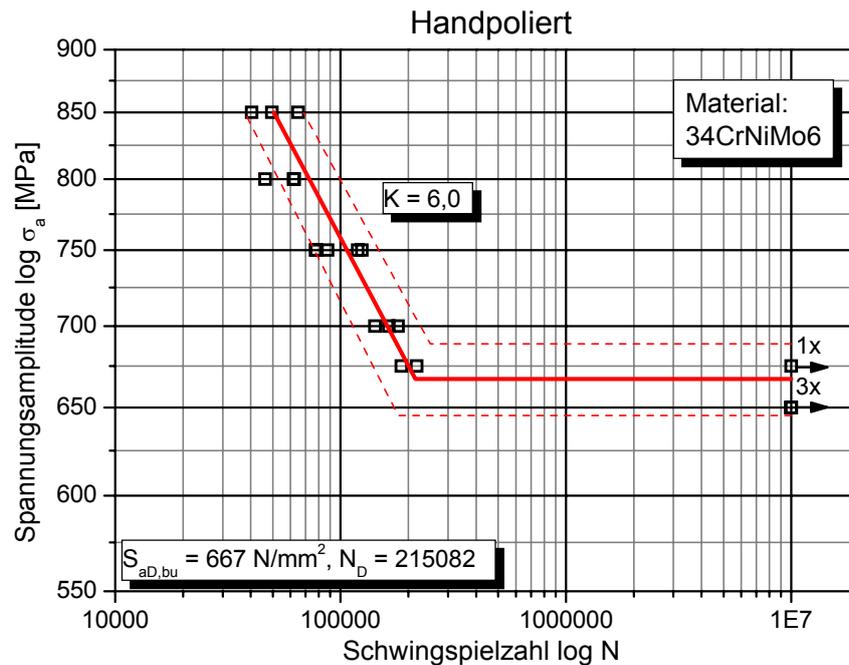


Abb. 3.30: Wöhlerlinie: Handpoliert

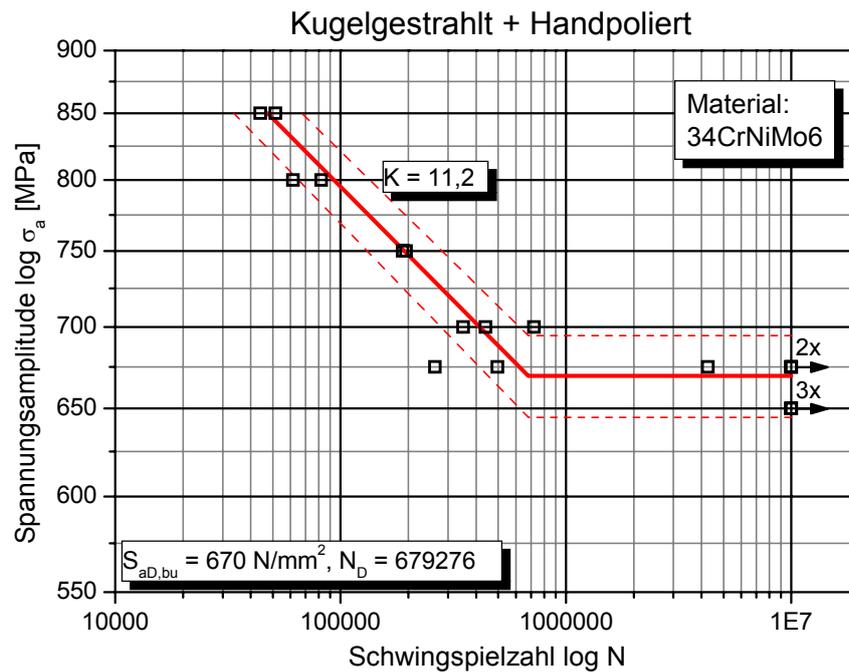


Abb. 3.31: Wöhlerlinie: Kugelgestrahlt und Handpoliert

Werden die gemessenen Dauerfestigkeiten über der Rautiefe gemäß Abb. 3.32 aufgetragen, so müsste eine eindeutige Korrelation der Größen, ähnlich den Abb. 2.3, Abb. 2.4 und Abb. 2.5 erkennbar sein, was in diesem Fall aber keinesfalls zutreffend ist. Der Grund für diese Diskrepanz ist Einfluss der Eigenspannungen auf die Schwingfestigkeit. Deren Auswirkungen werden in Kapitel 6 beschrieben.

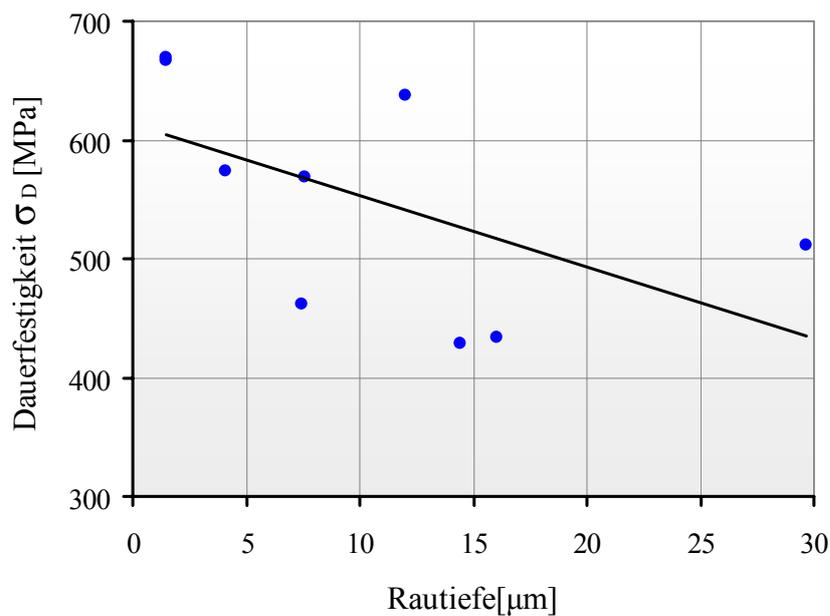


Abb. 3.32: Dauerfestigkeit in Abhängigkeit der Rautiefe

4. Wirkung der Oberflächentopographie auf die Schwingfestigkeit – Entwicklung eines Rechenmodells

4.1. Charakterisierung der Oberflächentopographie

Die Oberfläche einer gedrehten Probe zeigt regelmäßige Rillen in Umfangsrichtung. Deren Abstände entsprechen dem Vorschub f beim Drehen. Die Abb. 4.1 zeigt eine 3D-Darstellung der Oberfläche. Diese Aufnahme wurde mit Hilfe eines Laserkonfokalmikroskopes erstellt. Dazu werden Bilder in Höhenschritten von $1\ \mu\text{m}$ aufgenommen und rechnerisch übereinandergelegt.

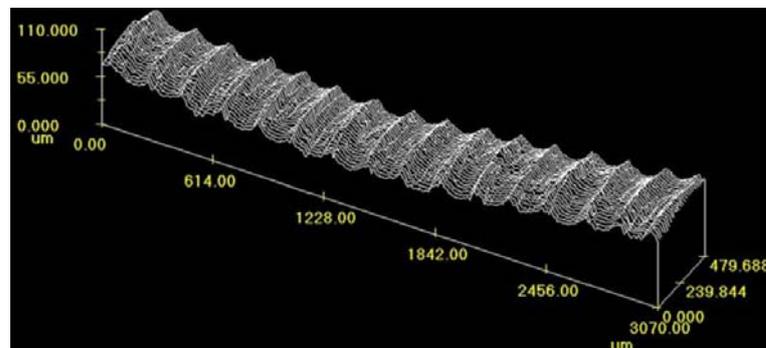


Abb. 4.1: 3D-Darstellung der Topographie einer gedrehten Probe

Die gedrehten Probenoberflächen haben aber ungünstige Reflexionseigenschaften, daher kann mit diesen Bildern nur sehr ungenau auf die Rautiefe und den Radius der Rillen geschlossen werden.

Um genauere Daten der Oberfläche zu erhalten, werden durch die Proben Schnitte geführt. Die Schnittebene wird dazu normal zur Oberfläche und parallel zur Drehachse der Proben gelegt. Die entstandene Schnittfläche wird poliert und mit dem Laserkonfokalmikroskop abgebildet. Die Abb. 4.2 zeigt einen auf diese Weise gewonnenen Profilschnitt der Oberflächentopographie. Anhand dieser Bilder werden die Rautiefe und der Radius der Rillen ermittelt.

Diese Messungen werden an allen sechs Parameterkombinationen der gedrehten Proben durchgeführt. Es stellt sich heraus, der Radius ρ der Rillen hat bei allen Proben dieselbe Größe wie der Eckenradius der verwendeten Wendeschneidplatte. Daher kann der Eckenradius der Schneide unmittelbar als Kerbradius für die weiteren Berechnungen verwendet werden. Die Ergebnisse der Messung der Rautiefe sind in Tab. 4.1 aufgelistet.

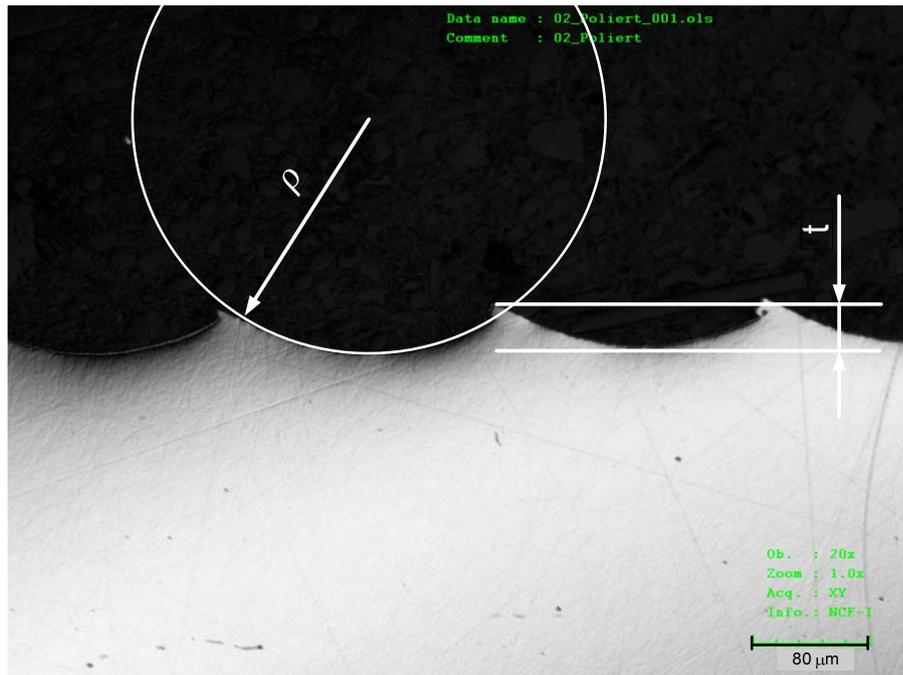


Abb. 4.2: Profilschnitt

4.2. Ableitung eines Rechenmodells der Rautiefe

Mit dem Satz von Pythagoras lässt sich die theoretische Rautiefe der regelmäßigen Drehrillen ermitteln:

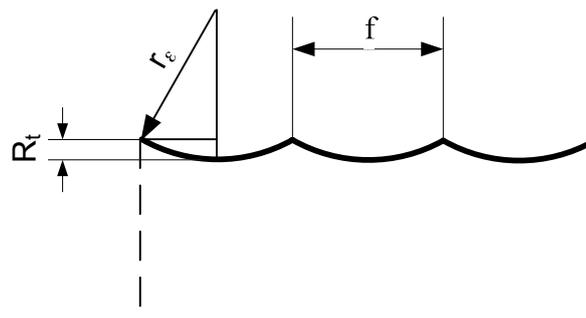


Abb. 4.3: Rauheit schematisch

$$R_{t_theor} = r_{\epsilon} - \sqrt{r_{\epsilon}^2 - \left(\frac{f}{2}\right)^2}$$

Glg. (4.1)

Basierend auf diesen Messergebnissen ergibt sich als empirisches Rechenmodell für die Rautiefe der in Glg. (4.2) gezeigte lineare Zusammenhang. Die Konstanten werden dabei mit Hil-

fe der Methode der minimalen Fehlerquadrate ermittelt. In der Tab. 4.1 sind die gemessenen Rautiefen den errechneten gegenübergestellt.

$$R_t = 1.08 R_{t_theor} + 0.7 \mu\text{m} \quad \text{Glg. (4.2)}$$

Probentyp	R _t gemessen [μm]	R _t theoretisch [μm]	R _t Modell [μm]
F01 R02	7,70	6,35	7,56
F01 R04	4,00	3,14	4,09
F02 R02	29,13	26,79	29,64
F02 R04	13,62	12,70	14,42
F02 R08	4,79	6,27	7,48
F03 R08	16,60	14,19	16,02

Tab. 4.1: Ergebnisse der Rauheitsmessungen

Wie in Abb. 4.4 ersichtlich, gibt es eine gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Rechnung.

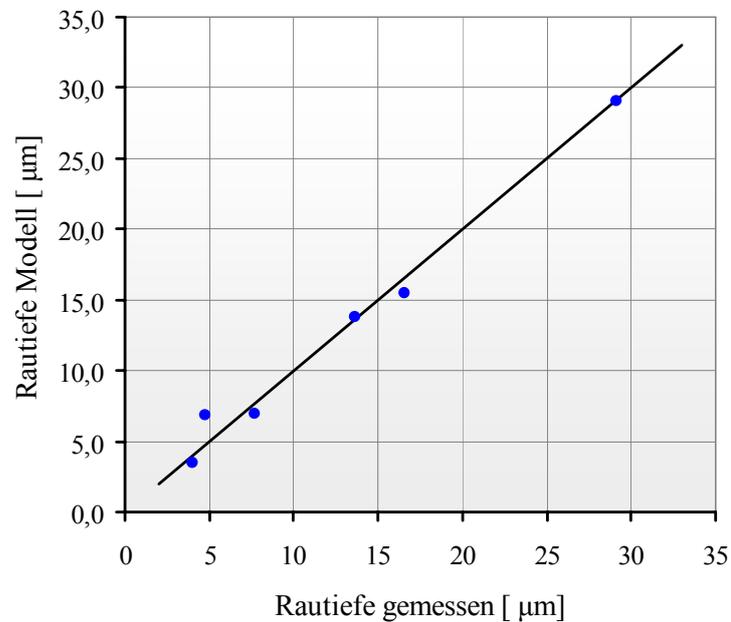


Abb. 4.4: Rautiefe: Vergleich Modell und Messung

Damit ist es nun möglich, bei bekanntem Vorschub und Eckenradius einer Drehbearbeitung, die Rautiefe zu errechnen, vgl. Javidi, Rieger, Eichlseder [24].

4.3. Simulation der Spannungsverteilung der Oberfläche mittels FEM

Mit dieser Simulation wird die Oberflächentopographie nachgebildet und die Spannungsverteilung bei der Belastung auf Biegung analysiert.

Verwendet wird dabei das Finite Elemente Programm Abaqus®.

Eine vollständige FE Analyse beinhaltet drei Schritte: Preprozessing, Simulation und Postprocessing. Ergebnis des Preprocessings ist die Erstellung einer Modelldatenbank, das bei ABAQUS Inputfile (*.inp) heißt. Der Solver berechnet daraus die Ergebnisdatenbank, *.odb=object data base, bei ABAQUS.

Die Modelldefinition erfolgt durch Zeichnen der Geometrie mit Hilfe des Pre- und Postprozessor Abaqus/CAE. Weiters werden die Elementeigenschaften, Materialkennwerte, Belastungen und Randbedingungen definiert.

Daraus baut das FE-Programm die Elementsteifigkeitsmatrizen auf, erstellt die Gesamtsteifigkeitsmatrix, den Belastungsvektor und baut die Zwangsbedingungen ein. Danach erfolgen die Lösung des Gleichungssystems und die Ausgabe der Verschiebungen. Die Darstellung und Visualisierung der Ergebnisse erfolgt wieder mit dem Pre- und Postprozessor Abaqus/CAE

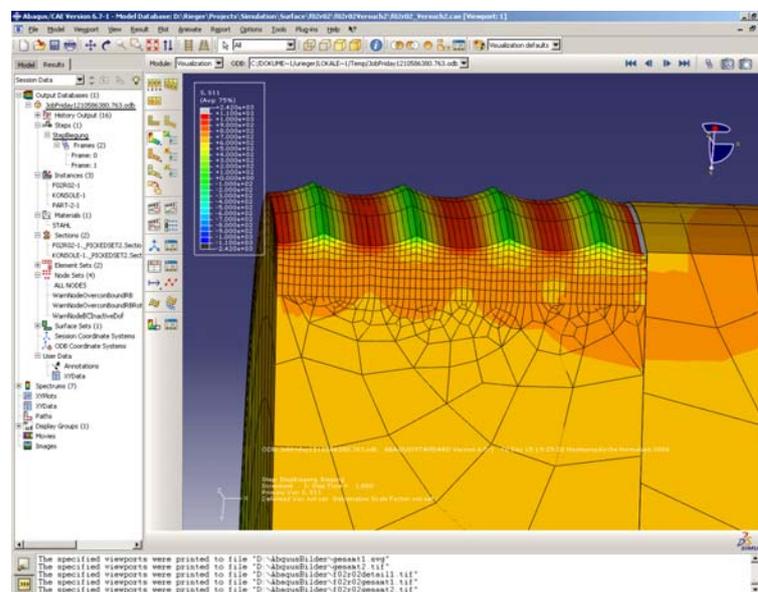


Abb. 4.5: Abaqus Bildschirm

Für das FE-Modell wird nur ein kleiner Teil der Probe nachgebildet. Um den Rechenaufwand zu verringern, wird die Symmetrie ausgenutzt und nur eine Hälfte des rotations-symmetrischen Körpers modelliert und daher entsprechende Symmetriebedingungen der Freiheitsgrade auf-

gestellt. Der größte Teil des Modells, siehe Abb. 4.6, wird von einfach zu generierenden Tetraederelementen vom Typ C3D10, das sind quadratische 10 Knoten Tetraederelemente ausgefüllt.

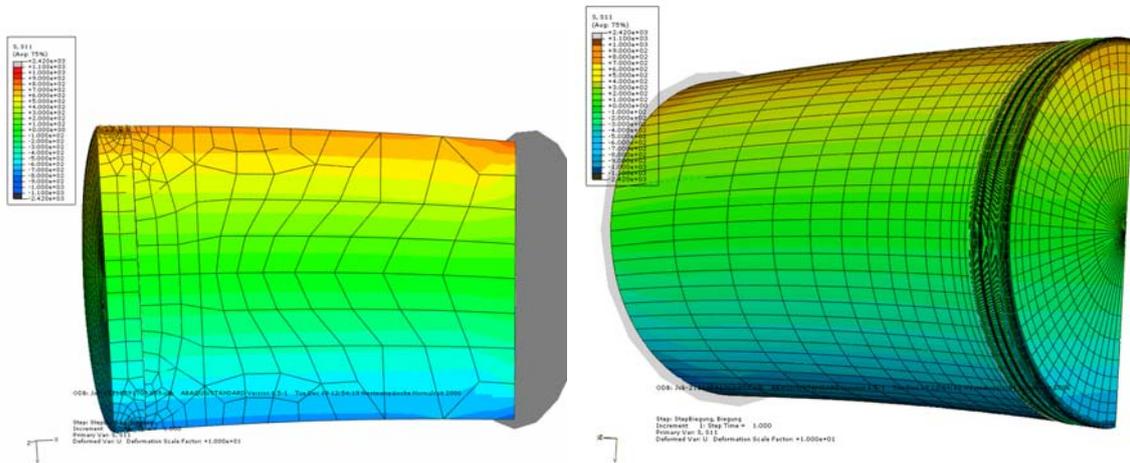


Abb. 4.6: Abaqus Modellbildung

Nur der Teil, wo die Oberflächenrauheit nachgebildet ist, wird entsprechend der Abb. 4.7 feiner vernetzt. Dazu wird ein getrennter Bereich unter der Oberfläche manuell durch setzen entsprechender seeds vernetzt. Dabei werden Elemente vom Typ C3D20R, das sind quadratische 20 Knoten Hexaederelemente verwendet. Die Aufgabe der Belastung auf Biegung erfolgt als vorgegebene Rotation um 0,01 Radiant der einen Stirnseite und gleichzeitiger fester Einspannung der anderen.

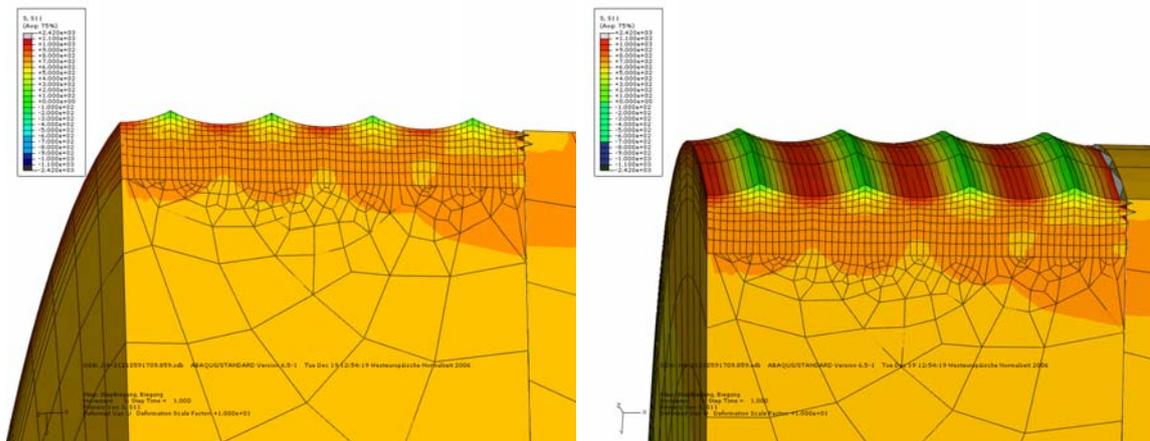


Abb. 4.7: Abaqus Detail Oberfläche

Hier wird die Oberflächentopographie einer Probenoberfläche, die mit Vorschub $f = 0,2\text{mm}$ und Eckenradius $r_\epsilon = 0,2\text{ mm}$ hergestellt wurde, simuliert. Die Vorgehensweise gilt natürlich für alle anderen Parameterkombinationen der Drehbearbeitung sinngemäß. In der Abb. 4.7

sind die Werte der Spannung σ_{11} farblich dargestellt. Die Richtung 11 ist die Richtung der Drehachse des Zylinders. Alle anderen Spannungskomponenten liegen unter 10 % der Spannung σ_{11} . Wird jeweils ein Pfad von einem „Rauheitsberg“ und einem „Rauheitstal“ der nachgebildeten Oberfläche in Richtung Rotationszentrum gelegt, so erhält man die in Abb. 4.8 dargestellten Spannungen. Im linken Bild erkennt man deutlich die Spannungsüberhöhung am Rand infolge der Kerbwirkung und weiter im Inneren, den linearen Spannungsverlauf einer reinen Biegebeanspruchung.

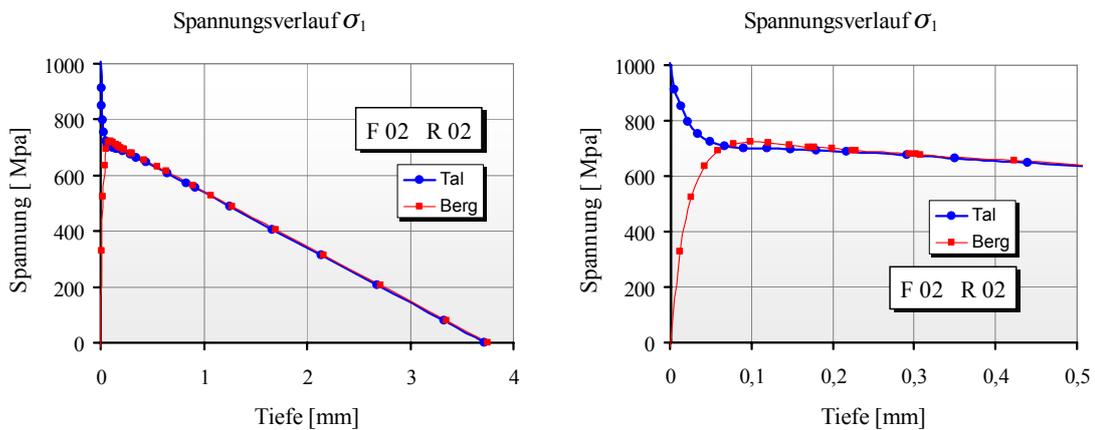


Abb. 4.8: Spannungsverlauf von der Oberfläche in die Tiefe

Für das Beispiel mit Vorschub $f = 0,2\text{mm}$ und Eckenradius $r_\epsilon = 0,2\text{mm}$ beträgt die Spannungsspitze im „Rauheitstal“ laut der Simulation 1008 MPa. Die Biegeennspannung beträgt 734 MPa. Damit ergibt sich entsprechend der Glg. (2.4) eine Oberflächenformzahl von $K_O = 1,373$.

In Glg. (2.5) [13] wird eine analytische Lösung für die Oberflächenformzahl angegeben. Für den vorliegenden Fall der aneinander anschließenden Mehrfachkerben gemäß Abb. 4.9 reduziert sich die Gleichung zu folgender:

$$K_O = 1 + \sqrt{\frac{R_t}{r_\epsilon}} \tag{4.3}$$

Durch Anwendung des Satz von Pythagoras ergibt sich die Rautiefe:

$$R_t = r_\epsilon - \sqrt{r_\epsilon^2 - \left(\frac{f}{2}\right)^2} \tag{4.4}$$

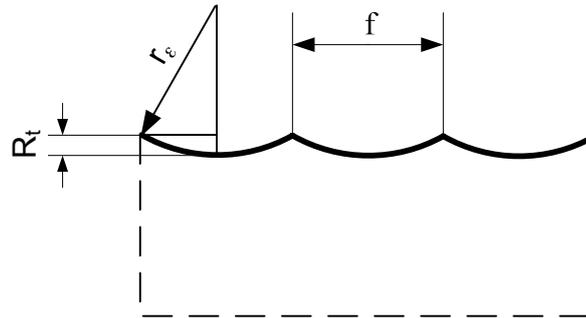


Abb. 4.9: Mehrfachkerben

Gemäß den Glg. (4.3) und Glg. (4.4) ergibt sich mit Vorschub $f = 0,2 \text{ mm}$ und Eckenradius $r_e = 0,2 \text{ mm}$ eine Oberflächenformzahl von $K_0 = 1,366$. Verglichen mit der Oberflächenformzahl von $K_0 = 1,373$ aus der FEM-Simulation ergibt sich eine Abweichung nur $0,5\%$. Damit kann die analytische Berechnung als zutreffend angesehen werden und für weitere Berechnungen verwendet werden.

4.4. Berechnung der Oberflächenfaktoren nach Liu

Bei der Berechnung der Oberflächenfaktoren nach dem Modell von Liu [13], siehe Glg. (2.6), ergaben sich mit den vorliegenden Oberflächentopographien, verglichen mit den Ergebnissen der Umlaufbiegeversuche erhebliche Diskrepanzen. Die Abweichungen lassen sich zumindest rechnerisch durch eine starke Vergrößerung der charakteristische Mikrostrukturlänge Δ_0 auf etwa $100 \mu\text{m}$ verringern. Die charakteristische Mikrostrukturlänge Δ_0 , entsprechend Glg. (4.5) ist aber eine vom Werkstoff abhängige Größe, die für den verwendeten Vergütungsstahl in der Größenordnung von $20 \mu\text{m}$ liegt, was auch von mehreren Stellen in der Literatur bestätigt wird [1], [13], [22].

Daher liegt es Nahe, dass eine weitere Größe die den Oberflächenfaktor beeinflusst, bisher unberücksichtigt blieb. Die Glg. (2.6) nach Liu basiert auf bruchmechanischen Grundlagen die für Risse bzw. Kerben mit kleinem Öffnungswinkel gelten. Für den vorliegenden Fall der gerundeten und milden Kerben muss das veränderte Spannungsfeld am Kerbgrund berücksichtigt werden. Dies geschieht mit der Einführung des Grades der Singularität γ im folgenden Kapitel.

$$\Delta_0 = \frac{1}{\pi} \cdot \left(\frac{\Delta K_0}{Y \cdot \Delta \sigma_D} \right)^2$$

Glg. (4.5)

Die Tab. 4.2 enthält die erforderlichen Größen zur Berechnung der charakteristischen Mikrostrukturlänge Δ_0 .

ΔK_0 [MPamm ^{1/2}]	$\Delta\sigma_D$ [MPa]	Y [-]	Δ_0 [μm]
348	1180	1,12	22

Tab. 4.2: Schwellwert des Rissfortschritts und charakteristische Mikrostrukturlänge Δ_0

4.5. Ableitung eines Rechenmodells auf bruchmechanischer Basis

Dieses Rechenmodell dient dazu, um ausgehend von der Oberflächentopographie deren Einfluss auf die Schwingfestigkeit, ausgedrückt durch den Oberflächenfaktor F_O , zu bestimmen.

4.5.1. Riss im Kerbgrund einer scharfen V-Kerbe

Die bisherigen bruchmechanischen Betrachtungen im Kapitel 2.2.4 gelten alle für Risse, die einen sehr kleinen Flankenöffnungswinkel haben. Von Atzori et al [23] gibt es eine Erweiterung der Glg. (2.15) für V-Kerben mit einem Öffnungswinkel φ und einer Kerbtiefe a .

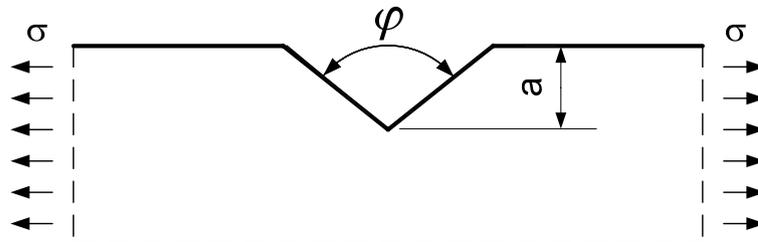


Abb. 4.10: V - Kerbe

$$F_O = \left(1 + \frac{1}{a \cdot \alpha^\gamma} \right)^{-\gamma} \tag{4.6}$$

Der Beiwert α ist ein dimensionsloser Faktor, der von der Bauteilgeometrie und dem Kerböffnungswinkel φ abhängt. Er liegt nur wenig über 1, wenn die Kerbtiefe im Vergleich zur Bauteildicke klein ist, wie im vorliegenden Fall der Oberflächenrauheiten. Das ergibt nun die vereinfachte Glg. (4.7)

$$F_O = \left(1 + \frac{a}{a^*} \right)^{-\gamma} \qquad \text{Glg. (4.7)}$$

Grad der Singularität γ

Der Exponent γ wird als Grad der Singularität der Spannungsverteilung an der Risspitze bezeichnet und ist abhängig vom Öffnungswinkel ϕ . Eine Gleichung oder Ähnliches für γ wird allerdings nicht angegeben, sondern es werden nur Werte in tabellarischer Form, deren Herkunft nicht vollständig nachvollzogen werden kann, angeführt.

ϕ [°]	0	45	90	135	150	160	170
γ [-]	0,5	0,495	0,455	0,326	0,248	0,181	0,100

Tab. 4.3: Exponent γ für verschiedene Öffnungswinkel laut [23]

Man kann erkennen: Für einen kleinen Winkel ϕ nimmt der Exponent γ den Wert 0,5 an. Wenn gleichzeitig $\alpha = 1$ ist, dann wird die ursprüngliche El Haddad – Lösung erreicht.

In Abb. 4.11 ist die ertragbare zyklische Spannung über der Risslänge für verschiedene Werte von γ dargestellt. Die Abb. 4.12 zeigt schematisch den hyperbolischen Verlauf der Spannungsverteilung an der Risspitze mit einem Öffnungswinkel ϕ . Wird diese Kurve in einem doppellogarithmischen Diagramm dargestellt, so erscheint die Hyperbel als Gerade mit einer Steigung von $-\gamma$ entsprechend dem Wurzelexponenten γ .

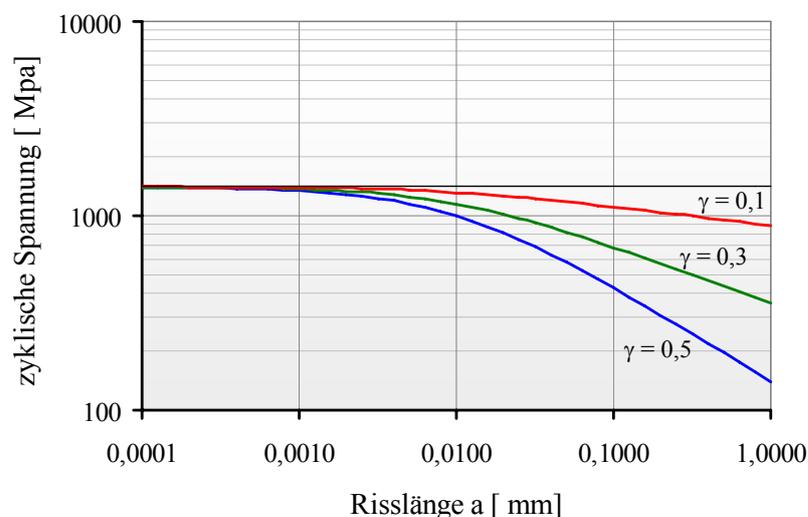


Abb. 4.11: Kitagawa-Diagramm-Gamma

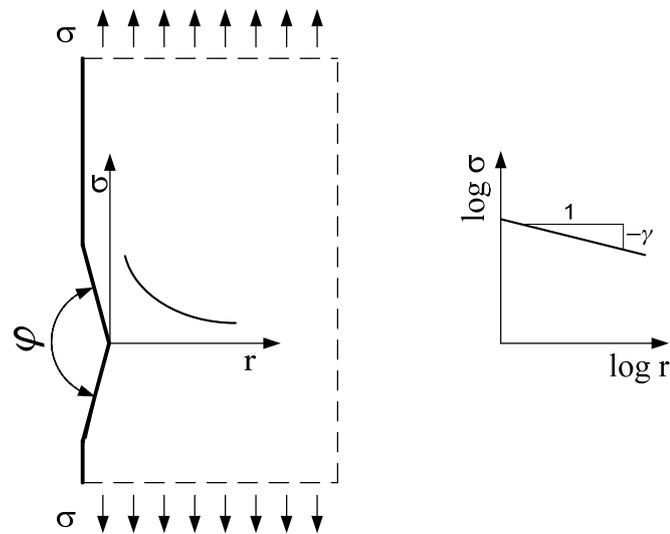


Abb. 4.12: Spannungsverlauf an der Rissfront mit einem Öffnungswinkel φ

Man erkennt, dass der Rissöffnungswinkel φ einen entscheidenden Einfluss auf die ertragbare zyklische Spannung hat. Bei einer konstanten Risslänge a bzw. Kerbtiefe bewirkt ein kleiner Öffnungswinkel φ den stärksten Abfall in der Spannung, hingegen ein großer Öffnungswinkel φ (entsprechend kleines γ) einen geringen Abfall der ertragbaren Spannung. Das heißt, ein großer Öffnungswinkel entspricht einer milden Kerbe. Es wird angemerkt, für den vorliegenden Fall der Oberflächenrauheiten verliert die klassische Kerbspannungslehre ihre Gültigkeit. Die Kerbtiefen liegen in der Größenordnung der Korngröße bzw. der charakteristischen Mikrostrukturlänge a^* des Materials. Dadurch werden die Betrachtungsweisen der Kurzrisbruchmechanik erforderlich. Siehe auch Kapitel 2.2.4.2.

4.5.2. Riss im Kerbgrund einer gerundeten V-Kerbe

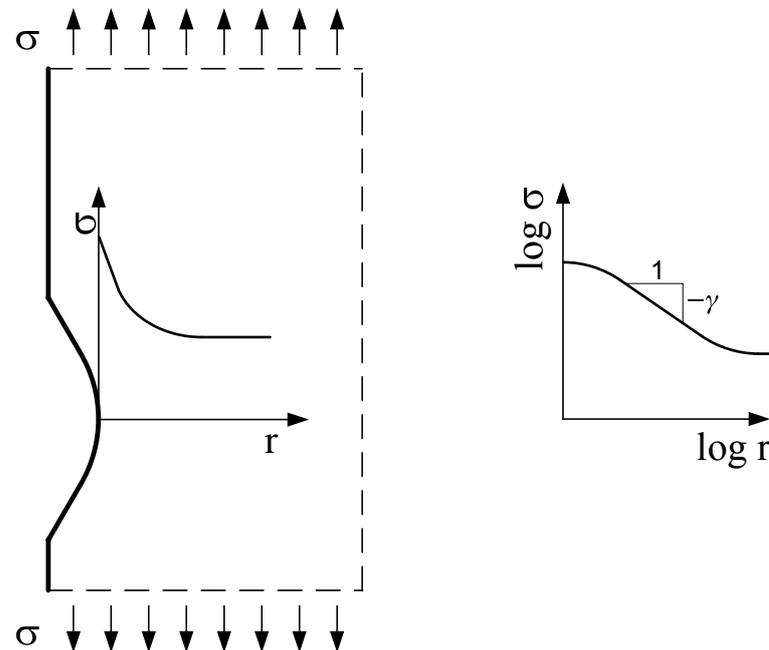


Abb. 4.13: gerundete V-Kerbe

Wird nun eine V-Kerbe im Grund ausgerundet, so kommt es zu einer veränderten Spannungsverteilung. Die Singularität am Kerbgrund ist einem endlichen Maximalwert der Spannung gewichen. Die Spannungsspitze σ_{\max} kann mit der gut bekannten Glg. (4.8) mit der Kerbformzahl K_t und der Nennspannung σ_n berechnet werden.

$$\sigma_{\max} = \sigma_n \cdot K_t \qquad \text{Glg. (4.8)}$$

Dies allein reicht jedoch nicht aus, um die Schwingfestigkeit zu berechnen. Von besonderer Wichtigkeit ist der Verlauf der Spannung in Abhängigkeit des Abstandes vom Kerbgrund, der in der Abb. 4.13 mit r bezeichnet wird.

Im Kerbgrund beginnt die Spannung mit der Spitze σ_{\max} und mit steigender Entfernung vom Kerbgrund geht die Spannung langsam in Richtung Nennspannung. Wird dieser Verlauf in einem doppellogarithmischen Diagramm dargestellt, so kommt es zu der typischen S-förmigen Kurve entsprechend der Abb. 4.13 rechte Seite. Die maximale Steigung der Kurve im Wendepunkt wird mit γ , dem Grad der Singularität der Spannungsverteilung an der Risspitze bezeichnet, obwohl der Spannungsverlauf keine Singularität im mathematischen Sinn besitzt. Dieses γ ist ein bestimmender Parameter für die Rissentstehung an der Oberfläche.

4.5.3. Ermittlung des Grades der Singularität γ der Spannungsverteilung

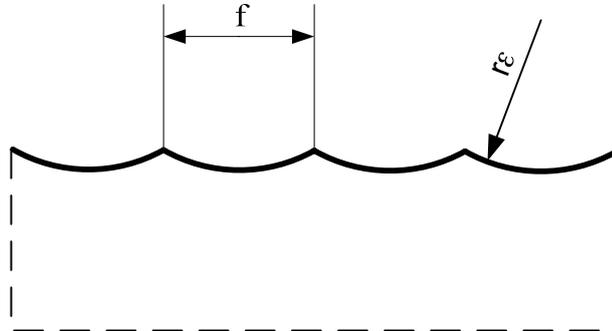


Abb. 4.14: Oberflächentopographie schematisch

Für die vorliegenden Oberflächentopographien, die durch den Drehvorgang entstanden sind, lässt sich γ aber nicht so ohne weiteres bestimmen. Durch eine FEM - Simulation wird der Spannungsverlauf vom Kerbgrund weg ermittelt, und in ein doppellogarithmisches Diagramm gemäß Abb. 4.15, gebracht. Daraus kann die maximale Steigung, das heißt γ , ausgelesen werden.

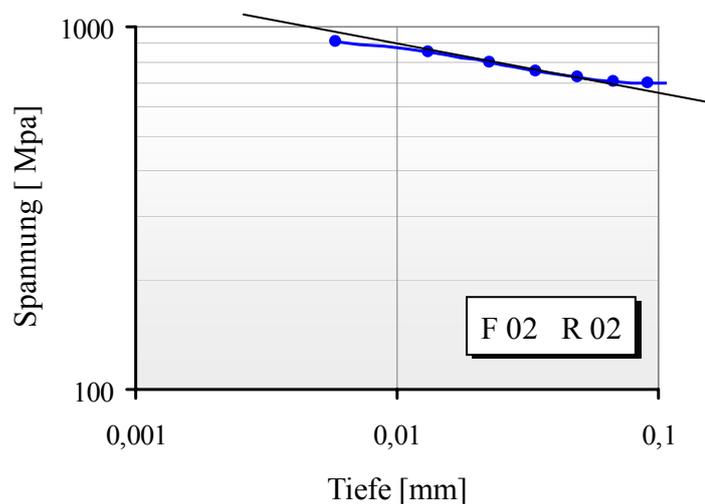


Abb. 4.15: Spannungsgradient γ

4.5.4. Rechenmodell für den Grad der Singularität der Spannungsverteilung

Es zeigt sich, dass bei geometrischer Ähnlichkeit zweier Oberflächentopographien sich dasselbe γ ergibt. Daher liegt es nahe, ein Modell zu bilden, das vom Quotienten von Vorschub f und Eckenradius r_ε abhängig ist.

Nach dem Testen von Ansätzen mit Exponentialfunktionen, Logarithmusfunktionen, Winkel-funktionen und Polynomen, wird die gezeigte Potenzfunktion als die am Besten geeignete Funktion gefunden.

Für die verschiedenen Arten der gedrehten Proben ergeben sich folgende Werte für γ :

Probentyp	f/r_ε	γ FE-Rechnung
F01 R02	0,5	0,080
F01 R04	0,25	0,045
F02 R02	1	0,130
F02 R04	0,5	0,080
F02 R08	0,25	0,045
F03 R08	0,375	0,066

Tab. 4.4: Exponent γ aus FE-Rechnung ermittelt

Mit dem gewählten Ansatz einer Potenzfunktion und der Ermittlung der dimensionslosen Koeffizienten mit der Methode der minimalen Fehlerquadrate ergibt sich folgende numerische Lösung:

$$\gamma = 0.13 \left(\frac{f}{r_\varepsilon} \right)^{0.70} \qquad \text{Glg. (4.9)}$$

Der Koeffizient 0,13 und der Exponent 0,70 basieren auf den Geometrieverhältnissen, und sind nicht von der Art des Werkstoffes abhängig. Es wird aber vorausgesetzt, dass er ein linearelastisches Dehnungsverhalten aufweist. Daher ist die Glg. (4.9) allgemein gültig für ein zylindrisches Drehteil.

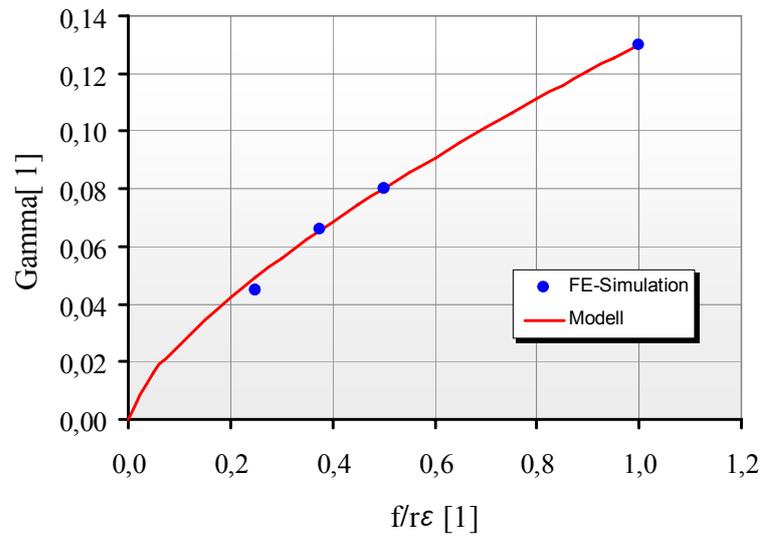


Abb. 4.16: Rechenmodell für γ mit Punkten aus der FE-Simulation

Die Abb. 4.16 zeigt die gute Übereinstimmung von Rechenmodell und den Werten aus der FE-Simulation.

5. Ableitung eines Modells zur Berechnung des Eigenspannungszustandes

An einer freien Oberfläche kann nur ein ebener Spannungszustand herrschen. Aus Symmetriegründen wird angenommen, dass die Richtung Hauptnormalspannungen in axialer und in Umfangsrichtung des Rotationskörpers liegen.

5.1. Modell für die Eigenspannungen in axialer Richtung

Mit diesem Rechenmodell soll von den Bearbeitungsparametern auf den Eigenspannungszustand geschlossen werden können. Entgegen dem Vorschlag von Capello [15] wird ein einfacher, linearer Ansatz gewählt.

Anfangs wurde das Rechenmodell für die Eigenspannungen von Capello verwendet, um die Eigenspannungen zu berechnen. Dabei zeigte sich dass es zu großen, nicht tolerierbaren Abweichungen zwischen Versuch und Rechnung gekommen ist. Daraufhin werden verschiedene Ansätze wie Exponentialfunktionen, Logarithmusfunktionen, Wurzelfunktionen u.v.m. getestet.

Mit Hilfe der Methode der minimalen Fehlerquadrate werden die Koeffizienten der Funktionen so bestimmt, dass die Abweichung von Versuch und Rechnung am geringsten wird. Als beste Lösung zeigt sich eine Polynomfunktion mit dem Grad Eins, das heißt eine einfache lineare Funktion.

$$\sigma_1 = k_1 + k_2 \cdot f + k_3 \cdot r_\varepsilon \quad \text{Glg. (5.1)}$$

Die berechneten Koeffizienten für das Rechenmodell der Eigenspannungen in axialer Richtung an der Oberfläche haben folgende Werte:

k_1 [MPa]	k_2 [MPa/mm]	k_3 [MPa/mm]
-69,6	868	508

Tab. 5.1: Koeffizienten für die Eigenspannungen in axialer Richtung

Probentyp	σ_1 gemessen [MPa]	σ_1 berechnet [MPa]	Abweichung [MPa]
F01 R02	159	119	-40
F01 R04	211	220	9
F02 R02	188	206	18
F02 R04	283	307	24
F02 R08	491	510	19
F03 R08	628	597	-31

Tab. 5.2: Vergleich der Eigenspannungen in Axialrichtung

Die Tab. 5.2 zeigt die gemessenen Eigenspannungen im Vergleich zu den Spannungen, die mit dem vorliegenden Modell berechnet wurden. Die Abweichungen liegen im Bereich der Messtoleranzen der Eigenspannungsmessungen.

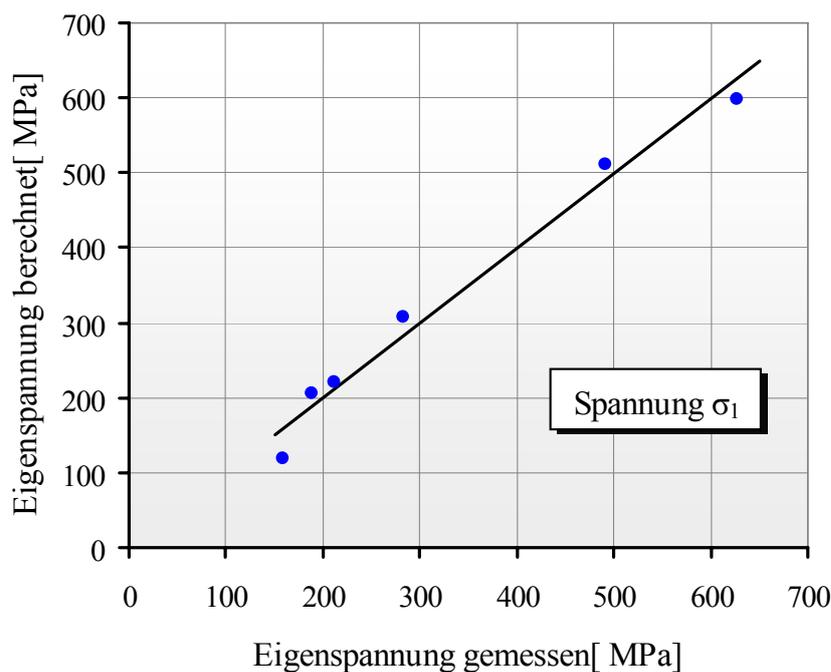


Abb. 5.1: Vergleich Eigenspannung in Axialrichtung

5.2. Modell für die Eigenspannungen in Umfangsrichtung

Für die Spannung in Umfangsrichtung wird in derselben Weise, wie für die Spannungen in axialer Richtung vorgegangen:

$$\sigma_2 = k_4 + k_5 \cdot f + k_6 \cdot r_\varepsilon \quad \text{Glg. (5.2)}$$

k_4 [MPa]	k_5 [MPa/mm]	k_6 [MPa/mm]
140	475	259

Tab. 5.3: Koeffizienten für die Eigenspannungen in Umfangsrichtung

Probentyp	σ_2 gemessen [MPa]	σ_2 berechnet [MPa]	Abweichung [MPa]
F01 R02	241	240	-1
F01 R04	318	291	-27
F02 R02	277	287	10
F02 R04	325	339	14
F02 R08	410	442	32
F03 R08	518	490	-28

Tab. 5.4: Vergleich der Eigenspannungen in Umfangsrichtung

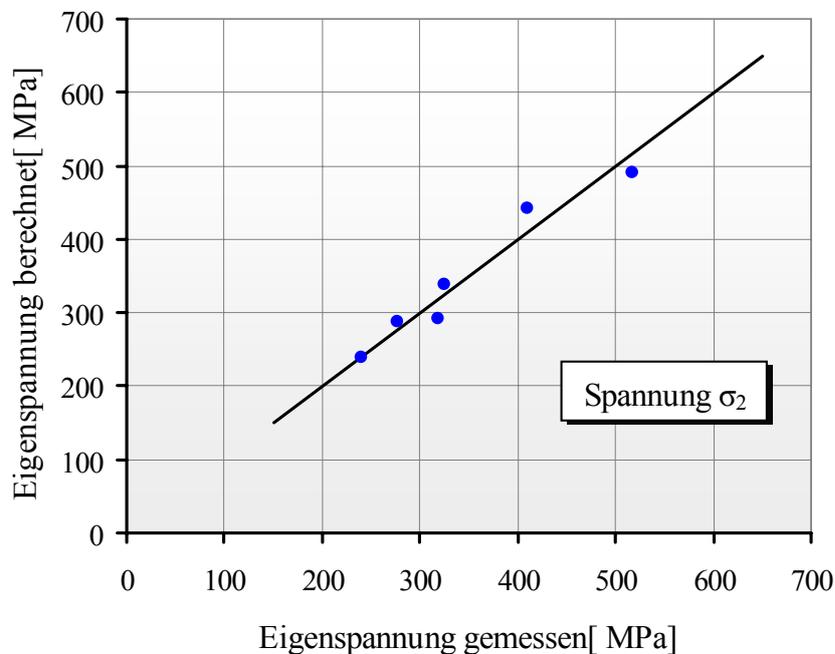


Abb. 5.2: Vergleich Eigenspannung in Umfangsrichtung

Für die Spannungen in Umfangsrichtung kann ebenfalls eine gute Übereinstimmung von Versuch und Rechnung gefunden werden.

6. Ableitung einer empirischen Spannungshypothese

Wie bereits in Kap. 2.3.3 erläutert, kann mit der Parabelgleichung Glg. (6.2) der Mittelspannungseinfluss auf die Schwingfestigkeit beschrieben werden. Der Parameter p für den Mittelspannungsempfindlichkeit wird durch drei Materialkennwerte als Stützpunkte mit der folgenden Gleichung bestimmt. Dies sind die Zug-Druck-Wechselfestigkeit, die Zug-Druck-Schwellfestigkeit und die Bruchfestigkeit.

$$p = \frac{1 - \left[\frac{\sigma_{Sch}}{2 \cdot \sigma_w} + \left(\frac{\sigma_{Sch}}{2 \cdot R_m} \right)^2 \right]}{\frac{\sigma_{Sch}}{2 \cdot R_m} \cdot \left(1 - \frac{\sigma_{Sch}}{2 \cdot R_m} \right)} \quad \text{Glg. (6.1)}$$

34CrNiMo6		
Zug-Druckwechselfestigkeit	σ_w	590 MPa
Zug-Druckschwellfestigkeit	σ_{sch}	910 MPa
Bruchfestigkeit	R_m	1115 MPa

Tab. 6.1: Materialkennwerte

Damit erhält man den Parameter p für den Mittelspannungsempfindlichkeit für den vorliegenden Stahl nach Tab. 6.1 mit $p = 0,26$.

$$\sigma_a = \sigma_w \cdot \left[1 - p \cdot \left(\frac{\sigma_m}{R_m} \right) - (1 - p) \cdot \left(\frac{\sigma_m}{R_m} \right)^2 \right] \quad \text{Glg. (6.2)}$$

In der Abb. 6.1 wird der Mittelspannungseinfluss auf die Schwingfestigkeitsamplitude nach der Glg. (6.2) in Haigh'scher Darstellung gezeigt.

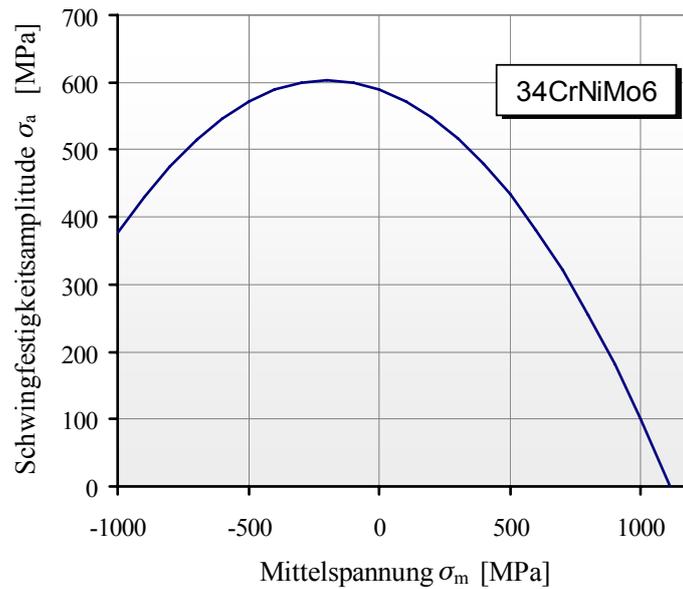


Abb. 6.1: Haigh-Diagramm für 34CrNiMo6

Diese empirische Vergleichsspannungshypothese gilt für eine einachsige schwingende Belastung und einer zweiachsigen Mittelspannung.

Die Richtung der schwingenden Belastung wird mit x bezeichnet, daher die in diese Richtung zeigende Mittelspannung mit σ_{x_m} , und die Mittelspannung normal dazu mit σ_{y_m} .

Mit der Glg. (6.2) ist der Einfluss einer einachsigen Mittelspannung auf eine einachsige schwingende Belastung hinreichend beschrieben. Davon ausgehend, wird nun diese Gleichung für einen zweiachsigen Mittelspannungszustand und einachsiger schwingender Belastung erweitert, um zur Glg. (6.3) zu gelangen.

Dazu wird diese Gleichung für die Mittelspannungskomponenten in x als auch in y -Richtung angeschrieben und in einer einzigen zusammengefasst. Die Ausdrücke mit σ_{y_m} werden noch durch einen Faktor q dividiert, da die Eigenspannung normal zur Belastungsrichtung eine andere Wirkung auf die Schwingfestigkeit hat.

Hinzu kommt noch ein Ausdruck mit dem Produkt aus beiden Spannungskomponenten enthält. Dieser beschreibt das gemeinsame Wirken beider Eigenspannungen das noch durch einen Faktor s gewichtet wird.

Damit enthält diese Vergleichsspannungshypothese drei dimensionslose Parameter, p , q , und s . Der Parameter p wird entsprechend Glg. (6.1) berechnet. Die Faktoren q und s werden mithilfe der Methode der kleinsten Fehlerquadrate aus den Versuchsergebnissen bestimmt.

Der Eigenspannungsfaktor F_{Ei} wird als Verhältnis der Schwingfestigkeit mit Eigenspannungen zur Zug-Druck Wechselfestigkeit des eigenspannungsfreien Materials definiert.

$$F_{Ei} = 1 - p \cdot \left(\frac{\sigma_{xm}}{R_m} \right) - (1 - p) \cdot \left(\frac{\sigma_{xm}}{R_m} \right)^2 - \frac{p}{q} \cdot \left(\frac{\sigma_{ym}}{R_m} \right) - \frac{(1 - p)}{q} \cdot \left(\frac{\sigma_{ym}}{R_m} \right)^2 + s \cdot \left(\frac{\sigma_{xm} \cdot \sigma_{ym}}{R_m^2} \right)$$

Glg. (6.3)

Für den verwendeten Vergütungsstahl 34CrNiMo6 ergeben sich folgende Parameter für die empirische Vergleichsspannungshypothese:

p [-]	q [-]	s [-]
0,26	2,47	0,71

Tab. 6.2: Parameter der Vergleichsspannungshypothese für 34CrNiMo6

Die Abb. 6.2 zeigt ein Haigh-Diagramm das entsprechend der empirischen Vergleichsspannungshypothese ermittelt wurde. Die Schwingfestigkeitsamplitude σ_{xa} ist für unterschiedliche Werte der Mittelspannung σ_{ym} über der Mittelspannung σ_{xm} aufgetragen.

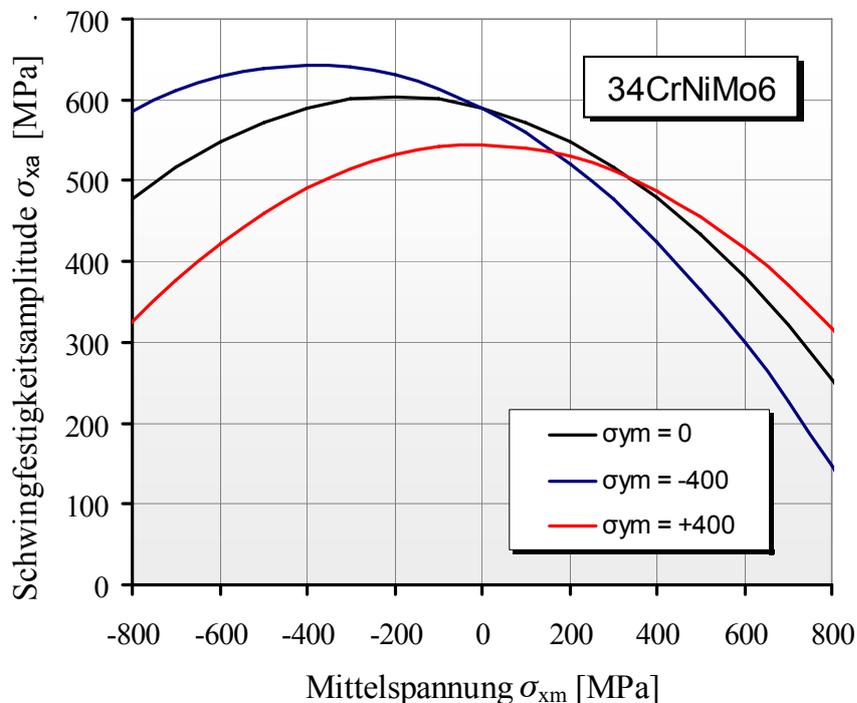


Abb. 6.2: Haigh-Diagramm für einen Mittelspannungszustand

In der Tab. 6.3 sind die Schwingfestigkeiten aus Versuch und Vergleichsspannungsmodell für die unterschiedlich hergestellten Proben angeführt. Es zeigt sich eine gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Rechnung. Nur die Probe F02R04 hat eine Abweichung von fast 22% und muss daher als Ausreißer angesehen werden. Der Grund dafür dürfte in der Fertigung der Proben liegen. Bei der Parameterkombination F02R04 ist es zu starken Schwingungen beim Drehvorgang gekommen, was natürlich die Oberflächeneigenschaften negativ beeinflusst.

f [mm]	r _ε [mm]	σ _{xm} [MPa]	σ _{ym} [MPa]	σ _a mod. [MPa]	σ _a exp. [MPa]	Abweichung [%]
0,1	0,2	118	239	556	550	1,25
0,1	0,4	220	291	535	546	-1,95
0,2	0,2	205	287	539	538	0,20
0,2	0,4	307	339	514	421	21,99
0,2	0,8	510	442	451	442	2,00
0,3	0,8	597	490	419	424	-1,26
Handpoliert		-195	-372	630	638	-1,23
Kugelgestrahlt&poliert		-425	-498	650	640	1,55
Kugelgestrahlt		-478	-488	649	655	-0,90
Schwellfestigkeit		455	0	455	455	0,00
Wechselfestigkeit		0	0	590	590	0,00

Tab. 6.3: Vergleich Rechnung und Versuchsergebnisse

Ein Haigh-Diagramm entsprechend der empirischen Vergleichsspannungshypothese, mit exemplarisch eingezeichneten Versuchspunkten ist in Abb. 6.3 dargestellt.

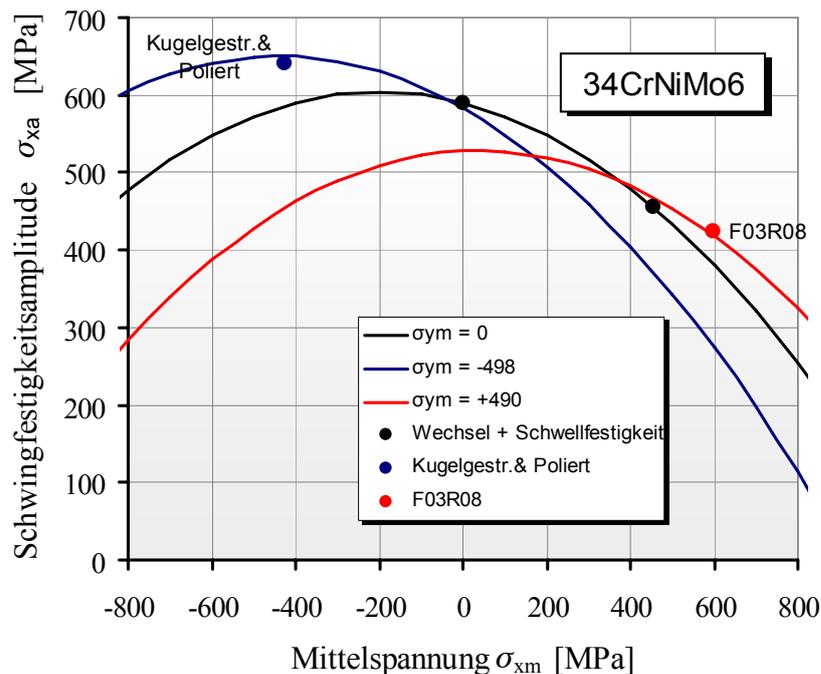


Abb. 6.3: Haigh-Diagramm mit Versuchspunkten

7. Gesamtmodell: von den Schnittparametern zur Schwingfestigkeit

Nun werden die Teilmodelle der Oberflächentopographie und des Modells für die Eigenspannungen zusammengesetzt

Die Biege-wechselfestigkeit eines zylindrischen Drehteils wird entsprechend der Glg. (7.1) berechnet:

$$\sigma_{bw} = \sigma_{zdw} \cdot n_{\chi} \cdot F_O \cdot F_{Ei} \cdot F_H \quad \text{Glg. (7.1)}$$

Im Folgenden ist der gesamte Berechnungsvorgang für die Schwingfestigkeit dargestellt. Die erforderlichen Kenngrößen sind:

- Vorschub
- Eckenradius
- Zug-Druck Wechselfestigkeit
- Bruchfestigkeit

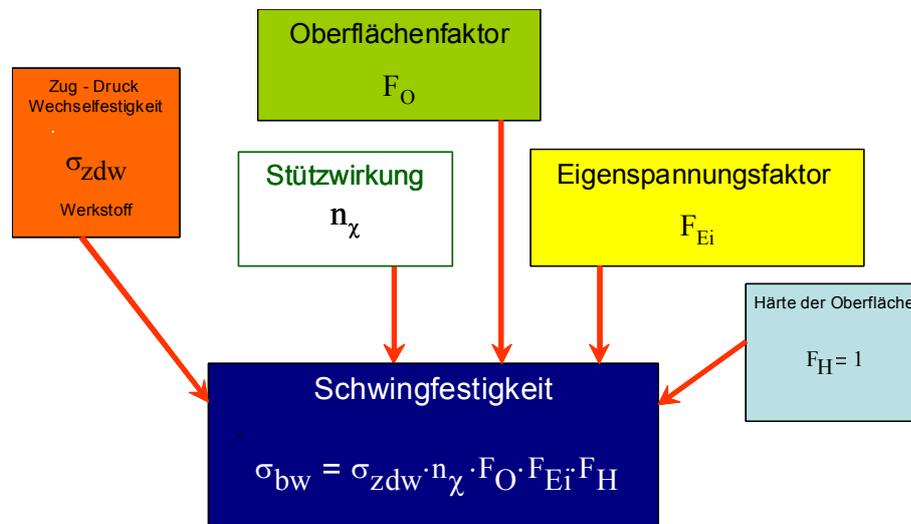


Abb. 7.1: Rechenmodell für die Schwingfestigkeit im Überblick

Das Rechenmodell für den Oberflächenfaktor zur Berücksichtigung der Wirkung der Oberflächentopographie auf die Schwingfestigkeit ist in Abb. 7.2 im Überblick sichtbar:

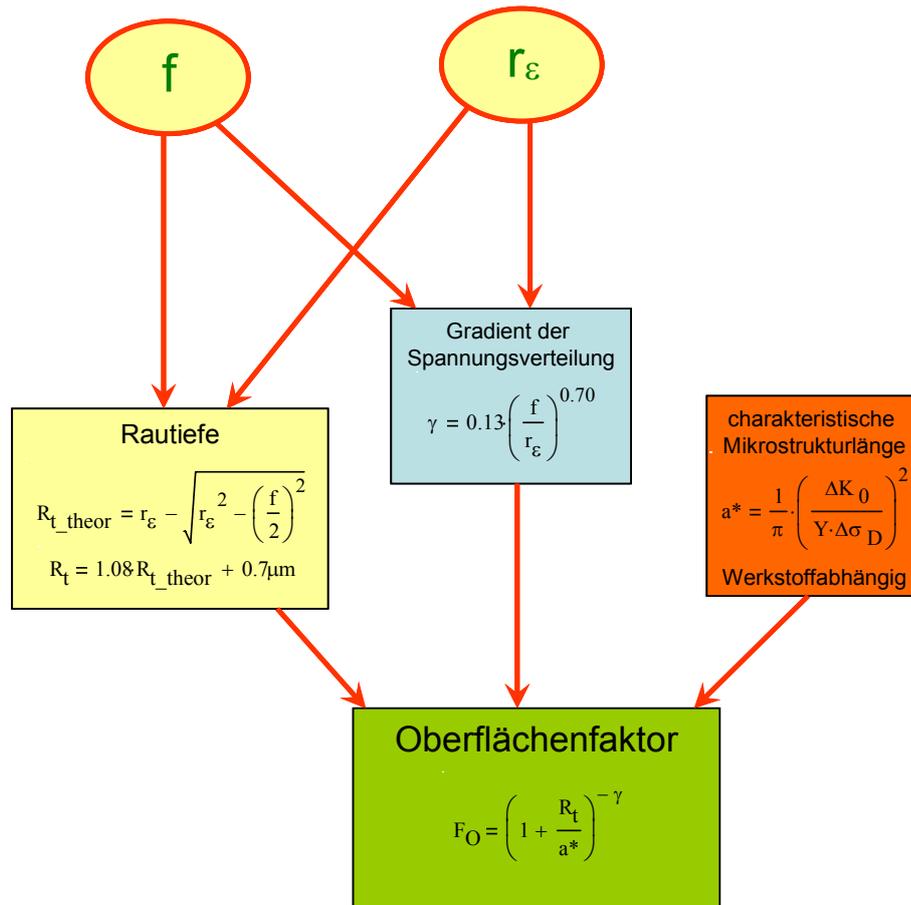


Abb. 7.2: Rechenmodell der Oberflächentopographie

Das gesamte Rechenmodell für die Schwingfestigkeit mit Berücksichtigung der Wirkung der Eigenspannungen, Oberflächentopographie und Härte, in Abhängigkeit der Fertigungsparameter beim Drehen, ist in Abb. 7.3 dargestellt:

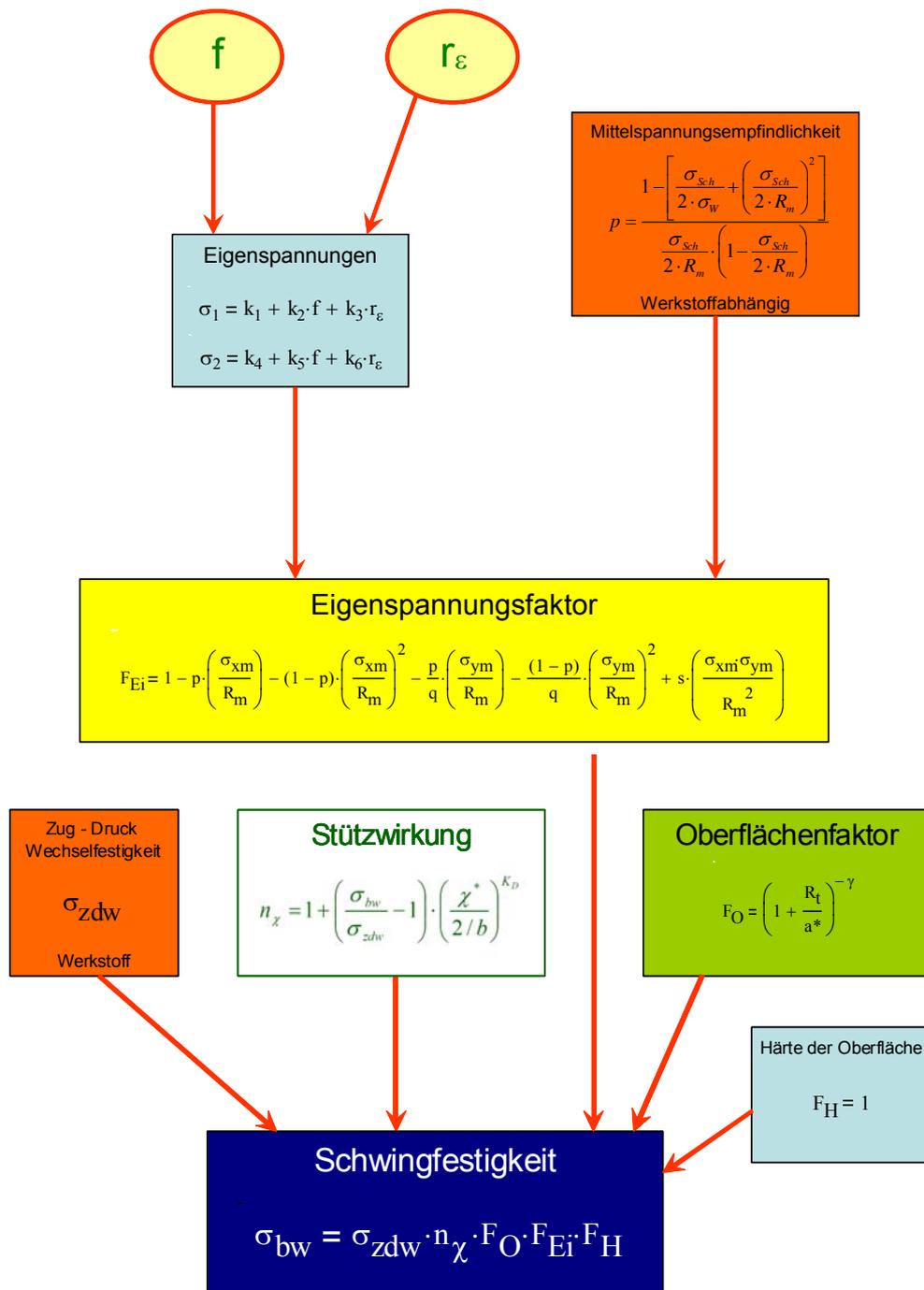


Abb. 7.3: Gesamtmodell für die Schwingfestigkeit

Die Ergebnisse der Umlaufbiegeversuche sind in der Tab. 7.1 angeführt, daneben die Rechenwerte des Modells. Die Abweichung ist sehr gering. Es gibt allerdings einen Ausreißer, der auf Probleme bei der Probenfertigung, das heißt auf Schwingungen beim Drehvorhang zurückzuführen sind.

Zum Vergleich, sind in derselben Tabelle die Ergebnisse der Berechnung nach der FKM-Richtlinie [14] angeführt. Die Abweichungen sind erheblich.

Diese Ergebnisse sind auch in Abb. 7.4 graphisch dargestellt.

f [mm]	r _ε [mm]	σ _a exp. [MPa]	σ _a mod. [MPa]	Abweichung mod. [%]	σ _a FKM [MPa]	Abweichung FKM [%]
0,1	0,2	569	576	-1,17	535	6,38
0,1	0,4	574	562	2,06	474	21,10
0,2	0,2	511	512	-0,14	506	0,97
0,2	0,4	429	523	-17,97	535	-19,87
0,2	0,8	462	471	-1,89	562	-17,83
0,3	0,8	434	428	1,35	501	-13,44
Handpoliert		667	658	1,31	607	9,90
Kugelgestrahlt&poliert		670	680	-1,46	607	10,39
Kugelgestrahlt		637	631	0,97	514	23,87

Tab. 7.1: Schwingfestigkeit aus Versuchen und Vergleich mit Rechenmodell und FKM-Richtlinie

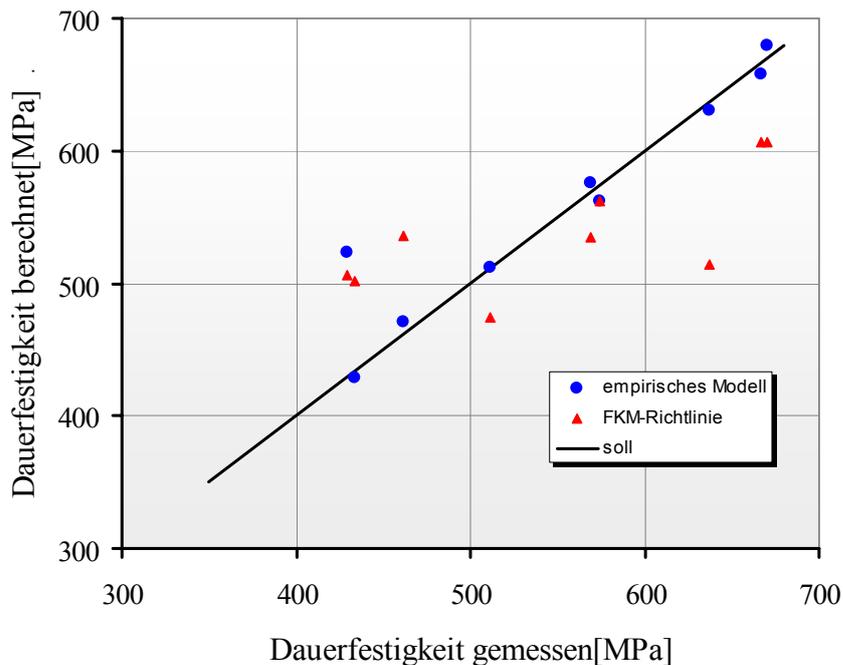


Abb. 7.4: Schwingfestigkeit: Vergleich Versuch und Rechenmodell

8. Zusammenfassung und Ausblick

8.1. Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit wurde der Einfluss der Drehprozessparameter auf die Schwingfestigkeit des Vergütungsstahles 34CrNiMo6 untersucht. Beim Drehprozess entstehen Rillen, die laut dem Stand der Technik, mit der Rautiefe beschrieben werden. Daraus wird dann die Wirkung auf die Schwingfestigkeit ermittelt.

In der vorliegenden Arbeit wird zusätzlich zur Rautiefe deren geometrische Form, das heißt die Oberflächentopographie, berücksichtigt. Weitere wichtige Punkte sind die Eigenspannungen und mögliche Härteänderungen des Materials, die beim Drehen entstehen, und deren Auswirkung auf die Schwingfestigkeit

Der Vorschub beim Drehvorgang und der Eckenradius des Meißels beeinflussen die Rauheit und den Eigenspannungszustand am stärksten. Daher werden durch Variation der genannten Drehparameter und folgender Untersuchung der Auswirkungen auf die Oberflächentopographie, Eigenspannungen und schlussendlich Schwingfestigkeit, entsprechende Modelle gefunden.

Durch geometrische Betrachtungen des Schnittvorganges und eines linearen Ansatzes wird ein Modell für die Oberflächentopographie gefunden. Aus den Kenngrößen der Oberflächentopographie wird mit Hilfe der Bruchmechanik und der Methode der Finite Elemente Simulation ein Modell für die Auswirkungen auf die Schwingfestigkeit entwickelt.

Bei Mikrohärtemessungen an Querschnitten der Proben konnte keine Veränderung der Härte durch den Drehvorgang beobachtet werden. Daher ist auch keine Auswirkung auf die Schwingfestigkeit zu erwarten.

Die Messung der Eigenspannungen erfolgte anfangs mit Hilfe der Bohrlochmethode, die auf dem Prinzip der Messung der Dehnungen während des Anbringens einer Bohrung aufzutreten. Die Erfassung der Verformung erfolgt mittels Dehnmessstreifen. Diese Methode konnte keine befriedigenden Ergebnisse liefern, weshalb dann auf die Röntgendiffraktometrie zur Messung der Eigenspannungen ausgewichen werden musste. Damit war es möglich, ein Modell für den Eigenspannungszustand in Abhängigkeit der Fertigungsbedingungen zu entwickeln.

Eigenspannungen können als statische Mittelspannungen angesehen werden und die Wirkung auf die Schwingfestigkeit kann mit Vergleichsspannungshypothesen beschrieben werden. Im

Rahmen dieser Arbeit wurde eine Vergleichsspannungshypothese auf empirischer Basis für den vorliegenden Fall einer einachsigen schwingenden Belastung und einem zweiachsigem Mittelspannungszustand entwickelt.

Bei Vorliegen aller genannten Modelle werden diese zusammengefasst. Damit ist es nun möglich, in Abhängigkeit der Fertigungsparameter beim Drehen, die Dauerfestigkeit zu errechnen. Dieses Modell wird durch umfangreiche Schwingfestigkeitsuntersuchungen untermauert. Dazu wurden neun Wöhlerlinien auf der Umlaufbiegemaschine aufgenommen.

8.2. Ausblick

In dieser Arbeit wurde ein Berechnungsvorschlag zur Ermittlung der Dauerfestigkeit in Abhängigkeit der Drehparameter erarbeitet. In weiteren Untersuchungen könnte dieses Berechnungsmodell auch auf den Zeitfestigkeitsbereich ausgedehnt werden. Somit könnte eine vollständige Wöhlerlinie ausgehend von den Fertigungsbedingungen errechnet werden.

Weiters ist noch unbekannt, ob, bzw. wie, die gewonnen Erkenntnisse auf andere Werkstoffe übertragbar sind.

9. Abbildungsverzeichnis

Abb. 1.1: Schematischer Aufbau der Arbeit.....	6
Abb. 2.1: Wöhlerlinie	8
Abb. 2.2: Ordnungssystem für Gestaltabweichungen (ÖNORM M1115).....	9
Abb. 2.3: Abminderungsfaktor der Dauerfestigkeit nach Siebel und Gaier (1956).....	10
Abb. 2.4: Abminderungsfaktor der Dauerfestigkeit nach Juvinall (1967)	10
Abb. 2.5: Rauheitsfaktor nach FKM-Richtlinie	11
Abb. 2.6: Mehrfachkerbe.....	12
Abb. 2.7: Rissmoden der Bruchmechanik	13
Abb. 2.8: Spannungsverlauf an der Rissfront.....	15
Abb. 2.9: Rissfortschrittsrate als Funktion der zyklischen Spannungsintensität.....	16
Abb. 2.10: Bildung eines Ermüdungsrissses [22]	17
Abb. 2.11: Kitagawa Diagramm.....	19
Abb. 2.12: schematisches Haigh - Diagramm	21
Abb. 2.13: allgemeines Haigh - Diagramm.....	22
Abb. 2.14: Eigenspannungsfaktor SIH.....	26
Abb. 2.15: Eigenspannungsfaktor in Abhängigkeit vom Winkel δ	28
Abb. 2.16: Eigenspannungsfaktor QVH.....	29
Abb. 3.1: Probengeometrie.....	30
Abb. 3.2: ZTU-Schaubild 34CrNiMo6	32
Abb. 3.3: Vergütungsschaubild 34CrNiMo6.....	32
Abb. 3.4: Gefüge des Werkstoffes 34CrNiMo6	33
Abb. 3.5: Zugprobe.....	34
Abb. 3.6: Zugversuch 34CrNiMo6.....	34
Abb. 3.7: CNC Drehmaschine Mori Seiki 20 mit einer eingespannten Probe	35
Abb. 3.8: Wendeschneidplatte.....	36
Abb. 3.9: Handpolierte Proben	38
Abb. 3.10: Profilschnitte der Oberfläche	41
Abb. 3.11: Versuchsaufbau der Bohrlochmethode.....	42
Abb. 3.12: DMS Rosetten, Hersteller: Vishay Measurements Group.....	43
Abb. 3.13: Probe mit appliziertem DMS	43
Abb. 3.14: Vergleich: Bohrlochmethode und röntgenographische Eigenspannungsmessung.....	44
Abb. 3.15: Koordinatensystem bei der röntgenographischen Spannungsmessung	45
Abb. 3.16: Eigenspannungen der gestrahlten bzw. polierten Proben	46
Abb. 3.17: Eigenspannungsprofile der gedrehten Proben	47
Abb. 3.18: Prüfkraft Eindringverlauf	48

Abb. 3.19: Eindrücke der Mikrohärtmessung.....	49
Abb. 3.20: Härteverlauf über die Tiefe.....	49
Abb. 3.21: Vierpunktbiegeprinzip.....	50
Abb. 3.22: Umlaufbiegemaschinen.....	52
Abb. 3.23: Wöhlerlinie: F01R02.....	54
Abb. 3.24: Wöhlerlinie: F02R02.....	54
Abb. 3.25: Wöhlerlinie: F01R04.....	55
Abb. 3.26: Wöhlerlinie: F02R04.....	55
Abb. 3.27: Wöhlerlinie: F02R08.....	56
Abb. 3.28: Wöhlerlinie: F03R08.....	56
Abb. 3.29: Wöhlerlinie: Kugelgestrahlt.....	57
Abb. 3.30: Wöhlerlinie: Handpoliert.....	57
Abb. 3.31: Wöhlerlinie: Kugelgestrahlt und Handpoliert.....	58
Abb. 3.32: Dauerfestigkeit in Abhängigkeit der Rautiefe.....	58
Abb. 4.1: 3D-Darstellung der Topographie einer gedrehten Probe.....	59
Abb. 4.2: Profilschnitt.....	60
Abb. 4.3: Rauheit schematisch.....	60
Abb. 4.4: Rautiefe: Vergleich Modell und Messung.....	61
Abb. 4.5: Abaqus Bildschirm.....	62
Abb. 4.6: Abaqus Modellbildung.....	63
Abb. 4.7: Abaqus Detail Oberfläche.....	63
Abb. 4.8: Spannungsverlauf von der Oberfläche in die Tiefe.....	64
Abb. 4.9: Mehrfachkerben.....	65
Abb. 4.10: V - Kerbe.....	66
Abb. 4.11: Kitagawa-Diagramm-Gamma.....	67
Abb. 4.12: Spannungsverlauf an der Rissfront mit einem Öffnungswinkel ϕ	68
Abb. 4.13: gerundete V-Kerbe.....	69
Abb. 4.14: Oberflächentopographie schematisch.....	70
Abb. 4.15: Spannungsgradient γ	70
Abb. 4.16: Rechenmodell für γ mit Punkten aus der FE-Simulation.....	72
Abb. 5.1: Vergleich Eigenspannung in Axialrichtung.....	74
Abb. 5.2: Vergleich Eigenspannung in Umfangsrichtung.....	75
Abb. 6.1: Haigh-Diagramm für 34CrNiMo6.....	77
Abb. 6.2: Haigh-Diagramm für einen Mittelspannungszustand.....	78
Abb. 6.3: Haigh-Diagramm mit Versuchspunkten.....	79
Abb. 7.1: Rechenmodell für die Schwingfestigkeit im Überblick.....	80
Abb. 7.2: Rechenmodell der Oberflächentopographie.....	81
Abb. 7.3: Gesamtmodell für die Schwingfestigkeit.....	82
Abb. 7.4: Schwingfestigkeit: Vergleich Versuch und Rechenmodell.....	83

10. Tabellenverzeichnis

Tab. 2.1: Materialkennwerte 34CrNiMo6	25
Tab. 3.1: Chemische Zusammensetzung	31
Tab. 3.2: Mechanische Eigenschaften laut Hersteller	33
Tab. 3.3: mechanische Eigenschaften aus Zugversuch	34
Tab. 3.4: Schnittparameter der Drehbearbeitung.....	36
Tab. 3.5: Parameterkombinationen der Drehbearbeitung.....	37
Tab. 3.6: Parameterkombinationen Referenzproben	38
Tab. 4.1: Ergebnisse der Rauheitsmessungen	61
Tab. 4.2: Schwellwert des Rissfortschritts und charakteristische Mikrostrukturlänge Δ_0	66
Tab. 4.3: Exponent γ für verschiedene Öffnungswinkel laut [23].....	67
Tab. 4.4: Exponent γ aus FE-Rechnung ermittelt.....	71
Tab. 5.1: Koeffizienten für die Eigenspannungen in axialer Richtung	73
Tab. 5.2: Vergleich der Eigenspannungen in Axialrichtung	74
Tab. 5.3: Koeffizienten für die Eigenspannungen in Umfangsrichtung.....	75
Tab. 5.4: Vergleich der Eigenspannungen in Umfangsrichtung	75
Tab. 6.1: Materialkennwerte.....	76
Tab. 6.2: Parameter der Vergleichsspannungshypothese für 34CrNiMo6.....	78
Tab. 6.3: Vergleich Rechnung und Versuchsergebnisse	79
Tab. 7.1: Schwingfestigkeit aus Versuchen und Vergleich mit Rechenmodell und FKM- Richtlinie	83

11. Literaturverzeichnis

- [1] Radaj D.: "Ermüdungsfestigkeit - Grundlagen für Leichtbau, Maschinen- und Stahlbau", Springer Verlag Berlin Heidelberg 1995, ISBN 3-540-58348-3
- [2] Haibach E.: "Betriebsfestigkeit - Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung", 2.Auflage, Springer Verlag Berlin Heidelberg New York, ISBN 3-540-43142-X
- [3] Eichlseder W.: "Skriptum zur Vorlesung Betriebsfestigkeit I ", Montanuniversität Leoben, 1.Auflage, 2005
- [4] Siebel E., Gaier M.: "Untersuchungen über den Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit auf die Dauerfestigkeit metallischer Bauteile", VDI-Z 98 S.1715-1724, 1956
- [5] Juvinall, R. C.: "Engineering considerations of stress, strain and strength", McGraw-Hill, New York 1967
- [6] Macherauch E., Wohlfahrt H., Wolfstiegl E.: "Zur zweckmäßigen Definition von Eigenspannungen", Härte- rei - Technische Mitteilungen, 28 H.3, 1973
- [7] Troost A., El-Magd E., "Allgemeine Formulierung der Schwingfestigkeitsamplitude in Haighscher Darstel- lung", Materialprüf. 17 Nr. 2 S.47-49 1975
- [8] El-Magd E., Mielke S.: "Dauerfestigkeit bei überlagerter zweiachsiger statischer Beanspruchung" Kon- struktion 29 (1977) S. 253-257
- [9] Grant P.V., Lord J.D., Whitehead P.S.: "The Measurement of Residual Stresses by the Incremental Hole Drilling Methode" Measurement Good Practice Guide, National Physical Laboratory, Teddington, Middlesex, United Kingdom August 2002, ISSN 1368-6550
- [10] Neuber H. "Kerbspannungslehre" Springer Verlag Berlin Heidelberg New York, 2001, ISBN 3-540-67657-0
- [11] Kleemann U., Zenner H.: "Bauteiloberfläche und Schwingfestigkeit - Untersuchungen zum Einfluss der Randschicht auf die Dauerfestigkeit von Bauteilen aus Stahl" Mat.-wiss. u. Werkstofftech. 2006, 37, No.5
- [12] Zenner H., Heidenreich R., Richter I.: "Schubspannungsintensitätshypothese- Erweiterung und experimen- telle Abstützung einer neuen Festigkeitshypothese für schwingende Beanspruchung" Konstruktion 32, 11, (1980)
- [13] Liu J.: "Dauerfestigkeitsberechnungen metallischer Bauteile", Habilitationsschrift TU Clausthal, Verlag Papierflieger Clausthal-Zellerfeld, ISBN 3-89720-528-9, 2001
- [14] Hänel B. et al. "Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile", FKM-Richtlinie, 4. Auflage, Frankfurt am Main, 2002, ISBN 3-8163-0424-9
- [15] Capello E., Davoli P., Bassanini A., Bisi A. "Residual stresses and surface roughness in turning" Transactions of the ASME, Journal of Engineering and Technology, 1999, Vol. 121 346-351

- [16] Capello E., Davoli P., Filippini M., Foletti S. "Relaxation of residual stresses induced by turning and shot peening on steels" *Journal of Strain Analysis*, 2004, Vol. 39 No.3
- [17] Maderbacher H. "Einfluss von Parametern der spanenden Fertigung auf die Randschichteigenschaften von 34CrNiMo6" Projektarbeit am Institut für allgemeinen Maschinenbau, 2007
- [18] Schajer G. S.: "Measurement of non-uniform residual stresses using the hole drilling method. Part I- Stress calculation procedures", *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 110/338-343, 1988
- [19] Schajer G. S.: "Measurement of non-uniform residual stresses using the hole drilling method. Part II- Practical application of the integral method ", *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 110/344-349, 1988
- [20] El Haddad M., Smith K., Topper T.: "Prediction of none propagating cracks", *Engineering Fracture Mechanics* Vol.11, Pergamon Press Ltd. Vol.11, 573-584, Great Britain 1979
- [21] Taylor D. "Geometrical effects in fatigue: A unifying theoretical model", *International Journal of Fatigue*, 21 413-420, 1999
- [22] Gross D., Seelig Th., "Bruchmechanik mit einer Einführung in die Mikromechanik", 3.Auflage, Springer Verlag, ISBN 3-540-42203-X, 2001
- [23] Atzori B., Lazzarin P., Menengetti G., "A unified treatment of the mode I fatigue limit of components containing notches or defects", *International Journal of Fracture*, 133 61-87, 2005
- [24] Javidi A., Rieger U., Eichlseder W., "The effect of machining on the surface integrity and fatigue life", *International Journal of Fatigue*, In Press, 2008
- [25] Bargel H-J., Schulze G.: "Werkstoffkunde", 9.Auflage, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York, ISBN 3-540-26107-9, 2005.
- [26] Marsoner S., Peissl R.: "Messung von Eigenspannungen an einer Versuchsprobe", Messprotokoll des Materials Center Leoben Forschung GmbH, 2006
- [27] Godor I. Interner Bericht Jenbacher, Institut für Allgemeinen Maschinenbau, nicht öffentlich einsehbar.
- [28] Dengel D.: "Die arcsin \sqrt{P} -Transformation - ein einfaches Verfahren zur grafischen und rechnerischen Auswertung geplanter Wöhlerversuche", *Zeitschrift für Werkstofftechnik* 6. Jahrg. 1975 Heft 8
- [29] Saarstahl AG, D-66330 Völklingen, URL: <http://www.saarstahl.com>, zugegriffen am 16.05.2008