

Experimentelle und numerische Untersuchungen  
zum Verschleiß von Halteelementen  
in der zahnärztlichen Prothetik

Inaugural-Dissertation  
zur  
Erlangung des Doktorgrades (Dr.rer.nat.)  
der  
Mathematisch-Naturwissenschaftlichen Fakultät  
der  
Rheinischen Friedrich-Wilhelms-Universität Bonn

vorgelegt von  
Ludger Keilig  
aus  
Wattenscheid

Bonn 2007

Angefertigt mit Genehmigung der Mathematisch-Naturwissenschaftlichen  
Fakultät der Rheinischen Friedrich-Wilhelms-Universität Bonn

1. Referent: Prof. Dr. Christoph Bourauel

2. Referent: Prof. Dr. Reinhard Klein

Tag der Promotion: 23.01.2008

Erscheinungsjahr: 2008

Diese Dissertation ist auf dem Hochschulschriftenserver der ULB Bonn  
[http://hss.ulb.uni-bonn.de/diss\\_online](http://hss.ulb.uni-bonn.de/diss_online) elektronisch publiziert.





# Inhaltsverzeichnis

Zusammenfassung.....	9
1 Einleitung.....	11
2 Grundprinzipien der Finite-Elemente-Methode.....	16
2.1 Allgemeine Grundlagen der Finite-Elemente-Methode.....	16
2.2 Spannungen und Verzerrungen in Elementen.....	19
2.3 Numerischer Hintergrund der Finite-Elemente-Methode.....	22
2.4 Lineare und nichtlineare Finite-Elemente-Methode.....	25
2.4.1 Geometrische Nichtlinearität.....	25
2.4.2 Nichtlineare Belastung und/oder Randbedingungen.....	26
2.4.3 Nichtlineare Materialeigenschaften.....	26
2.4.4 Sonstige nichtlineare Ansätze in der Finite-Elemente-Methode..	27
2.5 Wichtigkeit der Vernetzung und Modellierung.....	28
2.6 Adaptive Netzanpassung bei Finite-Elemente-Modellen.....	33
2.7 Allgemeines Vorgehen bei der Finite-Elemente-Analyse.....	37
3 Grundlagen von Verschleißprozessen.....	39
3.1 Das Verschleißsystem.....	39
3.2 Verschleißformen.....	41
4 Grundprinzipien der Bilderfassung und -verarbeitung.....	44
5 Grundlagen der Zahnmedizin.....	48
5.1 Begriffe und Bezeichnungen.....	48
5.2 Grundlagen der zahnärztlichen Prothetik.....	51
5.3 Prothetische Halteelemente.....	52

6	Dentale Biomechanik und Werkstoffkunde.....	55
6.1	Grundlagen der Biomechanik.....	55
6.2	Grundlagen der Mechanik und der Werkstoffkunde.....	56
6.3	Finite-Elemente-Analysen in der prothetischen Biomechanik und der dentalen Werkstoffkunde.....	58
7	Entwicklung des hochauflösenden Hexapod-Mess-Systems HexMeS.....	61
7.1	Der Messaufbau.....	62
7.1.1	Optischer Bewegungsnachweis.....	64
7.1.2	Belastungseinheit Hexapod.....	65
7.1.3	Erfassung der aufgegebenen Kraftsysteme.....	67
7.2	Messprinzip.....	67
7.3	Das Steuerprogramm.....	70
7.3.1	Kommunikation zwischen den einzelnen Komponenten.....	70
7.3.2	Integration der Komponenten in das Steuerprogramm.....	77
7.3.3	Datenerfassung und -aufbereitung.....	78
7.3.4	Ermittlung der Probenposition aus der Pinholeposition .....	80
7.3.5	Erfassung der Bewegung der Pinholes.....	84
7.4	Kalibrierung und Justierung.....	85
7.5	Ablauf einer Messung im HexMeS.....	88
8	Mechanische Simulation von Verschleißprozessen.....	90
8.1	Verschleißapparatur .....	90
8.2	Dauer der Belastung zur Simulation des Verschleißes.....	92
8.3	Legierungsauswahl .....	93
8.4	Herstellung der Probekörper.....	97

9	Experimentelle Bestimmung der Mikrobeweglichkeit von prothetischen Halteelementen vor und nach simuliertem Verschleiß.....	99
10	Generierung der Finite-Elemente-Modelle.....	103
10.1	Zweidimensionales Finite-Elemente-Modell.....	104
10.2	Idealisiertes dreidimensionales Finite-Elemente-Modell.....	107
10.3	Dreidimensionales Finite-Elemente-Modell eines Oberflächenabschnittes.....	110
10.4	Semirealistisches dreidimensionales Finite-Elemente-Modell.....	111
10.5	Dynamische Netzanpassung durch „Adaptive Vernetzung“.....	115
11	Ergebnisse.....	118
11.1	Das Hexapod-Mess-System.....	118
11.1.1	Justierung des Hexapod-Mess-Systems und Kalibrierung der Datenerfassung.....	118
11.2	Experimentelle Verschleißuntersuchungen.....	125
11.2.1	Schmierung des Tribosystems.....	127
11.2.2	Kräfte während eines Füge-/Trennzyklus.....	127
11.2.3	Veränderung der Füge- und Trennkräfte während der Verschleißsimulation.....	130
11.2.4	Übersicht über auftretende Verschleißspuren.....	139
11.2.5	Einfluss der Legierung auf das Verschleißverhalten.....	144
11.2.6	Einfluss der Verschleißvorgänge auf die Mikrobeweglichkeit....	155
11.3	Finite-Elemente-Analysen.....	159
11.3.1	Numerische Modellierung von Verschleißvorgängen.....	159
11.3.2	Simulation eines einzelnen Füge-/Trennvorganges.....	160
11.3.3	Erstellung eines numerischen Modells zur Simulation von Verschleißprozessen.....	173

11.3.4 Übertragung der numerischen Verschleißsimulation auf das drei- dimensionale Modell.....	178
11.3.5 Vergleich der Messungen im HexMeS mit den Finite-Elemente-Si- mulationen.....	185
12 Zusammenfassung und Ausblick.....	188
12.1 Der Messaufbau HexMeS.....	188
12.2 Numerische Simulation von Verschleißprozessen.....	188
12.3 Weiterführende Arbeiten.....	189
13 Literaturverzeichnis.....	192
Danksagung.....	202
Lebenslauf.....	203
Persönliche Daten.....	203
Publikationen .....	204



# Zusammenfassung

---

Zur Beurteilung der Eignung eines Werkstoffes ist neben funktionellen Eigenschaften auch sein Langzeitverhalten von Interesse. Insbesondere Verschleißprozesse, die durch zyklische Belastung der aus diesen Stoffen hergestellten Werkstücke hervorgerufen werden, haben einen entscheidenden Einfluss auf deren Funktionalität. Numerische Methoden aus der angewandten Informatik bieten hier eine Alternative zu experimentellen Studien. Gerade bei der Etablierung neuer numerischer Methoden muss jedoch auf eine geeignete Validierung geachtet werden.

In dieser Arbeit wird am Beispiel von Teleskopkronen für die zahnärztliche Prothetik, die aus verschiedenen Legierungen hergestellt wurden, gezeigt, wie die Untersuchung dieser Werkstoffe mit numerischen und experimentellen Methoden unterstützt werden kann. Ziel war es dabei, mit der Finite-Elemente-Methode ein numerisches Modell zur Beschreibung von Verschleißvorgängen an diesen Teleskopkronen zu erarbeiten und dieses mit in experimentellen Untersuchungen gewonnenen Daten zu validieren. Je zehn Teleskopkronen, die aus zehn verschiedenen Legierungen hergestellt wurden, und die mit Hilfe eines mechanischen Verschleißsimulators in 10.000 Belastungszyklen verschlissen wurden, dienten als Grundlage für die Untersuchung und die Modellerstellung.

Es wurde ein Messaufbau entwickelt, mit dem die durch Verschleißprozesse ausgelösten Veränderungen der Mikrobeweglichkeit untersucht werden können. Mit Hilfe eines Hexapoden als Belastungssystem und einem selbst entwickelten optischen Erfassungssystem erlaubte es dieser Aufbau, hochpräzise Kraft/Auslenkungskurven mit einem Kraftbereich von bis zu 100 N und einer Auflösung von unter einem Mikrometer zu erfassen. An rasterelektronenmikroskopischen Untersuchungen der verschlissenen Oberflächen sowie durch Bestimmung der Mikrobeweglichkeit der Teleskope vor und nach Verschleiß im oben beschriebenen Messaufbau wurde der auftretende Verschleiß qualitativ und quantitativ beurteilt.

Es wurden mehrere Finite-Elemente-Modelle der Teleskopkronen für die numerische Untersuchungen entwickelt. Diese Modelle umfassten verschiedene Idealisierungsgrade, angefangen bei stark idealisierte zweidimensionalen Modellen bis hin zu nahezu realistischen dreidimensionalen Modellen. In systematischen Simulationen wurde das numerische Modell zur Verschleißsimulation entwickelt, optimiert und mit Hilfe der im Experiment ermittelten Daten validiert. Insbesondere bei der Verwendung von zweidimensionalen Finite-Elemente-Modellen konnte in den numerischen Simulationen ein mit den im Experiment gewonnenen Daten vergleichbares Verhalten erreicht werden.

# 1 Einleitung

---

Neue Methoden der Bildverarbeitung, die fortschreitende Verbreitung der digitalen Bilderfassung sowie Fortschritte in der Hardware und der Messtechnik bieten heute neue Möglichkeiten in der experimentellen Erfassung von mechanischen Prozessen. Durch die Anwendung numerischer Methoden der Mathematik gelingen im Zuge einer sich rasant entwickelnden Rechenleistung und -technik immer realistischere Simulationen, wobei auch komplexe Zusammenhänge erfolgreich simuliert werden können. Diese beiden Seiten bieten zusammen eine ganze Palette von Möglichkeiten und Perspektiven in der experimentellen Medizin.

In der vorliegenden Arbeit wurden diese neuen Möglichkeiten eingesetzt, um ein Anwendungsbeispiel aus dem Bereich der Zahnheilkunde, nämlich dem Verschleißverhalten von Halteelementen aus der zahnärztlichen Prothetik, eingehend zu analysieren. Die in diesem Rahmen durchgeführten numerischen Untersuchungen wurden begleitet von umfangreichen experimentellen Untersuchungen, die zur Verifizierung und Validierung der durchgeführten Simulationen dienten.

Diese neuen Methoden und die sich daraus ergebenden Möglichkeiten wurden verwendet, um zum einen das Verschleißverhalten von Teleskopkronen an einem eigens entwickelten optomechanischen Messaufbau zu untersuchen, mit dem der Einfluss des Verschleißes auf die Stabilität der Teleskopkronen experimentell untersucht werden konnte,

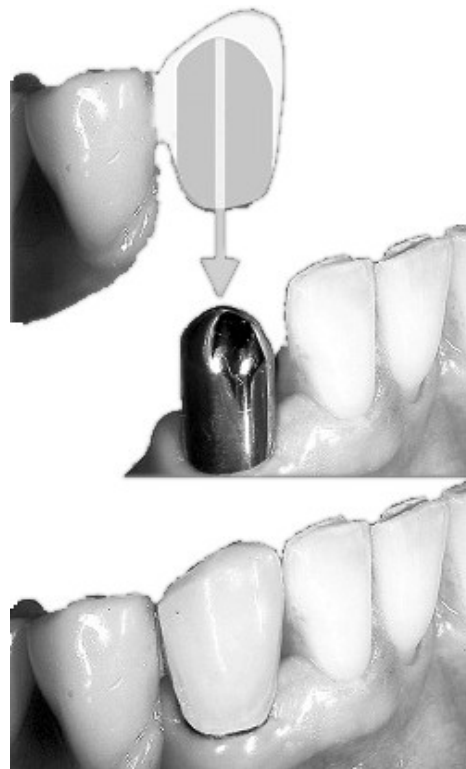


Abbildung 1: Bei dem so genannten kombiniert herausnehmbar/festsitzenden Zahnersatz wird die Prothese auf im Restgebiss verankerten Halteelementen befestigt.

zum anderen wurde der Verschleißprozess mit der Methode der finiten Elemente numerisch simuliert.

Auch heute verlieren insbesondere ältere Menschen noch so viele Zähne, dass herausnehmbarer Zahnersatz notwendig wird. Bei der Versorgung von Patienten mit entsprechenden prothetischen Elementen (Einzelzahnersatz, Teil- oder Vollprothesen) ist deren mechanischer Halt und deren Stabilität von großer Bedeutung. Besonders beim kombiniert herausnehmbaren/festsitzenden Zahnersatz, also bei herausnehmbaren Prothesen, die an fest im Restgebiss integrierten Halteelementen verankert werden, sind die Halteelemente verschiedenen Belastungen ausgesetzt, die deren Stabilität beeinflussen können. So führt zum Beispiel die funktionelle Bewegung des Unterkiefers – beim Kauen oder Schlucken – zu einer direkten mechanischen Belastung des Zahnersatzes, bei der Kräfte von bis zu mehreren hundert Newton erreicht werden können [25, 26, 48, 55, 73]. Gerade bei dem oben erwähnten kombiniert herausnehmbaren/festsitzenden Zahnersatz muss noch ein anderer Aspekt beachtet werden: Zur Reinigung des Zahnersatzes muss die Prothese aus dem Mund entfernt werden, was durch den mechanischen Kontakt zwischen den verschiedenen Teilen des Halteelementes zu Verschleißprozessen an diesen Elementen führt. Der durch diese äußeren Einflüsse induzierte Verschleiß wurde in einer Vielzahl von experimentellen Studien untersucht [11, 42, 49, 50, 59, 74, 87].

Der Ablauf sowie das Ausmaß derartiger Verschleißprozesse hängt von unterschiedlichen Parametern ab, wie zum Beispiel der Art des verwendeten Halteelementes oder der Genauigkeit der Fertigung. Da aber gerade diese Parameter auch einen entscheidenden Einfluss auf den Sitz und den Halt der Prothese haben [67], muss der Behandler zwischen diesen verschiedenen Vor- und Nachteilen bestimmter Systeme abwägen.

Einen besonderen Einfluss sowohl auf den Verschleiß als auch auf die Verträglichkeit und Biokompatibilität hat das Material, aus dem diese Halteelemente gefertigt werden. Hier steht der behandelnde Zahnarzt vor dem Problem, theoretisch aus über 1100 verschiedenen von der Industrie angebotenen Materialien ein geeignetes für die Konstruktion der Halteelemente zu wählen [19].

In der vorliegenden Arbeit wurden experimentelle und numerische Methoden entwickelt, um die Eignung verschiedener Werkstoffe zur Herstellung entsprechender Ankerelemente zu untersuchen. Dafür sollte experimentell der Einfluss von Verschleißvorgängen auf die Stabilität von Halteelementen, die aus verschiedenen Legierungen hergestellt wurden, untersucht werden. In einem eigens entwickelten hochpräzisen optomechanischen Messaufbau, dem Hexapod-Mess-System (HexMeS), wurde dafür die Mikrobeweglichkeit neu erstellter Teleskopkronen ermittelt. Anschließend wurden diese Halteelemente in einer zweiten Apparatur einem simulierten Verschleißprozess unterzogen. Durch erneutes Einsetzen der Proben nach simuliertem Verschleiß in das HexMeS konnte bestimmt werden, welchen Einfluss der Verschleiß auf die Mikrobeweglichkeit des Teleskopes hatte.

In einem zweiten Schritt wurde mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode ein numerisches Modell der dabei ablaufenden Verschleißprozesse entwickelt. Durch Berechnungen an unterschiedlich detaillierten zwei- und dreidimensionalen Modellen von Teleskopkronen wurde die Übertragbarkeit der experimentell ermittelten Daten auf die numerische Simulation überprüft.

Die vorgestellten Untersuchungen werden die Beurteilung der Eignung eines gegebenen Materials für die Herstellung von Teleskopkronen anhand verschiedener Materialparameter ermöglichen.

Da sich diese Arbeit inhaltlich über ein großes Spektrum verschiedener Bereiche erstreckt, soll hier ein kurzer Überblick über die Gliederung der folgenden Kapitel gegeben werden:

**Kapitel 2** gibt eine Einführung in die Grundprinzipien der Finite-Elemente-Methode und führt numerische Grundlagen und häufig verwendete Begriffe ein. Auch werden verschiedene lineare und nichtlineare Ansätze zur Lösung derartiger Probleme vorgestellt. Ein besonderes Augenmerk wird dabei auf die Problematik bei der Erzeugung von Finite-Elemente-Netzen gelegt.

**Kapitel 3** gibt eine Einführung der Grundlagen von Verschleißprozessen. Grundbegriffe und Mechanismen ablaufender Verschleißprozesse werden anhand von ausgewählter Literatur eingeführt.

**Kapitel 4** widmet sich einer kurzen Einleitung in den Themenbereich der Bild- erfassung und -verarbeitung. Auf diese Einleitung wird später bei der Be- schreibung des für diese Arbeit entwickelten Messaufbaus in Kapitel 7 zu- rückgegriffen.

**Kapitel 5** führt in die zahnärztliche Prothetik sowie die Problematik der Veran- kerung von Zahnersatz ein. Auch werden hier eine Reihe von Begriffen aus der Zahnmedizin eingeführt, die im folgenden Text Verwendung fin- den.

**Kapitel 6** liefert anschließend einen kurzen Einblick in Grundlagen der Biome- chanik und Werkstoffkunde, wobei der Schwerpunkt auf der Anwendung in der Zahnmedizin liegt. Beendet wird das Kapitel mit einem kurzen Über- blick über den Einsatz von Finite-Elemente-Analysen in der (zahnärztli- chen) Biomechanik und Werkstoffkunde. Mit diesem Kapitel wird die Vor- stellung der für diese Arbeit verwendeten Grundlagen abgeschlossen.

**Kapitel 7** zeigt die Entwicklung des hochauflösenden Hexapod-Mess-Systems HexMeS, das zur Bestimmung der Mikrobeweglichkeit von Teleskopkro- nen verwendet wurde.

**Kapitel 8** stellt die Untersuchungen vor, die zur mechanischen Simulation von Verschleißvorgängen durchgeführt wurden. Dabei wird zum einen auf die Verschleißapparatur eingegangen, die zur mechanischen Simulation des Verschleißes von Teleskopkronen verwendet wurde, zum anderen wird die Auswahl der Legierungen zur Herstellung der Teleskope sowie die Herstellung der Probekörper beschrieben.

**Kapitel 9** stellt die Untersuchungen vor, die zur Bestimmung des Einflusses von Verschleißprozessen auf die Mikrobeweglichkeit von Teleskopen am Hexapod-Mess-System durchgeführt wurden.

**Kapitel 10** widmet sich der Erstellung von zwei- beziehungsweise dreidimensionalen Finite-Elemente-Modellen der Teleskopkronen sowie der Vorstellung der verschiedenen durchzuführenden Finite-Elemente-Analysen.

**Kapitel 11** fasst die Ergebnisse der durchgeführten Untersuchungen zusammen. Dazu werden zuerst Ergebnisse vorgestellt, die die Funktionalität des Hexapod-Mess-Systems darstellen. Anschließend werden die bei der mechanischen Verschleißsimulation gewonnenen Daten sowie die zu beobachtenden Verschleißspuren dargestellt. Danach wird auf FE-Simulationen mit den verschiedenen FE-Modellen der Teleskope eingegangen. Den Abschluss dieses Kapitels bildet der Vergleich zwischen den experimentellen und den numerischen Untersuchungen.

**Kapitel 12** diskutiert die gewonnenen Ergebnisse. Der Schwerpunkt liegt dabei auf dem vorgestellten Messaufbau HexMeS und der numerischen Simulation der Verschleißprozesse. Weiter folgt eine abschließende Zusammenfassung der vorgestellten Erkenntnisse aus dieser Arbeit und einen Ausblick auf mögliche Folgen und Anwendungen dieser Untersuchungen und Ergebnisse.

Diese Arbeit entstand innerhalb des von der Medizinischen Fakultät im Rahmen des BONFOR-Programms geförderten Projektes O-710 „Korrosion und Verschleiß von Halteelementen für die zahnärztliche Prothetik“. Ergänzend wurde dieses Projekt durch Drittmittel von den Industriepartnern Cendres & Métaux, Degudent und Wieland unterstützt.

## 2 Grundprinzipien der Finite-Elemente-Methode

---

Ein Teilaspekt dieser Arbeit ist die numerische Simulation des mechanischen Verhaltens komplexer Körper mit Hilfe der Finiten-Elemente-Methode (FEM). Daher sollen hier einige grundlegende Begriffe und Eigenschaften dieser Methode im Allgemeinen dargelegt und ein kurzer Überblick über den Einsatz der FEM innerhalb der Biomechanik sowie speziell in der dentalen Biomechanik gegeben werden.

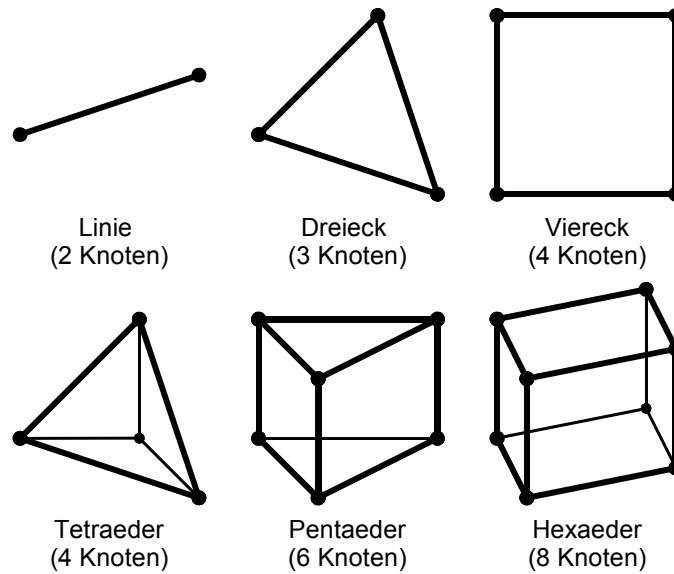
### 2.1 Allgemeine Grundlagen der Finite-Elemente-Methode

Die Methode der Finiten Elemente ist ein numerisches Verfahren, um die Reaktion eines Körpers auf einen oder mehrere äußere Einflüsse zu berechnen. Im Hintergrund steht die Annahme, dass eine mechanische Struktur bei einer Lasteinwirkung unter allen möglichen Formveränderungen diejenige Form einnehmen wird, die ein Minimum an energetischem Aufwand benötigt [18]. Das aus diesem Minimierungsprozess resultierende Variationsproblem führt zu einem Gleichungssystem, dessen Lösung die resultierende Form der mechanischen Struktur beschreibt.

Wirkt eine mechanische Belastung auf eine solche Struktur, so reagiert diese mit einer Verformung, woraus dann wieder Spannungen und Verzerrungen innerhalb der Struktur resultieren. Die Reaktion dieses Körpers hängt dabei zum einen von den aufgegebenen äußeren Einflüssen ab, zum anderen aber auch von ihren mechanischen Eigenschaften, wobei diese sich durchaus in verschiedenen Teilbereichen unterscheiden können. Diskretisiert man nun die Struktur durch eine endliche („finite“) Zahl von einfachen geometrischen Elementen mit jeweils wohldefinierten Materialeigenschaften, so kann man die Reaktion dieser einzelnen Elemente auf eine externe Belastung durch eine Reihe von Gleichungen darstellen. In Abbildung 2 ist eine Auswahl einiger geometrischer Element-



Verschiedene Grundtypen von Elementen



Variationen einiger Grundtypen mit unterschiedlichen Knotenzahlen

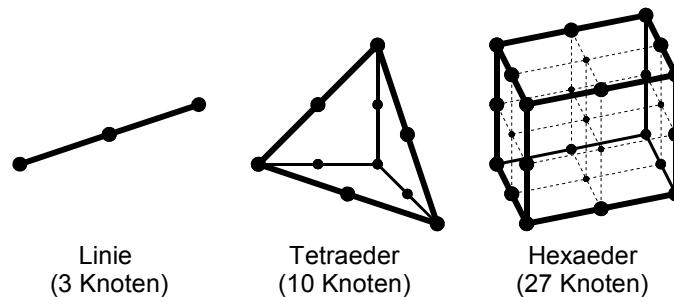


Abbildung 2: Darstellung verschiedener in der FEM gebräuchlichen Basis-Elementtypen (nach [51]). Die unterste Zeile zeigt exemplarisch, wie diese Elemente durch das Hinzufügen zusätzlicher Knoten variiert werden können. Abhängig von der Komplexität der Elemente ändert sich auch die Komplexität der Gleichungssysteme, die zur numerischen Simulation dieser Elemente aufgestellt werden.

typen dargestellt, die in der FEM häufig verwendet werden [51]. Verbindet man die einzelnen Elemente untereinander an einzelnen Punkten (so genannten Knoten), wie die zu Grunde liegende Struktur es vorgibt, und lässt diese Verbindungen in geeigneter Weise als Randbedingungen in die aufgestellten Gleichungen einfließen, so entsteht ein Gleichungssystem, das die mechanischen Zusammenhänge innerhalb der Struktur wiedergibt.

Die FEM nutzt die vergleichsweise einfache Berechenbarkeit elementarer geometrischer Körper, wie zum Beispiel eines Quaders oder eines Tetraeders, um

damit auch komplexere Körper darzustellen und zu simulieren. Dazu wird ein komplexer Körper in eine endliche Anzahl solcher einfachen Elemente zerlegt. Entlang ihrer Ränder werden die Elemente in so genannten Knotenpunkten verbunden. Dadurch entsteht ein Modell des zu simulierenden Körpers. Abhängig von dem zu lösenden Problem und der zu modellierenden Geometrie können unterschiedliche Elementtypen gewählt werden. Eine Reihe der aufgeführten Grundelemente aus Abbildung 2 kann auch in verschiedenen Variationen mit einer unterschiedlichen Anzahl von Knoten verwendet werden. So gibt es zum Beispiel Hexaeder-Elemente mit 8, 12, 20 oder 27 Knoten. Diese verschiedenen Elemente unterscheiden sich darin, welche Probleme sich mit ihnen berechnen lassen. Alle Knoten und Elemente eines solchermaßen erstellten Modells bilden das FE-Netz.

Bei der Formulierung der FEM wird davon ausgegangen, dass für jedes Element die Gleichungen, die das mechanische Verhalten des Körpers beschreiben, aufgestellt und gelöst werden können. Hierbei handelt es sich im Allgemeinen um Differentialgleichungen, die entweder in Verbindung mit Anfangswerten und Randbedingungen direkt gelöst oder durch ein Variationsproblem minimiert werden können.

Die Methode der finiten Elemente erlaubt es, eine Vielzahl von verschiedenen Lasttypen auf ein Modell aufzugeben und die Reaktion des Modells auf diese Lasten zu simulieren. So werden bei den „klassischen“ mechanischen Simulationen typischerweise Kraftsysteme, Verschiebungen oder Rotationen auf die Modelle aufgegeben. Genauso ist auch die Simulation elektrischer, magnetischer, thermischer oder akustischer Eigenschaften möglich, wie auch die Simulation von Fließprozessen. In der vorliegenden Arbeit wird ausschließlich die klassische mechanische FE-Simulation verwendet. Auf sie wird in den folgenden Abschnitten weiter eingegangen.

## 2.2 Spannungen und Verzerrungen in Elementen

Wirkt eine Kraft auf einen deformierbaren dreidimensionalen Körper, so reagiert dieser mit einer kontinuierlichen Deformation über den gesamten Körper [54]. Diese Deformation lässt sich in die drei Komponenten  $u$ ,  $v$  und  $w$  parallel zu den drei Raumachsen zerlegen. Jedem Punkt  $P_i$  des Körpers lässt sich jeweils eine Verschiebung  $d_i(u, v, w)$  zuweisen, wodurch man in jedem Punkt die Deformationen mit den zugehörigen Komponenten  $u_i = u(x_i, y_i, z_i)$ ,  $v_i = v(x_i, y_i, z_i)$  und  $w_i = w(x_i, y_i, z_i)$  erhält (vergleiche Abbildung 3).

Die aus diesen Deformationen resultierenden Formveränderungen können benutzt werden, um zum einen Dehnungen  $\varepsilon_{xx}$ ,  $\varepsilon_{yy}$  und  $\varepsilon_{zz}$  entlang der drei Raumachsen, zum anderen Scherungen  $\gamma_{xy}$ ,  $\gamma_{yz}$  und  $\gamma_{zx}$  senkrecht zu den drei Raumachsen in diesem Körper zu berechnen. Anschaulich beschreiben

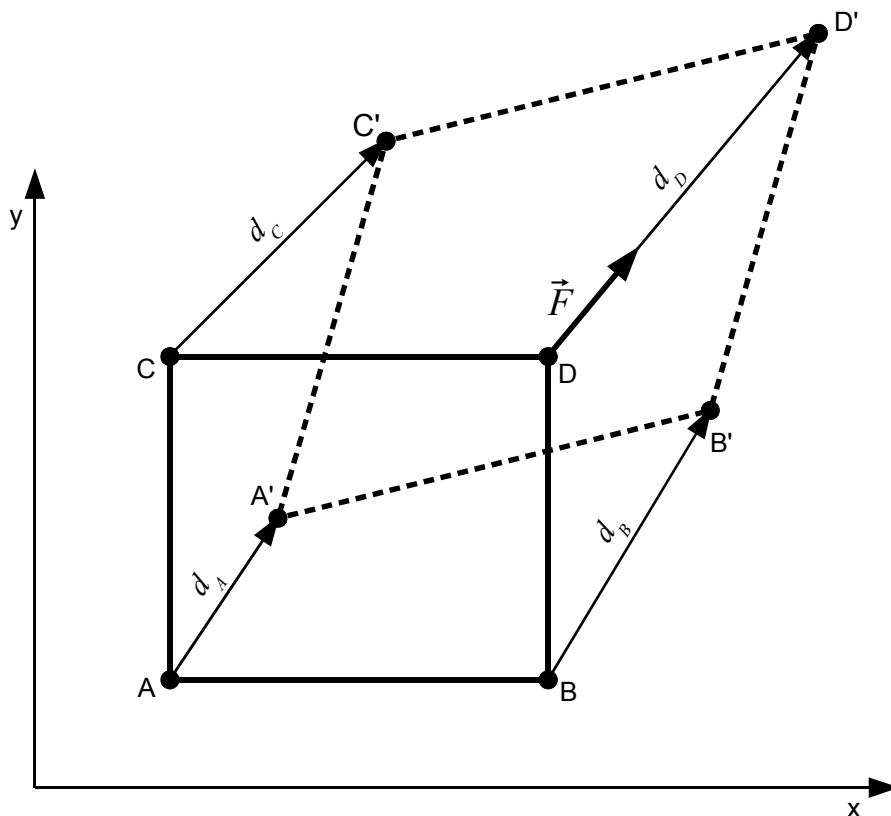


Abbildung 3: Schematische Darstellung der Deformation eines zweidimensionalen Körpers  $ABCD$  unter dem Einwirken einer Kraft  $F$ .

die Dehnungen diejenige relative Längenänderung, die ein infinitesimal kleiner Würfel, dessen Mittelpunkt in  $P_i$  liegt und dessen Kanten parallel zu den Raumachsen liegen, unter der aufgebrachten Kraft erfahren würde. Die Scherungen beschreiben die relative Veränderung des Winkels zwischen den Seiten dieses Würfels. Die Dehnungen und Scherungen werden zusammen als Verzerrungen bezeichnet. Für hinreichend kleine Verschiebungen im Verhältnis zu den Abmessungen des gesamten Körpers können die Verzerrungen direkt aus den Verschiebungen berechnet werden. Dann gilt für die Dehnungen:

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x}, \quad \varepsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y}, \quad \varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z}. \quad (1)$$

Für die Scherungen ergibt sich dann:

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}, \quad \gamma_{yz} = \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y}, \quad \gamma_{zx} = \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z}. \quad (2)$$

Die Verzerrungen, die sich somit aus dem in Abbildung 3 vorgestellten Beispiel eines zweidimensionalen Körpers bei geringen Verschiebungen ergeben, sind in Abbildung 4 dargestellt.

Betrachtet man nun einen kleinen Würfel  $W$  mit den Kantenlängen  $dx$ ,  $dy$  und  $dz$  innerhalb des belasteten Körpers, so führt die von außen aufgegebene Kraft zu Spannungen innerhalb des Würfels. Dabei wird unterschieden zwischen den Normalspannungen  $\sigma$ , die aus den senkrecht zu den Würfelseiten wirkenden Kräften resultieren, und den Schubspannungen  $\tau$ , die aus den Kräften tangential zu den Seiten resultieren (siehe Abbildung 5).

Für isotrope, homogene Materialien mit einem linear-elastischen Verhalten beschreibt das Hookesche Gesetz

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad (3)$$

den Zusammenhang zwischen Spannung  $\sigma$  und Dehnung  $\varepsilon$ , wobei  $E$  den so genannten Elastizitätsmodul dieses Materials bezeichnet. Mit Gleichung (3) gilt

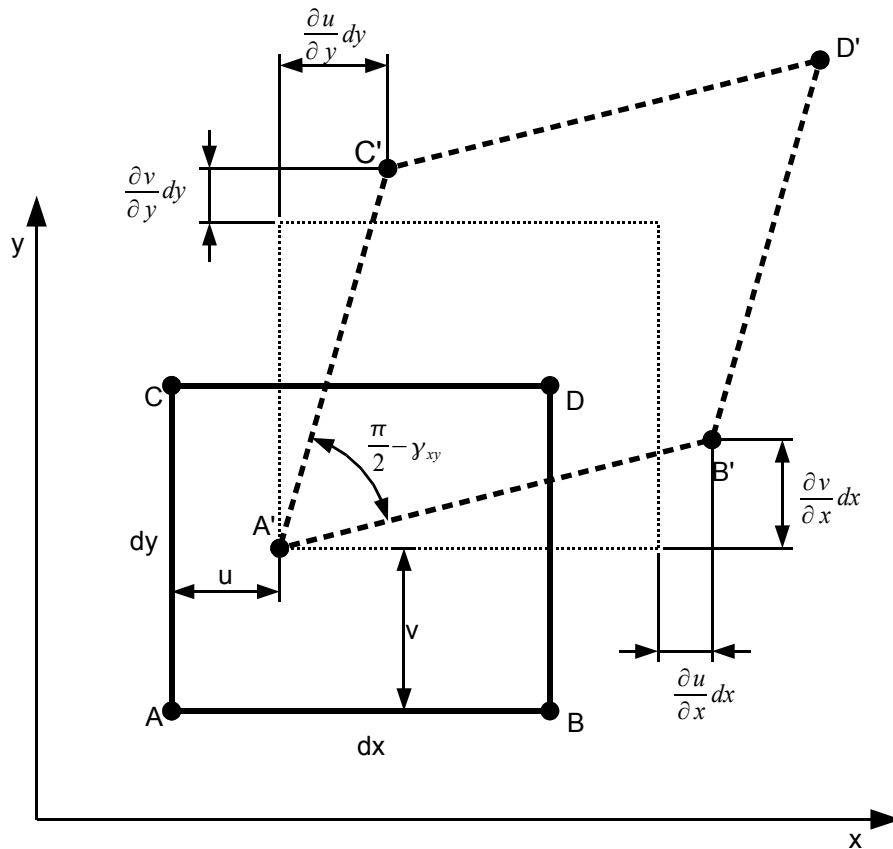


Abbildung 4: Schematische Darstellungen der Verschiebungen und Verzerrungen bei einem zweidimensionalen Körper und kleinen Deformationen.

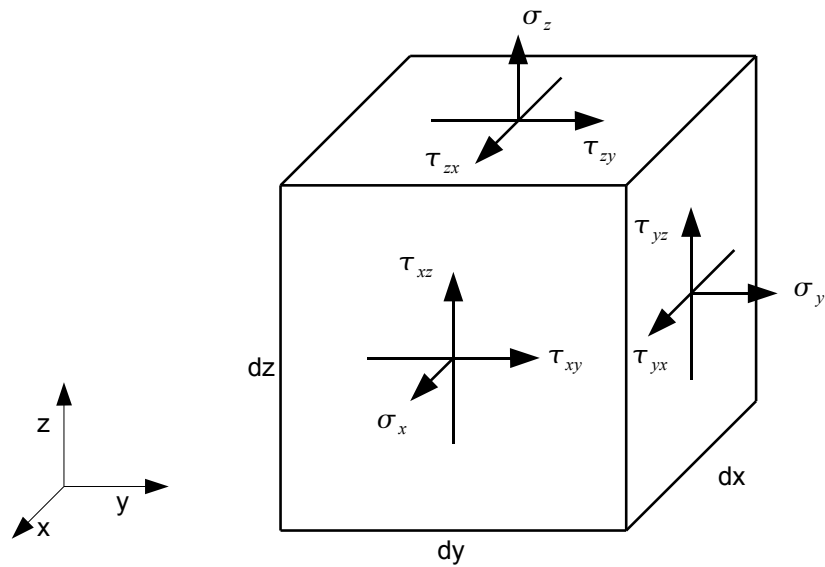


Abbildung 5: Schematische Darstellung der Spannungen, die an einem Würfel innerhalb eines belasteten Körpers auftreten (nach [54]).

dann unter den oben genannten Bedingungen für ein Material mit dem Elastizitätsmodul  $E$  und der Querkontraktionszahl  $\nu$ :

$$\begin{aligned}
 \varepsilon_x &= \frac{1}{E} (\sigma_x - \nu \sigma_y - \nu \sigma_z) , & \gamma_{xy} &= \frac{1}{G} \tau_{xy} , \\
 \varepsilon_y &= \frac{1}{E} (\sigma_y - \nu \sigma_x - \nu \sigma_z) , & \gamma_{yz} &= \frac{1}{G} \tau_{yz} , \\
 \varepsilon_z &= \frac{1}{E} (\sigma_z - \nu \sigma_x - \nu \sigma_y) , & \gamma_{zx} &= \frac{1}{G} \tau_{zx} .
 \end{aligned} \tag{4}$$

Dabei ist

$$G = \frac{E}{2 \cdot (1 + \nu)} \tag{5}$$

der so genannte Schubmodul des Materials. Auf die Bedeutung der verschiedenen Materialeigenschaften wird in Kapitel 6 noch weiter eingegangen.

### 2.3 Numerischer Hintergrund der Finite-Elemente-Methode

Wie in den vorherigen Abschnitten ausgeführt, verwendet die Methode der finiten Elemente die Diskretisierung eines beliebigen deformierbaren Körpers in eine endliche Zahl einzelner Elemente, die entlang ihrer Ränder mit Knotenpunkten verbunden sind und für die die Gleichungen für Verschiebungen und Spannungen aufgestellt werden können. Mit dieser Diskretisierung kann eine Näherungslösung der Reaktion eines Körpers auf eine Belastung berechnet werden.

Zur Lösung der so erstellten Gleichungssysteme müssen Randbedingungen, Materialgesetze und geeignete Gleichgewichts- oder Kompatibilitätsbedingungen berücksichtigt werden. Randbedingungen beschreiben die vorhandenen Lager und die von außen aufgegebenen Belastungen und Verformungen. Die Materialgesetze beschreiben die Beziehungen zwischen Spannungen und Dehnungen in den verwendeten Materialien. Gleichgewichts- oder Kompatibilitätsbedingungen gewährleisten die statische Verträglichkeit von Kräften und Spannungen beziehungsweise die kinematische Verträglichkeit von Verschiebungen

und Verzerrungen [2]. Das prinzipielle Vorgehen beim Aufstellen und Lösen dieses Gleichungssystems soll im Folgenden für eine statische und linear-elastische Analyse dargestellt werden (nach [2]):

Grundlage der durchzuführenden Berechnungen ist die Zerlegung der zu analysierenden Struktur in einzelne Elemente, die an Knotenpunkten miteinander verbunden sind. Die Verschiebungen  $\vec{U} = \vec{T}(\vec{u}_0, \dots, \vec{u}_n)$  dieser Knoten gehen als Unbekannte in die Gleichungssysteme ein, wobei  $\vec{u}_i$  die Knotenverschiebungen des  $i$ -ten Elementes bezeichnet. Für das  $i$ -te Element kann der Zusammenhang zwischen seinen Knotenverschiebungen  $\vec{u}_i$  und seiner Belastung  $\vec{f}_i$  mit Hilfe der Elementsteifigkeitsmatrix  $E_i$  berechnet werden. Für das gesamte System kann die Steifigkeitsmatrix aus den Elementsteifigkeitsmatrizen zusammengesetzt werden:

$$C = \sum_i E_i = \begin{pmatrix} E_0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & E_1 & \ddots & \vdots \\ \vdots & \ddots & \ddots & \vdots \\ 0 & \dots & 0 & E_n \end{pmatrix}. \quad (6)$$

Mit Hilfe der oben aufgeführten Kompatibilitätsbedingung kann ein Gleichgewichtssystem

$$C \cdot \vec{U} = \vec{R} \quad (7)$$

aufgestellt werden, wobei  $\vec{R}$  den Lastvektor des gesamten Finite-Elemente-Systems bezeichnet. Aus dem so erstellten Gleichungssystem kann jetzt mit einem geeigneten numerischen Verfahren eine Lösung für  $\vec{U}$  ermittelt werden.

Neben der Lösung des umfangreichen Gleichungssystems, dessen Größe direkt abhängt von der Anzahl der Elemente beziehungsweise der Knoten in dem FE-Modell, ist auch die Aufstellung der Elementsteifigkeitsmatrizen sehr aufwändig. Treten nur kleine Verzerrungen und Verschiebungen auf, so ist es für isotrope, homogene Materialien mit einem linear-elastischen Verhalten möglich, diese Matrizen mit den Gleichungen (1-4) herzuleiten. Im allgemeinen Fall ist

es notwendig, geeignete Formfunktionen  $H_i$  einzuführen, die die Verschiebungen  $\vec{w}_i$  in den Elementen in Abhängigkeit von den definierten Randverschiebungen des betrachteten Elements beschreiben:

$$\vec{w}_i = H_i \cdot \vec{u}_i. \quad (8)$$

Durch Ableitung erhält man aus  $H_i$  die Verzerrungs-Verschiebungs-Matrix  $B_i$ , mit der die Verzerrungen  $\vec{\varepsilon}_i$  innerhalb des Elementes berechnet werden können:

$$\vec{\varepsilon}_i = B_i \cdot \vec{u}_i. \quad (9)$$

Aus den so ermittelten Verzerrungen können mit Hilfe des Materialgesetzes über die Elastizitätsmatrix  $K_i$  die Spannungen  $\vec{\sigma}_i$  im Element berechnet werden:

$$\vec{\sigma}_i = K_i \cdot \vec{\varepsilon}_i. \quad (10)$$

Analog zu der in Gleichung (7) formulierten Kompatibilitätsbedingung muss auch hier eine geeignete Gleichgewichtsbedingung aufgestellt werden. Diese kann zum Beispiel über das Variationsprinzip eingeführt werden. Eine mögliche Formulierung für einen Gleichgewichtszustand ist, dass sich ein Körper im Gleichgewicht befindet, wenn die Funktion

$$\Pi = \bar{U} - \bar{W} \quad (11)$$

ein Minimum annimmt, wobei  $\bar{U} = \bar{U}(\vec{U})$  die Verzerrungsenergie des Systems und  $\bar{W} = \bar{W}(\vec{U})$  das Potential aller Lasten ist. Damit beschreibt die Funktion  $\Pi = \Pi(\vec{U}) = \Pi(\vec{u}_0, \dots, \vec{u}_n)$  das Gesamtpotential des Systems [2]. Die Betrachtung von

$$\delta \Pi = 0 \quad \text{oder} \quad \frac{\partial \Pi}{\partial U_i} = 0 \quad \text{für } i=0, \dots, n \quad (12)$$

liefert damit ein System von Gleichungen, die zur Lösung des Finite-Elemente-Problems herangezogen werden können.



## 2.4 Lineare und nichtlineare Finite-Elemente-Methode

Um die Berechenbarkeit und die Lösbarkeit der aufgestellten Gleichungssysteme zu erleichtern, werden häufig vereinfachende Annahmen an die mathematischen Zusammenhänge zwischen den verschiedenen beteiligten Kenngrößen gestellt. Besonders bei geringen statischen Belastungen und nur kleinen Verzerrungen und Spannungen innerhalb des Modells sind diese Zusammenhänge annähernd linear. Ist es daher möglich, die Gleichungssysteme mit einem rein linearen Ansatz aufzustellen, so spricht man von der linearen FEM.

Es gibt verschiedene Situationen, in denen es nicht mehr möglich ist, alle bestehenden Zusammenhänge in linearen Gleichungen darzustellen. So kann es aufgrund geometrischer Eigenschaften oder Materialeigenschaften notwendig sein, einen nichtlinearen Ansatz zur Erstellung der Gleichungssysteme zu wählen [91]. Auf einige dieser Nichtlinearitäten soll im Folgenden eingegangen werden.

### 2.4.1 Geometrische Nichtlinearität

Bei der Einführung der Grundproblematik hinter der Finite-Elemente-Methode wurde davon ausgegangen, dass während der Simulation nur geringe Verschiebungen und Verzerrungen auftreten (vergleiche Abbildung 4). Unter dieser Annahme konnte mit den Gleichungen (1) und (2) ein einfacher linearer Ansatz zur Bestimmung von Dehnungen und Scherungen in den Elementen eines Finite-Elemente-Modells aufgestellt werden. Kommt es bei der Simulation jedoch zu großen Verschiebungen und/oder zu großen Verzerrungen, so ist dieser lineare Ansatz fehlerhaft, und es müssen nichtlineare Ansatzfunktionen verwendet werden. In diesem Fall spricht man von einer geometrischen Nichtlinearität. Typischerweise versteht man unter kleinen Verschiebungen beziehungsweise kleinen Verzerrungen solche Verschiebungen oder Scherungen, die kleiner sind als 0,02 [2]. Sind die Verzerrungen größer, so müssen geeignete Elementtypen oder Lösungsalgorithmen eingesetzt werden.

## 2.4.2 Nichtlineare Belastung und/oder Randbedingungen

Nichtlineare Randbedingungen können es notwendig machen, den linearen Ansatz zugunsten eines an die Problemstellung angepassten Ansatzes aufzugeben. Solche nichtlinearen Randbedingungen treten zum Beispiel bei Kontaktproblemen auf: Ändert sich im Verlauf einer Simulation in Folge von Modelldeformationen der Kontaktstatus zwischen verschiedenen Modellbereichen, so hat dies Einfluss auf die Freiheitsgrade der am Kontakt beteiligten Knoten.

## 2.4.3 Nichtlineare Materialeigenschaften

Unter hinreichend kleiner Belastung verhalten sich die meisten Materialien ideal elastisch. Wird eine Kraft  $F$  auf eine stabförmige Probe der Länge  $l$  und der Querschnittsfläche  $q$  entlang deren Längsachse aufgegeben, so ist die Längenveränderung  $\Delta l$  direkt proportional zur Kraft:

$$F \sim \frac{\Delta l}{l}. \quad (13)$$

Der Zusammenhang zwischen der Spannung  $\sigma = F/q$  und der Dehnung  $\varepsilon = \Delta l/l$  wird dann durch das in Gleichung (3) vorgestellte Hookesche Gesetz beschrieben, wobei  $E$  den so genannten Elastizitätsmodul (E-Modul) des verwendeten Werkstoffs bezeichnet. Steigt die Kraft jedoch an, und überschreitet die daraus resultierende Dehnung eine vom Material (sowie anderen Parametern wie Umgebungsdruck und -temperatur) abhängige Dehngrenze, so besteht über diesen Grenzwert hinaus kein linearer Zusammenhang mehr zwischen der Dehnung und der Spannung. In Abbildung 6 sind exemplarisch zwei typische Spannungs-/Dehnungsdiagramme am Beispiel zweier verschiedener Stahltypen dargestellt, in denen der Unterschied zwischen dem linearen Verhalten bei geringer Belastung und dem nichtlinearen Verhalten bei höherer Belastung deutlich zu erkennen ist [86]. Während die Probendeformation im elastischen Bereich reversibel ist, die Probe also nach Entfernen der Last wieder in ihre Ausgangsform zurückkehrt, kann nach Überschreiten der Dehngrenze ein Teil der Defor-

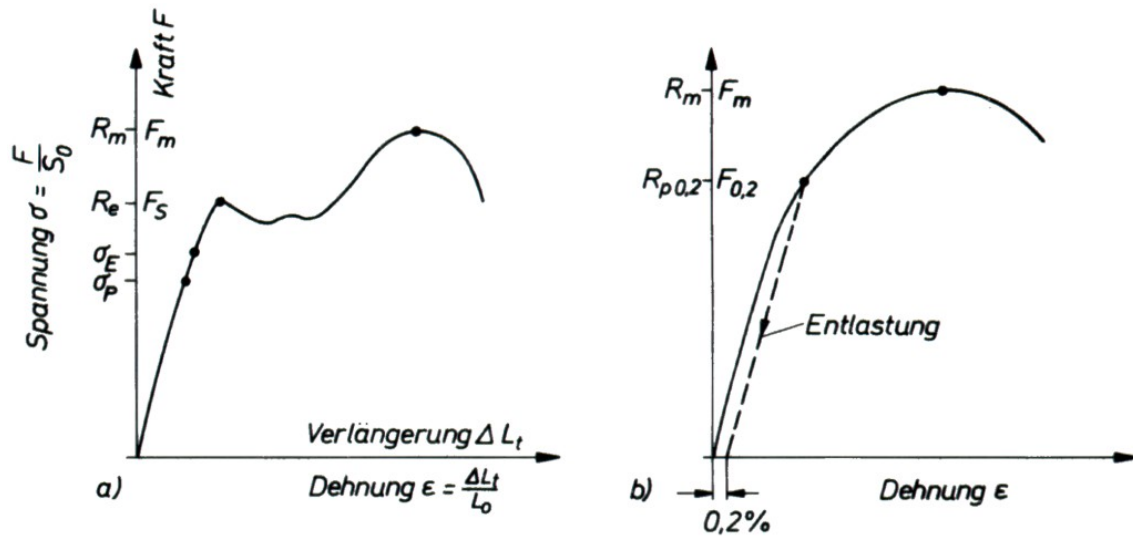


Abbildung 6: Schematische Darstellung typischer Spannungs-/Dehnungsdiagramme nach [86]. Bei hinreichend kleiner Dehnung (elastischer Bereich) besteht ein linearer Zusammenhang zwischen Spannung und Dehnung. Wird diese Grenzdehnung überschritten, so ist dieser Zusammenhang nichtlinear.

mation irreversibel sein. Die Deformation wird dann als plastische Deformation bezeichnet.

Für die Finite-Elemente-Methode hat dies zur Folge, dass das Materialverhalten nicht mehr mit einem rein linearen Ansatz beschrieben werden kann. Eine Simulation, bei der es zu bleibenden plastischen Deformationen des Modells kommen soll, muss daher passend zu den verwendeten Materialien einen materialnichtlinearen Ansatz zur Beschreibung des Materialverhaltens wählen. Da es sich bei der hier untersuchten Problematik von Verschleißprozessen um irreversible Deformationen der zu simulierenden Strukturen handelt, müssen geeignete Materialmodelle verwendet werden, die auch eine plastische Deformation der Modelle zulassen.

#### 2.4.4 Sonstige nichtlineare Ansätze in der Finite-Elemente-Methode

Es gibt noch eine Reihe anderer Gründe, nichtlineare Methoden in der FEM zu nutzen, wie zum Beispiel das Knicken oder Beulen von Werkstoffen. Da diese

jedoch in der hier vorgestellten Arbeit keine Verwendung finden, wird auf eine Erläuterung weiterer Ansätze verzichtet.

## 2.5 Wichtigkeit der Vernetzung und Modellierung

Neben den verwendeten numerischen Ansätzen ist die Erstellung des FE-Modells die wichtigste Grundlage für die Qualität einer FE-Analyse. Dabei hat sowohl die gewählte Diskretisierung der zu modellierenden Geometrie durch die Elemente wie auch die Wahl der zur Netzgenerierung verwendeten Elementtypen (vergleiche Abbildung 2) einen großen Einfluss auf die Qualität des Netzes und damit auch auf die Qualität der mit diesem Netz erhaltenen Ergebnisse. Ebenfalls hat der mathematische Ansatz hinter der Beschreibung der Elemente einen großen Einfluss auf die Ergebnisse der Simulation.

In einer FE-Simulation müssen die im Modell verwendeten Elementtypen zu der der Simulation zugrunde liegenden Fragestellung passen. Dabei ist zu berücksichtigen, dass jeder Elementtyp unterschiedliche Eigenschaften hat, welche das Einsatzgebiet dieser Elemente stark beeinflussen. So ist es zum Beispiel nicht möglich, mit einem eindimensionalen Stabelement (also einem Element, das nur aus zwei Knoten besteht, vergleiche Abbildung 2) und Knoten, die nur translatorische Freiheitsgrade haben, eine Torsion (Drehung eines Endes des Elementes relativ zum anderen Ende des Elementes um die Hauptachse) dieses Elementes zu beschreiben. Nichtsdestotrotz bilden solche Stabelemente die Grundlage vieler statischer Berechnungen im Bereich der Architektur.

Zur Veranschaulichung der Auswirkungen der Elementwahl bei einer Simulation soll hier die Simulation eines idealisierten Dreipunkt-Biegeversuches dargestellt werden. Ein Biegeversuch wird in materialwissenschaftlichen Untersuchungen verwendet, um die mechanischen Eigenschaften eines Werkstoffes zu bestimmen. Bei dem hier simulierten Dreipunkt-Biegeversuch wird das zu untersuchende Werkstück mit einer Breite  $a$  und einer Dicke  $h$  auf zwei Auflagen (mit einem Abstand  $L$  zwischen diesen Auflagen) positioniert. Anschließend wird die Probe in der Mitte zwischen den beiden Auflagen belastet und die Aus-

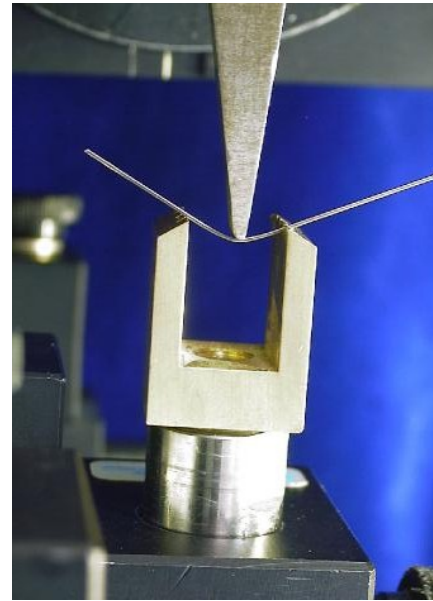
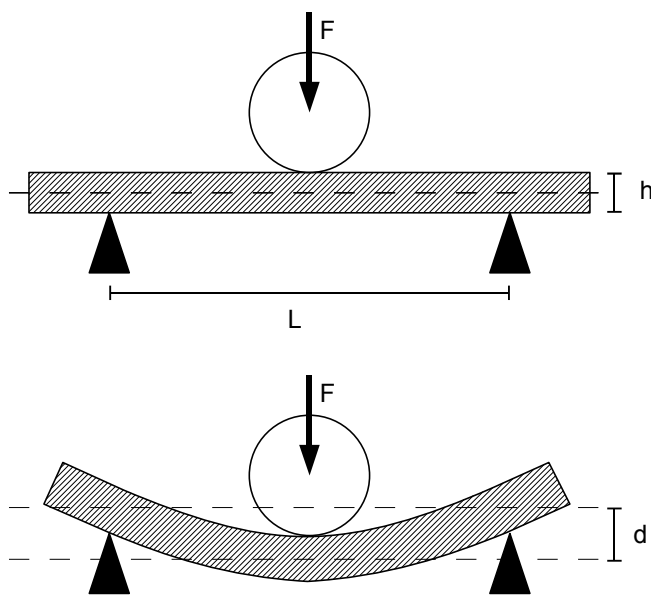


Abbildung 7: Dreipunkt-Biegeversuch in schematischer Darstellung (links) und im Experiment.

lenkung  $d$  des Probekörpers in Abhängigkeit von der aufgebracht Kraft  $F$  ermittelt. Dieser Versuchsaufbau ist schematisch in Abbildung 7 dargestellt.

Wenn die im Biegeversuch erreichte Auslenkung  $d$  wesentlich kleiner ist als die Probenstärke  $h$ , so lässt sich das Verhalten des Werkstoffes in einer FE-Simulation durch einen linearen Ansatz beschreiben. Für größere Auslenkungen ist jedoch ein nichtlinearer Ansatz zur Elementbeschreibung notwendig.

Für die Simulation des Biegeversuches wurde dieser Versuchsaufbau in einem zweidimensionalen Modell idealisiert. In der Simulation ist nur der Prüfkörper als FE-Netz enthalten, Prüfspitze und Auflagen sind als starre, nicht deformierbare Körper modelliert. Zum Vergleich des Einflusses von Elementtyp und Elementgröße auf die Ergebnisse der Simulation wurde der Prüfkörper nacheinander aus Viereck- und aus Dreieckelementen, jeweils mit unterschiedlicher Elementgröße, modelliert. Die Simulationen wurden einmal mit einem linearen Ansatz zur Beschreibung der Elemente durchgeführt und anschließend noch einmal mit einem quadratischen Ansatz. Beim linearen Ansatz werden die Elemente mit vier Knoten (bei Viereckelementen) beziehungsweise drei Knoten (bei Dreieckelementen) beschrieben. Beim quadratischen Ansatz werden für die Be-

schreibung eines Viereckelementes acht Knoten benötigt beziehungsweise sechs Knoten für ein Dreieckelement.

In allen Modellen wurde der Prüfkörper über die Prüfspitze mit der gleichen Kraft belastet. Die Ergebnisse dieser Simulationen sind in den Abbildungen 8 bis 11 für die verschiedenen Elementtypen dargestellt. Gezeigt werden die farbig kodierten Spannungen an den Knoten der Elemente, innerhalb der Elemente werden die Spannungen aus den angrenzenden Knoten interpoliert. Die verwendete Kodierung von Spannung zu Farbe ist in allen Abbildungen identisch. Als Ergebnis ist zu erwarten, dass im Randbereich des gebogenen Prüfkörpers hohe Spannungen (dargestellt in gelber Farbe) ermittelt werden, da hier das Werkstück beim Biegen gedehnt beziehungsweise gestaucht wird, während in der Mitte eine neutrale Faser, also ein Bereich mit geringen bis gar keinen Spannungen, liegen sollte (dargestellt in blauer Farbe).

Abbildung 8 zeigt die Ergebnisse dieser Simulationen für das Viereckelement bei linearem Elementansatz. Dabei fallen vor allem die Ergebnisse im größten Viereck-Netz (Abbildung 8a) auf. Hier wird deutlich, dass bei einer solch groben Vernetzung die Darstellung der neutralen Faser nicht möglich ist, da innerhalb

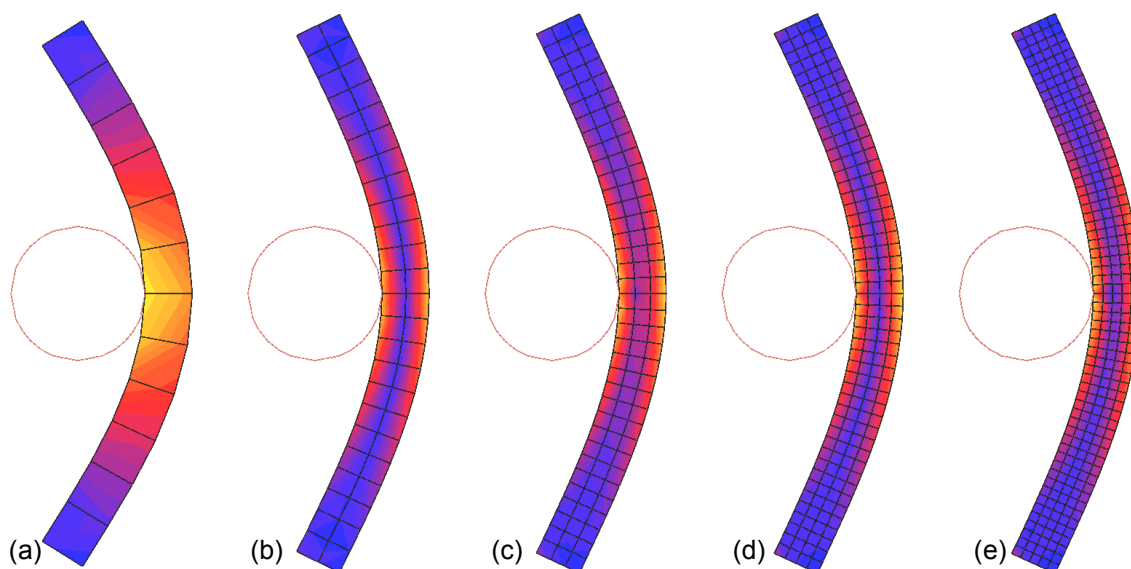


Abbildung 8: Vergleich der Ergebnisse eines simulierten, zweidimensionalen Biegeversuches unter Variation des FE-Netzes mit linearem Elementansatz bei der Verwendung von Viereckelementen mit jeweils vier Knoten pro Element. Die Elementgröße nimmt von links nach rechts ab.

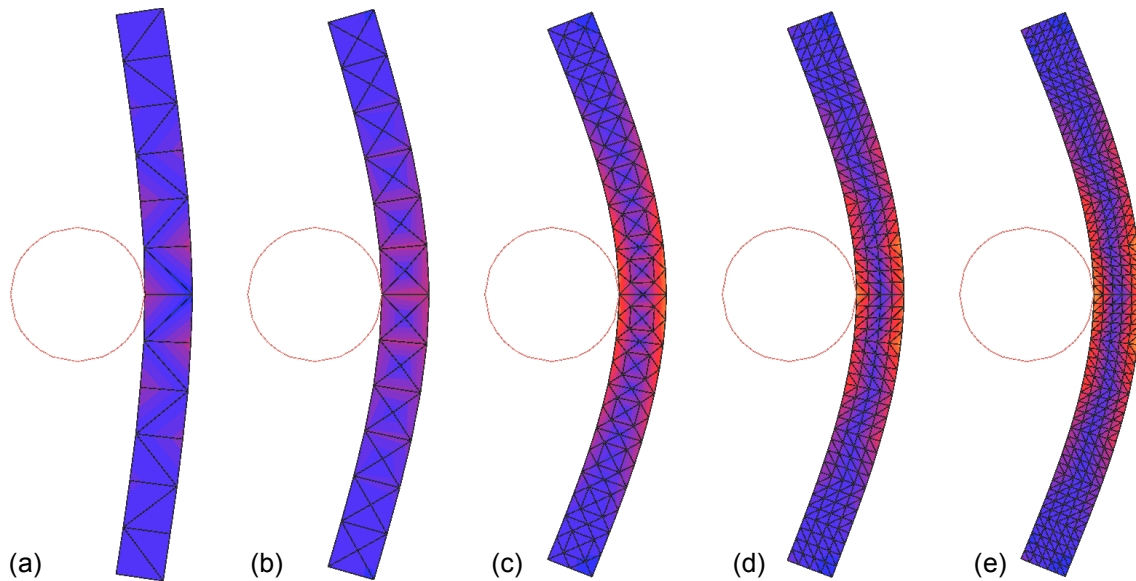


Abbildung 9: Vergleich der Ergebnisse eines simulierten, zweidimensionalen Biegeversuches unter Variation des FE-Netzes mit Dreieckelementen und linearem Elementansatz (drei Knoten pro Element).

dieser Faser kein Knoten liegt. Dieses Problem wird auch in den Simulationen aus den Abbildungen 8c und e deutlich. Auch hier liegt in der neutralen Faser kein Knoten, so dass in diesem Bereich fälschlicherweise eine von Null verschiedene Spannung dargestellt wird. Somit stellt im Endeffekt selbst das grob vernetzte Modell in Abbildung 8b die reale Situation in diesem Bereich besser dar, als das wesentlich feiner vernetzte Modell aus Abbildung 8e. Im Randbereich des Stabes zeigen dagegen alle Simulationen vergleichbare Ergebnisse. Auch die Auslenkung der Probe ist in allen Simulationen nahezu gleich groß.

Bei den aus Dreieckelementen erstellten Modellen zeigt sich ein anderes Bild (vergleiche Abbildung 9). Bei zu grober Vernetzung zeigt sich hier die geringe Deformierbarkeit dieses Elementtyps (Abbildung 9a), was dazu führt, dass die Spannungen in diesem Modell fehlerhaft berechnet werden. Selbst bei einer sehr feinen Vernetzung (Abbildung 9e) liegen die berechneten Spannungen noch unter den im Vierecknetz ermittelten Spannungen. Auch die neutrale Faser ist nur eingeschränkt zu erkennen. Hier zeigt sich, dass Dreieckelemente für Simulationen, in denen große Deformationen auftreten, nur eingeschränkt verwendbar sind.

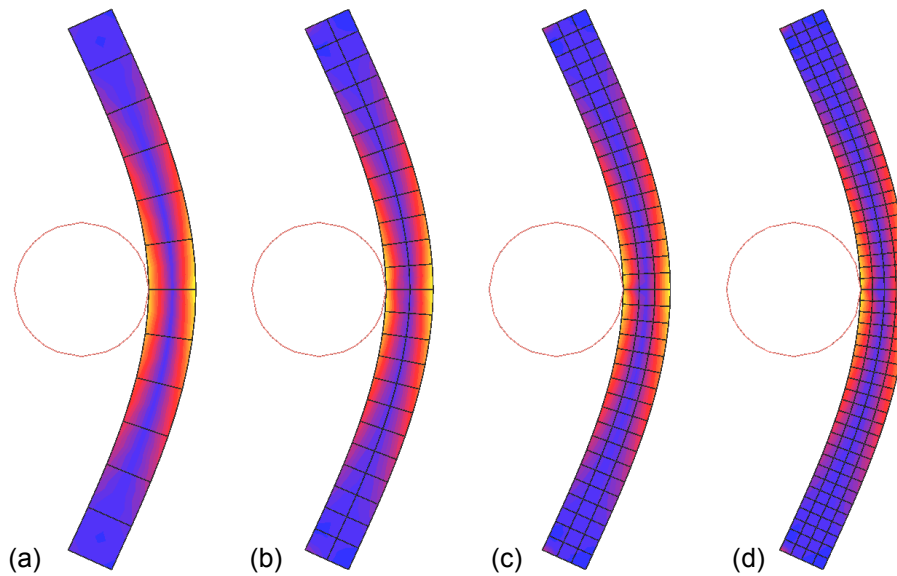


Abbildung 10: Vergleich der Ergebnisse eines simulierten, zweidimensionalen Biegeversuches unter Variation des FE-Netzes mit Viereckelementen und quadratischem Elementansatz (acht Knoten pro Element).

Bei der Verwendung von Viereckelementen mit quadratischem Ansatz (siehe Abbildung 10) zeigt sich schon bei geringer Elementzahl ein befriedigendes Ergebnis. Für die Spannungen in den äußeren Fasern des Werkstückes werden in allen Simulationen ähnliche Werte berechnet. Auch in der neutralen Faser ergeben sich die korrekten Ergebnisse. Im Vergleich mit dem linearen Lösungsansatz (Abbildung 8) zeigt sich, dass die Verwendung quadratischer Elemente anstelle linearer Elemente einen ähnlichen Effekt hat wie die Verfeinerung eines Netzes durch die Verwendung von Elementen mit halbiertes Kantenlänge.

Auch beim Dreieckelement zeigt sich eine Verbesserung der Ergebnisse durch den Übergang vom linearen zum quadratischen Elementansatz (siehe Abbildung 11). Im Gegensatz zum linearen Ansatz werden hier sowohl die Spannungen in den Randfasern wie auch die Auslenkungen korrekt berechnet. Die neutrale Faser wird dagegen nur in zwei der drei dargestellten Simulationen korrekt berechnet, wobei die korrekte Berechnung weniger von der Größe der Elemente als vielmehr von der Regelmäßigkeit der Vernetzung sowie der Lage der Elementkanten relativ zur neutralen Faser abhängt.



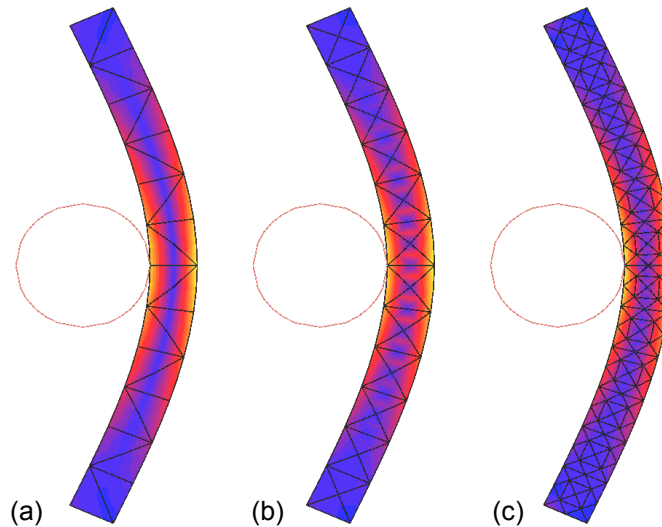


Abbildung 11: Vergleich der Ergebnisse eines simulierten, zweidimensionalen Biegeversuches unter Variation des FE-Netzes mit Dreieckelementen und quadratischem Elementansatz (sechs Knoten pro Element).

## 2.6 Adaptive Netzanpassung bei Finite-Elemente-Modellen

Die Aussagekraft eines Finite-Elemente-Modells hängt immer von der Qualität des zu Grunde liegenden Netzes ab. So muss zum Beispiel die Elementgröße in den verschiedenen Bereichen des Modells so gewählt sein, dass die errechneten Reaktionen des Modells ausreichend fein abgestuft dargestellt werden können. Gleichzeitig muss das Modell „wirtschaftlich“ sein, darf also nicht aus unnötig vielen Elementen und Knoten bestehen, um Simulationen möglichst ressourcenschonend durchführen zu können. Dabei ist zu beachten, dass es im Allgemeinen nicht notwendig ist, innerhalb eines FE-Modells überall eine vergleichbare Elementgröße zu wählen. Eine inhomogene Verteilung der Elementgröße quer durch das Modell kann helfen, die Zahl der Elemente und Knoten und damit auch die Größe der zu lösenden Gleichungssysteme zu reduzieren.

Ein optimales FE-Modell hat die geringste Elementgröße in den Bereichen, wo während der Simulation die meisten Reaktionen auf die aufgegebenen Lasten zu erwarten sind, während die Elementgröße zu inaktiven Bereichen hin zunimmt. Ein solches optimales Modell würde jedoch erfordern, dass schon bei

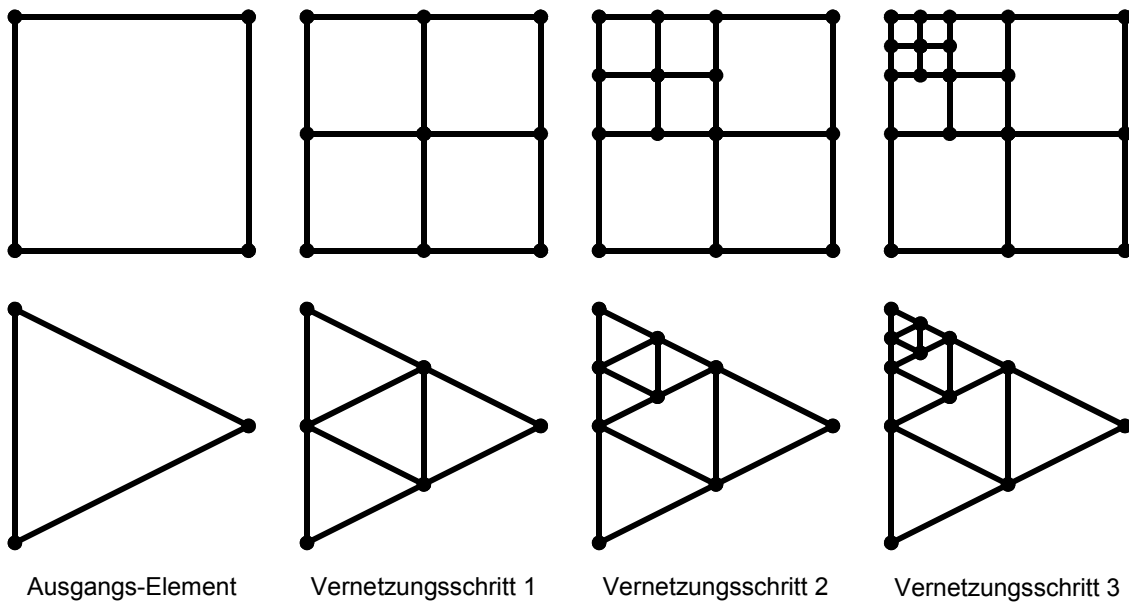


Abbildung 12: Schematische Darstellung der dynamischen Netzverfeinerung bei adaptiven Netzen an zwei zweidimensionalen Elementen nach [52].

der Erstellung des Modells bekannt ist, wo in der Simulation die höchsten Belastungen des Modells auftreten werden.

Ein Ansatz zur Lösung dieses Problems liefert die Methode der adaptiven Netzanpassung [52]. Unter einem adaptiven FE-Netz versteht man ein FE-Modell, das sich während der Simulation in einem vorgegebenen Rahmen automatisch an die aktuellen Belastungen innerhalb des Modells anpasst. Hier soll nur das Prinzip hinter der adaptiven Netzanpassung dargestellt werden, die numerischen Hintergründe sind zum Beispiel in [61] enthalten.

Einer Menge von Elementen wird dazu eine mechanische Kenngröße (zum Beispiel eine Spannung oder eine Verzerrung) sowie ein Grenzwert und eine maximale Vernetzungstiefe zugewiesen. Sobald sich die Kenngröße an zwei benachbarten Knoten eines Elementes um mehr als den angegebenen Grenzwert unterscheidet, wird das Element durch mehrere Elemente jeweils mit halbiertes Kantenlänge ersetzt, und die neuen Knoten werden in das bestehende Modell integriert (vergleiche Abbildung 12). Die Unterteilung eines Elementes in kleinere Elemente mit halbiertes Kantenlänge ist im hier verwendeten FE-Programm MSC.Marc/Mentat fest vorgegeben. Im zweidimensionalen FE-Netz entstehen

somit in jedem Schritt aus einem Dreieckelement beziehungsweise Viereckelement jeweils vier Dreieckelemente beziehungsweise Viereckelemente; im dreidimensionalen FE-Netz entstehen aus einem Tetraeder beziehungsweise Hexaeder acht kleinere Tetraeder beziehungsweise Hexaeder. Dieser Vorgang der dynamischen Netzanpassung wird im Folgenden als *Remeshing* bezeichnet. Das Remeshing wird gegebenenfalls solange wiederholt, bis entweder der angegebene Grenzwert für alle benachbarten Knoten unterschritten oder die angegebene Vernetzungstiefe erreicht ist. Für ein FE-Modell können auch mehrere Remeshing-Kriterien festgelegt werden. Dabei können diese auf mehrere, sich überschneidende Teilbereiche des Modells angewendet werden. Sind für ein Element mehrere Kriterien aufgestellt, die zur Verfeinerung der lokalen Modellierung führen, so wirken diese kumulativ. In diesem Fall wird unter der maximalen Vernetzungstiefe in einem Element die Summe aller Vernetzungstiefen der in diesem Element gültigen Adaptivitätskriterien verstanden.

Abbildung 13 zeigt dieses Prinzip an einem einfachen Biegeversuch, wie er bereits im vorherigen Abschnitt vorgestellt wurde. Vier aufeinander folgende Schritte dieser Simulation sind dort von links nach rechts aufgeführt; farblich kodiert dargestellt ist die Spannung in den Elementen. Die erste Zeile zeigt die Simulation ohne Remeshing, in der zweiten Zeile wird ein Remeshing durchgeführt, sobald zwei benachbarte Punkte eines Elementes den gegenüberliegenden Kontaktkörper berühren, die dritte Zeile zeigt ein Remeshing in Abhängigkeit von den Spannungen in den Elementen, und die vierte Zeile zeigt die kumulative Wirkung der beiden vorhergehenden Remeshing-Ansätze. In allen Schritten der dynamischen Vernetzung ist deutlich zu erkennen, dass die Vernetzung in den aktiven Bereichen des Modells wesentlich feiner wird, während passive Bereiche des Modells nahezu unverändert bleiben. Der Einfluss des Remeshings auf die Ergebnisse der Simulation wird deutlich, wenn man die Spannungsverteilung innerhalb des Modells im letzten Schritt der Simulation bei den verschiedenen Remeshing-Ansätzen vergleicht. Ohne Remeshing (erste Zeile) scheint die Spannungsverteilung innerhalb des Drahtquerschnittes konstant zu sein, während sich die Spannungsspitzen beim kombinierten Re-

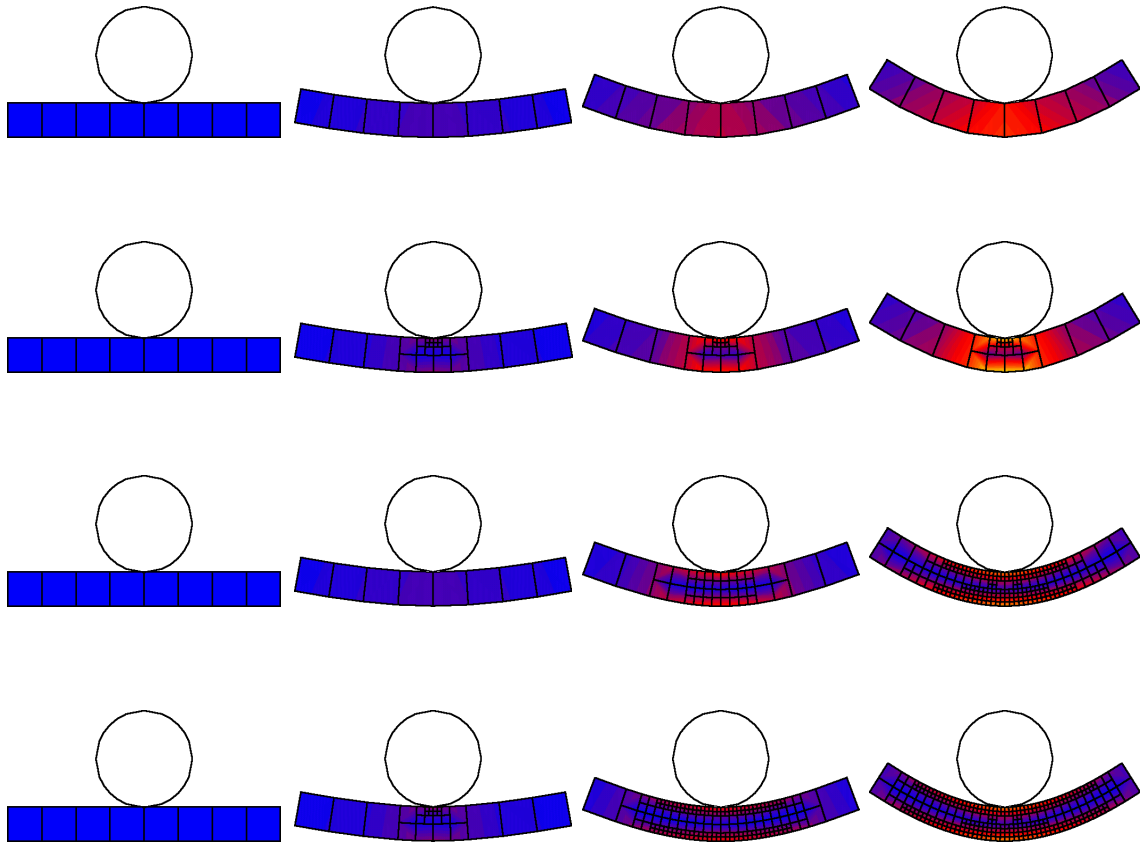


Abbildung 13: Schematische Darstellung des Verhaltens adaptiver FE-Modelle zu verschiedenen Zeitpunkten der Simulation des Biegeversuches: Abhängig von den gewählten Parametern passt sich das FE-Modell unterschiedlich gut dynamisch an die Belastungen während der Simulation an. In der ersten Zeile erfolgt kein Remeshing, in der zweiten Zeile ist das Remeshing kontaktabhängig, in der dritten Zeile ist das Remeshing spannungsabhängig, und in der vierten Zeile ist das Remeshing sowohl kontakt- als auch spannungsabhängig.

meshing-Ansatz (letzte Zeile) deutlich in die Außenbereiche des Drahtquerschnittes verlagern.

## 2.7 Allgemeines Vorgehen bei der Finite-Elemente-Analyse

Bei der Analyse verschiedener physikalischer Fragestellungen mit der Methode der finiten Elemente fallen große Datenmengen an, die gesammelt, verwaltet und ausgewertet werden müssen. Besondere Sorgfalt muss darauf gelegt werden, dass diese Daten zumindest innerhalb des Rahmens, der durch die Idealisierung und Diskretisierung der vorliegenden Fragestellung gegeben ist, korrekt sind [54]. Um diese Arbeiten zu strukturieren, wird die Analyse in vier Hauptabschnitte unterteilt.

Zuerst wird in einer Planungsphase ein Berechnungskonzept aufgestellt, in dem eine konkrete Aufgabenstellung festgehalten wird sowie aufbauend auf dieser Aufgabenstellung die sich daraus ergebenden Anforderungen an die zu erstellenden FE-Modelle. Dabei muss auch entschieden werden, ob diese Aufgabenstellung ein-, zwei- oder dreidimensionale FE-Modelle erfordert sowie welche Elementtypen (vergleiche Abbildung 2) für die durchzuführenden Analysen in Frage kommen. Zusätzlich müssen die Geometrie- und Materialdaten gesammelt werden, die für die Modellbildung relevant sind. Auch muss formuliert werden, welche Lastfälle zu simulieren sind sowie welche Art von Ergebnissen (Verformungen, Spannungen, Verzerrungen) gewonnen werden sollen. In der Vorbereitungsphase (üblicherweise als „*Preprocessing*“ bezeichnet) werden dann aus den gesammelten Daten ein oder mehrere FE-Modelle erstellt, die den in dem Berechnungskonzept aufgestellten Forderungen entsprechen. Diese FE-Modelle können dann an das FE-Programm (den „*Solver*“) zur Durchführung der gewünschten Simulationen übergeben werden. Nachdem die notwendigen Simulationen erfolgreich durchgeführt wurden, werden in der Nachbereitungsphase („*Postprocessing*“) die dabei gewonnenen Daten ausgewertet. Dieser Ablauf, ausgehend von dem Berechnungskonzept über das Preprocessing und den Solver bis zum Postprocessor, ist schematisch in Abbildung 14 dargestellt.

Es kann vorkommen, dass während des oben vorgestellten Analysezyklus Probleme auftreten. Dabei kann es sich zum Beispiel um numerische Probleme bei

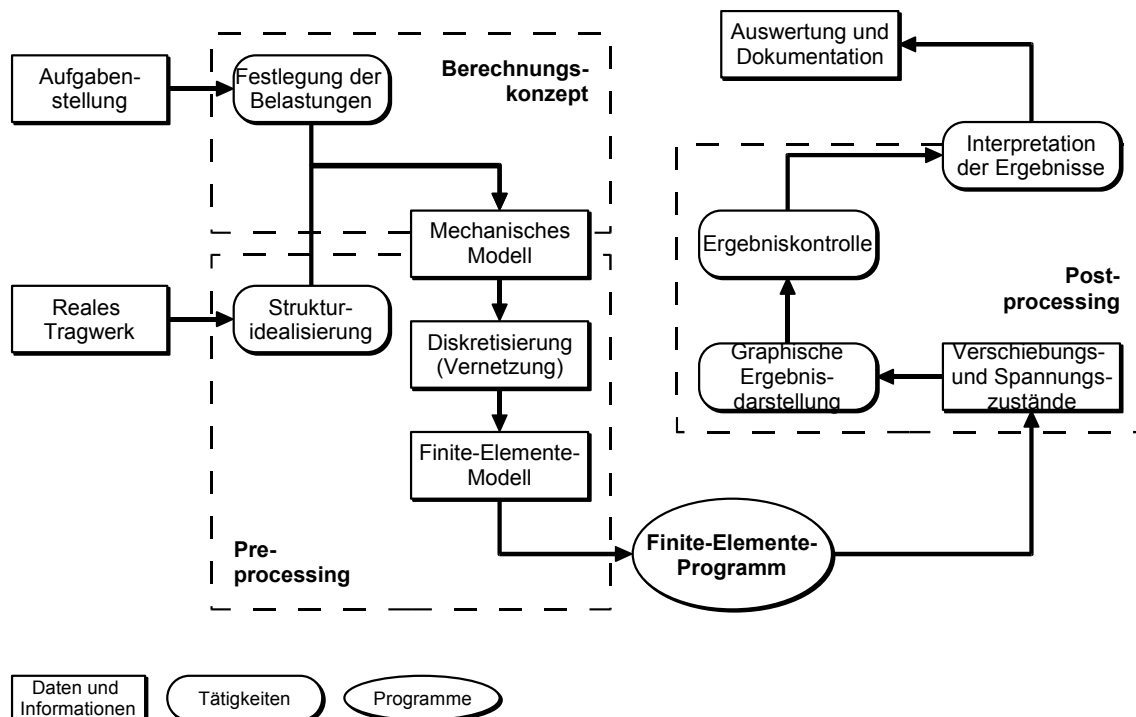


Abbildung 14: Allgemeiner Ablauf einer FE-Analyse von der Erstellung eines Berechnungskonzeptes über das Preprocessing und den Solver bis zur Auswertung im Postprocessing (nach [54]).

der Lösung der aus dem FE-Modell resultierenden Gleichungssysteme handeln oder um fehlerhafte Annahmen zur Modellidealisation oder relevanten Randbedingungen. In diesem Fall muss dann das FE-Modell entsprechend nachbearbeitet werden. Gegebenenfalls kann es auch notwendig sein, das im Berechnungskonzept aufgestellte Anforderungsprofil den in misslungenen Simulationen gewonnenen Erkenntnissen anzupassen.

# 3 Grundlagen von Verschleißprozessen

---

In der Werkstoffkunde ist unter anderem das Verhalten von Werkstoffen bei sich wiederholenden, gleichförmigen Belastungen über einen längeren Zeitraum von Interesse. Die bei solchen Belastungen ablaufenden Prozesse können die Stabilität eines Systems beeinflussen oder gar bis zum mechanischen Versagen eines Systems führen. Um diese Prozesse im Folgenden genauer untersuchen zu können, sollen hier eine Reihe von Grundbegriffen rund um den Verschleiß eingeführt und erörtert werden.

## 3.1 Das Verschleißsystem

Eine Reihe von Begriffen rund um den Verschleiß sowie Anforderungen an die Systemanalyse von Verschleißvorgängen sind in den DIN-Normen DIN 50320 und DIN 50323 zusammengefasst [21, 22]. Danach ist Verschleiß *„der fortschreitende Materialverlust aus der Oberfläche eines festen Körpers (Grundkörper), hervorgerufen durch mechanische Ursachen, d.h. Kontakt- und Relativbewegung eines festen, flüssigen oder gasförmigen Gegenkörpers“*. Dabei ist Verschleiß keine Eigenschaft eines einzelnen Körpers, sondern eine Eigenschaft des gesamten Systems von Grundkörper und Gegenkörper sowie eines eventuell vorhandenen Zwischenstoffes. Dieses System wird auch als tribologisches System oder Tribosystem bezeichnet. Auf dieses tribologische System wirkt das so genannte Beanspruchungskollektiv, welches die Summe aller von außen einwirkenden Einflüsse darstellt. Durch diese äußeren Einflüsse kann es über einen längeren Zeitraum zu einer Veränderung der Kontaktflächen sowie zum Materialverlust in diesem Bereich kommen. In Abbildung 15 ist der Zusammenhang zwischen den äußeren Einflüssen, dem Tribosystem und den beiden Verschleißkenngrößen Oberflächenveränderung und Materialverlust exemplarisch dargestellt.

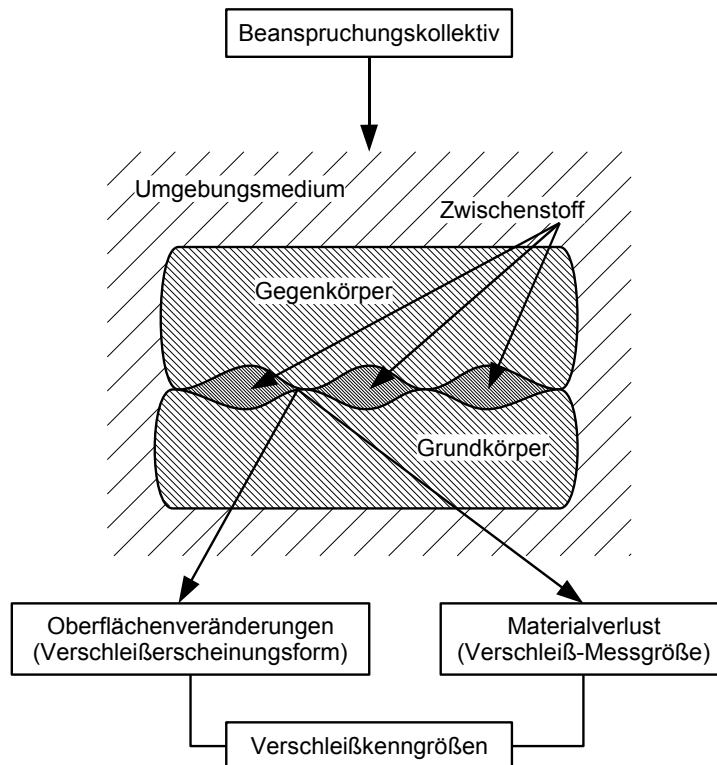


Abbildung 15: Schematische Darstellung der Komponenten eines Verschleißsystems nach DIN 50320 [21]. Das Beanspruchungskollektiv bezeichnet die Gesamtheit aller von außen einwirkenden Einflüsse, die den Verschleiß von Grund- und Gegenkörper und damit die Verschleißkenngrößen (Oberflächenveränderungen und Materialverlust) bewirken.

Verschiedene Parameter haben einen Einfluss auf die Art und die Stärke ablaufender Verschleißprozesse, wobei diese Parameter den Verschleiß unterschiedlich stark beeinflussen. Dazu zählen unter anderem die Parameter, die das beteiligte tribologische System, also die verwendeten Grund- und Gegenkörper sowie den Zwischenstoff, beschreiben:

- Grundkörper und Gegenkörper:
  - Werkstoff oder Werkstoffkombination,
  - Form der Kontaktflächen und
  - Struktur der beteiligten Oberflächen.
- Zwischenstoff:
  - Art (Flüssigkeit oder Feststoff),
  - Viskosität (für Flüssigkeiten) und
  - Teilchengröße (für Feststoffe).



Ergänzt werden die Parameter des tribologischen Systems durch eine Reihe von Eigenschaften des Beanspruchungskollektivs, also der von außen auf das Tribosystem einwirkenden Einflüsse. Dabei handelt es sich um folgende Parameter:

- mechanische Belastung (Größe und zeitlicher Verlauf der Belastung),
- Art der Bewegung (z.B. Gleiten, Rollen, Stoßen),
- Umgebende Atmosphäre (z.B. Luft, Schutzgas) und
- Temperatur (Höhe und gegebenenfalls zeitliche Änderung der Temperatur).

### **3.2 Verschleißformen**

Für die Beurteilung der Auswirkungen von Verschleißprozessen wird zwischen vier verschiedenen Verschleißmechanismen unterschieden. Dabei unterscheidet man zwischen den folgenden Vorgängen:

#### **Adhäsiver Verschleiß**

Adhäsiver Verschleiß entsteht, wenn Bauteile ohne Zwischenstoff gegeneinander bewegt werden. Liegen sich berührende Bauteile fest aufeinander, so haften die Berührungsflächen infolge Adhäsion aneinander. Beim Gleiten werden dann Teilchen abgeschert. Es entstehen so Löcher und schuppenartige Materialteilchen, die oft an der Gleitfläche des härteren Partners haften bleiben. Diesen Verschleißmechanismus nennt man adhäsiven Verschleiß oder Haftverschleiß. Adhäsiver Verschleiß tritt zum Beispiel bei mangelnder Schmierung auf.

#### **Abrasiver Verschleiß**

Abrasiver Verschleiß ist eine Zerspanung im Mikrobereich und tritt durch Fremdkörper wie zum Beispiel Späne oder Schleifmittelreste auf. Wenn harte Teilchen oder Spitzen eines der Reibungspartner, z.B. Teilchen von Schleifmitteln oder durch adhäsiven Verschleiß abgescherte Partikel, in

die Randschicht eindringen, so entstehen Furchen, Kratzer und Mulden. Man bezeichnet diesen Verschleiß als abrasiven Verschleiß oder Furchverschleiß.

### **Oberflächenzerrüttung**

Oberflächenzerrüttung ist eine Folge ständiger stoßartiger Beanspruchung der Verschleißflächen. Wenn ein Bauteil ständig durch Stöße auf seine Oberfläche beansprucht wird, tritt eine Zerrüttung der Randschicht auf. So entstehen in der Randschicht Risse und Grübchen. Diesen Verschleiß bezeichnet man als Oberflächenzerrüttung. Oberflächenzerrüttung tritt zum Beispiel in Wälzlagern durch das ständige Überrollen auf. Dies nennt man auch Wälzverschleiß.

### **Reaktionsschichtverschleiß**

Die Bildung von Zwischenschichten, z.B. Oxidschichten, infolge chemischer Reaktion und ihre Zerstörung durch Bewegung der Bauteile nennt man Reaktionsschichtverschleiß. Er tritt fast immer zusammen mit adhäsivem Verschleiß auf. Diesen Verschleißmechanismus, der infolge chemischer Reaktion und mechanischer Zerstörung der Reaktionsschicht entsteht, nennt man tribochemische Reaktion.

Bei den Verschleißformen ist zu beachten, dass sich die verschiedenen Formen auch gegenseitig beeinflussen können. So können sich zum Beispiel Späne, die durch abrasiven Verschleiß entstanden sind und so zu der für die Abrasion typischen Furchenbildung geführt haben, später durch adhäsive Mechanismen wieder mit einem der Verschleißkörper verbinden.

Für die Analyse von Verschleißvorgängen empfiehlt die DIN 50320 eine Gliederung in die folgenden vier Punkte:

- I Kennzeichnung der technischen Funktion des Tribosystems
- II Angabe des Beanspruchungskollektivs
- III Kennzeichnung der Struktur des Tribosystems durch

- a) die am Verschleiß beteiligten Elemente
- b) die relevanten Eigenschaften der Elemente
- c) die Wechselwirkungen der Elemente

#### IV Angabe von Verschleißkenngrößen

Um die Abhängigkeit der Verschleißvorgänge von der Zeit zu berücksichtigen, müssen diese vier Punkte jeweils vor Beginn der Verschleißvorgänge, während der Verschleißvorgänge sowie zum Abschluss der Verschleißvorgänge erhoben werden.

## 4 Grundprinzipien der Bilderfassung und -verarbeitung

---

Die Computerentwicklung in den letzten Jahren hat ebenso wie die technische Entwicklung im Bereich der bildgebenden Verfahren zu einem wachsenden Anwendungsspektrum für Bilderfassung, Bildbearbeitung und Bildanalyse geführt. Viele dieser Anwendungen werden inzwischen in unterschiedlichen Bereichen als selbstverständlich angesehen. In der Industrie kontrollieren Maschinen automatisiert und in hoher Geschwindigkeit die Ergebnisse von Produktionsstraßen, um Produkte zu identifizieren, bei denen Abweichungen von geforderten Fertigungstoleranzen auftreten [zum Beispiel 40, 47]. Neben dem direkten Aussortieren abweichender Produkte erlaubt dies die frühzeitige Erkennung von Problemen im Produktionsablauf. Anwendungen in diesem Bereich werden häufig unter dem Begriff „maschinelles Sehen“ zusammengefasst.

Im Bereich „Computer Vision“ (aus dem Englischen, „Computer-Sehen“ oder sinngemäß etwa „Bildverstehen“) werden Computer verwendet, um in Kamerabildern Objekte, angefangen bei einfachen geometrischen Objekten bis hin zu komplexen Strukturen wie Gesichtern, in wechselnden Umgebungen zu identifizieren und ihre Bewegungen zu verfolgen. Dies erlaubt zum Beispiel in der Robotik das Navigieren in fremden Umgebungen sowie das Reagieren auf diese Umgebungen und eventuelle Veränderungen. In der Sportbiomechanik können aus der Aufnahme von mit geeigneten Positionsmarkern versehenen Gliedmaßen komplexe, dreidimensionale Bewegungsmuster extrahiert werden, die es zum einen den Medizinern erlauben, Rückschlüsse auf zu Grunde liegende Verwendung der Muskeln und ihrer Eigenschaften zu ziehen, zum anderen den Sportler bei der Optimierung von Bewegungsabläufen zu unterstützen [60, 90].

Auch die Kombination verschiedener Anwendungen der Bilderfassung und Bildanalyse liefert neue Möglichkeiten. So genannte Behandlungsplanungssysteme unterstützen Mediziner in Krankenhäusern bei der Planung und Durchführung komplexer Eingriffe [31, 35, 39, 82]. So kann die Behandlungsplanung an ei-

nem, auf den Daten einer Computertomographie basierenden, dreidimensionalen Modell des Patienten durchgeführt werden, um einen für den Patienten möglichst schonenden Verlauf für einen Eingriff zu suchen. Hüftprothesen können anhand der CT-Daten für den Patienten personalisiert werden, um einen optimalen Sitz zu erhalten. Während der Operation können die Methoden der Bilderfassung verwendet werden, um eine präzise Positionierung von Werkzeugen zu gewährleisten und damit den Gedanken eines „minimal-invasiven Eingriffes“ umzusetzen.

In allen diesen beschriebenen Anwendungsfällen dient die Bilderfassung und -auswertung zur Rekonstruktion der durch bildgebende Verfahren abgebildeten Umgebung. Eine besondere Rolle spielt dabei die Erfassung der in dem Bild oder den Bildern enthaltenen Informationen. Das Ziel der Bilderfassung ist es, aus den mit Sensoren erfassten Bildern eine sinnvolle Entscheidung über tatsächlich vorhandene physikalische Objekte und Szenen zu treffen [77].

Die hier erwähnten Anwendungen zeigen nur einen Teil der verschiedenen Arbeitsgebiete, in denen die Methoden der digitalen Bilderfassung und -auswertung verwendet werden. Abbildung 16 zeigt einen Ausschnitt dieser Arbeits- und Anwendungsgebiete mit einer groben Zuordnung zu den Teilbereichen „Computer-Sehen“, „Maschinen-Sehen“ und „Bildverarbeitung“ (nach [89]). Es ist zu berücksichtigen, dass eine eindeutige Zuordnung wegen der Überlappungen der drei Teilbereiche nur eingeschränkt sinnvoll ist. Obwohl sich diese Gebiete über einen weiten thematischen Bereich ausdehnen, stehen dennoch häufig ähnliche Fragestellungen im Hintergrund. Dabei sind die folgenden Fragestellungen von besonderem Interesse [77]:

**Abtastung:** Die Abbildungsmethodik, die dem zur Bilderfassung verwendeten Sensor zugrunde liegt, beeinflusst die Art und Weise, wie verschiedene Bildparameter wie Materialien, Formen oder Beleuchtungssituationen in dem erstellten Bild dargestellt werden. So bildet zum Beispiel eine CCD-Kamera andere Darstellungsparameter ab als ein Ultraschallsensor oder ein digitales Röntgengerät. Diese Abtastung legt die Grundlage für die Abbildung der Umgebung im Bild.

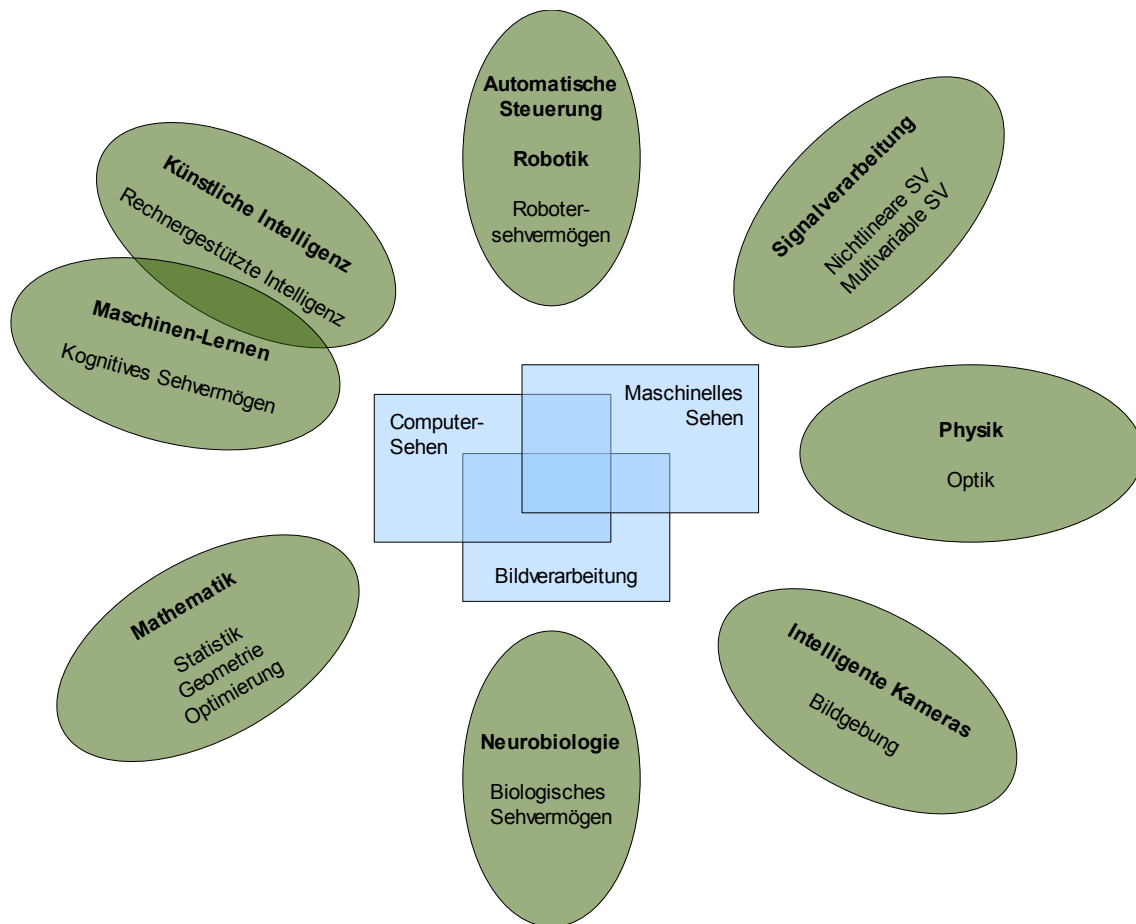


Abbildung 16: Darstellung verschiedener Teilbereiche rund um die digitale Bilderfassung nach [89].

**Kodierte Informationen:** Das Bild enthält Informationen über die abgebildete Umgebung, wie zum Beispiel Geometrie, Oberflächenbeschaffenheit, Bewegung und Identität der abgebildeten Objekte. Diese im Bild kodierten Informationen müssen aus dem Bild (oder aus einer Bilderfolge) extrahiert werden.

**Repräsentation:** Die aus dem Bild erhaltenen Informationen müssen in geeigneter Weise repräsentiert werden, um die Beschreibung von Objekten, von Teilobjekten, ihren Eigenschaften und ihren Beziehungen untereinander darzustellen.

**Algorithmen:** Zur Extraktion der im Bild enthaltenen Informationen müssen geeignete Algorithmen verwendet werden. Diese Algorithmen werden auch

dazu benötigt, um eine Beschreibung der dargestellten Umgebung und der darin enthaltenen Objekte zu konstruieren.

Auf die teilweise sehr komplexen Lösungsansätze für diese Fragestellungen soll hier nicht näher eingegangen werden, da nur ein kleiner Teil davon bei der Realisierung des unten beschriebenen Messaufbaus „HexMeS“ zum Einsatz kam. Die in dieser Arbeit verwendeten Ansätze werden in dem Kapitel 7 zusammen mit der Entwicklung des Messsystems ausführlich beschrieben.

# 5 Grundlagen der Zahnmedizin

## 5.1 Begriffe und Bezeichnungen

Für den klinisch beziehungsweise zahnmedizinisch orientierten Teil dieser Arbeit werden eine Reihe von Begriffen und Zusammenhängen aus der Medizin im Allgemeinen und aus der Zahnmedizin im Besonderen verwendet. Besonders für den in diesem Kapitel folgenden Überblick über den aktuellen Stand der prothetischen Versorgung in der Zahnmedizin sowie die inhaltliche Einordnung dieser Arbeit in den Themenbereich ist es daher notwendig, zuvor diese Begriffe und Bezeichnungen vorzustellen.

Um die Lage eines Objektes sowie seine Orientierung im Kiefer zu beschreiben, findet eine Reihe von Begriffen Verwendung, die Positionen und Richtungen zum Teil in einen globalen, zum Teil aber auch in einen lokalen Bezug stellen. Die in der Zahnmedizin gebräuchlichsten Begriffe sind in der Abbildung 17 zusammengefasst. Die Darstellung des Kiefers wurde [83] entnommen, die Übersetzungen der medizinischen Fachtermini erfolgten nach [88]. Die Rich-

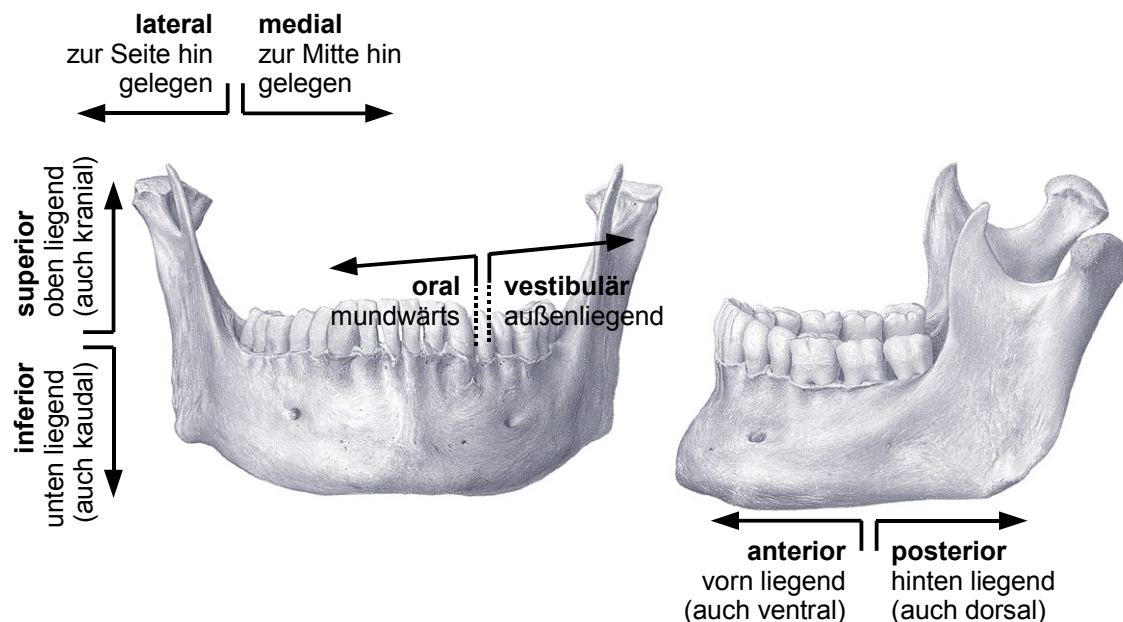


Abbildung 17: Zusammenfassende Darstellung der Bezeichnungen von Positionen und Richtungen an einer frontalen Ansicht (links) und einer lateralen Ansicht des Unterkiefers (rechts). Die Darstellung des Kiefers wurde [83] entnommen, die Übersetzungen erfolgten nach [88].



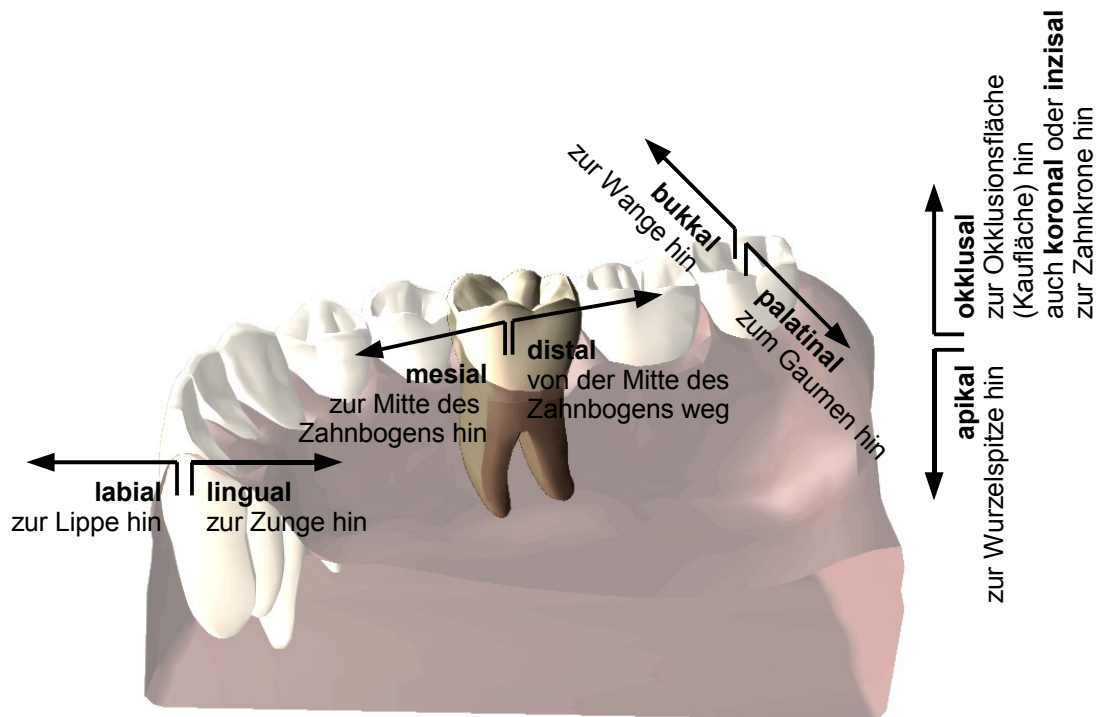


Abbildung 18: Zusammenfassende Darstellung der Bezeichnungen von Positionen und Richtungen an einem Schnitt durch den Unterkiefer.

tungsangaben lateral und medial, inferior und superior sowie anterior und posterior beziehen sich auf die Lage relativ zur Lage des Kopfes beziehungsweise des Kiefers und entsprechen damit mehr oder weniger den Richtungen eines globalen Koordinatensystems. Die Richtungen oral und vestibulär sowie mesial und distal dagegen bezeichnen eine lokale Orientierung relativ zum Zahnbogen, entsprechend der Richtungen eines lokalen Koordinatensystems. Alle aufgelisteten Richtungsangaben sind direkt auf die Richtungen im Oberkiefer übertragbar.

Um Richtungen und Lage relativ zu einzelnen Zähnen zu beschreiben, finden vergleichbare lokale Richtungsangaben Verwendung. Diese Bezeichnungen sind in Abbildung 18 dargestellt. Hierbei ist zu beachten, dass die senkrecht zum Zahnbogen und zur Zahnachse liegende Richtung im Bereich von Lippe und Zunge häufig als labial beziehungsweise lingual bezeichnet wird, während im Bereich der Seitenzähne häufiger die Bezeichnungen bukkal beziehungsweise palatinal verwendet werden.

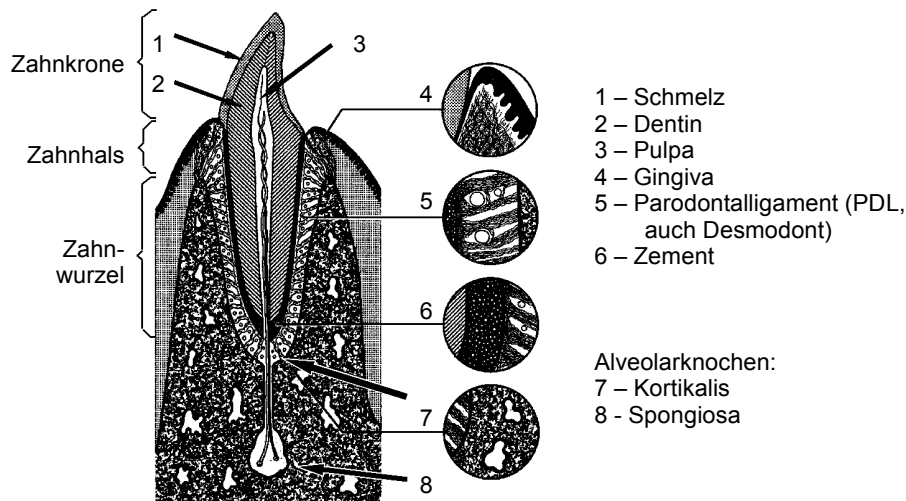


Abbildung 19: Schematische Darstellung des den Zahn umgebenden Zahnhalteapparates.

Zur eindeutigen Bezeichnung der einzelnen Zähne wird ein Zahlenschema verwendet. Dazu wird der Kiefer in vier Quadranten unterteilt. Der erste Quadrant ist die rechte Seite des Oberkiefers, der zweite Quadrant ist die linke Hälfte des Oberkiefers, der dritte Quadrant ist die linke Seite des Unterkiefers und der vierte Quadrant ist die rechte Seite des Unterkiefers. In jedem dieser Quadranten werden die Zähne durchnummeriert, beginnend in der Mitte des Zahnbogens. So erhalten in jedem Quadranten die beiden Inzisivi (Schneidezähne) die Endziffern 1 und 2, die Canini (Eckzähne) die Ziffer 3, die Prämolaren (vorderen Backenzähne) die Ziffern 4 und 5 sowie die Molaren (Backenzähne) die Ziffern 6, 7 und 8. Dieser Ziffer wird die Nummer des jeweiligen Quadranten vorangestellt. Die Zähne 11 und 12 bezeichnen somit die beiden rechten Schneidezähne des Oberkiefers, der Zahn 38 ist der Weisheitszahn im Unterkiefer auf der linken Seite.

Um das mechanische Verhalten von Zähnen unter einer Belastung beschreiben und später im Verlauf dieser Arbeit auch simulieren zu können, ist der Aufbau des Zahnhalteapparates, also des Zahns sowie des ihn umgebenden Weich- und Hartgewebes, von besonderem Interesse. Abbildung 19 zeigt diesen Halteapparat in einer schematischen Darstellung nach [32]. Der Zahn selber besteht zu großen Teilen aus dem so genannten Dentin. Im Bereich der Zahnkrone ist das Dentin von einer dünnen Schicht Zahnschmelz überzogen, im Bereich der

Zahnwurzel dagegen von so genanntem Zement ummantelt. In der Zahnmitte liegt die Pulpa, die aus Bindegewebe, Blutgefäßen und Nervenbahnen besteht. Die Nervenbahnen in der Pulpa leiten eventuell auf den Zahn einwirkende mechanische oder thermische Reize weiter. Die Verbindung zwischen dem Zahn und dem umgebenden Knochen wird durch das Parodontalligament (PDL) hergestellt, das die Zahnwurzel mit einer Dicke von etwa 0,2 mm umgibt. Dieses Bindegewebe besteht aus Kollagenfaserbündeln, deren Fasern senkrecht zur Zahnoberfläche stehen. Die fasrige Aufhängung des Zahns im Knochen über das PDL bewirkt eine Dämpfung von auf den Zahn einwirkenden Lasten. Der den Zahn umgebende Knochen lässt sich in zwei verschiedene Bereiche unterteilen. Die äußeren Bereiche des Knochens werden von der vergleichsweise harten Kortikalis gebildet, die innen liegenden Bereiche bestehen aus einer schwammartigen Knochenstruktur, der Spongiosa.

## 5.2 Grundlagen der zahnärztlichen Prothetik

Das Ziel jeder zahnärztlichen Therapie ist die Erhaltung oder Wiederherstellung der Funktion des Kauorgans. Nach Zahnverlust erfolgt in der zahnärztlichen Prothetik die orale Rehabilitation in Abhängigkeit von Anzahl, Verteilung und Wertigkeit der noch vorhandenen Zähne durch die Eingliederung von festsitzendem oder herausnehmbarem Zahnersatz (Abbildung 20). Während



Abbildung 20: Prothetische Halteelemente in der klinischen Anwendung: Drei Teleskopstümpfe im Bereich der Eckzähne sowie des linken ersten Prämolaren im Unterkiefer eines Patienten (oben) sowie der darauf aufgesetzte Zahnersatz (unten).

Kronen und Brücken in Fällen einzelner Zahnlücken eingesetzt werden können, öffnet sich der Indikationsbereich mit voranschreitendem Zahnverlust für herausnehmbare Prothesen bis hin zur Verankerung mit Hilfe von Implantaten. Die Befestigung einer herausnehmbaren Zahnprothese am Restgebiss ge-

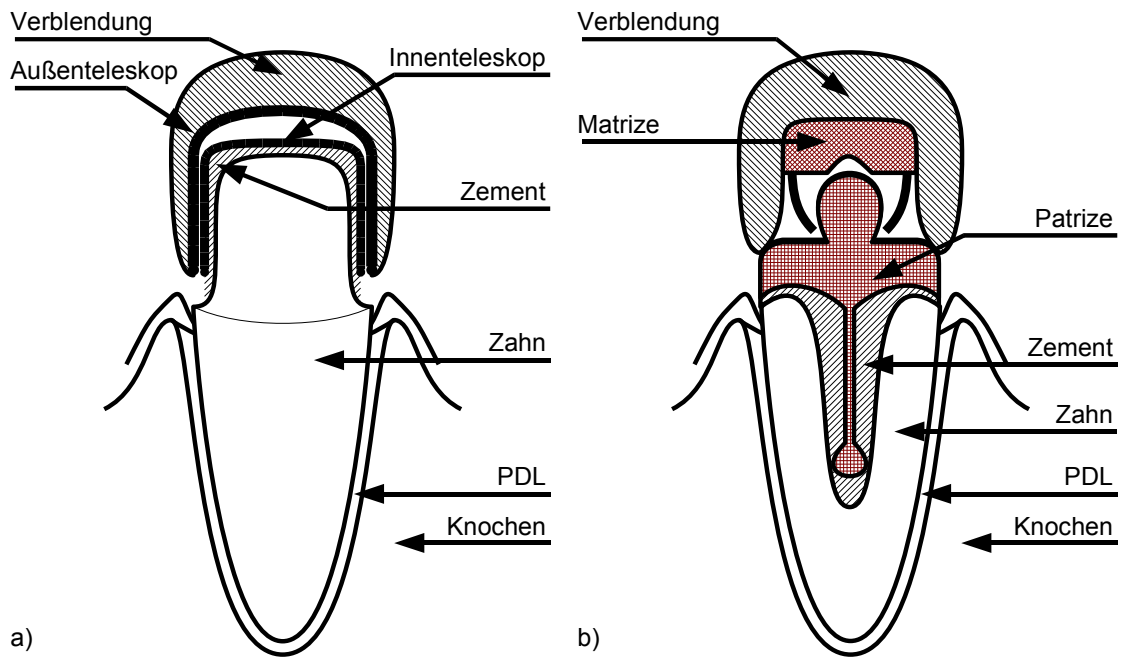


Abbildung 21: Schematische Darstellung zweier Typen von prothetischen Ankeren für kombiniert festsitzend/ herausnehmbaren Zahnersatz: a) parallelwandige Teleskopkrone auf einem vitalen Pfeilerzahn, b) sog. Kugelanker, der nach dem Prinzip eines Druckknopfes arbeitet, als Beispiel für ein hybridprothetisches Halteelement auf einem wurzelbehandelten Zahn.

schieht mit speziellen Verankerungselementen, die sich in ihrer Konstruktion und Funktion grundsätzlich unterscheiden. Dabei wird die Haltewirkung dieser Elemente insbesondere durch Reibungs- und Rastmechanismen erzeugt [8, 11, 33]. Im Wesentlichen sollen diese Elemente auf die Prothese auftreffende Kaukräfte auf die Pfeilerzähne sowohl weiterleiten und umverteilen als auch den auf die Prothese einwirkenden Abzugskräften einen Widerstand entgegenzusetzen, um die Prothese gegen ein Abkippen oder Lösen vom Prothesenlager zu sichern.

### 5.3 Prothetische Halteelemente

Auch heute verlieren insbesondere ältere Menschen noch so viele Zähne, dass häufig eine Versorgung mit herausnehmbarem Zahnersatz notwendig wird. In der Regel werden diese Prothesen neben einer möglichen Klammerverankerung über die verschiedenen Formen zur Verankerung des kombiniert festsitzend/ herausnehmbaren Zahnersatzes am Restgebiss befestigt. Gemessen an

der Vielfalt des Angebotes an Werkstoffen und Verankerungssystemen befassten sich bisher nur eine geringe Zahl von grundlegenden Untersuchungen mit dem Einfluss von Materialauswahl und Verankerungstyp auf das Langzeitverhalten dieser Halteelemente.

Als verbreitete Verankerungselemente werden Teleskopkronen (auf vitalen Pfeilerzähnen, Abbildung 21a) und hybridprothetische Halteelemente (auf wurzelkanalbehandelten Zähnen, Abbildung 21b) eingesetzt. Teleskopierende Anker bestehen aus zwei Teilen, einer am Zahn befestigten Patrize und darüber ein formschlüssiger Metallmantel, der Matrize, die mit dem herausnehmbaren Zahnersatz fest verbunden ist. Zum Einsetzen des Zahnersatzes wird die Matrize teleskopierend auf die Patrize geschoben. Nach ihrer Vereinigung stellen beide eine mechanisch lösbare Verbindung dar, die in einer Richtung nach Überwindung des Reibungswiderstandes gelöst werden kann. Die Wände der Innenkrone, die mit der Außenkrone korrespondieren, sind parallel ausgeformt. Hybridanker funktionieren entweder ebenso nach diesem Prinzip oder nach dem Wirkprinzip eines Druckknopfs. Ein wesentlicher Vorteil dieser Prothesen ist die sekundäre Schienung der Pfeilerzähne, da diese indirekt miteinander verbunden sind und so funktionell günstiger belastet werden.

In der zahntechnischen Herstellung und der zahnmedizinischen Anwendung werden derzeit folgende verschiedene Problembereiche beobachtet und in wissenschaftlichen Untersuchungen bezüglich ihrer Funktion diskutiert:

Eine absolut formschlüssige Herstellung der Matrizen und Patrizen ist aufgrund der überwiegend verwendeten zahntechnischen Verfahren nicht möglich. Untersuchungen der Oberflächen teleskopierender Anker vor dem Verschleiß ergaben keine formschlüssigen Berührungsflächen, sondern zufällig verteilte Rautiefen von etwa 5 µm auf den Primärkronen und 15 µm in den Sekundärkronen [23]. Aufgrund dieser Abweichungen von einer idealen Oberflächenmorphologie finden während des Aufschiebens oder des Trennens der Teleskopkronen Berührungen nur in Form von Vielpunktkontakten statt [4 - 6, 13]. Insgesamt befinden sich die teleskopierenden Oberflächen im gefügten Zustand und während der Aufschiebe- und Trennphasen in einem so genannten Kraft-

schluss [57, 78]. Die Presspassung zwischen Primär- und Sekundärkrone führt zu einer erhöhten Normalkraft und somit auch zu einer erhöhten Reibung zwischen den sich berührenden Oberflächen des Teleskopes. Diese Kräfte, die während des Fügens oder des Trennens zwischen den sich berührenden Oberflächen auftreten bzw. den Beginn des Bewegungsablaufes verhindern, sind Gleit- und Haftreibungskräfte. Sie entstehen aufgrund des mechanischen Kontaktes, d.h. der Summe aller diskreten Kontakte von Primär- zu Sekundärkrone, und aufgrund intermolekularer Wechselwirkungen zwischen den Oberflächenschichten beider Kronenteile, den so genannten Kaltschweißbrücken und den daraus resultierenden Adhäsionskräften [8, 9]. In der zahnärztlichen Literatur werden diese zwischen den teleskopierenden Prothesenankern auftretenden Reibungskräfte auch als Friktionskräfte bezeichnet [12, 59, 80].

Verschiedene Arbeiten haben sich bereits mit dem Einfluss einiger Fertigungsparameter auf das Langzeitverhalten solcher Halteelemente beschäftigt. So untersuchte zum Beispiel Ohkawa in [67] den Einfluss der Parameter Kronenhöhe, Konuswinkel sowie Anzahl der Verschleißzyklen auf die Reibung von Doppelkronen. Die bei den *In-vitro*-Versuchen verwendeten Verschleißbedingungen wurden im Laufe der Zeit immer mehr den natürlichen Bedingungen am Patienten angepasst. Unter anderem wurde die Relevanz einer Schmierung bei den Verschleißuntersuchungen in Form eines Speichelersatzes erkannt [79].

Außer tribologischen Prozessen haben auch andere Faktoren Einfluss auf das mechanische Verhalten der Teleskopkronen *in-vivo*. Der Einfluss von Zahnpasta auf das Haftverhalten von parallelwandigen Teleskopkronen wurde von Becker untersucht [7]. Während der funktionellen Bewegungen des Unterkiefers – Kau- und Schluckvorgänge – und beim Entfernen des Zahnersatzes im Rahmen der täglichen Reinigung sowie auch durch Fehlfunktionen, wie etwa Knirschen oder Pressen, wirken sich tribologische Beanspruchungen auf die Oberflächen der Halteelemente aus. Im Verlauf der intraoralen Verweildauer kann dies zum verstärkten Verschleiß der Halteelemente führen [78].

# 6 Dentale Biomechanik und Werkstoffkunde

---

## 6.1 Grundlagen der Biomechanik

Der Begriff Biomechanik wurde Ende des 19. Jahrhunderts von Benedikt eingeführt und geprägt [10]. Benedikt charakterisierte die Biomechanik als die Wechselwirkungen zwischen mechanischen Einflüssen und biologischen Systemen. Inzwischen hat sich die Biomechanik zu einem Forschungsgebiet mit vielen unterschiedlichen und weit gefächerten Teilbereichen entwickelt, die Fragestellungen sowohl auf der zellulären Ebene als auch in komplexen anatomischen Strukturen untersucht. Hier ist die Untersuchung von Kräften, die auf oder innerhalb von biologischen Strukturen wirken sowie die von diesen Kräften hervorgerufenen Effekte von Interesse [65].

Der bei weitem bekannteste Teilbereich der Biomechanik ist sicher die Sportbiomechanik und dort besonders jener Teilbereich, der sich mit der Optimierung von Trainingsmethoden und -geräten sowie von Bewegungsabläufen beschäftigt. Weitere hier untersuchte Fragestellungen befassen sich mit den grundlegenden Funktionen und Mechanismen von muskulären und knöchernen Strukturen und ihrer Verwendung bei verschiedenen Tätigkeiten [60, 90]. Von der Größenordnung der untersuchten Strukturen am entgegengesetzten Ende der Biomechanik liegen grundlegende Studien zur Reaktion von Zellen auf mechanische Reize. Hier ist von Interesse, einen Zusammenhang zwischen mechanischen Stimuli und den Reaktionen der Zellen (Ausschüttung von Wachstumsfaktoren, Einfluss auf die Zellproliferation) zu finden [45, 46]. Auch die forensische Biomechanik hat an Bedeutung gewonnen. Hier sind besonders Fragestellungen von Interesse, wie aus einer gegebenen biologischen Situation (knöcherne Frakturen, Verletzungsspuren, Prellungen) auf die verursachenden mechanischen Einflüsse geschlossen werden kann [81].

Zu den Teilbereichen der Biomechanik zählen auch die Orthopädietechnik und die Prothetik. Hier ist die Unterstützung der regelgerechten Funktionalität des Körpers durch künstlich hergestellte Hilfsmittel von Interesse. Das Einsatzspektrum solcher künstlicher Hilfsmittel reicht von abnehmbaren Prothesen zum Ersatz von Gliedmaßen über festsitzende Elemente auf der Körperoberfläche, wie zum Beispiel in der Zahnmedizin, bis hin zu im Inneren des Körpers verankerten Hilfsmitteln, wie zum Beispiel künstliche Hüftgelenke und Herzklappen. Aufgrund des Einsatzes verschiedener Werkstoffe in der Nähe oder innerhalb biologischer Strukturen sind in diesem Bereich der Biomechanik auch die mechanischen Eigenschaften der verwendeten Werkstoffe und ihre biologische Verträglichkeit von großem Interesse.

## 6.2 Grundlagen der Mechanik und der Werkstoffkunde

Für die in der vorliegenden Arbeit vorgestellten Untersuchungen werden eine Reihe von Grundbegriffen aus der Mechanik und der Werkstoffkunde benötigt. Diese sollen im Folgenden kurz eingeführt werden (nach [92]).

Um den Einfluss einer Kraft auf einen Körper zu beschreiben, wird der Begriff des Drucks verwendet. Dabei ist der Druck  $p$  als Quotient aus der eingesetzten Kraft  $F$  und der Größe der involvierten Fläche  $A$ . Der Druck wird in der Einheit Pascal

$$1 \text{ Pa} = 1 \frac{\text{N}}{\text{m}^2} \quad (14)$$

angegeben. Wegen der Größenordnung der Kräfte und Flächen wird hier häufig die Einheit  $\text{MPa}$  mit  $1 \text{ MPa} = 1 \text{ N/mm}^2$  verwendet.

Analog zum Druck wird die mechanische Spannung in einem stabförmigen Körper bezeichnet. Wirkt eine Zugkraft  $F$  auf einen solchen stabförmigen Körper mit einer Querschnittsfläche  $S$ , so setzt dieser der Kraft einen Widerstand entgegen. Die sich dabei ergebende innere Spannung im Körper wird mit  $\sigma$  bezeichnet, es gilt



$$\text{Spannung} = \frac{\text{Kraft}}{\text{Querschnittsfläche}} \quad , \quad \sigma = \frac{F}{S} \quad (15)$$

Die Spannung wird wie der Druck in der Einheit Pascal angegeben.

Wenn ein stabförmiger Körper der Länge  $l$  und der Querschnittsfläche  $S$  mit einer Zugkraft  $F$  belastet wird, so resultiert daraus – neben der dadurch hervorgerufenen inneren Spannung – eine Verformung des Werkstoffes. Bis zu einer gewissen Grenze, der so genannten Elastizitätsgrenze, ist diese Verformung reversibel. Oberhalb dieser Grenze beginnt die plastische, also nicht reversible Verformung des Werkstoffes. Im elastischen Bereich ist der Zusammenhang zwischen der wirkenden Kraft  $F$  und der erzielten relativen Längenänderung  $\Delta l/l$  linear. Die relative Längenänderung wird auch als Dehnung

$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l} \quad (16)$$

bezeichnet. Wie aus der Gleichung 16 hervorgeht, ist die Dehnung einheitenlos. Zur Beschreibung des Zusammenhangs zwischen Kraft und Längenänderung im elastischen Bereich wird der Elastizitätsmodul  $E$  (oder E-Modul) als Quotient

$$E = \frac{\sigma}{\varepsilon} = \frac{F}{S} \cdot \frac{l}{\Delta l} \quad (17)$$

definiert. Diese Definition beschreibt den Elastizitätsmodul somit unabhängig von der Form des Körpers und beschreibt zusammen mit der Elastizitätsgrenze Eigenschaften des zugrunde liegenden Werkstoffes. Die Einheit des Elastizitätsmoduls ist ebenfalls Pascal.

Bei Belastung des oben erwähnten stabförmigen Körpers tritt neben der Längen- auch eine Querschnittsänderung auf. Dabei ändert sich die Dicke  $d$  des unbelasteten Körpers um  $\Delta d$ . Die Querkontraktionszahl  $\nu$  mit

$$\nu = \frac{\Delta l}{l} \cdot \frac{d}{\Delta d} \quad (18)$$

bezeichnet das Verhältnis zwischen der relativen Dickenänderung  $\Delta d/d$  zur relativen Längenänderung  $\Delta l/l$ . Dieses Verhältnis ist im elastischen Bereich konstant und dient wie der Elastizitätsmodul zur Charakterisierung eines Werkstoffes.

Zur Bestimmung dieser Eigenschaften eines Werkstoffes werden üblicherweise so genannte Zugversuche durchgeführt. Dazu wird ein stabförmiger Probekörper mit definierten Abmessungen (Länge und Querschnitt) aus dem zu untersuchenden Material in einen entsprechenden Aufbau eingesetzt. Durch das Auseinanderziehen der beiden Stabenden wird der Prüfkörper gedehnt, während gleichzeitig die dabei benötigte Kraft ermittelt wird. Da Querschnitt und Länge des Probekörpers bekannt sind, kann ein Spannungs-/Dehnungsdiagramm des Werkstoffes erstellt werden (vergleiche Abbildung 6).

### **6.3 Finite-Elemente-Analysen in der prothetischen Biomechanik und der dentalen Werkstoffkunde**

Zur Klärung der Zusammenhänge von mechanischer Belastung bzw. der Änderung der mechanischen Lasteinleitung auf das stomatognathe System durch verschiedene prothetische Konzepte wurden bislang eine Vielzahl von experimentellen und numerischen Untersuchungen publiziert. Diese betreffen die Größenordnung der intraoralen Kräfte bei physiologischen Belastungen (Kauen, Schlucken, etc.), die zeitliche Verteilung dieser Ereignisse sowie die Zusammenhänge von Belastung, Art der prothetischen Suprakonstruktion sowie der daraus resultierenden Spannungsverteilungen in der Prothese, den Verankerungselementen und in den Pfeilerzähnen oder auch Implantaten. Es kamen verschiedene experimentelle, vorwiegend jedoch numerische Methoden zum Einsatz.

Auf der numerischen Seite handelt es sich dabei überwiegend um Berechnungen mit Hilfe der Finite-Elemente-Methoden. In den letzten Jahren ist hier ein eindeutiger Trend hin zu Berechnungen von Implantat/Knochen-Belastungen zu verzeichnen, wie z.B. in [24] dargestellt wird.

In einer Studie untersuchten Farah et al. [29] verschiedene Brückenkonstruktionen in zweidimensionalen Finite-Elemente-Modellen. Ihr Augenmerk richtete sich insbesondere auf die Spannungsverteilung im Alveolarknochen, um Aussagen darüber treffen zu können, wie die Struktur des Knochens aufrecht erhalten werden kann. Die Länge der Brücke spielte dabei keine Rolle. Dies steht im Gegensatz zu den Aussagen von Kataoka et al. [43], die einen direkten Zusammenhang zwischen Spannungsverteilung und Länge der Brücke gefunden haben.

Weitere Untersuchungen beschäftigten sich ebenfalls mit diesem Themenkreis, bis hin zu einer neueren Studie von Pan et al. [68], die in FE-Modellen den Einfluss verschiedener Verankerungselemente auf die Spannungsverteilung in Prothese und Alveolarknochen untersuchten. Sie konnten zeigen, dass bei anteriorer Belastung der Prothese die Spannungen im Alveolarknochen bei Verwendung einer Teleskopkrone niedriger waren als bei Einsatz einer Stegverankerung. Sie folgerten daraus, dass die Teleskopkrone zu bevorzugen sei.

Lediglich eine Arbeit befasste sich bislang direkt mit den Einflüssen der mechanischen Belastung auf das Bruchverhalten von Prothesen [17]. Es wurde jedoch lediglich aus den lokalen Spannungsverteilungen in der Prothesenbasis und den darin verankerten Kunststoffzähnen auf die Bruchanfälligkeit dieser Konstruktionen gefolgert. Eine numerische Modellierung der Umformung herausnehmbaren Zahnersatzes durch mechanische Dauerlast und Korrosion ist bislang ebenso wenig geschehen wie die eingehende experimentelle Verifizierung der numerischen Ergebnisse anhand der FE-Modelle des auch im Experiment verwendeten Probekörpers.

Die *in-vivo* wirkenden Kräfte beim Kauen wurden durchweg mit experimentellen Methoden untersucht. Zwar betreffen diese Studien überwiegend die Belastungen, die auf implantatgetragendem Zahnersatz während des Kauens und Schluckens einwirken, für eine Abschätzung der intraoralen Kräfte, die auf eine Prothese wirken, können sie aber ebenso herangezogen werden. Es kamen verschiedene Messaufnehmer auf der Basis von Piezokristallen [55, 58] oder Dehnungsmessstreifen [36] zum Einsatz. Die Kräfte, die dabei beobachtet wurden,

lagen zwischen 140 N und 390 N [28, 41]. Mit einem Messsystem, das die *in-vivo*-Belastungen auf Implantate bei verschiedenen physiologischen Lastsituationen in allen drei Raumrichtungen erfassen konnte, wies Mericske-Stern [56] nach, dass teilweise erhebliche Kraftanteile in die Transversale gehen und eine direkte Übertragung der okklusalen Kräfte in die vertikale Komponente nicht zu beobachten ist. Insgesamt kann festgehalten werden, dass zur Simulation der intraoralen Kräfte in einem Messaufbau die Größe von 100 N in jedem Falle zu überschreiten ist.

## 7 Entwicklung des hochauflösenden Hexapod-Mess-Systems HexMeS

---

Das Spektrum der auftretenden Kraftsysteme in der dentalen Biomechanik ist sehr groß. So überschreiten die in der Kieferorthopädie zur Zahnbewegung eingesetzten Kraftsysteme nur in seltenen Fällen einige Newton [75], Kaukräfte dagegen belasten Zähne wie auch eventuell eingesetzte prothetische Versorgungen abhängig von der Zahnposition mit 60 bis 150 N [25, 55, 73]. Die maximale Bisskraft wird in der Literatur sogar mit bis zu 380 N für einzelne Zähne sowie über 500 N für Zahngruppen angegeben [26, 48]. Auch die in der dentalen Biomechanik zu beobachtenden Drehmomente schwanken laut dieser Literaturquellen zwischen einigen wenigen Newtonmillimetern und mehreren Newtonmetern. Die experimentelle Untersuchung des Verhaltens verschiedener in der zahnmedizinischen Versorgung verwendeter Materialien und Apparaturen unter diesen im klinischen Alltag auftretenden Lasten ist von großem Interesse, um die Eignung dieser Geräte für die zahnmedizinische Behandlung aus biomechanischer Sicht beurteilen zu können.

Zu diesem Zweck wurde das Hexapod-Mess-System (HexMeS) entwickelt. Das System dient der hochauflösenden Aufnahme von Kraft/Auslenkungsdiagrammen. Solche Diagramme stellen den Zusammenhang zwischen der mechanischen Belastung eines Probekörpers in Form einer darauf aufgebracht Kraft mit der aus dieser Belastung resultierenden Materialreaktion in Form einer Auslenkung dar.

Die mit diesem Aufbau ermittelten experimentellen Ergebnisse dienen verschiedensten Aufgaben. Eine direkte Anwendung der erhaltenen Daten liegt in der Möglichkeit, unterschiedliche Apparaturen mit ähnlichen Anwendungsspektren objektiv miteinander vergleichen zu können. So kann zum Beispiel der Einfluss von Implantatlänge und -durchmesser auf die Verankerungsqualität durch den Einsatz von Implantaten in tierische Knochenpräparate (z.B. im Schweinemodell) experimentell untersucht werden. Auch der Einfluss der Struktur des

umgebenden Knochens auf das Auslenkungsverhalten beziehungsweise auf die Stabilität der Verankerung kann so beurteilt werden [1].

Die Last/Auslenkungsdiagramme können auch herangezogen werden, um numerische Simulationen biomechanischer Probleme mit der Finite-Elemente-Methode zu verifizieren [84]. So wurde in anderen Studien, die an der Poliklinik für Kieferorthopädie der Universität Bonn durchgeführt wurden, an einem ähnlichen Messaufbau [14, 38] das Auslenkungsverhalten von humanen Eck- und Schneidezähnen sowie von Schweine- und Rattenpräparaten dazu verwendet, die mechanischen Eigenschaften und die Materialparameter des parodontalen Ligaments zu ermitteln [44, 85]. Mit derartigen Untersuchungen ist es möglich, die Übertragbarkeit von Experimenten zur Bestimmung von Materialparametern an Tierpräparaten auf den Menschen zu beurteilen [44]. Die auf diese Art und Weise ermittelten Materialparameter erlauben es auch, komplexere biomechanische Systeme, wie zum Beispiel die Bewegung von Zähnen oder Zahngruppen, zu simulieren [15]. Zusätzlich kann auch die Lage des Widerstandszentrums von ein- oder mehrwurzeligen Zähnen bestimmt werden [71, 93]. Die Kenntnis der Lage des Widerstandszentrums erlaubt es dem Kieferorthopäden, das benötigte Kraftsystem für eine angestrebte Zahnbewegung zu optimieren.

## **7.1 Der Messaufbau**

Das Hexapod-Mess-System besteht im Wesentlichen aus drei Komponenten: einem optischen, berührungslosen Bewegungsnachweis, einer Belastungseinheit sowie einer Kraftaufnahme. Eine Schemazeichnung des Messaufbaus ist in Abbildung 22 zu sehen, Abbildung 23 zeigt ein Photo des gesamten Messaufbaus. Die drei Hauptkomponenten des Messaufbaus sollen in den folgenden Abschnitten detailliert beschrieben werden. Bei der Konstruktion des Messaufbaus wurde darauf geachtet, das System von äußeren Einflüssen zu entkoppeln, die die Qualität der erfassten Messwerte beeinträchtigen könnten. Die Montage des Systems auf einem schwingungs isolierten Tisch (Honeycomb-Tischplatte auf pneumatischen Rollbalgisolatoren, Physik Instrumente GmbH & Co. KG, Karlsruhe) gewährleistet eine Entkopplung von mechani-

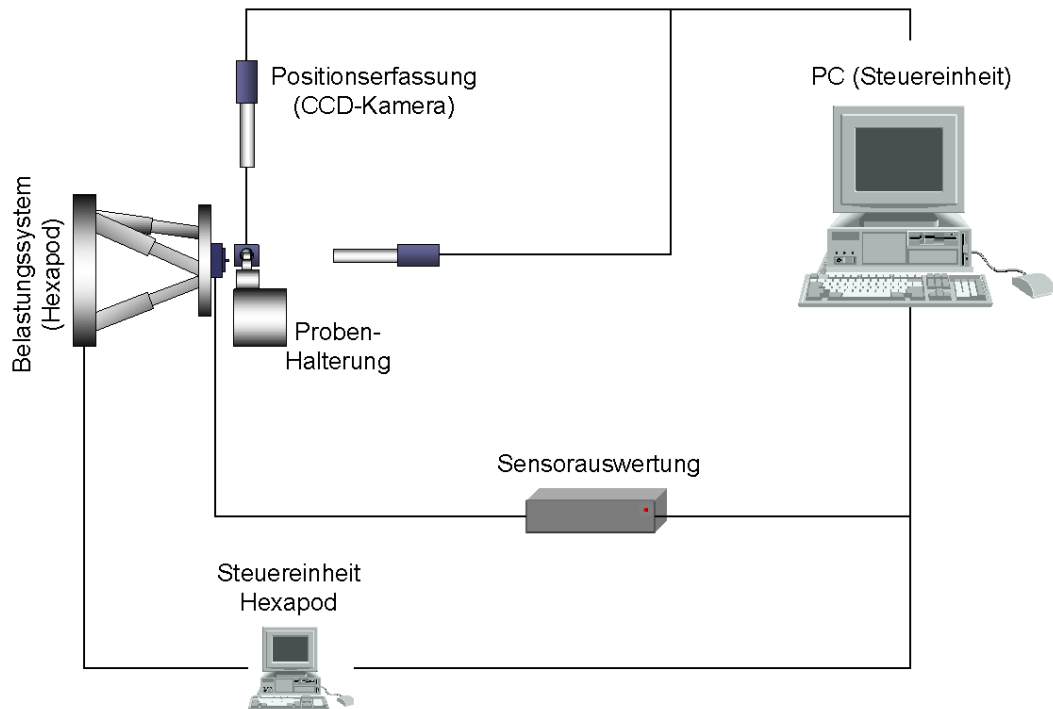


Abbildung 22: Schematische Darstellung der verschiedenen Komponenten des Hexapod-Mess-Systems.

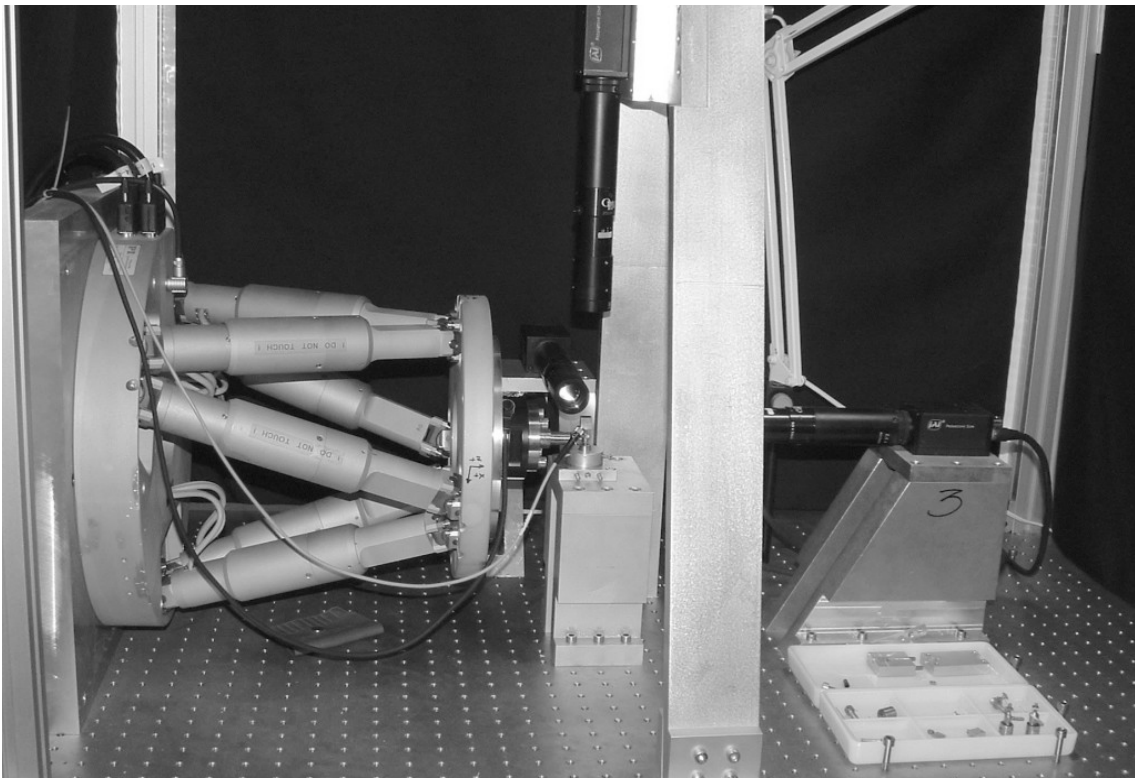


Abbildung 23: Photo des Messaufbaus HexMeS. Links ist die Belastungseinheit (Hexapod) mit aufgesetztem Kraft-/Drehmomentsensor zu erkennen, in der Mitte der Probenhalter, dahinter und rechts die CCD-Kameras für den optischen Bewegungsnachweis.

schen Umgebungseinflüssen. Die Abgrenzung des optischen Systems gegenüber Umgebungsreizen, wie zum Beispiel Streulicht und Reflektionen, wird durch einen mit schwarzem Samt bespannten Aufbau auf diesem Tisch erreicht.

### 7.1.1 *Optischer Bewegungsnachweis*

Das optische System besteht aus einem Positionsmarker (Laserwürfel) und drei CCD-Kameras mit Mikro-Zoomobjektiven (JAI CV-M1, 1300 x 1030 Pixel, mit Opto Mikro-Zoomobjektiv, 8.8-fach, Stemmer Imaging GmbH, Puchheim) zur Erfassung der Bewegungen dieses Markers. Für die Kommunikation zwischen dem Steuer-PC wurde eine Framegrabberkarte vom Typ PCVision (ITI - Imaging Technology Inc., Bedford, MA, USA) verwendet, an die die drei Kameras parallel angeschlossen sind. Der Positionsmarker ist ein ausgehöhlter Aluminiumwürfel mit einer Kantenlänge von 10 mm, der auf drei, je paarweise aneinander grenzenden Seiten mit so genannten ‚Pinholes‘ (Melles Griot GmbH, Bensheim) ausgestattet ist. Bei den Pinholes handelt es sich um Metallblenden, die mittig mit einer Öffnung von 2  $\mu\text{m}$  im Durchmesser versehen sind. Der Aluminiumwürfel wird von der Innenseite her von einem Laser mit Faserpigtail (35 mW, 658 nm, Laser2000, Wessling) beleuchtet. Durch die zueinander senkrechte Anordnung bilden die drei Pinholes ein starres, orthogonales Referenzsystem. Die Kameras stehen ebenfalls senkrecht zueinander und sind jeweils auf eine Seite des Laserwürfels ausgerichtet. Jede Kamera erfasst so die Bewegung eines beleuchteten Pinholes. Abbildung 24 zeigt eine prothetische Teleskopkrone mit aufgesetztem Laserwürfel im HexMeS.

Da die Geometrie des Messaufbaus sowie die optischen Eigenschaften der Kameras bekannt sind, lassen sich aus jedem Kamerabild die Verschiebungen der Pinholes in den Bildachsen errechnen. Die Bestimmung der Positionen der beleuchteten Pinholes erfolgt dabei jeweils durch eine Schwerpunktberechnung des Abbildes der Leuchtpunkte auf den einzelnen CCD-Chips. Eine beim Aufbau des Systems durchgeführte Justage der Kameras erlaubt die Übertragung der Pixelkoordinaten einer jeden Kamera in ein zweidimensionales, metrisches



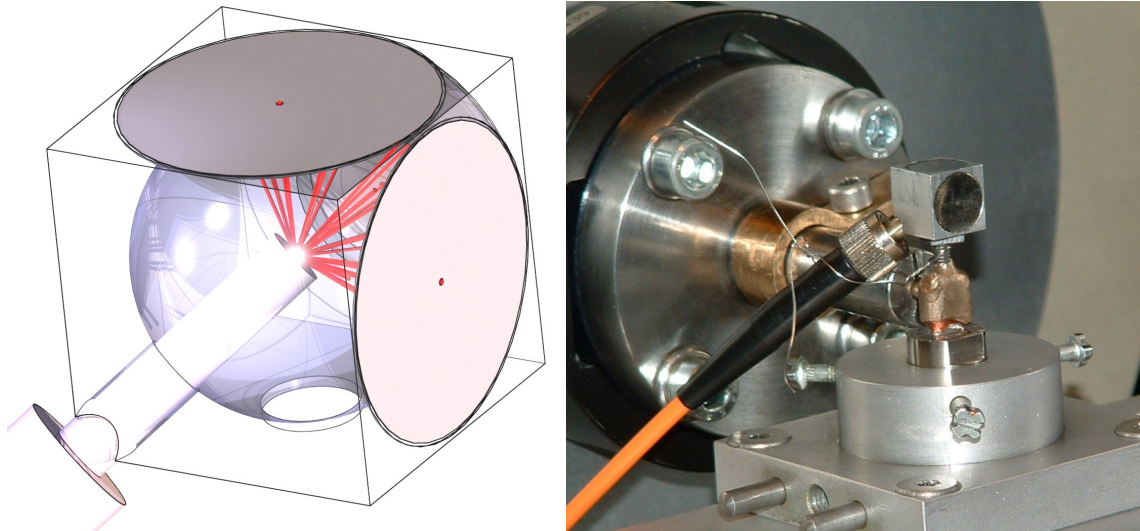


Abbildung 24: Links: Schematische Darstellung des Positionsmarkers mit den von einem Laser beleuchteten Pinholes. Rechts: Detailaufnahme einer Probe (hier: Teleskopkrone) im Messaufbau. Auf der Krone ist der Laserwürfel mit den Pinholes befestigt. Die Beleuchtung der Pinholes erfolgt über die Faseroptik. Im Hintergrund ist der Kraft/Drehmomentsensor zu erkennen.

Koordinatensystem mit einer Auflösung von  $0,7 \mu\text{m}$ . Damit kann die Bewegung des Würfels als Differenz zwischen Initial- und Abschlussposition in drei Translationen entlang der Raumachsen sowie drei Rotationen um die Raumachsen dargestellt werden.

### 7.1.2 Belastungseinheit Hexapod

Als Belastungseinheit wird ein Hexapod (M-850.50, Fa. Physik Instrumente, Karlsruhe, siehe Abbildung 25) verwendet. Dieser bietet einen großen Bewegungsraum, eine hohe Auflösung und eine hohe Wiederholgenauigkeit der Positionierung. Tabelle 1 zeigt die technischen Spezifikationen des Hexapoden nach [69].

Da die an der Probe angreifende Kraft durch die Bewegung des Hexapoden übertragen wird, erlaubt die hohe Positioniergenauigkeit eine präzise Dosierung der aufgegebenen Kraftsysteme. Die hohe Steifigkeit des Hexapoden erlaubt es, auch große Kräfte auf die Proben zu übertragen, ohne dass es zu einer wesentlichen mechanischen Deformation des Belastungssystems kommt. Im hier angestrebten Einsatzbereich des Hexapoden werden jedoch Kräfte von mehr

als 100 N erwartet, während gleichzeitig die aus der Belastung der Probe resultierende Bewegung mit einer Auflösung von einem Mikrometer oder besser ermittelt werden soll. Hier reicht die hohe Steifigkeit alleine nicht aus, um eine Position der untersuchten Proben aus der Hexapodbewegung in hinreichender Genauigkeit zu ermitteln. Daher wird für die Bewegungskonstruktion auf den oben beschriebenen optischen Bewegungsnachweis zurückgegriffen.



Abbildung 25: Foto eines Hexapoden vom Typ M-850.50, wie er als Belastungseinheit für das HexMeS verwendet wird.

Der Hexapod verfügt über einen eigenen Steuer-Computer auf Basis eines Standard-PC. Dieser übernimmt die Koordination der sechs Linearmotoren, die zur Veränderung der Hexapod-Position benötigt werden. Die Kommunikation zwischen HexMeS-Steuer-Computer und Hexapod-Steuer-Computer erfolgt über die serielle RS-232-Schnittstelle.

<b><i>Bewegung</i></b>	$\Delta X, \Delta Y$	$\pm 50 \text{ mm}$
	$\Delta Z$	$\pm 25 \text{ mm}$
	$\Delta \Theta_x, \Delta \Theta_y$	$\pm 15^\circ$
	$\Delta \Theta_z$	$\pm 30^\circ$
<b><i>Auflösung</i></b>	$dX, dY$	$1 \mu\text{m}$
	$dZ$	$0,5 \mu\text{m}$
	$d\Theta_x, d\Theta_y, d\Theta_z$	$5 \mu\text{rad}$
<b><i>Wiederholgenauigkeit</i></b>	$x, y$	$\pm 2 \mu\text{m}$
	$z$	$\pm 1 \mu\text{m}$
	$\Theta_x, \Theta_y, \Theta_z$	$\pm 10 \mu\text{rad}$
<b><i>Steifigkeit</i></b>	$k_x, k_y$	$3 \text{ N}/\mu\text{m}$
	$k_z$	$100 \text{ N}/\mu\text{m}$

Tabelle 1: Technische Spezifikationen des Hexapoden.

### 7.1.3 Erfassung der aufgegebenen Kraftsysteme

Ein Kraft-/Drehmomentsensor (Schunk Spann- und Greiftechnik GmbH & Co. KG, Lauffen/Neckar), der an der oberen Montageplattform des Hexapoden angebracht ist, erfasst die vom Hexapoden auf die Probe aufgebrauchten Kraftsysteme. Dabei werden drei Kräfte sowie drei Drehmomente, jeweils entlang der drei Raumachsen, gemessen. Die modulare Bauweise des HexMeS erlaubt das Wechseln zwischen Kraft-/Drehmomentsensoren mit verschiedenen Messbereichen. Es stehen zur Zeit zwei verschiedene Sensoren zur Verfügung, zum einen ein „ATI FTS Gamma 130/10“ sowie ein „ATI FT Nano 12/0.12“. In Tabelle 2 sind die Messbereiche sowie Auflösungen der beiden verwendeten Sensorsysteme nach [76] aufgelistet. Damit wird das Messsystem den unterschiedlichen Anforderungen gerecht, die für breitgefächerte Messaufgaben in der dentalen Biomechanik aufgestellt werden können.

## 7.2 Messprinzip

Die zu untersuchende Probe wird in einem Probenhalter fixiert (vergleiche Abbildung 24). Mittels einer Justierhilfe wird der Laserwürfel auf der Oberseite der Probe so befestigt, dass jedes Pinhole im Mittelpunkt des Aufnahmebereichs der ihm zugeordneten Kamera erscheint. Die Kraftübertragung von der Belastungseinheit auf die Probe erfolgt entweder direkt mit einem starren Arm oder indirekt über eine Feder. Die Art der Kraftübertragung wird entsprechend der

	<b>Messbereich</b>	<b>Auflösung</b>
<b>ATI FTS Gamma 130/10</b>		
Kraft	±130 N	0,1 N
Drehmoment	±10 Nm	0,005 Nm
<b>ATI FT Nano 12/0.12</b>		
Kraft	±12 N	0,0125 N
Drehmoment	±120 Nmm	0,0625 Nmm

Tabelle 2: Technische Spezifikationen der beiden im HexMeS verwendeten Kraft-/Drehmomentsensoren.

durchzuführenden Messung gewählt. Die indirekte Übertragung durch eine Feder eignet sich für kleine Kräfte entlang der Zugachse sowie in eingeschränktem Rahmen für die Übertragung kleiner Drehmomente. Die direkte Übertragung durch eine starre, kraft- und drehmomentschlüssige Verbindung erlaubt das gleichzeitige Aufbringen verschiedener Kräfte und Drehmomente entsprechend der Beweglichkeit des Hexapoden. Die hohe Steifigkeit des Hexapoden erlaubt es, bei kleinen Kräften (bis etwa 10 N) und einer entsprechend starren Verbindung zwischen Probe und Hexapod auf das optische Nachweissystem zu verzichten und die Bewegungsdaten des Hexapoden direkt in die Bewegungsinformationen der Probe umzurechnen. Bei hohen Kräften und Drehmomenten und bei einer nicht kraft- und drehmomentschlüssigen Lastübertragung vom Hexapod auf die Probe wird die Probenbewegung über das optische System ermittelt.

Durch die Angabe von einem oder mehreren Messpositionen sowie eines Bewegungsincrementes wird eine Reihe von Messpunkten festgelegt, die der Hexapod nacheinander anfährt und damit eine Kraft bzw. ein Drehmoment auf die zu untersuchende Probe aufgibt. Nach Erreichen eines jeden Messpunktes werden die drei Kamerabilder ausgewertet, und die Position des Würfels bzw. der Probe wird berechnet. Gleichzeitig wird das am Sensor angreifende Kraftsystem ermittelt. Durch Korrelation der berechneten Bewegung mit der gemessenen Kraft erhält man die Kraft/Auslenkungscharakteristik der eingesetzten Probe.

Translationen und Rotationen der untersuchten Proben werden immer relativ zu einem globalen Koordinatensystem dargestellt, das durch die Lage des Laserwürfels in der Justierhilfe definiert wird. Während der Messung müssen die verschiedenen lokalen Koordinatensysteme der einzelnen Komponenten (Hexapod, Sensor und die CCD-Kameras, siehe Abbildung 26) in dieses globale Koordinatensystem transformiert werden. Besonders für die Übertragung der zweidimensionalen Koordinaten der drei CCD-Kameras in das dreidimensionale globale Koordinatensystem, die zur Ermittlung der Probenbewegung notwendig ist, gestaltet sich aufwändig. Diese Problematik ist im Abschnitt 7.3.5 zu-

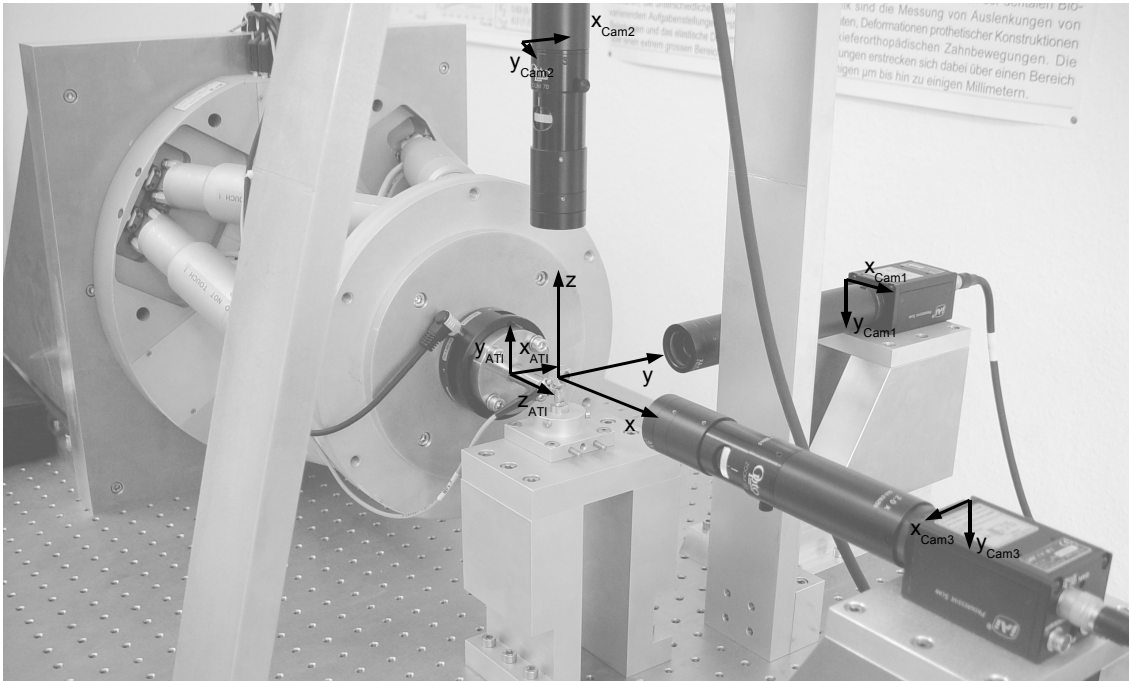


Abbildung 26: Lage der verschiedenen Koordinatensysteme im HexMeS. Bei der Ansteuerung des Messaufbaus und der Auswertung der Probenbewegung müssen die verschiedenen lokalen Koordinatensysteme vom Hexapod, Kraft-/Drehmomentsensor und den drei CCD-Kameras in das globale Koordinatensystem umgerechnet werden, das durch den Laserwürfel in seiner Ausgangsposition definiert ist.

sammen mit der Ermittlung der Probenbewegung aus der Bewegung der Pinholes ausführlich beschrieben.

Die selbst entwickelte Steuersoftware, die im nachfolgenden Abschnitt noch ausführlich beschrieben werden soll, erlaubt zur Zeit ausschließlich eine auslenkungsgesteuerte Messung, bei der eine Bewegung des Hexapoden entlang eines oder mehrerer vorgegebener Messpunkte ausgeführt wird. Das dabei auftretende Kraftsystem wird gemessen. Eine kraftgesteuerte Messung, bei der der Hexapod in eine gegebene Richtung bewegt wird, bis eine gegebene Randbedingung in Form einer Maximalkraft oder eines Maximaldrehmoments erreicht wird, befindet sich in der Entwicklung.

### 7.3 Das Steuerprogramm

Für die Steuerung der Komponenten und das Auslesen der Messdaten wurde ein eigenes Steuerprogramm entwickelt. Dieses soll im folgenden Abschnitt vorgestellt werden. Die Entwicklung des Steuerprogramms erfolgte unter dem Betriebssystem Microsoft Windows NT 4.0. Auf die Verwendung aktuellerer Windows-Betriebssysteme musste aus Kompatibilitätsgründen verzichtet werden, da zu Beginn der Entwicklung keine entsprechenden stabilen Treiber für den verwendeten Framegrabber vorhanden waren. Es wurde die Entwicklungsumgebung Microsoft Visual Studio .NET verwendet.

#### 7.3.1 Kommunikation zwischen den einzelnen Komponenten

Zur Steuerung der verschiedenen Hardware-Komponenten (Belastungseinheit Hexapod und Kraft/Drehmoment-Sensor) sowie zur Erfassung der Messdaten (Hexapod-Position, anliegendes Kraftsystem sowie Probenposition) muss das Steuerprogramm mit diesen Komponenten kommunizieren. Abbildung 27 zeigt die prinzipiellen Kommunikationswege und -richtungen zwischen dem HexMeS-Steuerprogramm und den einzelnen Hardwarekomponenten.

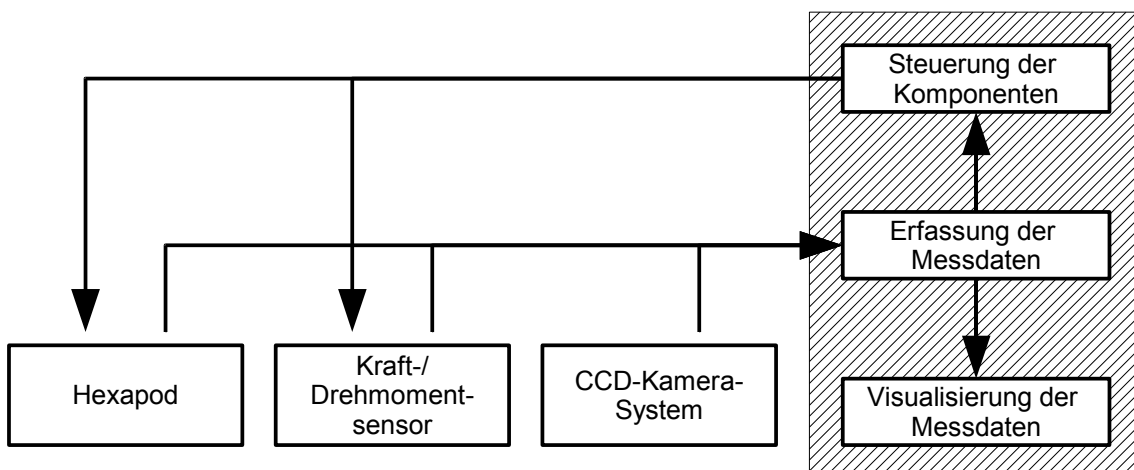


Abbildung 27: Schematische Darstellung des Zusammenspiels der verschiedenen Komponenten des HexMeS-Aufbaus.

## Kommunikation mit dem Hexapoden

Für die Kommunikation zwischen HexMeS-Steuer-Computer und Hexapod-Steuer-Computer wird eine RS-232-Schnittstelle verwendet [69, 70]. Die hierbei zulässigen beziehungsweise verwendeten Schnittstellenparameter können der Tabelle 3 entnommen werden. Zur Steuerung stehen 12 verschiedene Befehle zur Verfügung, mit deren Hilfe der aktuelle Zustand des Hexapoden abgefragt oder verändert werden kann. Der vollständige Befehlssatz mit Beschreibung der einzelnen Befehle ist in Tabelle 4 aufgelistet.

Die Kommunikation zwischen dem Hexapod-Steuer-Rechner und dem Steuerprogramm des HexMeS wird immer vom HexMeS aus initiiert. Dazu wird einer der Befehle aus Tabelle 4 vom HexMeS-Steuerprogramm an den Hexapod-Steuer-Computer übertragen. Die Antwort des Hexapod-Steuer-Computers auf einen ihm bekannten Befehl hängt von dem jeweiligen Befehl ab. Allgemein gilt, dass nur nach den Befehlen, die auf ein Fragezeichen enden, auch eine Antwort des Hexapod-Steuer-Rechners folgt. Ausnahmen bilden die beiden Befehle „MOV?“ und „HELP“. „MOV?“ liefert nur dann eine Antwort, wenn der Hexapod im Moment keine Bewegung ausführt. Bewegt sich der Hexapod in dem Moment, wenn der Befehl „MOV?“ ausgeführt wird, erfolgt keine Antwort. Der Befehl „HELP“ liefert als Antwort eine Auflistung aller gültigen Befehle. Bei unbekanntem Befehlen erfolgt ebenfalls keine Antwort, sie werden ignoriert.

Eine besondere Stellung nimmt der Befehl „INI“ ein. Nachdem der Hexapod-Steuer-Rechner gestartet wurde, muss zuerst eine Initialisierung des Hexapo-

<b>Parameter</b>	<b>Gültige Werte</b>	<b>Standardwert</b>	<b>verwendet</b>
<i>Baud-Rate</i>	9600 – 115200	56k	56k
<i>Protokoll</i>	XON/XOFF	XON/XOFF	XON/XOFF
<i>Parität</i>	keine	keine	keine
<i>Datenbits</i>	8	8	8
<i>Stoppbits</i>	1	1	1
<i>Zeilen-End-Zeichen</i>	Zeilenvorschub <LF> = 0x0A	<LF>	<LF>

Tabelle 3: Parameter für die Kommunikation zwischen Steuer-PC und Hexapod über die serielle Schnittstelle.

<b>Befehl</b>	<b>Beschreibung</b>	<b>Antwort</b>
<i>HELP</i>	Listet alle zulässigen Befehle auf.	Liste aller Befehle
<i>INI</i>	Startet die Initialisierung des Hexapoden. Der Hexapod wird in seine Referenzposition (0,0,0) bewegt.	-
<i>VEL</i>	Setzt die Geschwindigkeit des Hexapoden (0...5 mm/s).	-
<i>VEL?</i>	Ermittelt die aktuelle Geschwindigkeit des Hexapoden.	Aktuelle Geschwindigkeit
<i>MOV &lt;m&gt;</i>	Bewegt den Hexapoden auf eine absolute Position. „<m>“ besteht aus einer oder mehreren Bewegungsrichtung (x, y, z für Translationen, u, v, w für Rotationen) und der angestrebten absoluten Position. Mehrere Bewegungen können mit Leerzeichen getrennt hintereinander aufgelistet werden. Nicht aufgeführte Richtungen werden in ihrem aktuellen Zustand belassen.	-
<i>MOV?</i>	Ermittelt, ob sich der Hexapod im Moment bewegt. Wenn er sich nicht bewegt, liefert dieses Kommando den Rückgabewert 1, anderenfalls wird kein Wert zurückgeliefert.	„1“ oder keine Antwort
<i>POS?</i>	Liefert die aktuelle Position des Hexapoden, nachdem die Bewegung ausgeführt ist.	Aktuelle Position
<i>SPI &lt;s&gt;</i>	Setzt einen neuen Pivot-Punkt. Der neue Pivot-Punkt wird als „R.. S.. T..“ angegeben. Dieses Kommando wird nur dann ausgeführt, wenn U=V=W=0.	-
<i>SPI?</i>	Fragt den aktuell gesetzten Pivot-Punkt ab.	Aktueller Pivot-Punkt
<i>ERR?</i>	Liefert einen Fehlercode zurück: 0 Kein Fehler, 6 Parameterfehler in x,...,w, 7 Reichweite außerhalb der zulässigen Grenze, 8 Geschwindigkeit außerhalb der zulässigen Grenze, 9 SPI wurde aufgerufen, aber U,V und W sind ungleich 0.	Aktueller Fehlercode
<i>STOP</i>	Alle Bewegungen werden gestoppt.	-
<i>&lt;ESC&gt;</i> <i>char (0x1b)</i>	Notstopp – alle Bewegungen werden gestoppt, ein Reset wird durchgeführt.	-

Tabelle 4: Liste der zur seriellen Kommunikation mit dem Hexapoden zur Verfügung stehenden Befehle.

den durchgeführt werden, bei der der Hexapod in seine Ursprungsposition bewegt wird. Diese Initialisierung wird durch den Befehl „INI“ ausgelöst. Solange die Initialisierung nicht durchgeführt wurde, wird jeder Befehl zur Bewegung des Hexapoden („MOV“, „POS“, „SPI“ und „SPI?“) ignoriert.



<b>Parameter</b>	<b>Gültige Werte</b>	<b>Standardwert</b>	<b>verwendet</b>
<i>Baud-Rate</i>	<i>1200, 9600, 19200, 38400</i>	<i>9600</i>	<i>38400</i>
<i>Protokoll</i>	<i>kein Handshake</i>	-	-
<i>Parität</i>	<i>keine</i>	<i>keine</i>	<i>keine</i>
<i>Datenbits</i>	<i>8</i>	<i>8</i>	<i>8</i>
<i>Stopbits</i>	<i>1</i>	<i>1</i>	<i>1</i>
<i>Zeilen-End-Zeichen</i>	<i>Wagenrücklauf &lt;CR&gt; = 0x0D</i>	<i>&lt;CR&gt;</i>	<i>&lt;CR&gt;</i>

Tabelle 5: Parameter für die Kommunikation zwischen Steuer-PC und Sensor-Interface über die serielle Schnittstelle.

Ein Notstopp des Hexapoden kann ausgelöst werden, indem ein Zeichen mit dem ASCII-Code 0x1B an den Hexapod-Steuer-Rechner übertragen wird. Hierdurch werden alle Bewegungen des Hexapoden umgehend gestoppt, und es wird ein akustisches Warnsignal ausgelöst. Eine weitere Kommunikation mit dem Hexapod-Steuer-Rechner ist nach der Auslösung des Notstopps nicht mehr möglich. Um den Hexapoden nach einem Notstopp wieder in Betrieb zu nehmen, muss der Hexapod-Steuerrechner neu gestartet werden.

Die erstellte Benutzeroberfläche des HexMeS-Steuerprogramms erlaubt ein manuelles Auslösen des Notstopps über eine entsprechend beschriftete Schaltfläche. Zusätzlich wird automatisch ein Notstopp durchgeführt, sobald die Lastgrenzen des eingesetzten Kraft-/Drehmomentsensors überschritten werden. Die Lastgrenze des eingesetzten Sensors wird dabei automatisch während der Programminitialisierung vom Sensor abgefragt (siehe auch folgender Abschnitt). Um diesen Automatismus zu gewährleisten, wurde das HexMeS-Steuerprogramm so gestaltet, dass der Hexapod nur dann verwendet werden kann, wenn der Kraft-/Drehmomentsensor betriebsbereit ist.

### **Kommunikation mit dem Kraft-/Drehmomentsensor**

Die Kommunikation mit dem ATI-Sensor erfolgt ebenfalls über die serielle RS-232-Schnittstelle. Die für diese Kommunikation zulässigen beziehungsweise verwendeten Parameter sind in Tabelle 5 aufgeführt. Ebenso wie für den Hexapoden steht auch für den ATI-Sensor ein umfangreicher Befehlssatz zur Verfügung, mit dem der Sensor abgefragt und sein Verhalten gesteuert werden

<b>Befehlssequenz</b>	<b>Beschreibung</b>
<i>^W</i> <i>char(23)=0x17</i>	<i>Sensor-Reset, liefert gleichzeitig eine Rückmeldung über Typ des angeschlossenen Sensors (Kraft- und Drehmomentbereiche, etc.).</i>
<i>SA &lt;d&gt;</i>	<i>Mittlung der Messwerte über &lt;d&gt; Werte; wird kein zusätzlicher Parameter übergeben, wird der aktuell eingestellte Wert zurückgeliefert.</i>
<i>SU</i>	<i>Löscht den letzten Nullwert.</i>
<i>SB</i>	<i>Nullwert setzen; bis zu drei Werte können nacheinander angegeben werden, aus denen dann ein Nullwert durch Bildung eines Mittelwertes bestimmt wird.</i>
<i>SZ</i>	<i>Löscht alle Tarierwerte.</i>
<i>QR</i>	<i>Ausgabe eines Messzyklus von Kraft-/Momentkomponenten.</i>
<i>TF &lt;d&gt;</i>	<i>Wählt ein Koordinatensystem (Kalibriermatrix) aus (&lt;d&gt;=0,...,3).</i>
<i>TL</i>	<i>Listet alle verfügbaren Koordinatensysteme auf.</i>
<i>TD &lt;d&gt;</i>	<i>Löscht ein (nicht-aktives) Koordinatensystem (&lt;d&gt;=1,2,3).</i>
<i>TC ...</i>	<i>Erzeugt ein neues Koordinatensystem (Kalibriermatrix).</i>
<i>CF &lt;d&gt;</i>	<i>Schnelle Datenausgabe eingeschaltet (&lt;d&gt;=1,2,3) oder ausgeschaltet (&lt;d&gt;=0), ohne die Angabe von &lt;d&gt; wird der aktuell eingestellte Wert ausgegeben.</i>

Tabelle 6: Liste der zur seriellen Kommunikation mit dem Sensorinterface zur Verfügung stehenden Befehle.

kann. Das Sensorinterface verfügt über einen Befehlssatz von 37 Befehlen, wovon allerdings nur ein kleiner Teil für das HexMeS benötigt wird. Die verwendeten Befehle zusammen mit einer kurzen Beschreibung können der Tabelle 6 entnommen werden.

Der Kommunikationsablauf zwischen dem Steuer-Computer und dem Sensorinterface unterscheidet sich grundlegend von der Kommunikation mit dem Hexapoden. In den meisten Fällen wird die Kommunikation zwischen den beiden Seiten vom HexMeS-Steuerrechner aus initiiert, nur im Falle eines Fehlers auf der Sensor-Seite (zum Beispiel die Überlastung einer Messbrücke im Sensor) meldet der Sensor dies selbstständig an den angeschlossenen Rechner.

Allgemein erfolgt nach jeder Datenübertragung von der Seite des Rechners eine Antwort des Sensor-Interfaces. Wird diese Antwort vom Sensorcontroller verstanden, so wird zuerst zur Kontrolle der empfangende Befehl wiederholt (Echo), bevor die eigentliche Antwort des Controllers erfolgt. Die vollständige Antwort auf einen gültigen Befehl hat den folgenden Aufbau:

```

<Befehls-Echo><CR><LF>
<ACK><Befehls-Antwort><CR><LF>
<ACK><CR><LF>

```

Wird der übertragene Befehl vom Sensorcontroller nicht verstanden, so folgt ebenfalls zuerst ein Befehlsecho, danach kommt dann eine entsprechende Fehlermeldung.

```

<Befehls-Echo><CR><LF>
<NAK>E114 Illegal command<CR><LF>
<CR><LF>

```

Die Bedeutung der einzelnen Steuerzeichen wie „<CR>“ und „<LF>“ ist in Tabelle 7 aufgelistet. Tritt ein interner Fehler im Sensor auf, so sendet er selbstständig die Fehlermeldung

```

<NAK><Fehler-Code> <Fehler-Meldung><CR><LF>
<CR><LF>

```

an den seriellen Port. Ein solcher Fehler kann zum Beispiel durch die Überlastung der Messbrücken im Sensor ausgelöst werden. Diese strikte Formatierung der Antworten durch das Sensorinterface ermöglicht eine einfache und komfortable Kommunikation mit dem Sensor.

<b>Steuerzeichen</b>	<b>ASCII-Code</b>	<b>Beschreibung</b>
<CR>	0x0D	Wagenrücklauf
<LF>	0x0A	Zeilenvorschub
<ACK>	0x06	Befehl angenommen
<NAK>	0x21	Befehl nicht angenommen
<Befehls-Echo>	-	Wiederholung des empfangenen Befehls (vergleiche Tabelle 6)
<Befehls-Antwort>	-	Antwort auf den letzten Befehl

Tabelle 7: Verwendete Steuerzeichen für die Kommunikation mit dem Sensor-Interface.

Eine Besonderheit des Sensors ist der Soft-Reset, der durch das Senden des Zeichens mit dem ASCII-Code 0x23 an das Sensorinterface ausgelöst werden kann. Nach dem Reset liefert der Sensor eine Status-Meldung ähnlich der folgenden:

F12/T120(80/16) SN FT3951-3F Version 5.00  
Copyright(c) 1990 - 1994 by Assurance Technologies,  
Inc., Garner, NC  
All Rights Reserved

Aus den ersten Zeichen dieser Meldung kann der Messbereich und die Auflösung des angeschlossenen Sensors abgelesen werden. In dem obigen Beispiel beschreibt die Zeichenfolge „F12/T120(80/16)“ einen Sensor mit einem Kraftbereich von  $\pm 12$  N und einem Drehmomentbereich von  $\pm 120$  Nmm. Die Kraft wird mit einer Auflösung von  $1/80$  N ermittelt, das Drehmoment mit einer Auflösung von  $1/16$  Nmm. Diese Angaben werden zur Umrechnung der vom Sensor gelieferten Daten in Kräfte und Drehmomente benötigt. Zusätzlich werden die hier angegebenen Kraft- und Drehmomentbereiche als Grenzwerte für die weitere Messwerterfassung gespeichert. Nähern sich die aktuell gemessenen Kräfte und Drehmomente diesem Grenzwert, so warnt ein akustisches Signal vor dem Erreichen der Belastungsgrenze des Sensors. Wird diese Grenze überschritten, so wird automatisch ein Notstopp des Hexapoden ausgelöst.

Die Verwendung der Statusmeldung des Sensors nach einem Reset zum Identifizieren der Sensorparameter erlaubt den einfachen und sicheren Wechsel von verschiedenen Sensorsystemen. Dadurch können abhängig von den durchzuführenden Experimenten verschiedene, auf das jeweilige Einsatzgebiet optimierte Sensoren verwendet werden.

### **Kommunikation mit den CCD-Kameras**

Die Kommunikation mit den drei CCD-Kameras erfolgt über eine Framegrabber-Karte des Typs PCVision (Imaging Technology Incorporated, Bedford, MA, USA). Alle drei Kameras werden über entsprechende Adapterkabel an eine einzelne Framegrabber-Karte angeschlossen. Die Ansteuerung der Kameras erfolgt über eine Programmierschnittstelle (API, engl. „*application programming interface*“), die von den Treibern des Framegrabbers zur Verfügung gestellt wurde. Über diese API kann jede der angeschlossenen Kameras einzeln angesprochen werden. Da nur eine Framegrabber-Karte vorhanden ist und alle Ka-

meras über den selben Framegrabber kommunizieren, können die Kameras nicht parallel, sondern nur nacheinander abgefragt werden.

Die Ermittlung der Position des Pinholes wird nacheinander für jede Kamera durchgeführt. Um den störenden Einfluss des Rauschens zu verringern, wird das zu untersuchende Bild aus bis zu vier Einzelbildern gemittelt. Aus diesen Bildern wird dann die Position des Pinholes bestimmt, indem nach einem Intensitätsmaximum innerhalb des abgebildeten Bereiches gesucht wird. Diese Position wird dann an das Steuerprogramm zur weiteren Auswertung und Berechnung weitergeleitet.

### *7.3.2 Integration der Komponenten in das Steuerprogramm*

Der Schwerpunkt der Komponentenentwicklung war die Kapselung dieser Komponenten in ‚Black Boxes‘ - abgeschlossene, möglichst autonome Untersysteme - mit einer definierten Schnittstelle zum Steuerprogramm. Damit sollte die Portierbarkeit dieser einzelnen Komponenten zu anderen Messaufbauten oder ähnlichen Softwareprojekten gewährleistet sein. Es stellte sich dabei die Frage, wie diese Komponenten realisiert werden sollten. Die einfachste Möglichkeit ist die Erstellung der entsprechenden Klassen in den entsprechenden Quelldateien, den beiden Dateien `klassenname.h` mit der Deklaration der Klasse sowie `klassenname.cpp` mit der Implementierung der Funktionen dieser Klasse. Die Klassendeklarationen können dann mit einer `#include`-Anweisung in die Steuersoftware eingebunden werden, während die Datei mit der Implementierung in einem Verzeichnis liegt, das dem Compiler als Pfad für Quellcode bekannt ist.

Ein Nachteil dieser Vorgehensweise ist, dass jede Veränderung in der Implementierung der Komponenten eine erneute Kompilierung der gesamten Steuersoftware notwendig macht. Außerdem ist es schwierig, auf diese Art Ressourcen wie Dialogfelder oder Zeichenketten in die einzelnen Komponenten einzuschließen. Dieser Nachteil kann durch die Verwendung dynamischer Bibliotheken umgangen werden. Hierzu wird zuerst in einem getrennten Projekt für jede Komponente eine entsprechende DLL sowie eine dazugehörige Header-Datei

erstellt. Zum Verwenden der entsprechenden Softwarekomponenten muss dann der Head in das Projekt eingebunden werden sowie die DLL in das gleiche Verzeichnis kopiert werden, in dem sich auch die Steuersoftware befindet. Wird dann zu einem späteren Zeitpunkt eine Veränderung der Komponentensteuerung vorgenommen, so muss – solange die ursprüngliche Struktur der Schnittstelle zwischen der DLL und dem Steuerprogramm erhalten bleibt – lediglich die DLL neu kompiliert und in das Verzeichnis des Steuerprogramms kopiert werden, wo sie die alte Bibliothek ersetzt. Außerdem ermöglicht dieses Vorgehen die einfache Einbettung komplexerer Ressourcen wie zum Beispiel Dialoge zur Konfiguration der entsprechenden Komponenten.

Durch die Verwendung dynamischer Bibliotheken zusammen mit dem strikten Einhalten einer vorher vereinbarten Schnittstelle für einen Komponententyp kann auch eine Austauschbarkeit der Hardwarekomponenten erreicht werden. Damit ist es zum Beispiel möglich, den verwendeten ATI-Sensor durch einen anderen Sensortyp zu ersetzen, solange die verwendete Schnittstelle der von dem ATI-Sensor verwendeten entspricht.

Sowohl der Hexapod wie auch der Kraft-/Drehmoment-Sensor müssen über die serielle Schnittstelle angesteuert werden. Für den Sensor lag bereits eine Implementierung der Schnittstelle vor. Da diese jedoch noch für Microsoft Windows 95 entwickelt wurde und sie auch nicht sehr stabil ist, bietet es sich an, eine Basisklasse zur Kommunikation mit Geräten über den seriellen Port des Rechners zu erstellen, aus der dann geeignete Unterklassen zur Steuerung von Sensor und Hexapod abgeleitet werden können.

Dazu müssen die gemeinsamen Anforderungen dieser beiden Geräte bestimmt werden. Auch die grundsätzlichen Unterschiede zwischen den beiden Schnittstellen sind für die Erstellung einer gemeinsamen Basisklasse interessant.

### *7.3.3 Datenerfassung und -aufbereitung*

Zusätzlich zu der reinen Erfassung der Messdaten sollen diese Daten auch gleichzeitig am Steuerrechner visualisiert werden, um zeitnah den Verlauf so-

wie die Qualität der Messung beurteilen zu können und gegebenenfalls steuernd in den Messablauf eingreifen zu können. Die bei einem einzelnen Messschritt einer Messung im HexMeS anfallenden Daten sind in Tabelle 8 zusammenfassend dargestellt.

Die in den einzelnen Messpositionen ermittelten Daten werden zur Darstellung des Messverlaufes in vier Diagrammen visuell aufbereitet. Als Beispiel zeigt Abbildung 28 die Benutzeroberfläche des Steuerprogramms während einer Messung. Alle Messdaten, die zu dem aktuellen Messpunkt gehören, werden tabellarisch dargestellt, jeweils nach der entsprechenden Datenquelle gruppiert. Zusätzlich wird der Verlauf der Kerndaten – das ermittelte Kraftsystem (Kräfte und Drehmomente) sowie die berechneten Probenbewegungen (Translationen und Rotationen) – in vier getrennten Diagrammen jeweils komponentenweise dargestellt. Da die Ermittlung der Spotpositionen sehr stark abhängig ist von der Qualität der von den Kameras gelieferten Bilder, werden auch diese, allerdings in einer verkleinerten Ansicht, zusammen mit der ermittelten Spotposition und der Intensität im Mittelpunkt des ermittelten Maximums dargestellt. Die Darstellung der Kamerabilder erlaubt die schnelle Identifikation von Bildstörungen, zum Beispiel durch Streulicht, Reflektionen oder fehlerhafte Fokussierung.

<b>Quelle</b>	<b>Anzahl</b>	<b>Daten-Typ</b>	<b>Beschreibung</b>
<b>Steuerdaten</b>			
<i>Position des Hexapoden</i>	6	<i>float</i>	<i>Drei Translationen zur Beschreibung der Position, drei Rotationen zur Beschreibung der Tischneigung</i>
<b>Gemessene Daten</b>			
<i>ATI-Sensor</i>	6	<i>float</i>	<i>Drei Kräfte in Richtung der Koordinatenachsen, drei Drehmomente um die Koordinatenachsen</i>
<i>CCD-Kamera</i>	3	<i>byte*</i>	<i>Drei Kamerabilder</i>
<b>Berechnete Daten</b>			
<i>Position des Leuchtpunktes in den Kamerabildern</i>	3 x 2	<i>float</i>	<i>Jeweils eine zweidimensionale Positionsangabe (x,y) für jedes Kamerabild</i>
<i>Position des Probekörpers</i>	6	<i>float</i>	<i>Drei Translationen, drei Rotationen</i>

Tabelle 8: Übersicht über die in einem einzelnen Messschritt erfassten Daten.



Abbildung 28: Benutzeroberfläche des HexMeS-Steuerprogramms während einer Messung.

Auch ein Verlassen des Erfassungsbereiches durch eine zu große Probenbewegung kann so schnell erkannt werden.

### 7.3.4 Ermittlung der Probenposition aus der Pinholeposition

Zur Herleitung der Berechnung der Würfelposition aus den Positionen der Pinholes wird zuerst eine mathematische Beschreibung der Bewegung der Pinholes im globalen Koordinatensystem in Abhängigkeit von der Bewegung des Würfels, bestehend aus drei Translationen und drei Rotationen, benötigt. Aus dieser Beschreibung kann dann die Berechnung der sechs Bewegungskomponenten aus den Daten der drei Kameras hergeleitet werden. Die hier vorgestellten Berechnungen wurden mit Hilfe des Computer-Algebra-Systems Maple V Release 4 (Waterloo Maple Inc., Kanada) durchgeführt.



Die Bewegung eines Punktes  $a = {}^t(a_1, a_2, a_3) \in \mathbb{R}^3$  unter den Translationen  $t_x, t_y$  und  $t_z$  entlang der drei kanonischen Raumachsen sowie den Rotationen  $\alpha, \beta$  und  $\gamma$  um diese Achsen in den Punkt  $b = {}^t(b_1, b_2, b_3) \in \mathbb{R}^3$  kann mit einer 4x4-Matrix beschrieben werden [30]. Für diese Bewegung gilt dann die Gleichung

$$\begin{pmatrix} b_1 \\ b_2 \\ b_3 \\ 1 \end{pmatrix} = M \cdot \begin{pmatrix} a_1 \\ a_2 \\ a_3 \\ 1 \end{pmatrix}, \quad (19)$$

wobei  $M$  als  $M = T \cdot R_x \cdot R_y \cdot R_z$  mit

$$T = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & t_x \\ 0 & 1 & 0 & t_y \\ 0 & 0 & 1 & t_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (20)$$

sowie

$$R_x = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(\alpha) & -\sin(\alpha) & 0 \\ 0 & \sin(\alpha) & \cos(\alpha) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}, \quad R_y = \begin{pmatrix} \cos(\beta) & 0 & \sin(\beta) & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\sin(\beta) & 0 & \cos(\beta) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (21)$$

$$\text{und } R_z = \begin{pmatrix} \cos(\gamma) & -\sin(\gamma) & 0 & 0 \\ \sin(\gamma) & \cos(\gamma) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}$$

definiert ist. Wählt man die Würfelmitte als Ursprung des globalen Koordinatensystems, so werden die Positionen der Pinholes  $P_1, P_2$  und  $P_3$  bei einer Würfelgröße von  $10 \times 10 \times 10 \text{ mm}^3$  in dieser Notation als

$$P_1 = \begin{pmatrix} 5 \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{pmatrix}, \quad P_2 = \begin{pmatrix} 0 \\ 5 \\ 0 \\ 1 \end{pmatrix} \quad \text{und} \quad P_3 = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 5 \\ 1 \end{pmatrix} \quad (22)$$

beschrieben. Unter der Annahme, dass die CCD-Kameras ein unverzerrtes Bild der jeweiligen Pinholes aufnehmen, kann man aus den Gleichungen 19 bis 21 mit Hilfe der Pinhole-Darstellung aus 22 eine Gleichung für die Position der Abbilder der Pinholes auf den CCD-Chips aufstellen:

$$\begin{aligned}
 C_1 &= \begin{pmatrix} c_{1,x} \\ c_{1,y} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -5 \cdot \cos(\alpha) \cdot \sin(\beta) + t_x \\ -5 \cdot \cos(\alpha) \cdot \sin(\beta) \cdot \sin(\gamma) - 5 \cdot \sin(\alpha) \cdot \cos(\gamma) - t_z \end{pmatrix}, \\
 C_2 &= \begin{pmatrix} c_{2,x} \\ c_{2,y} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 5 \cdot \sin(\alpha) \cdot \cos(\beta) - t_y \\ 5 \cdot \sin(\beta) + t_x \end{pmatrix} \text{ und} \\
 C_3 &= \begin{pmatrix} c_{3,x} \\ c_{3,y} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} -5 \cdot \sin(\alpha) \cdot \sin(\beta) \cdot \cos(\gamma) - 5 \cdot \cos(\alpha) \cdot \sin(\gamma) - t_y \\ 5 \cdot \cos(\alpha) \cdot \sin(\beta) \cdot \cos(\gamma) - 5 \cdot \sin(\alpha) \cdot \sin(\gamma) - t_z \end{pmatrix}.
 \end{aligned} \tag{23}$$

Nimmt man an, dass die Spotkoordinaten auf den CCD-Chips bekannt sind, so kann mit den Beziehungen aus Gleichung 23 ein Gleichungssystem mit sechs Gleichungen erstellt werden, das die drei Translationen und die drei Rotationen als Unbekannte enthält. Durch geeignetes Umformen können drei dieser Gleichungen so umgestellt werden, dass sie die Translationen als Funktion der Rotationen beschreiben:

$$\begin{aligned}
 t_x &= c_{2,y} - 5 \cdot \sin(\alpha), \\
 t_y &= c_{2,x} + 5 \cdot \sin(\alpha) \cdot \cos(\beta), \\
 t_z &= -c_{1,y} - 5 \cdot \cos(\alpha) \cdot \sin(\beta) \cdot \sin(\gamma) - 5 \cdot \sin(\alpha) \cdot \cos(\gamma).
 \end{aligned} \tag{24}$$

Die verbleibenden drei Gleichungen enthalten nur die Rotationen als Unbekannte:

$$\begin{aligned}
c_{1,x} &= c_{2,y} - 5 \cdot \cos(\beta) \cdot \sin(\gamma) - 5 \cdot \sin(\beta) \quad , \\
c_{3,x} &= c_{2,x} - 5 \cdot \sin(\alpha) \cdot \sin(\beta) \cdot \cos(\gamma) \\
&\quad - 5 \cdot \cos(\alpha) \cdot \sin(\gamma) - 5 \cdot \sin(\alpha) \cdot \cos(\beta) \quad , \\
c_{1,y} &= c_{3,y} - 5 \cdot \cos(\alpha) \cdot \sin(\beta) \cdot \sin(\gamma) \\
&\quad - 5 \cdot \sin(\alpha) \cdot \cos(\gamma) + 5 \cdot \sin(\alpha) \cdot \sin(\gamma) \quad . \\
&\quad - 5 \cdot \cos(\alpha) \cdot \sin(\beta) \cdot \cos(\gamma)
\end{aligned} \tag{25}$$

Die Gleichungen 25 lassen sich mit Hilfe einer Taylor-Reihen-Entwicklung vereinfachen und dann nach den Unbekannten  $\alpha$ ,  $\beta$  und  $\gamma$  auflösen. Für die trigonometrischen Funktionen  $\sin(x)$  und  $\cos(x)$  können die Taylor-Reihen

$$\sin(x) = \sum_{n=0}^{\infty} (-1)^n \cdot \frac{x^{2n+1}}{(2n+1)!} \tag{26}$$

beziehungsweise

$$\cos(x) = \sum_{n=0}^{\infty} (-1)^n \cdot \frac{x^{2n}}{(2n)!} \tag{27}$$

aufgestellt und für hinreichend kleine  $x$  durch

$$\sin(x) = x + O(x^3) \tag{28}$$

beziehungsweise

$$\cos(x) = 1 - \frac{x^2}{2!} + O(x^3) \tag{29}$$

abgeschätzt werden. Durch diese Abschätzungen ergeben sich für die Gleichungen 25 unter Vernachlässigung der Restterme folgende Lösungen für die drei Rotationen:

$$\begin{aligned}
\alpha &= \frac{5 \cdot (-b_3 + b_2 - b_0 - b_1) + 2 \cdot (c_{1,y} - c_{3,y})}{10 \cdot a_0 + 2 \cdot a_1} \quad , \\
\beta &= \frac{-c_{3,x} + c_{2,x} - 5 \cdot \alpha + c_{1,x} - c_{2,y}}{5 \cdot \alpha - 5} \quad \text{und} \\
\gamma &= \frac{-\arcsin(c_{1,x} - c_{2,y} + 5 \cdot \sin(\beta))}{5 \cdot \cos(\beta)} \quad ,
\end{aligned} \tag{30}$$

mit

$$\begin{aligned}
 a_0 &= b_4 - b_2 - b_3 - b_5 \\
 a_1 &= c_{1,x} \cdot b_2 - c_{3,x} \cdot b_2 - c_{2,y} \cdot b_2 \\
 &\quad + c_{1,x} \cdot b_3 - c_{2,y} \cdot b_3 + c_{2,x} \cdot b_2 \\
 &\quad - c_{3,x} \cdot b_3 + c_{2,x} \cdot b_3 \\
 b_0 &= \sin(c_0) & b_2 &= \cos(c_1) & b_4 &= \sin(c_2) \\
 b_1 &= \cos(c_0) & b_3 &= \sin(c_1) & b_5 &= \cos(c_2)
 \end{aligned} \tag{31}$$

$$\begin{aligned}
 c_0 &= \frac{1}{5}(c_{1,x} - c_{2,y}) \\
 c_1 &= \frac{1}{5}(2 \cdot (c_{2,x} - c_{3,x}) + c_{1,x} - c_{2,y}) \\
 c_2 &= \frac{1}{5}(c_{2,x} - c_{3,x})
 \end{aligned}$$

die Rotationen  $\alpha$ ,  $\beta$  und  $\gamma$  des Würfels. Mit diesen Lösungen für die drei Rotationen können die Translationen  $t_x$ ,  $t_y$  und  $t_z$  direkt mit den Gleichungen 24 bestimmt werden.

### 7.3.5 Erfassung der Bewegung der Pinholes

Zur Berechnung der Würfelposition aus den Bewegungen der Pinholes muss diese Bewegung aus den Daten der drei Kameras extrahiert werden. Für diese Erfassung müssen zwei Teilaufgaben bewältigt werden. In einem ersten Schritt wird das Abbild des Pinholes auf der ihm zugeordneten Kamera identifiziert. Im nächsten Schritt muss aus der Position des Abbildes die relative Bewegung des Pinholes berechnet werden. Die Identifikation des Pinholes im Kamerabild wird dadurch vereinfacht, dass die Helligkeitsverteilung auf dem Kamerabild sehr einfach strukturiert ist. Durch die Verkleidung des Messaufbaus mit schwarzem Samt (siehe Abschnitt 7.1) sollte der störende Einfluss von Streulicht reduziert werden, um eine deutliche Abgrenzung zwischen den beleuchteten Pinholes und dem erwarteten Hintergrundrauschen zu gewährleisten.

Für die eigentliche Erfassung der Position des Pinholes wird zuerst der hellste Punkt auf dem gesamten CCD-Chip gesucht. Die Bestimmung der Position erfolgt dann in einem eingeschränkten Bereich rund um dieses Maximum. Die Position des Intensitätsmaximums  $P_{max}$  wird dann als gewichteter Mittelwert aus allen Punkten  $P_{ij}$  gebildet, deren Intensität  $I_{ij}$  oberhalb eines einstellbaren relativen Schwellwertes  $I_0$  liegt:

$$P_{max} = \frac{1}{n} \cdot \sum_{I_{ij} > I_0} w_{ij} \cdot P_{ij} . \quad (32)$$

Die Gewichtung  $w_{ij}$  der einzelnen Punkte erfolgt dabei nach der Intensität in dem jeweiligen Punkt:

$$w_{ij} = \frac{I_{ij} - I_0}{I_{max} - I_0} . \quad (33)$$

Die Verwendung des gewichteten Mittelwertes gewährleistet eine erhöhte Stabilität der Positionserkennung gegenüber dem Hintergrundrauschen des CCD-Chips. Zusätzlich erlaubt dieses Vorgehen eine Positionserkennung auch unter ungünstigen Bedingungen, wie zum Beispiel bei unscharfer Darstellung des Pinholes durch Bewegung des Würfels aus dem Fokus der Kameras.

## 7.4 Kalibrierung und Justierung

Um die Genauigkeit der Datenerfassung zu gewährleisten, musste das Messsystem geeignet kalibriert und justiert werden. Zur Gewährleistung einer reproduzierbaren Positionierung des Positionsmarkers im Erfassungsbereich des optischen Systems wurde der Probenhalter mit einer Justierhilfe versehen (siehe Abbildungen 29 und 30). Diese Justierhilfe nimmt den als Positionsmarker verwendeten Laserwürfel auf und fixiert ihn innerhalb des Erfassungsbereichs des optischen Systems. Die Position des Laserwürfels mit seinen drei Pinholes definiert dabei den Ursprung des ortsfesten kartesischen Koordinatensystems des gesamten Messaufbaus. Bei einer Messung wird zuerst der Positionsmarker mit Hilfe der Justierhilfe im Erfassungsbereich positioniert, anschließend wird

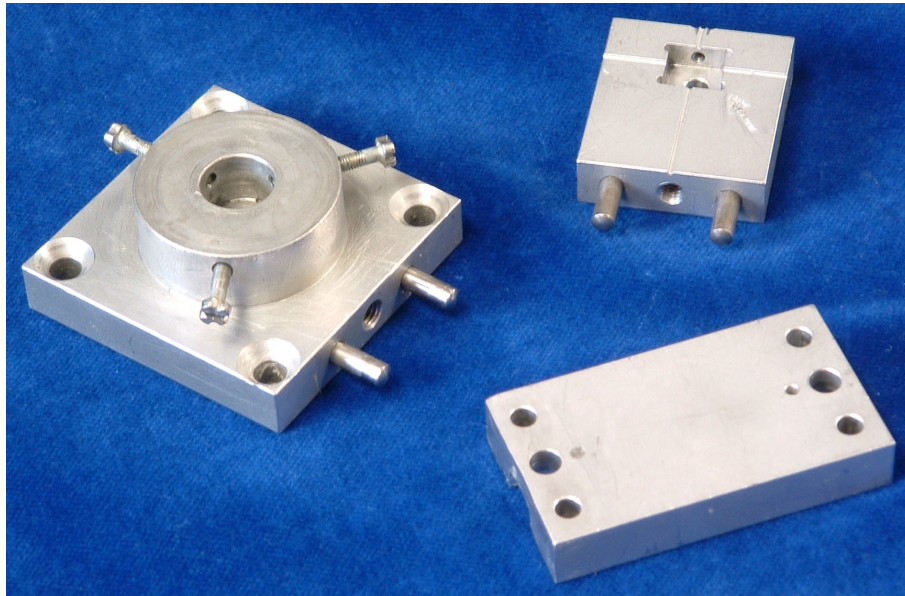


Abbildung 29: Photo des Probenhalters (links) sowie der demontierten zweiteiligen Justierhilfe (rechts) mit der Aufnahme für den Positionsmarker.

die Probe zuerst am Marker befestigt und dann im Probenhalter mit einem System von drei Schrauben fixiert. Danach kann die Justierhilfe wieder demontiert werden, um die Beweglichkeit des Würfels und damit auch der Probe während der Messung nicht einzuschränken.

Für die Kalibrierung des gesamten optischen Erfassungssystems wurde in einem ersten Schritt die Justierhilfe mit eingesetztem Laserwürfel auf dem Probenhalter befestigt. Durch die Montage der Kameras auf den entsprechenden Kamerahalterungen war eine grobe Ausrichtung der Kameras gewährleistet, wobei beim Entwurf der Halterungen darauf geachtet wurde, dass die Befestigungselemente ein ausreichendes Spiel für eine nachträgliche Feinabstimmung der Kamerapositionen boten. Für die notwendige Feinausrichtung wurden alle drei Kameras nacheinander so lange innerhalb des von den Halterungen gewährten Spieles bewegt, bis jede Kamera das zugehörige Pinhole scharf in der Mitte des Kamerabildes darstellte. Anschließend wurden die zur Befestigung der Halterung sowie der Kameras verwendeten Schrauben mit Schraubensicherungslack fixiert, um eine versehentliche Bewegung zu verhindern.

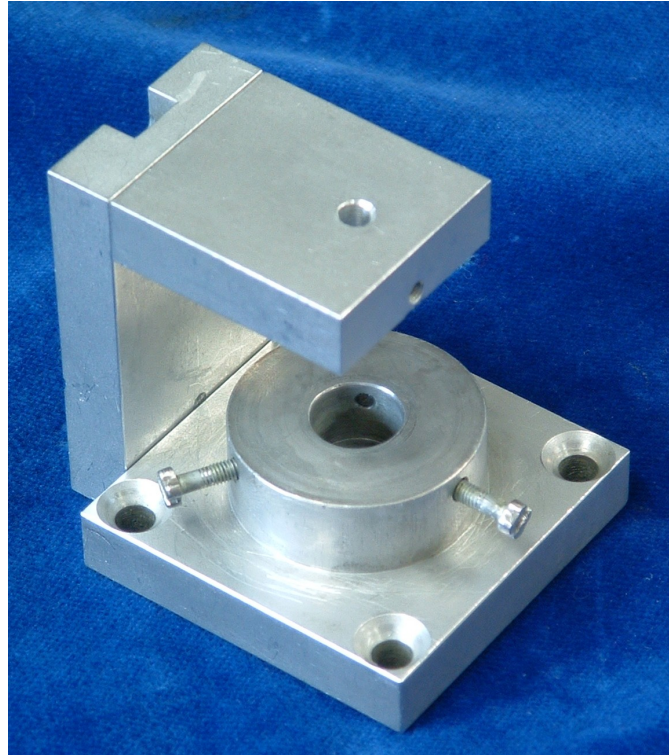


Abbildung 30: Photo des Probenhalters mit aufgesetzter Justierhilfe.

Um zum einen die Qualität der Feinausrichtung der Kameras zu kontrollieren und zum anderen die Reproduzierbarkeit der Positionierung des Laserwürfels zu überprüfen, wurde wiederholt die Justierhilfe inklusive Laserwürfel auf den Probenhalter aufgesetzt, in den Messaufbau eingesetzt und die Positionen der Pinholes auf den Kameras bestimmt.

Ein Schwerpunkt bei der Bestimmung der Probenposition ist die Ermittlung metrischer Informationen aus den Kamerabildern. In einem zweiten Schritt wurde daher der Laserwürfel fest mit dem Hexapoden verbunden und dieser ohne Belastung zur Kalibrierung der Kameras und zur Überprüfung des Auflösungsvermögens innerhalb des Erfassungsbereiches der Kameras entlang aller drei Raumachsen verfahren. Während dieser Kalibrierfahrten wurden die Pixelkoordinaten der Pinholes auf allen drei Kameras ermittelt. Da bei diesen Kalibrierfahrten der Hexapod nicht belastet wurde, konnte die hohe Positionier- und Wiederholgenauigkeit des Hexapoden verwendet werden, um eine mathematische Beziehung zwischen der bekannten Hexapodposition und den ermittelten Spotpositionen auf den Kameras zu bestimmen.

Um die korrekte Umrechnung von Pixelkoordinaten auf dem CCD-Chip in ein metrisches System zu gewährleisten, wurde für jeden Chip eine eigene Kalibrierfunktion erstellt. Dazu wurde innerhalb des Erfassungsbereiches jedes CCD-Chips ein regelmäßiges Gitter von 20 x 20 Punkten angefahren und für jeden Messpunkt die Position des Spots auf dem Chip ermittelt. Mittels der *Methode der kleinsten Quadrate* wurden an diese Daten für jede Kamera zwei quadratische Polynome angefügt, die die metrische x-Koordinate beziehungsweise y-Koordinate des Spots auf einem Chip jeweils aus beiden Pixel-Koordinaten berechnet. Dazu wurde die Ansatzfunktion

$$\begin{pmatrix} x_m \\ y_m \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} a_{x_m} x_p^2 + b_{x_m} y_p^2 + c_{x_m} x_p + d_{x_m} y_p + e_{x_m} \\ a_{y_m} x_p^2 + b_{y_m} y_p^2 + c_{y_m} x_p + d_{y_m} y_p + e_{y_m} \end{pmatrix} \quad (34)$$

verwendet. Die Bestimmung der Parameter ist im Abschnitt 11.1.1 „Justierung des Hexapod-Mess-Systems und Kalibrierung der Datenerfassung“ dargestellt.

## 7.5 Ablauf einer Messung im HexMeS

Der Ablauf einer Messung im HexMeS erfolgt immer in der gleichen Reihenfolge. Zuerst wird der Sensor im nicht belasteten Zustand auf Null gesetzt, um eine Referenz für die folgenden Messungen zu erhalten. Anschließend wird der zu untersuchende Probekörper über eine am Hexapoden befestigte Aufhängung am Verstelltisch befestigt. Durch Verfahren des Hexapoden wird dann der Sockel des Probekörpers in die Probekörperhalterung bewegt, wo er mit drei Schrauben so fixiert wird, dass der Sensor keine Belastung anzeigt.

Auf diesem Probekörper wird der Positionsmarker befestigt. Die Verwendung der oben beschriebenen Justierhilfe bei der Befestigung des Markers stellt die Positionierung der einzelnen Pinholes im Mittelpunkt des jeweiligen Erfassungsbereiches der Kameras sicher. Zusätzlich wird die Sichtbarkeit und die Positionierung jedes der drei Pinholes an den Kameras überprüft und gegebenenfalls die Positionierung des Markers korrigiert. Gleichzeitig erfolgt die endgültige Fixierung des Präparatsockels mit den drei Schrauben, wobei gegeb-



nenfalls die Position des Hexapoden sowie die Position des Würfels weiter korrigiert werden, um eine kraftfreie Positionierung des Präparates und eine optimale Positionierung des Markers zu gewährleisten. Nach Abschluss der Fixierung des Markers wird dann die Justierhilfe wieder entfernt, um die Beweglichkeit des Verbundes Probekörper/Marker nicht einzuschränken. Nach der Entfernung der Justierhilfe wird die Bestimmung der Markerposition vollständig durchgeführt. Die hierbei ermittelte Markerposition dient als Referenzposition für die nachfolgende Messung.

Durch die Positionierung des Verstelltisches wird eine Kraft und ein Drehmoment auf den Probekörper übertragen. Die dabei aufgegebenen Kräfte und Drehmomente werden von dem ATI-Sensor gemessen. Gleichzeitig wird über das Kamerasystem die Bewegung des Probekörpers beobachtet. Aus den Bildern der drei Kameras kann durch Ermittlung der Leuchtpunkte die Bewegung des Probekörpers berechnet werden. Indem eine vorgegebene Messstrecke in einzelne Teilabschnitte zerlegt wird und der Hexapod diese Inkremente nacheinander durchführt, kann das Verhalten des Probekörpers in Abhängigkeit vom angreifenden Kraftsystem ermittelt werden.

# 8 Mechanische Simulation von Verschleißprozessen

---

Während der funktionalen Bewegungen des Unterkiefers – Kau- und Schluckvorgänge – sowie beim Entfernen des Zahnersatzes zur Reinigung kommt es zu einer tribologischen Belastung korrespondierender Oberflächen der Halteelemente. Um die Verschleißvorgänge zu simulieren, die bei dem wiederholten Fügen und Trennen der Teleskope auftreten, wurde ein Messaufbau verwendet, der in der Abteilung für Zahnärztliche Propädeutik / Experimentelle Zahnheilkunde des Universitätsklinikums Bonn entwickelt wurde [34].

## 8.1 Verschleißapparatur

Die hier verwendete Verschleißprüfmaschine wurde ausführlich in [34] beschrieben. Sie besteht im Wesentlichen aus einem Probenhalter, der die Primärkrone aufnimmt, sowie einem auf einen Lineartisch aufgesetzten Linearschlitten, auf dem die Sekundärkrone eingesetzt wird. Zur Messung der auftretenden Kräfte beim Fügen und Trennen dient ein Kraftsensor, der zwischen dem Linearschlitten und der Sekundärkrone sitzt. Ein durch einen Rechner gesteuerter Servomotor dient zum Antrieb des Linearschlittens. Ein so genannter Perfusor, der normalerweise als Dosierpumpe zur kontinuierlichen intravenösen Verabreichung von Medikamenten benutzt wird, gewährleistet eine kontinuierliche Schmierung des Verschleißsystems. Abbildung 31 zeigt eine Detailansicht des Probenhalters sowie des Kraftsensors.

Der Schwerpunkt der verwendeten Apparatur liegt auf der realitätsnahen Simulation des mechanischen Verhaltens des Zahnhalteapparates. Dies gewährt dem Teleskopstumpf während des Fügevorgangs eine gewisse Beweglichkeit, so dass ein Verkanten des Primär- und Sekundärteiles verhindert werden kann. Eine zu starre Lagerung der Verschleißpartner würde dazu führen, dass sie verkanten und dabei unrealistische Verschleißspuren entstehen oder gar ein wei-

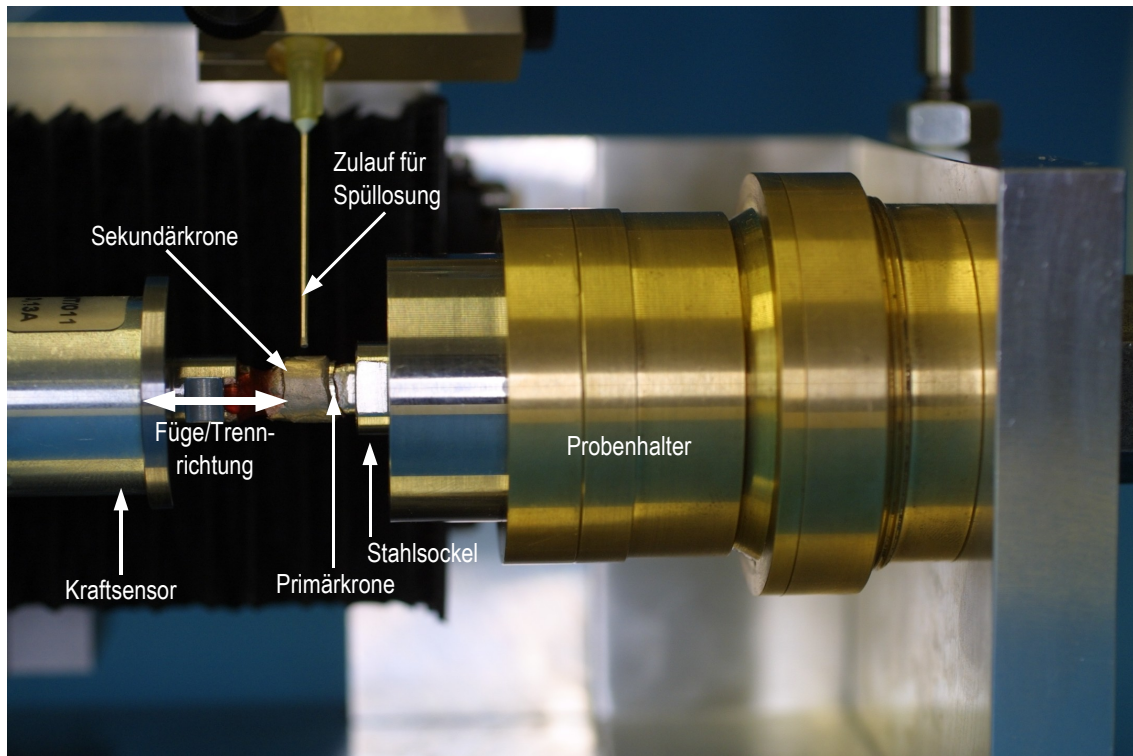


Abbildung 31: Detailansicht der Verschleißprüfmaschine. Kraftsensor und Sekundärkrone sind mobil auf einem Linearschlitten gelagert, der Probenhalter ist auf der rechten Seite fest verankert.

teres Fügen beziehungsweise Trennen des Teleskopes nicht mehr möglich ist. In der klinischen Situation ist die Beweglichkeit des Pfeilerzahns durch die Elastizität des Parodontalligaments sowie des Knochens gegeben. Die in Abbildung 31 dargestellte Probenhalterung bildet dieses System nach und liefert dadurch eine entsprechende Beweglichkeit der Verschleißpartner. Eine Schnittzeichnung durch den Probenhalter ist in Abbildung 32 zu sehen.

Der Kraftsensor erlaubt die Erfassung der beim Fügen und Trennen auftretenden Kräfte. Um die Veränderung der Füge-/Trennkräfte während des Verschleißes zu ermitteln, wurden die auftretenden Kräfte regelmäßig gemessen und die ermittelten Daten aufgezeichnet. Da in der Literatur (zum Beispiel [94]) erkennbar ist, dass der Großteil des Reibungsverlustes innerhalb der ersten tausend Belastungszyklen auftrat und in den folgenden Zyklen teils nur noch marginale Veränderungen der Reibung zu beobachten waren, wurde während der ersten

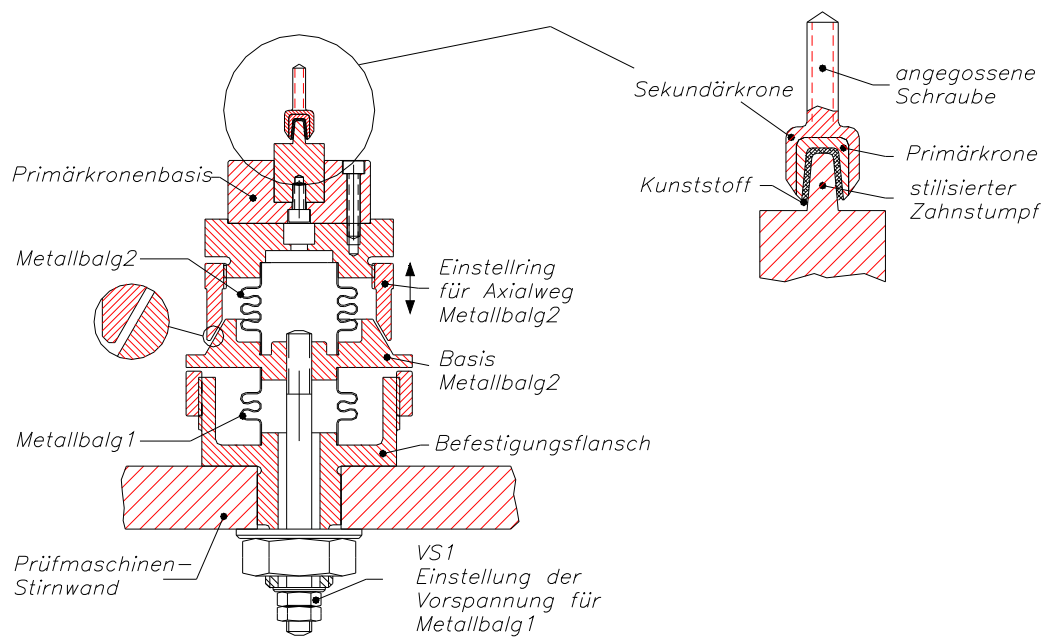


Abbildung 32: Schnittzeichnung des „parodontien-adäquaten Probenhalters“, der das mechanische Verhalten des Zahnhalteapparates nachempfunden (nach [34]).

2.000 Zyklen jeder zehnte Füge-/Trennzyklus, danach jeder fünfundzwanzigste Füge-/Trennzyklus aufgezeichnet.

Zur Schmierung des tribologischen Systems während der mechanischen Verschleißsimulation kamen zwei verschiedene Schmiermittel zum Einsatz. Zum einen wurde eine Kochsalzlösung (NaCl 0,9 % Spüllösung, DeltaSelect GmbH) verwendet, die sich in vorangegangenen Untersuchungen zum Verschleiß von Kugelankersystemen [3] als geeignet erwiesen hatte, zum anderen wurde ein Gemisch aus Kunstspeichel und destilliertem Wasser im Verhältnis 2:1 verwendet, um die intraorale Situation besser simulieren zu können. Als Kunstspeichel wurde Glandosane® (Cell Pharm GmbH) verwendet.

## 8.2 Dauer der Belastung zur Simulation des Verschleißes

Um klinisch relevante Aussagen über den Verschleiß von Halteelementen treffen zu können, muss auch die Anzahl der zur Simulation des Verschleißes durchgeführten Füge- und Trennzyklen in etwa der klinischen Situation entspre-

chen. Im normalen Einsatz sollte der Patient zweimal täglich die Prothese aus dem Mund entfernen und nach durchgeführter Reinigung wieder einsetzen. Bei einer angestrebten Tragedauer von 10 bis 15 Jahren entspräche dieses zwischen 7.300 und 10.950 Trenn- und Fügevorgängen. Dies entspricht auch dem Vorgehen in anderen Untersuchungen, in denen eine ähnliche Fragestellung gegeben war. So ermittelte zum Beispiel Ohkawa die Veränderung des Reibungsverhaltens von Doppelkronen in Abhängigkeit von verschiedenen Fertigungsparametern über 10.000 Lastzyklen [67]. Auch Zorn [94], die die extraaxiale Dauerbelastung von vorgefertigten Verbindungselementen, so genannten Geschieben, untersuchte, führte 10.000 Lastzyklen aus. Eine Zahl von 2.000 Lastzyklen, wie sie etwa von Epstein in [27] verwendet wurde, scheint für eine realistische Simulation des Verschleißes während einer langjährigen Tragedauer nicht ausreichend zu sein.

In der hier vorliegenden Studie wurde daher der Verschleiß in 10.000 Füge- und Trennvorgängen simuliert. Um eine genauere Aussage über den Einfluss von Verschleißspuren auf die Beweglichkeit der Halteelemente treffen zu können, wurden die Teleskope vor und nach Verschleiß in einem Rasterelektronenmikroskop (Philips XL 30, Philips, Eindhoven) untersucht.

### **8.3 Legierungsauswahl**

Die Auswahl der für die Verschleißuntersuchungen herangezogenen Legierungen erfolgte anhand von für den klinischen Einsatz relevanten Kriterien im Rahmen des BONFOR-Projektes „Verschleiß und Korrosion von Halteelementen in der zahnärztlichen Prothetik“, in dessen Rahmen diese Arbeit entstanden ist. Die Legierungsauswahl selbst war nicht Inhalt dieser Arbeit. Der Vollständigkeit halber sollen hier die verwendeten Auswahlkriterien sowie die sich daraus ergebende Legierungsliste aufgeführt werden. Weiterführende Details zum Auswahlprozess finden sich in [37].

Da die in der Zahnmedizin verwendeten Legierungen – im Gegensatz zu Medikamenten – nicht zulassungspflichtig sind, sondern nur dem Medizinprodukte-

gesetz entsprechen müssen [53], steht dem Zahnmediziner eine nahezu unüberschaubare Menge an verschiedenen Legierungen zur Verfügung, aus der er eine für ihn geeignete Legierung auswählen muss. So listen die Bundeszahnärztekammer und die Kassenzahnärztliche Bundesvereinigung etwa 1100 verschiedene Legierungen auf [19]. Um diese Auswahl sinnvoll einzuschränken, wurde durch die an dem BONFOR-Projekt beteiligten Zahnmediziner ein Anforderungskatalog aufgestellt, an dem sich die Legierungsauswahl orientierte. Diese Liste umfasste neben allgemeinen auch biologische sowie funktionelle und klinische Eigenschaften; alle Kriterien, die für eine in die Untersuchungen aufgenommene Legierung erfüllt sein sollen, sind im Folgenden nach allgemeinen, biologischen und funktionellen beziehungsweise klinischen Kriterien gruppiert aufgelistet.

#### **Allgemeine Kriterien zur Legierungsauswahl:**

- Die Legierung erfüllt die Vorgaben des Medizinproduktegesetzes.
- Der Hersteller empfiehlt die Legierung (unter anderem) zur Herstellung von Teleskopkronen.
- Der Hersteller ist bereits lange auf dem Dentalmarkt präsent und hat einen ausreichenden Marktanteil. Dies wird gefordert, um eine langfristige Verfügbarkeit der Legierungen zu gewährleisten.
- Die Legierung kann sowohl für das Innen- wie auch für das Außenteil der Teleskope verwendet werden.
- Die Legierung weist eine gelbe beziehungsweise goldene Farbe auf.

#### **Biologische Kriterien zur Legierungsauswahl:**

- Die Legierung enthält weniger als sieben verschiedene Bestandteile.
- Die Legierung weist eine hohe Korrosionsresistenz und eine hohe Löslichkeitsgrenze auf.
- Die Legierung enthält keine potentiell bedenklichen Beimischungen, wie zum Beispiel Cadmium (Cd), Kobalt (Co), Gallium (Ga), Beryllium (Be), Blei (Pb), Nickel (Ni) und Vanadium (V).

- Die Legierung enthält möglichst wenig Indium (In), Eisen (Fe) und Kupfer (Cu).
- Es handelt sich nicht um eine goldreduzierte, eine Palladium-Kupfer- oder eine Nickel-Basis-Legierung.
- Die Legierung ist eine so genannte hochgoldhaltige Legierung, das heißt, der Anteil von Gold und Platin in der Legierung liegt über 75 %.

#### **Funktionelle und klinische Kriterien zur Legierungsauswahl:**

- Die Legierung ist vom Härtetyp IV [16] nach DIN EN ISO 1562 [20].
- Die Legierung weist nach dem Guss eine hohe Härte auf (Vickershärte HV > 200 MPa).
- Die Legierung hat eine hohe Duktilität (0,2 %-Dehngrenze > 500 MPa) sowie einen hohen Elastizitätsmodul (E-Modul > 100 GPa).
- Die Legierung hat ein breites Indikationsspektrum, das heißt, sie ist auch für andere Anwendungsbereiche in der Zahnmedizin geeignet. Mit dieser Forderung wird vermieden, dass das Korrosionspotential durch eine unnötige Vielzahl der im Mund eines Patienten verwendeten verschiedenen Legierungen erhöht wird.

Unter Zugrundelegung dieser erwünschten Legierungseigenschaften wurden schließlich 10 Legierungen ausgewählt, die in die experimentellen Verschleißuntersuchungen einbezogen werden sollten. Die so ausgewählten Legierungen sowie ihre chemischen Zusammensetzungen und Materialeigenschaften nach Herstellerangaben können Tabelle 9 entnommen werden. Einzelne Legierungen wurden dabei in die Untersuchungen aufgenommen, obwohl sie nicht in allen Punkten den geforderten Eigenschaften entsprachen. So wurde zum Beispiel die Legierung Degudent H der Firma Degudent trotz seiner weißen Farbe in die Untersuchungen einbezogen, da sich diese Legierung im klinischen Einsatz an der Zahnklinik des Universitätsklinikums Bonn bereits bewährt hat. Bei der Legierung Allround 55 LF der Firma ZL-Microdent liegt zwar der Anteil der Gold- und Platinbeimischungen deutlich unter den geforderten 75 %, da hier

<b>Hersteller</b>	<b>Cendres &amp; Métaux</b>		<b>Degudent</b>			<b>Meta- lor</b>	<b>Wieland</b>		<b>Jelenko</b>		
<b>Legierung</b>	Neo-cast 3	Esteticor Avenir	Degudent H	Degudent norm	Degudent LTG	Pontor MPF	BioPor-tadur	AGC Spezial	All-round 55 LF	Benchmark III	
<b>Typ</b>											
<b>Farbe</b>	gelb	gelb	weiß	gelb	gelb	gelb	gelb	gelb	gelb	gelb	
<b>Bestandteile</b>	6	7	5	7	7	6	5	6	7	6	
<b>Zusammensetzung in Massenanteilen [%]</b>	<b>Au</b>	71,60	84,00	84,40	73,80	73,10	72,00	85,30	85,80	55,90	74,00
	<b>Pt</b>	3,75	10,90	8,00	9,00	1,50	3,60	10,00	11,50		4,00
	<b>Ag</b>	12,70	0,20		9,20	16,00	13,70			31,00	10,70
	<b>Zn</b>	1,10	2,20		2,00	3,00	0,90	3,00	1,50	1,60	0,58
	<b>Pd</b>		2,40	5,00		5,80				8,50	
	<b>Ir</b>	0,05	0,10		0,10	0,10	> 0			0,10	0,01
	<b>In</b>			2,50	1,50			1,00	0,30	2,80	
	<b>Rh</b>							0,70	0,50	0,10	
	<b>Sn</b>					0,50					
	<b>Ta</b>			0,10							
	<b>Fe</b>		0,20						0,40		
<b>Cu</b>	10,80			4,40		9,80				10,71	
<b>Dichte [g/cm<sup>3</sup>]</b>	15,5	18,7	18,1	16,7	15,7	15,6	18,2	18,8	13,9	15,8	
<b>E-Modul [GPa]</b>	97	98	95	82	100	100	99	103	*	*	
<b>0,2 %-Dehngrenze [MPa]</b>	635	485	600	500	560	450	510	530	441	520	
<b>Zugfestigkeit [MPa]</b>	750	645	620	650	640	*	620	600	*	*	
<b>Bruchdehnung [%]</b>	13,5	5,5	3,0	6,0	5,0	19,0	5,0	4,0	5,0	20,0	
<b>Härte HV [MPa]</b>	240	210	220	230	235	210	220	210	240	225	

Tabelle 9: Übersicht über die in den experimentellen Verschleißuntersuchungen verwendeten Legierungen. Die aufgeführten Eigenschaften entsprechen den Herstellerangaben. Die Legierungszusammensetzung ist in Massenanteilen angegeben. Die mechanischen Parameter beziehen sich auf die fertigen Teleskope im ausgehärteten Zustand. Die mit \* markierten Materialparameter standen nicht zur Verfügung.



Silber statt Platin beigegeben wurde, der Edelmetallanteil der Legierung liegt aber insgesamt bei 86,9 %. Die hohen Kupferanteile der Legierungen Neocast 3 (Fa. Cendres & Métaux), Pontor MPF (Metalor) und Benchmark III (ZL-Microdent) wurden toleriert, da die Legierungen dennoch entsprechenden Normen zur Korrosionsfestigkeit sowie Toxizität entsprachen.

## **8.4 Herstellung der Probekörper**

Für die experimentellen Verschleißuntersuchungen im vorgestellten Verschleißsimulator wurden durch einen Zahntechniker aus jeder Legierung jeweils 10 Teleskopkronen hergestellt. Das Vorgehen beim Herstellen der Teleskopkronen entsprach dabei dem bei der Herstellung von Teleskopkronen für den klinischen Einsatz. Ein besonderes Augenmerk lag dabei darauf, dass die Form der einzelnen Teleskope weitestgehend übereinstimmte. Details zur Technik der Herstellung von Teleskopkronen können [37] entnommen werden. Die Verarbeitung der einzelnen Legierungen – wie zum Beispiel die empfohlene Guss-temperatur und erforderliche Auskühlzeiten – erfolgte nach den jeweiligen Vorgaben der Hersteller.

Zum Einsatz der Teleskope im Verschleißsimulator wurde zusätzlich auf den Sekundärkronen ein Gewindestift (M3) der Länge 10 mm parallel zur Füge-/Trennrichtung eingegossen. Dieser diente zur Befestigung der Sekundärkrone am Kraftsensor des Verschleißsimulators. Ebenfalls wurde an diesem Gewinde bei den Untersuchungen im Hexapod-Mess-System der Laserwürfel befestigt, der an seiner Unterseite über eine Bohrung mit einem entsprechenden Gewinde verfügte. Ein seitlich am Sekundärteil angebrachter Arm diente zur Aufbringung der Kräfte im HexMeS. Dieser Arm wurde nur an jeweils zwei Teleskopen jeder Legierung angebracht, die für die Untersuchungen im HexMeS vorgesehen waren.

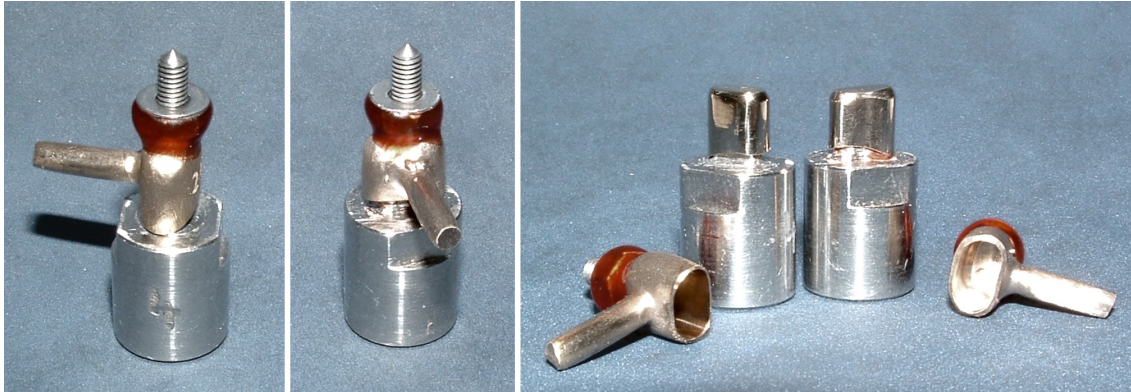


Abbildung 33: Verschiedene Ansichten der für die Verschleißuntersuchungen hergestellten Teleskope.

Die Primärkrone wurde auf einem Stahlzylinder aufgesetzt, dessen Oberseite in einem der klinischen Situation entsprechenden Stumpf auslief. Sowohl der Probenhalter des Verschleißsimulators als auch der Probenhalter des HexMeS waren so konstruiert, dass sie diesen Stahlzylinder aufnehmen konnten. Abbildung 33 zeigt zwei derartige Teleskope mit aufgesetztem Gewindestift und seitlichem Arm auf dem Edelstahlsockel.

## 9 Experimentelle Bestimmung der Mikrobeweglichkeit von prothetischen Halteelementen vor und nach simuliertem Verschleiß

---

Der Halt und die Stabilität von herausnehmbarem Zahnersatz hängt entscheidend von der Art und Qualität der Verankerung ab. Handelt es sich bei dieser Verankerung um einen kombiniert festsitzend/herausnehmbaren Zahnersatz, so unterliegen die verschiedenen Komponenten dieses Geschiebes beim Einsetzen und Entfernen des Zahnersatzes einer mechanischen Belastung. Diese Last führt zum Verschleiß zwischen korrespondierenden Geschiebepartnern (vergleiche Abbildung 34), wobei Art und Stärke der auftretenden Verschleißspuren einerseits abhängig sind von den für die Herstellung des Geschiebes verwendeten Materialien sowie von der Geometrie dieses Geschiebes, andererseits aber auch von der Art der *in-situ* auftretenden Belastungen.

Um eine Aussage über den Einfluss von Verschleißprozessen auf die Stabilität von Teleskopkronen treffen zu können, wurde die Mikrobeweglichkeit der Teleskope bestimmt. Dazu wurden die Teleskope direkt nach ihrer Fertigung in

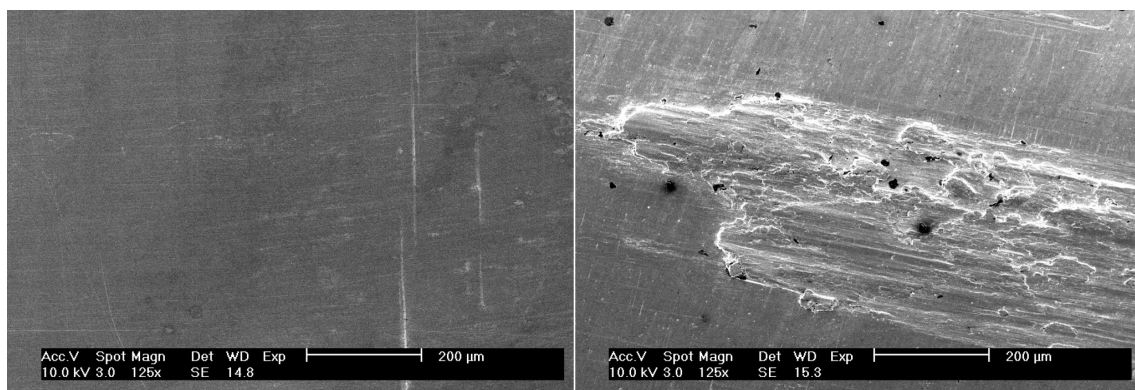


Abbildung 34: Beispiel für den Einfluss von Verschleißprozessen auf die Oberflächenmorphologie von Teleskopkronen, dargestellt im Raster-Elektronen-Mikroskop. Links: Vor Verschleiß sind bei 125-facher Vergrößerung neben den Bearbeitungsspuren nur minimale Oberflächendefekte zu erkennen. Rechts: Nach Verschleiß sind je nach verwendeter Legierung massive Oberflächenveränderungen zu erkennen, die das Verhalten der Teleskope beim Fügen und Trennen beeinflussen können.

das HexMeS eingesetzt und dort einer Belastung ausgesetzt, die in etwa der klinischen Situation entspricht. Diese Last wurde in der Form einer Auslenkung durchgeführt, die dabei auftretenden Kräfte und Drehmomente wurden mit dem Kraft-/Drehmomentsensor des HexMeS ermittelt. Die Materialantwort des Teleskops in Form der aus der Belastung resultierenden Auslenkungen wurde bestimmt. Anschließend wurden die Proben in der oben beschriebenen Verschleißapparatur in 10.000 Füge- und Trennzyklen verschlissen. Nach dieser Verschleißsimulation wurden die Teleskope ein zweites Mal in das HexMeS eingesetzt und den gleichen Belastungen ausgesetzt wie vor der Verschleißsimulation. Ein Vergleich des Auslenkungsverhaltens vor und nach Verschleiß erlaubt es, den Einfluss dieser Verschleißprozesse auf die Beweglichkeit und die Stabilität des Verbundes zu bestimmen.

Als Richtlinie für das Ausmaß der durchgeführten Bewegungen wurden die in der Literatur angegebenen Werte für die Beweglichkeit von Zähnen im Halteapparat herangezogen. Diese liegen je nach Zahngattung und Bewegungsrichtung zwischen 50 und 100  $\mu\text{m}$  [62, 63, 64]. Bei der Höhe der hierbei zu erwartenden Kräfte von bis zu 100 N muss bei der Planung der Hexapod-Bewegung auch die Steifigkeit des Hexapoden (vergleiche Tabelle 1) beachtet werden. Auch am Sensor sowie am Hebelarm zwischen Sensor und Teleskop kommt es bei diesen Belastungen zu einer nicht zu vernachlässigenden Deformation. Daher wurde in einer Reihe von Testmessungen untersucht, wie groß die vorgegebene Auslenkung am Hexapoden sein muss, um an der Probe die angestrebten Kräfte beziehungsweise Auslenkungen zu erreichen. Insgesamt wurden für jede Probe Belastungen in drei verschiedenen Richtungen durchgeführt, wie in Abbildung 35 veranschaulicht ist. Die Translationen und Rotationen in der folgenden Auflistung beziehen sich auf den Verstellweg des Hexapoden:

- Translation um  $\pm 400 \mu\text{m}$  in oro-vestibulärer Richtung (entspricht einer Belastung senkrecht zum Verlauf des Zahnbogens),
- Translation um  $\pm 400 \mu\text{m}$  in mesio-distaler Richtung (entspricht einer Belastung entlang des Zahnbogens) und

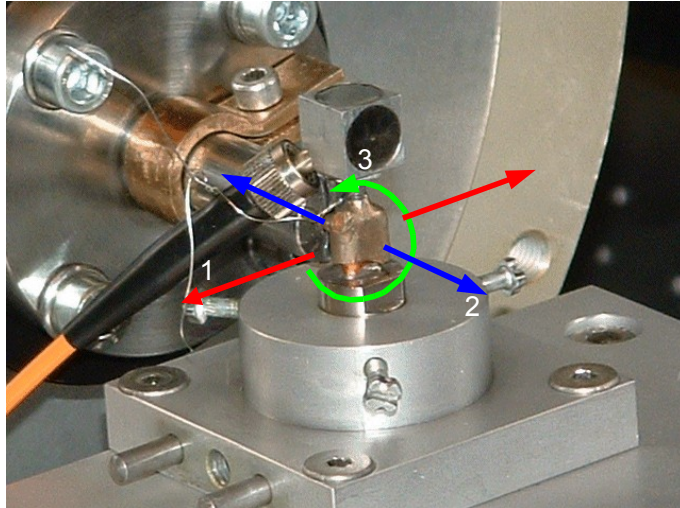


Abbildung 35: Schematische Darstellung der verschiedenen Lastrichtungen bei der Bestimmung der Mikrobeweglichkeit der Teleskopkronen vor und nach Verschleiß: 1. Translation in oro-vestibulärer Richtung, 2. Translation in mesio-distaler Richtung und 3. Rotation um die mesio-distale Achse.

- Rotation um  $\pm 6^\circ$  um die mesio-distale Achse (entspricht einer Kippung entlang des Zahnbogens).

Bei der Rotation um die mesio-distale Achse fallen die Rotationsachse und die z-Achse des Hexapoden zusammen. Die Bestimmung der Materialreaktion auf eine Rotation um die oro-vestibuläre Richtung – entsprechend einer Kippung der Teleskope senkrecht zum Zahnbogen – wurde nicht durchgeführt, da die Rotationsachse weit außerhalb des Hexapoden liegt. Wird das wahrscheinliche Rotationszentrum für eine solche Bewegung nicht korrekt bestimmt, so kommt es zu einer zusätzlichen Bewegung des Teleskops entlang der Füge- und Trennrichtung des Teleskops (vergleiche Abbildung 36). Dies würde bei einer Messung wegen der hohen Steifigkeit des Verbundes und der verwendeten Werkstoffe schnell zu einer Überbelastung des Sensors führen, die dann einen Messabbruch zur Folge hätte. Die bei einer solchen Messung bestimmten Messdaten hätten nur eine geringe Aussagekraft gehabt.

Eine Messung der Beweglichkeit entlang der Fügerichtung fand ebenfalls nicht statt. Diese Bewegung entspricht der Belastung beim Fügen und Trennen des Teleskops. Die bei dieser Bewegung auftretenden Kräfte wurden bei der Simulation des Verschleißes zusammen mit dem Fügeweg aufgezeichnet.

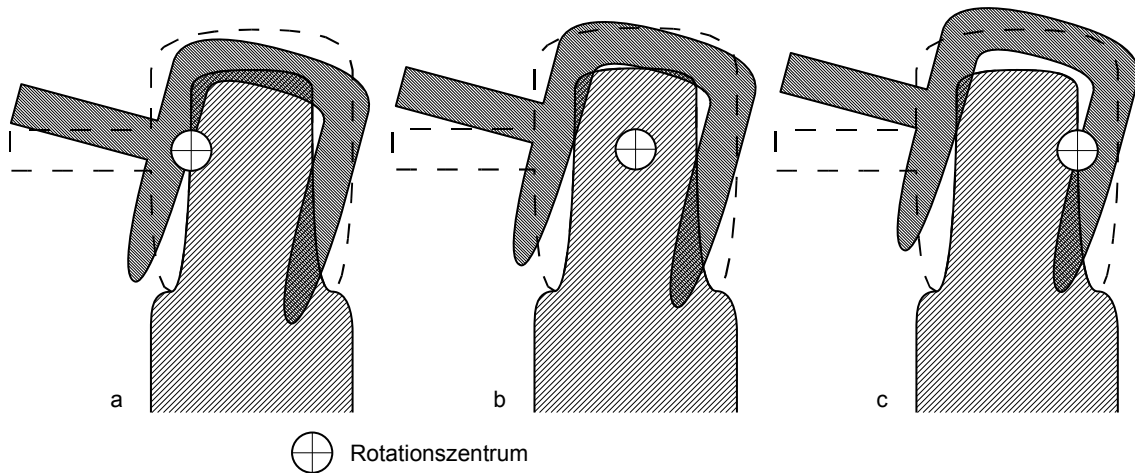


Abbildung 36: Einfluss der Lage des Rotationszentrums auf die Bewegung des Teleskops bei einer Rotation um die oro-vestibuläre Achse. a) Liegt das Rotationszentrum zu nah am Hexapoden, so kommt es zu einer Bewegung des Teleskops auf dem Stumpf. Wegen der hohen Steifigkeit des Stumpfes führt dies zu einer hohen Kraft. b) und c) Liegt das Rotationszentrum mittig im Stumpf oder weiter vom Hexapoden weg, so wird das Teleskop angehoben.

Für die Bestimmung der bei diesen Belastungen auftretenden Kräfte und Drehmomente wurde der Sensor vom Typ „ATI FTS Gamma 130/10“ verwendet, da Messbereich und Auflösungsvermögen dieses Systems den im Verlauf des Experiments erwarteten Kraftsystemen entsprachen.

# 10 Generierung der Finite-Elemente-Modelle

---

Die FE-Simulationen wurden an verschiedenen Modellen durchgeführt, die sich im Grad der Abstraktion der reellen Geometrie unterschieden. Da die für die Simulation benötigte Rechenzeit von der Komplexität des verwendeten FE-Modells abhängt und besonders für die Simulation eines detaillierten Modells ein enormer Ressourcenbedarf (sowohl Rechenzeit und Speicherbedarf für die Gleichungssysteme während der Rechnung als auch der Speicherbedarf für die Ergebnisse) besteht, wurden verschieden stark abstrahierte Modelle für die Simulationen entwickelt. Diese unterschiedlichen Abstraktionen bestehen zum einen in vereinfachenden Annahmen zur Modellgeometrie, zum anderen in dem unterschiedlichen Detailgrad dieser Modelle.

Die Eignung dieser unterschiedlichen Modelltypen für die numerische Simulation eines einzelnen Füge-/Trennvorgangs sowie des Verschleißes über mehrere aufeinander folgende Füge-/Trennvorgänge wurde durch den Vergleich zwischen diesen Modellen sowie durch den Vergleich der Ergebnisse der Simulationen mit den in den experimentellen Messungen gewonnenen Daten untersucht. Als Vorlage für die Entwicklung der FE-Modelle wurden zwei Teleskope verwendet, die von einem Zahntechniker für den Verschleiß im vorgestellten Verschleißsimulator hergestellt wurden.

Im Folgenden wird die Rede von aktiven und passiven Bereichen des FE-Modells sein. Dabei sollen unter einem aktiven Bereich eines FE-Modells die Elemente des Modells verstanden werden, in denen die größten Belastungen auftreten. Die aktiven Bereiche entsprechen im Wesentlichen den Elementen des Teleskops, in denen es zum Kontakt zwischen Außen- und Innenteil kommt und somit Verschleißprozesse zu beobachten sind. Unter den passiven Bereichen sollen all die Elemente verstanden werden, in denen nur sehr geringe oder gar keine Belastungen zu beobachten sind. Im Allgemeinen entsprechen

diese Bereiche dem auf das Teleskop aufgesetzten Gewinde sowie dem Sockel, auf dem das Teleskop montiert ist.

## 10.1 Zweidimensionales Finite-Elemente-Modell

Die am stärksten vereinfachende Idealisierung des Teleskops liegt in der Reduktion der zu simulierenden Geometrie auf ein zweidimensionales Modell. Hierbei wird das Teleskop unter Annahme einer Achsensymmetrie als Rotationskörper modelliert. Diese Rotationsachse wird dabei so gewählt, dass sie im Mittelpunkt des auf das Teleskop aufgesetzten Gewindes liegt. Ein sich aus diesen Annahmen ergebendes Finite-Elemente-Modell ist in Abbildung 37 dargestellt.

Die Abmessungen des FE-Modells wurden dabei durch das Vermessen einer Reihe von realen Teleskopen ermittelt. Prinzipiell gibt es bei diesem Vorgehen mehrere Möglichkeiten, einen geeigneten Schnitt durch das Teleskop als Vorlage für das Modell auszuwählen. Da die Teleskope in der Realität eine ausgeprägte Asymmetrie rund um die gewählte (imaginäre) Rotationsachse aufwiesen, wurden die zweidimensionalen FE-Modelle in drei verschiedenen Abmessungen erstellt: Der erste Schnitt durch das Teleskop verläuft parallel zum Verlauf des Kieferkamms (Alveolarkamms). Hier ergaben die Messungen eine

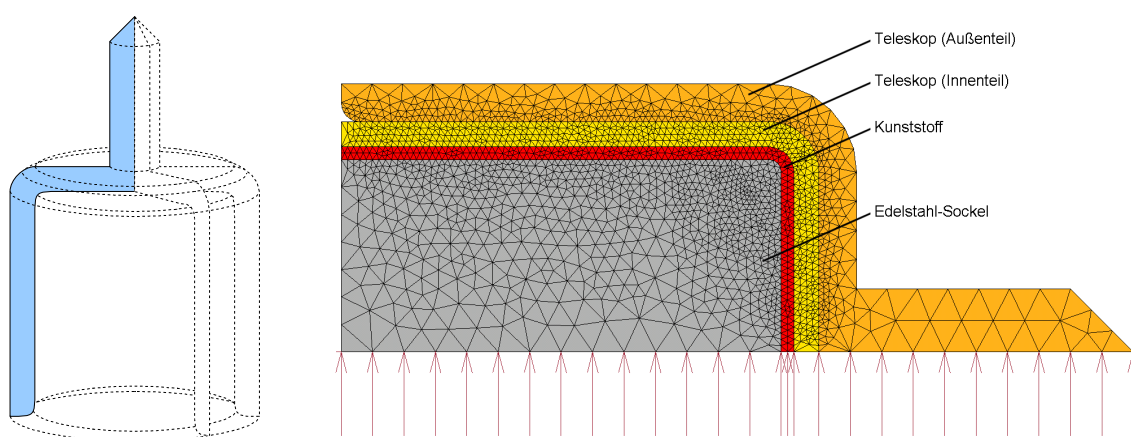


Abbildung 37: Vereinfachte Darstellung des Außenteleskops als rotationssymmetrischer Körper (links) sowie das unter dieser Annahme erstellte FE-Modell des gesamten Teleskops (rechts). Die Pfeile im FE-Modell markieren die Knoten, deren Freiheitsgrade wegen ihrer Lage auf der Rotationsachse durch die Randbedingung „Rotationssymmetrie“ eingeschränkt wurden.



Höhe von 6,55 mm und einen Radius von 2,15 mm. Da der Schnitt durch das Teleskop senkrecht zum Verlauf des Alveolarkamms eine ausgeprägte Asymmetrie aufweist, wurde ein Modell der innen liegenden lingualen (= der Zunge zugewandten) Seite mit einer Höhe von 6,3 mm sowie ein Modell der außen liegenden bukkalen (= der Wange zugewandten) Seite mit einer Höhe von 7,6 mm erstellt. Beide Modelle hatten einen Radius von 3,65 mm.

Abbildung 38 zeigt die Lage dieser Schnittebenen, die drei sich daraus ergebenden zweidimensionalen FE-Modelle sind in Abbildung 39a dargestellt. Um die unterschiedlichen numerischen Eigenschaften verschiedener Elementtypen auszunutzen, wurde jedes dieser drei Modelle einmal mit dreiknotigen und einmal mit sechsknotigen Dreieckelementen erstellt. Die resultierenden FE-Model-

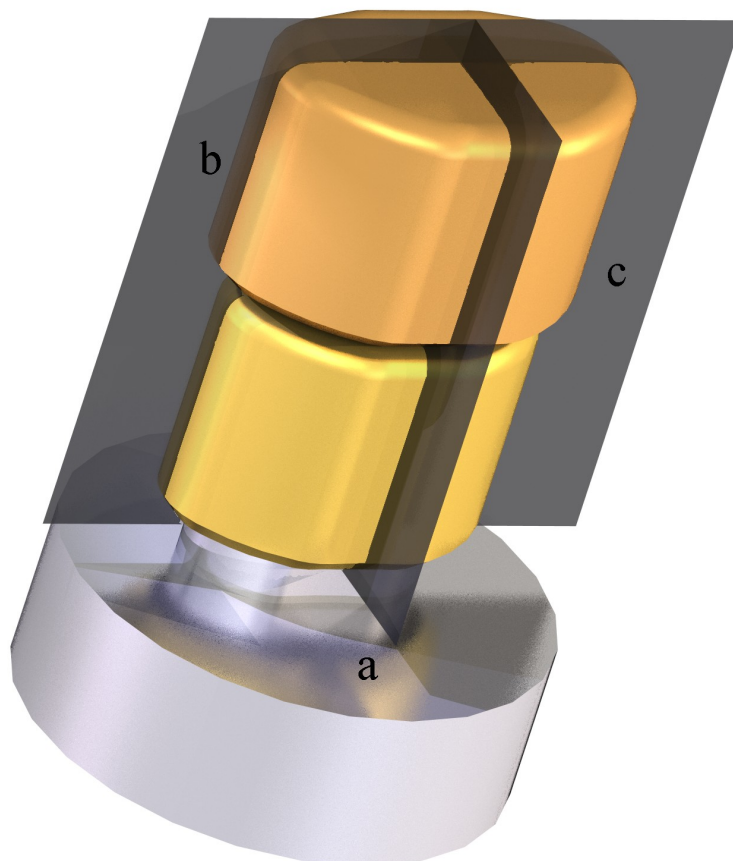


Abbildung 38: Die zweidimensionalen FE-Modelle basieren auf der Vermessung von Teleskopen in drei verschiedenen Bereichen: a) Schnitt parallel zum Alveolarkamm, b) linguale Seite eines Schnittes senkrecht zum Alveolarkamm, c) bukkale Seite eines Schnittes senkrecht zum Alveolarkamm.

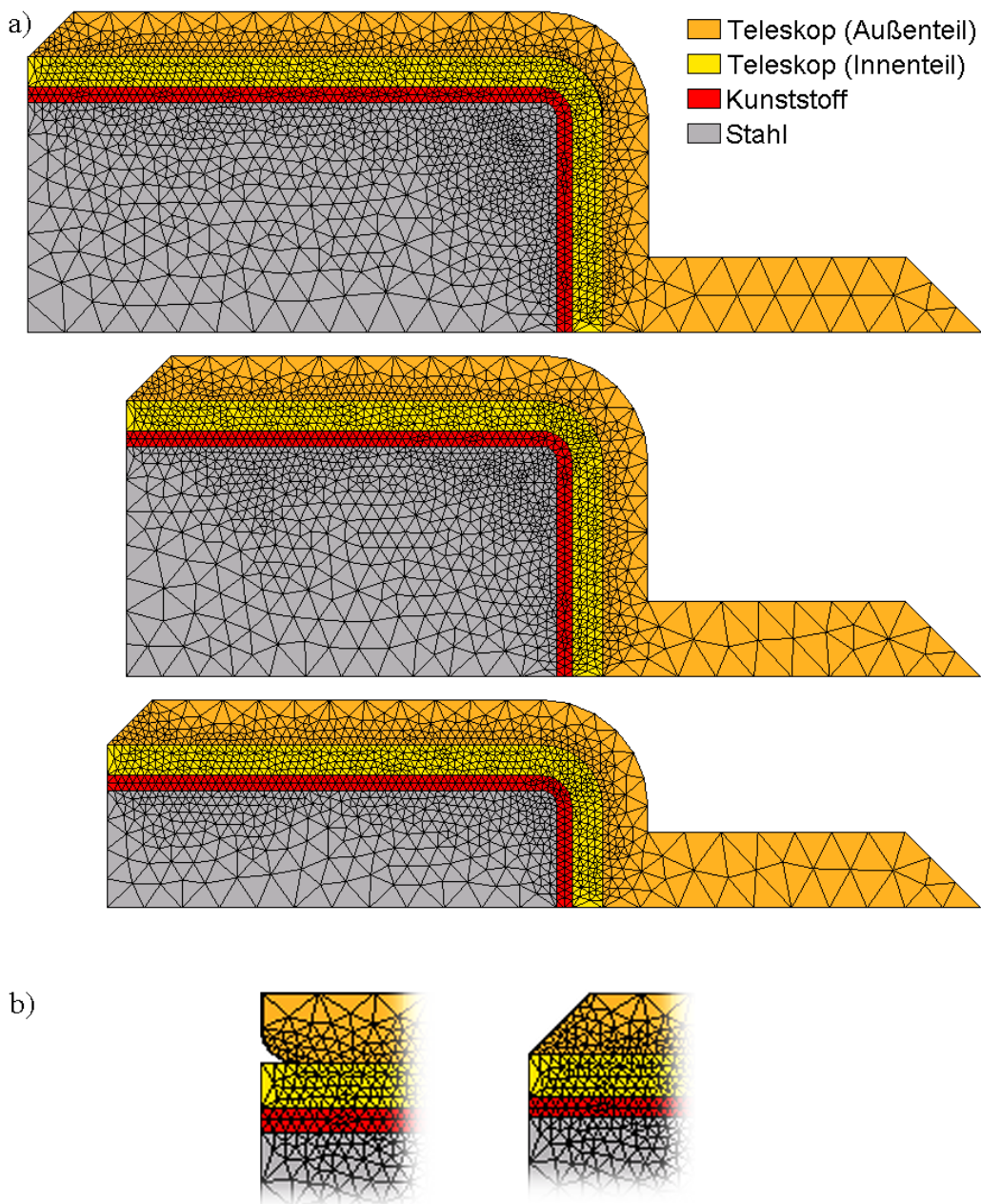


Abbildung 39: a) Die drei verwendeten Grundgeometrien für die zweidimensionalen FE-Modelle, die sich aus den drei verschiedenen Schnittebenen ergeben. b) Detailansicht der zwei verwendeten Varianten zur Modellierung der Unterkante des Außenteleskops.

le bestanden dabei jeweils aus etwa 4.000 Elementen sowie etwa 2.000 Knoten (bei den 3-knotigen Dreieckelementen) beziehungsweise etwa 8.000 Knoten (bei den 6-knotigen Dreieckelementen).

Da an der Unterkante des Außenteleskops eine relativ scharfe Kante besteht, die sich in ersten Modellversuchen als problematisch bei der Simulation erwies, wurden die drei verschiedenen zweidimensionalen FE-Modelle zusätzlich mit einer abgerundeten Kante modelliert. Eine Detailansicht der beiden Geometrievarianten ist in Abbildung 39b dargestellt.

Ein Vorteil dieser zweidimensionalen Modelle liegt in der geringen Modellgröße und den damit verbundenen geringeren Anforderungen an Rechenzeit und Speicherbedarf bei der Simulation. Eine detaillierte Simulation von lokal begrenzten Verschleißvorgängen auf der Kontaktfläche zwischen Innen- und Außenteleskop ist mit diesem Modell jedoch nicht möglich, da durch die Annahme der Rotationssymmetrie Defekte im Kontaktbereich auf den gesamten Teleskopkörper übertragen werden. Kleine, durch den Verschleiß bedingte Defekte auf der Kontaktfläche haben daher wesentlich stärkere Auswirkungen auf das Verschleißsystem als in der Realität zu erwarten wäre. Die Eignung der zweidimensionalen FE-Modelle zur Simulation des globalen Verschleißverhaltens trotz dieser systembedingten Einschränkungen muss im Verlauf dieser Arbeit mit überprüft werden.

## **10.2 Idealisiertes dreidimensionales Finite-Elemente-Modell**

Bei den zweidimensionalen FE-Modellen wurde die Rotationssymmetrie als Parameter für die Simulation benutzt, um ausgehend von einem 2D-Modell das mechanische Verhalten eines dreidimensionalen Körpers zu berechnen. Wie oben ausgeführt, können bei dieser Methode lokal begrenzte Verschleißvorgänge auf der Kontaktfläche nicht simuliert werden. Daher wurde basierend auf den oben vorgestellten zweidimensionalen Modellen ein idealisiertes dreidimensionales rotationssymmetrisches FE-Modell dieser Teleskope erstellt. Da ein solches dreidimensionales FE-Modell aus wesentlich mehr Elementen und Knoten besteht, ist der Rechenaufwand für die entsprechende Simulation deutlich höher. So dauert die Simulation eines einzelnen Füge-/Trennvorgangs im zweidimensionalen Modell abhängig von verschiedenen Simulationsparametern zwischen 5 und 30 Minuten, während ein einzelner Füge-/Trennvorgang bei

den dreidimensionalen FE-Modellen zwischen zwei und 24 Stunden benötigte. Eine ausführliche Auflistung der Rechenzeiten für die verschiedenen Modelle erfolgt im Ergebnisteil dieser Arbeit. Im Gegensatz zum Vorgehen bei der Modellerstellung für die rotationssymmetrischen FE-Modelle (siehe Abschnitt 10.1) sollte beim idealisierten dreidimensionalen FE-Modell nur eine Geometrievariante modelliert werden, um dem höheren Rechenaufwand Rechnung zu tragen. Daher musste aus den für die zweidimensionalen FE-Modelle verwendeten drei Modellvarianten eine ausgewählt werden, die als Basis für das zu erstellende dreidimensionale rotationssymmetrische Modell dienen sollte.

Nach DIN 50320 [21] beeinflusst die Größe der in den Verschleißprozess verwickelten Oberfläche das Ausmaß des auftretenden Verschleißes. Um diesen Parameter in der FE-Simulation in geeigneter Weise berücksichtigen zu können, wurde die sich ergebende Kontaktfläche bei den drei idealisierten Rotationskörpern berechnet. Zusätzlich wurde die Größe der in den Verschleiß einbezogenen Fläche bei einem realen Teleskop ermittelt, indem der Umfang sowie die Höhe der Kontaktfläche an elf gleichmäßig über das Teleskop verteilten Messpunkten ermittelt wurde. Tabelle 10 zeigt die Größe der ermittelten Kontaktflächen. Ein Vergleich dieser Werte zeigt, dass die Größe der Kontaktfläche des Rotationskörpers, der sich aus der lingualen Seite des Schnittes senkrecht zum Alveolarkamm ergibt, der realen Situation gut entspricht: Für das reale Teleskop wurde eine Fläche von 116 mm<sup>2</sup> ermittelt, während bei diesem Schnitt eine Fläche von 126 mm<sup>2</sup> in den Verschleiß einbezogen wird. Daher wurde der dreidimensionale Rotationskörper basierend auf den Abmessungen dieses Schnittes erstellt. Das unter diesen Annahmen erstellte dreidimensionale rotationssymmetrische FE-Modell sowie ein Schnitt durch dieses Modell sind in Abbildung 40 dargestellt. Dabei wurden die Elemente im Kontaktbereich mit einer Kantenlänge von etwa 0,3 - 0,4 mm modelliert, während die Elemente in passiven Bereichen (innerhalb des Stumpfes sowie innerhalb des Gewindes) zum Teil Kantenlängen von 2 mm und mehr aufwiesen. Diese inhomogene Modellierung wurde gewählt, um die Anzahl der Elemente im gesamten Modell gering

<b>Geometrie</b>	<b>Kontaktfläche</b>
Teleskop Umfang: 20,00 mm mittlere Höhe: 5,80 mm (6,60 mm) (gemittelt über 11 Punkte)	116,0 mm <sup>2</sup>
FE-Modell dieses Teleskops basierend auf einem Schnitt senkrecht zum Alveolarkamm Höhe: 5,75 mm (6,55 mm) Radius: 2,15 mm	77,7 mm <sup>2</sup>
FE-Modell dieses Teleskops basierend auf einem Schnitt parallel zum Alveolarkamm (linguale Seite) Höhe: 5,50 mm (6,30 mm) Radius: 3,65 mm	126,1 mm <sup>2</sup>
FE-Modell dieses Teleskops basierend auf einem Schnitt parallel zum Alveolarkamm (bukkale Seite) Höhe: 6,20 mm (7,60 mm) Radius: 3,65 mm	155,9 mm <sup>2</sup>

Tabelle 10: Übersicht über die Größe der in den Verschleiß einbezogenen Kontaktfläche bei den Teleskopen sowie in den idealisierten dreidimensionalen FE-Modellen. Die Höhe bezieht sich jeweils auf den in den Kontakt einbezogenen Bereich. Die Gesamthöhe ist jeweils in Klammern dahinter angegeben.

zu halten und gleichzeitig eine hinreichend gute Darstellung der Kontaktbereiche zu erhalten.

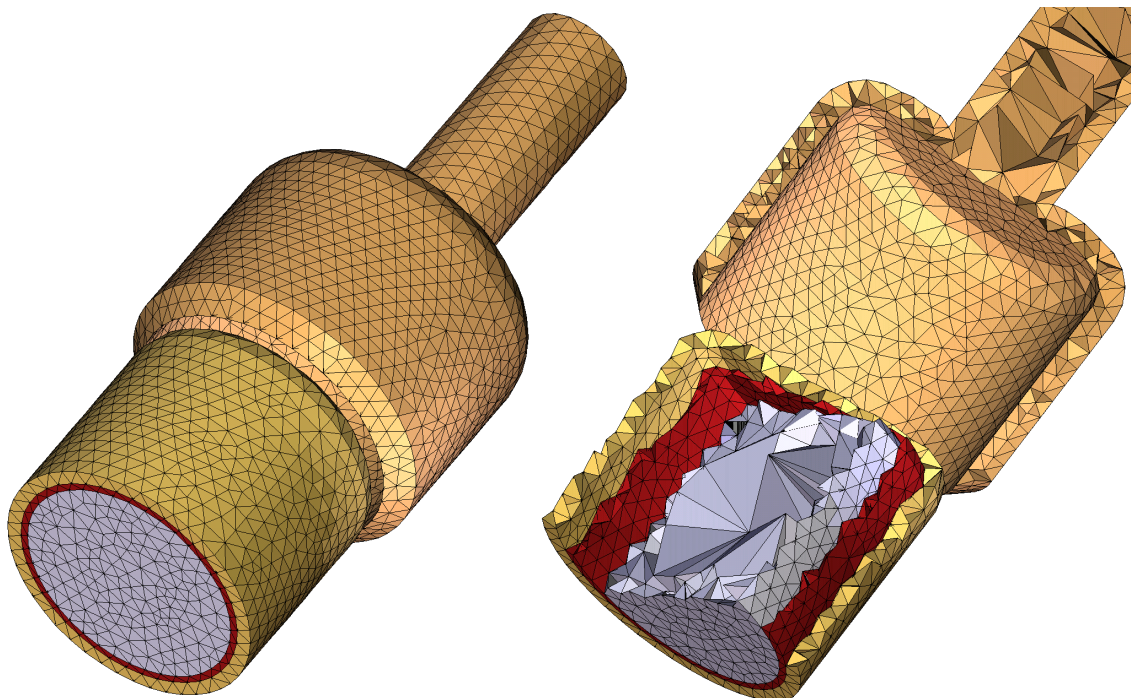


Abbildung 40: Idealisiertes dreidimensionales FE-Modell einer Teleskopkrone unter Annahme der Rotationssymmetrie.

### 10.3 Dreidimensionales Finite-Elemente-Modell eines Oberflächenabschnittes

Um zusätzlich den Einfluss von lokalen Defekten auf der Teleskopoberfläche auf den Verschleiß dieser Flächen untersuchen zu können, wurde ein weiterer vereinfachender Ansatz gewählt. Da das Augenmerk hierbei besonders auf lokale Verschleißprozesse auf der Kontaktfläche gerichtet war, wurde ein nur blockförmiger Ausschnitt jeweils aus Innen- und Außenteil modelliert. Es wurde entsprechend des oben vorgestellten Modells die volle Höhe des Teleskops von 6,3 mm auf einer Breite von 1,0 mm modelliert; die Dicke der Blöcke entsprach ebenfalls der oben angenommenen Dicke von 0,5 mm (siehe Abbildung 41). Durch die geringe Größe des Modells konnten die Bereiche, in denen während der Simulation mit Verschleißprozessen zu rechnen waren, sehr fein modelliert werden. Die Elemente dieses Modells haben im Kontaktbereich eine Kantenlänge von etwa 0,03 mm sowie von etwa 0,25 mm in den restlichen Be-

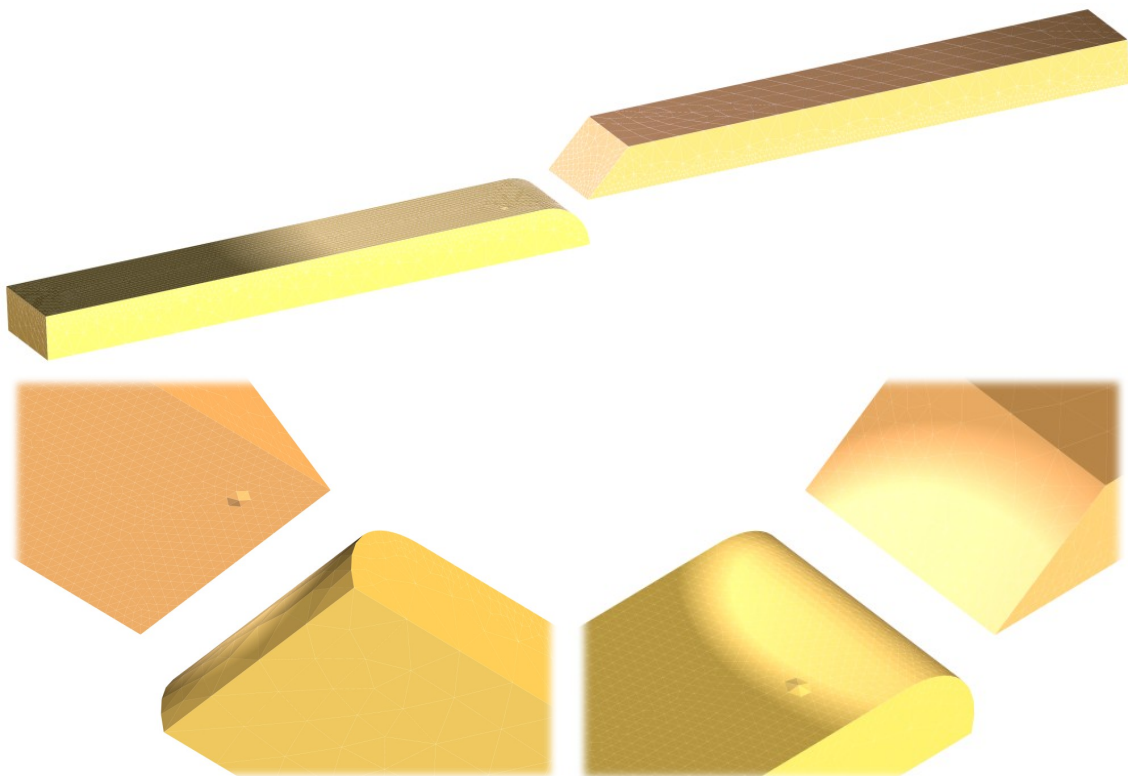


Abbildung 41: Dreidimensionales FE-Modell eines Oberflächenabschnittes eines Teleskopes. Oben ist das Modell im getrennten Zustand dargestellt, unten links und unten rechts sind die aufgebrachten Defekte in einer Detailansicht dargestellt.

reichen. Zur Untersuchung des Einflusses lokaler Unebenheiten auf das Verschleißverhalten wurden gezielt einzelne Geometriedefekte im Kontaktbereich dieses Modells erzeugt und die Deformationen dieser Defekte sowie ihr Einfluss auf das umgebende Modell während mehrerer Füge- und Trennzyklen beobachtet.

#### **10.4 Semirealistisches dreidimensionales Finite-Elemente-Modell**

Die beiden bisher vorgestellten Modelltypen idealisieren mit der Annahme einer Rotationssymmetrie die reale Geometrie sehr stark, was die Vergleichbarkeit der Ergebnisse mit den im Experiment gewonnenen Daten – sowohl bei der Verschleißsimulation als auch bei der Analyse der Mikrobeweglichkeit – stark beeinträchtigt. Um auch einen direkten Vergleich zu den experimentellen Ergebnissen zu ermöglichen, wurde ein detailliertes Modell einer Teleskopkrone erstellt, wobei besonderer Wert darauf lag, dass auch die typische Form des Teleskopquerschnittes korrekt wiedergegeben wurde.

Daher sollte versucht werden, ein möglichst realistisches Finite-Elemente-Modell eines Teleskopes zu erstellen. Als Grundlage für diese Modellgenerierung sollte ein Verfahren dienen, bei dem die Geometrie eines zu modellierenden Präparates aus einer Reihe von aufeinander folgenden, digitalisierten Schnitten rekonstruiert wird. Das semiautomatische Erstellen eines FE-Modells aus diesen Serienschnitten sollte dann mit der Software CAGOG („**C**omputer **A**ided **G**enerator of **O**rthodontic **G**eometries“, [85]) oder ADOR-3D („**A**dvanced **O**bject **R**econstruction in 3D“, [72]) durchgeführt werden. Das zur Rekonstruktion eines realitätsnahen FE-Modells aus einer Reihe von zweidimensionalen Schnitten verwendete Verfahren ist in den beiden oben aufgeführten Quellen detailliert beschrieben.

Zur Erstellung der Schnitte wurde ein gefügtes Teleskop in Kunststoff (Technovit 4004, Heraeus-Kulzer, Hanau) eingegossen und in mehrere aufeinander folgende Serienschnitte zersägt (Microtom Leica SP 1600, Leitz, Wetzlar). Die Sä-

geebene lag dabei senkrecht zur Fügerichtung. Zwei mit im Kunststoff eingegossene parallele Metallstäbe mit einem Durchmesser von 2 mm und einem Abstand von 20 mm dienten als Maßstab für die resultierenden Schnitte. Zwei dieser Schnitte sind in Abbildung 42 dargestellt. Insgesamt wurden so 17 Schnitte mit einer Dicke von jeweils etwa 0,3 mm erstellt, wobei zwischen je zwei Schnitten ein Materialverlust von 0,2 mm auftrat.

Diese Schnitte wurden anschließend an einem Mikroskop (Stereomikroskop M8, Wild Heerbrugg AG, Heerbrugg, Schweiz) mit integrierter digitaler Scannerkamera (Color Scan, Pentacon GmbH Foto- und Feinwerktechnik, Dresden) digitalisiert. Dabei zeigte es sich jedoch, dass die Grenzfläche zwischen Innen- und Außenteil des Teleskopes beim Sägen sehr stark verwischt beziehungsweise verschmiert wurde und daher nicht deutlich erkennbar war. Eine Identifikation beider Kontaktflächen – Innenseite des Außenteleskops und Außenseite des Innenteleskops – war somit nicht möglich. Da jedoch gerade die Geometrie dieser beiden Kontaktflächen einen wesentlichen Einfluss auf den ablaufenden Verschleiß hat, waren diese Schnitte für eine dreidimensionale Modellrekonstruktion nicht geeignet. Eine weitere Bearbeitung der Schnitte in dem Programm CAGOG oder ADOR-3D wurde nicht durchgeführt. Das Programm ADOR-3D bietet auch die Modellrekonstruktion aus CT- beziehungsweise  $\mu$ CT-Schnitten an (siehe [72]). Da diese Methode jedoch gerade bei metallischen Preparaten deutliche Artefakte in den Schnittbildern verursacht, wurde auf den Versuch einer Digitalisierung eines Teleskopes in einem CT verzichtet.

Da die direkte Rekonstruktion eines realen Teleskopes somit nicht möglich war, sollte stattdessen die Geometrie eines Teleskopes über einfache geometrische Formen angenähert werden und somit ein semirealistisches Modell erstellt werden. Hierzu wurde der Umriss eines Schnittes durch ein Innenteleskop mit Kreisbogensegmenten approximiert (siehe Abbildung 43). Zur Vereinfachung wurde von einer Symmetrie des Teleskopes entlang des Zahnbogens ausgegangen. Die Annahme einer Symmetrie zwischen der lingualen und der bukkalen Seite entspricht bis auf die Höhe der beiden Seiten im Wesentlichen der Gestaltung der Teleskope im klinischen Einsatz.



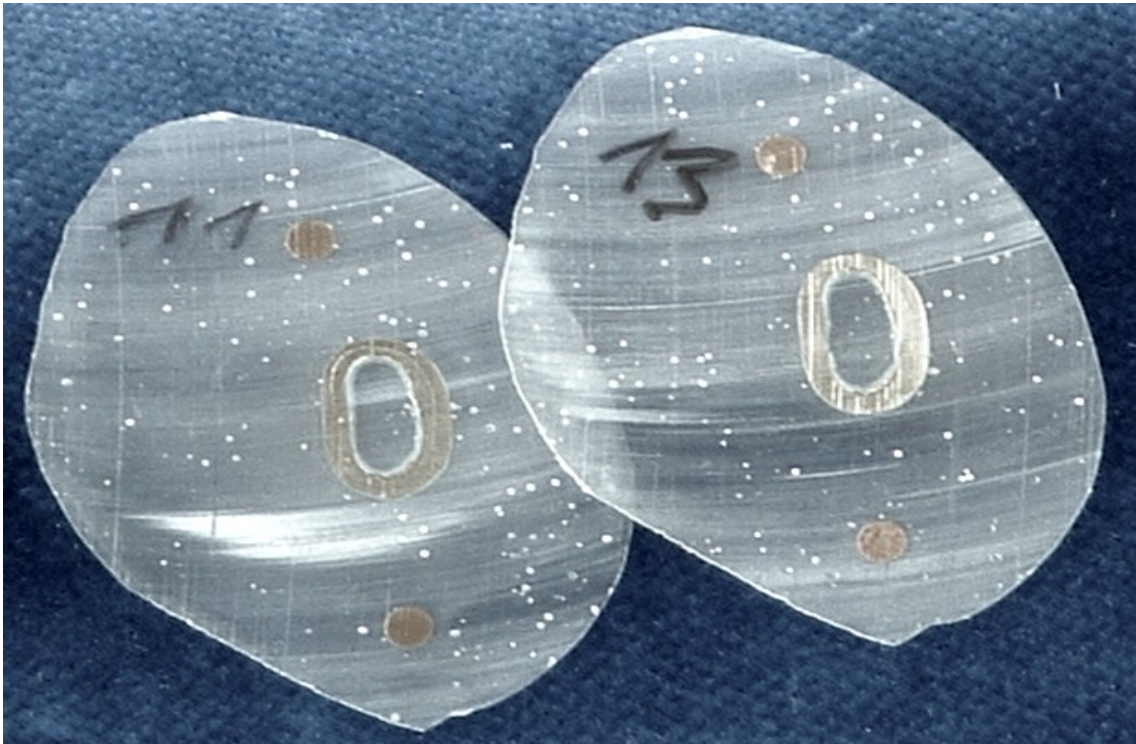


Abbildung 42: Oben: Photo zweier Serienschritte durch ein gefügtes, in Kunststoff eingebettetes Teleskop. Die zwei Metallstifte oben und unten mit einem Durchmesser von 2 mm und einem Abstand von 20 mm definieren ein Referenzsystem zur Orientierung der Schnitte. Im Schnitt 11 ist der Übergang zwischen Außen- und Innenteleskop zu erkennen. Unten: Zwei digitalisierte Schnitte vor einem Präzisionsmaßstab. Hier sind die Grenzlinien zwischen Außen- und Innenteleskop nicht zu erkennen.

Die Beschreibung des zweidimensionalen Schnittes mit Kreissegmenten wurde entlang der Fügerichtung des Teleskopes auf einen dreidimensionalen Körper erweitert. Die so erhaltene Beschreibung der Kontaktfläche diente bei der Modellierung des Primärteils als Außenwand. Die dabei angenommene Wandstär-

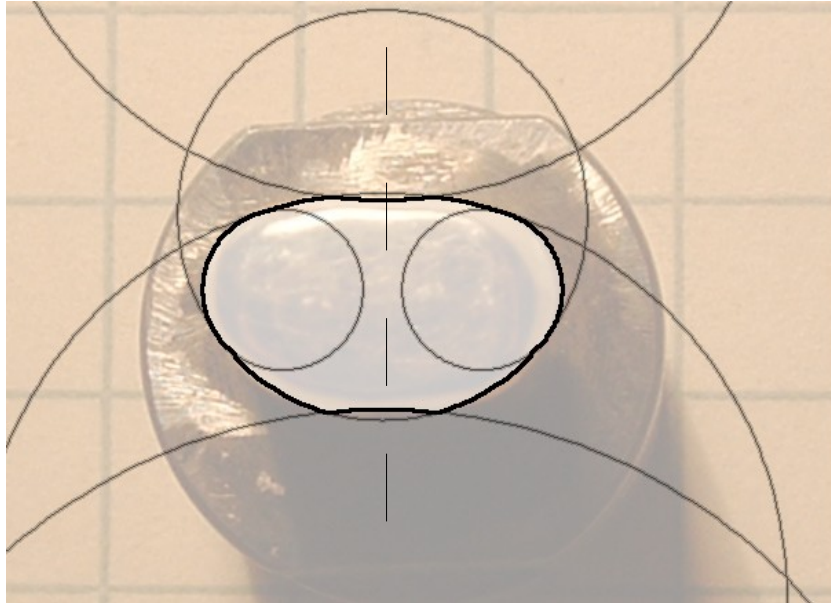


Abbildung 43: Schematische Darstellung eines Schnitts durch die angepasste Geometrie des Innenteleskops, hier überlagert mit einem Photo eines Innenteleskops auf seinem Sockel. In der Mitte ist die angenommene Symmetrieachse dargestellt.

ke von 0,5 mm wurde durch das Vermessen an mehreren Innenteilen ermittelt. An der Oberseite des Innenteleskopes wurde eine Rundung mit einem Radius von 1,8 mm angenommen. Auch dieser Wert wurde entsprechend den Messungen an mehreren Teleskopen gewählt.

Für die Modellierung des Außenteils wurde ebenfalls auf die Beschreibung des Schnitts durch das Innenteil mit Kreissegmenten zurückgegriffen, der hier den Verlauf der Innenseite des Sekundärteils beschreibt. Um ein Fügen und Trennen des Teleskopes zuzulassen, wurden diese Kreissegmente so weit vergrößert, dass ein Spalt von 0,05 mm zwischen dem Innenteil und dem Außenteil entstand. Diese Spaltdimension entspricht auch der Spaltgröße, von der im klinischen Einsatz ausgegangen wird. Als Wandstärke ergab sich auch hier nach dem Vermessen mehrerer Teleskope eine Dicke von 0,5 mm.

Innerhalb des Innenteils wurde noch mit einem Abstand von 0,3 mm der Stahlstumpf modelliert, der bei den hier durchgeführten Untersuchungen bei der Verschleißsimulation sowie bei Beweglichkeitsuntersuchungen verwendet wurde. Im Zwischenraum zwischen Primärteil und Stahlstumpf wurde eine Schicht Kunststoff modelliert, der diese beiden Körper miteinander verbindet. Das voll-

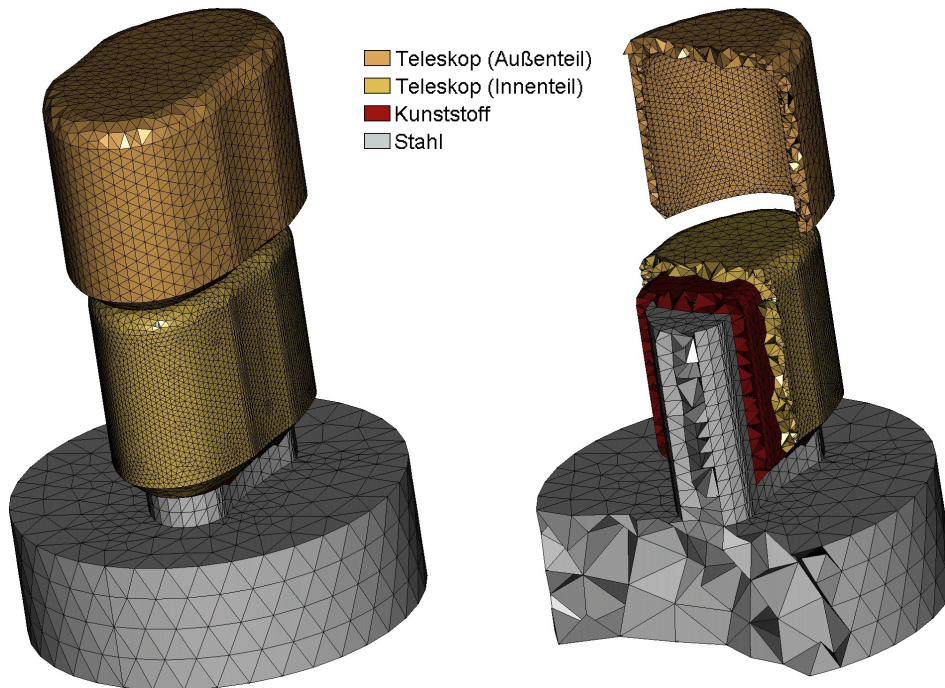


Abbildung 44: Vollansicht des semirealistischen dreidimensionalen FE-Modells einer Teleskopkronen sowie Schnitt durch dieses Modell. Deutlich zu erkennen sind die ansteigenden Elementgrößen von den aktiven Bereichen zu den passiven Bereichen.

ständige Modell des so erstellten Teleskopes zusammen mit dem Stahlsockel und dem Kunststoff ist in Abbildung 44 dargestellt.

An dem so erstellten Modell wurde sowohl das Fügen und Trennen der Teleskope simuliert wie auch die im HexMeS durchgeführten Belastungen zur Ermittlung der Mikrobeweglichkeit nachvollzogen. Für die Simulation der HexMeS-Belastungen wurde wie beim experimentellen Vorgehen (vergleiche Abbildung 33) zusätzlich ein Metallzylinder seitlich an das Teleskop anmodelliert, um die Belastung realistisch simulieren zu können.

## 10.5 Dynamische Netzanpassung durch „Adaptive Vernetzung“

Bei der Simulation von Verschleißprozessen mit Hilfe der Methode der finiten Elemente ist zu beachten, dass die FEM auf der Diskretisierung komplexer Geometrien durch Elemente beruht, die im Allgemeinen wesentlich größer sind als das Ausmaß beginnender Verschleißspuren. So haben zum Beispiel die

Elemente bei den oben aufgeführten FE-Modellen im Kontaktbereich zwischen Innen- und Außenteleskop typischerweise Kantenlängen von 0,1 bis 0,2 mm. Bei den mechanisch verschlissenen Teleskopoberflächen zeigten sich dagegen in ersten Untersuchungen am Rasterelektronenmikroskop Verschleißspuren in einer Größe von etwa 10 bis 20  $\mu\text{m}$ . Verwendet man dagegen FE-Modelle, bei denen die Größe der Elemente an die Größe der zu erwartenden Verschleißspuren angepasst ist, so müssen die FE-Modelle aus sehr vielen Elementen bestehen, wodurch der Rechenaufwand für die Simulation sehr stark ansteigt.

Um dennoch ein hinreichend feines Netz zur Darstellung von Verschleißprozessen zu erhalten, wurden adaptive FE-Modelle [52] verwendet, das heißt FE-Modelle, deren Vernetzung sich dynamisch an verschiedene mechanische Randbedingungen anpasst. Die Grundlagen der adaptiven Finite-Elemente-Modelle wurden bereits im Unterkapitel 2.6 „Adaptive Netzanpassung bei Finite-Elemente-Modellen“ ab Seite 33 beschrieben. Da die FE-Modelle während des Remeshings wesentlich größer werden und zusätzlich die beiden Adaptivitätskriterien kumulativ wirken, wurde die maximale Vernetzungstiefe, also die Summe aller Vernetzungstiefen der in einem Element geltenden Adaptivitätskriterien, klein gehalten. In allen vorgestellten FE-Modellen der Teleskope wurde eine adaptive Vernetzung durchgeführt, die sich an zwei Kenngrößen orientierte:

- Alle Elemente, die mit mindestens einem Knoten die Kontaktfläche zwischen Innen- und Außenteleskop berührten, wurden mit einer maximalen Vernetzungstiefe (vergleiche Abbildung 12) von 2 (bei den zweidimensionalen FE-Modellen) beziehungsweise 1 (bei den dreidimensionalen FE-Modellen) neu vernetzt, sobald sie mit dem jeweiligen Gegenkörper in Kontakt kamen.
- Zusätzlich wurden diese Kontaktelemente beim Überschreiten einer Verzerrung von 0,1 % mit einer maximalen Vernetzungstiefe von 2 (bei den idealisierten rotationssymmetrischen FE-Modellen) beziehungsweise 1 (bei den semirealistischen FE-Modellen) neu vernetzt.

Um die maximale Anzahl von Elementen innerhalb der FE-Modelle nicht zu groß werden zu lassen, wurden die Bereiche, in denen eine adaptive Netzan-

passung durchgeführt wurde, eingeschränkt. Die beiden oben aufgeführten Adaptivitätskriterien wurden nur auf die Elemente angewandt, die entweder direkt im Kontaktbereich zwischen Innen- und Außenteleskop lagen oder mit diesen Kontaktelementen mindestens einen gemeinsamen Knoten hatten.

# 11 Ergebnisse

---

Im Folgenden werden die Ergebnisse dieser Arbeit dargelegt. Dabei wird zuerst auf die Ergebnisse des experimentellen Teils eingegangen. Die Funktionalität des vorgestellten Messaufbaus HexMeS wird anhand der bei Justierung und Kalibrierung gewonnenen Daten sowie einzelner zur Überprüfung des Messprinzips durchgeführter Messungen gezeigt. Anschließend werden die Ergebnisse der experimentellen Verschleißuntersuchungen vorgestellt. Der Schwerpunkt liegt dabei auf den Untersuchungen zur Mikrobeweglichkeit der Teleskopteile vor und nach forciertem Verschleiß. Ergänzend dazu werden typische Verläufe der Füge-/Trennkräfte sowie auftretende Verschleißspuren verschiedener Legierungen dargestellt. Danach folgt die ausführliche Darstellung der Ergebnisse der FE-Simulationen an den verschiedenen zwei- und dreidimensionalen idealisierten FE-Modellen und den dreidimensionalen realistischen FE-Modellen. Den Abschluss bildet der Vergleich zwischen den experimentell gewonnenen und den in den numerischen Simulationen ermittelten Daten zur Verifizierung der vorgestellten FE-Modelle.

## 11.1 Das Hexapod-Mess-System

### *11.1.1 Justierung des Hexapod-Mess-Systems und Kalibrierung der Datenerfassung*

Um eine Grundausrichtung der Kameras durchzuführen, wurde zuerst der Laserwürfel mit der Justierhilfe über dem Probenhalter eingesetzt. Die Kameras wurden so ausgerichtet, dass sich das Abbild jedes Pinholes im Zentrum des ihm zugeordneten CCD-Chips befand. Nach dieser Grundausrichtung wurde zuerst die Qualität des optischen Systems untersucht. Dabei war die Abbildung der Pinholes auf dem CCD-Chip (der Spot) von besonderem Interesse.

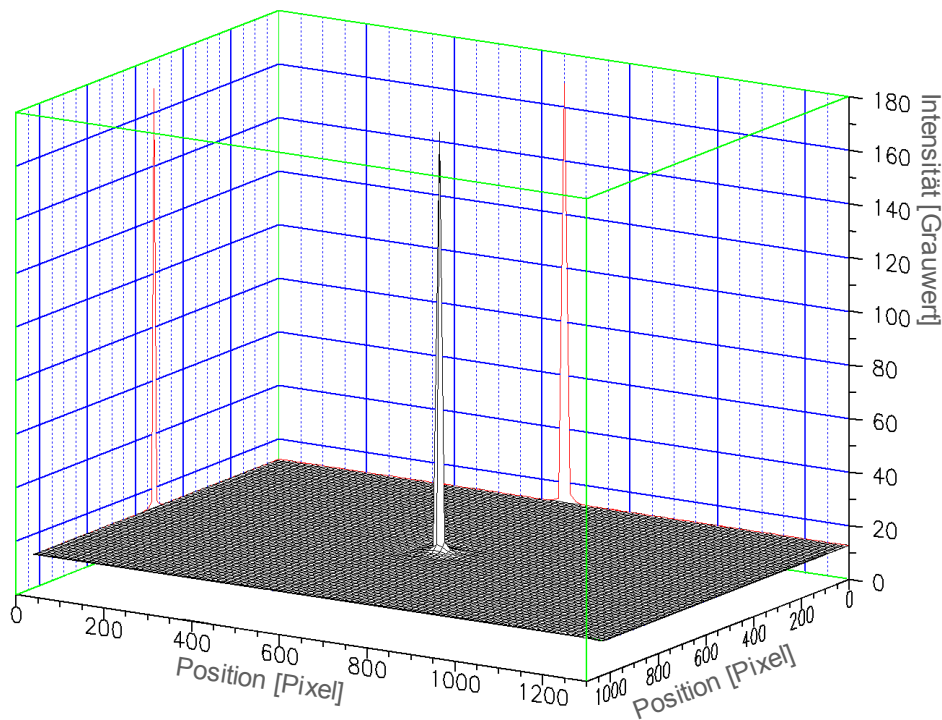


Abbildung 45: Darstellung der Intensitätsverteilung bei einer Farbtiefe von 8 Bit auf einem CCD-Chip, der auf ein beleuchtetes Pinhole ausgerichtet ist.

Abbildung 45 zeigt einen solchen Spot als dreidimensionale Darstellung, wobei der Grauwert (also die Signal- oder Lichtintensität) an einer Koordinate des CCD-Chips als z-Koordinate für diesen Punkt verwendet wurde. Der Wert „0“ in einem Pixel bedeutete dabei, dass der CCD-Chip an dieser Stelle kein Signal wahrnimmt, dieser Pixel wird schwarz dargestellt. Der Wert „255“ zeigte ein maximales Signal an dieser Stelle des Chips, der entsprechende Pixel wird weiß dargestellt. Man kann deutlich erkennen, dass der Spot sich klar von den unbeleuchteten Bereichen abhebt. In den unbeleuchteten Bereichen ist ein Hintergrundrauschen mit einer Intensität zwischen 10 und 15 zu beobachten.

Die Intensitätswerte im Spot hängen von der Leistung des Lasers ab. Je höher der Strom an dem an der Laserquelle integrierten Regelnetzteil eingestellt wird, desto höher ist die Intensität im Spot. Ist die Leistung des Lasers zu hoch, so gerät der Spot in Sättigung, d.h. die Pixel auf dem CCD-Chip, die den Spot abbilden, erreichen die maximale Intensität von 255. Die Abbildung 46 zeigt Ausschnitte aus der Intensitätsverteilung auf dem CCD-Chip rund um den Spot bei

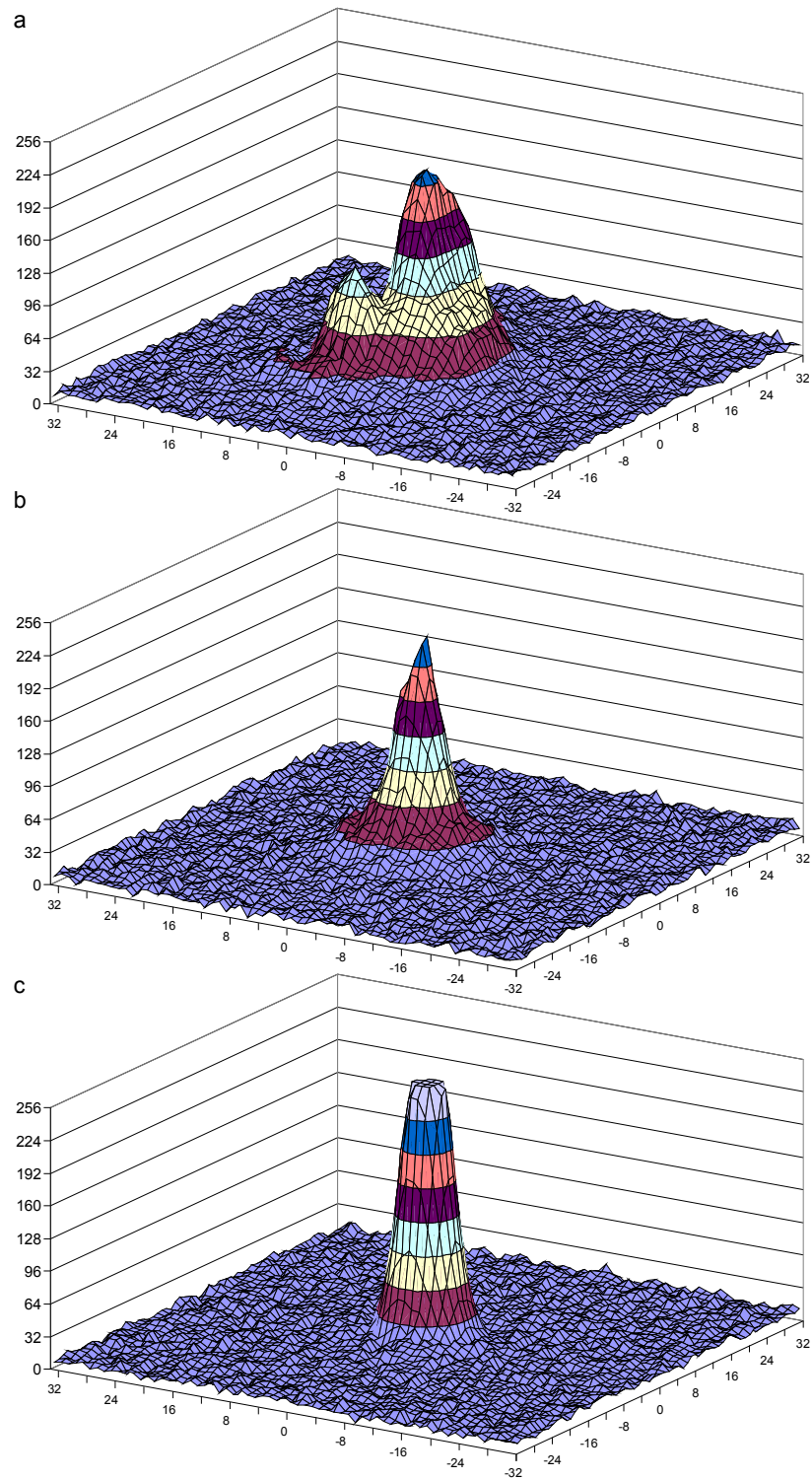


Abbildung 46: Ausschnitt von  $\pm 32$  Pixeln aus der Intensitätsverteilung auf dem CCD-Chip rund um den Spot bei unterschiedlicher Laserleistung. a) Spot von geringer Intensität, leicht aus dem Fokus, aber dennoch deutlich abgegrenzt zu erkennen. b) Spot im Fokus bei optimaler Intensität. c) Bei zu hoher Ausgangsleistung des Lasers gerät der Spot in Sättigung, die Spitze des Peaks ist abgeflacht.



drei unterschiedlichen Laserleistungen. Wenn die Laserleistung zu gering ist, verschlechtert sich der Signal-Rausch-Abstand und der Spot lässt sich nur noch schwer erkennen. Gerät der Spot während einer Messung zusätzlich aus dem Fokus der entsprechenden Kamera, wird die Spoterkennung durch auftretende Nebenmaxima in Folge von Brechungs- und Beugungseffekten (siehe Abbildung 46a) noch zusätzlich erschwert. Bei einer zu hohen Laserleistung empfangen mehrere benachbarte Zellen auf dem CCD-Chip ein Signal, dessen Stärke den Erfassungsbereich dieser Zellen überschreitet. Dadurch wird die Spitze des Peaks abgeflacht (vergleiche Abbildung 46c). In diesem Fall ist ein eindeutiges Maximum nicht mehr zu erkennen, zur Bestimmung der Spotposition muss der Schwerpunkt des sich in Sättigung befindenden Bereiches bestimmt werden. Hier greift dann die Berechnung der Spotposition als gewichteter Mittelwert (vergleiche Gleichung 32), so dass auch in diesem Fall die Spotposition ermittelt werden kann. Bei einer mittleren Laserleistung (siehe Abbildung 46b) grenzt sich der Peak deutlich vom Untergrund ab, während gleichzeitig noch ein eindeutiges Intensitätsmaximum zu beobachten ist. Um eine gute Positionserkennung zu erreichen, wurde die Laserleistung am Netzteil so eingestellt, dass die Spots auf allen Kameras eine optimale Signalqualität zeigten.

Um die Grundausrichtung der Kameras abzuschließen, musste noch überprüft werden, ob die Positionierung des Laserwürfels durch die Justierhilfe ausreichend gut reproduziert werden konnte. Dazu wurde der gesamte Probenhalter zehn Mal demontiert und dann mit eingesetztem Laserwürfel neu aufgebaut. Auf eine zusätzliche manuelle Ausrichtung des Würfels innerhalb des von der Justierhilfe gebotenen Spiels – wie sie bei den nachfolgenden Messungen routinemäßig erfolgte – wurde verzichtet, da nur die Wiederholbarkeit der Positionierung mit der Justierhilfe untersucht werden sollte. Nach jedem Aufbau wurde die Position der Pinholes ermittelt. Die auf diese Weise ermittelten Spotpositionen sind in Abbildung 47 dargestellt. Die Diagramme zeigen die ermittelten Positionen der Pinholes auf den 1300 x 1024 Pixel großen CCD-Feldern. Deutlich zu erkennen ist die geringe Streuung der Spotpositionen entlang der y-Achsen von Kamera 1 und Kamera 2 (entsprechend der z-Achse des globalen Koordi-

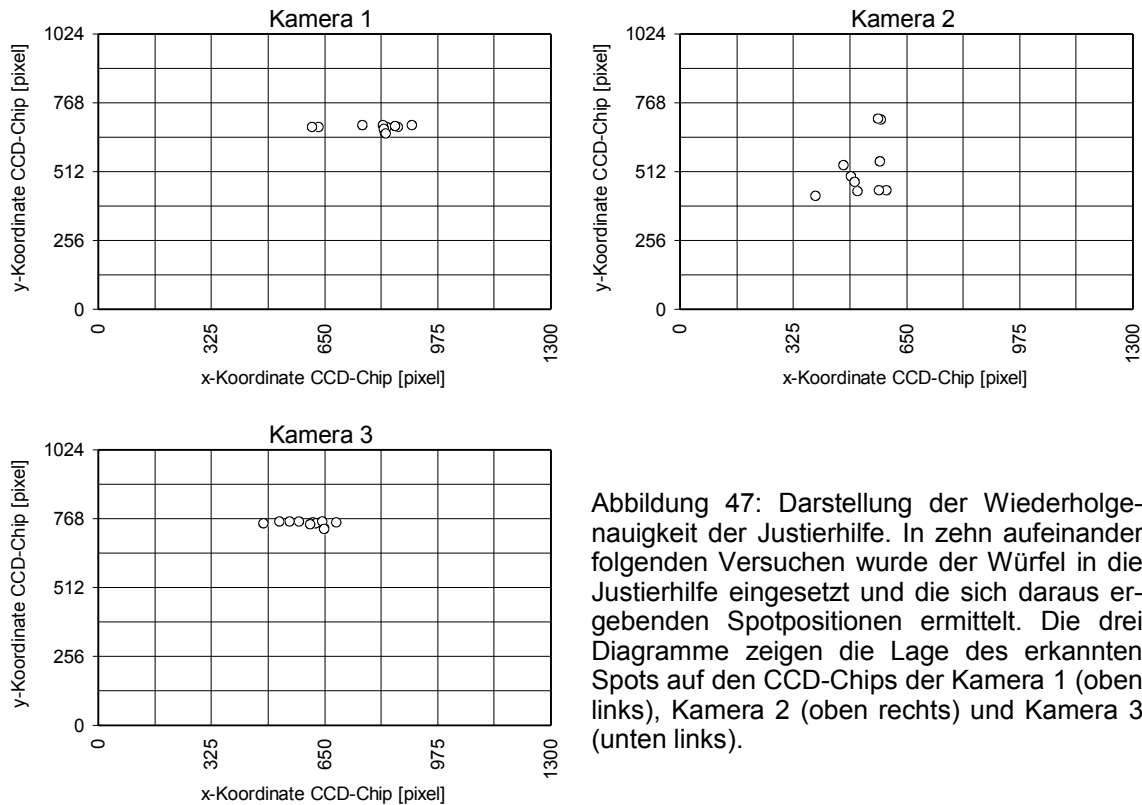


Abbildung 47: Darstellung der Wiederholgenauigkeit der Justierhilfe. In zehn aufeinander folgenden Versuchen wurde der Würfel in die Justierhilfe eingesetzt und die sich daraus ergebenden Spotpositionen ermittelt. Die drei Diagramme zeigen die Lage des erkannten Spots auf den CCD-Chips der Kamera 1 (oben links), Kamera 2 (oben rechts) und Kamera 3 (unten links).

natensystems, vergleiche Abbildung 26). Die Differenz zwischen dem kleinsten und dem größten Wert, der hier ermittelt wurde, lag mit 28 Pixeln für die y-Koordinaten der Kamera 1 beziehungsweise 26 Pixeln bei Kamera 3 deutlich unter den Werten von 288 Pixeln (Kamera 1, x-Achse), 205 Pixeln (Kamera 2, x-Achse), 287 Pixeln (Kamera 2, y-Achse) beziehungsweise 209 Pixeln (Kamera 3, x-Achse). Dies ist darin begründet, dass der Würfel in dieser Richtung fest in der Aussparung der Justierhilfe anliegt, während er in den verbleibenden beiden Richtungen ein gewisses Spiel hat.

Nachdem die Positionierung des Würfels sowie die Erfassung eines einzelnen Pinholes überprüft wurde, war nun die Erfassung der Würfelposition sowie seiner Bewegung von Interesse. Dazu wurde der Laserwürfel fest auf dem Hexapoden fixiert. Da dies einer Bewegung des Hexapoden ohne Last entsprach, erlaubte die Positioniergenauigkeit des Hexapoden (siehe Tabelle 1 im Kapitel 7.1.2) eine präzise Positionierung des Würfels vor den Kameras. In ersten Messungen wurde der Würfel parallel zu den Bildachsen der Kameras durch den Erfassungsbereich des optischen Systems bewegt. Bild 48 zeigt als Bei-

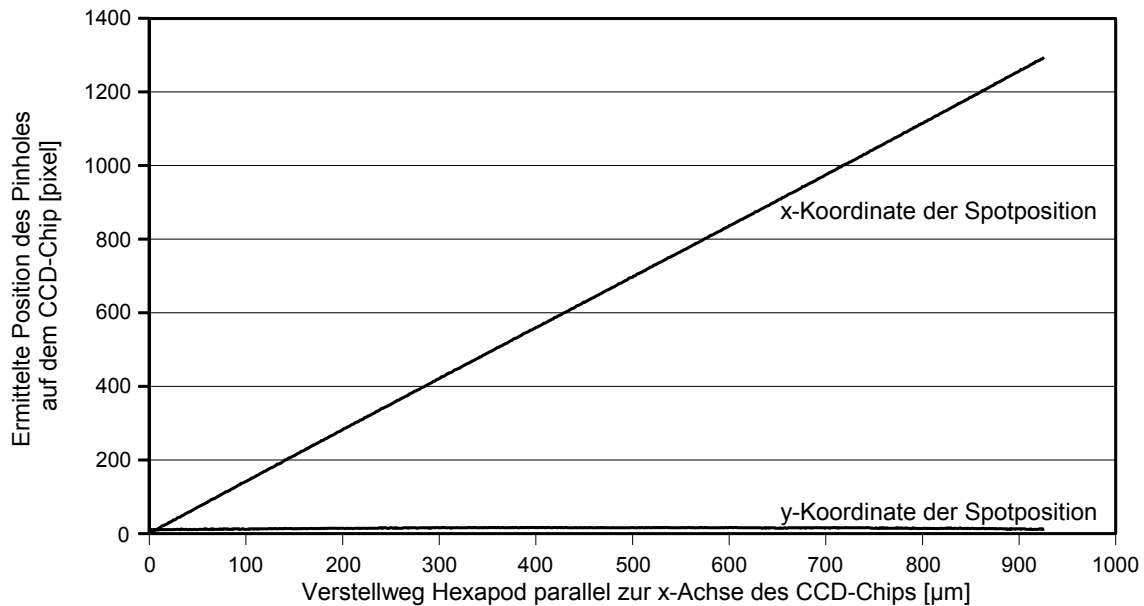


Abbildung 48: Ergebnisse der Kalibrierfahrt des Hexapoden in globaler x-Richtung an Kamera 1. Die globale x-Achse entspricht der lokalen x-Achse auf dem CCD-Chip der Kamera 1. Die Bewegung des Spot ist deutlich in der x-Koordinate wieder zu erkennen.

spiel eine derartige Messung entlang der globalen x-Achse für die Kamera 1. In y-Richtung befand sich der Würfel während dieser Messung am unteren Rand des Erfassungsbereiches, was einer y-Koordinate von etwa 20 Pixel für die gesamte Messung entsprach. Die Kalibriergerade zeigt eine ausgezeichnete Linearität mit einer Steigung von  $0,717 \mu\text{m}$  pro Pixel. Die sich somit für diese Kamera in dieser Richtung ergebene Auflösung von  $0,7 \mu\text{m}$  konnte auch auf den anderen beiden Kameras in allen Richtungen nachgewiesen werden. Um den Fehler bei der Positionsbestimmung besser beurteilen zu können, wurde die Abweichung der ermittelten Spotposition von einer die Daten approximierenden Geraden bestimmt. Abbildung 49 zeigt im oberen Diagramm diese berechnete Differenz. Deutlich ist dabei eine systematische Abweichung der ermittelten Werte zu erkennen. Diese Abweichung liegt im Bereich der vom Hersteller des Hexapoden angegebenen Genauigkeit und ist durch den Spindelhub der für die Bewegung des Hexapoden verwendeten Linearmotoren zu erklären. Die Differenz zwischen der ermittelten Spot-Position und der approximierten und um den Spindelhub korrigierten Soll-Position zeigt den Fehler der Positionserkennung (siehe unteres Diagramm in Abbildung 49).

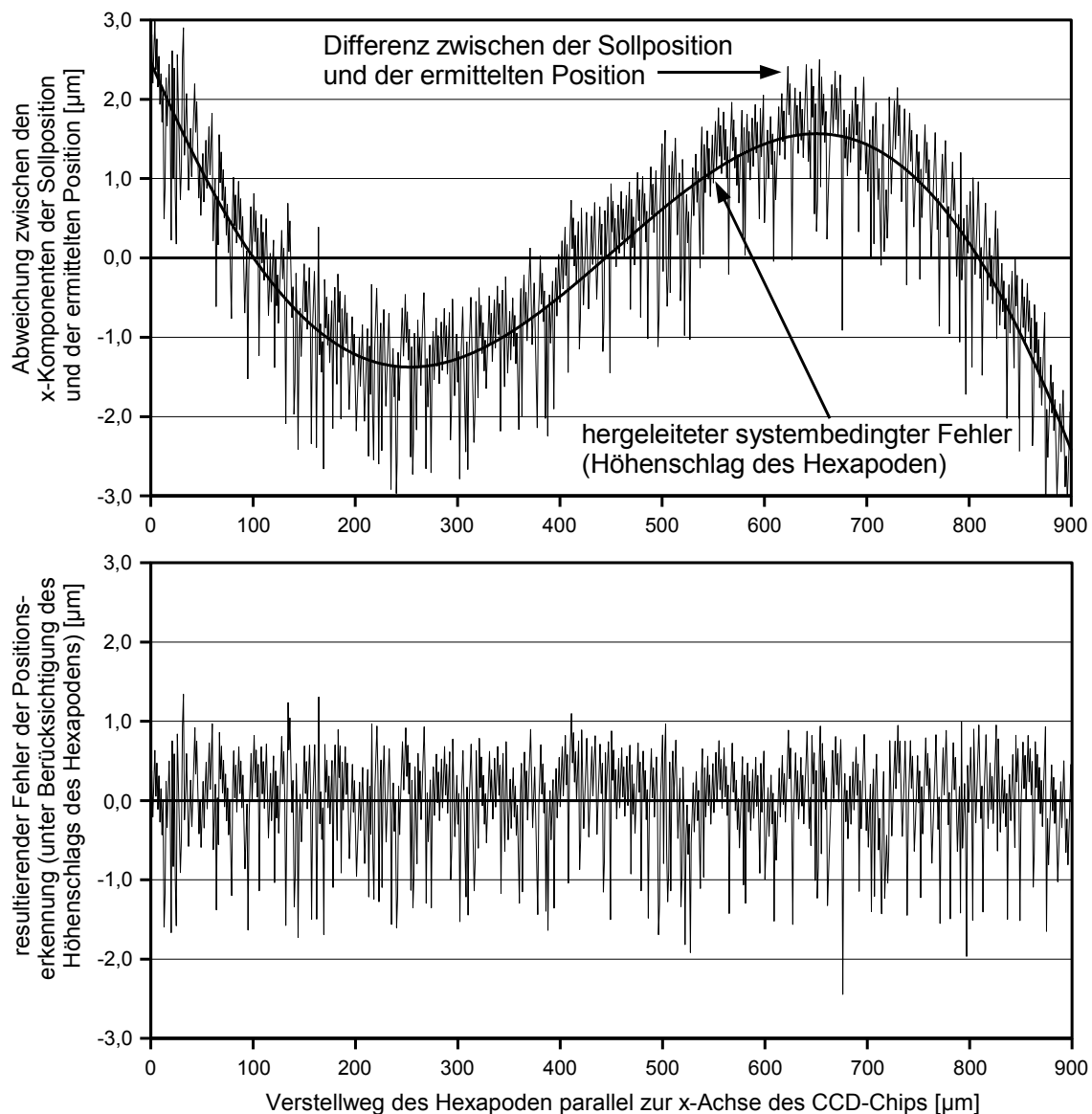


Abbildung 49: Oben: Bestimmung der Differenz zwischen Soll- und Ist-Position des Spots auf einem CCD-Chip (Kamera 1). Deutlich zu erkennen ist der Hub („Höhenschlag“) der Spindelmotoren, die zum Antrieb des Hexapoden verwendet werden. Unten: Bestimmung des Fehlers der Positionserkennung unter Berücksichtigung des Hubs der Spindelmotoren.

Bei der Untersuchung der Verteilung der Messpunkte in der zur Messrichtung senkrechten CCD-Koordinate zeigte sich eine deutliche Abhängigkeit der Messergebnisse von der Position des Spots auf dem Chip. Abbildung 50 zeigt den Einfluss der Linsengeometrie auf die Ermittlung der Spotpositionen anhand von drei Kalibrierfahrten in globaler z-Richtung. Diese Richtung entspricht der lokalen y-Achse des CCD-Chips der Kamera 1. Die drei Kalibrierfahrten wurden in

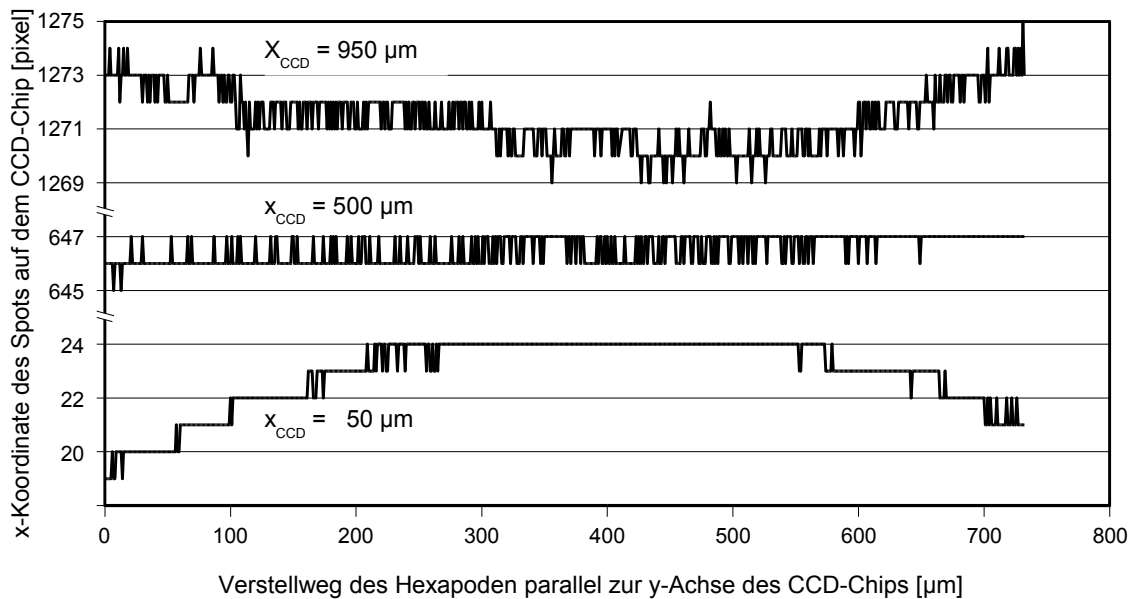


Abbildung 50: Auswertung der Bewegung des Spots während der Kalibrierfahrt senkrecht zur Bewegungsrichtung in verschiedenen Bereichen des CCD-Chips. Die untere Kurve stellt die Abweichungen im linken Chip-Bereich dar, die mittlere Kurve die Abweichungen in der Mitte des Chips und die obere Kurve die Abweichungen im rechten Chip-Bereich. Die durch die Linsen-geometrie bedingten Abweichungen konnten bei allen Kameras beobachtet werden.

unterschiedlichen Bereichen des Chips durchgeführt, sowohl in den äußeren wie auch im zentralen Chipbereich. Die geringe Schwankung der ermittelten Position des Pinholes von  $\pm 1$  Pixel im zentralen Chipbereich zeigt, dass die Koordinatensysteme von Hexapod und CCD-Chip sehr gut aufeinander ausgerichtet sind. Jedoch sind diese Abweichungen insgesamt zu groß, so dass eine lineare Umrechnung von Pixel-Koordinaten in metrische Koordinaten nicht ausreichend für eine präzise Bestimmung der Spotpositionen ist. Daher wird für diese Bestimmung die oben beschriebene Umrechnungsfunktion verwendet, die auf einem Gitter von  $20 \times 20$  Messpunkten auf jedem Chip basiert (siehe Gleichung 34).

## 11.2 Experimentelle Verschleißuntersuchungen

In den folgenden Abschnitten werden die Ergebnisse der mechanischen Verschleißsimulation dargestellt, soweit sie zur Verifizierung und Validierung der nachfolgenden numerischen Modellbildung verwendet werden. Die in diesen Si-

mulationen ermittelten Kräfte beim Fügen und Trennen, der Verlauf dieser Kräfte über die gesamte Simulation sowie die dabei zu beobachtenden Oberflächenveränderungen werden vorgestellt. Der Schwerpunkt liegt dabei auf der Darstellung eines für die jeweilige Legierung typischen Verschleißverhaltens. Eine Einzelfallbetrachtung wird nur in Ausnahmen durchgeführt. Eine detaillierte Untersuchung der bei den mechanischen Verschleißsimulationen gewonnenen Erkenntnisse ist in der Dissertation von Hagner [37] zu finden, die genauso wie die vorliegende Arbeit innerhalb des BONFOR-Projektes „Korrosion und Verschleiß von Halteelementen für die zahnärztliche Prothetik“ entstanden ist.

Bei der mechanischen Verschleißsimulation an den aus zehn verschiedenen Legierungen hergestellten Teleskopkronen hat sich gezeigt, dass die Verschleißneigung durchaus von der verwendeten Legierung abhängt. Tabelle 11 liefert eine Übersicht über die Erfolgsraten der Verschleißsimulationen in Abhängigkeit von den Legierungen. Das Abschneiden der einzelnen Legierungen wird in den folgenden Abschnitten noch weiter ausgeführt. Insgesamt wurden 98 Teleskope im oben vorgestellten Aufbau einer mechanischen Verschleißsimulation unterzogen. Bei 80 Teleskopen (entsprechend 82 %) konnte die ange-

<b>Hersteller</b>	<b>Legierung</b>	<b>Anzahl Teleskope</b>	<b>Erfolgsrate</b>	<b>Mittlere Anzahl der Verschleißzyklen</b>
Cendres & Métaux	<i>Neocast 3</i>	10	100 %	10.000
	<i>Esteticor Avenir</i>	9	22 %	2.818
Degudent	<i>Degudent H</i>	10	80 %	8.154
	<i>Degunorm</i>	10	70 %	8.752
	<i>Degudent LTG</i>	10	80 %	9.940
Jelenko	<i>Allround 55 LF</i>	10	100 %	10.000
	<i>Benchmark III</i>	10	100 %	10.000
Metalor	<i>Pontor MPF</i>	10	100 %	10.000
Wieland	<i>BioPortadur</i>	10	100 %	10.000
	<i>AGC Spezial</i>	9	56 %	6.133
Insgesamt:		98	82 %	8.664

Tabelle 11: Übersicht über die durchgeführten mechanischen Verschleißsimulationen in Abhängigkeit von den Legierungen. Die Erfolgsrate gibt an, bei welchem Anteil der Teleskope die angestrebte Zahl von 10.000 Zyklen erreicht wurde.

strebte Zahl von 10.000 Verschleißzyklen erreicht werden. Darin enthalten sind 5 Teleskope, bei denen manuell eingegriffen werden musste, nachdem sich die Teleskope nicht mehr automatisch durch den Verschleißsimulator trennen ließen. Als Kriterium für einen Neustart diente ein Kraftgrenzwert von 100 N. Bei den restlichen 18 Teleskopen (entsprechend 18 %) musste die Simulation abgebrochen werden, nachdem der Verschleißsimulator den Füge-/Trennvorgang bei dem vorgegebenen Kraftlimit nicht mehr beenden konnte. Bei drei dieser Teleskope konnte die Simulation nach einem manuellen Eingreifen zunächst fortgesetzt werden, musste dann aber dennoch abgebrochen werden.

### *11.2.1 Schmierung des Tribosystems*

Während der mechanischen Verschleißsimulation wurde auf eine ausreichende Schmierung des tribologischen Systems geachtet. Da sich bei vorausgehenden Untersuchungen zum Verschleiß von Kugelankersystemen [3] Kochsalzlösung (NaCl 0,9 % Spüllösung, DeltaSelect GmbH) als geeignetes Schmiermittel erwiesen hatte, wurde diese auch für die ersten Verschleißsimulationen verwendet. Hierbei ergaben sich aber starke Verschleißspuren an den Teleskopen, die deutlich auf eine mangelhafte Schmierung zurückzuführen waren. Daher wurde im Folgenden ein Gemisch aus zwei Teilen Kunstspeichel (Glandosane®, Cell Pharm GmbH) mit einem Teil destilliertem Wasser als Schmiermittel verwendet.

### *11.2.2 Kräfte während eines Füge-/Trennzyklus*

Bei der Untersuchung des Verschleißverhaltens der Teleskope war der Einfluss der Verschleißprozesse auf die zum Fügen und Trennen der Teleskope notwendigen Kräfte von Interesse. Der Vergleich der zu verschiedenen Zeitpunkten ermittelten Kräfte erlaubt Aussagen darüber, wie sich diese Kräfte durch den Verschleiß verändern. Dazu wurden während der Verschleißsimulation in ausgewählten Zyklen der gefahrene Weg sowie die beim Füge-/Trennvorgang parallel zur Füge-/Trennrichtung auftretenden Kräfte aufgezeichnet. Die Orientierung

der Kraftaufnahme war so ausgelegt, dass der Druck beim Fügen des Teleskops mit Kraftwerten kleiner als Null erfasst wurde, der Zug beim Trennen des Teleskops entsprach Kräften größer als Null. Innerhalb der ersten 2.000 Verschleißzyklen erfolgte die Erfassung der Füge-/Trennkräfte in jedem zehnten Zyklus. Danach wurde jeder fünfundzwanzigste Zyklus aufgezeichnet. Im Folgenden wird dieser Zeitraum von 10 beziehungsweise 25 Verschleißzyklen zwischen zwei aufgezeichneten Messzyklen als Erfassungsintervall bezeichnet. Ein Zyklus, in dem eine Datenerfassung durchgeführt wird, wird als Erfassungszyklus bezeichnet.

Durch den Vergleich benachbarter Erfassungszyklen kann man das Verhalten beim Fügen und Trennen beurteilen; da viele Verschleißprozesse nur langsam ablaufen, handelt es sich hier eher um systembedingte Schwankungen. Durch den Vergleich der auftretenden Kräfte in weit auseinander liegenden Erfassungszyklen kann man dagegen eher den Einfluss der zwischen den beiden Zeitpunkten auftretenden Verschleißprozesse erkennen. Für ein ausgewähltes Teleskop zeigt Abbildung 51 den Kraftverlauf in den ersten vier Erfassungszyklen (oberes Diagramm) sowie in den Zyklen 1, 1.000, 2.000 und 3.000 (unteres Diagramm). In den Diagrammen wurden die Kräfte beim Fügen nur bis zu einem Wert von -10 N dargestellt, da die Erkennung des Endes des Fügevorganges kraftgesteuert erfolgte und es daher zu hohen Kraftwerten zum Ende des Fügevorganges kam. Deutlich zu erkennen ist, dass innerhalb der ersten Zyklen nur relativ geringe Schwankungen auftreten, während sich bei den weit auseinander liegenden Erfassungszyklen der Verlauf der Kräfte deutlich voneinander unterscheidet.

Um eine Beschädigung der Probe oder des Verschleißsimulators zu verhindern, wurde der Fügevorgang beim Überschreiten eines vorgegebenen Grenzwertes beendet. Daher zeigen die meisten Kraft/Wegdiagramme eine deutliche Kraftspitze zum Abschluss des Fügevorganges. Der Trennvorgang zeigt dagegen keine solche Kraftspitzen. Für die Auswertung des Füge-/Trennkraftverlaufes wurde daher nur der Trennvorgang ausgewertet. Um den Trennvorgang zu charakterisieren, wurde für jeden Trennzyklus die größte Kraft ermit-



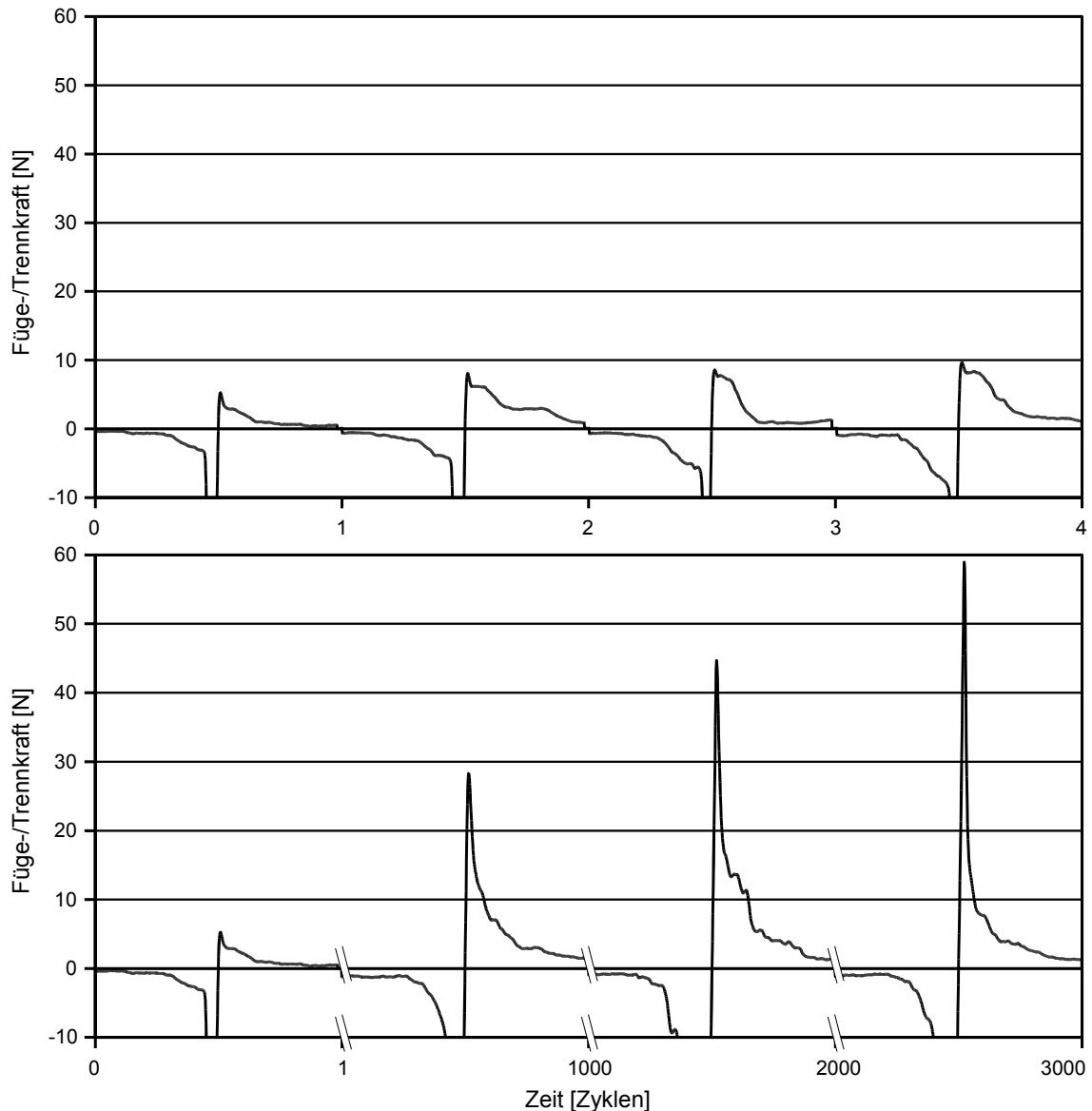


Abbildung 51: Exemplarische Darstellung der während der Verschleißsimulation ermittelten Kräfte für ein ausgewähltes Teleskop (Probe 367, Degudent LTG). Wegen der verfahrensbedingten Kraftspitzen beim Fügevorgang wurden die Fügekräfte nur bis zu einem Wert von -10 N dargestellt. Das obere Diagramm zeigt die Kräfte der ersten vier Erfassungszyklen (Zyklus 1, 10, 20 und 30). Das untere Diagramm zeigt die Kräfte während der Zyklen 1, 1.000, 2.000 und 3.000.

telt, die innerhalb der ersten 0,3 mm nach dem Umkehrpunkt gemessen wurde (siehe Abbildung 52). Diese zum initialen Trennen benötigte Kraft wird im Folgenden als maximale Trennkraft bezeichnet. Das Intervall von 0,3 mm wurde gewählt, da sich bei der Betrachtung der ersten Kraft/Wegdiagramme gezeigt hat, dass sich der initiale Trennvorgang innerhalb dieses Intervalls abspielt.

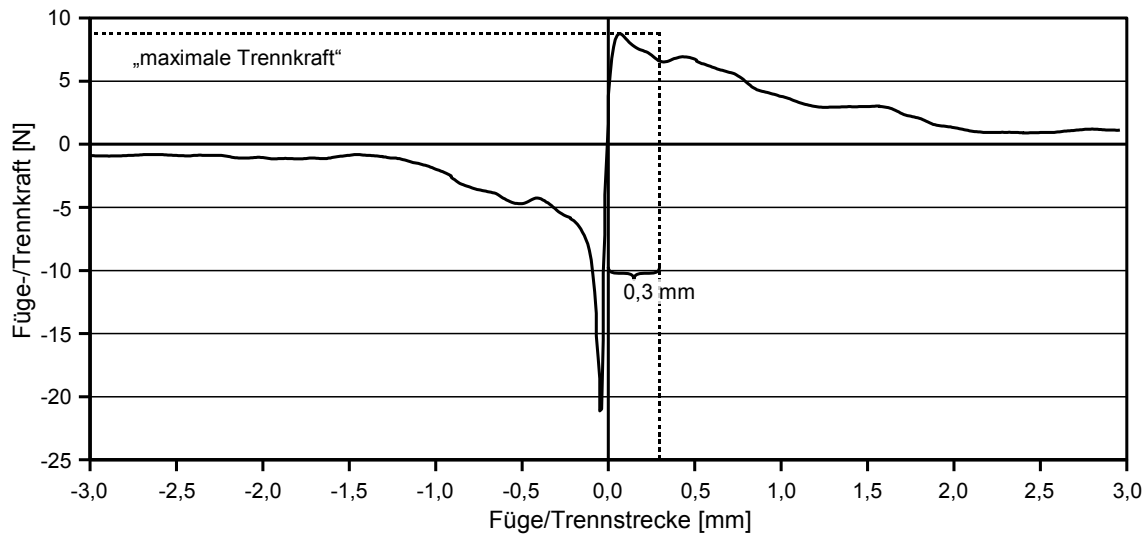


Abbildung 52: Darstellung des Kraftverlaufes während eines Füge-/Trennzyklus. Für den Vergleich der Kräfte in verschiedenen Zyklen wird auf den höchsten Kraftwert innerhalb einer Wegstrecke von 0,3 mm nach Beginn des Trennvorganges zurückgegriffen. Dieser Wert wird im folgenden als „maximale Trennkraft“ bezeichnet.

### 11.2.3 Veränderung der Füge- und Trennkräfte während der Verschleißsimulation

Bei der Fertigung der Teleskope und der Vorbereitung dieser Proben für die mechanische Verschleißsimulation ist darauf geachtet worden, dass die initial zum Trennen der Teleskope benötigte Kraft um 5 N lag. Bei den untersuchten Teleskopen lag die maximale Trennkraft im ersten Füge-/Trennzyklus im Mittel bei 4,8 N (Standardabweichung: 2,1 N). Minimal wurde eine initiale Trennkraft von 1,3 N benötigt, maximal eine initiale Trennkraft von 10,4 N. Die Entwicklungen der Füge-/Trennkräfte eines Teleskopes während der Simulation unterschieden sich zwischen den verschiedenen Legierungen. Bei einigen Legierungen war das Verhalten mehr oder weniger homogen, alle Teleskope einer Legierung zeigten ein vergleichbares Verhalten. Dies war zum Beispiel bei *Pontor MPF* oder *Allround 55 LF* der Fall, aber auch bei *Esteticor Avenir*, bei der nur zwei von neun Teleskopen die angestrebten 10.000 Verschleißzyklen erreichten. Bei anderen Legierungen wie zum Beispiel *AGC Spezial* unterschied sich der Verlauf der Füge-/Trennkräfte verschiedener Teleskope zum Teil sehr stark. Der Verlauf dieser Kräfte soll nun nach Herstellern gruppiert für alle Legierungen charakterisiert werden.

## Cendres & Métaux – Neocast 3 und *Esteticor Avenir*

Die Legierung *Neocast 3* der Firma Cendres & Métaux zeigte ein relativ einheitliches Verhalten. Alle zehn untersuchten Teleskope erreichten ohne ein manuelles Eingreifen die angestrebten 10.000 Zyklen. Bei sechs Teleskopen lag die maximale Trennkraft während der gesamten Simulation um 5 N. Abbildung 53 zeigt im oberen Diagramm einen solchen Kraftverlauf anhand des Teleskopes mit der Nummer 205. Zwei weitere Teleskope zeigten eine gleichmäßige Kraft um 10 N beziehungsweise 13 N über die gesamte Simulation, wobei der Verlauf dieser Kraft vergleichbar mit dem der vorgestellten Probe Nummer 205 war. Nur zwei Teleskope zeigten während der Simulation eine deutliche Veränderung der maximalen Trennkraft. Auch sie sind in Abbildung 53 oben dargestellt. Das Teleskop 202 hielt während der ersten 3.000 Zyklen eine Trennkraft von etwa 5 N und stieg danach auf höhere Werte von 8 bis 10 N. Die Analyse der Fügestrecke zeigte, dass alle Teleskope zu jeder Zeit voll gefügt wurden.

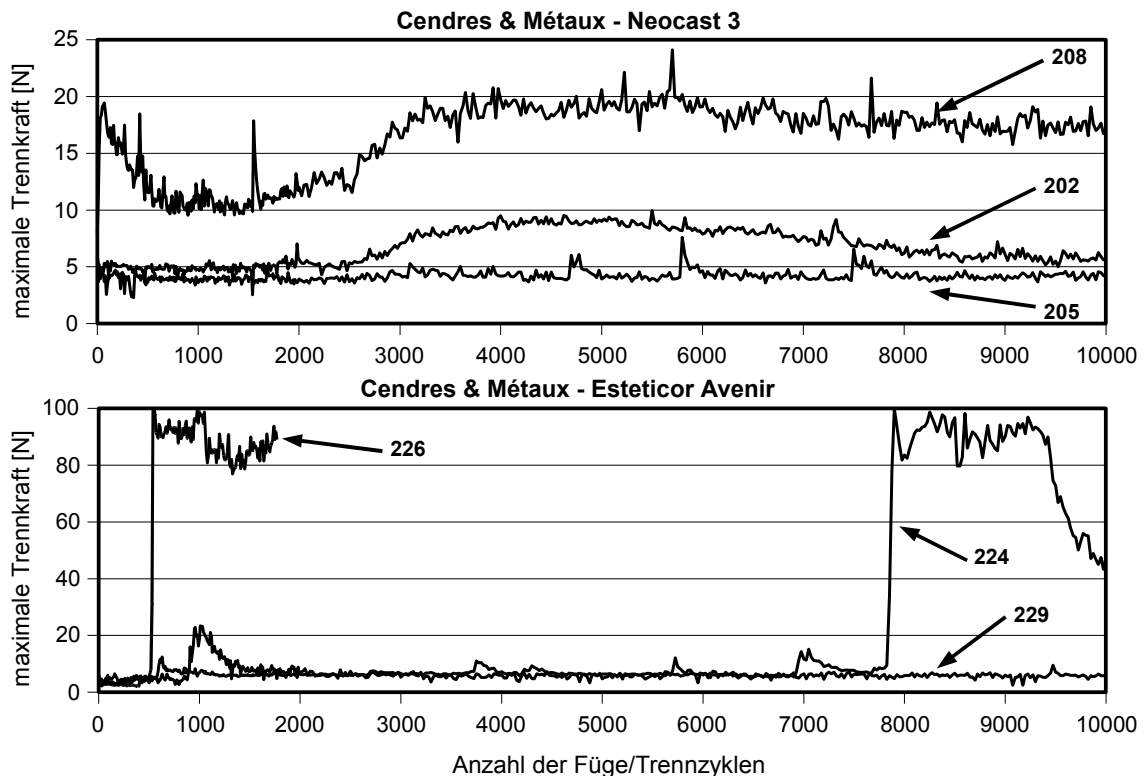


Abbildung 53: Darstellung der typischen Trennkraftentwicklung bei der Legierung *Neocast 3* (oben) und *Esteticor Avenir* (unten) der Firma Cendres & Métaux.

Die Teleskope der Legierung *Esteticor Avenir* zeigten ein konstant schlechtes Verschleißverhalten. Von neun untersuchten Teleskopen musste bei fünf Proben die Simulation nach weniger als 500 Zyklen abgebrochen werden, davon in zwei Fällen sogar schon nach 40 Zyklen. Zwei weitere Teleskope erreichten nur 1.770 beziehungsweise 2.675 Zyklen. Nur zwei Teleskope erreichten die angestrebten 10.000 Zyklen. Bei acht Teleskopen stieg die Trennkraft sprunghaft auf über 90 N an (vergleiche Abbildung 53 unten, Probe 226); bei sieben Teleskopen konnte der Füge-/Trennvorgang danach zunächst noch weitergeführt werden. Nur bei einer Probe konnte die Verschleißsimulation trotz dieser hohen Trennkraft erfolgreich abgeschlossen werden (Abbildung 53 unten, Probe 224), bei den anderen musste die Verschleißsimulation abgebrochen werden. In allen Fällen erfolgte der sprunghafte Anstieg innerhalb eines Erfassungsintervalls. Als einziges Teleskop dieser Reihe zeigte Probe 229 keinen sprunghaften Anstieg (vergleiche Abbildung 53 unten). Damit war bei allen Teleskopen das folgende charakteristische Verhalten zu erkennen: Zu Beginn der Simulation wurde eine relativ geringe Kraft zum Trennen benötigt, die (zumindest bis zum sprunghaften Anstieg) nahezu konstant blieb. Zu einem späteren, nicht vorher-sagbaren Zeitpunkt kam es dann zu einem starken Anstieg der Trennkräfte, der meist zum Versagen der Teleskope führte.

### ***Degudent – Degudent H, Degunorm und Degudent LTG***

Bei acht von zehn untersuchten, aus *Degudent H* hergestellten, Teleskopen konnte die angestrebte Zahl von 10.000 Verschleißzyklen erreicht werden. Ein einzelnes Teleskop zeigte mit einer über die gesamte Simulation hinweg fast konstanten Kraft von 2 N ein für diese Legierung sehr untypisches Verhalten (siehe Abbildung 54 oben, Probe 248) und soll daher von den folgenden Betrachtungen ausgeschlossen werden. Alle anderen Teleskope, auch die beiden abgebrochenen Simulationen, zeigten eine Entwicklung der Trennkraft, die wie folgt beschrieben werden kann: Zuerst erfolgte zwischen zwei Erfassungszyklen ein Anstieg der Trennkraft auf 80 bis 100 N. Bei sieben Teleskopen erfolgte dieser Anstieg innerhalb der ersten 150 Zyklen, bei den anderen beiden war dieser Anstieg nach weniger als 400 Zyklen zu beobachten. Diese Kraft blieb

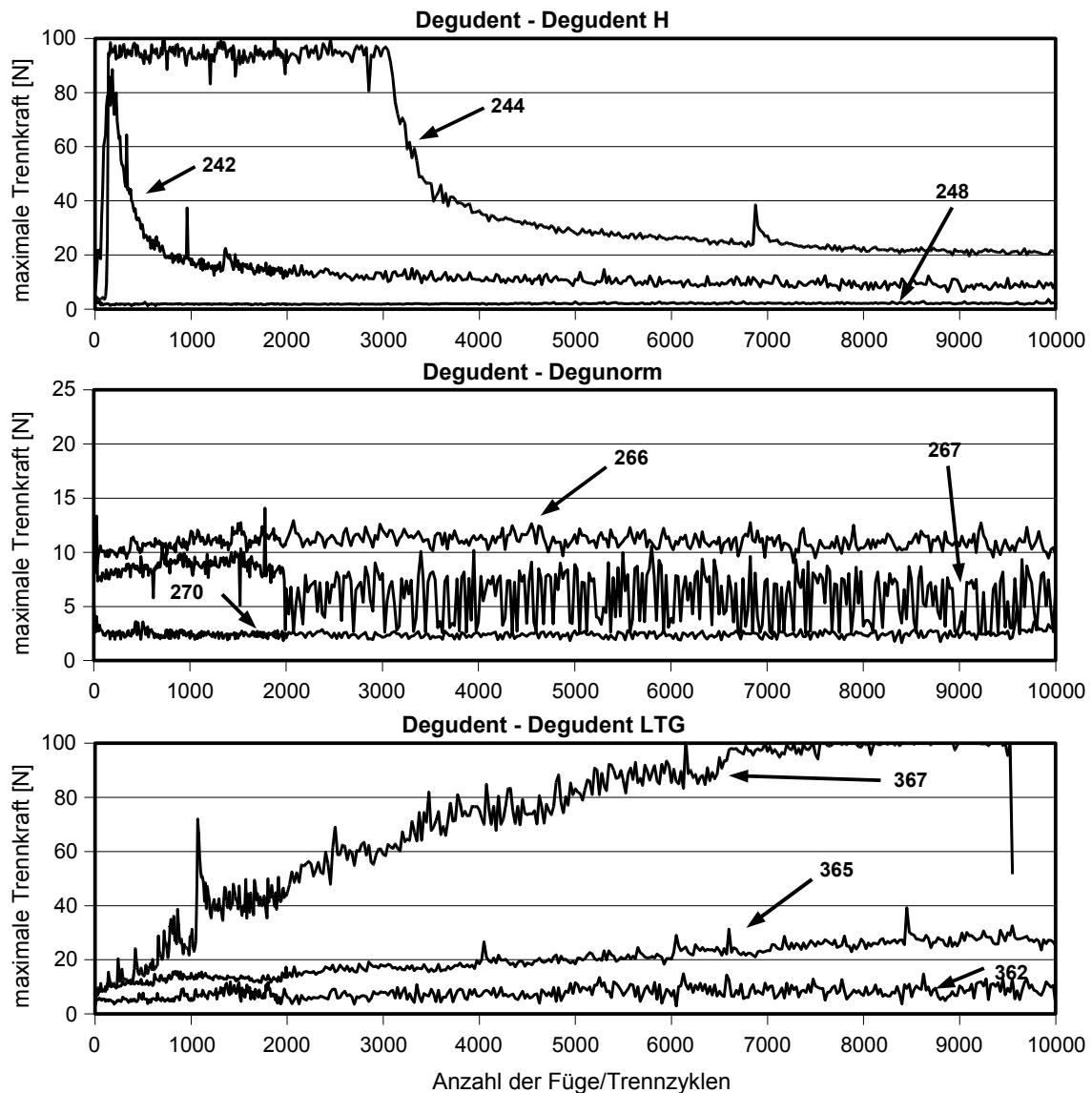


Abbildung 54: Darstellung der typischen Trennkraftentwicklung bei den Legierungen *Degudent H* (oben), *Degunorm* (in der Mitte) und *Degudent LTG* (unten) der Firma Degudent.

dann über eine Reihe von Verschleißzyklen in diesem Bereich von 80 bis 100 N. Da diese Kräfte nahe bei der vorgegebenen Belastungsgrenze des Verschleißsimulators lagen, musste bei zwei Teleskopen manuell eingegriffen werden, damit die angestrebte Belastungsdauer erreicht werden konnte. Bei zwei weiteren Teleskopen musste die Simulation in dieser Phase abgebrochen werden. Bei den verbleibenden sieben Teleskopen begann zu einem späteren, nicht einheitlichen Zeitpunkt ein zuerst steiler und sich dann abflachender Abfall der für das Trennen benötigten Kraft. Dieses Verhalten ist anhand der Graphen

für die Proben 242 und 244 in Abbildung 54 dargestellt. Bei der Betrachtung der Fügestrecke wird deutlich, dass die Teleskope in der Phase der maximalen Belastung zum Teil nicht vollständig gefügt werden konnten.

Drei von zehn aus *Degunorm* hergestellten Teleskope erreichten nicht die volle Zahl von Verschleißzyklen. Bei einem Teleskop musste die Simulation bereits nach weniger als 800 Zyklen abgebrochen werden, die anderen beiden Teleskope brachen mit 7.900 beziehungsweise 8.850 erreichten Zyklen relativ spät ab. In allen Simulationen zeigten die Teleskope einen nahezu konstanten Verlauf der Trennkräfte. Abbildung 54 zeigt im mittleren Diagramm den Kraftverlauf der Probe 266, bei der die maximale Trennkraft im Mittel etwa 11 N betrug und damit die höchsten Werte bei dieser Legierung zeigte, sowie der Probe 270, die mit einer mittleren maximalen Trennkraft von etwa 2,5 N das kleinste Kraftniveau zeigte. Zwei Teleskope zeigten nach etwa 2.000 Zyklen deutliche Schwankungen der Trennkräfte in aufeinander folgenden Zyklen. Dieses Verhalten ist anhand des Trennkraftverlaufes für Probe 267 in Abbildung 54 dargestellt. Dennoch blieben auch hier die Kräfte unter 10 N. Bei den drei Teleskopen, bei denen die Simulation vorzeitig abgebrochen werden musste, war kein Anstieg der Kräfte vor diesem Abbruch zu erkennen. Während der gesamten Simulation wurden alle Teleskope vollständig gefügt.

Von den zehn aus *Degudent LTG* hergestellten Teleskopen erreichten acht die Grenze von 10.000 Zyklen, zwei Teleskope versagten nach 9.550 beziehungsweise 9.850 Zyklen. Deutlich zu erkennen war bei allen Teleskopen eine lineare Entwicklung der Trennkraft über die gesamten Verschleißsimulationen, die sich im Wesentlichen nur in ihrer Steigung unterschieden. So zeigten drei Teleskope über die gesamte Verschleißsimulation hinweg eine beinahe konstante Kraft von etwa 5 bis 10 N (vergleiche Abbildung 54 unten, Probe 362). Bei einem Teleskop stieg die Trennkraft innerhalb von 7.000 Zyklen auf fast 100 N an und blieb dann bis zum Abbruch nach 9.550 Zyklen auf diesem hohen Wert (Abbildung 54 unten, Probe 367). Die restlichen Teleskope stiegen im Verlauf der Simulation kontinuierlich auf etwa 30 bis 50 N an (Abbildung 54 unten, Probe 365). Deutlich fiel auf, dass das Teleskop mit dem größten Kraftanstieg bereits

zu Beginn der Simulation mit über 5 N die größte initiale Trennkraft aufwies, während zwei der drei nahezu konstanten Teleskope mit 1,8 N beziehungsweise 2,4 N zu den Teleskopen mit den geringsten initialen Trennkraften gehörten.

### Jelenko – Allround 55 LF und Benchmark III

Die zehn aus der Legierung Allround 55 LF gefertigten Teleskope konnten alle ohne Probleme die geforderten 10.000 Verschleißzyklen absolvieren. Dabei zeigten alle Teleskope über die gesamte Versuchsdauer eine gleich bleibende mittlere Trennkraft. Dabei fiel auf, dass die Schwankungen der Trennkraft zwischen benachbarten Zyklen um so größer waren, je größer die mittlere Trennkraft war. Dies ist an den in Abbildung 55 dargestellten Graphen deutlich zu erkennen. Dieses Diagramm zeigt den Trennkraftverlauf für die Probe 281, die in dieser Reihe mit etwa 4 N im Mittel die geringste maximale Trennkraft, sowie die Probe 286, die mit einer mittleren maximalen Trennkraft von 17 N die höchsten Werte aufwies. Die Probe 282 zeigte im Mittel eine maximale Trenn-

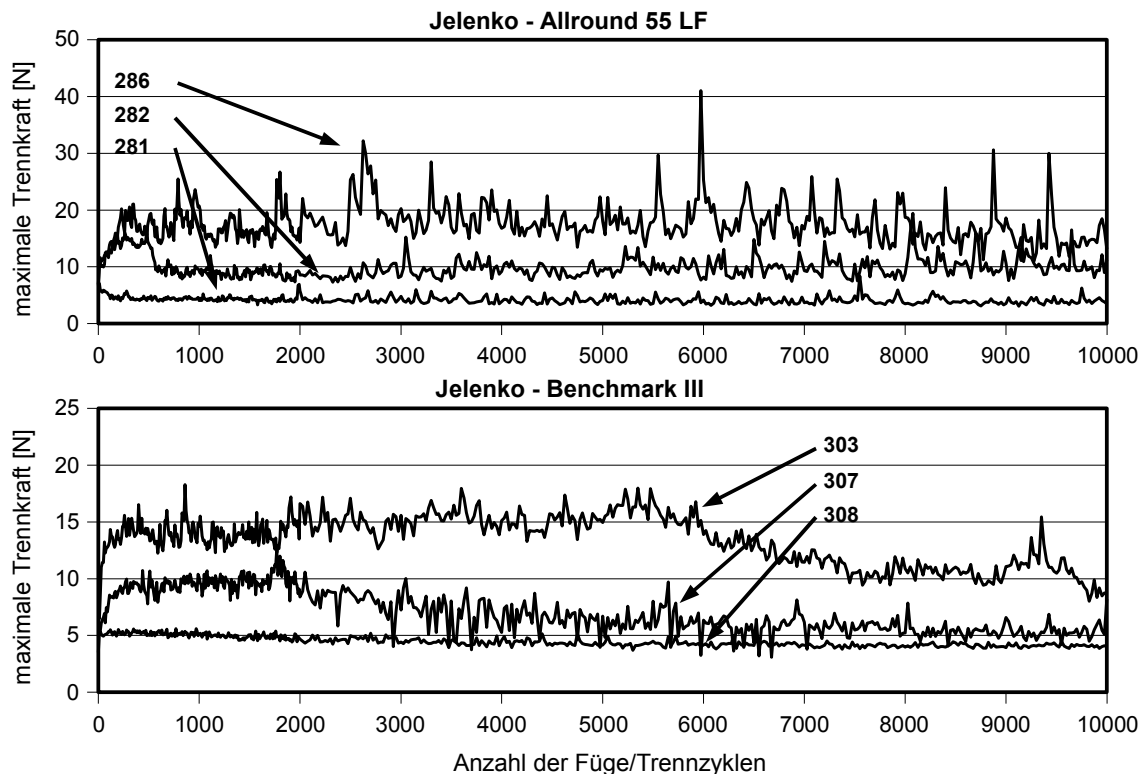


Abbildung 55: Darstellung der typischen Trennkraftentwicklung bei den Legierungen Allround 55 LF (oben) und Benchmark III (unten) der Firma Jelenko.

kraft von 10 N. Es war kein Zusammenhang zwischen der initialen Trennkraft und der mittleren Trennkraft zu erkennen.

Die aus der Legierung *Benchmark III* hergestellten Teleskope erreichten alle die angestrebten 10.000 Zyklen. Bei vier Teleskopen zeigte sich über die gesamte Simulation hinweg eine gleichbleibende maximale Trennkraft, die identisch bei etwa 4,5 N lag. Auch lagen bei jedem dieser vier Graphen mehr als die Hälfte aller Messwerte für die maximale Trennkraft in dem Intervall von 4 bis 5 N. Als Beispiel für dieses Verhalten ist der Trennkraftverlauf der Probe 308 in Abbildung 55 (unten) dargestellt. Die anderen sechs Teleskope zeigten zwar auch über die gesamte Verschleißsimulation kontinuierlich eine relativ geringe maximale Trennkraft, die in allen Fällen deutlich unter 20 N lag, diese schwankte teilweise jedoch innerhalb weniger Zyklen um 4 N und mehr. Die Graphen der Proben 303 und 307 sind in Abbildung 55 (unten) als Beispiel für dieses Verhalten dargestellt.

### **Metalor – Pontor MPF**

Alle zehn aus der Legierung *Pontor MPF* der Firma Metalor hergestellten Teleskope wurden erfolgreich über 10.000 Zyklen verschlissen. Bei der Betrachtung des Verlaufs der maximalen Trennkraft ließen sich die Teleskope in zwei Gruppen aufteilen. Zwei Teleskope zeigten in den ersten 6.000 Zyklen einen näherungsweise linearen Anstieg von 10 N auf 30 N. Für weitere 1.000 Zyklen blieb die Trennkraft in dieser Höhe, um dann wieder leicht zu sinken (vergleiche Abbildung 56, Probe 388). Die restlichen acht Teleskope zeigten nach einem initialen Einschleifen in den ersten 200 Verschleißzyklen einen gleichbleibenden Verlauf beziehungsweise einen leicht abfallenden Verlauf der ermittelten Kräfte. Zwei dieser Teleskope zeigten dabei Kräfte zwischen 10 N und 20 N (siehe Abbildung 56, Probe 389), bei drei Teleskopen bewegten sich die Trennkräfte zwischen 5 und 10 N (Abbildung 56, Probe 385). Bei drei Teleskopen zeigte sich eine konstant geringe Trennkraft um 4 N mit nur geringen Schwankungen, wie sie auch schon bei Teleskopen der Legierung *Benchmark III* der Firma Jelenko zu beobachten waren (siehe auch Probe 308 in Abbildung 55 unten).



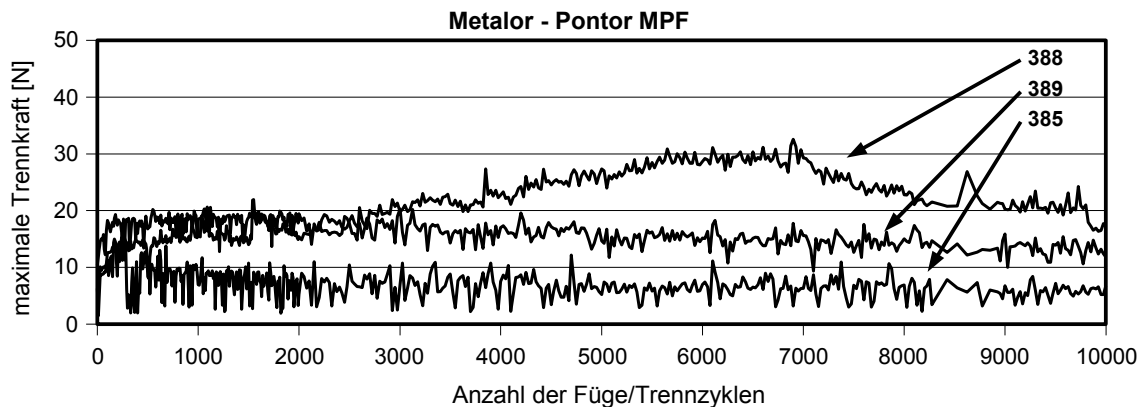


Abbildung 56: Darstellung der typischen Trennkraftentwicklung bei der Legierung *Pontor MPF* der Firma Metalor.

### **Wieland – *BioPortadur* und *AGC Spezial***

Die zehn Teleskope der Legierung *BioPortadur* zeigten durchgehend eine sehr geringe Trennkraft. Sechs Teleskope hielten die initiale Trennkraft von 3 bis 6 N nahezu konstant. Während der gesamten Verschleißsimulation konnten bei diesen Teleskopen nur Abweichungen von teilweise deutlich unter 1 N beobachtet werden (vergleiche Abbildung 57 oben, Probe 326). Ein weiteres Teleskop, das mit über 8 N die höchste initiale Trennkraft aufwies, fiel innerhalb der ersten 500 Zyklen deutlich von diesem Wert auf etwa 4 N ab, und ab dem Zyklus 2.000 lag die Trennkraft kontinuierlich zwischen 1 und 2 N, wobei ebenfalls nur eine geringe Streuung zu beobachten war (Abbildung 57 oben, Probe 329). Die restlichen drei Teleskope zeigten innerhalb der ersten 2.000 Zyklen ein ähnliches Verhalten wie die oben beschriebenen Kurven und blieben danach auch im Mittel bei einer sehr geringen Trennkraft von unter 10 N, aber der Verlauf der Kurven war deutlich unregelmäßiger. Alle drei Kurven zeigten nach den ersten 2.000 Zyklen mehrmals einen kurzzeitigen (weniger als 100 Zyklen) deutlichen Anstieg der Trennkraft auf über 10 N, der danach innerhalb von etwa 500 bis 1.000 Zyklen auf ein geringeres Niveau abfiel. Bei dem Teleskop 322 stieg die Trennkraft nach 2.900 Zyklen von einem Plateau von etwa 3 N kurzfristig bis auf 100 N an und fiel danach auf etwa 6 N ab. Es folgte bei etwa 6.000 Zyklen ein weiterer sprunghafter Anstieg auf 10 N mit einem anschließenden Abfall auf 5 N. Ein ähnlicher Sprung konnte nach Zyklus 9400 beob-

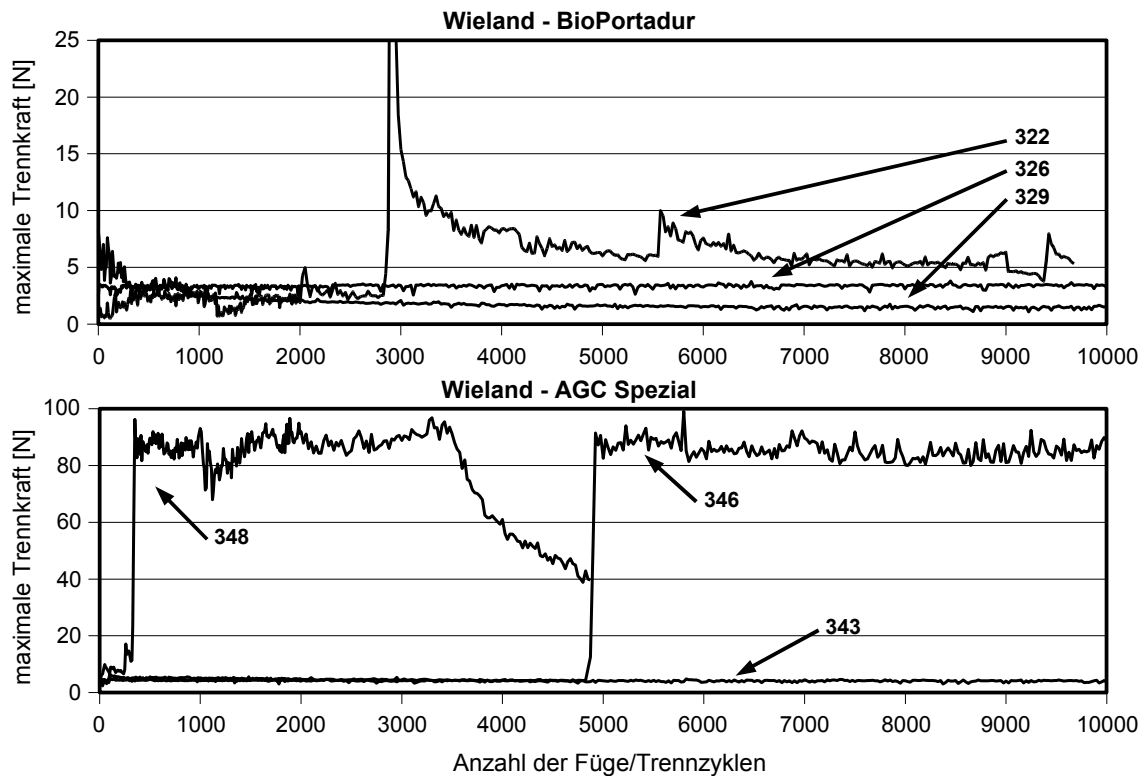


Abbildung 57: Darstellung der typischen Trennkraftentwicklung bei den Legierungen *BioPortadur* (oben) und *AGC Spezial* (unten) der Firma Wieland.

achtet werden. Nach Zyklus 9700 musste die Messung abgebrochen werden. Der Trennkraftverlauf dieses Teleskopes ist in Abbildung 57 (oben) dargestellt.

Neun Teleskope wurden untersucht, die aus der Legierung *AGC Spezial* der Firma Wieland gefertigt wurden. Davon erreichten fünf Teleskope die geforderten 10.000 Verschleißzyklen, ein Teleskop erreichte 4.900 Zyklen und ein weiteres 260 Zyklen. Bei zwei Teleskopen musste die Verschleißsimulation bereits nach 20 Zyklen eingestellt werden. Der Trennkraftverlauf war vergleichbar mit dem Verhalten, das bei den Legierungen *Degudent H* der Firma Degudent und *Esteticor Avenir* der Firma Cendres & Métaux beobachtet werden konnte: Drei Teleskope zeigten über die gesamte Verschleißsimulation hinweg eine etwa gleich bleibende Kraft, die zwischen 3 und 5 N schwankte (siehe Abbildung 57 unten, Probe 343). Dabei handelte es sich um zwei Teleskope, die mit jeweils 2 N die geringste initiale Trennkraft aufwiesen sowie ein Teleskop, das mit über 6 N die höchste initiale Trennkraft aufwies. Drei weitere Teleskope zeigten initi-

al ein ähnliches Verhalten, später fand allerdings ein sprunghafter Anstieg auf 80 bis 100 N statt. Dieser Anstieg vollzog sich innerhalb eines Erfassungsintervalls. Bei zwei dieser Teleskope fand dieser Anstieg nach 300 (siehe Abbildung 57 unten, Probe 348) beziehungsweise 600 Zyklen statt, bei dem dritten Teleskop fand dieser Sprung erst nach 4.900 Zyklen statt (siehe Abbildung 57 unten, Probe 346). Nachdem diese Teleskope über mehrere tausend Zyklen hinweg eine Trennkraft zwischen 80 und 100 N aufwiesen, begann bei zwei Teleskopen ein exponentieller Abfall bis auf etwa 40 N. Nur das Teleskop 346, das erst nach 4.900 Zyklen den sprunghaften Anstieg gezeigt hatte, blieb bis zum Abschluss der Simulation auf diesem hohen Kraftniveau. Die restlichen drei Teleskope zeigten bereits innerhalb der ersten 20 Zyklen einen steilen Kraftanstieg.

#### *11.2.4 Übersicht über auftretende Verschleißspuren*

Um die an den Finite-Elemente-Modellen nach der numerischen Verschleißsimulation auftretenden Oberflächenveränderungen zu beurteilen, soll hier eine Übersicht über die in den mechanischen Verschleißsimulationen beobachteten Verschleißspuren gegeben werden. Dabei soll ein besonderes Augenmerk darauf gelegt werden, inwieweit die Teleskopkronen einzelner Legierungen typische, für diese Legierung charakteristische Verschleißspuren aufweisen. Auch soll versucht werden, im Ansatz einen Zusammenhang zwischen einzelnen Verschleißspuren und den mechanischen Materialparametern zu zeigen. Die Analyse des Einflusses von Verschleißprozessen auf die Oberflächengeometrie soll hier allerdings nur exemplarisch durchgeführt werden, soweit sie für die nachfolgenden numerischen Simulationen benötigt werden.

Die Analyse der verschlissenen Oberflächen wurde in einem Rasterelektronenmikroskop (Philips XL 30, Eindhoven, Niederlande) durchgeführt. Dabei wurden nur die Oberflächen der Teleskop-Innenteile untersucht. Für eine Analyse der Verschleißflächen der Außenteile wäre es notwendig gewesen, diese zu zerschneiden. Um die Vergleichbarkeit der verschiedenen Aufnahmen zu gewährleisten, wurden diese mit festgelegten Vergrößerungen erstellt: 16x für eine

Übersichtsaufnahme des gesamten Teleskops, 32x zur Lokalisierung interessanter Regionen sowie 125x, 250x und 500x für Detailaufnahmen. In einzelnen Fällen wurden auch Detailaufnahmen mit einer Vergrößerung von 1000x durchgeführt. Soweit möglich, wird die Vorstellung der Verschleißspuren im Folgenden aus einer Übersicht (16x) und einer Detailaufnahme der relevanten lokalen Strukturen (250x) bestehen.

Die drei rein mechanisch bedingten Verschleißformen – adhäsiver und abrasiver Verschleiß sowie Oberflächenzerrüttung – konnten nach der mechanischen Verschleißsimulation auf den beteiligten Oberflächen beobachtet werden. Diese Verschleißformen sowie das Zusammenspiel der verschiedenen Verschleißmechanismen sollen im Folgenden an einigen ausgewählten REM-Bildern dargestellt werden. Der kombiniert chemisch und mechanisch bedingte Reaktionsschichtverschleiß konnte dagegen nicht beobachtet werden. Durch die Verwendung des Kunstspeichels als nicht-aggressives Schmiermittel entstanden auf den beteiligten Oberflächen während der Dauer der Verschleißsimulation von etwa 24 Stunden erwartungsgemäß keine nennenswerten Korrosionsspuren, die den Verschleiß in irgendeiner Weise hätten beeinflussen können.

Um das Ausmaß der Verschleißspuren besser beurteilen zu können, wurde nach einer Begutachtung der ersten verschlissenen Oberflächen zu Beginn der Verschleißsimulationen eine Bewertungsskala erarbeitet. Mit einer Zahl zwischen 0 und 5 wurde die Stärke jeder einzelnen Verschleißform beurteilt. Die Wertigkeit der einzelnen Noten für die Einteilung bei den verschiedenen Verschleißformen ist in Tabelle 12 dargestellt. Dabei ist zu beachten, dass die Wertigkeit nicht linear ist. Auch ist die Beurteilung nicht objektiv. Mit Hilfe dieser Notenskala konnte die Verteilung der unterschiedlichen Ausprägungen der Verschleißspuren insgesamt und abhängig von den verwendeten Legierungen ermittelt werden. Eine Gesamtverteilung der Stärke der verschiedenen Verschleißformen über alle Teleskope ist in Abbildung 58 dargestellt.

Im Detail konnten folgende Erkenntnisse über das Auftreten der verschiedenen Verschleißspuren gewonnen werden: Abrasionen als Folge von punktförmigen oder zumindest lokal begrenzten Kontakten zwischen den beteiligten Oberflä-

Note	Allgemeine Beschreibung	Adhäsion	Abrasion	Oberflächen-zerrüttung
0	Keine Verschleißspuren vorhanden			
1	Schwache Verschleißspuren	Einzelne kleine Auflagerungen, keine Furchen	Nur einzelne sehr kleine Kratzer	Nur kleine Bereiche, bei starker Vergrößerung
2	Leichte Verschleißspuren	Verschmierungen am Rand oder kleine Auflagerungen mit Furchen	Wenige kleine Kratzer	Ein mittlerer Bereich oder mehrere kleine Bereiche
3	Mittlere Verschleißspuren	Starke Verschmierungen am Rand oder einzelne Auflagerungen mit Furchen	Viele kleine oder einige große Kratzer	Zerrütteter Bereich breiter als 1mm
4	Starke Verschleißspuren	Mehrere kleine oder mittlere Auflagerungen mit Furchen	Viele große Kratzer	Zerrüttung über die gesamte Teleskophöhe oder -breite
5	Sehr starke Verschleißspuren	Mehrere große Auflagerungen und Furchen	Gesamte Oberfläche zerkratzt	Gesamte Oberfläche beschädigt

Tabelle 12: Übersicht über das zur Beurteilung der Verschleißausprägung verwendete Bewertungsschema.

chen konnten auf einem großen Teil der Teleskope nach der mechanischen Verschleißsimulation in unterschiedlich starker Ausprägung beobachtet werden. 82 % aller untersuchten Teleskope wiesen zumindest kleine Kratzer auf der

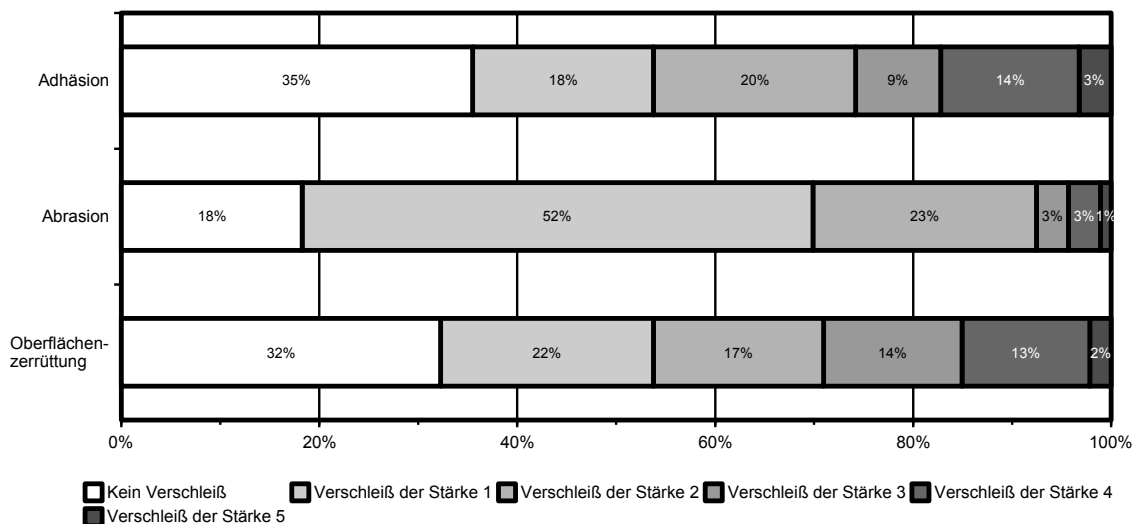


Abbildung 58: Verteilung der verschiedenen Ausprägungen bei den Verschleißformen. Zu den verschiedenen Stärken der Ausprägungen siehe Tabelle 12.

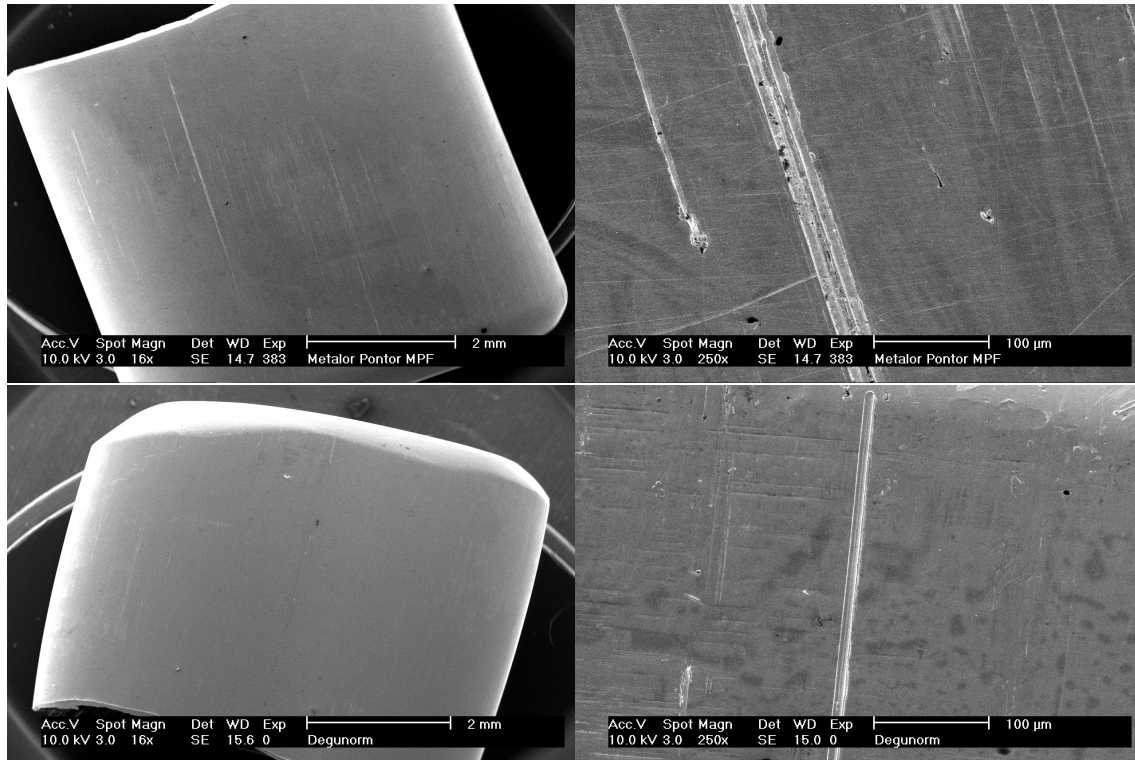


Abbildung 59: Beispiele für Abrasionsspuren auf den Oberflächen der Teleskope. In der Auswertung wurde die Stärke der Abrasion bei dem Teleskop in der oberen Reihe mit „4“ bewertet, bei dem Teleskop in der unteren Reihe wurde sie mit „1“ bewertet.

Oberfläche auf. Stark zerkratzt (Verschleißspuren der Stärke 3 und höher) waren jedoch nur 7 % der Teleskope. Die Spuren verliefen immer parallel zur Füge- richtung. Trat Abrasion als einzelne Verschleißform auf, handelte es sich dabei meistens um schmale Kratzer mit einer Breite von wenigen Mikrometern. Ihre Länge variierte zwischen einigen zehn Mikrometern und dem gesamten Fügeweg. Abbildung 59 zeigt als Beispiel zwei Teleskopoberflächen, die als einzige Verschleißform Abrasion aufwiesen.

Bei etwa 65 % aller Teleskope konnten Spuren von adhäsivem Verschleiß in unterschiedlicher Stärke festgestellt werden. Typischerweise traten gleichzeitig mit dem adhäsiven Verschleiß auch großflächige abrasive Defekte auf der verschlissenen Oberfläche auf. Durch Adhäsion abgescherte Partikel erzeugen häufig Abrasionsspuren entlang der Füge-/Trennrichtung, bevor sie entweder aus dem Kontaktbereich heraus geschoben werden oder sich durch Kaltverschweißung wieder an einen der Verschleißkörper anheften. Im Gegensatz zu

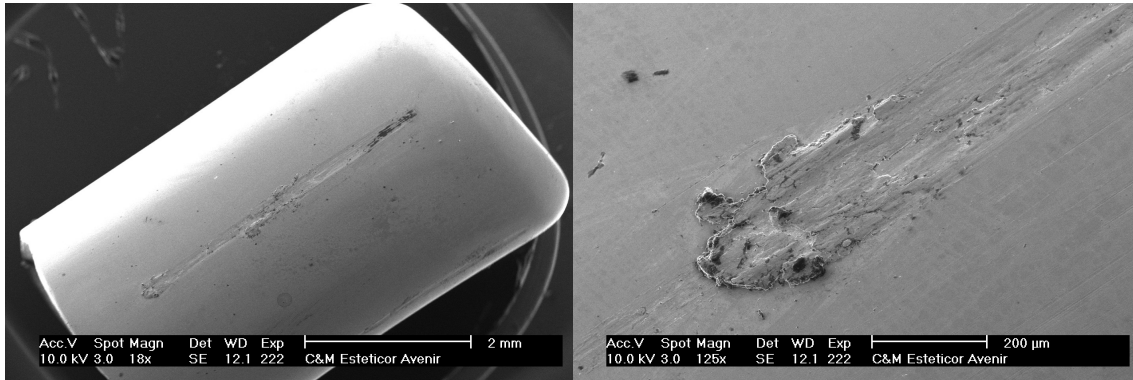


Abbildung 60: Adhäsiver Verschleiß auf den Oberflächen der Teleskope (links Übersicht, rechts in 125-facher Vergrößerung). Die dabei abgescherten Partikel erzeugen häufig Abrasionspuren entlang der Füge-/Trennrichtung.

den oben erwähnten rein abrasiven Verschleißspuren sind diese durch adhäsiven Verschleiß ausgelösten Furchen meistens wesentlich breiter, ihre Breite hängt von der Größe der abgelösten Materialschuppen ab. Ihre Länge variiert zwischen 100 µm und der gesamten zur Verfügung stehenden Fügestrecke.

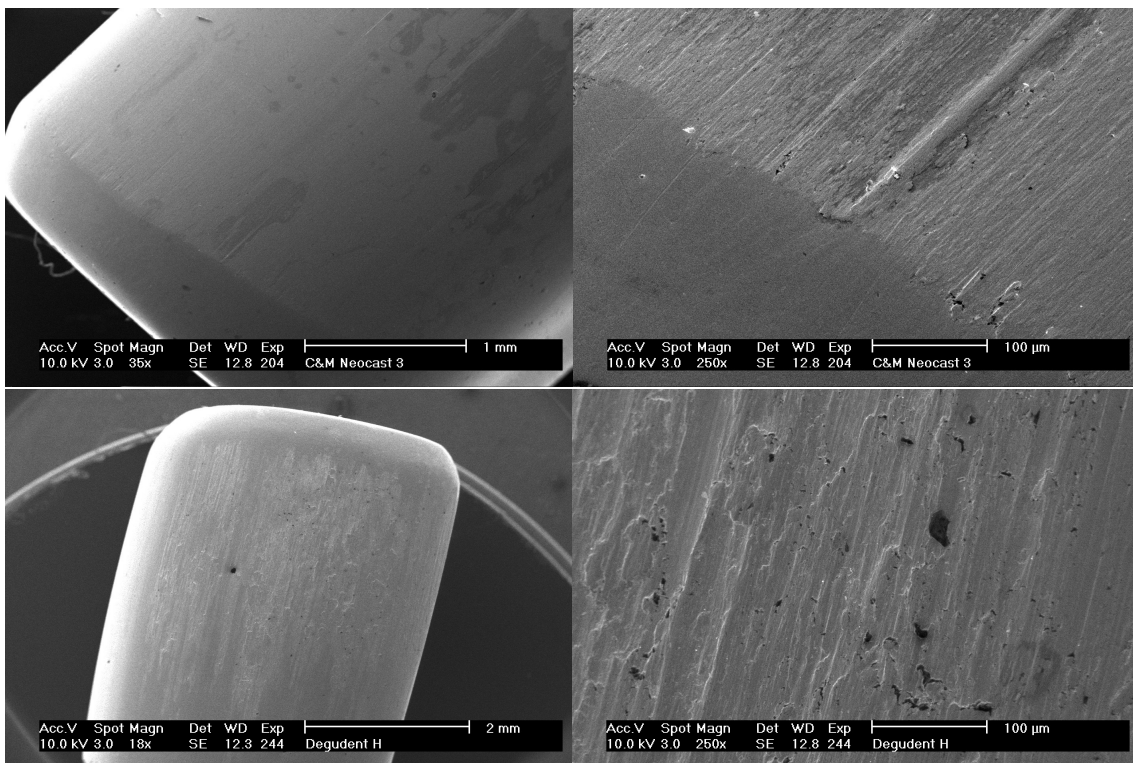


Abbildung 61: Großflächige Oberflächenzerrüttungen auf den verschlissenen Teleskopoberflächen. Oben: reine Oberflächenzerrüttung (links Übersicht, rechts in 250-facher Vergrößerung). Unten: Oberflächenzerrüttung und dadurch ausgelöster Adhäsionsverschleiß (links Übersicht, rechts in 250-facher Vergrößerung).

Abbildung 60 zeigt eine solche durch adhäsiven Verschleiß ausgelöste Furche. Insgesamt konnte bei etwa 26 % aller Teleskope eine mehr oder weniger massive Furchenbildung als Folge von adhäsivem Verschleiß festgestellt werden.

Oberflächenzerrüttungen, wie sie zum Beispiel in Abbildung 61 zu sehen sind, konnten bei 68 % aller Teleskope beobachtet werden. Bei 29 % der Teleskope traten diese Oberflächendefekte großflächig auf (Verschleiß der Stärke 3 oder höher). Die Zerrüttung bewirkt eine Aufrauung der Oberfläche, die wiederum zu Adhäsions- und Abrasionsspuren führt. Eine solche Kombination von Verschleißspuren ist im unteren Beispiel der Abbildung 61 zu sehen. Die Größe der zerrütteten Bereiche war sehr unterschiedlich. Teilweise fanden sich zerrüttete Bereiche von bis zu 3 mm Breite und Höhe. Diese Bereiche befanden sich häufig entlang der oberen Kante der Teleskope (vergleiche das obere Teleskop in Abbildung 61).

### *11.2.5 Einfluss der Legierung auf das Verschleißverhalten*

Vergleicht man die Ausprägung der unterschiedlichen Verschleißspuren auf allen Teleskopen aus einer einzelnen Legierung, so zeigt sich bei nahezu allen Legierungen ein charakteristisches Verschleißverhalten. Im Folgenden sollen für alle untersuchten Legierungen die Verteilung der Stärke der verschiedenen Verschleißformen sowie rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen eines „typischen“ Teleskopes vorgestellt werden. Zur besseren Übersicht erfolgt diese Vorstellung gruppiert nach den Herstellern der Legierungen. Eine Übersicht über alle auftretenden Verschleißformen, unabhängig vom Legierungstyp, folgt am Ende dieses Abschnittes.

#### **Cendres & Métaux – Neocast 3 und Esteticor Avenir**

Von der Legierung *Neocast 3* von Cendres & Métaux lagen REM-Bilder von neun Teleskopen vor. Dabei trat bei etwa 67 % dieser Teleskope kein adhäsiver und nur minimaler abrasiver Verschleiß auf (vergleiche Abbildung 62 oben).



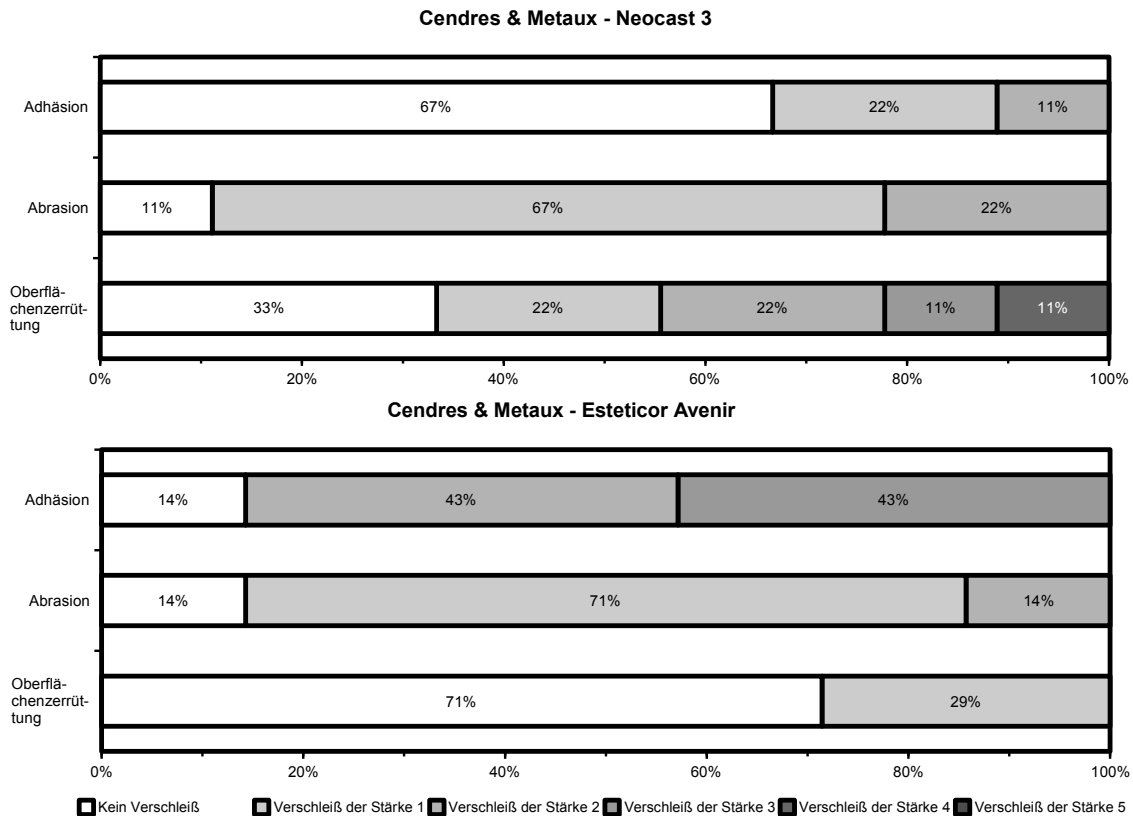


Abbildung 62: Übersicht über die Verteilung der Stärke der Verschleißspuren bei den Legierungen *Neocast 3* (oben) und *Esteticor Avenir* (unten) der Firma Cendres & Métaux.

Bei der Größe der von der Oberflächenzerrüttung betroffenen Bereiche ist dagegen das Verhalten sehr unterschiedlich.

Zwar zeigten 55 % der Teleskope keine oder nur geringe Oberflächenzerrüttung, die restlichen Teleskope dagegen zeigten teilweise große zerrüttete Bereiche. Deutlich war jedoch zu erkennen, dass die Zerrüttungen nur ein geringes Ausmaß einnahmen. Auch war kein adhäsiver oder abrasiver Verschleiß in Folge der Oberflächenzerrüttungen zu beobachten. Insgesamt zeigten die Teleskope dieser Legierung in den Übersichtsaufnahmen nur geringe Oberflächenveränderungen (vergleiche Abbildung 63 links). Diese wurden erst bei höheren Vergrößerungen sichtbar. Die meisten dieser Zerrüttungen befanden sich auf der oberen Hälfte des Innenteils.

Die REM-Bilder von insgesamt sieben Teleskopen aus der Legierung *Esteticor Avenir* zeigten bezüglich aller drei beobachteten Verschleißformen ein gleich-

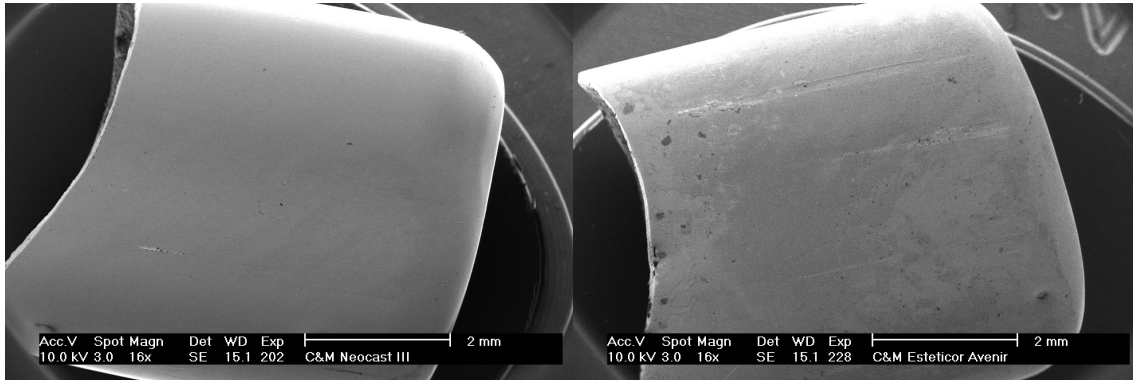


Abbildung 63: Exemplarische Darstellung der verschlissenen Teleskopoberflächen bei den Legierungen *Neocast 3* (links) und *Esteticor Avenir* (rechts) der Firma Cendres & Métaux.

mäßiges Verhalten. Bei 71 % der Teleskope konnte keine Oberflächenzerrüttung beobachtet werden. Die Oberflächenzerrüttungen auf den restlichen Teleskopen waren die Folge von teilweise massivem adhäsiven Verschleiß. So konnten auf 86 % der Teleskope mittlere bis starke, durch Adhäsion ausgelöste, Oberflächendefekte beobachtet werden, wie sie zum Beispiel in Abbildung 63 rechts zu sehen sind. Abgesehen von der Furchenbildung in Folge der Adhäsionsdefekte zeigten sich Abrasionsspuren nur in geringen Maßen. Bei der Betrachtung der Verschleißspuren auf diesem Teleskop ist zu beachten, dass nur eines der sieben Teleskope über 10.000 Zyklen verschlissen wurde. Bei den anderen Teleskopen wurde die Simulation teilweise frühzeitig abgebrochen, da die benötigte Fügekraft zu groß wurde. Es waren keine wesentlichen Unterschiede in der Ausprägung der Verschleißspuren zwischen den erfolgreich verschlissenen und den vorzeitig abgebrochenen Teleskopen zu erkennen.

### **Degudent – *Degudent H*, *Degunorm* und *Degudent LTG***

Insgesamt wurden die verschlissenen Oberflächen von zehn Teleskopen aus der Legierung *Degudent H* von Degudent untersucht, wobei bei zwei Teleskopen die mechanische Verschleißsimulation frühzeitig abgebrochen werden musste. Bei 60 % der Teleskope (vergleiche Abbildung 64 oben) zeigten sich mittlere bis massive adhäsive Verschleißprodukte zusammen mit teils massiver Furchenbildung, die entlang der gesamten Teleskophöhe verliefen. Dies war

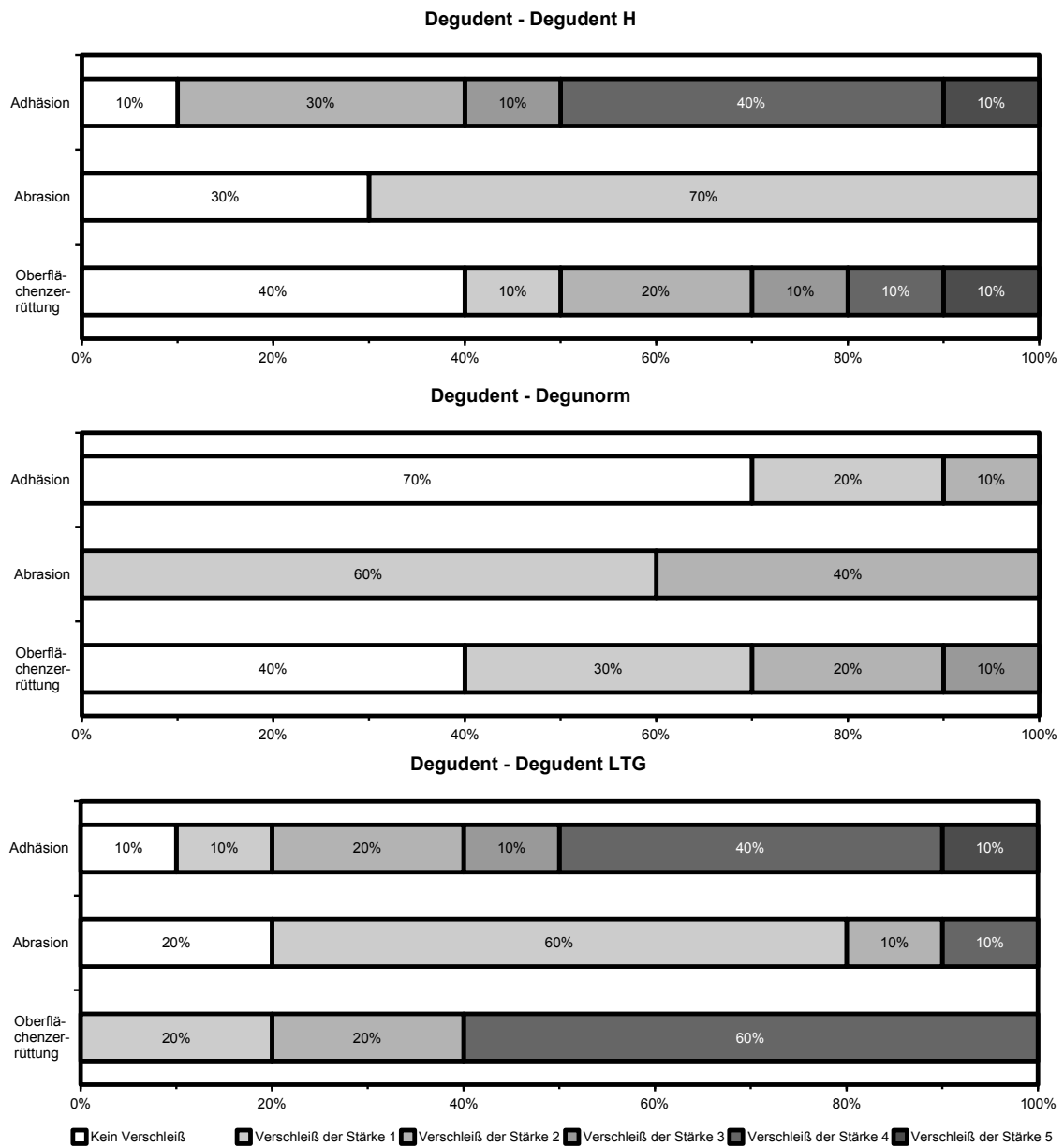


Abbildung 64: Übersicht über die Verteilung der Stärke der Verschleißspuren bei den Legierungen *Degudent H* (oben), *Degunorm* (in der Mitte) und *Degudent LTG* (unten) der Firma Degudent.

besonders bei den beiden Teleskopen zu beobachten, die bei der Verschleißsimulation versagt hatten. Innerhalb der Furchen kam es auch zu unterschiedlich stark ausgeprägter Oberflächenzerrüttung, die sich allerdings nur auf den Bereich der Furchen beschränkte und außerhalb dieser nicht beobachtet werden konnte. Außer der Furchenbildung durch Adhäsion konnten nur geringe Abrasionsspuren festgestellt werden. 70 % der Teleskope zeigten geringe Abrasi-

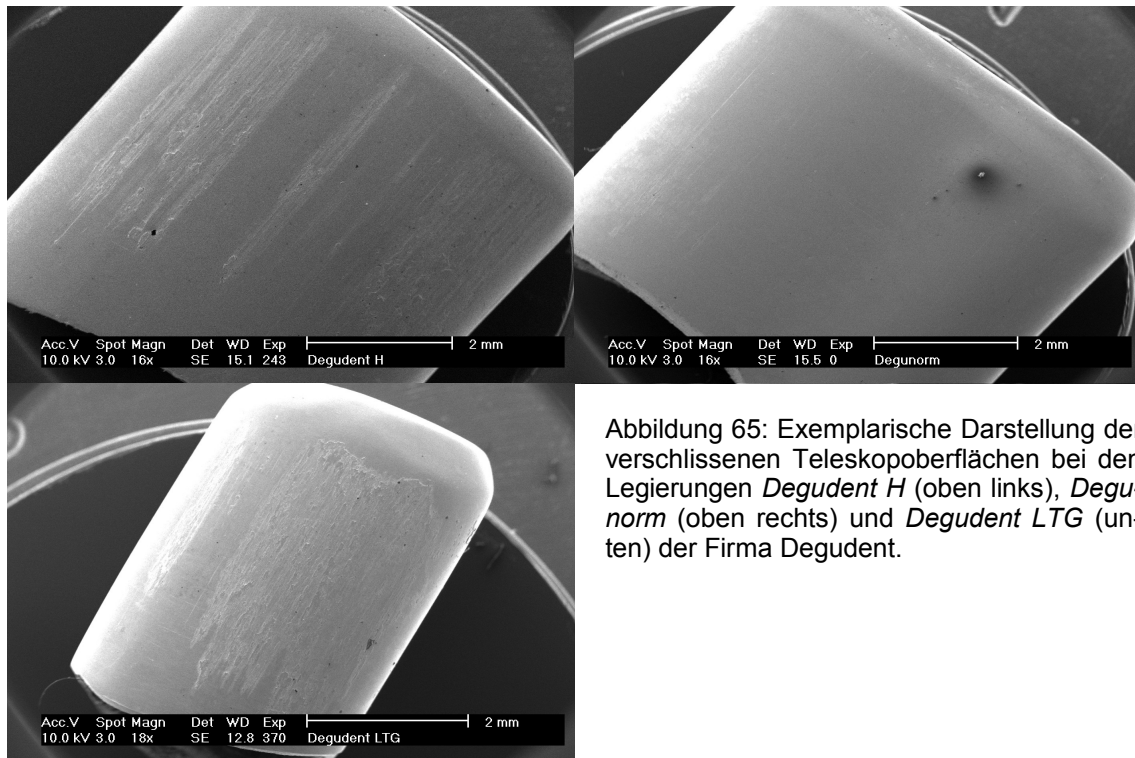


Abbildung 65: Exemplarische Darstellung der verschlissenen Teleskopoberflächen bei den Legierungen *Degudent H* (oben links), *Degunorm* (oben rechts) und *Degudent LTG* (unten) der Firma Degudent.

onsspuren, alle anderen gar keine. Eine solche Teleskopoberfläche ist in Abbildung 65 dargestellt. Nur ein einzelnes Teleskop (Probe 248) entsprach nicht diesen charakteristischen Merkmalen. Dieses Teleskop zeigte weder adhäsiven Verschleiß noch Oberflächenzerrüttung, dafür war der abrasive Verschleiß deutlicher ausgeprägt als bei den anderen Teleskopen.

Die Oberflächen der zehn untersuchten Teleskope aus *Degunorm* zeigten ein relativ einheitliches Verschleißverhalten, obwohl die Verschleißsimulation für drei Teleskope abgebrochen werden musste. 60 % der Teleskope wiesen schwache, die restlichen 40 % leichte Abrasionsspuren auf. Dabei handelte es sich um Kratzer verschiedener Längen, die gleichmäßig über die gesamte Teleskophöhe verteilt auftraten. Abbildung 65 zeigt oben rechts ein solches Teleskop. Nur 30 % der Teleskope zeigten leichte bis mittlere Beschädigungen der Oberfläche durch Zerrüttung. Diese waren allerdings nicht so stark ausgeprägt, dass es zu adhäsivem oder abrasivem Verschleiß in diesen Bereichen gekommen wäre. Auch ansonsten kam es nur bei 30 % der Teleskope zu schwachem oder leichtem adhäsivem Verschleiß (vergleiche mittleres Diagramm in Abbildung 64).

Zehn Oberflächen von aus der Legierung Degudent LTG hergestellten Teleskopen wurden untersucht, wobei für zwei Teleskope die Messung vorzeitig abgebrochen wurde. Alle Oberflächen zeigten schon mit bloßem Auge erkennbare Beschädigungen. Unter dem Rasterelektronenmikroskop zeigten sich auf allen Teleskopen Oberflächenzerrüttungen. Bei 60 % der Teleskope war sogar eine schwere Oberflächenzerrüttung zu erkennen (vergleiche Abbildung 64 unten), die sich häufig über die gesamte Teleskophöhe erstreckte. Eine solchermaßen verschlissene Teleskopoberfläche ist in Abbildung 65 zu sehen. Die Breite dieser Bereiche betrug zum Teil zwei bis drei Millimeter, wobei sich diese dann allerdings nicht über die gesamte Höhe erstreckten. Interessant war, dass sich auf drei Teleskopen zerrüttete Bereiche finden ließen, die sich auf die untere Hälfte der Teleskope beschränkten. Bei den meisten anderen Legierungen befanden sich Oberflächenzerrüttungen, die sich nicht über die gesamte Teleskophöhe erstreckten, häufig in der oberen Hälfte der Teleskope. Insgesamt waren die Oberflächenzerrüttungen so stark ausgeprägt, dass es in den betroffenen Bereichen zu adhäsivem und nicht ganz so stark zu abrasivem Verschleiß kam. Insgesamt zeigten 60 % der Teleskope mittleren bis sehr starken adhäsiven Verschleiß. Nur 20 % der Teleskope zeigten keinen abrasiven Verschleiß, 60 % zeigten einen leichten abrasiven Verschleiß.

### **Jelenko – Allround 55 LF und Benchmark III**

*Das Verschleißverhalten* von Teleskopen, die aus Allround 55 LF hergestellt waren, wurde an 10 Teleskopen im REM untersucht. Abrasiver Verschleiß konnte bei diesen Teleskopen nur in sehr geringem Ausmaß beobachtet werden. So zeigten nur 40 % der Teleskope schwache Abrasionsspuren, die restlichen 60 % sogar keine Abrasionsspuren (vergleiche Abbildung 66 oben). Dafür zeigten sich auf allen untersuchten Oberflächen Zerrüttungen, bei 70 % der Teleskope mittlere bis starke Zerrüttungen. Diese Zerrüttungen konnte zwar auf großen Teilen der Teleskopoberflächen beobachtet werden, waren aber nicht sehr stark ausgeprägt, wodurch es in diesen Bereichen nur zu leichtem adhäsivem Verschleiß kam. Auch zogen sich die zerrütteten Bereiche nur in einzelnen Fällen über die gesamte Teleskophöhe hin. Insgesamt zeigten sich bei 90 %

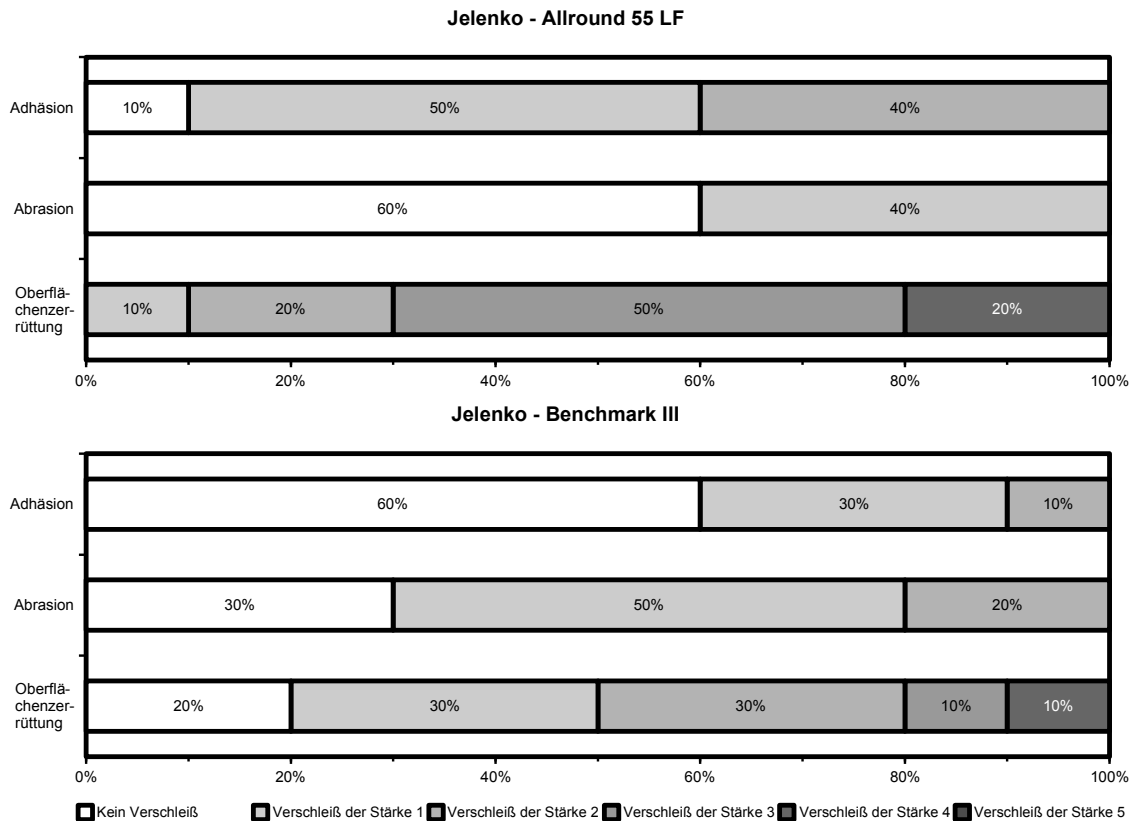


Abbildung 66: Übersicht über die Verteilung der Stärke der Verschleißspuren bei den Legierungen *Allround 55 LF* (oben) und *Benchmark III* (unten) der Firma Jelenko.

der Teleskope schwacher oder leichter adhäsiver Verschleiß, der sich jedoch fast ausschließlich auf die zerrütteten Bereiche beschränkte. Ein solches Teleskop ist in Abbildung 67 links zu sehen.

Auch von den aus der Legierung *Benchmark III* hergestellten Teleskopen wurden 10 Oberflächen untersucht. Bei dieser Legierung waren nur geringe Verschleißspuren zu beobachten. Zwar zeigten 80 % der Teleskope Oberflächenzerrüttungen in verschiedenem Ausmaß (siehe Abbildung 66 unten), dabei handelte es sich allerdings zum großen Teil nur um schwache beziehungsweise leichte Verschleißspuren. Auch waren diese Zerrüttungen nicht sehr stark ausgeprägt, so dass es durch diese Aufrauung nur in geringem Maß zu adhäsivem Verschleiß kam. Dieser war nur auf 40 % der untersuchten Oberflächen in geringer Ausprägung zu erkennen. Leichte Abrasionen waren nur auf 20 % aller

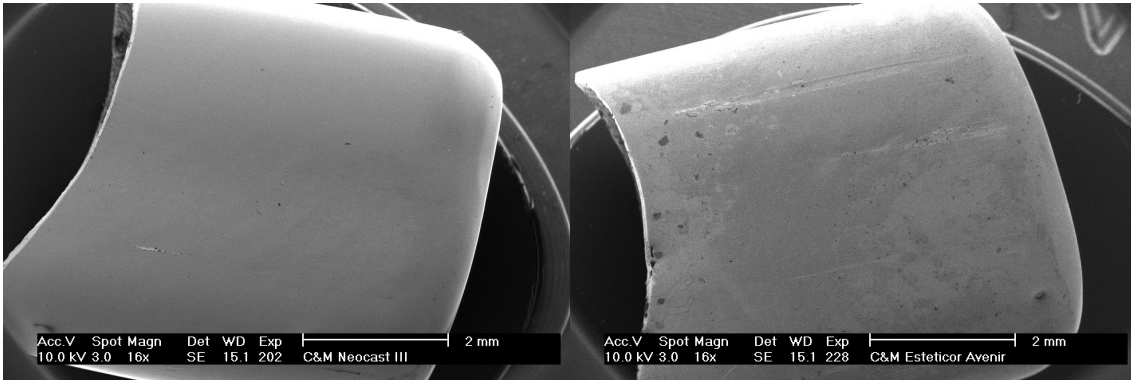


Abbildung 67: Exemplarische Darstellung der verschlissenen Teleskopoberflächen bei den Legierungen *Allround 55 LF* (links) und *Benchmark III* (rechts) der Firma Jelenko.

Flächen zu beobachten, bei 30 % der Teleskope konnte sogar keine Abrasion beobachtet werden.

### **Metalor – Pontor MPF**

Bei den zehn untersuchten Oberflächen von Teleskopen, die aus *Pontor MPF* hergestellt wurden, konnten auf allen Flächen durch Abrasion entstandene Kratzer beobachtet werden (vergleiche Abbildung 68). Als Beispiel sei hier auf das in Abbildung 69 dargestellte Teleskop verwiesen. In 40 % aller Fälle handelte es sich dabei sogar um mittlere bis starke Verschleißspuren. Auch kam es bei vielen Teleskopen zu einer meist lokal begrenzten Oberflächenzerrüttung. So waren bei 70 % der Teleskope leichte bis mittlere Zerrüttungen zu erken-

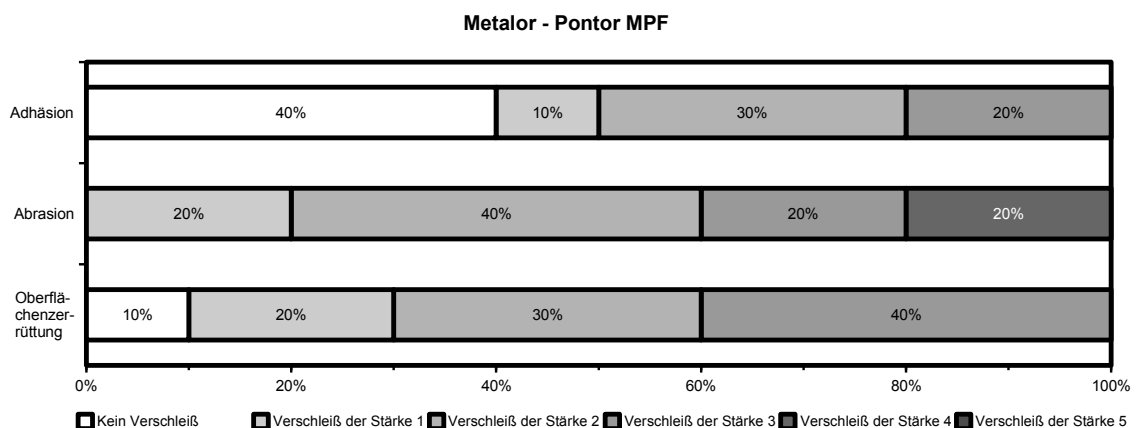


Abbildung 68: Übersicht über die Verteilung der Stärke der Verschleißspuren bei der Legierung *Pontor MPF* der Firma Metalor.

nen. In diesen zerrütteten Bereichen konnte auch adhäsiver Verschleiß beobachtet werden.

### Wieland – BioPortadur und AGC Spezial

Acht aus der Legierung BioPortadur von Wieland hergestellte Teleskope standen zur Untersuchung der verschlissenen Oberflächen zur Verfügung.

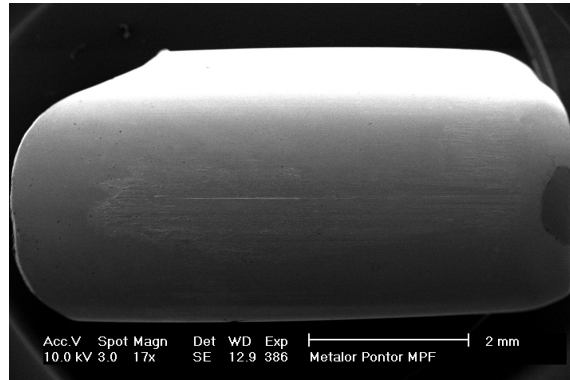


Abbildung 69: Exemplarische Darstellung einer verschlissenen Teleskopoberfläche bei der Legierung Pontor MPF der Firma Metalor.

Davon konnte nur auf 13 % der Oberflächen kein abrasiver Verschleiß gefunden werden, in 50 % aller Fälle wurde leichter abrasiver Verschleiß beobachtet. In weiteren 13 % wurden mittlere Abrasionsspuren (siehe Abbildung 70 oben) gefunden. Eine aus BioPortadur gefertigte Teleskopkrone mit leichten

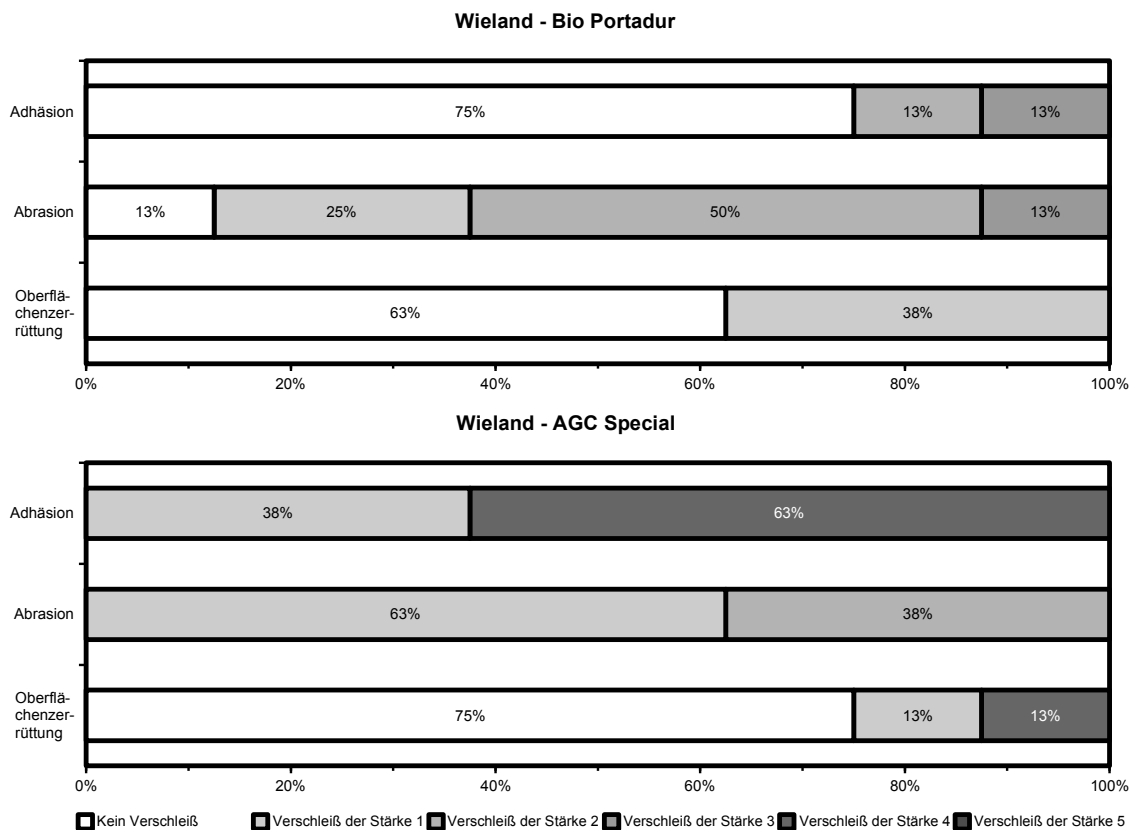


Abbildung 70: Übersicht über die Verteilung der Stärke der Verschleißspuren bei den Legierungen BioPortadur und AGC Spezial der Firma Wieland.



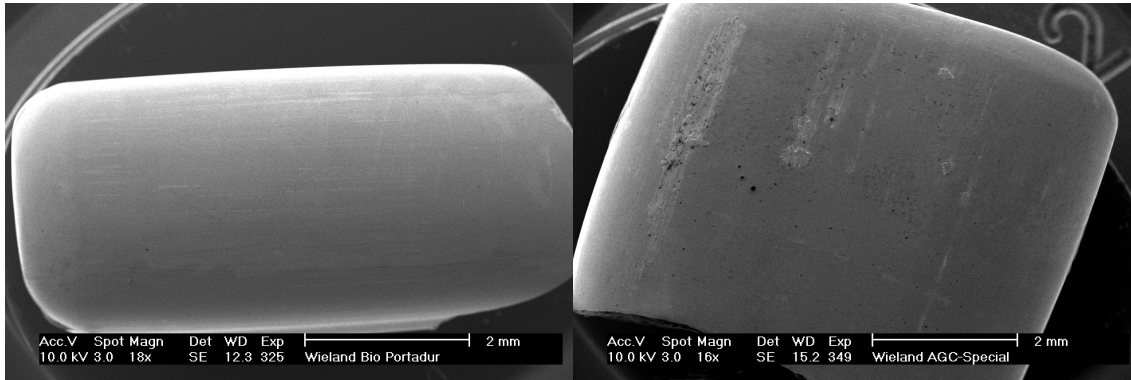


Abbildung 71: Exemplarische Darstellung der verschlissenen Teleskopoberflächen bei den Legierungen *BioPortadur* (links) und *AGC Spezial* (rechts) der Firma Wieland.

Abrasionsspuren ist in Abbildung 71 (links) zu sehen. An einem Teleskop (entspricht 13 %) wurde adhäsiver Verschleiß mit Furchenbildung gefunden, in einem weiteren Fall durch Oberflächenzerrüttung ausgelöster adhäsiver Verschleiß. In allen anderen Fällen konnte kein adhäsiver Verschleiß festgestellt werden. Eine Zerrüttung der verschlissenen Oberflächen konnte auf 38 % aller Teleskope beobachtet werden. Dabei handelte es sich aber in allen Fällen nur um schwache Zerrüttungen.

Die acht aus AGC Spezial hergestellten Teleskope zeigten ein sehr inkohärentes Verschleißverhalten. Dies gilt besonders für den adhäsiven Verschleiß (siehe unteres Diagramm in Abbildung 70). So zeigten 38 % der Teleskope nur schwache adhäsive Verschleißspuren in Form einzelner aufgetragener Partikel. Die übrigen Teleskope dagegen zeigten alle mittlere adhäsive Verschleißspuren in Form von mehreren schmalen Auflagerungen mit Furchenbildung über die gesamte Teleskophöhe. Eine solche Teleskopoberfläche ist in Abbildung 71 (rechts) dargestellt. In diesen Bereichen kam es bei 26 % der Teleskope auch zu nennenswerten Oberflächenzerrüttungen. Nur bezüglich des abrasiven Verschleißes verhielt sich diese Legierung konstant. So zeigten sich bei 63 % der Teleskope schwache, in den anderen Fällen leichte Abrasionen.

## Zusammenfassende Darstellung aller Verschleißspuren

Eine Übersicht über die mittlere Stärke der verschiedenen Verschleißformen für jede Legierung kann Abbildung 72 entnommen werden. Im Mittel zeigten die Legierungen *Neocast 3* (Cendres & Métaux), *Degunorm* (Degudent), *Benchmark III* (Jelenko) und *Bio Portadur* (Wieland) höchstens schwache oder leichte Verschleißspuren. Bei den Legierungen Degudent H und Degudent LTG (beide Degudent), Allround 55 LF (Jelenko), Pontor MPF (Metalor) und AGC Spezial (Wieland) zeigten im Schnitt mehr als nur leichte Verschleißspuren bei zumindest einer der drei beobachteten Verschleißformen.

Betrachtet man die aufgetretenen Verschleißspuren aller Teleskope unabhängig von der Legierung, so finden sich auf allen Teleskopen Verschleißspuren in unterschiedlicher Ausprägung (vergleiche Abbildung 58). Abrasionsspuren waren insgesamt am schwächsten ausgeprägt. Nur 9 % aller Teleskope zeigten mittlere oder stärkere Abrasionsspuren. 70 % aller Teleskope zeigten keine oder nur leichte Abrasionen. Die Verteilung von Adhäsion und Oberflächenzerrüttung ist über alle Teleskope betrachtet vergleichbar. Etwa die Hälfte aller Te-

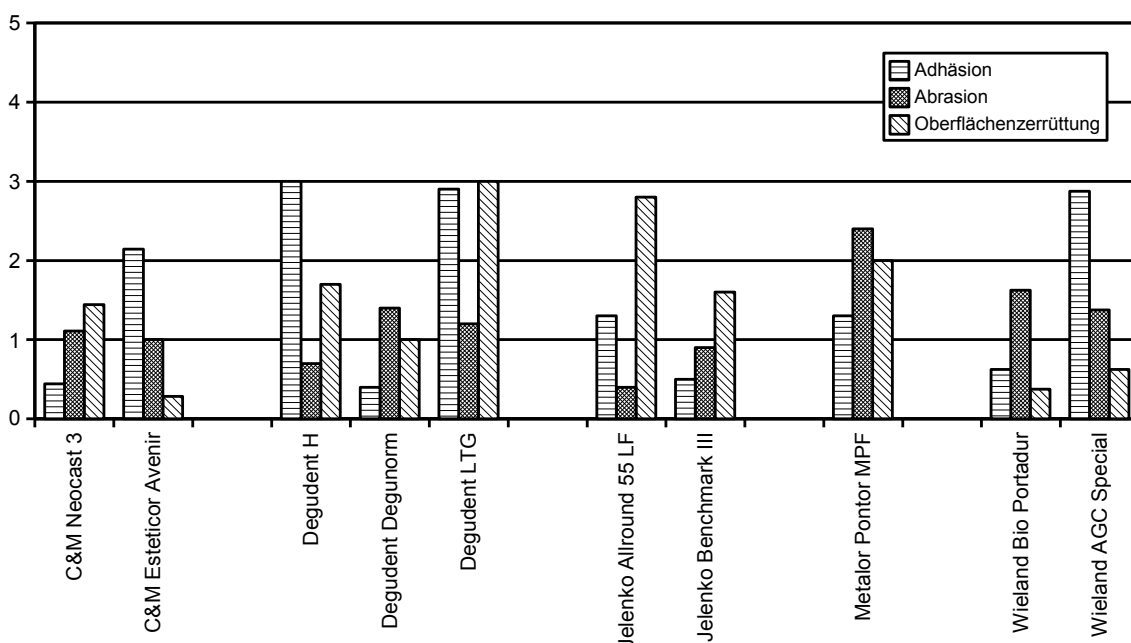


Abbildung 72: Mittlere relative Ausprägung der an den Teleskopoberflächen beobachteten verschiedenen Verschleißformen in Abhängigkeit von der Legierung. Die Messung der Verschleißstärke erfolgte entsprechend der in Tabelle 12 vorgestellten Bewertungskriterien.

leskope zeigten nur schwache oder gar keine Abrasionsspuren (53 %) beziehungsweise Oberflächenzerrüttung (54 %). Starke oder sehr starke Verschleißspuren sind nur bei 17 % (Adhäsion) beziehungsweise 15 % (Oberflächenzerrüttung) der Teleskope zu beobachten.

### *11.2.6 Einfluss der Verschleißvorgänge auf die Mikrobeweglichkeit*

Aus jeder Legierung standen jeweils zwei Teleskope zur Untersuchung der Mikrobeweglichkeit im HexMeS bereit. Wegen eines Sensordefekts nach Überlastung stand das HexMeS nicht über die gesamte Dauer der mechanischen Verschleißuntersuchungen zur Verfügung, es konnten daher nicht alle bereitstehenden Teleskope vermessen werden. Weiter konnten nicht alle Proben, bei denen die Mikrobeweglichkeit vor Verschleiß bestimmt wurde, nach forciertem Verschleiß erneut vermessen werden, da bei einigen dieser Proben die Verschleißsimulation nicht erfolgreich abgeschlossen werden konnte. Auch sind durch das notwendige Herantasten an die optimale Belastung einige Teleskope nur mit geringeren Belastungen untersucht worden.

Da die vorliegenden Daten eine ausführliche Betrachtung der Entwicklung der Mikrobeweglichkeit in Abhängigkeit von der verwendeten Legierung nicht zulassen, werden die durchgeführten Messungen nur an ausgewählten Proben vorgestellt. Dazu sollen die Messungen an den Teleskopen 219 (*Neocast 3*, Cendres & Métaux), 338 und 339 (beide *BioPortatur*, Wieland) vorgestellt werden, für die die vorgesehenen Messungen sowohl vor Verschleiß wie auch nach Verschleiß erfolgreich durchgeführt werden konnten.

Abbildung 73 zeigt die Rotation von Teleskop 219 in Lastrichtung bei einer Rotation des Hexapoden um die mesio-distale Achse um  $6^\circ$ . Es sind sowohl die Messungen vor wie auch nach Verschleiß dargestellt. Die Belastung der Proben erfolgte in Schritten von  $0,1^\circ$  auf die maximale Last von  $6^\circ$ , danach folgte die Entlastung mit der gleichen Schrittgröße. Da bei dieser Belastung die Verbindung zwischen der Sensor Nase und dem Arm des Teleskopes ein Rutschen des Armes in der Nase nicht vollständig unterdrückte, sind sowohl bei der Be-

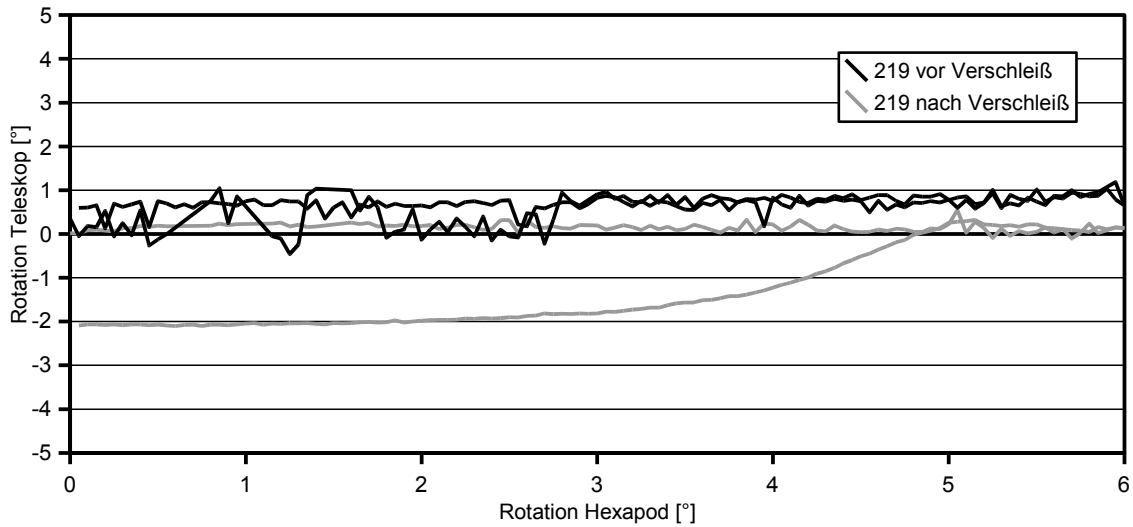


Abbildung 73: Vergleich der Rotation der Teleskope vor und nach Verschleiß bei einer vorgegebenen Auslenkung von 6° um die mesio-distale Achse.

lastung wie auch bei der Entlastung der Teleskope Bereiche mit nahezu konstanter Auslenkung der Teleskope zu erkennen. Die Beweglichkeit der Teleskope bei dieser Belastung kann als Differenz zwischen der Auslenkung des Teleskopes unmittelbar vor der Entlastung zur Auslenkung des Teleskopes zum Abschluss der Entlastung bestimmt werden. Bei Teleskop 219 nahm die Beweglichkeit in dieser Lastrichtung nach Verschleiß zu. Vor Verschleiß war nur eine geringe Beweglichkeit von 0,3 ° festzustellen, nach Verschleiß dagegen eine

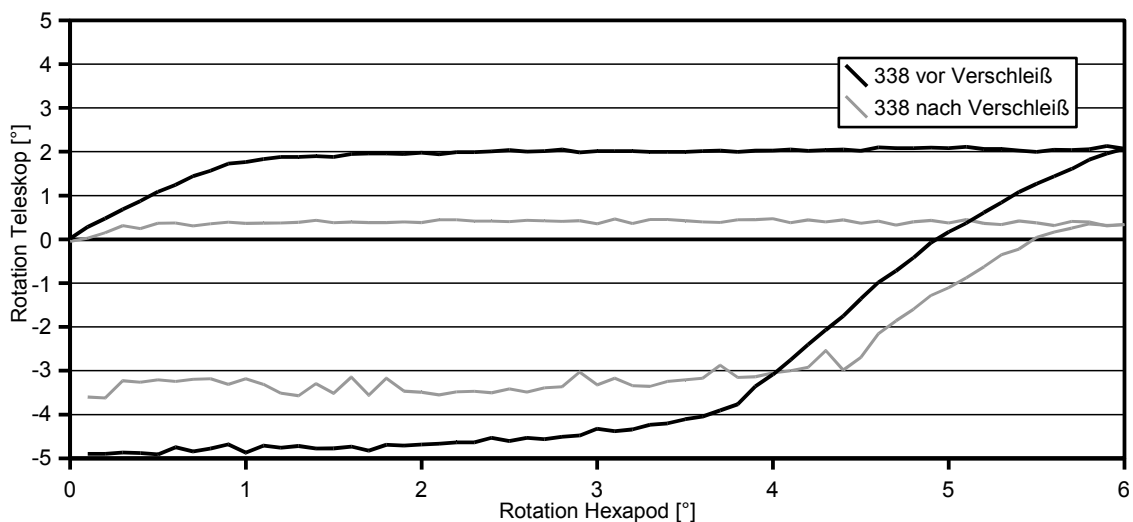


Abbildung 74: Vergleich der Rotation der Teleskope vor und nach Verschleiß bei einer vorgegebenen Auslenkung von 6° um die mesio-distale Achse.

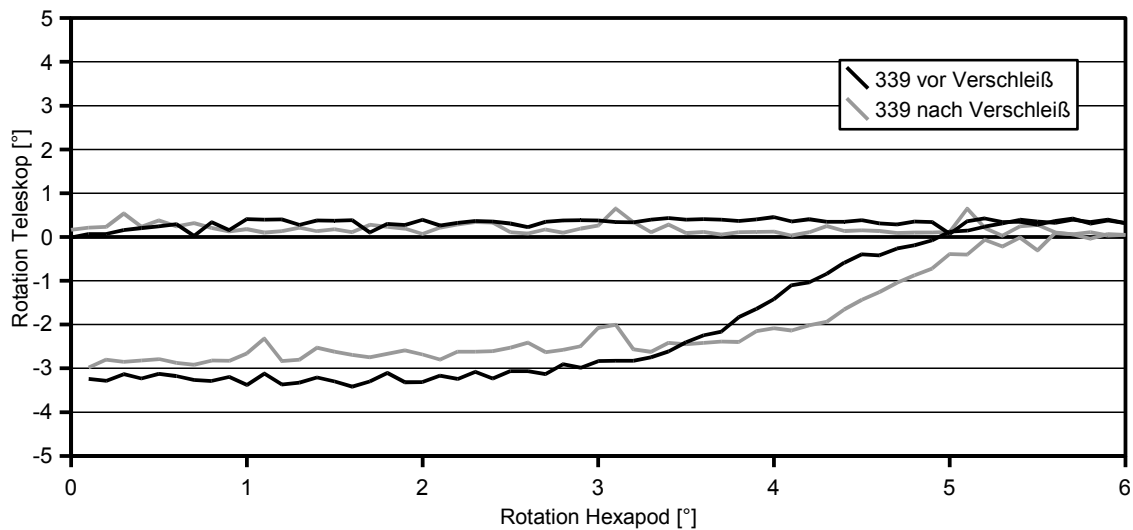


Abbildung 75: Vergleich der Rotation der Teleskope vor und nach Verschleiß bei einer vorgegebenen Auslenkung von 6° um die mesio-distale Achse.

Beweglichkeit von etwa 2,1°. Bei Teleskop 338 (siehe Abbildung 74) sank die Beweglichkeit nach Verschleiß deutlich von 6,9° auf 3,7°, bei dem Teleskop 339 (Abbildung 75) leicht von 3,6° auf 3,0°.

Das unterschiedliche Verhalten der Teleskope in diesen Messungen ließ sich mit den Ergebnissen der Oberflächenuntersuchungen in Einklang bringen, besonders mit der Stärke der beobachteten Adhäsionsspuren. So zeigten die aus der Legierung *Neocast 3* hergestellten Teleskope im Wesentlichen nur leichte Oberflächenzerrüttungen, die aus der Legierung *BioPortadur* hergestellten Teleskope dagegen teils starke Adhäsionsspuren. Punktuelle Auflagerungen, wie sie durch adhäsive Verschleißprozesse entstehen, können das Spiel zwischen Innen- und Außenteleskop verringern und somit die Mikrobeweglichkeit einschränken, während eine Oberflächenzerrüttung punktuelle Kontakte reduzieren kann. Dies erklärt die Erhöhung der Beweglichkeit bei dem Teleskop 219 sowie die verringerte Beweglichkeit der Teleskope 338 und 339 nach Verschleiß.

Bei der translatorischen Belastung der Teleskope in oro-vestibulärer beziehungsweise in mesio-distaler Richtung konnte zum Teil eine ähnliche Veränderung der Mikrobeweglichkeit festgestellt werden. Als Beispiel sind hier die Messungen am Teleskop 219 bei einer Belastung in oro-vestibulärer Richtung dar-

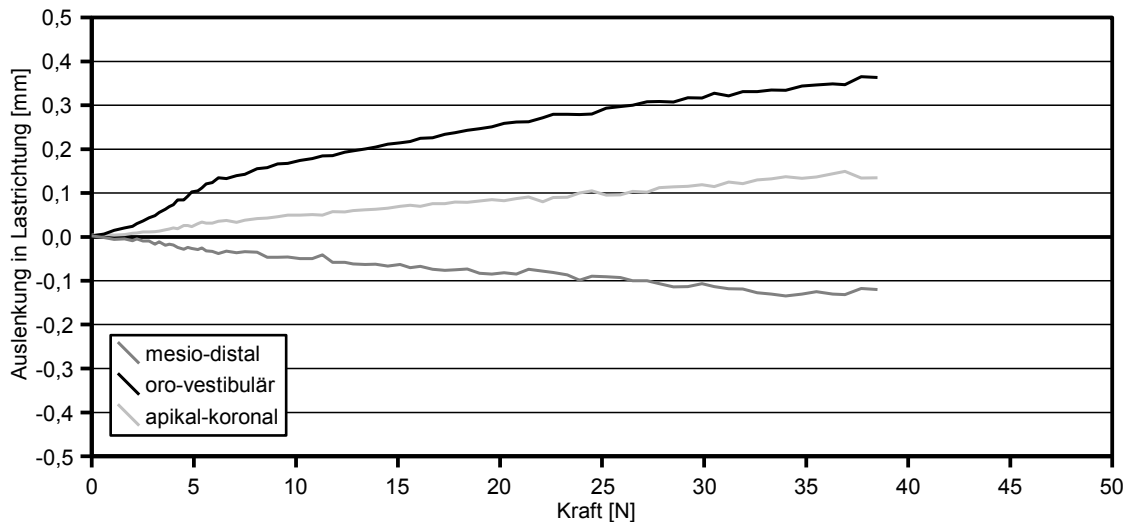


Abbildung 76: Last/Auslenkungsdiagramm des Teleskopes 219 bei Belastung in oro-vestibulärer Richtung vor Verschleiß. Es ist keine initiale Beweglichkeit zu erkennen.

gestellt. Da diese Lastrichtung senkrecht zum Zahnbogen liegt, findet hier keine zusätzliche Abstützung durch eventuell vorhandene benachbarte Zähne statt. Somit ist die bei dieser Lastrichtung ermittelte Beweglichkeit auch im klinischen Einsatz zu berücksichtigen. Abbildung 76 zeigt das Last/Auslenkungsdiagramm des Teleskopes bei der Messung vor Verschleiß, Abbildung 77 zeigt die Ergebnisse der Messung nach Verschleiß. Bei der Messung vor Verschleiß ist keine erhöhte Beweglichkeit bei der initialen Belastung zu erkennen. Bei der Mes-

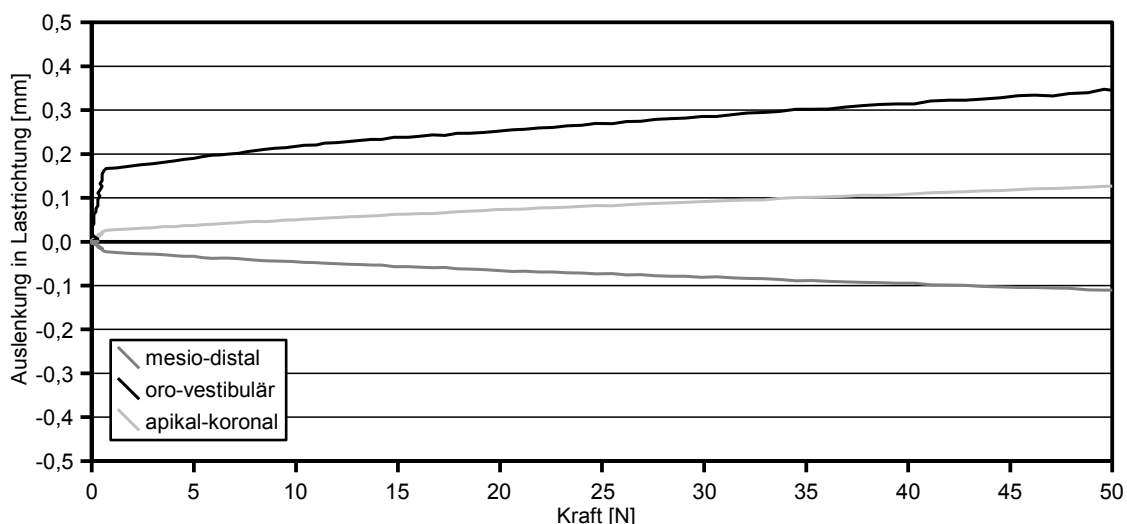


Abbildung 77: Last/Auslenkungsdiagramm des Teleskopes 219 bei Belastung in oro-vestibulärer Richtung nach Verschleiß. Deutlich ist die hohe initiale Auslenkung von 170 µm in Lastrichtung schon bei einer geringen Belastung zu erkennen.

sung nach Verschleiß ist dagegen eine deutliche Bewegung bei der initialen Lastaufbringung zu beobachten.

Auch bei der Belastung in oro-vestibulärer Richtung konnte die Veränderung der Mikrobeweglichkeit in Einklang mit den beobachteten Verschleißspuren gebracht werden. Wie schon bei der rotatorischen Belastung um die mesio-distale Achse beobachtet, erhöhte sich auch bei dieser Belastung die Mikrobeweglichkeit der Probe 219 nach Verschleiß. Dies korrelierte auch hier wieder mit den geringen abrasiven und adhäsiven Verschleißspuren und der moderaten Oberflächenzerrüttung.

### **11.3 Finite-Elemente-Analysen**

In den folgenden Abschnitten sollen die Ergebnisse zur Finite-Elemente-Simulation von Verschleißprozessen vorgestellt werden. Die Entwicklung des numerischen Modells zur Verschleißsimulation wird zuerst am idealisierten zweidimensionalen FE-Modell beschrieben. Danach erfolgt eine Übertragung der so erstellten numerischen Verschleißsimulation auf die verschiedenen im Kapitel 10 vorgestellten FE-Modelle. Anschließend wird ein Vergleich zwischen den Ergebnissen der experimentellen und der numerischen Verschleißsimulation durchgeführt. Den Abschluss bilden verschiedene FE-Simulationen zur Mikrobeweglichkeit von Teleskopkronen vor und nach Verschleiß, die mit den im Experiment am HexMeS gewonnenen Daten verglichen werden.

#### *11.3.1 Numerische Modellierung von Verschleißvorgängen*

Zwei grundlegende Problemstellungen müssen bei der Erstellung eines numerischen Modells zur Verschleißsimulation beachtet werden, zum einen die für die Simulation benötigte Rechenzeit, zum anderen die Art und Weise, wie verschiedene Verschleißspuren dargestellt werden können. Erste Simulationen mit einfachen zweidimensionalen FE-Modellen benötigten eine Rechenzeit von mehreren Minuten zur Simulation eines einzelnen Füge-/Trennzyklus. Im Laufe der Weiterentwicklung der FE-Modelle zeigte sich, dass mit den zur Verfügung

stehenden Rechnern für die zweidimensionalen FE-Modelle eine Rechenzeit von 30 Minuten und mehr für einen einzelnen Füge-/Trennvorgang benötigt wurde. Bei den dreidimensionalen FE-Modellen können sogar mehrere Stunden als realistische Zeit angesehen werden. Eine Simulation von 10.000 Füge-/Trennzyklen war daher mit der zur Verfügung stehenden Hardware nicht zu realisieren. Auf Details zu den Rechenzeiten wird bei der Beschreibung der einzelnen Modelle weiter eingegangen.

Somit dauerte ein einzelner Füge-/Trennvorgang in der numerischen Simulation deutlich länger als in der mechanischen Simulation, wo weniger als eine Sekunde für einen vollständigen Füge-/Trennzyklus benötigt wurde. Eine Umsetzung der mechanischen Verschleißsimulation in ein numerisches Modell im Verhältnis 1:1 erschien damit wegen des hohen Rechenaufwandes nicht realistisch. Vor diesem Hintergrund musste die numerische Simulation in zwei Teilbereiche unterteilt werden. In einem ersten Abschnitt wurde der Schwerpunkt auf eine realitätsnahe Simulation eines einzelnen Füge-/Trennvorganges gelegt, in einem zweiten Abschnitt wurde dieses Modell so variiert, dass es die Simulation der gesamten Verschleißvorgänge innerhalb weniger Zyklen erlaubte. In beiden Abschnitten wurden die Methoden zuerst an den einfachen zweidimensionalen Modellen erprobt und danach auf die dreidimensionalen Modelle übertragen. Die dabei verwendeten Materialparameter wurden den Herstellerangaben entnommen, soweit dies möglich war. Andere Parameter, wie zum Beispiel der Reibungskoeffizient zwischen Primär- und Sekundärkrone, wurden der Literatur entnommen.

### *11.3.2 Simulation eines einzelnen Füge-/Trennvorganges*

Im Folgenden wird beschrieben, welche Methoden verwendet wurden, um mit den beschriebenen zweidimensionalen Finite-Elemente-Modellen die ablaufenden Verschleißprozesse zu simulieren.



## Darstellung der Füge-Bewegung

Alle Finite-Elemente-Modelle wurden im vollständig getrennten Zustand modelliert, so dass die Unterkante des Außenteleskopes auf der gleichen Höhe mit der Oberkante des Innenteleskopes lag. Zur Simulation des Füge-/Trennvorgangs wurde eine Randbedingung in Form einer zeitgesteuerten Verschiebung entlang der Füge-/Trennrichtung auf die Modelle aufgebracht (siehe Abbildung 78). Angriffspunkt für diese Last war der Gewindestift. Der dazu notwendige Weg bis zum vollständigen Fügen ergab sich aus der Modellerzeugung. Für das zweidimensionale FE-Modell ergab sich ein Fügeweg zwischen 6,3 und 7,6 mm für die drei verschiedenen Modellvarianten. Für das idealisierte sowie das realistische dreidimensionale FE-Modell betrug der Fügeweg jeweils 6,55 mm.

## Beschreibung des Reibungsverhaltens

Das für die Finite-Elemente-Simulationen verwendete Paket MSC.Marc/Mentat bietet verschiedene Methoden zur Simulation von Reibungsprozessen [52]. Das Standardmodell basiert auf der Coulombschen Reibung. Hierbei fließen die in den Knoten der Kontaktfläche wirkenden Kräfte in die Ermittlung des Reibungs-

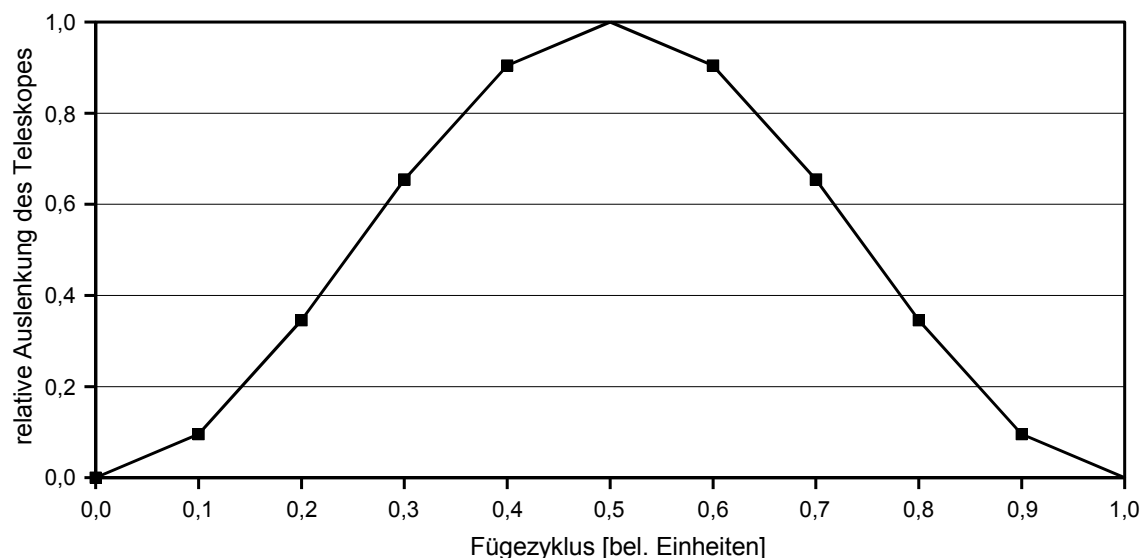


Abbildung 78: Darstellung des relativen Fügewegs bei einem simulierten Füge-/Trennzyklus. Eine relative Auslenkung des Teleskopes von 0 bedeutet, dass das Teleskop vollständig getrennt ist. Bei einer relativen Auslenkung von 1 ist das Teleskop vollständig gefügt.

zustandes im Modell ein. Der Übergang vom ruhenden Zustand in den gleitenden Zustand ist fließend. Bei der als „true stick-slip“ („echtes Ruckgleiten“) bezeichneten Verfeinerung des Coulomb-Modells wird die Reibung mit nur zwei Zuständen beschrieben. Solange die tangential zur Kontaktfläche wirkenden Kräfte kleiner als ein durch den Reibungskoeffizienten vorgegebener kritischer Wert ist, haften die Kontaktpartner aneinander und es findet keine Relativbewegung zwischen ihnen statt („stick“). Werden die tangentialen Kräfte größer als dieser kritische Wert, so gleiten die Kontaktpartner aneinander entlang („slip“).

Ein drittes Reibungsmodell benutzt anstelle der im Coulomb-Modell verwendeten Knotenkräfte die Scherungen in den beteiligten Elementen. Es wird verwendet, wenn die senkrecht zur Kontaktfläche wirkenden Kräfte oder Spannungen sehr groß werden. Wenn die Normalspannung zu groß wird, kann es sein, dass im Coulomb-Modell Scherspannungen berechnet werden, die oberhalb der Belastungsgrenzen der beteiligten Materialien liegen [52].

Sowohl für das Coulomb-Modell wie auch für das Scher-Modell gibt es einen modifizierten Ansatz, der ursprünglich zur Modellierung von Rollreibung entwickelt wurde und daher historisch als „Coulomb for Rolling“ beziehungsweise „Shear for Rolling“ bezeichnet wird. Da diese historisch bedingte Einschränkung durch weitere Entwicklungen aufgehoben wurde, wird im allgemeinen die modifizierte Variante gegenüber der ursprünglichen Variante bevorzugt. Der Vollständigkeit halber sei noch erwähnt, dass MSC.Marc/Mentat als letzte Variante anbietet, Reibungseffekte bei der Kontaktanalyse zu ignorieren. Da die Ermittlung von Reibungseffekten hier jedoch notwendig ist, wurde diese Methode beim weiteren Vorgehen nicht mehr beachtet.

Für jede der zur Verfügung stehenden Methoden zur Ermittlung der Reibung wird die Angabe eines Reibungskoeffizienten zwischen den beteiligten Kontaktpartnern benötigt. Da dieser Parameter bei den Herstellerangaben nicht enthalten war und er auch nicht auf einfache Weise mit den zur Verfügung stehenden Messgeräten zu ermitteln war, wurde auf in der Literatur angegebene Werte zurückgegriffen. Für hochgoldhaltige Dentallegierungen im trockenen Zustand wird in [66] ein Reibungskoeffizient von 0,2 bis 0,6 angegeben. Wird ein

Schmiermittel zwischen die Verschleißpartner gebracht, so sinkt dieser Wert. Da dieser Wertebereich für den Reibungskoeffizienten sehr groß war, musste auch dieser Wert in den FE-Simulationen variiert werden.

### **Einstellung der initialen Füge-/Trennkraft**

Die zum Fügen und Trennen des Finite-Elemente-Modells benötigte Kraft hängt zum einen vom Reibungskoeffizienten zwischen den beiden Kontaktkörpern ab, zum anderen von der Passgenauigkeit von Primär- und Sekundärkrone. Da wie oben erwähnt kein eindeutiger Wert für den Reibungskoeffizienten vorgegeben war, wurde auch der Einfluss von verschiedenen Werten für den Reibungskoeffizienten auf den Verlauf der Füge-/Trennkraft untersucht. Die in der mechanischen Verschleißsimulation zusätzlich wirkenden hydrodynamischen Prozesse, die durch das Verdrängen beziehungsweise das Ansaugen von Schmiermittel im Kontaktbereich auftreten, wurden in den FE-Simulationen nicht berücksichtigt.

Im klinischen Einsatz wird die initiale Trennkraft eingestellt, indem Primär- und Sekundärkrone so lange poliert werden, bis die gewünschte Kraft erreicht wird. Im FE-Modell konnte diese Veränderung der Passgenauigkeit dadurch erreicht werden, dass auf der Außenseite der Sekundärkrone eine geeignete Last aufgegeben wurde (siehe Abbildung 79). Mit diesem Vorgehen lässt sich die Variation der Passgenauigkeit einfacher variieren als durch die Anpassung der Modellgeometrie. Diese als Anpressdruck bezeichnete Last wurde senkrecht zur Teleskopoberfläche aufgebracht. Im zweidimensionalen Modell wurde diese Kraft als so genannte Knotenlast auf die einzelnen Knoten aufgebracht, im dreidimensionalen Modell wurde sie als Flächenlast auf die außen liegenden Elementseiten aufgebracht. Ist diese Kraft nach innen gerichtet, so bewirkt sie eine Verengung des Außenteleskopes, was dann in einer erhöhten Füge-/Trennkraft resultiert. Entsprechend der in Abbildung 79 dargestellten Lastrichtung wurde ein nach innen gerichteter Anpressdruck durch einen Kraftwert größer als Null repräsentiert. Eine nach außen gerichtete Kraft bewirkte eine Aufweitung des

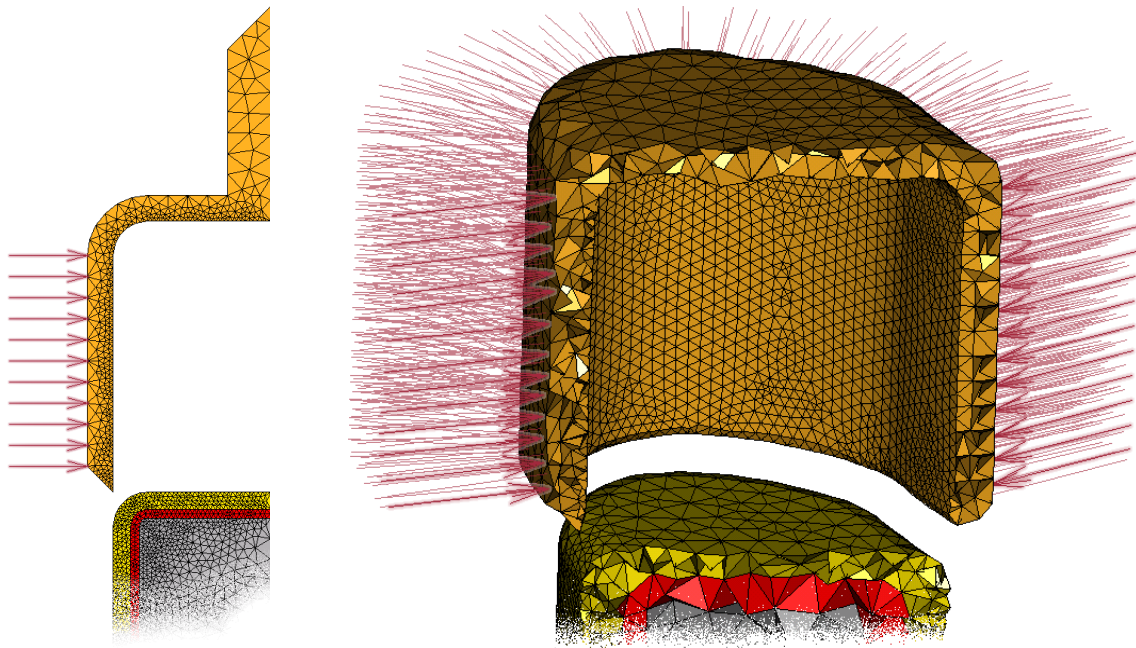


Abbildung 79: Über die Variation des Anpressdrucks konnte die Passgenauigkeit der Teleskopkronen im Finite-Elemente-Modell variiert werden. Im zweidimensionalen FE-Modell (links) wurde der Anpressdruck als Punktlast auf den äußeren Knoten des Sekundärteils realisiert, in den dreidimensionalen Modellen (rechts) wurde sie als Flächenlast auf den außen liegenden Elementseiten realisiert.

Außenteleskopes und somit eine Verringerung der zum Fügen und Trennen benötigten Kraft. Eine solche Aufweitung des Außenteils wurde durch die Angabe eines negativen Wertes für die Kraft realisiert. Bei einer zu kleinen Kraft (entsprechend einer starken Aufweitung des Teleskopes) fand gar kein Kontakt zwischen Primär- und Sekundärkronen mehr statt, eine Füge-/Trennkraft konnte daher nicht ermittelt werden. War der angegebene Anpressdruck dagegen zu groß, so wurde das Außenteil bereits vor dem Fügevorgang so stark deformiert, dass ein Fügen nicht mehr möglich war. Im Folgenden wurde der Anpressdruck immer so gewählt, dass keine der beiden Extremfälle eintrat.

Abbildungen 80 und 81 zeigen die berechneten Kräfte beim Fügen und Trennen unter Variation des Anpressdrucks zwischen 1 und 7 N sowie des Reibungskoeffizienten zwischen 0,1 und 0,4 für das zweidimensionale FE-Modell. Die in Abbildung 80 verwendeten Reibungskoeffizienten von 0,1 beziehungsweise 0,2 entsprechen der unteren Grenze der in der Literatur angegebenen Werte. Steigt der Reibungskoeffizient zum Beispiel als Folge von verschleißbe-

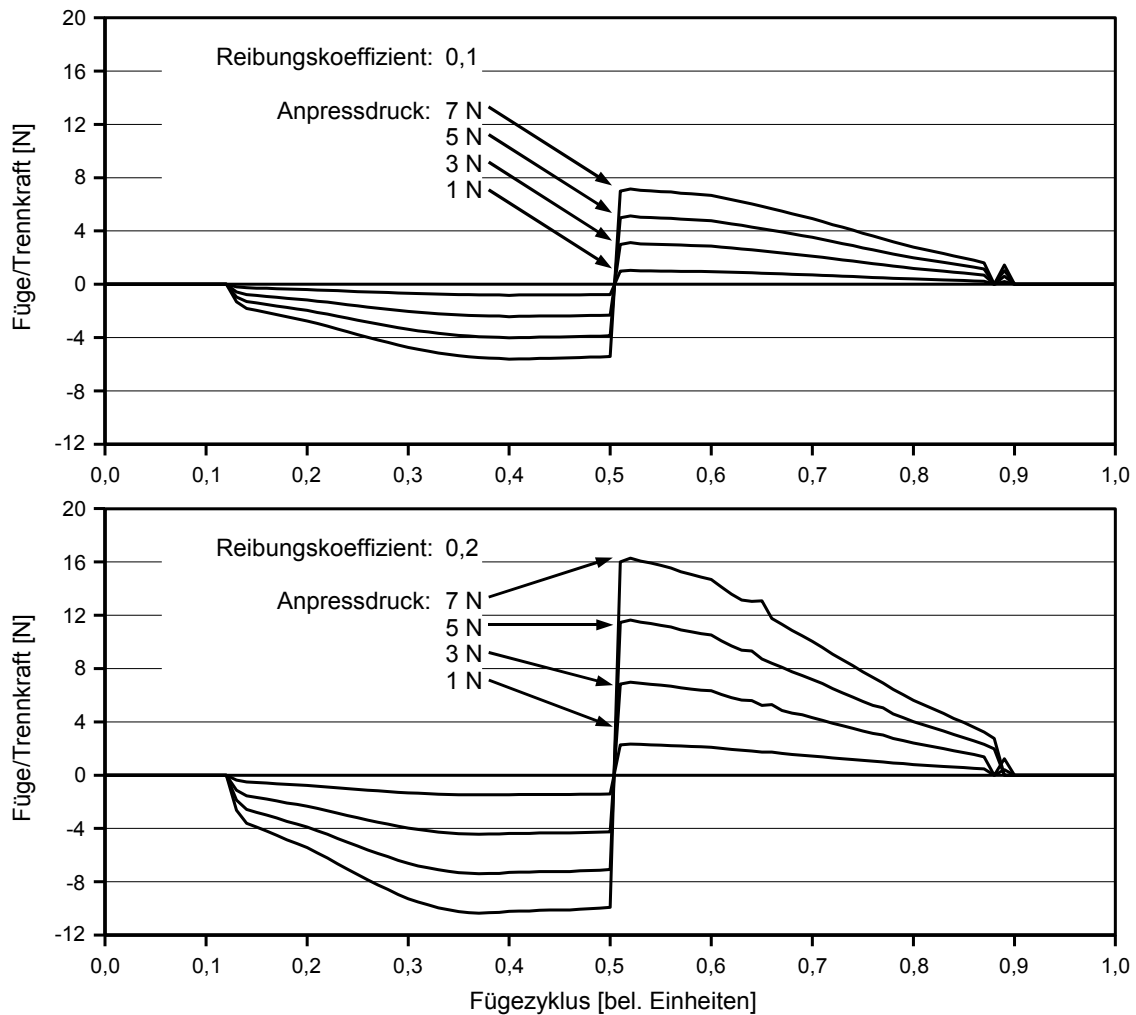


Abbildung 80: Verlauf der Füge-/Trennkraft im zweidimensionalen Finite-Elemente-Modell unter Variation des Anpressdrucks (1 bis 7 N) bei einem Reibungskoeffizienten von 0,1 (oben) beziehungsweise 0,2 (unten).

dingter Oberflächenzerrüttung auf einen höheren Wert, so verändert sich deutlich der Verlauf der Füge-/Trennkraft. So ist bei den in Abbildung 81 dargestellten Kurven für Reibungskoeffizienten 0,3 und 0,4 eine ausgeprägte Asymmetrie zwischen dem Kraftverlauf beim Fügen und dem Kraftverlauf beim Trennen zu erkennen. Während bei einem Reibungskoeffizienten von 0,1 der Verlauf von Füge- und Trennkraft (Abbildung 80 oben) unabhängig vom Anpressdruck nahezu symmetrisch war, konnte bei höherem Reibungskoeffizienten eine steigende Asymmetrie zwischen der Füge- und der Trennkraft beobachtet werden. Bei einem Reibungskoeffizienten von 0,4 (Abbildung 81 unten) war die zum Trennen des Teleskopes benötigte Kraft mehr als doppelt so groß wie die Kraft,

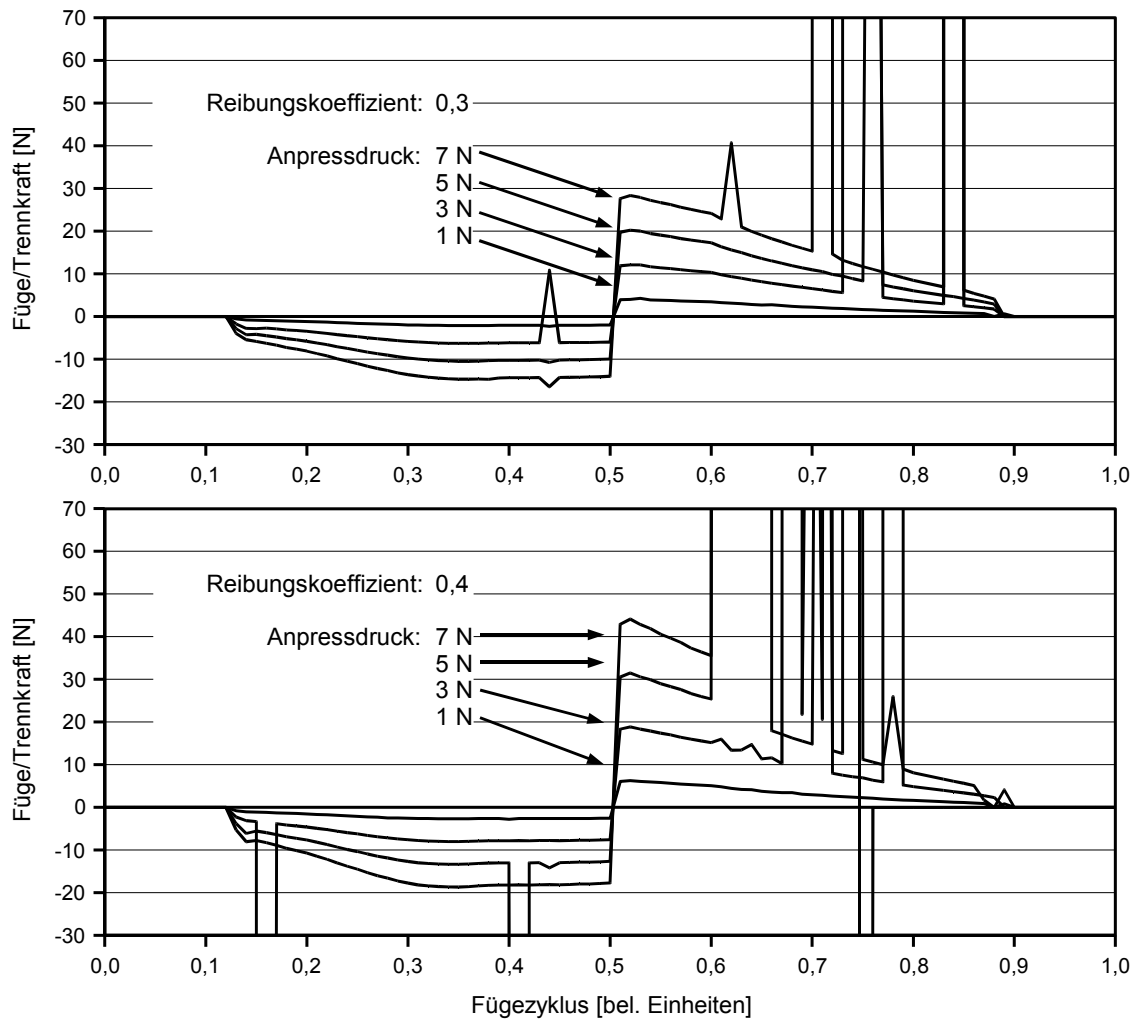


Abbildung 81: Verlauf der Füge-/Trennkraft im zweidimensionalen Finite-Elemente-Modell unter Variation des Anpressdrucks (1 bis 7 N) bei einem Reibungskoeffizienten von 0,3 (oben) beziehungsweise 0,4 (unten).

die zum Fügen des Teleskopes aufgebracht werden musste. Auch kam es bei den höheren Reibungskoeffizienten besonders während des Trennens des Teleskopes wiederholt zu einem Verhaken von Primär- und Sekundärkrone. Dabei stieg die Kraft sprunghaft auf mehrere hundert Newton, teilweise sogar auf mehrere tausend Newton, an. Dieser Effekt war um so deutlicher, je höher der Anpressdruck war. Da dieses Verhalten nicht dem in der mechanischen Verschleißsimulation beobachteten Verhalten entsprach, wurde auf die Simulation mit höheren Reibungskoeffizienten verzichtet.

Das häufige Verkanten der Teleskope, die bei einem Reibungskoeffizienten von 0,3 oder größer auftraten, stimmte nicht mit dem im Experiment beobachteten Verhalten überein. Auch die Asymmetrie zwischen Füge- und Trennkraftverlauf in der FE-Simulation, die bereits bei einem Reibungskoeffizienten von 0,2 zu erkennen war, konnten im Experiment nicht beobachtet werden. Bei einem Reibungskoeffizienten von 0,1 traten dagegen keine Verkantungen auf. Auch verlief die Füge- und Trennkraft annähernd symmetrisch. Bei einem Vergleich des Kraftverlaufes bei einem Reibungskoeffizienten im Bereich zwischen 0,05 und 0,15 in einer Schrittgröße von 0,01 konnte kein deutlich abweichendes Verhalten beobachtet werden, außer dass mit steigenden Koeffizienten die Asymmetrie leicht anstieg. Daher wurde für die nachfolgenden Rechnungen – soweit im folgenden nicht anders erwähnt – ein Reibungskoeffizient von 0,1 angenommen. In einzelnen Fällen wurden zur Kontrolle Rechnungen mit verschiedenen Reibungskoeffizienten von 0,05 beziehungsweise 0,15 durchgeführt, um die hier getroffene Wahl zu überprüfen.

Insgesamt zeigte sich in diesen Reihensimulationen am zweidimensionalen FE-Modell, dass die resultierende Füge-/Trennkraft innerhalb eines Modells nahezu proportional zu dem Produkt aus dem gewählten Reibungskoeffizienten und dem Anpressdruck war, solange die gewählten Werte für Reibungskoeffizient und Anpressdruck sich innerhalb eines sinnvollen Rahmens bewegten. Für den der Literatur entnommenen Reibungskoeffizienten zwischen den beiden Teleskopteilen konnte so ein geeigneter Anpressdruck ermittelt werden, so dass die resultierende Füge-/Trennkraft dem bei der Probenherstellung angestrebten Wert entsprach.

### **Einfluss der Materialparameter auf den Verlauf der Füge-/Trennkraft**

Bei der experimentellen Verschleißsimulation zeigten alle Teleskope initial einen prinzipiell ähnlichen Verlauf der Füge-/Trennkraft, der sich im Wesentlichen nur im Betrag der Kräfte unterschied. Der Verlauf war also unabhängig von den Materialparametern der verwendeten Legierungen. Um zu überprüfen, inwieweit dieses Verhalten auch für die Finite-Elemente-Modelle galt, wurde eine

Reihe von Rechnungen durchgeführt, bei denen nur der Elastizitätsmodul und die Querkontraktionszahl für das Teleskop variiert wurden, während alle anderen Rechenparameter konstant gehalten wurden. Erwartet wurde, dass in der Simulation ebenfalls keine oder zumindest nur eine geringe Abhängigkeit des Verlaufs der Füge-/Trennkraft zu erkennen war.

Als Basis für die Variationen dienten die bei der Legierungsauswahl aufgestellten Forderungen an die Legierungen. Für den E-Modul wurden Werte von 85 bis 125 MPa in Schritten von 5 MPa angenommen. Die Poissonzahl wurde zwischen 0,25 und 0,40 in einer Schrittweite von 0,05 variiert; zusätzlich wurden die Rechnungen mit einer Poissonzahl zwischen 0,31 und 0,34 (Schrittweite 0,01) durchgeführt. Diese Werte spiegeln in etwa die in der Literatur angegebenen Werte für die Poissonzahl dentaler Goldlegierungen wider [66]. Der Bereich für die Variation dieser Materialparameter wurde dabei bewusst so groß gewählt, dass er auf jeden Fall die Materialparameter aller verwendeten Legierungen umfasste.

Die in diesen Simulationen ermittelten Kraftverläufe unterschieden sich trotz der starken Variation der Materialparameter nur gering. Abbildung 82 zeigt exemplarisch den Verlauf der Trennkraft für eine durchschnittliche Legierung mit einem Elastizitätsmodul von 100 MPa und einer Poissonzahl von 0,33. Ein E-Modul von 100 MPa war als untere Grenze in die Kriterien zur Legierungsauswahl aufgenommen worden, und eine Poissonzahl von 0,33 ist der in [66] angegebene Wert für dentale hochgoldhaltige Legierungen. Zusätzlich ist in Abbildung 82 eine Hüllkurve aller ermittelten Kurven (gestrichelte Linien) dargestellt. Alle bei der Variation der Materialparameter berechneten Kraftkurven lagen innerhalb des von dieser Hüllkurve umschlossenen Bereichs. Dabei war zu erkennen, dass die durch die Variation der Materialparameter ausgelösten Veränderungen des Kraftverlaufes nur sehr gering waren. So lag die Abweichung der maximalen Trennkraft deutlich unter 1 N. Damit war der Verlauf der Füge-/Trennkraft innerhalb des ersten Verschleißzykels in der Simulation unabhängig von den gewählten Materialparametern, wie es auch bei der experimentellen Verschleißsimulation beobachtet werden konnte.



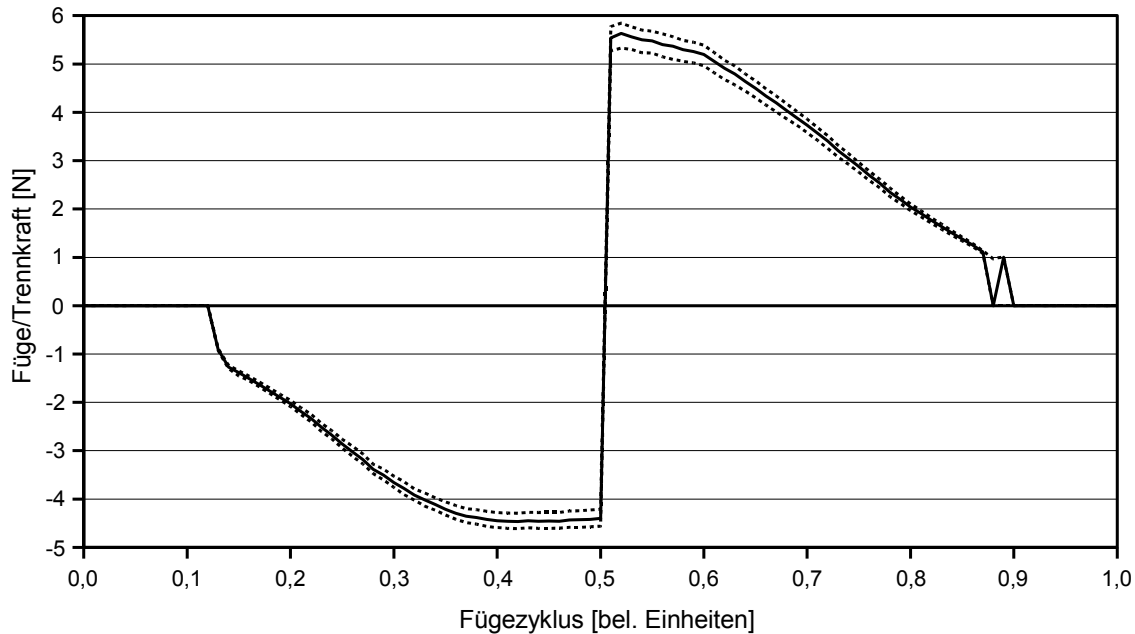


Abbildung 82: Einfluss verschiedener Materialparameter auf den Verlauf von Füge- und Trennkraft. Exemplarisch ist der Verlauf der Füge-/Trennkraft für einen E-Modul von 100 MPa und eine Poissonzahl von 0,33 dargestellt. Alle berechneten Füge-/Trennkraftkurven lagen innerhalb des gestrichelten Bereiches. Wie auch in der experimentellen Verschleißsimulation beobachtet, zeigte sich nur ein minimaler Einfluss der Materialparameter auf den Verlauf.

### **Einfluss der adaptiven Vernetzung auf den Verlauf der Füge-/Trennkraft und die Rechenzeit**

Da die zu erwartenden Verschleißspuren im Allgemeinen wesentlich kleiner waren als die im Modell vorgegebenen Elemente auf der Kontaktfläche, wurden so genannte adaptive Methoden zur dynamischen Netzanpassung verwendet. Diese Methode wurde in Kapitel 2.6 „Adaptive Netzanpassung bei Finite-Elemente-Modellen“ ausführlich beschrieben. Hier sollte noch untersucht werden, inwieweit die vorgestellte Methode zur Simulation eines einzelnen Füge/Trennvorganges von der Wahl verschiedener Adaptivitätsparameter abhängt. Dazu wurden verschiedene Rechnungen gestartet, in denen ein kontaktgesteuertes Remeshing durchgeführt wurde, das heißt, ein Element wurde unterteilt, sobald das Element oder einer seiner Knoten den jeweiligen Kontaktpartner berührte. Hierbei wurde die maximale Vernetzungstiefe von eins bis vier variiert, und zusätzlich wurde eine Rechnung ohne Grenze für die maximale Vernetzungstiefe sowie eine Rechnung vollständig ohne adaptive Netzanpas-

sung durchgeführt. Da sich bei der adaptiven Netzanpassung der Knotenabstand im Kontaktbereich verändert, wurden diese sechs Rechnungen mit einer unterschiedlichen Zahl von Inkrementen pro Füge-/Trennzyklus durchgeführt. Untersucht wurde der Einfluss des Remeshings bei 50, 100 und 200 Inkrementen pro Füge-/Trennzyklus. Zusätzlich wurde der FE-Solver so konfiguriert, dass jedes Inkrement automatisch unterteilt wurde, wenn die Schrittweite größer als die Kantenlängen der involvierten Elemente war.

Es zeigte sich, dass die adaptive Netzanpassung nur einen minimalen Einfluss auf den Verlauf der Füge-/Trennkraft hatte. Als problematisch erwies sich nur die Kombination einer unbegrenzten Vernetzungstiefe mit der geringen Anzahl von 50 Inkrementen pro Zyklus. Hier brach die Rechnung nach dem 36. Schritt ab, da ein voreingestellter Grenzwert für die automatische Unterteilung der Inkremente unterschritten wurde. In allen anderen Rechnungen war die für das Fügen und Trennen ermittelte Kraft nahezu identisch. Abbildung 83 zeigt einen Vergleich zwischen der Füge-/Trennkraft mit und ohne Adaptivität. Um die Übersichtlichkeit zu wahren, wurde dort nur der berechnete Kraftverlauf ohne Remeshing sowie mit Remeshing bei einer maximalen Vernetzungstiefe von 2 dargestellt.

Während die dynamische Netzanpassung wie gesehen nur einen geringen Einfluss auf die berechnete Kraft hatte, ist der Einfluss auf die benötigte Rechenzeit pro Füge-/Trennzyklus jedoch sehr groß. Ohne adaptive Netzanpassung dauerte die Simulation eines Verschleißzyklus zwischen 3:00 Minuten (50 Schritte pro Zyklus) und 5:20 Minuten (200 Schritte pro Zyklus). Bei einer maximalen Vernetzungstiefe von 2 dauerten die Rechnungen zwischen 16:20 Minuten (50 Schritte) und 23:24 Minuten (200 Schritte). Bei einer unbegrenzten Vernetzungstiefe dauerten alle Rechnungen deutlich über 10 Stunden. Tabelle 13 listet alle Rechenzeiten für die Rechnungen auf, die bei der oben beschriebenen Reihenuntersuchung zur adaptiven Netzanpassung durchgeführt wurden. Diese Rechenzeiten sind zusätzlich in Abbildung 84 graphisch dargestellt. Hier ist deutlich zu erkennen, dass die Rechenzeit bei der Erhöhung der maximalen Vernetzungstiefe exponentiell ansteigt.

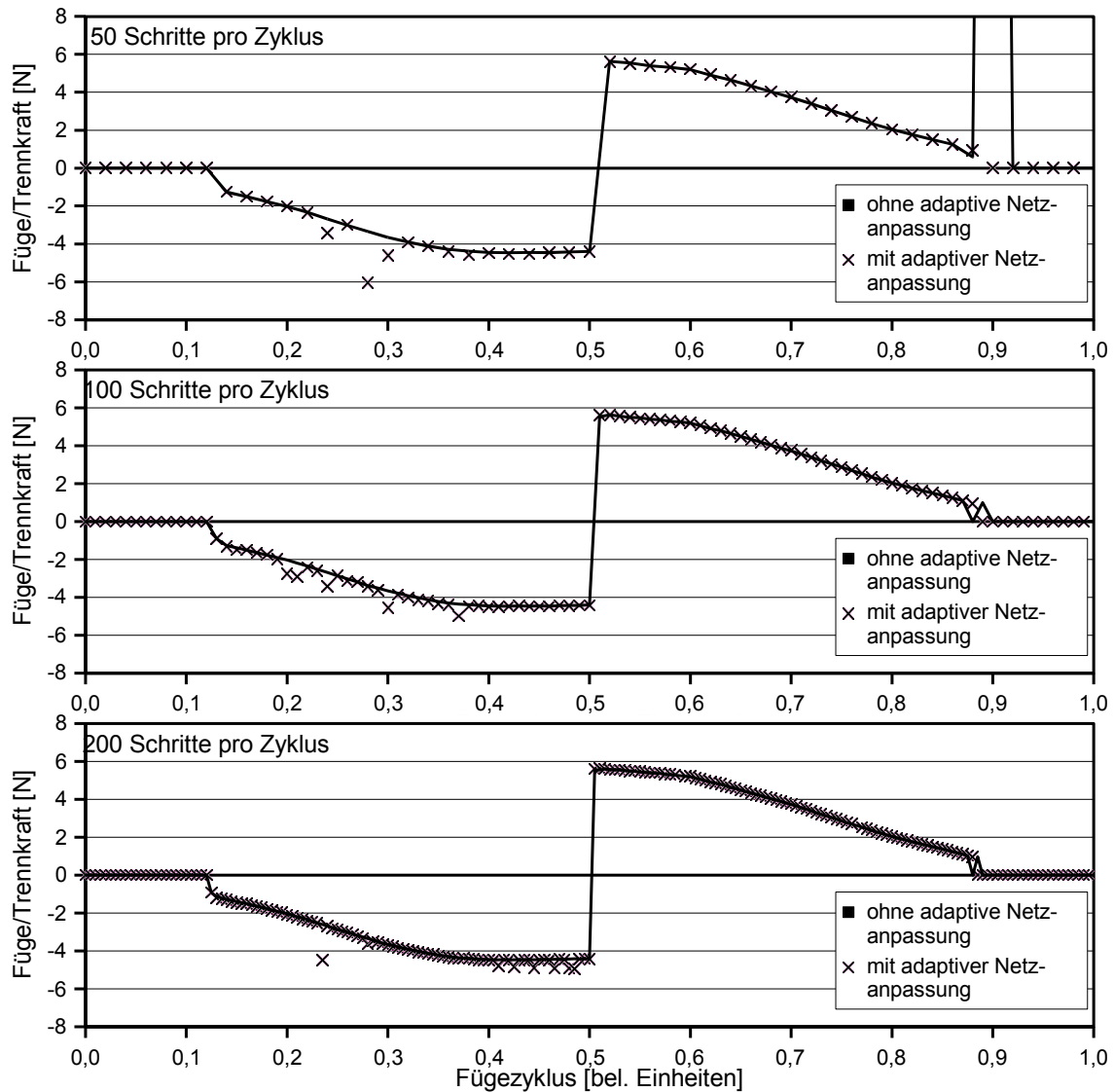


Abbildung 83: Vergleich des berechneten Kraftverlaufes zwischen den Rechnungen mit und ohne adaptive Netzanpassung bei unterschiedlicher Anzahl von Schritten pro Verschleißzyklus. Die maximale Vernetzungstiefe bei der Netzanpassung beträgt 2.

Damit war die Erstellung eines numerischen Modells zur Simulation eines einzelnen Füge-/Trennvorganges abgeschlossen. Der an diesem numerischen Modell ermittelte Verlauf der Kräfte beim Fügen und Trennen entsprach dem im Experiment beobachteten Verhalten. Damit konnte dieses Modell als Grundlage für weiterführende Verschleißuntersuchungen verwendet werden.

Vernetzungstiefe	Schritte pro Verschleißzyklus [h:min:s]		
	50	100	200
0	0:03:00	0:04:58	0:05:20
1	0:06:07	0:08:11	0:12:36
2	0:16:20	0:19:28	0:23:24
3	1:41:13	1:46:28	1:03:08
4	2:51:51	2:58:17	3:58:40
*	10:45:10	14:30:24	12:43:21

Tabelle 13: Auflistung der Rechenzeiten für einen einzelnen Füge-/Trennvorgang am zwei-dimensionalen FE-Modell in Abhängigkeit von der maximalen Vernetzungstiefe. \* bezeichnet eine unbegrenzte Vernetzungstiefe.

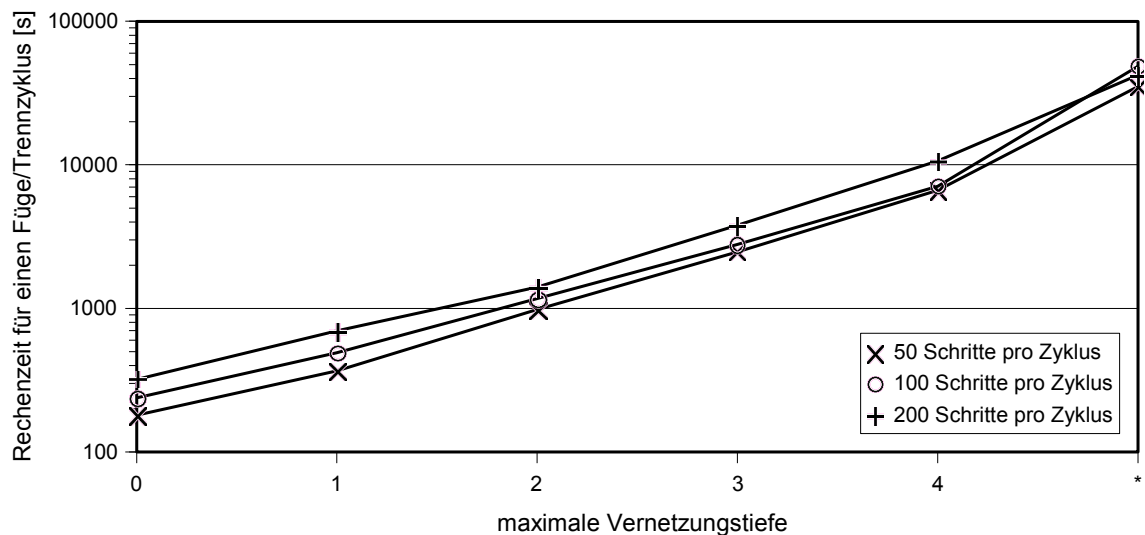


Abbildung 84: Vergleich der zur Simulation eines einzelnen Füge-/Trennvorganges benötigten Rechenzeit bei adaptiver Netzanpassung in Abhängigkeit von der eingestellten maximalen Vernetzungstiefe. \* markiert eine unbegrenzte Vernetzungstiefe.

### 11.3.3 Erstellung eines numerischen Modells zur Simulation von Verschleißprozessen

Das im obigen Abschnitt erstellte Modell zur Simulation eines einzelnen Füge-/Trennvorganges wurde verwendet, um darauf basierend die beim mehrfachen Fügen und Trennen auftretenden Verschleißprozesse zu simulieren. In einem ersten Schritt wurde dazu das Verhalten des bisherigen Modells bei mehrfachem Fügen und Trennen untersucht. Dazu wurde der Füge-/Trennvorgang im zweidimensionalen Modell zehn Mal hintereinander wiederholt. Diese Simulation wurde mit verschiedenen Elastizitätsmoduln (100 MPa bis 120 MPa, in Schritten von 5 MPa) wiederholt. Für alle Rechnungen wurde eine Querkontraktionszahl von 0,33 angenommen. Die Füge-/Trennbewegung wurde jeweils mit 100 Schritten pro Zyklus diskretisiert. Diese Rechnungen wurden sowohl ohne adaptive Netzanpassung wie auch mit einer kontaktgestützten adaptiven Netzanpassung bei einer maximalen Vernetzungstiefe von 2 durchgeführt. Abbildung 85 zeigt als Beispiel den Kraftverlauf, der in einer Simulation mit einem Elastizitätsmodul von 100 MPa und adaptiver Netzanpassung berechnet wurde. Bei allen Rechnungen mit adaptiver Netzanpassung konnten minimale Unterschiede zwischen den Kräften im ersten und im zweiten Zyklus beobachtet werden.

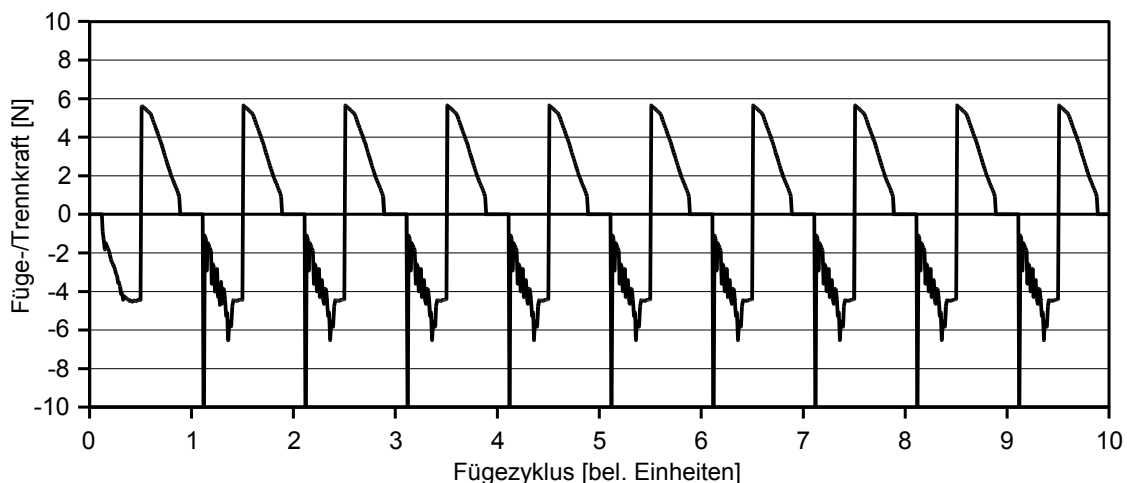


Abbildung 85: Darstellung der Füge-/Trennkraft in mehreren aufeinander folgenden Simulationszyklen. Die Rechnungen wurden mit einem nicht für die Simulation mehrerer Zyklen optimierten Modell durchgeführt. Durch die durchgeführte adaptive Netzanpassung traten zwischen dem ersten und zweiten Zyklus minimale Schwankungen auf, danach war keine weitere Veränderung festzustellen.

den, die wahrscheinlich ausschließlich durch die Neuvernetzung auftraten. In allen nachfolgenden Zyklen beziehungsweise in allen Zyklen ohne dynamische Netzanpassung wurden exakt identische Kräfte berechnet.

Das in diesen Simulationen beobachtete Verhalten zeigte deutlich, dass sich das oben entwickelte Modell alleine noch nicht zur Simulation des Verschleißverhaltens eignet. Dies lag zum einen an den im Verhältnis zu den Verschleißspuren relativ großen Elementen, zum anderen an der fehlenden Beschreibung des Materialverhaltens beim Verschleiß. Zur weiteren Anpassung der Elementgröße sollte auch weiterhin auf die adaptive Netzanpassung zurückgegriffen werden. Da die kontaktgestützte Netzanpassung sehr schnell zu einem starken Anstieg der Rechenzeit führte, sollte stattdessen eine durch die Spannungen oder Verzerrungen im Modell gesteuerte Netzanpassung durchgeführt werden. Auch für die Änderung der Beschreibung des Materialverhaltens war die Verteilung von Spannungen und Verzerrungen innerhalb des Modells beim Fügen und Trennen von Interesse.

Zur Simulation der durch den Verschleiß hervorgerufenen Oberflächenveränderungen wurde das bisher verwendete numerische Materialmodell durch ein sogenanntes Schadensmodell ergänzt. Dieses erlaubt die dynamische Anpassung der Materialparameter und -eigenschaften abhängig von den umgebenden mechanischen Belastungen. Die für diese Materialbeschreibung benötigten Parameter, wie zum Beispiel die kritische Spannung vor einem Materialdefekt sowie der nach einem Materialdefekt verwendete Elastizitätsmodul, wurden an die Ergebnisse der oben beschriebenen Simulationen angelehnt. Die verwendeten Parameter wurden in einer Reihe von Simulationen auf ihre Plausibilität hin untersucht und anschließend für alle folgenden Rechnungen fest gewählt.

Die mit diesem Materialmodell ermittelten Kraftverläufe bei Variation des Elastizitätsmoduls sind in den Abbildungen 86 und 87 dargestellt. Die Simulationen wurden mit einer Querkontraktionszahl von 0,35 durchgeführt. Durch die Verwendung dieses veränderten Materialmodells wurde erreicht, dass sich der Verlauf der Füge-/Trennkräfte in mehreren aufeinanderfolgenden Zyklen veränderte. Ausmaß und Richtung der Veränderungen variierten in Abhängigkeit von

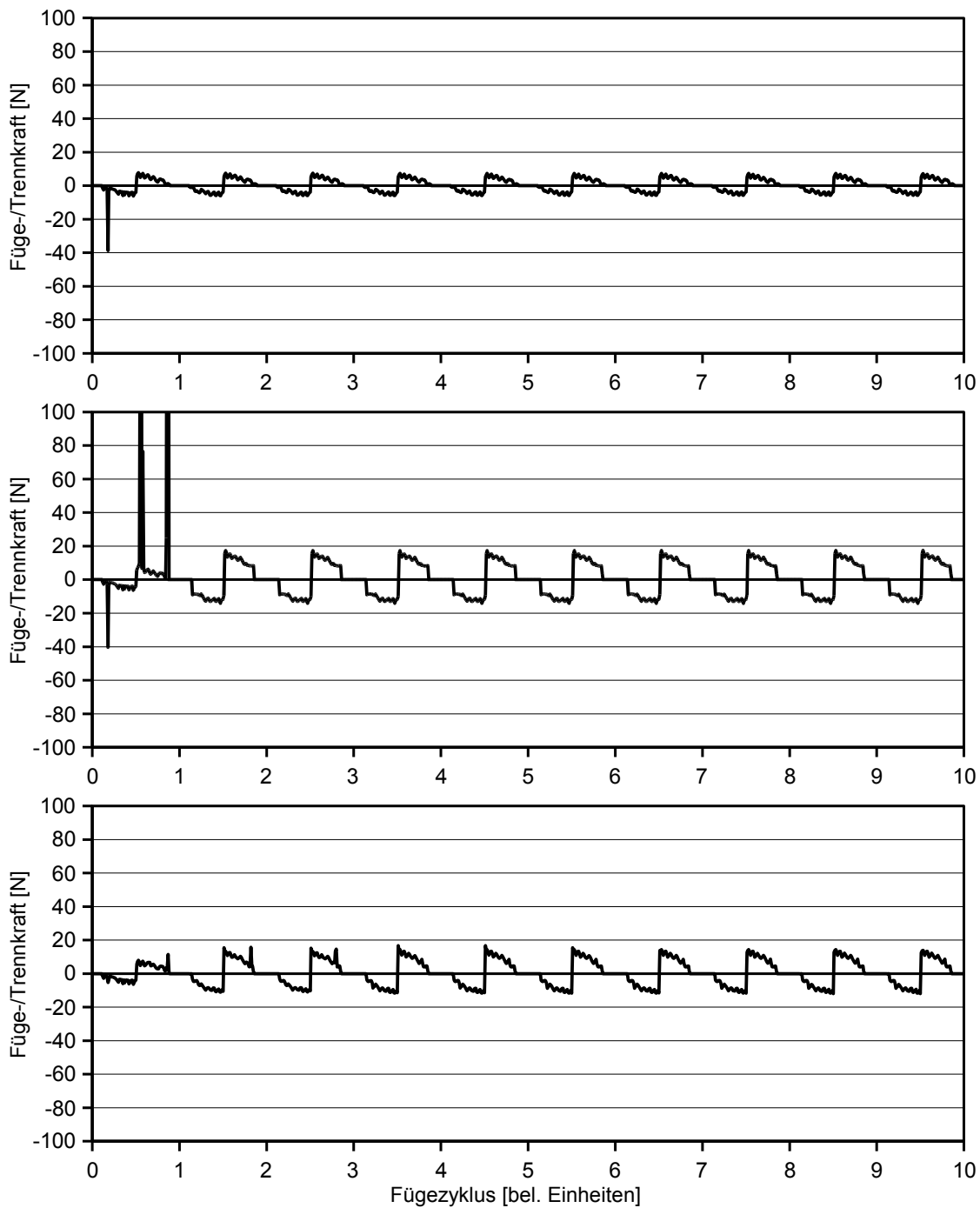


Abbildung 86: Darstellung der Füge-/Trennkraft in mehreren aufeinander folgenden Simulationszyklen mit einem Elastizitätsmodul von 90 MPa (oben), 95 MPa (Mitte) und 100 MPa (unten).

den verwendeten Materialparametern. Neben dem Elastizitätsmodul zeigte auch die Querkontraktionszahl einen deutlichen Einfluss auf Art und Richtung der Veränderungen.

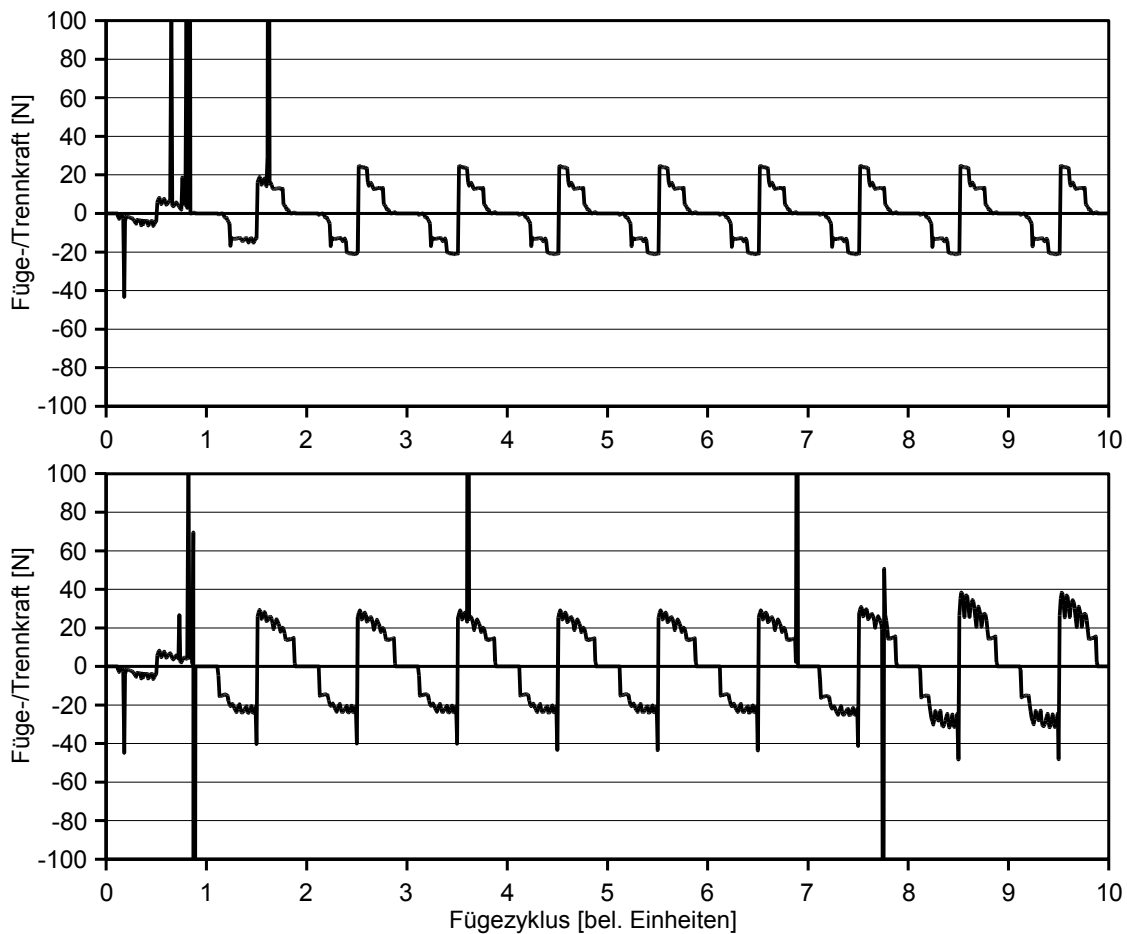


Abbildung 87: Darstellung der Füge-/Trennkraft in mehreren aufeinander folgenden Simulationszyklen mit einem Elastizitätsmodul von 105 MPa (oben) und 110 MPa (unten).

In den Abbildung 86 und 87 ist zu erkennen, dass der Anstieg zwischen initialer und finaler Trennkraft mit ansteigendem Elastizitätsmodul zunimmt. Ein ähnliches Verhalten war auch bei den Teleskopen bei der mechanischen Verschleißsimulation zu beobachten. Abbildung 88 zeigt eine Gegenüberstellung der initialen und der finalen Trennkraft aus den FE-Simulationen sowie aus der mechanischen Verschleißsimulation, jeweils sortiert nach dem Elastizitätsmodul der verwendeten Materialien. Zur Berechnung der initialen und der finalen Trennkraft wurde jeweils der Mittelwert über die jeweils ersten beziehungsweise jeweils letzten gemessenen Zyklen gebildet. Bei der Berechnung der finalen Trennkraft wurden auch die Teleskope berücksichtigt, die nicht erfolgreich über 10.000 Zyklen verschlissen wurden. Dies erklärt auch den relativ hohen Wert für die finalen Trennkraft bei den Teleskopen aus den Legierungen *Esteticor*



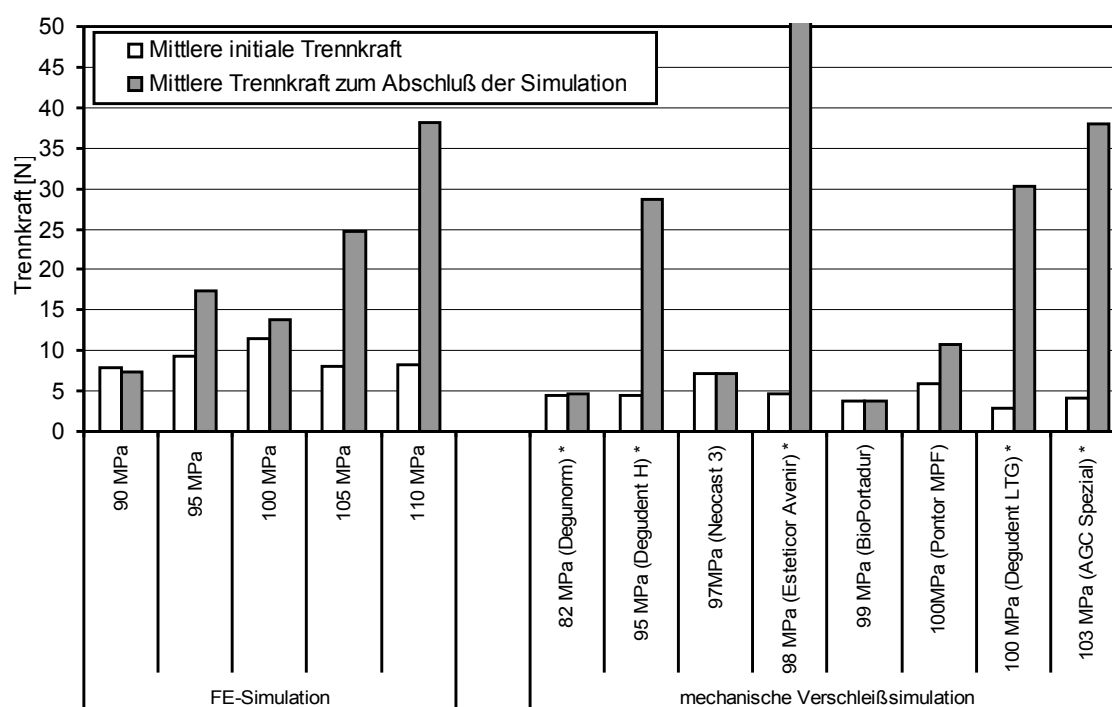


Abbildung 88: Gegenüberstellung der initialen und der finalen Trennkraft aus der FE-Simulation und der mechanischen Verschleißsimulation in Abhängigkeit vom Elastizitätsmodul. Bei der mechanischen Simulation wurden auch Proben berücksichtigt, bei denen nicht die vorgesehene Anzahl von 10.000 Lastzyklen erreicht wurde. Die entsprechenden Legierungen sind mit \* gekennzeichnet.

*Avenir* und *Degudent H*. Besonders bei den Teleskopen aus *Estetitor Avenir* mit einer Erfolgsrate von nur 22 % führt dies zu einer deutlich erhöhten finalen Trennkraft. Nimmt man die Teleskope aus der Betrachtung heraus, die nicht erfolgreich verschliffen werden konnten, so ist die in Abhängigkeit vom Elastizitätsmodul steigende Trennkraft wesentlich deutlicher zu erkennen (siehe Abbildung 89).

Dies zeigt, dass das entwickelte zweidimensionale FE-Modell von Verschleißprozessen in der Lage ist, materialabhängige Tendenzen beim Verschleiß der Teleskopkronen aufzuzeigen. Nicht erkennbar ist dagegen das Versagen der Teleskope durch ein „Festfressen“ während der mechanischen Verschleißsimulation. Dies liegt darin begründet, dass das 2D-Modell nur in beschränkter Weise die adhäsiven Verschleißprozesse darstellen und simulieren kann. Gerade diese Verschleißprozesse, in deren Folge zum Teil großflächige Auflagerungen zu beobachten waren, können in einem besonderen Maße zum Verkanten der

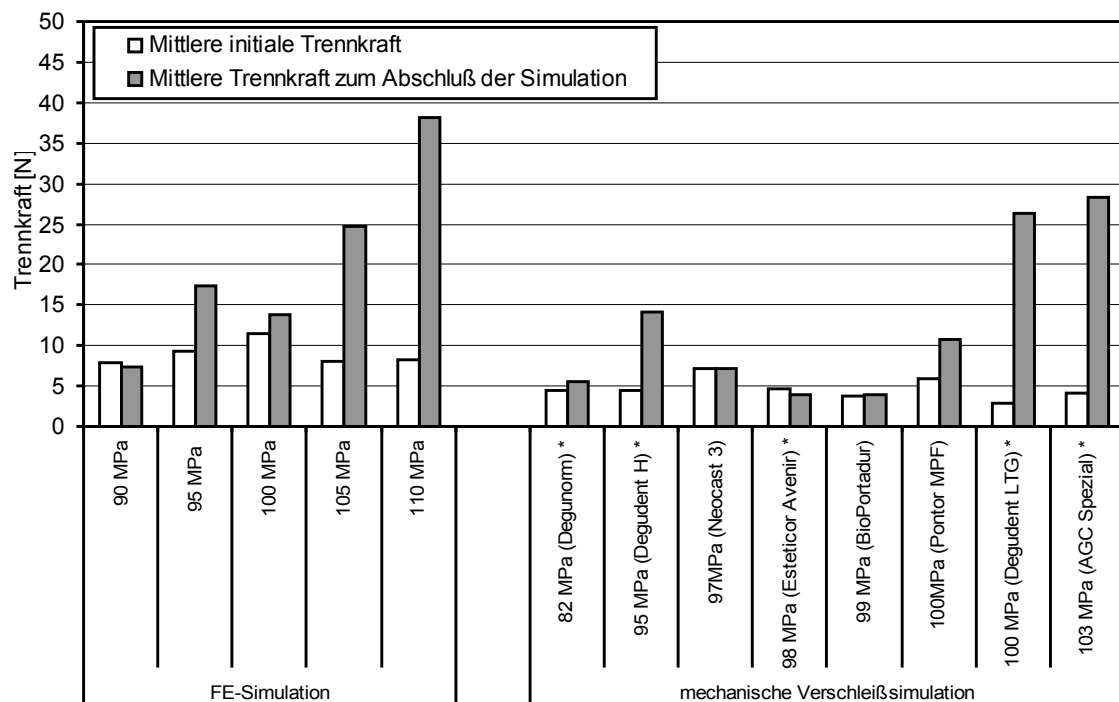


Abbildung 89: Gegenüberstellung der initialen und der finalen Trennkraft aus der FE-Simulation und der mechanischen Verschleißsimulation in Abhängigkeit vom Elastizitätsmodul. Bei der mechanischen Simulation wurden nur die Proben berücksichtigt, bei denen die vorgesehene Anzahl von 10.000 Lastzyklen erreicht wurde. Entsprechende Legierungen sind mit \* gekennzeichnet.

Teleskope führen, was in den mechanischen Verschleißsimulationen zu einem Abbruch der Simulation führt.

### 11.3.4 Übertragung der numerischen Verschleißsimulation auf das dreidimensionale Modell

Das oben beschriebene FE-Modell zur Beschreibung und Simulation von Verschleißvorgängen sollte nun von den zweidimensionalen auf die dreidimensionalen FE-Modelle übertragen werden. Dazu wurde zunächst das idealisierte dreidimensionale FE-Modell verwendet. Die Simulation des Fügeweges wurde wie für das zweidimensionale Modell beschrieben durchgeführt. Die Simulation des Füge-/Trennzyklus wurde zuerst mit Adaptivität sowie unter Berücksichtigung eines realistischen Plastizitätsverhaltens mit einer Grenzdehnung von 290 MPa durchgeführt. Das bislang verwendete Schadensmodell wurde in den Simulationen nicht verwendet, da bei ersten Testrechnungen dieses Schadens-

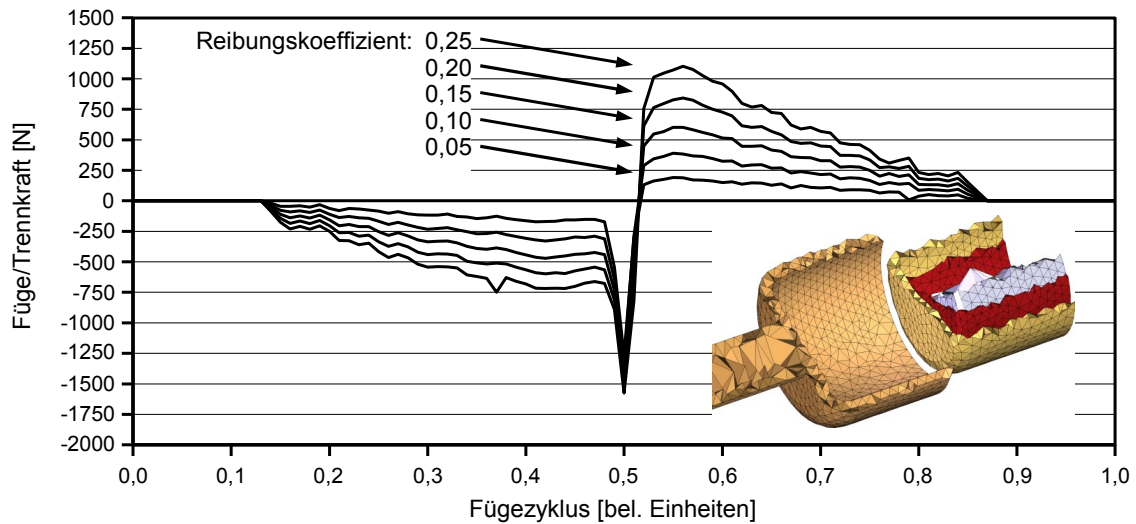


Abbildung 90: Verlauf der Füge/Trennkraft im idealisierten dreidimensionalen Modell bei verschiedenen Reibungskoeffizienten.

modell zu einem frühzeitigen Verkanten des Teleskopes und in der Folge zum Abbruch der Rechnungen führte. Abbildung 91 zeigt die in diesen Simulationen ermittelten Füge-/Trennkraft bei einem Anpressdruck von 10 Pa bei Variation des Reibungskoeffizienten von 0,05 bis 0,25 in Schritten von 0,05. Die ermittelten Kräfte lagen hier je nach angenommenen Reibungskoeffizienten mit bis zu 1100 N fast um einen Faktor 100 über denen im zweidimensionalen Modell. Daher wurden diese Simulationen mit einem deutlich reduzierten Anpressdruck

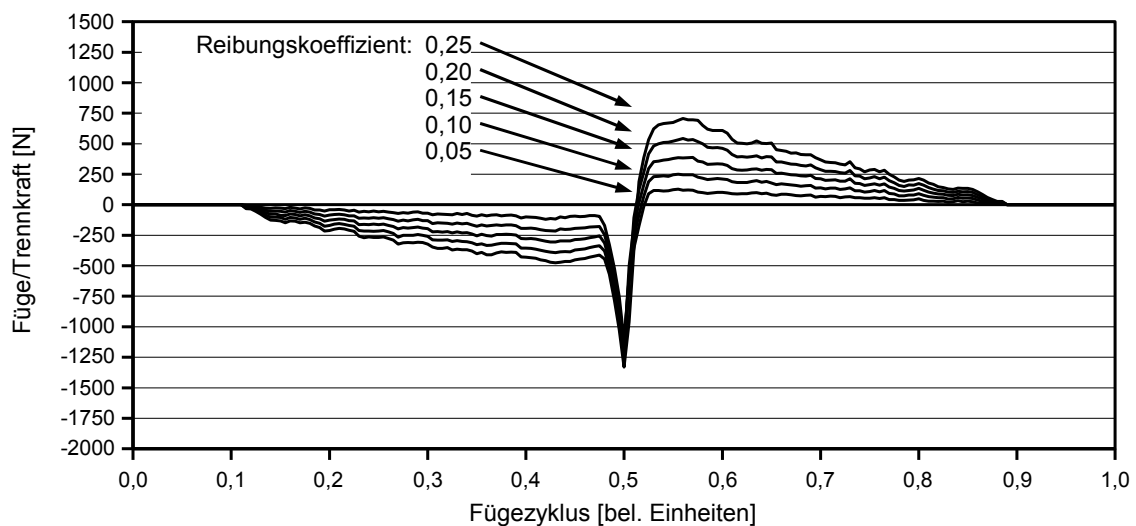


Abbildung 91: Verlauf der Füge/Trennkraft im idealisierten dreidimensionalen Modell bei verschiedenen Reibungskoeffizienten.

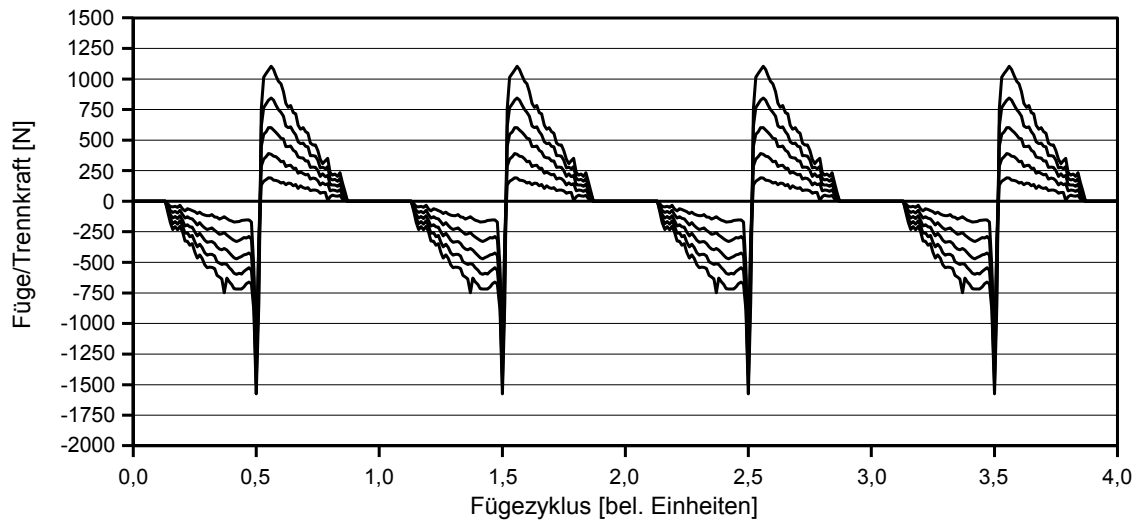


Abbildung 92: Verlauf der Füge/Trennkraft in vier aufeinanderfolgenden Verschleißzyklen im idealisierten dreidimensionalen Modell bei verschiedenen Reibungskoeffizienten.

von 0,05 Pa erneut durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Simulationen sind in Abbildung 91 dargestellt. Durch die Absenkung des Anpressdrucks konnte die maximale Trennkraft zwar deutlich reduziert werden, sie lag aber mit bis zu 670 N deutlich über den gemessenen Werten. Eine weitere Verringerung des Anpressdrucks erschien daher nicht geeignet, um die Füge-/Trennkraft weiter zu reduzieren.

Ein Vergleich der Ergebnisse eines einzelnen Füge-/Trennvorgangs im zweidimensionalen und im idealisierten dreidimensionalen Modell zeigte auch im dreidimensionalen Modell eine mit dem Reibungskoeffizienten zunehmende Asymmetrie zwischen der Höhe der Kräfte beim Fügen und beim Trennen. Gleichzeitig war im idealisierten dreidimensionalen Modell trotz der Höhe der auftretenden Kräfte kein Verkanten zwischen Innen- und Außenteil des Teleskopes festzustellen, wie es sich besonders bei der Kombination eines hohen Reibungskoeffizienten mit einem hohen Anpressdruck im zweidimensionalen Modell zeigte (Abbildung 81).

Da sich das Fügen und Trennen im idealisierten dreidimensionalen Modell trotz der hohen Kräfte problemlos simulieren ließ, wurden an diesem Modell mehrere aufeinanderfolgende Füge-/Trennzyklen simuliert. Abbildung 92 zeigt den Kraftverlauf für diese Simulationen bei Variation des Reibungskoeffizienten von

0,05 bis 0,25 und einem Anpressdruck von 10 Pa. Es zeigte sich keine Veränderung der Trennkraft in aufeinanderfolgenden Zyklen. Da das im zweidimensionalen Modell verwendete Schadensmodell wie oben erwähnt nicht verwendbar war, wurde stattdessen die Dehngrenze des verwendeten Materials um einen Faktor 10 reduziert, um plastische Deformationen auf der Oberfläche schon bei geringeren Belastungen zuzulassen. Diese Veränderung der Materialparameter hatte auch bei wiederholtem Fügen und Trennen der Teleskope keinen Einfluss auf die ermittelten Kräfte.

Ein Grund für die mangelnde Oberflächenveränderung im idealisierten dreidimensionalen Modell könnte in der relativ groben Vernetzung der Oberfläche in diesem Modell liegen. Selbst nach der Reduzierung der Elementgrößen durch die adaptive Netzanpassung lagen die Kantenlängen der Elemente auf der Oberfläche nur selten unter 0,15 mm. Eine weitere Reduktion der Kantenlängen, entweder durch eine Verschärfung der Adaptivitätskriterien oder durch eine veränderte Modellgenerierung, schien wegen der zu erwartenden Erhöhung der Rechenzeit an diesem Modell nicht sinnvoll. Zur Optimierung der Simulationsparameter wurde daher das Modell eines Oberflächenabschnittes mit darauf modellierten Defekten verwendet.

An einem solchen idealisierten Blockmodell waren bereits vorab eine Reihe von Versuchen durchgeführt worden. Dabei wurden jedoch noch keine realistischen Parameter verwendet. Abbildung 93 zeigt die mechanischen Deformationen des aufmodellierten Defektes mit einer Höhe von 100µm nach einer dieser Simulationen. Der Abstand zwischen Innen- und Außenblock lag bei 10 µm. Bei dieser Konfiguration konnte schon im ersten Füge/Trennzyklus eine Deformation der Auflagerung beobachtet werden, die mit typischen Adhäsionsspuren aus den REM-Untersuchungen der verschlissenen Teleskope vergleichbar war. Während des zweiten Fügezyklus waren die ermittelten Deformationen jedoch schon so groß (siehe markierter Bereich in Abbildung 93 unten), dass die aufgestellten Gleichungssysteme nicht gelöst werden konnten, was zu einem Abbruch der Simulation führte.

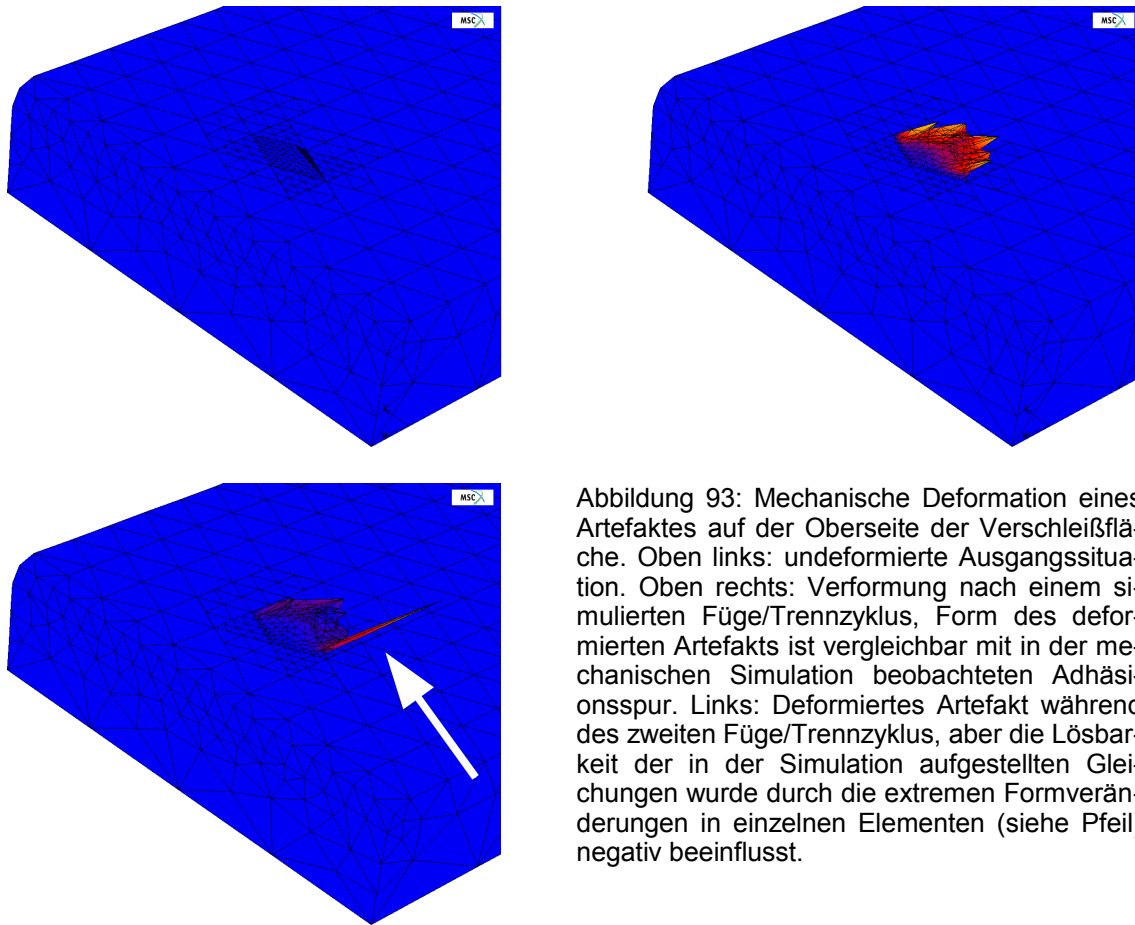


Abbildung 93: Mechanische Deformation eines Artefaktes auf der Oberseite der Verschleißfläche. Oben links: undeformierte Ausgangssituation. Oben rechts: Verformung nach einem simulierten Füge/Trennzyklus, Form des deformierten Artefakts ist vergleichbar mit in der mechanischen Simulation beobachteten Adhäsionsspur. Links: Deformiertes Artefakt während des zweiten Füge/Trennzyklus, aber die Lösbarkeit der in der Simulation aufgestellten Gleichungen wurde durch die extremen Formveränderungen in einzelnen Elementen (siehe Pfeil) negativ beeinflusst.

Unter Verwendung identischer Parameter wie in den Simulationen am idealisierten dreidimensionalen Modell zeigte sich im Blockmodell ein ähnlicher Verlauf der Füge/Trennkraft. Die Höhe der ermittelten Kräfte beim Fügen und Trennen variierte dabei mit dem angenommenen Abstand zwischen Innen- und Außenteleskop sowie der Höhe des modellierten Defektes. Eine bleibende Deformation im Bereich der Defekte oder in den gegenüberliegenden Oberflächenabschnitten konnte jedoch nicht beobachtet werden. Ein Verhalten, wie es in Abbildung 93 dargestellt ist, ließ sich hiermit nicht reproduzieren. Ein solch unrealistisch großer Defekt im Kontaktbereich führte zusammen mit den realitätsnahen Materialparametern immer zu einem Abbruch der Simulationen.

Als Konsequenz aus dem Nichtgelingen wurde beschlossen, mit einem Modell mit realistischen Defekten im Kontaktbereich zu arbeiten. Hierzu wurde sowohl auf dem oberen Bereich des Innenteleskops wie auch im unteren Bereich des

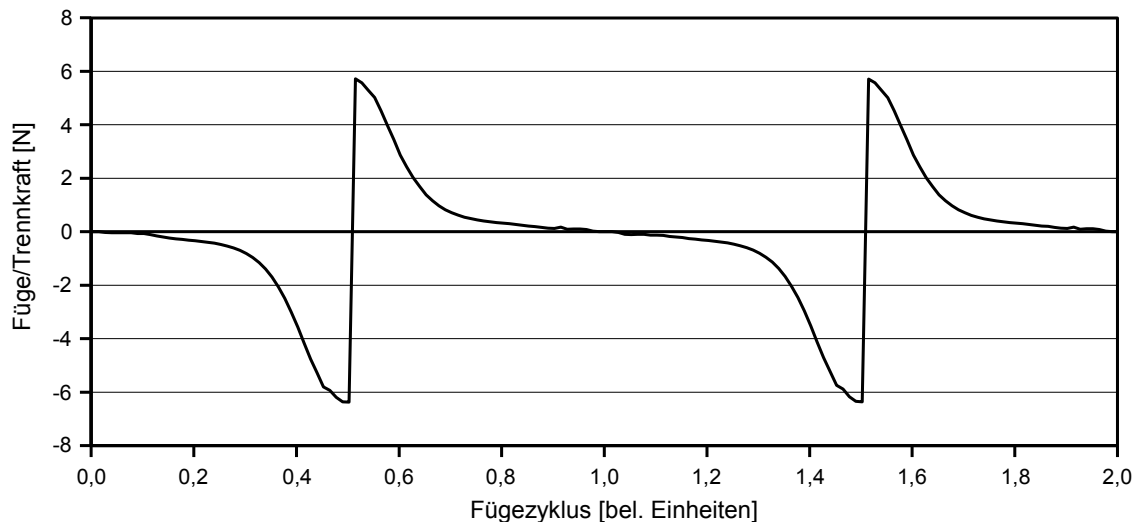


Abbildung 94: Verlauf der Füge/Trennkraft bei zwei aufeinanderfolgenden Füge/Trennzyklen im Blockmodell eines Oberflächenabschnittes mit aufmodellierten Defekten.

Außenteleskops ein Defekt mit einer Höhe von  $10\ \mu\text{m}$  und einer Breite und Länge von jeweils  $25\ \mu\text{m}$  erstellt. Innen- und Außenteleskop wurden so positioniert, dass zwischen den undeformierten Kontaktflächen ein Abstand von  $5\ \mu\text{m}$  lag. Abbildung 94 zeigt den Verlauf der Füge/Trennkraft an diesem Modell. Mit bis zu  $6\ \text{N}$  lag die Kraft dabei in einer für das gesamte Teleskop realistischen Größenordnung. Die Rechenzeit für einen einzelnen Füge/Trennzyklus lag dabei zwischen 24 und 32 Stunden.

Verschiedene Materialparameter sowie Parameter des Schadensmodells wurden variiert, um den Einfluss dieser Parameter auf die Oberflächenveränderung zu untersuchen. Bei den meisten Parametern, deren Variation einen Einfluss auf das Fügeverhalten erkennen ließ, ergab sich nur ein kleiner Bereich, in dem sich diese Parameter sinnvoll variieren ließen. Oberhalb dieses Intervalls war bei wiederholtem Fügen und Trennen keine Oberflächenveränderung zu erkennen, unterhalb dieses Intervalls mussten dagegen die Simulationen typischerweise bereits vor Erreichen des ersten vollständigen Fügens abgebrochen werden.

Dieses Verhalten soll an dem Beispiel der Dehngrenze des Materials gezeigt werden. Im gefügten Zustand ergab sich bei der in Abbildung 94 gezeigten Simulation im Bereich der Defekte eine Spannung von bis zu  $4,4\ \text{MPa}$ . Um eine

Veränderung der Oberflächen zu provozieren, wurde in verschiedenen Simulationen die Dehngrenze der verwendeten Legierung mit Werten zwischen 1 und 5 MPa in Schritten von 1 MPa variiert. Zusätzlich wurden Simulationen mit einer Dehngrenze von 10 MPa, 15 MPa und 20 MPa durchgeführt. Gleichzeitig mit der Variation der Dehngrenze wurde der Reibungskoeffizient von 0,1 bis 0,5 in Schritten von 0,1 variiert. Mit diesen Materialparametern wurden jeweils zwei aufeinanderfolgende Füge/Trennzyklen simuliert. Bei einer Dehngrenze von 1 MPa oder weniger konnte die Simulation des initialen Fügevorgangs nicht abgeschlossen werden. Die Simulationen mit einer Dehngrenze von 2 MPa wurden vor Abschluss des ersten vollständigen Füge/Trennzyklus beendet. Bei einer Dehngrenze von 5 MPa konnten die beiden Füge/Trennzyklen zwar erfolgreich abgeschlossen werden, es waren aber nur minimale plastische Deformationen zu erkennen, die auch keine Veränderung des Trennkraftverlaufes hervorriefen. Hier hätte sich eventuell bei einem mehrfachen Fügen und Trennen ein messbarer Einfluss auf den Kraftverlauf ergeben. Da aber für einen einzelnen Zyklus eine Rechendauer von 30 Stunden benötigt wurde, wurde ein solches mehrfaches Fügen und Trennen wegen der zu erwartenden langen Rechenzeit nicht simuliert. Bei Dehngrenzen oberhalb von 5 MPa konnte dagegen keine plastische Deformation in dem Oberflächensegment ermittelt werden.

Die Materialparameter, bei denen hier eine Oberflächenveränderung innerhalb weniger simulierter Füge/Trennzyklen festgestellt werden konnten, lagen weit von realistischen Materialparametern entfernt. Eine Übertragung dieser Parameter auf die in der mechanischen Verschleißsimulation verwendeten Legierungen war somit nicht möglich.



### 11.3.5 Vergleich der Messungen im HexMeS mit den Finite-Elemente-Simulationen

Die FE-Simulationen, die die Belastungssituation im HexMeS nachempfinden sollten, wurden am semirealistischen FE-Modell durchgeführt. Wie schon im Abschnitt zur Modellgenerierung erwähnt, war es nicht möglich, die reale Geometrie als Vorlage zur Modellerzeugung zu verwenden. Um dennoch den Einfluss des Verschleißes auf die Beweglichkeit zu modellieren, wurden auf der vestibulären sowie auf der palatinalen Seite Defekte in Form einer Einschnürung von  $10\ \mu\text{m}$  im oberen und unteren Drittel des Innenteleskopes angebracht. Das Innenteleskop dieses Modells ist in Abbildung 95 dargestellt. Lage und Ausmaß der Defekte wurden den in den REM-Bildern gefundenen Ergebnissen nachempfunden.

Das ursprüngliche semirealistische FE-Modell sowie das Modell mit den idealisierten Verschleißdefekten wurden entsprechend der Versuchsanordnung im

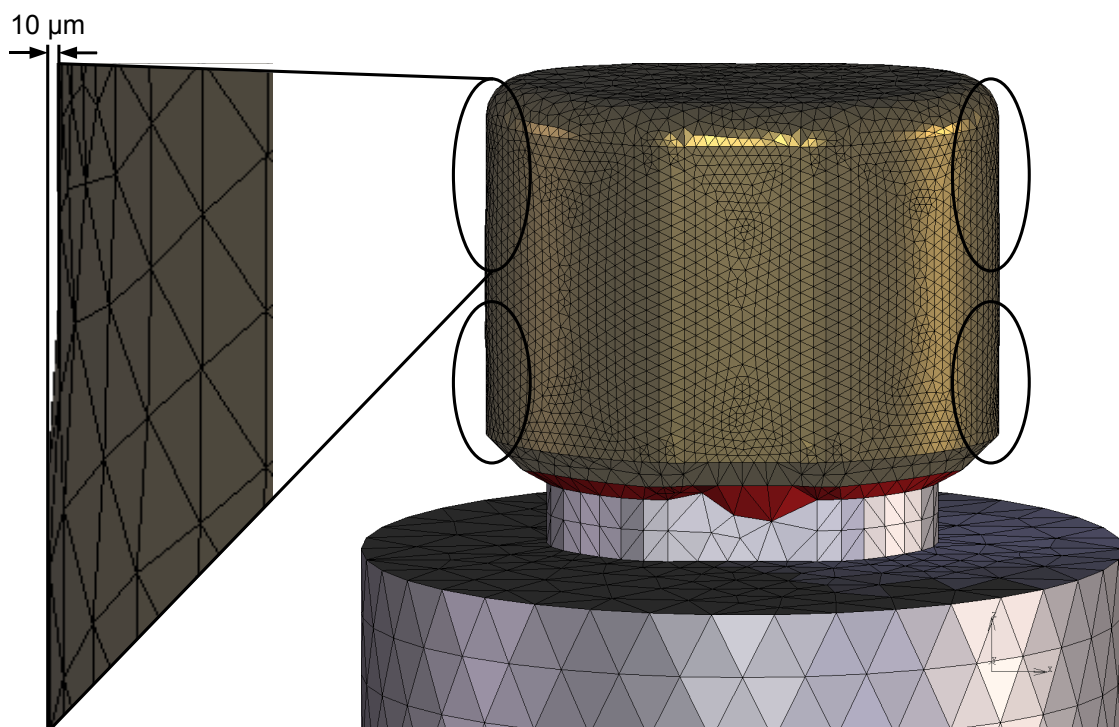


Abbildung 95: Darstellung der zur Modellierung des Verschleißes modifizierten Bereiche am Innenteleskop. In vier Bereichen (jeweils oberes und unteres Drittel auf der vestibulären und palatinalen Seite) wurde eine Einschnürung von  $10\ \mu\text{m}$  modelliert.

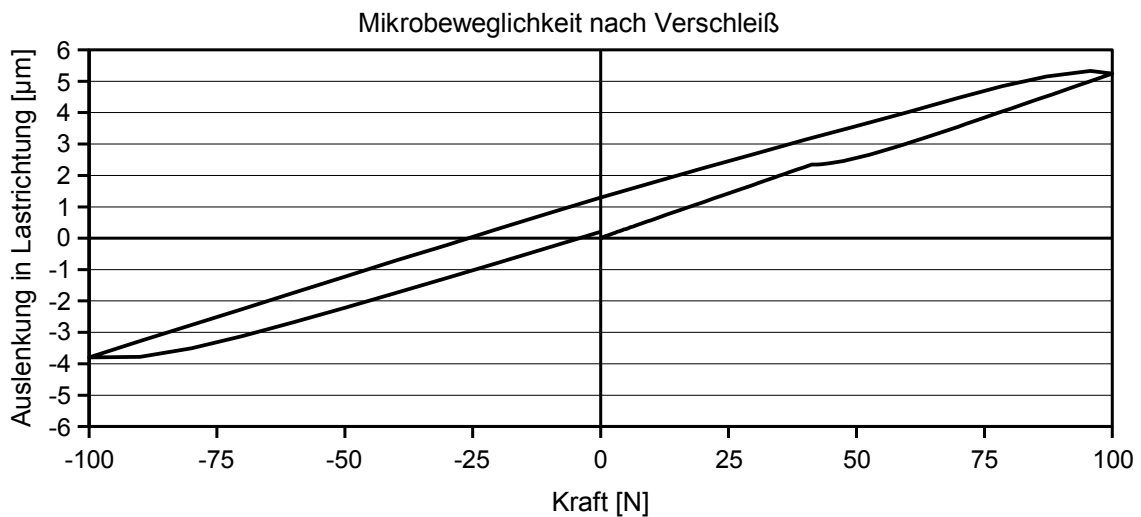
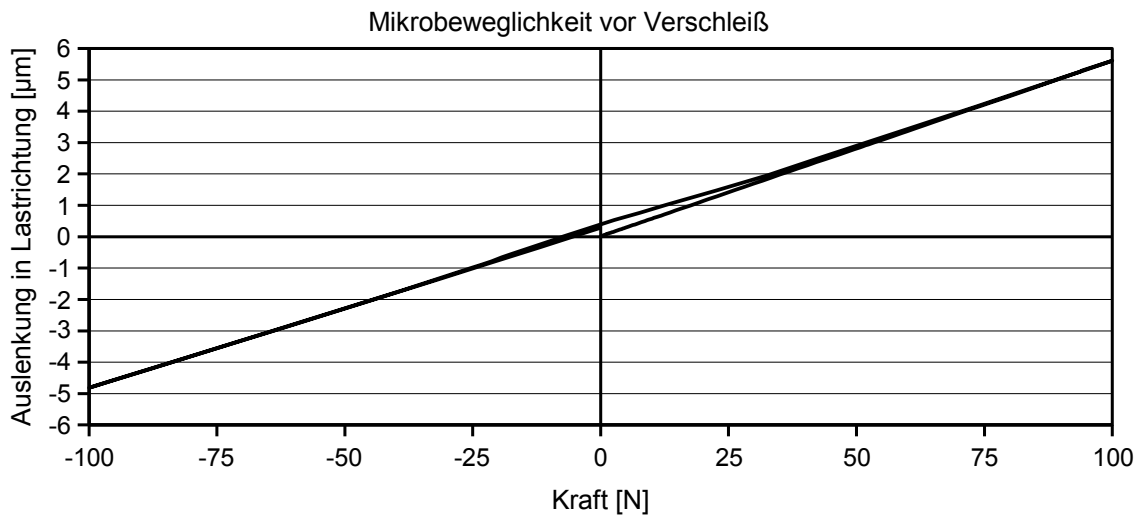


Abbildung 96: Berechnete Bewegung des Würfelmittelpunktes auf dem Teleskop in Lastrichtung bei Belastung in mesio-distaler Richtung vor und nach Verschleiß.

HexMeS belastet. Da die exakte Modellierung der Kraftübertragung über den Sensor im HexMeS zu aufwändig war, wurde der Arm im Gegensatz zu den Messungen direkt mit einer Kraft belastet. Die Kraft auf dem Arm wurde zuerst schrittweise auf 100 N erhöht, anschließend auf -100 N gesenkt und dann wieder vollständig entlastet. Zur Ermittlung der Probenbewegung entsprechend der Messung im HexMeS wurde ein Knoten in der entsprechenden Höhe des Würfelmittelpunktes in das Modell eingefügt und mittels eines sogenannten „Link“ starr mit der Oberseite des Außenteleskopes verbunden. Abbildung 96 zeigt die

Bewegung dieses simulierten Würfelmittelpunktes für das FE-Modell vor und nach Verschleiß bei einer Belastung in mesio-distaler Richtung.

Da wegen der idealisierten Darstellung der Verschleißspuren in diesem Modell ein direkter Vergleich zwischen Experiment und Simulation nicht möglich ist, soll hier nur allgemein auf die Veränderung der Beweglichkeit in der Simulation eingegangen werden.

# 12 Zusammenfassung und Ausblick

---

## 12.1 Der Messaufbau HexMeS

Das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Hexapod-Mess-System hat bei den hier vorgestellten Messungen gezeigt, dass mit diesem System der Einfluss von Verschleißspuren auf die Mikrobeweglichkeit von Halteelementen aus der prothetischen Zahnheilkunde und damit auch auf die Stabilität dieser Elemente untersucht werden kann. Diese Messungen haben gezeigt, dass die durch wiederholtes Fügen und Trennen auftretenden Verschleißspuren im Kontaktbereich zwischen Innen- und Außenteleskop die Beweglichkeit des Verbundes zum Teil deutlich beeinflussen. Abhängig von der Art der auftretenden Verschleißspuren (Abrasion, Adhäsion oder Oberflächenzerrüttung) sowie der Lokalisation dieser Oberflächenveränderungen konnten sowohl eine Erhöhung wie auch eine Verringerung der Beweglichkeit der Teleskope durch den Verschleiß festgestellt werden.

Die durchgeführten mechanischen Verschleißuntersuchungen haben gezeigt, dass eine Charakterisierung des Verschleißverhaltens anhand der verwendeten Legierungen möglich ist. Weiterführende Untersuchungen sollten sich mit der Frage beschäftigen, ob dieses charakteristische Verschleißverhalten sich auch in der Veränderung der Mikrobeweglichkeit nachweisen lässt.

## 12.2 Numerische Simulation von Verschleißprozessen

Die hier vorgestellten numerischen Methoden zur Simulation von Verschleißprozessen in der dentalen Biomechanik und Werkstoffkunde liefern eine zusätzliche Perspektive zur Untersuchung der Eignung verschiedener Werkstoffe in der dentalen Biomechanik. Die oben aufgeführten Ergebnisse haben gezeigt, dass es möglich ist, an unterschiedlich komplexen FE-Modellen den Einfluss verschiedener Materialparameter auf das mechanische Verhalten beim Fügen und Trennen von Teleskopkronen in der dentalen Prothetik zu untersuchen.

Durch den Vergleich der in den FE-Simulationen gewonnenen Ergebnisse mit den Ergebnissen der mechanischen Verschleißsimulationen konnten die verwendeten numerischen Methoden validiert werden.

Die vorgestellten einfachen, zweidimensionalen FE-Modelle idealisierten die vorgegebene Problemstellung sehr stark, insbesondere da sie eine vollständige Simulation des Verschleißes, besonders des abrasiven und adhäsiven Verschleißes, aus geometrischen Gründen nicht erlaubten. Die geringere Komplexität im Vergleich zu den dreidimensionalen Modellen führte jedoch zu einer kurzen Rechenzeit, wodurch systematische Rechnungen an diesen Modellen ermöglicht wurden.

Eine Simulation von Verschleißprozessen in „Echtzeit“, also über eine entsprechend hohe Anzahl von Lastzyklen, ist durch die dafür benötigte Rechenzeit nicht realistisch. Auch treten bei dem Versuch einer solch realistischen Verschleißsimulation numerische Probleme auf. So haben die Untersuchungen zur mechanischen Simulation des Verschleißes, insbesondere die Untersuchung der verschlissenen Teleskopoberflächen im Rasterelektronenmikroskop, gezeigt, dass trotz des deutlichen mechanischen Einflusses des Verschleißes die zu beobachtenden Verschleißspuren in der Größenordnung stark variierten. So hatten die beobachteten Abrasionsspuren häufig eine Breite von wenigen Mikrometern, ebenso auch nur eine geringe Tiefe. Auch wenn der Einfluss von Abrasionen auf das Füge-/Trennverhalten der Teleskope nur gering ist, so kann im Bereich dieser Abrasionen auch adhäsiver Verschleiß ausgelöst werden. Eine realitätsnahe Simulation von Verschleißprozessen müsste daher auch abrasive Verschleißvorgänge berücksichtigen. Dies würde enorme Anforderungen an die Qualität der Gestaltung der zu untersuchenden Oberflächen stellen, die sich auch in der zur Simulation benötigten Rechenzeit widerspiegeln würde.

### **12.3 Weiterführende Arbeiten**

Zur Zeit ist eine zahnmedizinische Doktorarbeit in Vorbereitung, die sich mit dem Problem der Erfassung und Digitalisierung der Teleskopoberflächen vor

und nach Verschleiß beschäftigt. Dabei sollen in der Zahnmedizin etablierte Verfahren zur Abdrucknahme verwendet werden, um die vom Verschleiß betroffenen Teleskopoberflächen an einer Reihe von Teleskopen vor und nach Verschleiß zu duplizieren. Diese Duplikate sollen dann als Basis zur Digitalisierung der Modelloberflächen verwendet werden. An den so erstellten FE-Modellen sollen dann Simulationen zum Fügen und Trennen der Teleskope durchgeführt werden. Ebenfalls soll an diesen Teleskopen die Untersuchung der Mikrobeweglichkeit, sowohl im HexMeS wie auch in der Simulation, untersucht werden.

Für die mechanische Simulation der Verschleißprozesse wurde inzwischen ein neuer Versuchsaufbau entwickelt, der zusätzlich eine zyklische extraaxiale Belastung auf die zu untersuchenden Teleskope aufbringt. Diese Simulation entspricht besser der klinischen Situation, da die funktionale, nicht-zentrische Belastung der Teleskope beim Kauen oder Schlucken einen zusätzlichen Einfluss auf das Verschleißverhalten hat. Auch bei diesen Teleskopen soll vor und nach Verschleiß die Mikrobeweglichkeit im HexMeS bestimmt werden. Auch diese experimentellen Untersuchungen sollen wieder mit numerischen Simulationen begleitet werden.

Die bei diesen Simulationen zu erwartende Komplexität der FE-Modelle benötigt eine hohe Rechenleistung, um die Berechnungen in einer vertretbaren Zeitdauer durchzuführen. Eine Möglichkeit, die FE-Simulationen zu beschleunigen, liegt in der Parallelisierung der Rechenprobleme. Das in der hier vorgestellten Arbeit verwendete FE-System MSC.Marc/Mentat unterstützt die Verteilung einer Simulation auf verschiedene Prozessoren. Dadurch ist es möglich, das Lösen der durch die FEM aufgestellten Gleichungssysteme zu beschleunigen. Ein solches Rechnernetz, zu Anfang bestehend aus fünf leistungsfähigen Rechnern mit jeweils vier Prozessoren, befindet sich zur Zeit in der Stiftungsprofessur für Oralmedizinische Technologie im Aufbau. Neben der Parallelisierung einzelner Rechnungen ist hierbei auch die gleichzeitige Ausführung verschiedener Simulationen möglich und von Interesse. Somit kann die für die systemati-

sche Variation verschiedener Parameter benötigte Rechenzeit wesentlich reduziert werden.

# 13 Literaturverzeichnis

---

- [1] Abdelgader, I., Rahimi, A., Keilig, L., Jäger, A., Bourauel, C.: Numerical and experimental investigation of different types of mini implants used for orthodontic anchorage. Eur J Orthod. (zur Veröffentlichung eingereicht).
- [2] Bathe, K. J.: Finite-Elemente-Methoden. Springer-Verlag. Berlin, Heidelberg, New York, Tokyo (1986).
- [3] Bayer, S.: Werkstoffwissenschaftliche Untersuchungen zum Verschleiß von hybridprothetischen Verankerungselementen. Inaugural-Dissertation, Universität Bonn (2004).
- [4] Becker, H.: Das Haftverhalten teleskopierender Kronen. Zahnärztl Welt 91 (1982), 48.
- [5] Becker, H.: Einflüsse des umgebenden Mediums auf das Haftverhalten teleskopierender Kronen. Zahnärztl Welt 91 (1982), 54.
- [6] Becker, H.: Untersuchungen der Abzugskräfte abnehmbarer Teleskopprothesen. Zahnärztl Prax 33 (1982), 153.
- [7] Becker, H.: Der Einfluß von Zahnpasta auf das Haftverhalten parallelwandiger Teleskopkronen. Zahnärztl Prax 8 (1983), 332-334.
- [8] Becker, H.: Wirkungsmechanismus der Haftung teleskopierender Kronen. Zahnärztl Prax 7 (1983), 281-284.
- [9] Becker, H.: Abzugskräfte an teleskopierenden Kronen aus verschiedenen Legierungen im Dauertest. Zahnärztl Prax 34 (1983), 427.
- [10] Benedikt, M.: Biomechanische Grundfragen. Offenes Sendschreiben an Herrn Hofrat Ernst Ludwig. Teil 1. Allg Wiener Med Zeitung LVI, Nummer 2 (1911), 25-26.



- [11] Besimo, C. E., Guarneri, A., Jahn, M.: Haltekraft von präfabrizierten Verankerungselementen für herausnehmbaren Zahnersatz nach Verschleißbeanspruchung in vitro. Dtsch zahnärztl Z 56 (2001), 370-375.
- [12] Böttger, H.: Das Teleskopsystem in der zahnärztlichen Prothetik. J.A. Barth, Leipzig (1961).
- [13] Böttger, H., Rosenbauer, K.: Rasterelektronenmikroskopische und röntgenmikroanalytische Untersuchungen der Oberfläche teleskopierender Anker. Österr Z Stomatol 75 (1978), 42-47.
- [14] Bourauel, C., Hinterkausen, M., Haase, A., Kobe, D., Drescher, D., Nellen, B.: In-vitro Bestimmung initialer Zahnbeweglichkeiten in einem optomechanischen Messaufbau. Biomed Tech 41 (1996), 316-317.
- [15] Bourauel, C., Freudenreich, D., Vollmer, D., Kobe, D., Drescher, D., Jäger, A.: Simulation of orthodontic tooth movements. A comparison of numerical models. J Orofac Orthop 60 (1999), 136-151.
- [16] Combe, E. C.: Zahnärztliche Werkstoffe: Zusammensetzung - Verarbeitung - Anwendung. Carl Hanser Verlag, München, Wien (1984).
- [17] Darbar, U. R., Huggett, R., Harrison, A., Williams, K.: The tooth-denture base bond: stress analysis using the finite element method. Eur J Prosthodont Restor Dent 1 (1993), 117-120.
- [18] Deger, Y.: Die Methode der Finiten Elemente. expert verlag GmbH, Renningen (2004).
- [19] Dental Vademekum. Bundeszahnärztekammer und Kassenzahnärztliche Bundesvereinigung (Hrsg.): Das Dental Vademekum 7. Deutscher Zahnärzte Verlag (2000).
- [20] DIN EN ISO 1562: Zahnheilkunde - Goldgusslegierungen. Berlin: Beuth Verlag GmbH (2004).

- [21] DIN 50320: Verschleiß - Begriffe, Systemanalyse von Verschleißvorgängen, Gliederung des Verschleißgebietes. Berlin: Beuth Verlag GmbH (1979).
- [22] DIN 50323: Tribologie - Begriffe. Berlin: Beuth Verlag GmbH (1988).
- [23] Drummer, R.: Pertometrische und elektronenmikroskopische Untersuchungen von Teleskop- und Konuskronen in Bezug auf ihre Friktion. Inaugural-Dissertation, Düsseldorf (1977).
- [24] Duyck, J., Naert, I. E., Van-Oosterwyck, H., Van-der-Sloten, J., De-Cooman, M., Lievens, S., Puers, B.: Biomechanics of oral implants: a review of the literature. *Technol Health Care* 5 (1997), 253-273.
- [25] Duyck, J., Van Oosterwyck, H., Vander Sloten, J., De Cooman, M., Puers, R., Naert, I.: Magnitude and distribution of occlusal forces on oral implants supporting fixed Protheses. *Clin Oral Implan Res* 11 (2000), 465-475.
- [26] Duyck, J., Van Oosterwyck, H., De Cooman, M., Puers, R., Vander Sloten, J., Naert, I.: Three-dimensional force measurements on oral implants: a methodological study. *J Oral Rehabil* 27 (2000), 744-753.
- [27] Epstein, D. D., Epstein, P. L., Cohen, B. I., Pagnillo, M. K.: Comparison of the retentive properties of six prefabricated post overdenture attachment systems. *J Prosthet Dent* 82 (1999), 579-584.
- [28] Falk, H., Laurell, L., Lundgren, D.: Occlusal force pattern in dentitions with mandibular implant-supported fixed cantilever prostheses occluded with complete dentures. *Int J Oral Maxillofac Implants* 4 (1989), 55-62.
- [29] Farah, J. W., Craig, R. G., Meroueh, K. A.: Finite element analysis of three- and four-unit bridges. *J Oral Rehabil* 16 (1989), 603-611.
- [30] Foley, J. D., van Dam, A., Feiner, S. K., Hughes, J. F.: *Computer Graphics: Principles and Practice in C (2nd Edition)*. Addison-Wesley Professional (1995).

- [31] Freudenstein, D., Wagner, A., Gürvit, Ö., Bartz, D., Duffner, F.: Simultaneous virtual representation of both vascular and neural tissue within the subarachnoid space of the basal cistern – technical note. *Med Sci Monit* 8 (2002), MT153-158.
- [32] Frick, H., Leonhardt, H., Starck, D.: *Spezielle Anatomie II: Kopf - Hals - Eingeweide - Nervensystem*. Thieme Verlag (1980).
- [33] Geginat, K.: *Untersuchungen der Abzugskräfte an teleskopierenden Ankern*. Inaugural-Dissertation, Düsseldorf (1978).
- [34] Grüner, M., Bourauel, C., Keilig, L., Utz, K.-H., Stark, H.: Entwicklung eines parodontienadäquaten Probenhalters für Verschleißuntersuchungen von Teleskopkronen. *Biomed Tech* 48 (2003), 15-19.
- [35] Grutzner, P. A., Langlotz, F., Zheng, G., von Recum, J., Keil, C., Nolte, L. P., Wentzensen, A., Wendl, K.: Computer-assisted LISS plate osteosynthesis of proximal tibia fractures: feasibility study and first clinical results. *Comput Aided Surg* 10 (2005), 141-149.
- [36] Gunne, J., Rangert, B., Glantz, P., Svensson, A.: Functional loads on freestanding and connected implants in three-unit mandibular prostheses opposing complete dentures: an in vivo study. *Int J Oral Maxillofacial Implants* 12 (1997), 335-341.
- [37] Hagner, M.: *Werkstoffwissenschaftliche Untersuchungen zum Verschleiß von teleskopprothetischen Verankerungselementen*. Med. Dissertation, Universität Bonn (2006).
- [38] Hinterkausen, M., Bourauel, C., Siebers, G., Haase, A., Drescher, D., Nellen, B.: In vitro analysis of the initial tooth mobility in a novel optomechanical set-up. *Med Eng Phys* 20 (1998), 40-49.
- [39] Hoffmann, J., Dammann, F., Troitzsch, D., Müller, S., Zerfowski, M., Bartz, D., Reinert, S.: Image-guided navigation for minimal invasive approaches in craniomaxillofacial surgery. *Biomed Tech* 47 Suppl. 1 Pt. 2 (2002), 728-731.

- [40] Jakob, G., Koglin, J., Meßner, A., Use, T.: Automatisierte Vermessung von akkommodativen Intraokularlinsen mit optischen Sensoren. *Photonik* 1 (2004), 62-64.
- [41] Jorneus, L., Jemt, T., Carlsson, L.: Loads and designs of screw joints for single crowns supported by osseointegrated implants. *Int J Oral Maxillofac Implants* 7 (1992), 353-359.
- [42] Jung, T., Borchers, L.: Experimentelle Studie über mechanische Eigenschaften von Präzisionsverbindungen. *Dtsch zahnärztl Z* 38 (1983), 986-989.
- [43] Kataoka, S., Iwai, K., Ishihara, Y., Amari, M., Ohshima, K.: Stress analysis of bridge abutment teeth with cemented dowels. *Nippon Hotetsu Shikagakkai Zasshi* 34 (1990), 175-85.
- [44] Kawarizadeh, A., Bourauel, C., Jäger, A.: Experimental and numerical determination of initial tooth mobility and material properties of the periodontal ligament in rat molar specimens. *Eur J Orthod* 25 (2003), 569-578.
- [45] Kawarizadeh, A., Bourauel, C., Zhang, D., Götz, W., Jäger, A.: Correlation of stress and strain profiles and the distribution of osteoclastic cells induced by orthodontic loading in rat. *Eur J Oral Sci* 112 (2004), 140-147.
- [46] Kawarizadeh, A., Bourauel, C., Götz, W., Jäger, A.: Early responses of periodontal ligament cells to mechanical stimulus in vivo. *J Dent Res* 84 (2005), 902-906.
- [47] Kelbach, S., M. Heinz, Koglin, J.: Ein neues Verfahren für schnelle, präzise und reproduzierbare Messungen von Füllstoffdispersionen in Gummi. *KGK Kautschuk Gummi Kunststoffe* 7-8 (2003), 381-387.
- [48] Kleinfelder, J. W., Ludwigt, K.: Maximal bite force in patients with reduced periodontal tissue support with and without splinting. *J Periodontol* 73 (2002), 1184-1187.

- [49] Lehmann, K. M.: Untersuchungen über die Haltekraft von Verbindungselementen mit "aktiver" Haltefunktion. Dtsch zahnärztl Z 26 (1971), 764-767.
- [50] Lehmann, K. M., Armin, F. v.: Untersuchungen über die Retentionskräfte von Druckknopfankern. Schweiz Mschr Zahnheilk 86 (1976), 521-530.
- [51] MSC.Software Corporation: MSC.Marc User's Guide, Version 2003 (2003).
- [52] MSC.Software Cooperation: MSC.Marc Volume A: Theory and User Information, Version 2003 (2003).
- [53] Medizinproduktegesetz (MPG) der Bundesrepublik Deutschland. Stand: 2. August 1994, Neugefasst durch Bekanntgabe vom 7. 8. 2002 I 3146; geändert durch Art. 109 V vom 25.11.2003 I 2304.
- [54] Meinken, A.: Finite Elemente in der Praxis. Grundlagen und Beispiele für die Anwendung von MARC/MENTAT. expert verlag GmbH (2001).
- [55] Mericske-Stern, R., Piotti, M., Sirtes, G.: 3-D in vivo force measurements on mandibular implants supporting overdentures. A comparative study. Clin Oral Implants Res 7 (1996), 387-396.
- [56] Mericske-Stern, R.: Three-dimensional force measurements with mandibular overdentures connected to implants by ball-shaped retentive anchors. Int J Oral Maxillofac Implants 13 (1998), 36-43.
- [57] Mertens, H.: Reibschlußverbindungen. In: Beitz, W., Küttner, K.-H. (Hrsg.): Dubbel-Taschenbuch für den Maschinenbau, 17. Aufl. 1990, G24-G28.
- [58] Merz, B., Mericske-Stern, R., Lengsfeld, M., Schmitt, J.: Three dimensional model of an edentulous mandible with dental implants. Computer Methods in Biomechanics & Biomedical Engineering - Proceedings (1997).

- [59] Meyer, E.: Die Bewährung von Stegverbindungen, Teleskopkronen und Kugelknopfankern im stark reduzierten Gebiß. Dtsch Zahnärztl Z 38 (1983), 1011-1015.
- [60] Minetti, A. E., Ardigò, L. P., Reinach, E., Saibene, F.: The relationship between mechanical work and energy expenditure of locomotion in horses. J Exp Biol 202 (1999), 2329-2338.
- [61] Molinari, J. F., Ortiz, M.: Three-dimensional adaptive meshing by subdivision and edge-collapse in finite-deformation dynamic-plasticity problems with application to adiabatic shear banding. Int J Numer Meth Eng 53 (2001), 1101-1126.
- [62] Mühlemann, H. R., Zander, H. A.: The Mechanism of Tooth Mobility. J Periodontol 25 (1954), 128-137.
- [63] Mühlemann, H. R.: 10 Years of Tooth Mobility Measurements. J Periodontol 31 (1960), 110-122.
- [64] Mühlemann, H. R.: Tooth Mobility: A review of clinical aspects and research findings. J Periodontol 38 (1967), 686-708.
- [65] Nigg, B. M., Herzog, W. (Hrsg): Biomechanics of the Musculo-skeletal System. 2nd Ed.. John Wiley and Sons Ltd (1999).
- [66] O'Brien, W. J.: Dental Materials and Their Selection (2nd Edition). Quintessence Publishing (1997).
- [67] Ohkawa, S., Okane, H., Nagasawa, T., Tsuru, H.: Changes in retention of various telescope crown assemblies over long-term use. J Prosthet Dent 64 (1990), 153-158.
- [68] Pan, S., Yin, Y., Feng, H.: Three-dimensional finite element analysis and comparison of stress distribution in overdentures supported with bar attachments and telescopic crowns. Chin J Dent Res 2 (1999), 21-30.
- [69] PHYSIK INSTRUMENTE (PI) GmbH & Co: Operating Manual MS 54E. M-850 HEXAPOD 6-Axis Positioning System, 1.11 (1998).

- [70] PHYSIK INSTRUMENTE (PI) GmbH & Co: Operating Manual MS 57E: M-850 Hexapod Control Software, 1.01 (2000).
- [71] Poppe, M., Bourauel, C., Jäger, A.: Determination of the elasticity parameters of the human periodontal ligament and the location of the center of resistance of single-rooted teeth – A study of autopsy specimens and their conversion into finite element models. *J Orofac Orthop* 63 (2002), 358-370.
- [72] Rahimi, A., Keilig, L., Bendels, G., Klein, R., Buzug, T. M., Abdelgader, I., Abboud, M., Bourauel, C.: 3D reconstruction of dental specimens from 2D histological images and microCT-scans. *Comput Methods Biomech Biomed Engin.* 8 (2005), 167-176.
- [73] Richter, E. J.: In vivo vertical forces on implants. *Int. J. Oral Maxillofac. Implants.* 10 (1995), 99-108.
- [74] Sauer, G.: Vergleichende Untersuchung der gebräuchlichsten prothetischen Hilfsteile. *Dtsch zahnärztl Z* 3 (1976), 542-546.
- [75] Schmuth, G. P. F., Vardimon, A. D.: *Kieferorthopädie*. 3. Aufl. Thieme Verlag, Stuttgart, New York (1994).
- [76] SCHUNK Spann- und Greiftechnik: Montage- und Bedienungsanleitung für 6 Achsen Kraft-/Momentensensor Type FTS, 02/1993 (1993).
- [77] Shapiro, L., Stockman, G.: *Computer Vision*. Prentice Hall (2001).
- [78] Stüttgen, U.: *Das Reibungs- und Verschleißverhalten teleskopierender Prothesenanker*. Med Habil Schrift, Berlin: Quintessenz Verlags GmbH (1985).
- [79] Stüttgen, U.: Zum Einfluß der Speichelschmierung auf experimentelle Verschleißuntersuchungen an EM- und NEM-Gußlegierungen. *Die Zahn-technik* 43 (1985), 466-471.

- [80] Stüttgen, U., Hupfaut, L.: Kombiniert festsitzend-abnehmbarer Zahnersatz. In: Horch, H.-H., Hupfaut, L., Ketterl, W., Schmuth, G. (Hrsg.): Praxis der Zahnheilkunde, Bd. 6 (Teilprothesen), 2. Aufl. 1988, S. 163.
- [81] Subke, J., Wehner, H. D., Wehner, F., Willinger, R., Wolf, K.: Tödliches Schädeltrauma bei einem Kleinkind. Teil I: Forensische Dokumentation, Modellgenerierung und geometrische Impaktbedingungen. Arch Kriminol 205 (2002), 147-157.
- [82] Thoranaghatte, R. U., Zheng, G., Langlotz, F., Nolte, L. P.: Endoscope-based hybrid navigation system for minimally invasive ventral spine surgeries. Comput Aided Surg 10 (2005), 351-356.
- [83] Van Oosterwyck, H.: Studie van biomechanische Invloedsfactoren van Botadaptatierond functioneel belaste orale Implantaten. Dissertationschrift, Universität Leuven, Belgien (2000).
- [84] Vander Sloten, J., Hobatho, MC., Verdonck, P.: Applications of computer modelling for the design of orthopaedic, dental and cardiovascular biomaterials. Proc Inst Mech Eng [H] 212 (1998), 489-500.
- [85] Vollmer, D., Haase, A., Bourauel, C.: Halbautomatische Generierung von Finite-Element-Netzen für zahnmedizinische Präparate. Biomed Tech 45 (2000), 62-69.
- [86] Weißbach, W.: Werkstoffkunde und Werkstoffprüfung, 11. Aufl. Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft mbH, Braunschweig/Wiesbaden (1994).
- [87] Wichmann, M., Kuntze, W.: Vergleichende Untersuchung zum Verschleißverhalten konfektionierter Geschiebe. Dtsch zahnärztl Z 53 (1998), 628-632.
- [88] wikipedia.org: Lage- und Richtungsbezeichnungen. [http://de.wikipedia.org/wiki/Lage-\\_und\\_Richtungsbezeichnungen](http://de.wikipedia.org/wiki/Lage-_und_Richtungsbezeichnungen), Stand: 17.06.2005.
- [89] wikipedia.org: Computer Vision. [http://en.wikipedia.org/wiki/Computer\\_vision](http://en.wikipedia.org/wiki/Computer_vision), Stand: 21.08.2006.



- [90] Wilson, C., King, M. A., Yeadon, M. R.: Determination of subject-specific model parameters for visco-elastic elements. *J Biom* 39 (2006), 1883-1890.
- [91] Wriggers, P.: *Nichtlineare Finite-Elemente-Methoden*. Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, New York (2001).
- [92] Würtemberger, G. (Hrsg): *Fachkunde Metall*. Verlag Europa Lehrmittel - Nourney, Vollmer GmbH & Co. (1985).
- [93] Ziegler, A.: *Numerische Simulation des biomechanischen Verhaltens mehrwurzeliger Zähne*. Med. Dissertation, Universität Bonn (2004).
- [94] Zorn, B.: *Vergleichende Untersuchung einiger vorgefertigter Verbindungselemente bei Belastung durch paraaxial angreifende Abzugskräfte*. Inaugural-Dissertation, Bonn (1982).

# Danksagung

---

Herrn Prof. Dr. Reinhard Klein danke ich für die Möglichkeit, in seiner Abteilung die Promotion durchführen zu können.

Herrn Prof. Dr. Christoph Bourauel danke ich für die rege Unterstützung, hervorragende Betreuung und viel Geduld, mit der er diese Dissertation ermöglichte.

Den Mitarbeitern in der Verschleißgruppe am Zentrum ZMK danke ich für gute Zusammenarbeit, Hilfe und Unterstützung, insbesondere den Herren Prof. Dr. Helmut Stark und Prof. Dr. Karl-Heinz Utz für die vielen Hilfen und Antworten bei klinischen Fragestellungen sowie Dipl.-Phys. Manfred Grüner, Robert Hültschmidt und Dr. Martin Hagner für die Planung und Durchführung der mechanischen Verschleißuntersuchungen sowie die Herstellung der Probekörper.

Der Medizinischen Fakultät der Universität Bonn danke ich für die Förderung des Projektes O-710 „Korrosion und Verschleiß von Halteelementen für die zahnärztliche Prothetik“, in dessen Rahmen diese Dissertation entstanden ist, durch das BONFOR-Programm.

Weiter danke ich den Firmen Cendres & Métaux, Degudent und Wieland, die das Verschleißprojekt teilweise finanziell, teilweise durch Materialien, mit unterstützt haben.



## Publikationen

Grüner, M., Bourauel, C., Keilig, L., Utz, K.-H., Stark, H.: Entwicklung eines parodontienadäquaten Probenhalters für Verschleißuntersuchungen von Teleskopkronen. *Biomed Tech* 48 (2003), 15-19.

Keilig, L., Piesche, K., Jäger, A., Bourauel, C.: Applications of surface-surface matching algorithms for determination of orthodontic tooth movements. *Comput Methods Biomech Biomed Engin* 6 (2003), 353-359.

Grüner, M., Utz, K.-H., Keilig, L., Bourauel, C., Bayer, S., Hültenschmidt, R., Stark, H.: Construcion of a computer-controlled wear apparatus with a periodontiumsimulating specimen holder to study the stability of prosthetic retentive elements. In: J. Middleton, N. Shrive M.L. Jones (eds.): *Computer Methods in Biomechanics and Biomedical Engineering, Proceedings CMBBE2004*, Madrid, Spain. FIRST Numerics Ltd. (2005), 73D.

Keilig, L., Bourauel, C., Grüner, M., Bayer, S., Utz, K.-H., Stark, H.: Development of a high resolution optomechanical set-up for application in dental biomechanics. In: J. Middleton, N. Shrive M.L. Jones (eds.): *Computer Methods in Biomechanics and Biomedical Engineering, Proceedings CMBBE2004*, Madrid, Spain. FIRST Numerics Ltd. (2005), 72D.

Rahimi, A., Keilig, L., Bendels, G., Klein, R., Buzug, T. M., Abdelgader, I., Ab-boud, M., Bourauel, C.: 3D reconstruction of dental specimens from 2D histological images and microCT-scans. *Comput Methods Biomech Biomed Engin.* 8 (2005), 167-176.

Stark, H., Grüner, M., Utz, K.-H., Keilig, L., Bourauel, C., Hültenschmidt, R., Bayer, S.: Evaluation of the influence of wear processes on the stability of retentive elements for dental prosthetics. In: J. Middleton, N. Shrive M.L. Jones (eds.): *Computer Methods in Biomechanics and Biomedical Engineering, Proceedings CMBBE2004, Madrid, Spain.* FIRST Numerics Ltd. (2005), 75D.

Ziegler, A., Keilig, L., Kawarizadeh, A., Jäger, A., Bourauel, C.: Numerical simulation of the biomechanical behaviour of multi-rooted teeth. *Eur J Orthod* 27 (2005), 333-339.

Hagner, M. W., Hültenschmidt, R., Grüner, M., Bayer, S., Keilig, L., Reimann, S., Bourauel, C., Utz, K.-H., Stark, H.: Eine In-vitro-Studie zum Verschleiß von Teleskopkronen. *Dtsch Zahnärztl Z* 61 (2006), 594-603.

Bayer, S., Grüner, M., Keilig, L., Hültenschmidt, R., Nicolay, C., Bourauel, C., Utz, K.-H., Stark, H.: Investigation of the wear of prefabricated attachments - An in vitro study of retention forces and fitting tolerances. *Quintessence Int* 38 (2007), 229-237.

Bourauel, C., Keilig, L., Rahimi, A., Reimann, S., Ziegler, A., Jäger, A.: Computer-aided analysis of the biomechanics of tooth movements. *Int J Comput Dent* 10 (2007), 25-40

Keilig, L., Strazza, M., Auderset, A., Bourauel, C., Stark, H.: Entwicklung eines numerischen Modells zur Struktur- und Stabilitätsanalyse von Geschiebesystemen. *Dtsch Zahnärztl Z* 62 (2007), 308-316.

Natali, A. N., Carniel, E. L., Pavan, P. G., Bourauel, C., Ziegler, A., Keilig, L.: Experimental-numerical analysis of minipig's multi-rooted teeth. *J Biomech* 40 (2007), 1701-1708.

Reimann, S., Keilig, L., Jäger, A., Bourauel, C.: Biomechanical finite-element investigation of the position of the centre of resistance of the upper incisors. *Eur J Orthod* 29 (2007), 219-224 (Epub).

Stark, H., Keilig, L., Hagner, M., Bourauel, C., Grüner, M., Utz, K.-H., Bayer, S.: Numerical and experimental simulation of the wear behaviour of telescopic crowns. In: J. Middleton, N. Shrive M.L. Jones (eds.): *Computer Methods in Biomechanics and Biomedical Engineering, Proceedings CMBBE2006*, Antibes, France. FIRST Numerics Ltd. (2007), 119.