KONZEPTION DER FOKALPLATTE FÜR DIE WISSENSCHAFTLICHE NUTZLAST DES KLEINSATELLITEN „ASTEROIDFINDER/SSB“

K. Schindler, DLR Institut für Planetenforschung, Rutherfordstr. 2, Berlin /
Technische Universität Dresden, Institut für Luft- und Raumfahrttechnik, 01062 Dresden

Zusammenfassung

Dieser Artikel beschreibt das athermale Konzept und einen vorläufigen Entwurf der Fokalebeneneinheit von „AsteroidFinder/SSB“, einem Kleinsatelliten der derzeit am Deutschen Zentrum für Luft- und Raumfahrt (DLR) entwickelt wird. Der vorgestellte Entwurf ist das Ergebnis einer Studie verschiedener Lösungen der mechanischen Schnittstelle zum Teleskop, der Definition elektrischer und thermischer Schnittstellen sowie einer fundierten Materialauswahl, die thermisch induzierte Spannungen minimiert. Ein Novum ist die aus einer maschinenbearbeitbaren AlN-BN Verbundkeramik gefertigte Struktur. Um die Iteration des Entwurfs zu beschleunigen wurden integrierte Modellierungswerkzeuge verwendet, um das Konzept unmittelbar einer thermo-mechanischen Analyse unterziehen und dessen Machbarkeit prüfen zu können. Mittels einer Finiten Elemente Simulation wurde die Temperaturverteilung für verschiedene Lastfälle im thermischen Gleichgewicht ermittelt und die daraus resultierenden Spannungen und Verformung in der Baugruppe analysiert.

1. EINLEITUNG

Das primäre Missionsziel von AsteroidFinder/SSB [1,2] ist die Suche und Follow-Up Beobachtung von Asteroiden, deren Bahnen um die Sonne vollständig innerhalb der Erdbahn liegen. Im Gegensatz zum erheblichen Fortschritt in der Katalogisierung kleiner Körper in unserem Sonnensystem sind bislang nahezu keine Informationen zu Anzahl und Eigenschaften dieser sogenannten „Inner-Earth-Objects“ (IEOs) verfügbar, obwohl dynamische Modelle eine signifikante Population vorhersagen [3]. Gründe hierfür sind die offensichtlichen Limitationen bodengestützter Observatorien. AsteroidFinder/SSB wird Beobachtungen im Wellenlängenbereich von 400 bis 950 nm bei einer Elongation von 30° bis 60° bis zu einer Grenzgröße von 18.5 M (V-Band) ermöglichen. Der Satellit ist der erste einer Serie von Missionen, die auf einem „Standard-Satellitenbus“ (SSB) basieren wird. Dieser stellt ein Service Segment mit essentiellen Funktionen für den Betrieb einer missionsspezifischen Nutzlast bereit. Der Satellit darf nicht größer als 800 mm × 800 mm × 1000 mm und nicht schwerer als 180 kg sein und soll 2014 – möglicherweise als Sekundärnutzlast – in einen sonnensynchronen niedrigen Erdorbit (650 – 850 km) gestartet werden.

Das DLR Institut für Planetenforschung ist verantwortlich für die Konzeption, Beschaffung und Integration des Instruments, was die Fokalebeneneinheit (engl. focal plane assembly, FPA) einschließt. Das Teleskop [4] ist, wie in Bild 1 dargestellt, ein lichtstarkes anastigmatisches System, das aus drei Spiegeln (Cook-type TMA, [5]) und einem zusätzlichen Korrekturspiegel besteht. Sowohl Struktur als auch Spiegel werden aus HB-Cesic gefertigt, einer neu entwickelten, hybriden, kohlefaserverstärkten C/SiC Verbundkeramik [6]. Das kompakte Design ermöglicht ein großes Gesichtsfeld (ca. 2,7° × 2,1°) sowie effektive Streulichtunterdrückung. Das Gewicht der wissenschaftlichen Nutzlast von AsteroidFinder/SSB ist auf 28 kg limitiert.

Die bisherige Konfiguration des Satellitenbus bietet keine ausreichende Lagestabilität, um Belichtungszeiten von 60 s zu ermöglichen, die zur Detektion von Objekten bis zur angegebenen Grenzgröße benötigt werden. Daher muss eine elektronische Bildstabilisierung auf Instrumentenebene implementiert werden. Die Fokalplatte wird ein Mosaik aus vier rückwärtig belichteten, elektronenvervielfachenden CCDs (s.g. EMCCDs) der Firma e2v (CCD201-20, 1k × 1k) tragen, die mit einer Bildrate von 5 fps betrieben werden um Unschärfe aufgrund der Satellitenlageregelungsbewegung zu vermeiden. Hierdurch wird eine digitale Signalverarbeitungseinheit (engl. digital processing unit, DPU) benötigt, die 300 Aufnahmen pro Minute vorverarbeiten, anhand autonom ausgewählter Leitsterne deckungsgleich ausrichten und zu einer äquivalenten Belichtungszeit von 60 s aufaddieren kann. Die DPU muss eine Datenrate von etwa 78 bis 85 Mbit/s pro Detektor verarbeiten können.

Die Elektronikarchitektur ist voll redundant. Jeder EMCCD wird wie eine eigenständige Kamera betrieben. Es stehen vier unabhängig arbeitende Kanäle der Ausleseelektronik (eng. front-end electronic, FEE) zur Steuerung und analogen Signalverarbeitung zur Verfügung, die über eine eigenständige Stromversorgung verfügen. Ein Verbindungsmodul wird als Schnittstelle zwischen den vier FEEs und der DPU agieren.

Zu Beginn der Phase B war es nötig, ein detailliertes Design der Fokalplatte zu erarbeiten und sämtliche Schnittstellen zu Teleskop, Sensorik, Elektronik und Satellit zu definieren. Hierbei wurden Randbedingungen beachtet, die bereits in Phase A/ΔA festgelegt wurden [7]. Dieser Artikel fasst das entwickelte athermale Konzept der Fokalplatte zusammen, welches detailliert in [8] beschrieben worden ist. Eine erste thermo-mechanische Analyse demonstriert die Machbarkeit des Designs.

Neuerungen gegenüber vorhergehenden Konzepten ist die Verwendung einer maschinenbearbeitbaren Keramik für die gesamte Struktur und eines integrierten Modellierungsansatzes mit Finiten Elementen, um den Entwicklungs- und Iterationsprozess zu beschleunigen. Dies ermöglichte eine schnelle thermo-mechanische Analyse und damit eine umgehende Beurteilung der Temperaturverteilung, Spannungsverteilung und Verformung der Baugruppe.

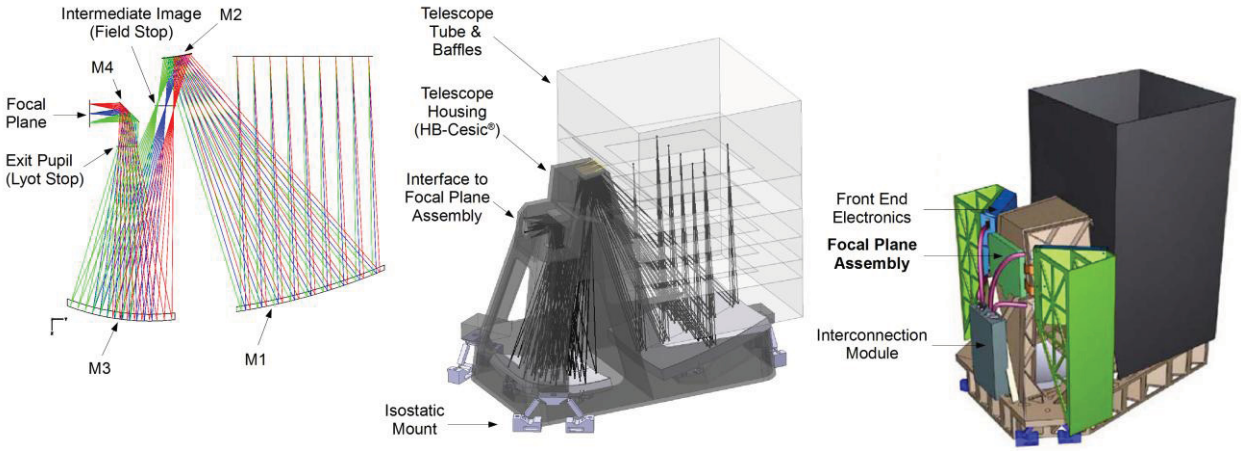

BILD 1. Strahlengang und Aufbau des für AsteroidFinder/SSB vorgesehenen anastigmatischen Teleskopsystems nach Cook, welches vollständig aus HB-Cesic gefertigt werden soll. Die Fokalplatte, die in diesem Artikel beschrieben wird, ist rechts im Bild türkis eingefärbt. (Das Bildmaterial wurde freundlicherweise von Dr. Michael Hartl, Kayser-Threde GmbH, München und Matthias Lieder, DLR Berlin, zur Verfügung gestellt).

2. ANFORDERUNGEN

Die Konstruktion der Fokalplatte wird durch verschiedene optische, strukturelle, thermale und elektrische Anforderungen bestimmt, die an das Instrument gestellt werden. Weitere zu beachtende Aspekte sind Handhabung, Transport, Integration, Test und Schutz vor Kontamination. Entscheidende Einflussfaktoren sind:

1) Während des Betriebs wird eine Detektortemperatur von höchstens -80 °C gefordert, um einen hinreichend geringen Dunkelstrom zu gewährleisten.
2) Im ausgeschalteten Zustand darf die Temperatur an keinem Punkt der FPA unter -95 °C fallen.
3) Aufgrund der lichtstarken Teleskopoptik ergibt sich ein sehr geringer zulässiger Justageversatz der Detektoren zur Fokalebene (< 40 µm insgesamt).
4) Infolgedessen wird eine sehr gute Planarität der aktiven Bildzonen der EMCCDs von < 10 µm (peak-to-valley) zueinander gefordert.
5) Sekundäre und tertiäre Strukturen müssen eine hohe Steifigkeit aufweisen (niedrigste Resonanzfrequenz > 200 Hz).
6) Die Struktur muss signifikante mechanische Lasten aufnehmen können, da derzeit eine Reihe möglicher Trägersysteme diskutiert wird.
7) Die geometrischen Eigenschaften von e2v's CCD201-20 EMCCD müssen berücksichtigt werden.
8) Die Baugruppe kann aufgrund limitierter Leistungsreserven des Kleinsatelliten lediglich passiv gekühlt werden.
9) Die Detektoren werden mit einer sehr hohen Geschwindigkeit (5.6 MHz / 5 fps) ausgelesen.
10) Eine Strahlungsabschirmung äquivalent zu 8 mm Aluminium soll die auf der FPA integrierte Elektronik und Detektoren vor Schäden schützen.

Da das Detektorarray lediglich passiv gekühlt werden kann, müssen Wärmeleitung und -strahlung die von anderen Baugruppen in der Nähe der Fokalplatte ausgehen minimiert werden. Die zu erwartende Temperaturdifferenz zwischen FPA und FEE liegt in der Größenordnung von ≈ 120 K. Der thermische Widerstand der FEE Kabelverbindung muss daher maximiert werden. Hierbei muss ein Kompromiss zwischen Leitungsquerschnitt und -länge gefunden werden. Die favorisierte Lösung ist eine flexible Leiterplatte, die eine minimale Querschnittsfläche ermöglicht. Allerdings limitiert diese Lösung die Länge des Kabels auf 10 – 15 cm, um eine ausreichende Signalübertragung bei der gewählten Auslesegeschwindigkeit zu gewährleisten. Der zu erwartende Temperaturunterschied zwischen Teleskopflansch und FPA ist ebenfalls signifikant (Schätzung: ≈ 75 – 90 K). Aus diesem Grund muss die mechanische Schnittstelle zum Teleskop neben der geforderten Steifigkeit gleichzeitig den größtmöglichen Wärmewiderstand besitzen. Dieses Problem wird in Abschnitt 3 diskutiert.

Die hohe Auslesegeschwindigkeit der EMCCDs erfordert einen Verstärker in unmittelbarer Nähe zum elektrischen Ausgang des Detektors. Die benötigte Platine wird damit Temperaturen ausgesetzt, die in der Größenordnung der Detektortemperatur liegen. Dies ist ein deutlicher Unterschied zu FPA Konzepten die bei deutlich niedrigeren Auslesefrequenzen arbeiten (z.B. Kamerasysteme in der bodengebundenen Astronomie), da in diesem Fall auf sensornahe Elektronikmodule in der kalten Umgebung des Detektors verzichtet werden kann. Damit verbundene Herausforderungen, die das Design der FPA erschweren, sind der Einsatz tieftemperaturresistenter Komponenten, eine geeignete Aufbau- und Verbindungstechnik sowie Qualifikation und Test der Elektronikmodule bei Temperaturen außerhalb typischer Spezifikationen nach MIL-DTL [9] und anderer verbreiteter Standards. Auf der Struktur aufgeklebte Heizelemente sollen sicherstellen, dass die sensornahen Elektronikmodule während der gesamten Mission in einem akzeptablen Temperaturbereich verbleiben.

Der für diese Mission ausgewählte EMCCD hat eine große Anzahl Bondpads an drei von vier Seiten, welche die elektrische Schnittstelle zum hochtemperaturgesinterten Aluminiumnitrid-Trägersubstrat (AlN HTCC) darunter darstellen. Der CCD ist somit nur an seiner Stirnseite ohne wesentlichen Totbereich aneinanderreihbar. Hieraus resultiert ein lichtunempfindlicher Bereich von 9 mm Breite in horizontaler Richtung und 1,5 mm Breite in vertikaler Richtung des Mosaiks (Füllfaktor ≈ 70%). Ein nahtloses Mosaik wird zur Erfüllung des Missionsziels nicht benötigt, da Aufnahmen jedes Detektors später individuell verarbeitet werden. Allerdings erhöht der geringe

Füllfaktor die Anforderungen an die Optik hinsichtlich der Größe eines verzerrungsfreien Gesichtsfeldes.

Für die hier präsentierte Konzeptstudie wurde angenommen, dass jeder Detektor auf einem separaten Keramikträger montiert ist, der eine gewöhnliche Drei-Punkt-Montierung aufweist (drei M3 Invar- oder Kovar-Gewindestifte die auf die Rückseite hartgelötet sind). Dies impliziert, dass alle vier Sensoren separat justiert werden müssen (bspw. mit präzise geschliffenen Shims). Für jeden Detektor wurden zwei Reihen Bondpads an den benachbarten Kanten des Detektor-Trägers als elektrische Schnittstelle zum sensornahen Elektronikmodul definiert. Dies ermöglicht eine klare Trennung des Zuständigkeitsbereichs zwischen der Entwicklung und Fertigung des CCD Trägersubstrats (e2v) und der Entwicklung der Elektronikmodule und Montage der FPA (DLR). Kurz vor Ende der hier präsentierten Arbeit wurde entschieden, anstelle einzelner Detektorsubstrate einen gemeinsamen, monolithischen Träger für alle vier EMCCDs zu entwickeln, um die Justage der Detektoren zu vereinfachen, Planaritätsprobleme des Mosaiks bei einzelner Justage zu umgehen und Kosten zu reduzieren. Das Konzept muss daher weiter iteriert werden, wenn gleich diese Entscheidung die wesentlichen Ergebnisse dieser Arbeit unberührt lässt.

Bänder aus hochreinem sauerstofffreiem Kupfer verbinden FPA Struktur und CCD-Träger mit einem Radiatorpanel auf der Außenseite des Satelliten, um die Baugruppe passiv zu kühlen. Der Radiator befindet sich unmittelbar hinter der Baugruppe (Abstand ca. 50 mm), was eine effektive thermische Anbindung ermöglicht.

3. MECHANISCHE TELESKOPSCHNITTSTELLE

Am Anfang des Entwicklungsprozesses war eine detaillierte Diskussion der Teleskopschnittstelle notwendig, da diese einen großen Einfluss auf das Gesamtkonzept hat. Die Teleskopschnittstelle muss eine präzise Positionierung und Ausrichtung der Detektoren während der Integration ermöglichen und deren Position innerhalb enger Toleranzgrenzen während der gesamten Betriebsdauer und den dabei auftretenden Temperaturen garantieren. Sie muss zudem in der Lage sein, Unterschiede in der thermischen Ausdehnung zwischen Instrumentenflansch und FPA zu kompensieren, ohne dabei kritische Spannungen und Verformungen hervorzurufen. Ebenso sollte sie ein Neigen der Detektorfläche ermöglichen, um diese koplanar zur Fokalebene ausrichten und somit

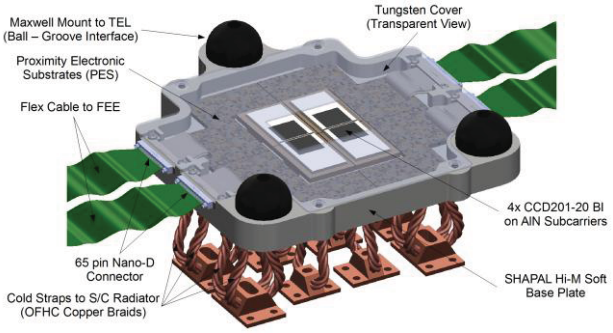

BILD 2. CAD-Modell der Fokalebeneneinheit, welches als Ausgangspunkt für eine integrierte thermo-mechanische Analyse mittels Finiten Elementen dient. Die Schutzabdeckung aus Wolfram wurde zum besseren Verständnis transparent dargestellt.

Fertigungsungenauigkeiten ausgleichen zu können. Zwei in der Opto-Mechanik weitverbreitete Lösungen – eine kinematische Montierung („Maxwell Mount“; drei Kugeln, die jeweils an zwei Punkten in einer Nut aufliegen, [10,11]) und eine Montierung mit Festkörpergelenken („Flexure Mount“, [12]) – wurden hinsichtlich ihrer Steifigkeit, ihres minimalen Bauraums und ihres thermischen Widerstands miteinander verglichen.

Für eine erste Analyse wurde die Annahme getroffen, dass Teleskop und Fokalplatte starre Körper sind – dies ist gerechtfertigt, da beide Komponenten (wie später in Abschnitt 4 erläutert) aus einer biegesteifen Keramik gefertigt werden. Das System wird dadurch auf sechs Freiheitsgrade reduziert. Die Resonanzfrequenzen können dann in erster Näherung durch das Lösen eines Eigenwertproblems ermittelt werden.

3.1. Kinematische Montierung

Eine kinematische Montierung ist ein statisch bestimmtes System, da sechs Kontaktpunkte die Lage beider Komponenten eindeutig festlegen. Die vermutlich populärste Variante wurde nach Maxwell benannt und besteht aus drei Kugeln, die in Nuten mit der Form eines „V“ oder eines gotischen Bogens aufliegen. Diese Montierung erreicht Positionierwiederholgenauigkeiten im Sub-Mikrometerbereich sowohl in statischen als auch dynamischen Lastfällen, wie in der Literatur ausführlich erörtert wird [13-15]. Die Wiederholbarkeit übertrifft die Fertigungsgenauigkeit um Größenordnung und wird hauptsächlich durch die Oberflächenbeschaffenheit der beiden Komponenten im Kontakt bestimmt. Mit einer korrekt aufgebrachten Vorspannung können thermische Ausdehnungsunterschiede bei minimaler Beanspruchung ausgeglichen werden, da die Kugel in der Nut gleiten kann. Besondere Aufmerksamkeit gilt der Spannungskonzentration am Punktkontakt zwischen Kugel und Auflage, da es hier zu lokaler plastischer Verformung kommen kann. Mit einer passenden Materialauswahl kann jedoch Verschleiß und bleibender Verformung vorgebeugt werden. Um die Spannungsverteilung und Verformung am Punktkontakt zwischen zwei elastischen Körpern zu berechnen, kommt die nichtlineare Hertzsche Theorie zum Einsatz. Die exakte analytische Lösung, detailliert beschrieben in [16], wurde in ein Computeralgebrasystem implementiert. Damit wurde Fehlern vorgebeugt, die durch verschiedene Näherungsverfahren verursacht werden (siehe Diskussion in [15]).

Eine Platzierung der drei Kugeln an den Eckpunkten eines gleichseitigen Dreiecks war nicht möglich, da dies die FPA erheblich vergrößert hätte. Der Entwurf mündete, wie in Bild 2 dargestellt, in eine gleichschenklige Anordnung mit den Winkeln 131°-98°-131°. Die optische Achse muss mit dem Schwerpunkt des Dreiecks zusammenfallen, während die Nuten zum Schwerpunkt hin ausgerichtet werden. Diese ermöglicht eine gleichmäßige Verteilung thermisch induzierter Spannungen sowie eine gleichförmige Volumenkontraktion um die optische Achse bei Abkühlung. Die Detektoren bleiben somit auf der optischen Achse zentriert. Bild 3 illustriert das Konzept der mechanischen Teleskopschnittstelle. Die Steifigkeit der Montierung wurde mit dem von Hale [11] vorgestellten Ansatz ermittelt. Die kinematische Montierung kann durch ein Netzwerk von sechs Federn beschrieben werden, die um 45° gegenüber der x-y-Ebene der FPA geneigt und tangential auf einem Kreis um die optische Achse angeordnet sind.

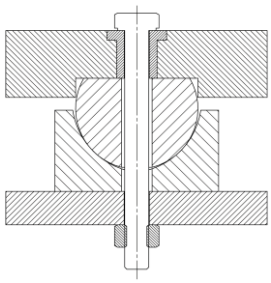

BILD 3. Schnittdarstellung der kinematischen Montierung zwischen Fokalebeneneinheit und Teleskop. Eine Siliziumnitrid-Kugel liegt in zwei Punkten auf einer Nut aus Edelstahl (1.4534), deren Form einem gotischen Bogen entspricht.

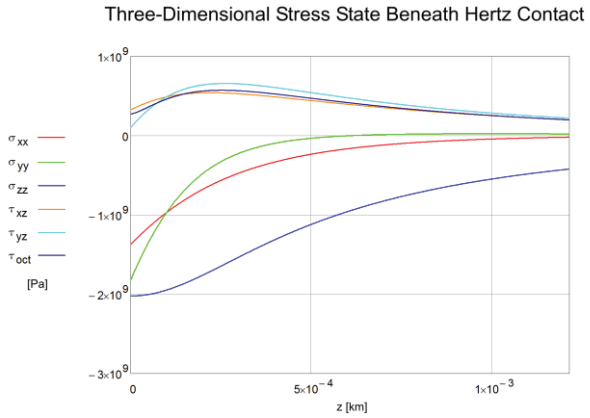

BILD 4. Dreidimensionaler Spannungszustand als Funktion der Tiefe z im Material unterhalb des Hertz-Kontakts zwischen Kugel und Auflage.

Die aufgebrachte Vorspannung beeinflusst maßgeblich die Wiederholgenauigkeit und Steifigkeit. Sie bestimmt auch, ob sich das Material im Hertzschen Kontakt noch elastisch verformt. Die nötige Vorspannung der Montierung muss anhand der Vibrationslasten auf Qualifikationsniveau ermittelt werden. Mit einer Analyse der dreidimensionalen Spannungsverteilung unterhalb des Mittelpunkts der Kontaktfläche (siehe Bild 4) kann gezeigt werden, dass Materialversagen nicht durch Druckspannungen an der Oberfläche, sondern aufgrund von Schubspannungen eintritt. Diese erreichen ein Maximum bei einer gewissen Tiefe *z* innerhalb des Festkörpers.

Plastische Verformung beginnt bei Metallen demzufolge in der Nähe dieses Schubspannungsmaximums. Dem muss durch eine entsprechende Auslegung (Materialien, Radien) und Vorspannung der Montierung vorgebeugt werden. Mithilfe von Vergleichsspannungshypothesen (z.B. Tresca, von Mises) muss geprüft werden, dass die Streckgrenze des Materials nicht überschritten wird. Allerdings lassen sich die von Metallen bekannten Vergleichsspannungshypothesen nicht bei Keramiken anwenden, da diese keine Fließgrenze besitzen. Bruchmechanische Theorien versuchen mit verschiedenen Ansätzen die Festigkeit eine Keramik zu beschreiben. Im Rahmen dieser Arbeit wurde jedoch ein empirisch gefundener Zusammenhang für die Beurteilung der Sicherheit gegen Bruch verwendet, der auf Erfahrungen aus der Entwicklung von Wälzlagern [17] basiert. Demnach ist für ein keramisches Bauteil in einem Punktkontakt die Biegefestigkeit $R_{flexure}$ der Keramik der limitierende Faktor. Die zulässige Hertzsche Pressung q_{max} wird in [17] mit $q_{max} = 2\ R_{flexure} / (1 - 2\ v)$ angegeben, wobei v die Poissonzahl kennzeichnet.

Demnach müssen die Materialien der sich in Kontakt befindlichen Körper eine hohe Streckgrenze bzw. Biegefestigkeit aufweisen, um plastische Verformung bzw. Bruch auszuschließen. Um gute Positionierwiederholbarkeit und vorhersagbares Verhalten der Kupplung zu erreichen, müssen aber auch elastische Verformung und Reibung in den Kontakten reguliert werden, was durch ein hohes Elastizitätsmodul und eine gute Oberflächengüte erreicht werden kann. Außerdem verkleinert sich die Kontaktfläche mit steigender Steifigkeit. Dies erhöht auch den thermischen Widerstand zwischen Kugel und Auflage, aber auch die auftretenden Spannungen.

Aus diesen Überlegungen ergab sich, dass die Kugel aus einer Keramik und die Auflage aus einer Edelstahllegierung gefertigt werden soll. Siliziumnitrid (Si_3N_4) hat eine geringe Dichte und einen ähnlichen Ausdehnungskoeffizienten wie die FPA Struktur (vgl. Abschnitt 4). Dies ist von Bedeutung, da die Kugel auf die Grundstruktur geklebt werden soll. Umfangreiche Studien haben die Haltbarkeit Hertzscher Pressungen von Si_3N_4 Kugeln auf Edelstahl nachgewiesen, da diese Materialkombination v.a. in Hochleistungs-Wälzlagern Anwendung findet. Daher sind Si_3N_4 Kugeln auch relativ leicht verfügbar. Die Auflagen sollen aus einem rostfreien Edelstahl (1.4534) mit besonders hoher Streckgrenze und Zugfestigkeit hergestellt werden.

Die Größe der Kontaktfläche des Punktkontaktes ist vor allem für die Thermalanalyse von Interesse, da sie hauptsächlich die Wärmleitung k zwischen Kugel und Auflage durch den Kontakt bestimmt. Aufgrund der sehr hohen Hertzschen Pressung wird eine sehr gute thermische Kopplung erwartet (geschätzter Wert: $k \approx 5000$ W/mK).

3.2. Montierung aus Festkörpergelenken

Festkörpergelenke könnten eine Alternative sein, um thermische Ausdehnungsunterschiede zwischen FPA und Teleskop zu kompensieren. Sie können mit Halterungen oder Balkenelementen verglichen werden, die so ausgelegt sind, dass sie in radialer Richtung der Teleskopschnittstelle eine verminderte, in tangentialer Richtung eine hohe Biegesteifigkeit aufweisen. Sie besitzen keinerlei Reibung oder Abnutzung und sind in vielen verschiedenen Formen denkbar [18]. Eine Bauart, die breite Anwendung in der Raumfahrttechnik findet, sind isostatische Montierungen bzw. „Bipods“, wie sie auch in Bild 1 als Halterung des Teleskops auf dem Satellitenbus erkennbar sind.

Im vorliegenden Anwendungsfall konkurrieren jedoch zwei gegensätzliche Forderungen: Großer thermischer Widerstand (d.h. maximale Länge) sowie große Steifigkeit (d.h. minimale Länge). Zudem wird die Halterung eine Längenkontraktion erfahren, die verglichen mit dem zur Verfügung stehenden Justageversatz groß ist. Zudem muss der Querschnitt hinsichtlich optimaler Masse und Federsteifigkeit mittels FEA Simulationen aufwendig iteriert werden.

Die Montierung aus Festkörpergelenken wurde mit dem gleichen Ansatz nach Hale [11] analysiert und mit der kinematischen Montierung verglichen. Die Montierung bestand hierfür aus drei einfachen Blattfedern mit

konstantem Querschnitt, die tangential auf einem Kreis um die optische Achse angeordnet sind. Diese Festkörpermontierung wurde ebenfalls als ein Netzwerk aus Federn modelliert.

3.3. Schlussfolgerungen

Ein Vergleich beider Lösungen führte zur Wahl der kinematischen Montierung, da diese eine deutlich höhere Steifigkeit und mit hoher Wahrscheinlichkeit einen größeren Wärmewiderstand besitzt. Sie bietet zudem eine relativ einfache, reproduzierbare Montage, während sich die Verschiebung der Detektoren in Abhängigkeit von der Vorspannung analytisch beschreiben lässt. Die Ausführung der Nut in Form eines gotischen Bogens anstatt eines „V“ führt zu einer Verminderung der Hertzschen Pressung, was direkt aus der Hertzschen Theorie abgeleitet werden kann. Der Kugel-Nut-Kontakt ist thermisch höchst isolierend da sich nur eine sehr kleine Fläche in Kontakt befindet, während Wärmeleitung durch den Bolzen durch die Wahl einer geeigneten Legierung (z.B. Ti-6Al-V4) mit niedriger Wärmeleitung eingeschränkt werden kann. Die elastische Verformung im Hertzschen Kontakt muss im Fokusbudget beachtet werden, ist jedoch berechenbar: Bei der benötigten Vorspannung im vorliegenden Fall bewegen sich Kugel und Nut 15.2 µm aufeinander zu, was in einem Versatz der FPA auf der optischen Achse von ca. 10.7 µm gegenüber der Position ohne Vorspannung entspricht. Die Reproduzierbarkeit der Position wird demzufolge von der Reproduzierbarkeit der Vorspannkraft an den Schrauben abhängen.

4. MATERIALAUSWAHL

Ziel einer athermalen Konstruktion ist es, die optische Abbildungsleistung des Gesamtsystems unempfindlich gegenüber der Temperaturänderung zwischen Integration am Boden und Betrieb im Weltall zu machen. Die zum Einsatz kommenden Materialien müssen dementsprechend unter Berücksichtigung von zwei wichtigen Randbedingungen, die während Phase A/ΔA festgelegt worden sind, ausgewählt werden:

- Eine vollständig aus „HB-Cesic“ [6] gefertigte Teleskopstruktur.
- Ein CCD Träger aus einer hochtemperaturgesinterten strukturierten Aluminiumnitrid-Keramik (AlN).

AlN wurde als Material für den CCD Träger aufgrund seiner ausgezeichneten Übereinstimmung hinsichtlich seines Ausdehnungskoeffizienten zu Silizium [19] (siehe Bild 5) ausgewählt, da es letztendlich das Ziel ist, keinesfalls die Sensoren mechanisch zu beanspruchen. Zudem ist AlN ein elektrischer Isolator, der mit verschiedenen Pastensystemen strukturiert werden kann, gleichzeitig jedoch ein ausgezeichneter Wärmeleiter.

Um thermisch induzierte Spannungen und Verformung zu vermeiden, muss die Grundstruktur der FPA – die Fokalplatte – sowie ihre Komponenten dem Ausdehnungsverhalten des Detektorträgers und des Teleskopflansches bestmöglich angepasst werden. Nur so kann eine hohe Formbeständigkeit über die Temperatur erreicht werden. Ebenso sollte das Strukturmaterial eine hohe Wärmeleitfähigkeit und eine hohe spezifische Steifigkeit aufweisen, um Temperaturgradienten in der Baugruppe zu reduzieren und Masse einsparen zu können.

Eine umfassende Studie von möglichen Materialien machte deutlich, dass in Analogie zu CCD Träger und Teleskop lediglich technische Keramiken alle gewünschten Eigenschaften besitzen. Daten aus der Literatur zur temperaturabhängigen Längenänderung von AlN und SiC Kristallen [20] sowie polykristallinen Festkörpern [21,22] veranschaulichen, dass AlN und SiC Keramiken in einem Temperaturbereich von etwa 150 bis 300 K dem Ausdehnungskoeffizienten von Silizium am nächsten kommen und in diesem Punkt allen anderen Materialien überlegen sind. Gleichzeitig bieten sie eine sehr hohe Wärmeleitfähigkeit. Im Gegensatz zu gesinterten AlN Keramiken sind SiC und C/SiC Verbundkeramiken jedoch elektrisch leitfähig und können daher nur für elektrisch passive Strukturen Verwendung finden.

Ungeachtet dieser Vorteile ist eine gesinterte Struktur aufgrund der benötigten Werkzeuge, Form und Prozesse ein entscheidender Kostenfaktor. Ein gesintertes SiC oder AlN Teil kann lediglich im Zustand eines Grünkörpers geformt und effektiv bearbeitet werden, was Vorbohrungen einschließt. Während des Sinterprozesses ist ein Volumenschwund zu beobachten, der von Ausgangsmaterial, Form und Größe des Bauteils abhängt und zu einer verringerten Formgenauigkeit nach dem Sintern führt. Materialzugaben müssen diesen Schwund ausgleichen. Nach dem Sintern ist eine maschinelle Bearbeitung aufgrund der sehr hohen Härte nur noch mit speziellen Werkzeugen möglich (z.B. diamantbesetzte Schneidwerkzeuge, Laser). Enge Form- und Lagetoleranzen, präzises Schleifen von Oberflächen und exakte Bohrungsabmaße sind daher mit entsprechend hohem Aufwand verbunden.

Es wäre daher wünschenswert eine Keramik verwenden zu können, die vergleichbare Eigenschaften aufweist, jedoch mit herkömmlichen Werkzeugen (z.B. Schneidwerkzeuge aus Schnellarbeitsstahl oder Hartmetall) aus einem verfügbaren Halbzeug auf einer CNC Maschine hergestellt werden kann. Da lediglich eine sehr geringe Anzahl an Teilen benötigt wird, würde diese die Kosteneffizienz deutlich steigern.

4.1. Maschinell bearbeitbare Keramiken

Maschinelle Bearbeitbarkeit von Keramiken kann im Gegensatz zur Zerspanung von metallischen Werkstoffen als kontrollierter Bruch angesehen werden. Recherchen ergaben, dass hauptsächlich drei Arten maschinell bearbeitbarer Keramiken auf dem Markt erhältlich sind. MACOR™ von Corning Inc. (und Derivate von Drittanbietern, z. B. MACERITE), Bornitrid (BN) Verbundkeramiken mit unterschiedlicher Zusammensetzung und SHAPAL™ „Hi-M-Soft“, eine AlN-BN Verbundkeramik von Tokuyama Corporation, welche derzeit das bereits am Markt befindliche SHAPAL™ „M-Soft“ ablöst.

MACOR wurde wegen seines hohen Ausdehnungskoeffizienten und seiner sehr geringen Wärmeleitfähigkeit verworfen. BN Keramiken weisen eine deutliche Anisotropie in ihren mechanischen, thermalen und elektrischen Eigenschaften auf, da sich die hexagonalen BN Kristalle während des Heißpressens ausrichten. Abhängig vom Bindemittel kann BN zudem Feuchtigkeit absorbieren oder über eine hohe Porosität verfügen, die Probleme hinsichtlich Ausgasung im Vakuum verursacht. Aus diesen Gründen wurden BN Keramiken ebenfalls ausgeschlossen.

SHAPAL „Hi-M-Soft“ [23] ist ein porenfreier Verbund aus 71-74% AlN und 26% BN [24], dessen Ausgasungsfreiheit in Untersuchungen nachgewiesen und in ESA’s ESMAT

Datenbank [25] dokumentiert worden ist. Im Vergleich zu herkömmlichen Keramiken besitzt SHAPAL eine ungewöhnlich hohe Biegefestigkeit. Die Wärmeleitfähigkeit ist etwa fünfmal höher als von Al_2O_3 Substraten mit 90% Reinheit bzw. beträgt etwa 60% von gesinterten AlN Substraten [26]. Aufgrund seines hohen AlN Anteils ist der Ausdehnungskoeffizient nahezu ideal an den gesinterten CCD Träger angepasst, während der BN Anteil und Herstellungsprozess eine maschinelle Bearbeitung mit herkömmlichen Werkzeugen ermöglicht. Der AlN-ähnliche Ausdehnungskoeffizient bei tiefen Temperaturen wurde durch eine Messung mithilfe eines Dilatometers am National Physical Laboratory (NPL, UK) im Auftrag des DLR verifiziert. Die Ergebnisse werden in Bild 5 im Vergleich zu anderen Materialien dargestellt, die in der Konstruktion der FPA und des Instruments Anwendung finden. SHAPAL's Bearbeitbarkeit wurde in einem ersten Test nachgewiesen. Basierend auf diesen vorteilhaften Eigenschaften, der Vakuumkompatibilität und angepassten Ausdehnung zu AlN und HB-Cesic wurde SHAPAL für die Struktur der Fokalplatte ausgewählt.

4.2. Metalle

Abgesehen von technischen Keramiken gibt es nur eine sehr begrenzte Anzahl von Materialien, die einen mit C/SiC, AlN und SHAPAL vergleichbaren Ausdehnungskoeffizienten besitzen.

Die kommerziell wichtigste Gruppe von Legierungen mit sehr geringem Ausdehnungskoeffizienten sind Eisen-Nickel (Fe-Ni) Legierungen. Ein Nickelanteil von 36% (Fe-Ni36, „Invar“) resultiert in einer Legierung mit minimalem Ausdehnungskoeffizienten (ca. 10% von Stahl), jedoch nur in einem limitierten Bereich um Raumtemperatur. Wichtige Derivate sind „Free-Cut Invar“ das zusätzlich etwa 0,2% Selen enthält um eine bessere Bearbeitbarkeit zu erzielen, „Super Invar 32-5“, eine ternäre Eisen-Nickel-Kobalt Legierung (Fe-Ni32-Co5) mit einem etwa halb so großen Ausdehnungskoeffizienten bei Raumtemperatur verglichen mit herkömmlichen Invar, und Kovar (Fe-Ni29-Co17).

Leider erfahren Super Invar und Kovar eine Phasenumwandlung bei Temperaturen unterhalb von -50°C [27] bzw. -78.5°C [28], weshalb sie für einen Einsatz im vorliegenden Fall nicht in Frage kommen. Darüber hinaus ist der Ausdehnungskoeffizient von Invar deutlich von Wärmebehandlung und Bearbeitungsverfahren abhängig [27], weshalb zur Verfügung stehende Daten kritisch beurteilt werden müssen. Invar ist zudem nicht korrosionsbeständig, kann jedoch verchromt werden. Aufgrund der sehr geringen Wärmeleitung können sich bei entsprechend großen und exponierten Bauteilen große Temperaturgradienten ausbilden. Aus diesen Gründen wurde Invar für die FPA Struktur verworfen, wird jedoch für Buchsen, Gewindeeinsätze und Steckergehäuse Anwendung finden.

Unter den reinen Metallen besitzt Wolfram den geringsten Ausdehnungskoeffizienten, gefolgt von Molybdän. Beides sind sehr gute Wärme- und elektrische Leiter. Wolfram und dessen Legierungen kommen aufgrund der hohen Dichte und schwierigen Bearbeitung nicht für die Struktur in Betracht. Ein Wolframblech bietet jedoch einen effektiven Strahlungsschutz und wird als Abdeckung für die Fokalplatte dienen.

Ti-6Al-V4 wird für sämtliche Befestigungselemente eingesetzt werden, da es eine ausreichende Tieftemperaturzähigkeit, hohe Zugfestigkeit, geringe Dichte und mit die geringste Wärmeleitung unter den Legierungen besitzt, die in Weltraumanwendungen für Befestigungselemente eingesetzt werden. Insbesondere die letztgenannte Eigenschaft ist für die Teleskopschnittstelle von großer Bedeutung.

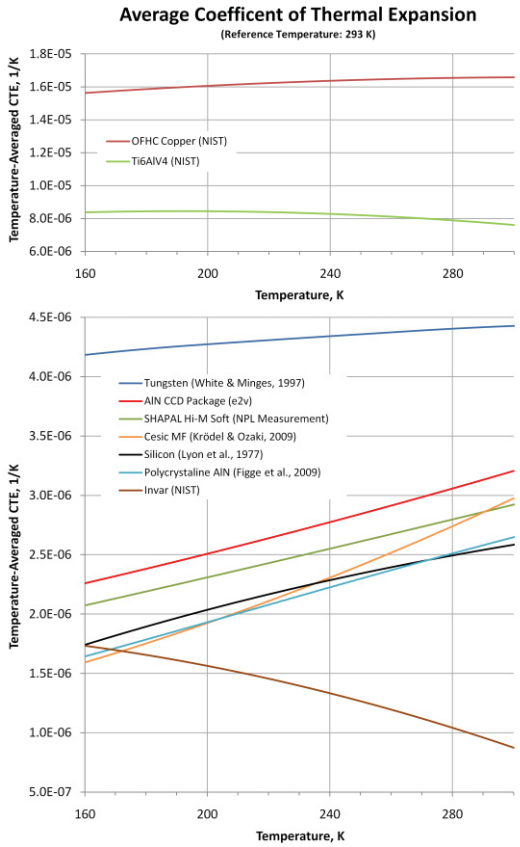

BILD 5. Mittlerer Ausdehnungskoeffizient von Materialien, die in FPA und Teleskop Anwendung finden (Bezugstemperatur: T_0 = 293,15 K). Daten zur Längenausdehnung des AlN Detektorträgers wurden freundlicherweise von Peter Pool, e2v technologies, UK zur Verfügung gestellt. Die Längenausdehnung von SHAPAL wurde von Roger Morrell, NPL, UK im Auftrag des DLR vermessen. Weitere Quellen siehe [29-33].

5. CHARAKTERISTISCHE EIGENSCHAFTEN

Die Konstruktion mit Keramiken unterscheidet sich deutlich zu duktilen Werkstoffen. Einige wichtige Einschränkungen und Richtlinien müssen beachtet werden. Das Hauptproblem einer Keramik ist ihre Sprödigkeit, da keinerlei plastische Verformung und damit verbundener Spannungsabbau an lokal überbeanspruchten Stellen möglich ist. Eine Überbeanspruchung führt somit sofort zu Bruch. Die sehr niedrige Temperatur der Baugruppe verursacht weitere Probleme in der Entwicklung der sensornahen Elektronik.

5.1. Besonderheiten von Keramiken

Bereits kleine Unterschiede in der Zusammensetzung (bspw. chemische Reinheit von Ausgangsmaterialien, Korngröße und Homogenität von Pulvern, Additive) und im Produktionsprozess können eine signifikante Streuung der Festigkeitswerte und mechanischen Materialeigenschaften

einer Keramik bewirken. In der Literatur [34,35] wird anstelle des in der Konstruktion mit Metallen üblichen Sicherheitsfaktors eine Ermüdungsanalyse mit statistischen Methoden empfohlen um dieses Problem zu berücksichtigen. Eine mögliche Herangehensweise ist die „Bruchwahrscheinlichkeit", die anhand der Weibull-Verteilung der Festigkeitswerte ermittelt wird. Allerdings ist hierfür eine fundierte Kenntnis der Keramik – insbesondere des Weibull-Moduls und der charakteristischen Festigkeit – und damit zahlreiche Versuche (bspw. Biegeversuch) mit Materialproben nötig. Oft ist es nicht möglich, entsprechende Daten aufzunehmen oder aus Quellen zu beziehen. So konnte auch im vorliegenden Fall für gesintertes AlN und SHAPAL das Weibull-Modul nicht aus der Literatur bezogen werden, sodass als Ersatz mit großzügigen Sicherheitsfaktoren gerechnet werden musste.

Die aus der Konstruktion mit Metallwerkstoffen bekannten Sicherheitsfaktoren (1,1 – 2,0) lassen sich nicht auf Keramiken anwenden. Der ECSS Standard [36] empfiehlt für Keramikteile einen Sicherheitsfaktor von 2,5 insofern diese einem Belastungs- bzw. Proof-Test unterzogen werden. Falls deren Festigkeit lediglich mit einer rechnerischen Analyse verifiziert wird, soll ein Sicherheitsfaktor von 5,0 zu Anwendung kommen. Diese sehr hohen Sicherheitsfaktoren sollen alle Unsicherheiten abdecken und sind in bekannter Weise anwendbar, können jedoch zu überdimensionierten, nicht masseoptimalen Bauteilen führen.

Weiterhin gilt es einige Richtlinien bei der Konstruktion mit Keramiken zu beachten, wie sie ausführlich in [34] beschrieben werden. Um eine Schwächung der Struktur zu vermeiden, müssen Bohrungen einen Mindestwandabstand von mehr als ¼ der Bohrungstiefe bzw. bei Platten bis zu 10 mm Dicke von mehr als ¼ der Plattenstärke aufweisen. Der Abstand von Bohrungen einer Reihe zueinander muss mehr als den dreifachen Lochdurchmesser betragen. Die Dicke eines keramischen Bauteils, das mit einem anderen Bauteil verschraubt wird, sollte mindestens die 0,6 × Schlüsselweite der verwendeten Sechskantschraube aufweisen. Scharfe Kanten und jähe Querschnittsänderungen müssen aufgrund ihrer Rissneigung vermieden werden. Alle Kanten sind nach Möglichkeit mit großzügigen Radien zu versehen. Punktförmige Krafteinleitung z.B. unterhalb von Schraubenköpfen aufgrund von Unebenheit der Auflagefläche oder Ungenauigkeit der Bohrung führt zu lokaler Spannungskonzentration und muss vermieden werden. Buchsen mit entsprechend großen Auflageflächen bieten eine gute Möglichkeit, lokale Spannungskonzentrationen in einem metallischen Werkstoff abzubauen und Kräfte gleichförmig in die Keramik einzuleiten.

5.2. Sensornahe Elektronik

Vier Z-förmige Platinen mit sensornaher Elektronik umschließen die CCD Träger vollständig (vgl. Bild 2). Das vorläufige Platinenlayout mündet in Substratdimensionen mit einer Schenkellänge von ca. 55 mm und einer Breite von 15 – 20 mm. Aufgrund seiner Größe ist die absolute Kontraktion des Substrates zwischen der Aushärtungstemperatur der verwendeten Klebstoffe (≈ +70 – +120°C) und der niedrigsten im ungünstigsten Fall auftretenden Temperatur hinsichtlich der Zuverlässigkeit der Aufbau- und Verbindungstechnik sowie der Befestigung auf der SHAPAL Struktur als kritisch einzuschätzen. Es wird eine elastische Montierung zur Kompensation der thermischen Ausdehnung benötigt, die jedoch gleichzeitig hinreichend starr ist, um CCD Träger und Elektronikmodule mittels Wedge-Bonding miteinander verbinden und die auftretenden Vibrationslasten beim Start aufnehmen zu können.

FR4 und Polyimid Substrate wurden für die sensornahe Elektronik verworfen, da die Befestigung der elektronischen Bauteile aufgrund der Temperaturspanne und auftretender Temperaturwechsel mit hoher Wahrscheinlichkeit versagen würde. Verbundsubstrate wie Kupfer-Invar-Kupfer und Kupfer-Molybdän-Kupfer müssen noch beurteilt werden. Das Konzept sieht momentan Dickschicht-Hybride vor, da diese speziell bei tiefen Temperaturen als deutlich bessere Lösung erscheinen [37]. Das typische Dickschichtsubstrat ist Aluminiumoxid (Al_2O_3), welches in verschiedenen Reinheitsgraden erhältlich ist. AlN findet derzeit lediglich in Nischenapplikationen Verwendung, die eine besonders gute Wärmeleitung benötigen.

Aufgrund des optimal angepassten Ausdehnungskoeffizienten zu SHAPAL wurde in den folgenden Analysen ein AlN Dickschichthybrid als Grundlage angenommen, welcher auf die Struktur mit einem niedrigtemperaturresistenten Kleber aufgeklebt werden soll und somit genügend Steifigkeit für das Bonden bietet. Die technische Machbarkeit eines AlN Dickschichthybrids wird derzeit geprüft.

Es erscheint nachteilhaft, eine flexible Leiterplatte mit vorbestimmter Länge direkt auf den Detektorträger zu bonden. Um eine Anpassung zu ermöglichen wurde ein 65 pin Nano-D Stecker als elektrisches Interface zwischen sensornaher Elektronik und Ausleseelektronik gewählt. Dies ermöglicht eine Modifikation oder Optimierung des Kabels in einer späteren Projektphase.

5.3. Ermittelte Masse und Abmessungen

Sämtliche Untersuchungen führten zu einem Entwurf mit einer Masse von 1270 g unter Berücksichtigung einer in dieser Projektphase üblichen Sicherheitsmarge von 20%. Die Hauptmaße der Baugruppe betragen 159 mm × 145 mm × 40 mm. Die Ausdehnung in vertikaler Richtung ist den Kugeln der kinematischen Montierung sowie einer Befestigungsmöglichkeit für Kupferkabel an der Rückseite der Fokalplatte geschuldet, während der Hauptteil der Struktur deutlich dünner ausgelegt ist. Eine Optimierung der Struktur ist empfehlenswert, sobald alle Randbedingungen des Detektorträgers und der sensornahen Elektronik feststehen.

6. THERMO-MECHANISCHE ANALYSE MITTELS FINITER ELEMENTE

Wesentliches Ziel dieser Arbeit war es, die Temperaturverteilung in der Baugruppe zu untersuchen und eine erste Abschätzung der daraus resultierenden thermisch induzierten Spannungen und Verformungen vorzunehmen. Die Verschiebung der Detektoren auf der optischen Achse aufgrund der Verformung der Baugruppe bei Abkühlung auf Betriebstemperatur wurde bestimmt, um die Machbarkeit des Konzepts hinsichtlich des kritischen Justageversatzes zu demonstrieren. Um den Entwicklungs- und Iterationsprozess hinsichtlich der engen Zeitvorgabe zu beschleunigen war es von großer Bedeutung, den Modellierungsaufwand zu reduzieren und ein Werkzeug zu nutzen, dass die thermale und strukturelle Modellierung anhand eines einzigen virtuellen Modells ermöglicht. Da eine Finite Elemente (FE) Analyse sowohl für Thermal- als auch Strukturanalysen genutzt

werden kann, war sie im vorliegenden Fall prädestiniert für die Lösung beider Probleme. Die Erstellung eines separaten Finite Differenzen (FD) Modells für die Thermalanalyse in einer Software eines Drittanbieters wurde verworfen, obwohl diese Methode hinsichtlich des damit verbundenen Rechenaufwands dem FE Modell deutlich überlegen ist.

Ein signifikanter Nachteil des FE Modells ist dessen Zusammenhang zwischen Genauigkeit und Netzgröße. Insbesondere gekrümmte Flächen, Ausschnitte und Querschnittsänderungen erfordern ein feines Netz um richtig repräsentiert zu werden. Im Gegensatz zu FD ist es bspw. nicht möglich, Teile mit geringer Bedeutung für das Ergebnis mit einem einzelnen Knoten darzustellen. Auch wenn eine Thermal- und Verformungsanalyse nicht so stark von der Netzauflösung abhängig ist wie eine Spannungsanalyse, benötigt ein FE Modell im Vergleich zu FD eine drastisch größere Anzahl an Elementen, um zu einem Ergebnis zu konvergieren [38]. Zudem wird die Temperatur an allen Eckpunkten und Stützstellen der Elemente berechnet. Die resultierende hohe räumliche Auflösung der ermittelten Temperaturwerte wird in der Regel nicht benötigt, um die Temperaturverteilung im Bauteil beurteilen zu können.

6.1. Modellierungsansatz

Ein Finite Elemente Modell wurde in SolidWorks Simulation 2009 SP3.1 implementiert, einem Add-In das nahtlos in SolidWorks 2009 SP5.1 integriert ist. Ein geometrisch vereinfachtes Modell („Konfiguration“) wurde aus dem detaillierten Stammmodell (vgl. Bild 2) abgeleitet und konnte bei Änderungen mit wenig Aufwand gepflegt werden. Dieses vereinfachte Submodell wurde entsprechend vernetzt und diente somit als Basis für die Thermal- und Strukturanalyse. Details wie Fasen und Radien, die für das Ergebnis irrelevant sind, sowie Nano-D Stecker und Verbindungselemente wurden entfernt, um die Anzahl an Elementen und damit den entstehenden Rechenaufwand zu verringern. Das Radiatorpanel und der Teleskopflansch wurden dem Modell hinzugefügt, um Wärmeflüsse die aus Wärmeleitung und -strahlung resultieren vollständig erfassen zu können. Das detaillierte CAD Modell wurde u.a. zur Ermittlung der Masse und Trägheitsmomente herangezogen, die für die Studie der mechanischen Teleskopschnittstelle (siehe Abschnitt 3), des Massenbudgets und der Gesamtträgheitsmomente des Instruments von Bedeutung sind.

In SolidWorks Simulation kann die errechnete Temperaturverteilung direkt als Randbedingung für eine statische Analyse genutzt werden. Diese nimmt an, dass die Verformung elastisch ist. Da die gesamte Modellierung in einem Softwarepaket vollzogen werden kann, ist es nicht notwendig, repräsentative FE und FD Modelle in Anwendungen von Drittanbietern zu pflegen. Hierdurch werden Probleme in Bezug auf Datenaustausch, unterschiedliche Vereinfachungsgrade der Modellgeometrie, verschiedene Netzgröße und Interpolationsgenauigkeit (bspw. Projektion der Ergebnisse eines groben Netzes für eine Thermalanalyse auf ein feines Netz für eine Strukturanalyse) sowie unterschiedliche Datenformate umgangen. Dies ist besonders in einer frühen Projektphase wie im vorliegenden Fall von Vorteil, wenn viele Eigenschaften noch unsicher und Änderungen wahrscheinlich sind.

Das resultierende FE Modell für die Thermalanalyse im thermischen Gleichgewicht bestand aus 129 Komponenten, die durch ein Netz aus 117341 Elementen und 219500 Knoten dargestellt wurden. Verschiedene Netzdichten wurden individuell auf verschiedene Teile und Geometrieeigenschaften angewendet. Das Modell berücksichtigt Wärmeübergangswiderstände zwischen sich berührenden Teilen. Der Austausch von Wärmestrahlung zwischen verschiedenen Komponenten kann prinzipiell vollständig innerhalb der Baugruppe erfasst werden, muss jedoch aufgrund der sehr aufwendigen Berechnung der benötigten Sichtfaktoren (Monte Carlo Methode) von verschiedenen Elementen zueinander auf ein sinnvolles Maß begrenzt werden, da sich hierdurch die Rechenzeit des Präprozessors drastisch erhöht. Das FE Modell berücksichtigt daher lediglich Strahlungsaustausch zwischen Komponenten mit signifikantem Temperaturunterschied, d.h. zwischen Teleskopflansch (Platte als Platzhalter, Kugelauflagen) und relevanten Oberflächen von Komponenten der FPA (Wolfram-Abdeckung, nicht abgedeckte Bereiche der Grundstruktur, aktive Sensorflächen, nicht abgedeckte Bereiche der CCD Träger und nicht aktiven Sensorflächen, Kugeln) sowie zwischen Radiator und Weltraum (T = 3 K). Die Software ermöglicht zudem die Definition von temperaturabhängigen Materialeigenschaften, insbesondere eines mittleren Ausdehnungskoeffizienten (vgl. Bild 5).

Für die statische Analyse wurde das FE Modell nochmals vereinfacht, da die Verformung einiger Teile (z.B. Kupferkabel, Radiator, Bonddrähte, Kabel) nicht von Interesse ist und das Netz und die benötigte Rechenzeit unnötig vergrößern würden. Da im Gegensatz zur Thermalanalyse jeder Knoten drei Freiheitsgrade statt einen besitzt, muss demzufolge ein Gleichungssystem entsprechend der dreifachen Knotenanzahl gelöst werden. Das weiter reduzierte FE Modell für die statische Analyse bestand aus 59 Komponenten, die durch ein Netz aus 71733 Elementen und 122384 Knoten repräsentiert wurden. Die korrekte Anwendung kinematischer Randbedingungen ist für diese Analyse entscheidend.

Sämtliche Rechnungen wurden auf einer Intel Xeon X5670 CAD Workstation (6 × 2.93 GHz, 64 bit Prozessorkerne, 12 GB RAM) durchgeführt. Mit der zur Verfügung stehenden Rechenleistung konnte die Simulation in einer annehmbaren Rechenzeit durchgeführt werden. Die Thermalanalyse benötigte etwa 25 min, wobei der größte Teil der Zeit (> 20 min) der Berechnung von Sichtfaktoren gewidmet war. Die statische Rechnung benötigte etwa 3,5 h.

Ein Ersatzschaltbild der thermischen Widerstände wurde entwickelt, um ein besseres Verständnis der Wärmeflüsse innerhalb der Baugruppe zu erlangen. Eine Parameterempfindlichkeitsstudie machte deutlich, welche Wärmeübergangswiderstände für die Analyse kritisch sind. Das Ersatzschaltbild der thermischen Widerstände wurde als elektrisches Netzwerk in SPICE simuliert, um die Ergebnisse der Thermalanalyse mittels FE verifizieren zu können. Es zeigt sich, dass beide Ansätze zu konsistenten Ergebnissen führen. Dies belegt die Zuverlässigkeit des gewählten Ansatzes.

6.2. Annahmen und Randbedingungen

Wärmeübergangswiderstände sind das Ergebnis einer durch Oberflächenrauheit und -unebenheiten drastisch reduzierten Kontaktfläche (punktueller Kontakt von Rauheitsspitzen). Weitere Einflussfaktoren, welche das Ausmaß der elastischen und plastischen Verformung der Rauheitsspitzen und somit die Größe der wahren

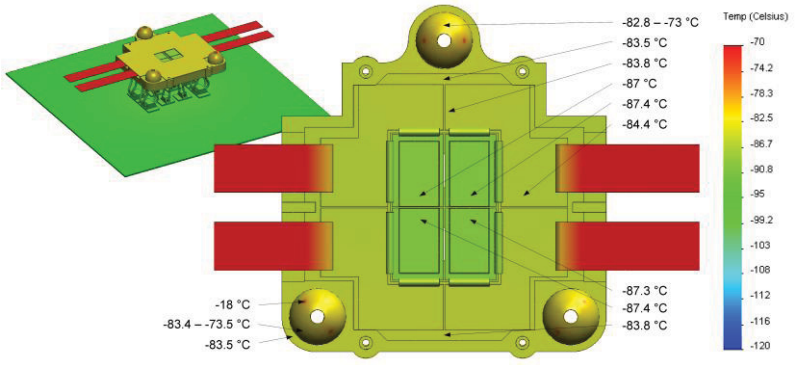

BILD 6. Temperaturverteilung innerhalb der Baugruppe im thermischen Gleichgewicht unter der Annahme von Verlustleistungen und thermischen Randbedingungen im typischen Betriebszustand. Die Abdeckung aus Wolfram wurde in der Frontalansicht zum besseren Verständnis ausgeblendet.

Kontaktfläche bestimmen [39], sind E-Modul und Oberflächenhärte der sich in Kontakt befindlichen Materialien sowie die mögliche Präsenz eines Füllmediums. Für die Bestimmung des Wärmeübergangswiderstands existiert keine allgemeingültige Theorie. Üblicherweise basieren Wärmeübergangswerte zwischen zwei Flächen auf Schätzwerten und Erfahrung des Thermalingenieurs aus vorangehenden Projekten (wie in der vorliegenden Analyse) oder individuellen Tests, da es in der Praxis kaum möglich ist, eine analytische Abschätzung vorzunehmen. Hinzu kommt, dass Messungen oder Richtwerte für Keramik-Metall und Keramik-Keramik Kontakte in der Fachliteratur nicht existieren.

Statistisch betrachtet erhöht sich die Anzahl der Punktkontakte mit abnehmender Oberflächenrauheit. Bei Metallen führt eine zunehmende Flächenpressung zu einer steigenden Anzahl sich plastisch verformender Rauheitsspitzen und somit zu einer größeren Kontaktfläche. Da sich eine Keramik nicht plastisch verformen kann, hat eine steigende Flächenpressung bei Keramiken jedoch kaum Auswirkung auf die Größe der wahren Kontaktfläche (insbesondere bei einem Kontakt zwischen zwei keramischen Bauteilen). Für den Wärmeübergangswiderstand spielt dann die Oberflächenrauheit sowie ein weiches Füllmaterial, was Zwischenräume durch Fließen ausfüllen kann, eine entscheidende Rolle.

Die Temperaturverteilung im thermischen Gleichgewicht wurde für fünf verschiedene Szenarien untersucht: Drei Lastfälle im Betriebszustand (maximale, typische und minimale Wärmelasten) sowie zwei Lastfälle im ausgeschalteten Zustand der Baugruppe (maximale und minimale Wärmelasten). Die drei Lastfälle im Betrieb unterscheiden sich in der Abschätzung der Wärmedissipation der auf der FPA integrierten Detektoren und sensornahen Elektronik. Der Betriebsfall mit maximaler Wärmedissipation und maximalen Temperaturen bei Teleskop und FEE („hot case“) wurde herangezogen, um die Größe des Radiatorpanels zu bestimmen. Die beiden Lastfälle im ausgeschalteten Zustand repräsentieren das Szenario, dass alle zum Instrument gehörenden Elemente für längere Zeit ausgeschaltet sind, während der Satellitenbus selbst ebenfalls nur ein Minimum an Wärme dissipiert (Standby). In diesem Fall soll ein aktives Heizelement die Baugruppe vor Unterkühlung schützen, welches im ungünstigsten anzunehmenden Fall nicht zur Verfügung steht („cold case“).

Eine aussagekräftige Beurteilung der thermisch induzierten Spannungen und Verformungen war dank der Verfügbarkeit temperaturabhängiger Materialdaten nach intensiven Recherchen möglich. Daten des Ausdehnungskoeffizienten konnte für alle Materialien, die in der Baugruppe Anwendung finden, im Temperaturbereich von 150 – 293 K in Erfahrung gebracht werden (vgl. Bild 5). Dahingegen ist die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit für alle keramischen Werkstoffe unbekannt und musste mit einem konstanten Wert (bei Raumtemperatur) je nach Datenblatt des Lieferanten modelliert werden. Der zu erwartende Modellfehler ist jedoch deutlich innerhalb der Ungenauigkeit der Thermalanalyse.

Aufgrund des großen Temperaturunterschieds zwischen Teleskop und FPA (≈ 70 K) muss der resultierende Wärmeeintrag durch Strahlung von der Teleskopstruktur zusätzlich zur Wärmeleitung durch die kinematische Montierung unbedingt für die Thermalkontrolle der FPA berücksichtigt werden. Analog zu Materialdaten ist der Bezug von Anhaltswerten des Emissionsgrades ε aus der Literatur, insbesondere für Keramiken, äußerst schwierig. Im Allgemeinen ist der Emissionsgrad stark von Oberflächenzustand und -rauheit abhängig. Keramische Oberflächen tendieren zu großen Emissionsgraden (Größenordnung $\varepsilon = 0{,}8$) während reine Metalle und Edelstahl zu niedrigen Emissionsgraden tendieren (Größenordnung $\varepsilon = 0{,}05 – 0{,}1$).

6.3. Ergebnisse

Die Ergebnisse der Analyse verdeutlichen, dass der größte Teil der abzuführenden Wärme von externen Baugruppen (FEE, Teleskop) herrührt. Dies ist ein typischer Fall in der Tieftemperaturtechnik. In einem nominellen Betriebszustand wird lediglich ein Drittel des Gesamtwärmeflusses von elektronischen Komponenten dissipiert, die sich direkt auf der FPA befinden, während etwa zwei Drittel durch Wärmeleitung und Strahlung seitens des Teleskops und der FEE verursacht werden. Dies betont nochmals die Bedeutung eines sorgfältigen Struktur- und Thermaldesigns des Instruments. Bild 6 illustriert exemplarisch die Temperaturverteilung im thermischen Gleichgewicht im nominalen Betriebsfall der FPA.

Bild 7 illustriert eine erste Abschätzung der thermisch induzierten Spannung und Verformung der FPA im ungünstigsten Fall (Kugeln können sich in den Auflagen nicht bewegen) sowie der Verschiebung der Detektoren gegenüber der ursprünglichen Position bei Raumtemperatur. Beide Grafiken bestätigen die Machbarkeit

und Idee des athermalen Konzepts. Die in der Struktur entstehenden Spannungen wurden als unkritisch beurteilt. Laut Simulation kann die Verschiebung der aktiven Bildzonen der CCDs bis zu 13,5 – 14,6 µm betragen. Dies entspricht bereits etwa 50% der zur Verfügung stehenden Justagetoleranz von 30 µm (siehe Abschnitt 2). Entsprechend dieser ersten Abschätzung dürfen sich die Toleranzen für Fertigung sowie Justage und temperaturabhängigen Fokusdrift der Optik demzufolge maximal auf weitere 15 µm summieren.

6.4. Diskussion

Die ermittelten Temperaturverteilungen auf der FPA sind sehr gleichförmig. Dies war aufgrund der Materialwahl (hohe Wärmeleitfähigkeit) zu erwarten. Die Größe des Radiatorpanels, welche auch im „hot case“ eine Detektortemperatur kleiner -80°C ermöglicht, diktiert das Temperaturniveau der FPA in allen Betriebszuständen. Die Simulation illustriert auch die sehr tiefen Temperaturen, die die FPA erfährt, falls keine Energie zum Betrieb der Heizelemente zur Verfügung stehen sollte. Im ungünstigsten Fall („cold case“) kann bei der gegenwärtigen Auslegung die anfangs definierte Mindesttemperatur von -95°C im ausgeschalteten Zustand (siehe Abschnitt 2) nicht gewährleistet werden. Die resultierenden Temperaturen gefährden die sensornahe Elektronik hinsichtlich ihrer Langzeitzuverlässigkeit und können schlimmstenfalls irreversiblen Schaden verursachen. Während des Satellitenbetriebs muss daher sichergestellt sein, dass die implementierten Heizelemente in kritischen Missionsphasen geringer Wärmeeinträge jederzeit zur Verfügung stehen.

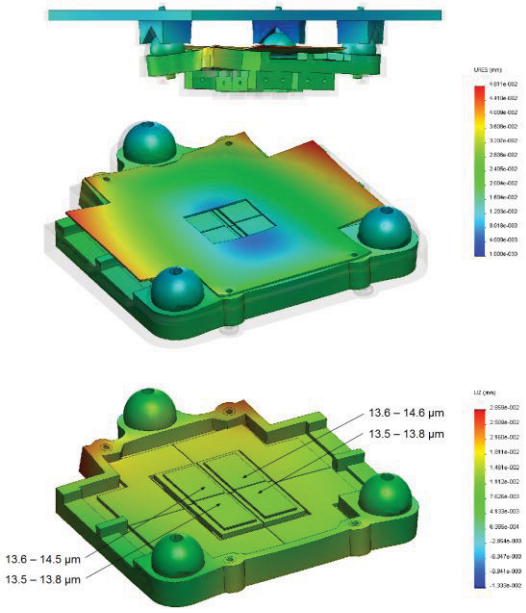

BILD 7. OBEN: Temperaturbedingte Verformung der FPA und Verschiebung relativ zum Teleskopflansch im ungünstigsten Fall, dargestellt mit einem Skalierungsfaktor von 250. Das transluzente Bild verdeutlicht die Position und Größe der FPA bei Raumtemperatur. Die Farbabstufungen geben den absoluten Betrag des Verschiebungsvektors an. UNTEN: Temperaturbedingte Verschiebung der aktiven Bildzonen der Detektoren auf der optischen (z-) Achse im ungünstigsten Fall. Die Verformung der FPA ist mit einem Skalierungsfaktor von 250 dargestellt. Die Farbabstufungen geben die Verschiebung in z-Richtung an. Die Wolfram-Abdeckung wurde zum besseren Verständnis ausgeblendet.

Ein für die Thermalanalyse kritischer, jedoch geschätzter Parameter ist der Wärmeübergangswiderstand am mechanischen Teleskopinterface. Dieser Wärmepfad ist für die Thermalkontrolle und Bemessung des Radiators von großer Bedeutung. Der Schätzwert für den Wärmeübergangswiderstand an einem Keramik-Metall Kontakt (Kugel-Nut) muss bestätigt oder verbessert werden. Es ist daher empfehlenswert, ein entsprechendes Verifikationsmodell der mechanischen Teleskopschnittstelle zu bauen und den Temperaturgradienten über die kinematische Montierung zu messen, um die Genauigkeit zukünftiger Thermalanalysen zu verbessern.

Eine detaillierte Analyse des Fokusbudgets des Instruments sowie des zu erwartenden temperaturabhängigen Fokusdrifts der Teleskopoptik in Phase C ist unerlässlich. Ein bewusster Versatz der aktiven Bildzonen der Detektoren zur Fokalebene der Optik, der bei der Integration des Instruments bei Raumtemperatur eingestellt wird, kann eine temperaturinduzierte Verschiebung kompensieren und sicherstellen, dass die Detektoren bei Erreichen der Betriebstemperatur immer noch im zulässigen Toleranzbereich justiert sind.

7. AUSBLICK

Die Entwicklung des monolithischen Detektorträgers ist noch nicht abgeschlossen. Das hier präsentierte Konzept muss entsprechend des Resultats angepasst werden. Das Thermalkonzept muss weitere Iterationen erfahren, sobald Randbedingungen seitens des Busses genauer definiert werden können. Aufgrund der (in Phase B) üblichen Unsicherheiten in der Thermalanalyse stellt diese Arbeit lediglich ein vorläufiges Ergebnis dar, liefert jedoch wichtige Randbedingungen für die weitere Entwicklung. Für eine Prüfung des Konzepts erschien zum gegenwärtigen Zeitpunkt nur eine Thermalanalyse im thermischen Gleichgewicht als sinnvoll. Eine transiente Analyse sollte im weiteren Verlauf ebenfalls vorgenommen werden.

Zukünftige Arbeiten sollen studieren, ob eine aktive Thermalkontrolle im Rahmen der Leistungsreserven des Satelliten eine gewünschte Temperaturstabilität der EMCCDs innerhalb von 2 K ermöglichen kann. Ein in den CCD Träger integriertes Heizelement wird derzeit studiert. Sämtliche Heizelemente müssen redundant ausgeführt werden, da ihre Thermalregelung missionskritisch ist, um die FPA in Phasen geringer Wärmeeinträge nicht zu unterkühlen. Eine detaillierte Charakterisierung der Detektoren ist derzeit in Arbeit und soll untersuchen, ob die geforderte Detektortemperatur während des Betriebs gelockert werden kann (< -60°C). Dies würde eine weniger kritische Thermalumgebung für alle elektronischen Komponenten zur Folge haben. Zudem soll ein mechanischer Verschluss die CCDs vor Schaden bei einer fehlerhaften Ausrichtung des Satelliten schützen. Dieser wird gegenwärtig studiert.

Mehrere Parameter werden derzeit iteriert, um am Ende der Phase B das Konzept zu fixieren und in Phase C abschließend zu analysieren. Diese Arbeit hat die Machbarkeit des entwickelten Konzepts demonstriert. Der integrierte Modellierungsansatz hat sich hierzu trotz Limitationen als äußerst hilfreich bewährt und eine rasche Entwicklung innerhalb enger Zeitvorgaben ermöglicht.

DANKSAGUNG

Der Autor bedankt sich für die finanzielle Unterstützung des DLR Instituts für Planetenforschung, Berlin sowie zahllose ergiebige Diskussionen mit den Mitgliedern des AsteroidFinder Teleskop-Teams und weiteren Kollegen des DLR. Maßgeblich für den Erfolg dieser Arbeit war der kontinuierliche Austausch mit Matthias Tschentscher und Michael Solbrig, die gemeinsam mit Stefan Weise und Thomas Behnke die sensornahe Elektronik und FEE des Instruments entwickeln. Besonderer Dank für die Betreuung der Arbeit gilt Harald Michaelis (DLR Berlin) und Prof. Stefanos Fasoulas (Univ. Stuttgart). Hilfreiche Anregungen, Hinweise und Messdaten wurden von Michael Hartl (Kayser-Threde GmbH, München), Matthias Krödel (ecm, München), Volodymyr Baturkin (DLR Berlin), Roger Morell (NPL, UK) und Christian Haberstroh (TU-Dresden) zur Verfügung gestellt.

LITERATUR

[1] J. T. Grundmann et al., „From Observational Geometry to Practical Satellite Design: AsteroidFinder/SSB“, Proceedings of the 1st IAA Planetary Defense Conference: Protecting Earth from Asteroids, Granada, Spain, April 2009.

[2] H. Michaelis et al., „The AsteroidFinder Instrument“, 38th COSPAR Scientific Assembly, PSW2-0023-10, Bremen, Germany, Juli 2010.

[3] W. F. Bottke, Jr. et al., „Debiased Orbital and Absolute Magnitude Distribution of the Near-Earth Objects“, Icarus 156, 2002, pp. 399-433.

[4] M. Hartl et al., „AsteroidFinder – The Space-Borne Telescope to Search for NEO Asteroids“, Proceedings of the International Conference on Space Optics (ICSO 2010), Rhodes Island, Greece, 2010.

[5] L. G. Cook, „Three Mirror Anastigmatic Optical System“, United States Patent No. 4,265,510, 1981.

[6] M. R. Krödel, T. Ozaki, „HB-Cesic composite for space optics and structures“, Proceedings of SPIE 6666, 2007, pp. 66660E.

[7] H. Michaelis et al., „The Asteroid Finder Focal Plane“, Proceedings of SPIE 7474, 2009, pp. 74741F.

[8] Schindler, K., „Design of the Focal Plane Assembly for the Scientific Payload of the Small Satellite Mission »AsteroidFinder/SSB«“, Diplomarbeit, Technische Universität Dresden, 2010.

[9] Department of Defense, „MIL-STD-883F - Test Method Standard“, Method 1010.8: Temperature Cycling, Test Condition A/B, 2004.

[10] L. C. Hale, A. H. Slocum, „Optimal design techniques for kinematic couplings“, Precision Engineering 25, 2001, pp. 114-127.

[11] L. C. Hale, „Principles and Techniques for Designing Precision Machines“, Dissertation, Department of Mechanical Engineering, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, MA, 1999.

[12] D. Vokubratovich, „Flexure mounts for high-resolution optical elements“, Proceedings of SPIE 959, 1988, pp. 18-36.

[13] A. Slocum, „Kinematic couplings for precision fixturing – Part I: Formulation of design parameters“, Precision Engineering 10, 1988, pp. 85-91.

[14] A. Slocum, A. Donmez, „Kinematic couplings for precision fixturing – Part 2: Experimental determination of repeatability and stiffness“, Precision Engineering 10, 1988, pp. 115-122.

[15] S. Zelenika, S. Flechsig, „Kinematic Couplings for Synchrotron Radiation Instrumentation“, Proceedings of the 2nd International Workshop on Mechanical Engineering Design of Synchrotron Radiation Equipment and Instrumentation (MEDSI02), Argonne, IL, September 2002, pp. 262-270.

[16] A. P. Boresi, R. J. Schmidt, „Advanced Mechanics of Materials“, Sixth Ed., John Wiley & Sons, Inc., 2003.

[17] A. H. Slocum, „Precision Machine Design“, Society of Manufacturing Engineers, 1992.

[18] N. Lobontiu (Hrsg.), „Compliant Mechanisms - Design of Flexure Hinges“, CRC Press LLC, 2003.

[19] R. Chanchani, P. M. Hall, „Temperature Dependence of Thermal Expansion of Ceramics and Metals for Electronic Packages“, IEEE Transactions on Components, Hybrids, and Manufacturing Technology 13, 1990, pp. 743-750

[20] G. A. Slack, S. F. Bartram, „Thermal expansion of some diamondlike crystals“, Journal of Applied Physics 46, 1975, pp. 89-98.

[21] N. J. Simon, „Cryogenic Properties of Inorganic Insulation Materials for ITER Magnets: A Review“, National Institute of Standards and Technology (NIST), NISTIR 5030, 1994.

[22] M. A. Ealey, „Large Low Temperature Silicon Carbide Mirrors“, Space Optics Manufacturing Technology Center Tech Days, NASA Marshall Space Flight Center, 2002

[23] Tokuyama Corporation, „Product Information: Machinable Ceramics“, URL: http://www.shapal.jp/eng/products/machinable/index.html

[24] Tokuyama Corporation, „Machinable Aluminum Nitride Ceramics“, Safety Data Sheet for Chemical Products, 2010.

[25] European Space Agency, ESMAT Material Database, URL: http://esmat.esa.int

[26] Kyocera Corporation, „Characteristics of Kyocera Technical Ceramics“, Datenblatt, 2006.

[27] P. R. Yoder, Jr., „Opto-Mechanical Systems Design“, Third Ed., CRC Press LLC, 2006.

[28] D. Shriver, M. Drezdzon, „The Manipulation of Air-Sensitive Compounds“, John Wiley & Sons, Inc., Second Ed., 1986.

[29] K. G. Lyon et al., „Linear thermal expansion measurements on silicon from 6 to 340 K“, Journal of Applied Physics 48, 1977, pp. 865-868.

[30] M. R. Krödel, T. Ozaki, „CTE measurement of Cesic – a low-CTE ceramic composite“, Proceedings of SPIE 7425, 2009, pp. 742503-1.

[31] S. Figge et al., „Temperature dependence of the thermal expansion of AlN“, Applied Physics Letters 94, 2009, pp. 101915.

[32] NIST Cryogenics Technologies Group, „Material Properties“, National Institute of Standards & Technology (NIST), NIST SRD 152, URL: http://cryogenics.nist.gov/MPropsMAY/material%20properties.htm

[33] G. K. White, M. L. Minges, „Thermophysical properties of some key solids: An update“, International Journal of Thermophysics 18, 1997, pp. 1269-1327

[34] H.-D. Tietz (Hrsg.), „Technische Keramik – Aufbau, Eigenschaften, Herstellung, Bearbeitung, Prüfung“, VDI-Verlag GmbH, 1994.

[35] K.-F. Fischer, „Konstruktionskeramik“, Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1992.

[36] ESA Requirements & Standards Division, „Space engineering - Structural factors of safety for spaceflight hardware“, European Cooperation for Space Standardization (ECSS), ECSS-E-ST-32-10C, Rev. 1, 2009.

[37] R. K. Kirschman, W. M. Sokolowski, E. A. Kolawa, „Die Attachment for -120°C to +20°C Thermal Cycling of Microelectronics for Future Mars Rovers – An Overview“, Journal of Electronic Packaging 123, 2001, pp. 105-111.

[38] W. Ley, K. Wittmann, W. Hallmann (Hrsg.), „Handbuch der Raumfahrttechnik“, Third Ed., Carl Hanser Verlag, 2008.

[39] D. G. Gilmore (Hrsg.), „Spacecraft Thermal Control Handbook - Volume 1: Fundamental Technologies“, Second Ed., The Aerospace Press / American Institute of Aeronautics and Astronautics, 2002.