



Hochschule für Angewandte Wissenschaften Hamburg  
*Hamburg University of Applied Sciences*

Hochschule für Angewandte Wissenschaften Hamburg

Department Maschinenbau und Produktion

Studiengang Maschinenbau / Entwicklung und Konstruktion

# **FEM-Analyse des Festigkeitsverhaltens von Graphit-Titan Vakuumfenstern für die Strahlabsorber der XFEL und FLASH Linearbeschleuniger**

**Bachelorthesis**

von

**Christopher Lie Indah Wahju**

Erstprüfer:

Prof. Dr.-Ing. Georgi Kolarov

Zweitprüfer:

Dipl.-Ing. Cornelius Martens

Vorgelegt am:

27. 08.2010





---

# **FEM-Analyse des Festigkeitsverhaltens von Graphit-Titan Vakuumfenstern für die Strahlabsorber der XFEL und FLASH Linearbeschleuniger**

von Christopher Lie Indah Wahju



Hochschule für Angewandte Wissenschaften Hamburg  
*Hamburg University of Applied Sciences*



Hochschule für Angewandte Wissenschaften Hamburg  
Fakultät Technik und Informatik  
Department Maschinenbau und Produktion  
Berliner Tor 21  
20099 Hamburg

## Inhaltsverzeichnis

<b>Abbildungsverzeichnis.....</b>	<b>iii</b>
<b>Tabellenverzeichnis.....</b>	<b>v</b>
<b>1 Einleitung .....</b>	<b>1</b>
<b>2 Aufbau des Vakuumfensters .....</b>	<b>3</b>
2.1 Kriterien zur Auswahl der Materialien .....	3
2.2 Grundlegende Geometrie des Vakuumfensters.....	6
2.3 Werkstoffdaten .....	8
2.3.1 Titan technischer Reinheit.....	9
2.3.2 Desoxidiertes Kupfer (Cu-DHP) .....	10
2.3.3 Graphit (FE779).....	11
2.3.4 Aluminiumoxidkeramik .....	12
2.4 Geometrische Randbedingungen .....	13
<b>3 Lastfälle des Vakuumfensters .....</b>	<b>15</b>
3.1 Hintergrund des Energieeintrags .....	15
3.1.1 Räumliche Verteilung des Energieeintrags.....	17
3.1.2 Dynamik des Elektronenstrahls .....	17
3.2 Belastung durch den Elektronenstrahl .....	19
3.3 Belastung durch den Atmosphärendruck.....	20
3.3.1 Lastfälle beim Einsatz im XFEL.....	20
3.3.2 Lastfälle beim Einsatz im FLASH .....	20
<b>4 Der Lötprozess.....</b>	<b>21</b>
4.1 Simulation des Lötprozesses mit der FEM .....	22
4.1.1 Einfache Berechnungsansätze für den Lötprozess.....	23
4.1.2 Komplexer Berechnungsansatz für den Lötprozess .....	25
<b>5 Statische Analyse.....</b>	<b>28</b>
5.1 Das Finite Elemente Modell .....	29
5.2 Berechnung des Temperaturfeldes .....	31
5.2.1 Analytische Berechnung des Temperaturfeldes .....	31
5.2.2 Berechnung des Temperaturfeldes mit der FEM .....	37
5.3 Statische Spannungsanalyse mit der FEM.....	41
5.3.1 Der Umgang mit Singularitäten .....	41
5.3.2 Zielwerte der Parametervariationen .....	42
5.3.3 Statische Spannungen und Temperaturen von Referenzgeometrien.....	44
5.4 Einfluss der geometrischen Parameter .....	45
5.4.1 Design Of Experiment und Response Surface .....	45
5.4.2 Variation der geometrischen Parameter.....	47
5.4.3 Auswertung der Parametervariationen und Geometrieoptimierung.....	48
5.5 Einfluss der Strahlparameter .....	50
<b>6 Transiente Analyse .....</b>	<b>51</b>
6.1 Umsetzung der transienten Analyse mit der FEM .....	51

---

6.1.1	FEM Analyse des gesweepen Elektronenstrahls.....	52
6.2	Der Einschwingvorgang .....	55
6.2.1	Verlauf der Temperaturen während des Einschwingvorgangs.....	56
6.2.2	Verlauf der Spannungen während des Einschwingvorgangs .....	59
6.3	Der eingeschwungene Belastungszustand .....	62
6.3.1	Temperaturen in dem eingeschwungenen Belastungszustand .....	62
6.3.2	Spannungen in dem eingeschwungenen Belastungszustand .....	64
<b>7</b>	<b>Bewertung der Bauteilsicherheiten .....</b>	<b>67</b>
7.1	Hintergrund der dynamischen Festigkeitsanalyse .....	68
7.2	Auswertung der vorhandenen Auslastungen.....	70
7.2.1	Auslastungen des Vakuumfensters des XFEL .....	71
7.2.2	Auslastungen des Vakuumfensters des FLASH.....	73
<b>8</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick .....</b>	<b>78</b>
8.1	Zusammenfassung.....	78
8.2	Ausblick.....	79
	<b>Literaturverzeichnis .....</b>	<b>80</b>
	<b>Anhangsverzeichnis.....</b>	<b>82</b>
	<b>Erklärung .....</b>	<b>135</b>

## Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Aktueller Entwurf des Vakuumfensters und Aufbau aus dessen Bestandteilen .....	7
Abbildung 2: Schematische Darstellung der Zeitstruktur des Elektronenstrahls.....	15
Abbildung 3: Darstellung der Entwicklung einer Gaussfunktion durch thermische Diffusion über zeitlichen Einheiten der Zeitstruktur des Elektronenstrahls.....	18
Abbildung 4: Berechnungsmodell des Lötprozesses mit Lagerungsbedingungen unter Verwendung zweier Ersatzkörper an Stelle des Molybdändrahtes .....	26
Abbildung 5: Analytisch berechneter Temperaturverlauf über den Radius des Vakuumfensters des XFEL für den statischen Lastfall bei ungesweepem und gesweepem Elektronenstrahl .....	35
Abbildung 6: Analytisch berechneter Temperaturverlauf über den Radius des Vakuumfensters des FLASH für den statischen Lastfall bei ungesweepem und gesweepem Elektronenstrahl .....	36
Abbildung 7: Einfluss des Wärmeübergangskoeffizienten auf die maximale Temperatur im Bereich der Strahleintrittsfläche beim XFEL .....	37
Abbildung 8: Das Temperaturfeld in der Nähe des Strahleintritts beim FLASH für die Belastung durch den ungesweepen Elektronenstrahl.....	38
Abbildung 9: Temperaturverlauf über den Radius beim XFEL für den statischen Lastfall bei ungesweepem und gesweepem Elektronenstrahl, berechnet mit der FEM .....	39
Abbildung 10: Temperaturverlauf über den Radius beim FLASH für den statischen Lastfall bei ungesweepem und gesweepem Elektronenstrahl, berechnet mit der FEM .....	40
Abbildung 11: Bereiche der relevanten Spannungen die für die Variation der geometrischen Parameter als Zielwerte verwendet werden .....	43
Abbildung 12: Lokaler Einfluss der einzelnen Parameter auf die Zielwerte bei Belastung des Vakuumfensters im FLASH durch den ungesweepen Elektronenstrahl.....	46
Abbildung 13: Einfluss der Dicke der Graphitscheibe auf die Spannungen des Vakuumfensters des FLASH bei Belastung durch den ungesweepen Elektronenstrahl.....	47
Abbildung 14: Gesamtansicht der Vernetzung des 3D-FEM-Modells des Vakuumfensters für den FLASH.....	54
Abbildung 15: Detailansicht der Vernetzung des relevanten Kreissegments des Vakuumfensters für den FLASH.....	55
Abbildung 16: Verlauf der Energieabfuhr des Vakuumfensters beim Einsatz im XFEL und im FLASH .....	56
Abbildung 17: Temperatur in der Keramik im Strahlmittelpunkt während des Einschwingvorgangs für das Vakuumfenster des XFEL und des FLASH .....	57
Abbildung 18: Detaillierter Temperaturverlauf der einzelnen Komponenten im Vakuumfenster des XFEL und des FLASH in der Strahlmitte während der ersten Sekunde des Strahlbetriebs.....	58
Abbildung 19: Kontinuierliche maximale Schubspannungsverläufe während des Einschwingvorgangs des XFEL und des FLASH in der Mitte des Strahleintritts .....	60

---

Abbildung 20: Maximale Tangentialspannung in der Aluminiumoxidkeramik beim Einsatz des Vakuumfensters im FLASH. ....	61
Abbildung 21: Maximale Normalspannung in der höher auf Zug belasteten Graphitscheibe des Vakuumfensters des FLASH.....	62
Abbildung 22: Temperaturprofil des Vakuumfensters des FLASH bei gesweepem Elektronenstrahl im stationären Zustand und direkt nach Strahleintritt .....	63
Abbildung 23: Temperaturverlauf in der Titanfolie des Vakuumfensters des FLASH in dem Bereich des Strahleintritts bei der Belastung durch einen ungesweepem Elektronenstrahl für Temperaturen $T=183^{\circ}\text{C}$ bis $T=262^{\circ}\text{C}$ .....	76

## Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Gütekriterien für die Werkstoffauswahl .....	5
Tabelle 2: Werkstoffdaten der verwendeten Materialien des Vakuumfensters bei 20°C .....	8
Tabelle 3: Titan technischer Reinheit, Temperaturabhängige Werkstoffdaten .....	9
Tabelle 4: Zeitstandfestigkeitswerte des Titan technischer Reinheit.....	9
Tabelle 5: Desoxidiertes Kupfer, Temperaturabhängige Werkstoffdaten .....	10
Tabelle 6: Graphit (FE779), Temperaturabhängige Werkstoffdaten.....	11
Tabelle 7: Veränderung der Standardabweichung der Verteilungsfunktion durch thermische Diffusion .....	18
Tabelle 8: Strahlparameter mit mittleren Leistungseinträgen beim XFEL und FLASH ...	19
Tabelle 9: Materialwerte für die analytische Berechnung der statischen Temperatur- verläufe.....	32
Tabelle 10: Statische Maximaltemperaturen der Referenzgeometrie des Vakuumfensters des XFEL und des FLASH .....	44
Tabelle 11: Statische Spannungen der Referenzgeometrien des XFEL .....	44
Tabelle 12: Zu variierenden Abmessungen der Komponenten .....	45
Tabelle 13: Empfohlene Abmessungen der Komponenten der Vakuumfenster nach Auswertung der Parametervariationen .....	50
Tabelle 14: Maximale Temperaturen der Komponenten des Vakuumfensters des XFEL .....	63
Tabelle 15: Maximale Temperaturen der Komponenten des Vakuumfensters des FLASH.....	63
Tabelle 16: Dynamische Belastung des Vakuumfensters des XFEL im stationären Betriebszustand.....	65
Tabelle 17: Dynamische Belastung des Vakuumfensters des FLASH im stationären Betriebszustand.....	66
Tabelle 18: Mittelspannungseinfluss auf die zulässige Schub- und Normalspannungsamplitude für duktile und zähe Werkstoffe .....	69
Tabelle 19: Auslastungen des Titans bei dem Vakuumfenster des XFEL.....	71
Tabelle 20: Auslastungen des Graphits bei dem Vakuumfenster des XFEL.....	72
Tabelle 21: Auslastungen der Keramik bei dem Vakuumfenster des XFEL .....	72
Tabelle 22: Auslastungen des Titans bei dem Vakuumfenster des FLASH .....	73
Tabelle 23: Auslastungen des Graphits bei dem Vakuumfenster des FLASH.....	74
Tabelle 24: Auslastungen der Keramik bei dem Vakuumfenster des FLASH.....	74



## 1 Einleitung

„Das Deutsche Elektronen-Synchrotron DESY ist eines der weltweit führenden Beschleunigerzentren zur Erforschung der Materie. DESY entwickelt, baut und nutzt Beschleuniger und Detektoren für die Forschung mit Photonen und die Teilchenphysik.“<sup>1</sup>

Bereits in den 1950er Jahren wurde erkannt, dass Ringbeschleuniger in den Ablenkmagneten im Kreisbogen extrem intensives Licht abgeben, das sich hervorragend für die Untersuchung verschiedenster Materialien eignete. Bei den neuen Strahlungsquellen, den Freie-Elektronen-Lasern, werden die Elektronen, statt in einem Kreisring, mit einem Linearbeschleuniger auf deutlich höhere Energie gebracht. In periodisch angeordneten Magnetstrukturen, den sogenannten Undulatoren, werden die Elektronen anschließend in Schwingungen versetzt und zur Strahlungsemission angeregt. Es entstehen auf diese Weise sehr kurze, intensive Strahlungsblitze einer bestimmten Wellenlänge im Röntgenbereich.<sup>2</sup> Mit dem Licht dieser Strahlungsquellen können nicht nur kleine Objekte im atomaren Bereich analysiert, sondern, auf Grund der einzelnen Lichtpulse, sogar zeitabhängige Prozesse, beispielsweise der Mikrobiologie, untersucht werden.

Bei dem European-XFEL (European **X**-Ray **F**ree-**E**lectron **L**aser), der im Weiteren als XFEL bezeichnet wird, und dem FLASH (**F**ree-**E**lectron **L**aser in **H**amburg) handelt es sich um solche Freie-Elektronen-Laser. An Hand des FLASH, der 2005 in Betrieb genommen wurde, konnte die Funktionsfähigkeit der hier verwendeten Schlüsseltechnologien erfolgreich nachgewiesen werden. Auf Basis dieser Erkenntnis wird der XFEL als Nachfolger des FLASH unter internationaler Beteiligung weiter gefördert. Die Inbetriebnahme des XFEL ist für 2013 geplant.

Nach der Erzeugung des speziellen Lichts, wird der nicht weiter genutzte Elektronenstrahl zur kontrollierten Vernichtung auf einen Strahlabsorber gelenkt. Von den verschiedenen Bauarten der im Einsatz befindlichen Absorber, welche den Elektronenstrahl bei unterschiedlichen Beschleunigungsniveaus absorbieren können, sind im Rahmen dieser Bachelor-Thesis nur die Hauptabsorber von Belang. Hier wird die Energie des Elektronenstrahls vor allem in einem Graphitkern aufgenommen. Die Strahlrohre des XFEL und des FLASH befinden sich in Vakuumbereichen ultra hoher Reinheit (UHV). Der Hauptabsorber des XFEL befindet sich ebenfalls in einem Vakuumbereich, für den

---

<sup>1</sup> (DESY)

<sup>2</sup> (Vgl. DESY (Hg.), 2007)

jedoch keine Vakuumreinheit gewährleistet werden kann, die derjenigen des Strahlrohres entspricht. Grund hierfür sind Gaseinschlüsse in dem porösen Graphit, die das Vakuum verunreinigen. Im Fall des FLASH wird der Absorber derzeit bei normaler Atmosphärenumgebung betrieben. Um die UHV-Bereiche der Strahlrohre des XFEL und FLASH zu gewährleisten, muss daher eine vakuumdichte Trennung zu dem Bereich des Absorbers existieren. Diese Trennung wird jeweils durch ein Vakuumfenster realisiert.

Inhalt dieser Bachelor-Thesis ist die Analyse des Festigkeitsverhaltens der Vakuumfenster des XFEL und des FLASH bei Betriebsbedingungen unter Zuhilfenahme der Finite-Elemente-Methode. Es sind insbesondere die dynamischen Auswirkungen der Belastungen durch die Elektronenstrahlen zu untersuchen und die statischen sowie dynamischen Sicherheiten zu ermitteln. Kritische Parameter des bestehenden Konzepts zur Realisierung der Vakuumfenster bezüglich Fertigung, Geometrie und Materialien sollen untersucht werden. Ziel dieser Bachelor-Thesis ist außerdem die Optimierung der Geometrien bezüglich günstiger Spannungszustände der Komponenten der Vakuumfenster.

Im Fall des XFEL existiert noch kein solches Vakuumfenster. Das Festigkeitsverhalten des derzeit im Betrieb befindlichen Vakuumfensters des FLASH wurde, insbesondere im Hinblick auf dynamische Belastungen, nicht ausführlich analysiert. Gegenwärtig erfährt dieses Vakuumfenster erst die Hälfte der Belastungen, denen es bei späteren Einstellungen der Strahlparameter dauerhaft ausgesetzt sein wird. Einem längerfristigen Ausfall der FLASH-Beschleunigeranlage auf Grund eines Versagens des Vakuumfensters bei höheren Belastungen, soll durch die Entwicklung eines optimierten Vakuumfensters vorgebeugt werden.

Die Festigkeiten der Vakuumfenster können nicht an Hand eines Versuchsaufbaus überprüft werden, da die entsprechenden Belastungen nur in den jeweiligen Linearbeschleunigern auftreten. Durch den Strahlbetrieb Verhalten sich die Vakuumfenster radioaktiv, weshalb ein Austausch der Komponenten nach Inbetriebnahme zu vermeiden ist. Aus diesen Gründen ist eine zuverlässige Analyse des Festigkeitsverhaltens, wie sie im Rahmen dieser Bachelor-Thesis entsteht, von um so größerer Bedeutung.

## 2 Aufbau des Vakuumfensters

### 2.1 Kriterien zur Auswahl der Materialien

Bei der Auswahl der Materialien für das Vakuumfenster waren einige Faktoren von Bedeutung die in diesem Abschnitt näher erläutert werden sollen. Die Belastung des Vakuumfensters durch den Elektronenstrahl wird in Kapitel 3.1 hergeleitet. Für ein besseres Verständnis der Kriterien, die für die Materialauswahl verwendet werden, sei an dieser Stelle bereits erwähnt, dass es sich nicht um einen kontinuierlichen Elektronenstrahl handelt. Es wird in kurzen Pulsen der Länge 0,8ms mit einer Frequenz von 10Hz Energie durch den Elektronenstrahl in dem jeweiligen Material des Vakuumfensters deponiert. Die Ertragbarkeit der daraus entstehenden zyklischen Belastung ist von großer Bedeutung für die Materialauswahl.

Die dichtebezogene Energie  $(1/\rho) \cdot (dE/dx)$ , die pro Elektron und Längeneinheit bei Strahldurchtritt in dem jeweiligen Material durch Ionisation deponierte wird, variiert nur geringfügig für die verschiedenen in Frage kommenden Materialien. Die Fläche  $A$  dieses Energieeintrags ist abhängig von den Strahlparametern, nicht aber von dem Material. Es folgt daher für den Energieeintrag in den betrachteten Materialien:

$$\left(\frac{1}{\rho}\right) \cdot \left(\frac{dE}{dx}\right) \cdot \left(\frac{1}{dA}\right) \approx konst \quad (2.1)$$

Die Energie tritt hier in Form von Wärme auf. Für ein bestimmtes Volumen lässt sich (2.1) über die Wärmeenergie  $Q$  bezogen auf die Masse  $m$  darstellen:

$$\frac{Q}{m} \approx konst \quad (2.2)$$

Die Grundgleichung der Wärmelehre (2.3) gibt einen Zusammenhang zwischen der Wärme  $Q$ , der Masse  $m$ , der spezifischen Wärmekapazität  $c$  und der instantanen Temperaturdifferenz  $\Delta T$ :

$$Q = m \cdot c \cdot \Delta T \quad (2.3)^3$$

$$\rightarrow \Delta T = \frac{Q}{c \cdot m} \quad (2.4)$$

---

<sup>3</sup> (Vgl. Tafelwerk, 2003 S. 100)

Durch Einsetzen von (2.2) kann eine antiproportionale Abhängigkeit der in dem Material auftretenden Temperaturdifferenz von der entsprechenden spezifischen Wärmekapazität festgestellt werden:

$$\Delta T \sim \frac{1}{c} \quad (2.5)$$

Die Fläche, in der eine instantane Temperaturerhöhung stattfindet, wird klein gegenüber der gesamten Fläche des Vakuumfensters sein. Es entsteht ein großer Temperaturgradient von der bestrahlten Fläche zu dem umliegenden Bereich. Dies hat Differenzen zwischen den Wärmeausdehnungen der entsprechenden Bereiche zur Folge, die zu transversalen Druckspannungen  $\sigma_{r, \text{strahl}}$  in der Umgebung des Strahleintritts führen.

Es gilt:

$$\sigma_{r, \text{strahl}} \sim \Delta T \cdot \alpha \cdot E \quad (2.6)^4$$

Nach Einsetzen von Gleichung (2.5) folgt:

$$\sigma_{r, \text{strahl}} \sim \frac{1}{c} \cdot \alpha \cdot E \quad (2.7)$$

Setzt man diese Spannung in das Verhältnis zu einer maximal ertragbaren Spannung, so erhält man ein Gütekriterium  $G1$  für die Ertragbarkeit der Belastung durch den gepulsten Elektronenstrahl. Unter der Annahme einer signifikanten dynamischen Strahlbelastung, die vor allem Druckspannungen bewirkt, wird die Biegewechselfestigkeit  $\sigma_{bw}$  für die Ermittlung von  $G1$  eingesetzt. Je größer der Wert dieses Gütekriteriums ist, desto geringer ist die Versagenswahrscheinlichkeit des Materials.

Es gilt:

$$G1 = \frac{c \cdot \sigma_{bw}}{\alpha \cdot E} \quad (2.8)$$

Nach einer Betriebsdauer  $t_{\text{stat}}$  wird ein Gleichgewichtszustand erreicht, bei dem ein Temperaturprofil vorliegt, welches zu einem bestimmten Zeitpunkt jeder Strahlperiode identisch ist. Um das Temperaturniveau dieses Gleichgewichtszustands möglichst niedrig zu halten, sollte möglichst wenig Energie aus dem Elektronenstrahl aufgenommen werden und die aufgenommene Energie in Form von Wärme möglichst gut radial transportiert werden können. Da die aufgenommenen dichtebezogene Energie wie bereits erwähnt nur geringfügig für die verschiedenen Materialien variiert, verhält sich die absolute aufgenommene Energie in einem definierten Volumen proportional zu der Dichte  $\rho$  des Materials. Ein Maß für den radialen Wärmestrom gibt die Wärmeleit-

---

<sup>4</sup> (Vgl. Kabus, 1992 S. 207)

fähigkeit  $\lambda$ . Bei einem Material mit geringer Dichte und großer Wärmeleitfähigkeit entsteht folglich ein niedriges stationäres Temperaturniveau. Das Gütekriterium  $G2$  stellt diesen Zusammenhang dar. Je größer  $G2$  ist, desto geringer wird das Temperaturniveau sein.

Es gilt:

$$G2 = \frac{\lambda}{\rho} \quad (2.9)$$

In Tabelle 1 werden die Gütekriterien  $G1$  und  $G2$  für verschiedene Materialien aufgeführt, wobei diese als absolute Zahlen keine Aussage ermöglichen und ausschließlich im Verhältnis zueinander zu betrachten sind. Sofern nicht anders angegeben, beziehen sich die Materialdaten auf eine Referenztemperatur von 20°C.

		C <sup>5</sup>	Ti	Cu	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Al <sup>6</sup> (99,5)	Edelstahl <sup>7</sup> (1.4571)
$\rho$	[g/cm <sup>3</sup> ]	1,95	4,54	8,96	3,90	2,70	7,98
$c$	[J/kg/K]	710	550	390	900	940	500
$\lambda$	[W/m/K]	65	17	384	30	204	15
$\alpha^8$	[E-6/K]	5,00	9,00	17,70	8,00	25,40	18,00
$E$	[GPa]	16	108	120	380	73	200
$\sigma_w^9$	[MPa]	60	230	74	94	80	200 <sup>10</sup>
$G1$		<b>0,533</b>	<b>0,130</b>	0,014	0,028	0,041	0,028
$G2$		33,333	3,744	42,857	7,692	75,556	1,880

Tabelle 1: Gütekriterien für die Werkstoffauswahl

Einleitend wurde das Ausgasen des Graphits in dem Hauptabsorber des XFEL und die negative Beeinflussung des Vakuumbereichs als einer der Gründe für die Entwicklung des Vakuumfensters genannt. Graphitkörper kleinerer Abmaße können vor Inbetriebnahme besser gesäubert und thermisch behandelt werden. Die verbleibende Gaslast wird dadurch soweit verringert, dass auch der Einsatz in einem hochreinen Vakuumbereich möglich ist, solange keine Partikelfreiheit gefordert wird. Aus diesem Grund kommt auch Graphit als Material für das Vakuumfenster in Frage.

<sup>5</sup> Die Quellen der Werkstoffdaten des Graphits, des Titans, des Kupfers und der Aluminiumoxidkeramik werden in Kapitel 2.3 bei der näheren Erläuterung zu den jeweiligen Materialien aufgeführt.

<sup>6</sup> (Aluminium-Verlag)

<sup>7</sup> (COGNOR)

<sup>8</sup> Mittlerer linearer Wärmeausdehnungskoeffizient  $\alpha$  zwischen 0°C und 300°C für das Kupfer, und zwischen 20°C und 300°C für die übrigen Werkstoffe.

<sup>9</sup> Biegewechselfestigkeit bei  $N = 10^7$  Lastspielen. Für Ti, Cu, Al, Edelstahl Zug-/Druckwechselfestigkeit

<sup>10</sup> (Vgl. Tabellenbuch S.4 zu D. Muhrs, H.Wittel, D.Jannasch, J.Voßiek, 2007)

Das Gütekriterium *G1* lässt die Aussage zu, dass die Versagenswahrscheinlichkeit auf Grund eines pulsierenden Elektronenstrahls bei dem Graphit am geringsten ist. Von den Metallen weist Titan mit Abstand die geringste Versagenswahrscheinlichkeit auf.

Das Temperaturniveau bei der Verwendung von Aluminium und Kupfer ist nach Gütekriterium *G2* sehr gering. Auf Grund der hohen Versagenswahrscheinlichkeit nach *G1* müssen diese Materialien allerdings als strukturgebend ausgeschlossen werden. Das nächst niedrige Temperaturniveau stellt sich unter Verwendung von Graphit ein.

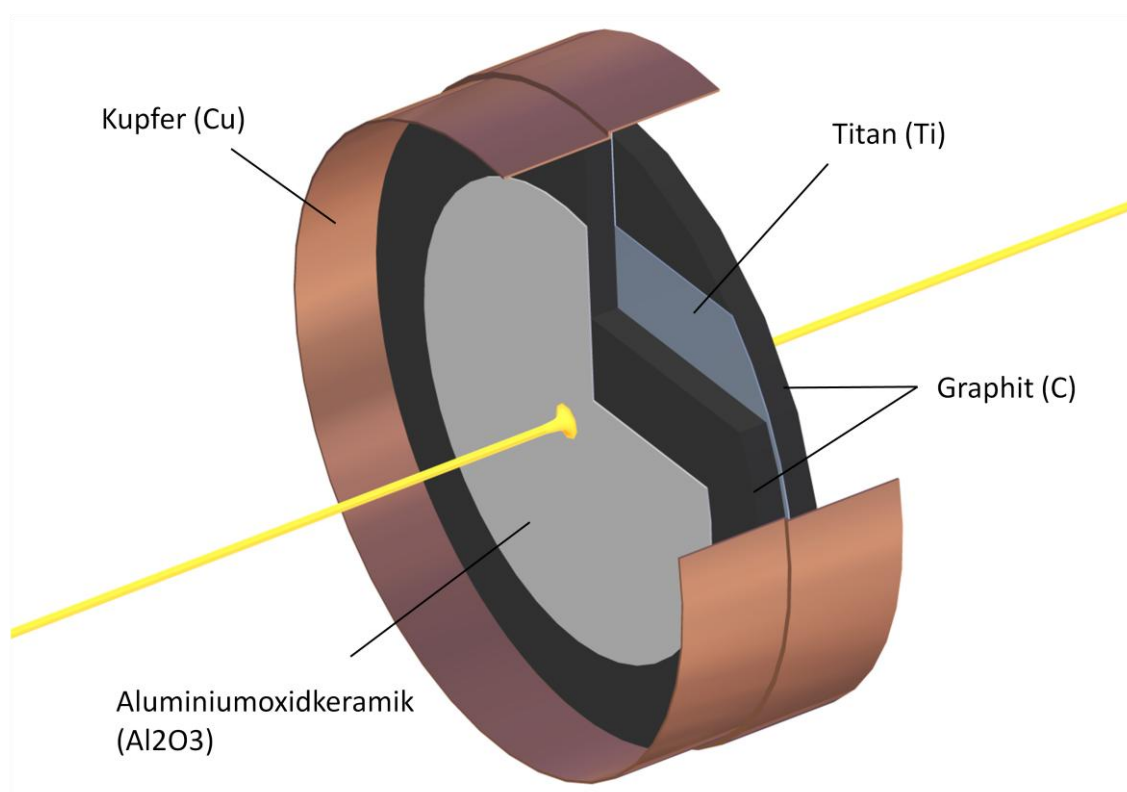
Nach den bisherigen Kriterien ist ein Vakuumfenster aus Graphit sehr gut geeignet. Da Graphit allerdings nicht über eine ausreichende Vakuumdichtigkeit verfügt und nicht gut mit dem übrigen Strahlrohr verbunden werden kann, kommt es als alleiniges Material für das Vakuumfenster nicht in Frage. Wie vorangehend erwähnt, hat das Titan ebenfalls eine geringe Versagenswahrscheinlichkeit. Eine gute Vakuumdichtigkeit wird hier bereits ab kleinen Dicken erreicht. Da der mögliche radiale Wärmetransport bei diesem Material nach *G2* allerdings gering ist, sollte die Energiedeposition hier möglichst gering gehalten werden, indem das Titan möglichst dünn ausgeführt wird. Es muss ein zusätzliches strukturgebendes Material zum Einsatz kommen. Hierfür ist das Graphit sehr gut geeignet, da es zusätzlich zu der guten Ertragbarkeit des gepulsten Elektronenstrahls auch über gute Wärmeleiteigenschaften verfügt. Die Wärme, die innerhalb des Titans nur schlecht geleitet wird, kann von dem Graphit aufgenommen und hier abgeführt werden, wenn die Dicke des Graphits groß gegenüber derjenigen des Titans ist. In diesem Fall erhöht sich auch der verhältnismäßige Wärmestrom innerhalb des Graphits durch den zusätzlichen Beitrag des Titans nur geringfügig.

In dem bestehenden Vakuumfensters des FLASH wurde eine dünne Titanfolie zwischen zwei runde Graphitscheiben flächig eingelötet. Diese Struktur wurde entlang ihres Umfangs wiederum mit einem dünnen Titanmantel verlötet, der mit dem übrigen Strahlrohr verbunden ist. Nach dem Löten war das Graphit ballig, da der Titanmantel während des Abkühlvorgangs einen hohen radialen Druck auf die Graphitscheiben ausgeübt hat. Dies ist auf die Differenz der Wärmeausdehnungskoeffizienten von Graphit und Titan zurückzuführen.

## 2.2 Grundlegende Geometrie des Vakuumfensters

In dem aktuellen Entwurf des Vakuumfensters wird der Einsatz einer Titanfolie, die mit zwei Graphitscheiben verlötet ist, übernommen. Der Titanmantel ist durch einen Mantel aus sehr reinem Kupfer ersetzt. Das Kupfer hat die Eigenschaft bereits bei verhältnismäßig niedrigen Spannungen zu plastifizieren. Dies ist insbesondere bei

hohen Temperaturen der Fall. Aus diesem Grund wird ein Mantel aus Kupfer trotz des höheren linearen Wärmeausdehnungskoeffizienten nach dem Abkühlvorgang des Lötprozesses geringere radiale Spannungen in dem Graphit bewirken, als dies bei einem Titanmantel der Fall ist. Ein weiterer Vorteil des Kupfers gegenüber dem Titan ist die gute Anbindungsmöglichkeit an Edelstähle. Dies wirkt sich bei der Verbindung des Vakuumfensters mit dem Strahlrohr günstig aus. Der Kupfermantel ragt beidseitig über das Graphit hinaus und ist an seinen Enden jeweils durch Hochtemperaturlötungen mit einem Stahlkragen verbunden. Diese Stahlkragen können im Weiteren mit konventionellen Schweißmethoden an verbindende Elemente aus Edelstahl geschweißt werden, welche die Verbindung mit dem übrigen Strahlrohr realisieren.



*Abbildung 1: Aktueller Entwurf des Vakuumfensters und Aufbau aus dessen Bestandteilen*

Aus Gründen der Fertigung ist der Kupfermantel einseitig abgesetzt und liegt mit diesem Absatz der Titanfolie an. Der Radius der Graphitscheibe auf dieser Seite ist entsprechend kleiner als auf der Seite ohne Absatz. Somit ist die Lage der Komponenten in dem Kupfermantel für den Lötprozess definiert. Außerdem soll die Absatzfläche eine zuverlässigere Anbindung der Titanfolie mit dem Kupfermantel gewährleisten.

An der Graphitscheibe mit dem kleineren Durchmesser ist eine dünne Scheibe aus Aluminiumoxidkeramik angelötet, die sich auf Grund ihres geringen Umfangs nicht im Kontakt mit dem Kupfermantel befindet. Die Keramikscheibe dient nicht der Funktion

des Vakuumfensters, sondern wird für optische Strahlungsmessungen verwendet, die auf Grund der Lumineszenz der Kermaik möglich sind.

Die beiden Versionen des rotationssymmetrischen Vakuumfensters die im XFEL oder FLASH zum Einsatz kommen unterscheiden sich bezüglich des Aufbaus nur in den geometrischen Abmaßen voneinander.

### 2.3 Werkstoffdaten

In diesem Kapitel sind die Werkstoffdaten der in dem Vakuumfenster verwendeten Materialien tabellarisch aufgeführt. Die Daten bei Raumtemperatur beziehen sich auf 20°C. Ergänzende Angaben zu den verwendeten Werkstoffen und der verwendeten Quellen befinden sich auf den folgenden Seiten.

		<b>C</b>	<b>Ti</b>	<b>Cu</b>	<b>Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub></b>
Dichte, $\rho$	[g/cm <sup>3</sup> ]	1,95	4,54	8,96	3,90
$(1/\rho) \cdot (dE/dx)$	[MeV·cm <sup>2</sup> /g]	1,78	1,51	1,44	1,80
$(dE/dx)$	[MeV/cm]	3,47	6,86	12,90	7,02
Spezifische Wärmekapazität, $c$	[J/kg/K]	710	550	390	900
Wärmeleitfähigkeit, $\lambda$	[W/m/K]	65	17	384	30
Linearer Wärmeausdehnungskoeffizient, $\alpha$	[E-6/K]	7,40	8,20	17,00	8,00
E-modul, $E$	[GPa]	16	108	120	380
Zug-/Druckfestigkeit, $R_m; \sigma_{db}$	[MPa]	54 ; 230	515	220	/ ; >2100
Streckgrenze, $R_{p0,2}$	[MPa]	/	315	50	/
Biegefestigkeit, $\sigma_{bB}$	[MPa]	90	/	/	315
Dauerfestigkeit, $\sigma_{bw}$	[MPa]	60	230	74	94
Poisson Zahl, $\nu$	[-]	0,22	0,34	0,34	0,24

Tabelle 2: Werkstoffdaten der verwendeten Materialien des Vakuumfensters bei 20°C



### 2.3.1 Titan technischer Reinheit

Für Titan technischer Reinheit liegen temperaturabhängige Zugfestigkeiten  $R_m$  bis zu einer Temperatur von 500°C vor. Die Streckgrenze  $R_{p0,2}$  ist jedoch nur bei Raumtemperatur definiert. Die Streckgrenzen bei höherer Temperatur werden unter der Annahme eines konstanten Verhältnisses  $R_{p0,2}/R_m$  aus den Zugfestigkeiten hergeleitet. Diese Annahme ist konservativ, da der Vergleich mit anderen Metallen wie beispielsweise Kupfer zeigt, dass das Verhältnis  $R_{p0,2}/R_m$  mit steigender Temperatur zunimmt.

$T$ [°C]	$E$ [GPa]	$R_m$ [MPa]	$R_{p0,2}$ [MPa]	$\alpha$ [E-6/K]	$c$ [J/kg/K]	$\sigma_d$ [MPa]
20	108,0	516	392	8,40	520	230
100		383	291			
200	95,0	249	189	8,70	570	
260						120
300		156	118			
400	82,0	124	95	9,29	630	
500		121	92			
600	68,0			9,61	695	
700						
800				9,90		
900	47,5			9,94	802	

Tabelle 3: Titan technischer Reinheit(Grade 2), Temperaturabhängige Werkstoffdaten<sup>11</sup>

Im Fall des Titans ist des Weiteren die Kriechneigung zu berücksichtigen. Kriechen bezeichnet eine Voranschreitende plastische Dehnung bei konstanter Spannung die zum Bauteilversagen führen kann. Die Spannung bei der nach einer bestimmten Zeit ein Bauteilversagen auf Grund von Kriechen eintritt wird als Zeitstandfestigkeit bezeichnet und ist maßgeblich von der Temperatur abhängig. Es liegen temperaturabhängige Zeitstandfestigkeitswerte  $\sigma_T$  für Titan technischer Reinheit bei Temperaturen bis 250°C vor. Die Überlebensdauer zu den in Tabelle 4 aufgeführten Werten beträgt  $10^5$  Stunden, was mehr als den geforderten 10 Jahren Betriebszeit entspricht.

$T$ [°C]	$\sigma_T$ [MPa]
20	215,6
75	166,6
150	147,0
200	137,2
250	107,8

Tabelle 4: Zeitstandfestigkeitswerte des Titan technischer Reinheit

<sup>11</sup> Alle Werkstoffdaten des Titans beziehen sich auf die Angaben in dem Buch Titan und Titanlegierungen von Zwicker (Zwicker, 1974)

### 2.3.2 Desoxidiertes Kupfer (Cu-DHP)

Das Kupfer wird auf Grund seiner Eigenschaft, bereits bei geringen Temperaturen zu plastifizieren, verwendet. Dabei beschreibt der Tangentenmodul  $E_T$  die Steigung der plastischen Verfestigungskurve. Dieser Wert kann aus zwei Referenzpunkten im plastischen Verformungsbereich des Spannungs-Dehnungsdiagramms berechnet werden:

$$\sigma = \sigma_F + E_T \cdot (\epsilon - \epsilon_F) \quad (2.10)^{12}$$

T [°C]	E [GPa]	$R_m$ [MPa]	$R_{p0,2}$ [MPa]	$\alpha$ [E-6/K]	c [J/kg/K]	$E_T$ [MPa]
20	120	221,1	50,0	16,8	390	394,9
50	119	213,2	48,9			390,7
100	116	200,0	47,1	17	410	371,8
200	111	173,7	43,4			321,8
300	106	147,3	39,7	17,6	436	263,5
400	101	121,0	36,0			205,3
500	96	94,6	32,4			148,3
600	91	68,3	28,7		445	92,3
700	86	41,9	25,0			37,5
800	81		21,3			
900	76		17,6	19,3	466	

Tabelle 5: Desoxidiertes Kupfer, Temperaturabhängige Werkstoffdaten<sup>13</sup>

Für die Berechnung des Tangentenmoduls werden in diesem Fall die Streckgrenzen mit den bekannten plastischen Dehnungen von 0,2%, sowie die Zugfestigkeiten mit den zugehörigen Bruchdehnungen als Referenzpunkte herangezogen.<sup>14</sup> Die elastischen Dehnungen an diesen Stellen lassen sich nach dem Hooke'schen Gesetz ermitteln, so dass die absoluten Dehnungen ebenfalls bekannt sind. Die Verfestigung des Kupfers ist im Vergleich zu anderen Metallen wie beispielsweise Stahl vernachlässigbar gering. Die Annahme eines ideal-plastischen Werkstoffverhaltens wäre daher ebenso zulässig wie die getroffene Annahme des linear-elastischen Werkstoffverhaltens. Die Erfahrung hat allerdings gezeigt, dass die Berechnungssoftware ANSYS Workbench bei der Verwendung einer idealen Verfestigung zu numerischen Fehlern neigt, denen durch die lineare

<sup>12</sup> (Grote, K.-H. und J.Feldhusen (Hg.), 2007 S. C49)

<sup>13</sup> Die linearen Wärmeausdehnungskoeffizienten beziehen sich auf eine Referenztemperatur von 0°C. Diese Daten und diejenigen für die spezifischen Wärmekapazitäten beziehen sich auf die Angaben in dem Buch Kupfer vom Deutschen Kupferinstitut (Deutsches Kupferinstitut, 1982).

<sup>14</sup> Die Bruchdehnungen sind in obiger Tabelle nicht aufgeführt, da sie für die weiteren Analysen nicht von Bedeutung sind. Diese Daten können aber ebenso wie diejenigen für das Elastizitätsmodul, die Zugfestigkeit und die Streckgrenze in dem Werkstoffdatenblatt des Deutschen Kupferinstituts eingesehen werden (Deutsches Kupferinstitut, 2005).

Verfestigung mit  $E_T \neq 0$  vorgebeugt wird. Es muss an dieser Stelle erwähnt werden, dass eine bilineare Modellierung des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens von Kupfer ohnehin eine ungenaue Näherung darstellt. Die Annahme eines multilinearen Verfestigungsverhaltens wäre an dieser Stelle sinnvoll. Da hierfür ins Besondere bei erhöhten Temperaturen die notwendigen Materialdaten fehlen, ist die Erstellung von multilinearen Verfestigungskurven nicht möglich. Wie bereits erwähnt, ist die Verfestigung des Kupfers ohnehin vernachlässigbar gering, so dass der Annahme eines bilinearen Spannungs-Dehnungs-Verhaltens in den nachfolgenden Berechnungen keine signifikante Abweichung der Ergebnisse folgt. Von großer Bedeutung für das Festigkeitsverhalten, insbesondere bei erhöhter Temperatur, ist allerdings der Beginn des plastischen Materialverhaltens, der durch die Streckgrenze definiert ist. Bis 700°C liegen hierfür Werte vor, die auf Grund ihres linearen Verlaufs auch zuverlässig bis 900°C extrapoliert werden können.

### 2.3.3 Graphit (FE779)

$T$ [°C]	$\alpha$ [E-6/K]	$c$ [J/kg/K]	$\lambda$ [W/m/K]
20	4	706	1,14
100		914	0,979
200	4,7	1130	0,796
300		1308	
400	5,4	1455	0,707
500		1575	
600	6,1	1674	
700		1755	0,564
800	6,8	1822	
900		1877	0,508
1000	7,4	1922	

Tabelle 6: Graphit (FE779), Temperaturabhängige Werkstoffdaten<sup>15</sup>

Für das verwendete Graphit (FE779) ist nur der mittlere lineare Wärmeausdehnungskoeffizient zwischen 20°C und 1000°C mit  $\alpha = 7,4 \cdot 10^{-6}/K$  bekannt. Im Fall eines anderen Graphits (FU2584), liegt ein vollständiger Kurvenverlauf in dem Temperaturbereich zwischen 20°C und 1000°C vor. Bei 20°C beträgt der lineare Wärmeausdehnungskoeffizient  $\alpha = 4 \cdot 10^{-6}/K$  und  $\alpha = 5,95 \cdot 10^{-6}/K$  bei 1000°C. Hierbei nimmt die Steigung mit der Temperatur ab. Es kann davon ausgegangen werden, dass das verwendete Graphit (FE779) auch bei geringen Temperaturen größere Wärmedehnungen beschreibt als das zum Vergleich herangezogene (FU2584). Zu Gunsten einer höheren

<sup>15</sup> (Schunk, 2006)

Sicherheit wird der Wert von  $\alpha = 4 \cdot 10^{-6}/K$  bei 20°C für das verwendete Graphit (FE779) übernommen. Die Wärmeausdehnungskoeffizienten bis zu dem bekannten Wert bei 1000°C werden linear interpoliert, was ebenfalls eine konservative Annahme darstellt.

Für diese und ähnliche Graphitsorten konnten von Seite des Zulieferers keine Wöhlerdiagramme bereitgestellt werden. Es wurde allerdings die Aussage gemacht, dass die dauerhaft ertragbare Biegewechselfestigkeit  $\sigma_{bW}$  ungefähr zweidrittel der Biegefestigkeit  $\sigma_b$  entspricht. Desweiteren wurde der Wert für die Zugfestigkeit  $R_m$  mit 60 Prozent der Biegefestigkeit benannt. Diese entspricht demnach  $R_m = 54MPa$ . Wenn das Verhältnis der Zugfestigkeit zu der Biegefestigkeit auf die entsprechenden Dauerfestigkeitswerte übertragen wird, ergeben sich für Biegebeanspruchungen  $\sigma_{bW} = 60MPa$  und für Zug-Druck-Beanspruchungen  $\sigma_{Zd,W} = 36MPa$ . Die Dauerfestigkeitswerte gegen Biegung können als konservative Annahme auch als Basis für die Berechnung druckmittelspannungsbehafteter Schwingbeanspruchung verwendet werden<sup>16</sup>. Die hier genannten Werte werden für die weiteren Berechnungen angenommen, sollten jedoch vor der Umsetzung der Vakuumfenster verbindlich an Hand konkreter Materialdaten des Lieferanten überprüft werden.

### 2.3.4 Aluminiumoxidkeramik

Die Werkstoffkennwerte für die Aluminiumoxidkeramik wurden von dem Auftraggeber bereitgestellt, lassen sich aber mit guter Näherung beispielsweise an Hand des Datenblatts der Firma Ceramac verifizieren.<sup>17</sup> Es wird angenommen, dass dieselbe Korrelation zwischen Biegefestigkeit und Zugfestigkeit herrscht wie sie für das ebenfalls spröde Graphit vorliegt. Auf diese Weise ergibt sich eine Zugfestigkeit von 189MPa. In der Literatur lassen sich Umrechnungsfaktoren  $f_{W,\sigma}$  finden, mit denen Wechselfestigkeitswerte aus den Zugfestigkeiten ermittelt werden können. Für spröde Materialien liegen diese Faktoren bei  $f_{W,\sigma} \geq 0,3$ .<sup>18</sup> Eine Umrechnung der Biegefestigkeit und der Zugfestigkeit in Dauerfestigkeitswerte erfolgt an Hand dieses unteren Wertes. Es folgt daraus für die Biegewechselfestigkeit  $\sigma_{bW} = 94,5MPa$  und für die Zug-Druck-wechselfestigkeit  $\sigma_{Zd,W} = 57MPa$ . Diese Werte stellen lediglich Näherungen dar und müssen mit dem Lieferanten abgeklärt werden.

---

<sup>16</sup> Vgl. Kapitel 7.1

<sup>17</sup> (Vgl. CeramTec)

<sup>18</sup> (Vgl. D. Muhrs, H.Wittel, D.Jannasch, J.Voßiek, 2007 S. 50)

## 2.4 Geometrische Randbedingungen

Sowohl für das Vakuumfenster des XFEL, als auch des FLASH sind jeweils die beiden äußeren Durchmesser der Stahlkragen festgelegt, da hier die Anbindung an das übrige Strahlrohr stattfindet. Wie in Kapitel 4 näher erläutert wird sollte die Wandstärke des Kupfermantels aus Fertigungsgründen möglichst gering gehalten werden. Dementsprechend ist der Einfluss der Wandstärke des Kupfermantels auf dessen Innendurchmesser gering. Wenn die Absatzhöhe des Kupfermantels mit 2mm angenommen wird, sind auch die Durchmesser der Graphitscheiben und der Titanfolien definiert. Die Wandstärke des Kupfermantels sollte aus Festigkeitsgründen 0,9mm nicht unterschreiten. Der Einfluss einer Erhöhung der Wandstärke auf bis zu 2mm wird untersucht<sup>19</sup>. Für die übrigen Abmessungen des Vakuumfensters sind Beschaffbarkeit, Fertigung und mechanische Belastung die ausschlaggebenden Kriterien.

Ins Besondere auf Grund der höheren Dichte von Titan im Vergleich zu Graphit wird hier im Betrieb eine höhere Leistung deponiert. Dies führt in Abhängigkeit von dem Wärmeübergang zum Graphit in dem Bereich des Strahleintritts zu einem Temperaturgradienten zwischen den Materialien. Auf Grund der unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten von Titan und Graphit kommt es ohnehin zu größeren Wärmedehnungen im Titan, die durch diesen Temperaturgradienten noch begünstigt werden. Um hohe Spannungen auf Grund zu unterschiedlicher Wärmedehnungen zu vermeiden, sollte die Titanfolie möglichst dünn sein. Es wird zunächst ein oberes Maß von 1mm Dicke angenommen, das im Weiteren überprüft wird. Aufgrund der Beschaffbarkeit gilt für die Foliendicke des Titans ein unteres Maß von 0,2mm.

Wegen der Ähnlichkeiten der Wärmeausdehnungskoeffizienten und der Dichte von Titan und Aluminiumoxidkeramik gegenüber Graphit sollte die Keramikscheibe ebenfalls möglichst dünn sein. Als oberes Maß für die Dicke wird auch hier ein Wert von 1mm angenommen. Die Beschaffbarkeit und Bearbeitbarkeit liefert einen unteren Grenzwert von 0,5mm.

Für die Gewährleistung einer ausreichenden mechanischen Festigkeit durch die Graphitscheiben und im Sinne einer problemlosen Bearbeitbarkeit dieser Komponenten, wird eine Mindestdicke von 3mm angenommen. Mit abnehmender Dicke der Graphitscheiben wird außerdem das Wärmeaufnahmevermögen gegenüber der Titanfolie und der Keramik beeinträchtigt. Als oberer Grenzwert wird zunächst eine Dicke von 15mm angenommen, der aber im Bedarfsfall entsprechend erhöht werden kann.

---

<sup>19</sup> Vgl. Kapitel 5.4

---

Neben den genannten Kriterien gilt, dass die Radioaktivität des Vakuumfensters mit der Gesamtverlustleistung in diesem Bauteil zunimmt. Um diese Leistung gering zu halten wird daher die Ausführung eines dünnen Vakuumfensters angestrebt.

### 3 Lastfälle des Vakuumfensters

Von den verschiedenen Belastungen, welche die einzelnen Komponenten des Vakuumfensters während der Fertigungsschritte mit Sicherheit erfahren, wird im Rahmen dieser Bachelor-Thesis nur der Lötprozess näher betrachtet. Die Untersuchung des Lötprozesses ist in Kapitel 4 dokumentiert.

Der Kupfermantel des Vakuumfensters befindet sich im Kontakt mit der Kühlwasserversorgung. Auf Grund der hohen Wärmeleitfähigkeit des Kupfers und der geringen Wandstärke des Kupfermantels kann angenommen werden, dass die Temperatur des Kupfermantels nach Inbetriebnahme hauptsächlich von derjenigen des Kühlwassers abhängt. Die Kühlwassertemperatur  $T_W$  wird in der Regel  $35^\circ\text{C}$  nicht überschreiten. Auch im schlechtesten Fall beträgt die maximale Temperatur  $40^\circ\text{C}$ . Wenn kein Strahlbetrieb herrscht wird das gesamte Vakuumfenster auf  $T_W$  erwärmt.

#### 3.1 Hintergrund des Energieeintrags

Die Elektronen in dem Elektronenstrahl sind zu einzelnen Paketen, den sogenannten Bunches, verdichtet. Diese Bunches lassen sich wiederum zu Bunchtrains gliedern, die jeweils  $N_t$  Elektronen beinhalten. Ein Bunchtrain wirkt dabei über die Länge  $t_{Bt} = 0,8\text{ms}$ . Während dieser Zeit treten alle  $t_{BB} = 200\text{ns}$  Bunche mit Längen im pikosekundenbereich auf. Der Abstand zwischen zwei Bunchtrains beträgt  $t_{TT} = 100\text{ms}$ , was einer Wiederholrate von  $10\text{Hz}$  entspricht.

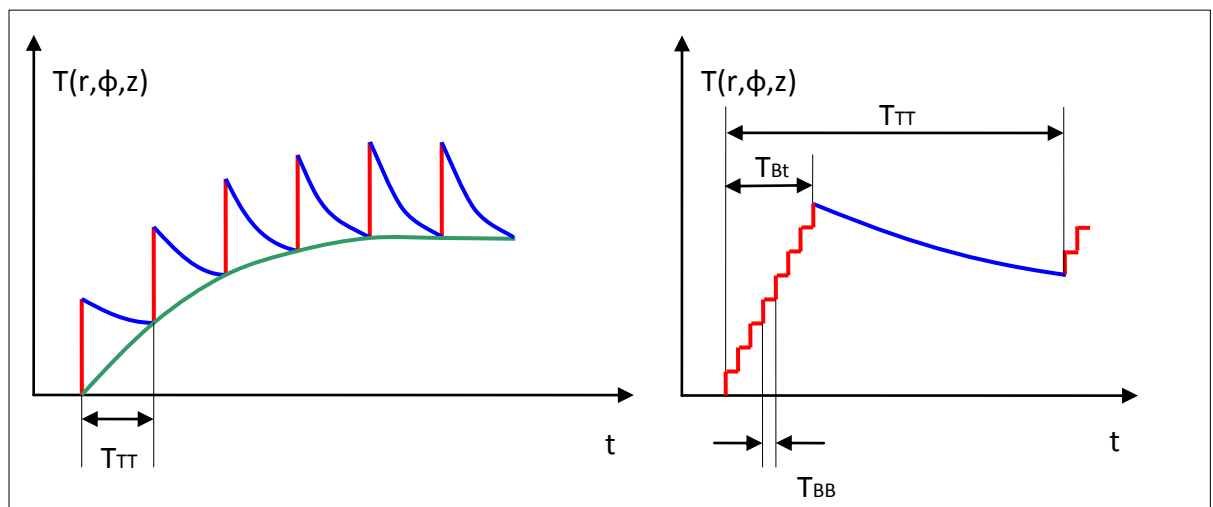


Abbildung 2: Schematische Darstellung der Zeitstruktur des Elektronenstrahls

Die Wärme die im Material instantan aus der deponierten Energie entsteht, wird im Graphit durch Wärmeleitung abgeführt. Im Titan und der Aluminiumoxidkeramik wird die Wärme hauptsächlich in longitudinaler Richtung zum Graphit abgegeben. Die Diffusion in radialer Richtung in diesen Materialien ist im Vergleich dazu gering.

Aufgrund der geringen longitudinalen Abmaße der Komponenten des Vakuumfensters kommt es je Elektron hauptsächlich zu einer Energiedeposition durch Ionisierung. Zusätzliche Energiedepositionen durch sogenannte Bremsstrahlung können vernachlässigt werden, solange die Materialdicke sehr viel kleiner als die sogenannte materialabhängige Strahlungslänge  $X_0$  bleibt. Die Strahlungslänge beträgt  $X_{0,C} = 20\text{cm}$  im Graphit und  $X_{0,Ti} = 4\text{cm}$  im Titan.

Für die im jeweiligen Material des Vakuumfensters umgesetzte volumenbezogene Leistung gilt:

$$\frac{dP}{dV} = \left( \frac{1}{\rho} \cdot \frac{dE}{dz} \right) \cdot \rho \cdot \frac{d}{dt} \cdot \frac{dN(t, r, \phi)}{dA_{\text{Strahl}}} \quad (3.1)$$

Dabei beschreibt  $dN(t, r, \phi)$  die Anzahl an Elektronen auf einer differentiellen Fläche  $dA_{\text{Strahl}}$  in der Zeit  $dt$ . Die Verteilung der Gesamtheit an Elektronen  $N(t)$ , die das Vakuumfenster zu einer bestimmten Zeit passieren, sei durch eine beliebige Verteilungsfunktion  $f(r, \phi)$  definiert:

$$\frac{dN(t, r, \phi)}{dA_{\text{Strahl}}} = N(t) \cdot f(r, \phi) \quad (3.2)$$

Durch Einsetzen in Gleichung (3.1) folgt:

$$\frac{dP}{dV} = \left( \frac{1}{\rho} \cdot \frac{dE}{dz} \right) \cdot \rho \cdot \frac{dN(t)}{dt} \cdot f(r, \phi) \quad (3.3)$$

Die elektrische Ladung  $q$  lässt sich als Anzahl  $N$  an Elektronen mit jeweiliger Elementarladung  $e^-$  und gleichermaßen als Integral des Stroms  $I$  über die Zeit definieren:

$$\begin{aligned} q &= N \cdot e^- = \int I dt \\ \rightarrow \frac{dN(t)}{dt} &= \frac{1}{e^-} \cdot \frac{dq}{dt} = \frac{I(t)}{e^-} \end{aligned} \quad (3.4)$$

Einsetzen in Gleichung (3.3) liefert:

$$\frac{dP}{dV} = \left( \frac{1}{\rho} \cdot \frac{dE}{dz} \right) \cdot \rho \cdot \frac{I}{e^-} \cdot \frac{1}{f(r, \phi)} \quad (3.5)^{20}$$

---

<sup>20</sup> Gl. (3.1) und (3.5) (Vgl. M. Maslov, M. Schmitz und V. Sychev, 2006 S. 61)



### 3.1.1 Räumliche Verteilung des Energieeintrags

Der Elektronenstrahl wird im Regelfall nicht zentral in der Mitte des Vakuumfensters auftreffen, sondern mit einer bestimmten Frequenz  $f_{Sweep}$  an verschiedenen Strahlmittelpunkten  $R_S(\phi)$  auf einem Kreis mit dem Radius  $R_{Sweep}$  wirken. Man spricht in diesem Fall von einem gesweepeten Elektronenstrahl. Die Belastungen der Vakuumfenster durch gesweepete, sowie ungesweepete Elektronenstrahlen sollen untersucht werden.

Die Orte, an denen die Elektronen auf die Materie eines Vakuumfensters treffen, werden als runde, normierte Verteilung nach Gauss angenommen. Bei einem ungesweepeten Elektronenstrahl gilt:

$$f(r, \phi) = f(r) = \frac{1}{2\pi \cdot \sigma^2} \cdot e^{-\left(\frac{1}{2}\right) \cdot \left(\frac{r}{\sigma}\right)^2} \quad (3.6)$$

Für stationäre Betrachtungen bei einem gesweepeten Elektronenstrahl mit Sweepradius  $R_{Sweep} \geq 3\sigma$  gilt für die Verteilungsfunktion mit sehr guter Näherung:

$$f_{stat, gesweepet}(r) \approx \frac{1}{2\pi \cdot R_{Sweep}} \cdot \frac{1}{\sigma \cdot \sqrt{2\pi}} \cdot e^{-\left(\frac{1}{2}\right) \cdot \left(\frac{r - R_{Sweep}}{\sigma}\right)^2} \quad (3.7)^{21}$$

Diesen Zusammenhang kann man sich auch leicht erklären, wenn man eine eindimensionale Gaussverteilung mit dem Erwartungswert  $R_{Sweep}$  auf einer Kreisbahn mit dem Radius  $R_{Sweep}$  über alle  $\phi$  zirkulieren lässt. Die dabei durchtretene Fläche entspricht für große  $R_{Sweep}$  derjenigen, die sich durch die Verteilungsfunktion in Gl. (3.7) ergibt.

### 3.1.2 Dynamik des Elektronenstrahls

In einem Zeitraum  $\Delta t$  zwischen zwei Energieeinträgen behält die Verteilung des Energieeintrags in der Nähe des Strahlmittelpunkts die Form einer Normalverteilung nach Gauss. Hierbei vergrößert sich die Standardabweichung  $\sigma(t_0 + \Delta t)$  gegenüber  $\sigma_0(t_0)$  um einen Wert abhängig von der Diffusionslänge  $\Lambda(\Delta t)$ . Die Folge ist ein flacherer Verlauf der Energieverteilung, der sich über eine größere Fläche erstreckt.

Es gilt:

$$\sigma^2(t_0 + \Delta t) = \sigma_0^2 + 2\Lambda^2 \quad (3.8)$$

$$\text{und} \quad \Lambda(\Delta t) = \sqrt{a \cdot \Delta t} \quad (3.9)^{22}$$

mit dem thermischen Diffusionsvermögen:

<sup>21</sup> (M. Maslov, M. Schmitz und V. Sychev, 2006 S. 64)

<sup>22</sup> (M. Maslov, M. Schmitz und V. Sychev, 2006 S. 70)

$$a = \frac{\lambda}{\rho \cdot c} \quad (3.10)$$

Um abschätzen zu können, welche Einheit der zeitlichen Struktur des Elektronenstrahls für unser Material relevant ist, werden die entsprechenden Diffusionslängen und die daraus resultierenden Aufweitungen der Normalverteilungen  $\sigma(t_0 + \Delta t)/\sigma_0$  in dem Graphit berechnet. Es werden hierbei die Zeit  $t_{BB}$  zwischen zwei Bunches, die Länge eines Bunchtrains  $t_{Bt}$  und die Zeit zwischen dem Beginn zweier aufeinanderfolgender Bunchtrains  $t_{TT}$  untersucht.

$\Delta t$	$\Lambda(\Delta t)$	$\frac{\sigma(t_0 + \Delta t)}{\sigma_0}$
$t_{BB} = 200ns$	0,0031	1,0000
$t_{Bt} = 800\mu s$	0,1938	1,0094
$t_{TT} = 100ms$	2,1668	1,8296

Tabelle 7: Veränderung der Standardabweichung der Verteilungsfunktion durch thermische Diffusion

Die Veränderungen der Verteilung des Energieeintrags während der Zeiten  $t_{BB}$  und  $t_{Bt}$  sind vernachlässigbar gering. Aus diesem Grund ist es zulässig den Elektronenstrahl über die Dauer eines Bunchtrains als konstant anzunehmen. Die thermische Diffusion während der Zeit  $t_{TT}$  muss jedoch für die Analyse einer dynamischen Belastung durch den Elektronenstrahl berücksichtigt werden.

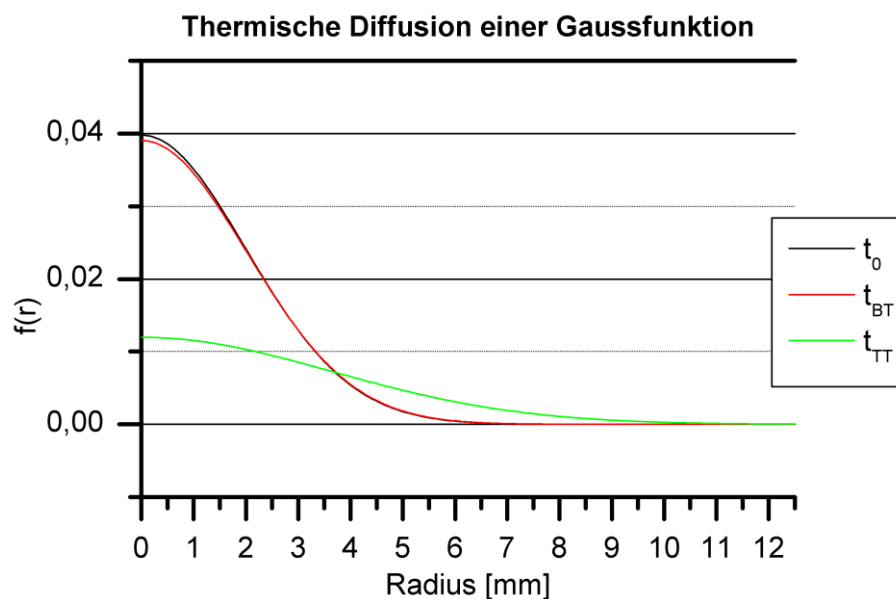


Abbildung 3: Darstellung der Entwicklung einer Gaussfunktion durch thermische Diffusion über zeitlichen Einheiten der Zeitsruktur des Elektronenstrahls

### 3.2 Belastung durch den Elektronenstrahl

Aus der Anzahl der Elektronen  $N_{Bt}$  pro Bunchtrain ergibt sich über die Zeit  $t_{TT}$  von Bunchtrain zu Bunchtrain ein maximaler gemittelter Strom  $I_m$  von  $I_{m,X} = 40\mu A$  beim XFEL und  $I_{m,F} = 80\mu A$  beim FLASH.

Nach Gleichung (3.5) lässt sich mit dem gemittelten Strom die volumenbezogene mittlere Leistung  $dP_m/dV$  in Abhängigkeit von der transversalen Verteilungsfunktion  $f(r, \phi)$  für die verschiedenen Materialien berechnen. Da  $f(r, \phi)$  über  $r$  und  $\phi$  normiert ist gilt:

$$\int_r^\infty \int_0^{2\pi} f(r, \phi) \cdot r d\phi dr = 1$$

wodurch Gleichung (3.5) in die Form:

$$\frac{dP_m}{dz} = \left( \frac{1}{\rho} \cdot \frac{dE}{dz} \right) \cdot \rho \cdot \frac{I_m}{e^-} \quad (3.11)$$

überführt werden kann.

Die mittleren Leistungseinträge mit denen die Vakuumfenster des XFEL und des FLASH belastet werden sind in Tabelle 8 aufgeführt.

	$I_m$	$I_{Bt}$	$R_{Sweep}$	$\frac{dP_m}{dz}_{Graphit}$	$\frac{dP_m}{dz}_{Titan}$	$\frac{dP_m}{dz}_{Al2O3}$
XFEL	40 $\mu A$	5mA	50mm	13,89 $\frac{W}{mm}$	27,42 $\frac{W}{mm}$	28,08 $\frac{W}{mm}$
FLASH	80 $\mu A$	10mA	20mm	27,79 $\frac{W}{mm}$	54,84 $\frac{W}{mm}$	56,16 $\frac{W}{mm}$

Tabelle 8: Strahlparameter mit mittleren Leistungseinträgen beim XFEL und FLASH

Der als konstant angenommene wirksame Strom  $I_{Bt}$  während der Dauer eines Bunchtrains ist deutlich größer als der über eine Periode gemittelte Strom  $I_m$  und tritt mit einer Frequenz von 10 Hz auf.

Es gilt:

$$I_{Bt} = \frac{t_{TT}}{t_{Bt}} \cdot I_m = 125 \cdot I_m \quad (3.12)$$

Für die wirksame Leistung während der Dauer eines Bunchtrains folgt daraus unter Berücksichtigung von Gleichung (3.12):

$$\frac{dP_{Bt}}{dz} = 125 \cdot \frac{dP_m}{dz} \quad (3.13)$$

### **3.3 Belastung durch den Atmosphärendruck**

#### **3.3.1 Lastfälle beim Einsatz im XFEL**

Vor der Inbetriebnahme des Vakuumfensters im XFEL befindet sich dieses zunächst beidseitig in normaler Umgebungsatmosphäre. Nacheinander werden die Drücke im Strahlrohr und in der Umgebung des Absorbers auf die jeweilige Vakuumgüte des Strahlbetriebs reduziert. Hieraus resultiert für den Zeitraum der Inbetriebnahme ein einseitiger Druck von ungefähr 1bar, der auf einer der Seitenflächen des Graphitfensters angreift. Statt in dem Bereich des Absorbers eine Vakuumatmosphäre aufzubauen besteht die Möglichkeit den vorhandenen Sauerstoff durch ein Edelgas bei normalem Atmosphärendruck zu substituieren. Hierdurch würde im Betrieb dauerhaft ein einseitiger Druck von ungefähr 1bar auf die dem Absorber zugewandte Fläche des Vakuumfensters wirken. Die Belastung durch den normalen Atmosphärendruck kann also sowohl ohne Strahlbetrieb, als auch zusätzlich zu dem Strahlbetrieb auftreten.

#### **3.3.2 Lastfälle beim Einsatz im FLASH**

Bei dem FLASH befindet sich im Betrieb nur das Strahlrohr im Vakuum. Immer wenn das Vakuumsystem Intakt ist erfährt das Vakuumfenster daher wie in Kapitel 3.3.1 beschrieben einen einseitigen Druck von 1bar auf die dem Absorber zugewandte Fläche.

## 4 Der Lötprozess

Der Lötprozess des jeweiligen Vakuumfensters unterteilt sich in zwei Lötschritte, die beide im Vakuumlötofen durchgeführt werden. Bei dem ersten Lötgang werden die Aluminiumoxidkeramik und die entsprechende Graphitscheibe verbunden. Hierbei werden außerdem die übrigen Graphitflächen, die im weiteren mit dem Titan und dem Kupfer verbunden werden, metallisiert. Es wird bei diesem Lötgang die Aktivlotpaste CB10 der Firma BrazeTec verwendet. Dabei handelt es sich um ein Kupfer- und Titanhaltiges Lot auf Silberbasis, dessen Arbeitstemperatur 860°C beträgt. Die Arbeitstemperatur beschreibt diejenige Temperatur, bei der das Lot geschmolzen ist, und die Verbindung zwischen den Komponenten entsteht. In dem zweiten Lötgang wird das kupferhaltige Silberbasislot A308 der Firma Fontargen, mit einer Arbeitstemperatur von 810°C, verwendet. Es werden die metallisierten Graphitflächen mit den entsprechenden Titan- und Kupferflächen verbunden. Außerdem wird hierbei auch die Verbindung in der Kontaktfläche von Titan und Kupfer hergestellt. Der Versuch, die Komponenten in einem einzigen Lötgang bei 860°C zu verbinden, scheiterte, da sich bei dieser Temperatur in dem Kontaktbereich zwischen Kupfer und Titan eine unerwünschte Mischphase ausgebildet hat, die keine zuverlässige Lötverbindung ermöglichte.

Der Kupfermantel neigt auf Grund seines höheren Wärmeausdehnungskoeffizienten dazu, sich während des Aufheizvorgangs deutlich mehr auszudehnen als das Graphit oder das Titan. Da zunächst noch keine Verbindung zwischen diesen Komponenten besteht, würde sich das Kupfer um einen Betrag  $\Delta r_C$  von dem Graphit abheben.

Es gilt:

$$\Delta r_C = r \cdot (\alpha_{Cu} - \alpha_C) \cdot \Delta T_L \quad (4.1)^{23}$$

wobei  $\Delta T_L$  die Temperaturdifferenz zwischen dem spannungsfreien Zustand bei 20°C und der Arbeitstemperatur des Lotes beschreibt. Die mittleren linearen Wärmeausdehnungskoeffizienten bei dieser Temperaturdifferenz sind als  $\alpha_{Cu}$  und  $\alpha_C$  bezeichnet. Als Radius  $r$  wird der Innenradius des Kupfermantels verwendet, der mit dem Außenradius der Graphitscheibe übereinstimmt.

Um eine zuverlässige Lötverbindung gewährleisten zu können, darf der Lötspalt beim Vakuumlöten 0,1mm nicht überschreiten<sup>24</sup>. Die Dehnungsdifferenzen  $\Delta r_C \approx 1,1\text{mm}$  im

---

<sup>23</sup> (Vgl. Grote, K.-H. und J.Feldhusen (Hg.), 2007 S. C35)

<sup>24</sup> (Vgl: Dorn, 2007 S. 51)

Fall des Vakuumfensters des XFEL und  $\Delta r_C \approx 0,6\text{mm}$  bei dem Vakuumfenster des FLASH muss verringert werden, damit dieser Forderung entsprochen werden kann. Aus diesem Grund wird der Kupfermantel vor dem Lötprozess von einem Molybdändraht fest umwickelt, der die radiale Wärmedehnung des Kupfers während des Aufheizevorgangs behindern soll. Das Molybdän hat einen ähnlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten wie Graphit, so dass ein zulässig kleiner Spalt realisiert werden kann. Dieses Verfahren hat sich bereits bei anderen Baugruppen mit entsprechender Problematik bewährt. Für eine erfolgreiche Durchführung muss die Wandstärke des Kupfermantels so gering wie möglich bleiben und eine ausreichend große Fläche des Kupfermantels von dem Draht umwickelt werden.

#### **4.1 Simulation des Lötprozesses mit der FEM**

Für die Analyse des Lötprozesses mit der Finite-Elemente-Methode wird das Berechnungsprogramm ANSYS Workbench 12.0 verwendet. Es wurden einige Berechnungsansätze durchgeführt, die jedoch keine zuverlässigen Aussagen über den Spannungszustand nach dem Lötprozess ermöglichen, da sich die Analyse als sehr umfangreich erwiesen hat. Dennoch können an Hand dieser Berechnungen bereits kritische Aspekte des Fertigungsprozesses erkannt werden.

Bei der Simulation des Lötprozesses wird lediglich die Auswirkung der thermischen Belastung auf die Komponenten des Vakuumfensters betrachtet. Die komplexen materialwissenschaftlichen Vorgänge, die bei der Entstehung einer Lötverbindung von Bedeutung sind, müssen im Rahmen dieser Bachelor-Thesis unberücksichtigt bleiben.

Die Berechnungen werden an Hand von transienten strukturmechanischen Analysen durchgeführt, bei denen zeitabhängige thermische Lasten wirken. Der reale Aufheiz- und Abkühlvorgang des Lötprozesses wird über einen Zeitraum von 21 Stunden durchgeführt, um große Temperaturdifferenzen, sowohl innerhalb der einzelnen Komponenten, als auch zwischen benachbarten Komponenten, zu vermeiden. Für die FE-Simulation ist es daher zulässig die thermische Belastung zu dem jeweiligen Zeitschritt als einheitliche Temperatur in allen Komponenten aufzubringen. Die Simulationszeit und Zeitschrittweite ist bei dieser Simulation im Sinne dynamischer Effekte nicht von Bedeutung. Es muss allerdings, ins Besondere im Hinblick auf die Plastifizierung, auf eine genügend große Anzahl von Lastschritten geachtet werden, um Konvergenzprobleme zu vermeiden.

Die dreidimensionale Geometrie des Vakuumfensters kann für das Modell der Finite-Elemente-Berechnungen durch eine zweidimensionale, rotationssymmetrische Geo-

metrie abgebildet werden. Während des Lötprozesses wird die größere Graphitscheibe mit ihrer freien Fläche aufliegen. Diese Randbedingung wird in der Simulation umgesetzt, indem die Verschiebungen der Knoten, die sich auf der entsprechenden Körperkante<sup>25</sup> der Graphitscheibe befinden, in longitudinaler Richtung verhindert werden. Die Symmetriebedingung wird realisiert, indem die Komponenten entlang der Symmetrieachse eine reibungsfreie Lagerung erfahren. Für die Vernetzung werden Plane-183-Elemente mit quadratischen Ansatzfunktionen verwendet. Die geringen Dicken der Titanfolie und der Keramikscheibe werden mit fünf nebeneinanderliegenden Elementen abgebildet. Um die auftretende Plastifizierung in dem Kupfermantel mit ausreichender Genauigkeit simulieren zu können, wird dieser mit Elementen der Kantenlängen 0,1mm vernetzt. Für die Kontaktbereiche mit dem Kupfermantel werden Elemente mit Kantenlängen 0,2mm verwendet. Die übrige Vernetzung erfolgt durch Elemente der Kantenlängen 0,5mm. Auf diese Weise entsteht für das Modell des Vakuumfensters des XFEL ein Netz aus 18322 Elementen und 58425 Knoten. Die im Folgenden dargestellten Berechnungsansätze werden ausschließlich für die Geometrie des Vakuumfensters des XFEL durchgeführt, da hier auf Grund der größeren radialen Abmaße die größeren thermischen Spannungen zu erwarten sind.

#### 4.1.1 Einfache Berechnungsansätze für den Lötprozess

Bei dem ersten hier dargestellten Berechnungsansatz wird nur der Abkühlvorgang simuliert. Dabei beträgt die einheitliche Ausgangstemperatur 810°C. Die Referenztemperaturen für die thermischen Dehnungen werden ebenfalls auf diese Temperatur eingestellt. Während der Abkühlung auf Raumtemperatur bei 20°C entstehen auf Grund der relativen Dehnung des Kupfers gegenüber den übrigen Materialien Druckspannungen in der Graphitscheibe und dem Titanmantel. Ziel dieser Simulation soll es sein, konservative Werte für die Spannungen in den Komponenten zu berechnen, die als obere Grenze möglicher Vorspannungen durch den Fertigungsprozess angesehen werden können. Die resultierende Spannung nach der Gestaltänderungsenergiehypothese (GEH) in dem Kupfermantel beträgt entsprechend dem Verfestigungsverhalten knapp 55MPa. Die radialen Druckspannungen in dem Graphit sind mit -5MPa vernachlässigbar gering. Die Vergleichsspannung nach der GEH in der Titanfolie beträgt 120MPa.<sup>26</sup> Auf diese Weise wird zumindest für die Titanfolie ein konservativer Wert für die mögliche Vorspannung durch den Lötprozess ermittelt. Allerdings kann die weitere Dimensionierung und Bewertung der Sicherheit des Vakuumfensters nicht auf möglich-

---

<sup>25</sup> Die Auflagefläche der Graphitscheibe wird im zweidimensionalen als Körperkante abgebildet

<sup>26</sup> Bei den aufgeführten Spannungswerten wurden singuläre Spannungsspitzen nicht berücksichtigt. Die Bedeutung von Singularitäten und der Umgang mit diesen Stellen ist in 5.3.1 näher erläutert.

erweise unrealistischen Spannungswerten dieser Größenordnung beruhen. Es sind daher weitere Berechnungen notwendig, die den Lötprozess realistischer abbilden.

In einem zweiten Berechnungsansatz soll der Lötprozess unter Berücksichtigung des Aufheiz- und Abkühlvorgangs simuliert werden. Die Simulation beginnt und endet bei Raumtemperatur, die auch als Referenztemperatur für die Wärmedehnungen der Materialien definiert wird. In diesem Berechnungsansatz werden die Komponenten von vornherein durch Verbundkontakte miteinander verknüpft. Auf Grund der unterschiedlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten entstehen hierbei, ins Besondere in dem Kontakt mit dem Kupfermantel, Zugspannungen während des Aufheizvorgangs. Während des Abkühlvorgangs werden diese Zugspannungen wieder reduziert. Bei einer Analyse mit rein elastischem Materialverhalten des Kupfermantels liegt das gesamte Vakuumfenster nach dem Löten in einem spannungsfreien Zustand vor. Unter Berücksichtigung der plastischen Verfestigung des Kupfers bleiben nach dem Abkühlen radiale Druckspannungen in der Titanfolie von knapp  $-4\text{MPa}$ . Die Auswirkung auf die Graphitscheiben und die Keramikscheibe ist gering.

Auf diese Weise werden Ergebnisse erzielt, die den ermittelten großen Spannungswerten des ersten Berechnungsansatzes entgegenstehen und die Aussagefähigkeit dieser Simulation weiter relativieren. Bei dem zweiten Berechnungsansatz werden allerdings wiederum Annahmen getroffen, die möglicherweise große Abweichungen von realistischen Werten für die verbleibenden Spannungen nach dem Lötprozess zulassen. Die Komponenten werden während des Aufheizvorgangs in der Möglichkeit Relativbewegungen zueinander auszuführen, eingeschränkt. Daraus resultieren unter anderem Zugspannungen während des Aufheizvorgangs, die in der Realität nicht auftreten. Diese werden während der Abkühlphase wiederum kompensiert, wo in der Realität möglicherweise bereits Druckspannungen entstehen.

Unter der Voraussetzung, dass eine gute Lötung ausgeführt werden kann und nur ein zulässig kleiner Lötspalt auftritt, können die relativen radialen Verschiebungen entlang der Lötflächen nach dem Aufheizvorgang nur gering sein. Aus diesem Grund kann davon ausgegangen werden, dass auch die radialen Spannungen, die während des Aufheizvorgangs entstehen, gering bleiben. Die Aussagekraft des hier dargestellten Berechnungsansatzes muss daher kritisch betrachtet werden. Der Einfluss der Relativbewegung der Komponenten in Höhenrichtung des Vakuumfensters wurde bisher nicht berücksichtigt.



#### 4.1.2 Komplexer Berechnungsansatz für den Lötprozess

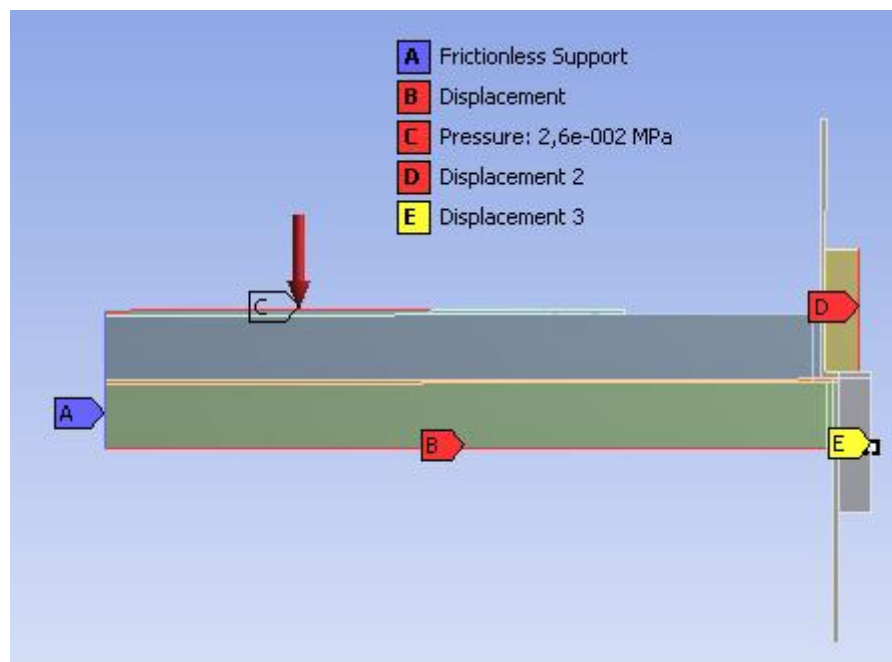
Auf Grund der wenig aussagekräftigen Ergebnisse der genannten Berechnungsansätze soll die Verbindung der Komponenten bei Löttemperatur nun möglichst realitätsgetreu abgebildet werden. Hierbei ist eine Veränderung der Kontaktart während der Simulation notwendig. Ein Kontakt ist in ANSYS durch bestimmte Kontaktelemente mit spezifischen Eigenschaften, die den Kontaktbedingungen entsprechen, realisiert. Diese Eigenschaften lassen sich während einer Simulation nicht verändern. Es ist mit Hilfe bestimmter Birth- und Death-Befehle jedoch möglich, Kontaktelemente während einer Simulation zu aktivieren und zu deaktivieren. Die manuelle Programmierung mit der ANSYS-spezifischen Programmiersprache APDL<sup>27</sup>, kann mit Hilfe eines Kommandoobjekts in ANSYS Workbench 12.0 implementiert werden. Für eine Simulation der Entstehung der Lötverbindungen ist die Definition von zwei Gruppen von Kontaktelementen notwendig. Die Elemente dieser Gruppen werden übereinander positioniert, sind jedoch niemals gleichzeitig aktiviert. Vor dem Erreichen der Arbeitstemperatur sind zwischen den Komponenten des Vakuumfensters reibungsfreie Kontakte aktiv, bei denen reibungsfreies Gleiten möglich ist und Druckspannungen übertragen werden. Dies sind die Kontaktelemente der ersten Gruppe. Nach dem Erreichen der Löttemperatur werden diese deaktiviert und stattdessen die Kontaktelemente der zweiten Gruppe aktiviert, die einen festen Verbund zwischen den Komponenten abbilden. Dabei handelt es sich um Verbundkontakte nach der Pure-Penalty Methode mit programmgesteuerter Kontaktsteifigkeit. Es hat sich bewährt die Umstellung der Kontaktelemente in mehrere Zeitschritte zu unterteilen und die Knoten der zu verbindenden Komponenten währenddessen durch Einschränkung aller Freiheitsgrade zu fixieren. Außerdem sollten die äußeren Lasten in dem Zeitbereich der Kontaktumstellung konstant gehalten werden. Der Programmcode des verwendeten Kommandoobjekts ist in Anhang B.1 hinterlegt.

Bei der Verwendung der reibungsfreien Kontakte muss der Kupfermantel während des Aufheizprozesses in seiner radialen Ausdehnung behindert werden. Die Geometrie und das Steifigkeits- sowie Wärmeausdehnungsverhalten des dafür eingesetzten Molybdändrahtes korrekt abzubilden, ist allerdings eine sehr komplexe Aufgabe. Unter der Annahme, dass höchstens ein zulässiger Lötspalt entsteht, kann die radiale Einschränkung des Molybdändrahtes aber durch zwei Ersatzkörper simuliert werden. Diese Körper liegen an dem Umfang des Kupfermantels an und decken entsprechend dem Molybdändraht eine Breite ab, die über die Graphitscheiben hinausgeht. Für das definierte Material werden die Wärmeausdehnungskoeffizienten des Graphits verwen-

---

<sup>27</sup> ANSYS Parametric Design Language

det und sehr hohe Steifigkeiten definiert, so dass der zulässige Lötspalt gewährleistet werden kann. Es wird angenommen, dass der Molybdändraht nur eine geringe Einschränkung der Bewegung des Kupfermantels in Richtung der Dicke des Vakuumfensters darstellt. Aus diesem Grund ist der Kontakt zwischen den Ersatzkörpern und dem Kupfermantel als reibungsfrei definiert. Bei der Verwendung von einem einzigen, durchgängigen Ersatzkörper, verformt sich dieser in dem Bereich des Absatzes des Kupfermantels auf eine Weise, die für den Molybdändraht nicht realistisch wäre. Auf Grund der hohen Steifigkeit in dem verwendeten Material der Ersatzkörper folgen hieraus starke Zwangsbedingungen für den Kupfermantel. Dies lässt sich vermutlich durch die Definition von richtungsabhängigen Elastizitätsmodulen beheben. Zu Gunsten einer besseren Konvergenz und erheblichen Reduzierung der notwendigen Unterteilungen für die Berechnung eines Lastschrittes, wird allerdings auf die Verwendung dieser Materialeinstellung verzichtet. Die Trennung der Geometrie des Ersatzkörpers in Höhe des Absatzes des Kupfermantels stellt eine sinnvolle Alternative dar. In Abbildung 4 ist das Berechnungsmodell mit den verwendeten Lagerungsbedingungen dargestellt.



*Abbildung 4: Berechnungsmodell des Lötprozesses mit Lagerungsbedingungen unter Verwendung zweier Ersatzkörper an Stelle des Molybdändrahtes*

Die Simulation mit den bisher genannten Einstellungen hat zur Folge, dass bereits nach wenigen Lastschritten ein Spalt zwischen dem Graphit und der Titanfolie entsteht, da das Titan die Behinderung der radialen Dehnung durch ein „Wellen“ in Dickenrichtung ausgleicht. Ein weiterer Effekt der beobachtet werden kann, ist eine markante Verformung des Verbundes aus Keramikscheibe und Graphitscheibe während des

Aufheizvorgangs. Auf Grund der höheren Wärmedehnung der Keramikscheibe entsteht eine Biegung, wie sie von einem Bimetallstreifen bekannt ist. Dieser Mechanismus unterstützt die Entstehung eines Spalts zwischen dem Graphit und der Titanfolie. Die Simulation mit wirkender Gravitationskraft führt zu konvergenzproblemen, die bislang nicht behoben werden können. Ein Versuch, die Entstehung des Spalts zwischen Titanfolie und Graphitscheibe zu verhindern, indem mit einem konstanten Druck auf die Keramikscheibe gewirkt wird, hat den Effekt abhängig von dem aufgebrauchten Druck verringert. Eine Annahme, dass die Gravitationskraft in der Realität ausreicht, um die Entstehung des Spalts zwischen Titanfolie und Graphitscheibe zu verhindern, muss kritisch betrachtet werden. Der maximale simulierte konstante Druck entspricht einem Gewicht von 10Kg auf einer Kreisfläche mit einem Radius von 50mm. Das Gewicht der Titanfolie, der Keramikscheibe und einer Graphitscheibe betragen zusammen weniger als 1Kg.

Der hier dargestellte Berechnungsansatz für den Lötprozess musste auf Grund der begrenzten zur Verfügung stehenden Zeit zu Gunsten anderer Untersuchungen im Rahmen dieser Bachelor-Thesis vor Beendigung abgebrochen werden. Eine Auswertung der fertigungsbedingten Spannungen ist daher zu diesem Zeitpunkt nicht möglich.

## 5 Statische Analyse

Der pulsierende Elektronenstrahl führt zu einem zeitabhängigen Temperatur- und Spannungsverlauf. Die Temperatur an einem Ort  $(r, \phi, z)$  zum Zeitpunkt  $t$  sei definiert als  $T(r, \phi, z, t)$ . Nach einer bestimmten Betriebszeit wird dieser Wert an einem Ort  $(r_1, \phi_1, z_1)$  auf dem Vakuumfenster für aufeinanderfolgende Zeitpunkte, deren Differenz ein ganzzahliges Vielfaches einer Periodenlänge  $T_P$  ist, identisch sein. Nach der Zeit  $t_{Stat}$  ist dies für alle Orte  $(r, \phi, z)$  erfüllt. Der eingeschwungene Betriebszustand ist erreicht. Die Zeit  $t_{Stat}$  kann auch ungefähr mit der Anzahl  $n_{Stat}$  an vollen Periodenlängen ausgedrückt werden:

$$t_{Stat} = n_{Stat} \cdot T_P$$

Es gilt:

$$T(r, \phi, z, n_{Stat} \cdot T_P + t_m) = T(r, \phi, z, (n_{Stat} + i) \cdot T_P + t_m) = konst$$

für  $i \in \mathbb{N}$

$t_m$  beschreibt dabei einen beliebigen Zeitpunkt innerhalb der Länge einer Periode. Die Temperaturdehnungen und daraus resultierenden Spannungen sind für die verschiedenen Zeitpunkte  $t = (n_{Stat} + i) \cdot T_P + t_m$  ebenfalls konstant.

Bei der statischen Analyse werden die zeitlich gemittelten Temperaturen und Spannungen während einer Periode im eingeschwungenen Zustand berechnet. Für die Belastungen durch den Elektronenstrahl werden dabei nur die mittleren Leistungseinträge verwendet, wie sie in Tabelle 8 aufgeführt sind. Es sei erwähnt, dass sich das zeitliche Mittel des Temperatur- und Spannungsniveaus in der jeweiligen Komponente von dem Mittelwert aus maximaler und minimaler Temperatur beziehungsweise Spannung während einer Periode unterscheidet, da der Betrag des Temperaturgradienten während der Abkühlphase mit der Zeit abnimmt.

Für das Vakuumfenster im XFEL und FLASH werden die Lastfälle mit einseitig wirkendem Atmosphärendruck von der Seite des Absorbers und ohne diesen Druck untersucht. Dabei wird der Elektronenstrahl jeweils entweder ungesweept, gesweept oder gar nicht aufgetragen.

Für den Wärmeübergang zwischen den Komponenten wird nach Vorgabe des Auftraggebers ein Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha' = 1,5 \cdot 10^{-2} W/(mm^2 \cdot K)$  angenommen.

Dieser Wert wurde experimentell bestimmt<sup>28</sup>. In dem Versuchsaufbau wurden dabei Titan- und Graphitblöcke thermisch isoliert und mit einem Druck von ungefähr  $p = 0,106\text{bar}$  zusammengepresst. An einem der Blöcke wurde durch ein Heizelement Wärmeenergie in das System eingebracht und an Hand der Erwärmung des anderen Blockes der Wärmeübergang bestimmt. Die Wärmeleitung in der Lötsschicht wird besser sein, als es dem Wärmeübergangskoeffizienten bei dem druckabhängigen Kontakt entspricht. Daher ist die Verwendung eines Wärmeübergangskoeffizienten von  $\alpha' = 1,5 \cdot 10^{-2} \text{W}/(\text{mm}^2 \cdot \text{K})$  für alle Kontakte eine konservative Annahme.

## 5.1 Das Finite Elemente Modell

Die Finite Elemente Berechnungen der Temperaturfelder und der daraus resultierenden Spannungen werden mit dem Programm ANSYS Workbench 12.0 durchgeführt. Für die Berechnungen der stationären Betriebszustände können die dreidimensionalen Vakuumfenster wie zuvor bei der Untersuchung des Lötprozesses als zweidimensionale, rotationssymmetrische Geometrien abgebildet werden. Die thermischen- und strukturellemechanischen Analysen werden mit demselben Modell durchgeführt. Dabei ist es mit der Workbench 12.0 möglich, die Ergebnisse der thermischen Berechnung über eine direkte Kopplung an die strukturellemechanische Analyse zu übergeben und hier als thermische Lasten aufzubringen.

Für die Vernetzung werden ebene PLANE183-Elemente mit quadratischen Ansatzfunktionen verwendet. Abhängig von den geometrischen Variationen und dem Einsatz des Vakuumfensters im XFEL oder im FLASH besteht das Netz aus 5283 bis 18519 Elementen mit 17320 bis 57912 Knoten. Ein Element hat dabei im Regelfall eine Elementkantenlänge von 0,5mm, wobei die Elementdichte im Bereich des Energieeintrags und an den Kontaktbereichen erhöht wird. Bei der Titanfolie und der Keramikscheibe werden die Elementkantenlängen in Strahlrichtung verringert, da über die Dicke jeweils sieben Elemente nebeneinander liegen sollen. Es wird auf eine möglichst gleichmäßige Vernetzung geachtet, die entlang der Körperkanten ausgerichtet ist.<sup>29</sup>

Die Kontakte sind als Verbund modelliert, die nach der Pure Penalty Methode über eine programmgesteuerte Kontaktsteifigkeit verfügen und somit im Vergleich zu MPC-Kontakten die Konvergenz der Berechnung verbessern.

---

<sup>28</sup> Durchführung der Versuchsreihe beim DESY, Januar 2002

<sup>29</sup> Die gleichmäßige Vernetzung eines Finite Elemente Modells ist an Hand einer dreidimensionalen Geometrie in Abbildung 14 und Abbildung 15 dargestellt. Ein Teil des Netzes des zweidimensionalen Modells ist in Abbildung 8 zu sehen.

Bei der Finite-Elemente-Berechnung des Temperaturfeldes werden dieselben Methoden angewandt, wie sie bereits aus der Berechnung strukturmechanischer Probleme bekannt sind<sup>30</sup>. Dabei ist die Temperatur allerdings der einzige Freiheitsgrad des jeweiligen Knotens. Die mechanischen Größen werden bei der thermischen Analyse nicht berücksichtigt, was zur Folge hat, dass die Änderung der inneren Energie  $dU$  über die Zeit nach dem ersten Hauptsatz der Thermodynamik allein durch Energiezu- oder abführende Wärmeströme verursacht wird. In den nachfolgenden Berechnungen treten diese Wärmeströme ausschließlich in Form von Wärmeleitung (Konduktion) und Wärmeübergängen (Konvektion) auf. Eine konvektive Wärmeübertragung ist in der Regel für Körper definiert, die sich relativ zueinander in Bewegung befinden. Der hier verwendete Ansatz für den Wärmeübergang ist dennoch zulässig, da sich die konduktive und die konvektive Wärmeübertragung auf Grund der Herleitung beider Gleichungen aus dem Fourierschen Grundgesetz, ähneln. Der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha'$  kann als längenbezogene eindimensionale Wärmeleitfähigkeit verstanden werden.<sup>31</sup>

Wenn die Wärmeleitfähigkeit des jeweiligen Materials nicht von dem Ort abhängt, gilt für die Wärmeleitung<sup>32</sup>:

$$\lambda \cdot A \cdot \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \cdot \vec{e}_x + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \cdot \vec{e}_y + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \cdot \vec{e}_z \right) = c \cdot \rho \cdot \frac{\partial T}{\partial t} - q''' \quad (5.1)$$

Dabei bezeichnet  $A$  die durchströmte Fläche und  $q'''$  die Wärmeerzeugungsrate. Bei stationären Analysen mit  $\partial T / \partial t = 0$  gilt:

$$\lambda \cdot A \cdot \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \cdot \vec{e}_x + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \cdot \vec{e}_y + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \cdot \vec{e}_z \right) = -q''' \quad (5.2)$$

Der Wärmeübergang zwischen zwei Bereichen berechnet sich aus:

$$\alpha' \cdot A \cdot \Delta T = \dot{Q} \quad (5.3)$$

Hierbei ist  $\Delta T$  die Temperaturdifferenz an den Übergangsflächen  $A$ , die den Wärmestrom  $\dot{Q}$  zur Folge hat.

Die Materialkonstanten und geometrischen Daten der thermischen Analyse lassen sich in eine Leitfähigkeitsmatrix  $\underline{k}_{th}$  zusammenfassen, die das Verhältnis des Wärmestroms zu der Temperaturdifferenz beschreibt. Diese Leitfähigkeitsmatrix entspricht der

---

<sup>30</sup> Die Beschreibung der Grundidee der Finite Elemente Methode, sowie eine gute Einführung in den theoretischen Hintergrund findet sich in verschiedener Literatur wie beispielsweise FEM für Praktiker – Band 1: Grundlagen von Günter Müller und Clemens Groth (G. Müller und C. Groth, 2007).

<sup>31</sup> (Vgl. VDI, 2006 S. A5)

<sup>32</sup> Gleichungen (5.1) bis (5.3) siehe: (C. Groth und G. Müller, 2001 S. 9f.)

Steifigkeitsmatrix einer strukturmechanischen Analyse. Wird der Lastvektor  $\underline{Q}$  definiert, der sich aus der äußeren Wärmezu- oder -abfuhr ergibt, so kann in Analogie zu der Strukturmechanik ein Gleichungssystem nach den unbekanntem Knotentemperaturen in dem Temperaturvektor  $\underline{T}$  aufgelöst werden.

Es gilt:

$$\underline{k}_{th} \cdot \underline{T} = -\underline{Q} \quad (5.4)$$

Für instationäre, zeitabhängige Probleme wird dieses Gleichungssystem um die Wärmekapazitätsmatrix  $\underline{c}$  erweitert, die den Zusammenhang zwischen zeitlicher Veränderung der Temperatur und Wärmestrom beschreibt<sup>33</sup>:

$$\underline{c} \cdot \dot{\underline{T}} + \underline{k}_{th} \cdot \underline{T} = -\underline{Q} \quad (5.5)$$

## 5.2 Berechnung des Temperaturfeldes

### 5.2.1 Analytische Berechnung des Temperaturfeldes

Die entstehende Wärme wird innerhalb der jeweiligen Materialien mit dem Index  $n$  in radialen Wärmeströmen  $\dot{Q}_{i,n}$  und über die Materialgrenzen hinaus in longitudinalen Wärmeströmen  $\dot{Q}_{a,n}$  transportiert. Die Summe dieser Wärmeströme muss der deponierten Leistung  $P_n$  in den Materialien entsprechen, damit die Gleichgewichtsbedingung erfüllt ist. Die Energie, die das Vakuumfenster auf Grund von Wärmestrahlung verlässt, ist gering und benötigt daher keiner Berücksichtigung. Dies wird nach durchgeführter Berechnung des Temperaturfeldes an Hand der ermittelten Werte überprüft.

Für die analytische Berechnung wird der Absatz im Kupfermantel und somit der geringe Unterschied des Radius der Komponenten von 2mm vernachlässigt. Die Temperatur in Strahlrichtung wird für das jeweilige Material als konstant angenommen. In der Realität wird sich auch in Strahlrichtung ein Temperaturgradient innerhalb desselben Materials ausbilden, der hier nicht betrachtet wird. Der longitudinale Wärmestrom ist abhängig von der Temperatur, die wiederum mit dem Radius abnimmt. Vereinfachend wird nur der Wärmeübergang über die Fläche  $A_{Q_a}$  in der Nähe des Strahlmittelpunktes bei  $r = R_S$  betrachtet.  $A_{Q_a}$  ist eine Kreisfläche mit dem Radius  $R_S + 3,65\text{mm}$ . Dieser Radius entspricht der Standardabweichung der Normal-

---

<sup>33</sup> (Vgl. C. Groth und G. Müller, 2001 S. 9ff.)

verteilung des Energieeintrags nach einer Periode<sup>34</sup> bei einem Ausgangswert für die Standardabweichung  $\sigma_0 = 2\text{mm}$ . Die Temperaturdifferenz zwischen den Materialien wird in diesem Bereich als konstant angenommen. Auf diese Weise wird vorraussichtlich ein insgesamt geringerer longitudinaler Wärmestrom berücksichtigt, als dieser in der Realität auftritt. Desweiteren wird nicht berücksichtigt, dass die Keramikscheibe nicht im Kontakt mit dem Kupfermantel steht, sondern die gesamte Leistung longitudinal übertragen werden muss.

Die radiale Temperaturverteilung außerhalb der Strahleintrittsfläche lässt sich aus dem radialen Wärmestrom berechnen, sobald die maximale Temperatur in dem Bereich des Strahleintritts  $T_{i,n}$  bekannt ist. Der Temperaturgradient innerhalb der Strahleintrittsfläche wird geringer sein als in dem Außenbereich. Hier wird der Temperaturverlauf zwischen der maximalen Temperatur bei  $r = R_s$  und der berechneten Temperatur bei  $r = R_s + 3,65\text{mm}$  linear angenommen.

Für die analytische Berechnung werden temperaturunabhängige Materialwerte nach Tabelle 9 zu Grunde gelegt. Dabei beziehen sich die aufgeführten Leistungen auf den absoluten Leistungseintrag in dem gesamten Volumen der jeweiligen Komponente. Die Temperatur des Kupfermantels wird mit  $T_{Cu} = 40^\circ\text{C}$  angenommen.

		Ti	$Al_2O_3$	C1	C2 <sup>35</sup>
$P_{XFEL}$	[W]	13,71	19,66	138,90	138,90
$P_{FLASH}$	[W]	27,42	39,32	277,80	277,80
$\lambda$	$\left[\frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}}\right]$	17	30	65	65
$t$	[mm]	0,5	0,7	10	10

Tabelle 9: Materialwerte für die analytische Berechnung der statischen Temperaturverläufe

Die Ergebnisse der analytischen Berechnungen der Temperaturverläufe werden auf Grund der getroffenen Annahmen und Vereinfachungen von den realen Werten abweichen. Die Qualität der Ergebnisse wird nach durchgeführter Berechnung diskutiert.

<sup>34</sup> Vgl. Tabelle 7

<sup>35</sup> Ti bezeichnet die Titanfolie,  $Al_2O_3$  die Keramikscheibe, C1 und C2 die beiden Graphitscheiben



Es gilt:

$$P_n = \dot{Q}_{i,n} + \dot{Q}_{a,n} \quad (5.6)$$

mit 
$$\dot{Q}_{i,n} = -\frac{(T_{i,n} - T_{Cu}) \cdot \lambda_n \cdot 2 \cdot \pi \cdot t_n}{\ln\left(\frac{r_a}{r_i}\right)} \quad (5.7)$$

aus 
$$\dot{Q}_{i,n} = -\lambda_n \cdot A \cdot \frac{dT_n}{dr} \quad (5.8)^{36}$$

$$\rightarrow \frac{dT_n}{dr} = -\frac{\dot{Q}_{i,n}}{\lambda_n \cdot 2 \cdot \pi \cdot r \cdot t_n}$$

$$\rightarrow (T_{i,n} - T_{Cu}) = -\frac{\dot{Q}_{i,n}}{\lambda_n \cdot 2 \cdot \pi \cdot t_n} \cdot \ln\left(\frac{r_a}{r_i}\right)$$

$$\rightarrow \dot{Q}_{i,n} = -\frac{(T_{i,n} - T_{Cu}) \cdot \lambda_n \cdot 2 \cdot \pi \cdot t_n}{\ln\left(\frac{r_a}{r_i}\right)}$$

und 
$$\dot{Q}_{a,n} = \alpha' \cdot A_{Qa} \cdot (T_{i,n} - T_{i,k})$$

wobei  $T_{i,k}$  für die Temperatur eines angrenzenden Materials  $k$  im Bereich des Strahleintritts steht und  $\alpha'$  den Wärmeübergangskoeffizienten bezeichnet.

Auf Grund der Geometrie des Vakuumfensters gilt:

$$\dot{Q}_{a,Ti} = \alpha' \cdot A_{Qa} \cdot (2 \cdot T_{i,n} - T_{i,C1} - T_{i,C2})$$

$$\dot{Q}_{a,Al2O3} = \alpha' \cdot A_{Qa} \cdot (T_{i,Al2O3} - T_{i,C1})$$

$$\dot{Q}_{a,C1} = \alpha' \cdot A_{Qa} \cdot (2 \cdot T_{i,C1} - T_{i,Ti} - T_{i,Al2O3})$$

$$\dot{Q}_{a,C2} = \alpha' \cdot A_{Qa} \cdot (T_{i,C2} - T_{i,Ti})$$

Es sei:

$$b_n = \frac{\lambda_n \cdot 2\pi \cdot t_n}{\ln\left(\frac{r_a}{r_i}\right)} \quad (5.9)$$

und 
$$\kappa = \alpha' \cdot A_{Qa} \quad (5.10)$$

Nach einsetzen von  $\dot{Q}_{i,n}$ ,  $\dot{Q}_{a,n}$ , mit  $b_n$  und  $\kappa$  in Gleichung (5.6) folgt:

$$P_{Ti} = (T_{i,Ti} - T_{Cu}) \cdot b_{Ti} + \kappa \cdot (2 \cdot T_{i,Ti} - T_{C1} - T_{C2})$$

$$P_{Al2O3} = (T_{i,Al2O3} - T_{Cu}) \cdot b_{Al2O3} + \kappa \cdot (T_{i,Al2O3} - T_{C1})$$

$$P_C = (T_{i,C1} - T_{Cu}) \cdot b_C + \kappa \cdot (2 \cdot T_{i,C1} - T_{i,Ti} - T_{i,Al2O3})$$

<sup>36</sup> (Vgl. Grote, K.-H. und J.Feldhusen (Hg.), 2007 S. D28)

$$P_C = (T_{i,C2} - T_{Cu}) \cdot b_C + \kappa \cdot (T_{i,C2} - T_{i,Ti})$$

Durch Umformung lässt sich dieses Gleichungssystem in Matrizenschreibweise darstellen:

$$\underbrace{\begin{bmatrix} b_{Ti} + 2\kappa & 0 & -\kappa & -\kappa \\ 0 & b_{Al2O3} + \kappa & -\kappa & 0 \\ -\kappa & -\kappa & b_C + 2\kappa & 0 \\ -\kappa & 0 & 0 & b_C + \kappa \end{bmatrix}}_{\underline{B}} \cdot \underbrace{\begin{bmatrix} T_{i,Ti} \\ T_{i,Al2O3} \\ T_{i,C1} \\ T_{i,C2} \end{bmatrix}}_{\underline{T}} = \underbrace{\begin{bmatrix} P_{Ti} + b_{Ti} \cdot T_{Cu} \\ P_{Al2O3} + b_{Al2O3} \cdot T_{Cu} \\ P_C + b_C \cdot T_{Cu} \\ P_C + b_C \cdot T_{Cu} \end{bmatrix}}_{\underline{P}}$$

Die maximalen Temperaturen im Bereich der Strahleintrittsfläche ergeben sich aus:

$$\underline{T} = \underline{B}^{-1} \cdot \underline{P} \tag{5.11}$$

Für die radiale Verteilung der Temperaturen in den einzelnen Komponenten gilt:

$$T_{r,n}(r) = \frac{\dot{Q}_{i,n}}{2\pi \cdot \lambda_n \cdot t_n} \cdot \ln\left(\frac{r_a}{r}\right) + T_{Cu} \tag{5.12}^{37}$$

mit  $\dot{Q}_{i,n} = P_n - \dot{Q}_{a,n}$

Aus Kapitel 3.1.2 ist bereits bekannt, dass die Verteilung des Energieeintrags über einen Zeitraum die Form einer Normalverteilung beibehält, deren Standardabweichung abhängig von diesem Zeitraum gewachsen ist. Da sich die Energie unmittelbar als Wärme in dem Fenster ausbreitet, ist davon auszugehen, dass das statische Temperaturprofil einer Normalverteilung mit großer Standardabweichung entspricht. Dieses Verhalten ist mit dem logarithmischen Verlauf der Temperatur über den Radius angenähert.

Ein realistischer longitudinaler Wärmestrom zwischen der Keramik und dem angrenzenden Graphit ist bei höheren Temperaturen und somit im Bereich kleinerer Radien groß und nimmt dann mit wachsendem Radius stark ab. Aus diesem Grund sollte die Temperatur in der Keramik im Bereich kleiner Radien ebenfalls stark fallen und sich dann geringfügiger verändern. Dieser Verlauf wird hier nicht exakt abgebildet, da der longitudinale Wärmeübergang außerhalb des Bereichs des Strahleintritts nicht berücksichtigt wird. Der verbleibende radiale Wärmestrom in der Keramik beträgt im ungesweepeten Fall ungefähr 30% der zugeführten Leistung in diesem Material. Hieraus ist ersichtlich, dass das Temperaturniveau der Keramik in dem Bereich außerhalb des longitudinalen Wärmeübergangs zu hoch sein wird. Der Einfluss auf die angrenzende Graphitscheibe ist allerdings gering, da der vernachlässigte longitudinale Wärmestrom nur 4% des radialen Wärmestroms im Graphit ausmacht.

---

<sup>37</sup> Vgl. Gleichung (5.7)

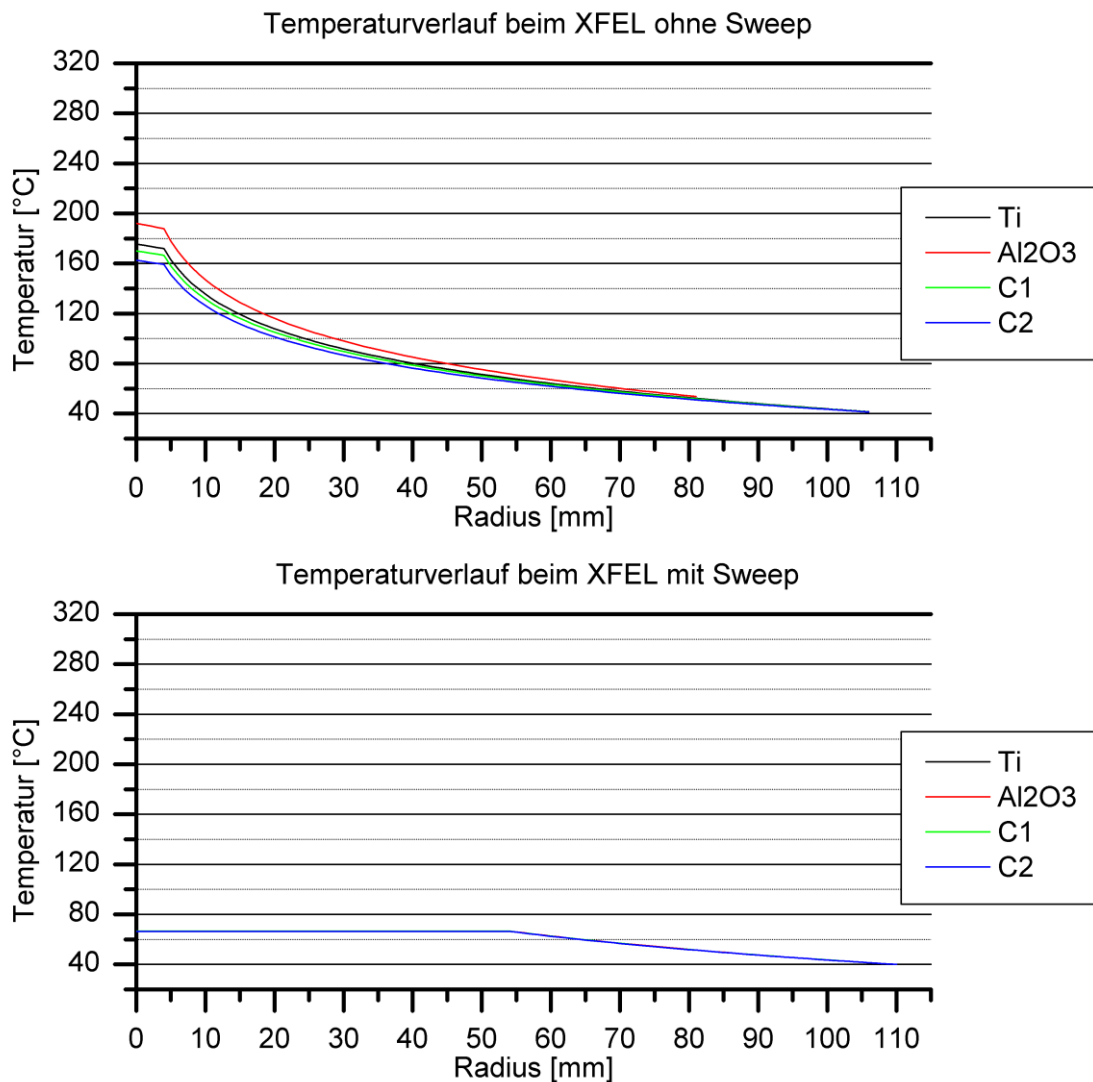


Abbildung 5: Analytisch berechneter Temperaturverlauf über den Radius des Vakuumfensters des XFEL für den statischen Lastfall bei ungesweepem und gesweepem Elektronenstrahl

Die ermittelten Temperaturniveaus in den Graphitscheiben weisen darauf hin, dass die Annahme eines konstanten Wärmeleitkoeffizienten  $\lambda_c = 65 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$  konservativ ist, da für den vorliegenden Temperaturbereich  $\lambda_c(T) = 70 \dots 95 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$  angenommen werden kann. Dies hätte eine Verringerung der Temperaturniveaus in allen Komponenten zur Folge.

Die analytischen Berechnungen geben Aufschluss über den Verlauf der Temperaturen über die Radien und die ungefähre Höhe der Temperaturniveaus und können als Näherungswerte für die Ergebnisse der folgenden FEM-Berechnungen verwendet werden.

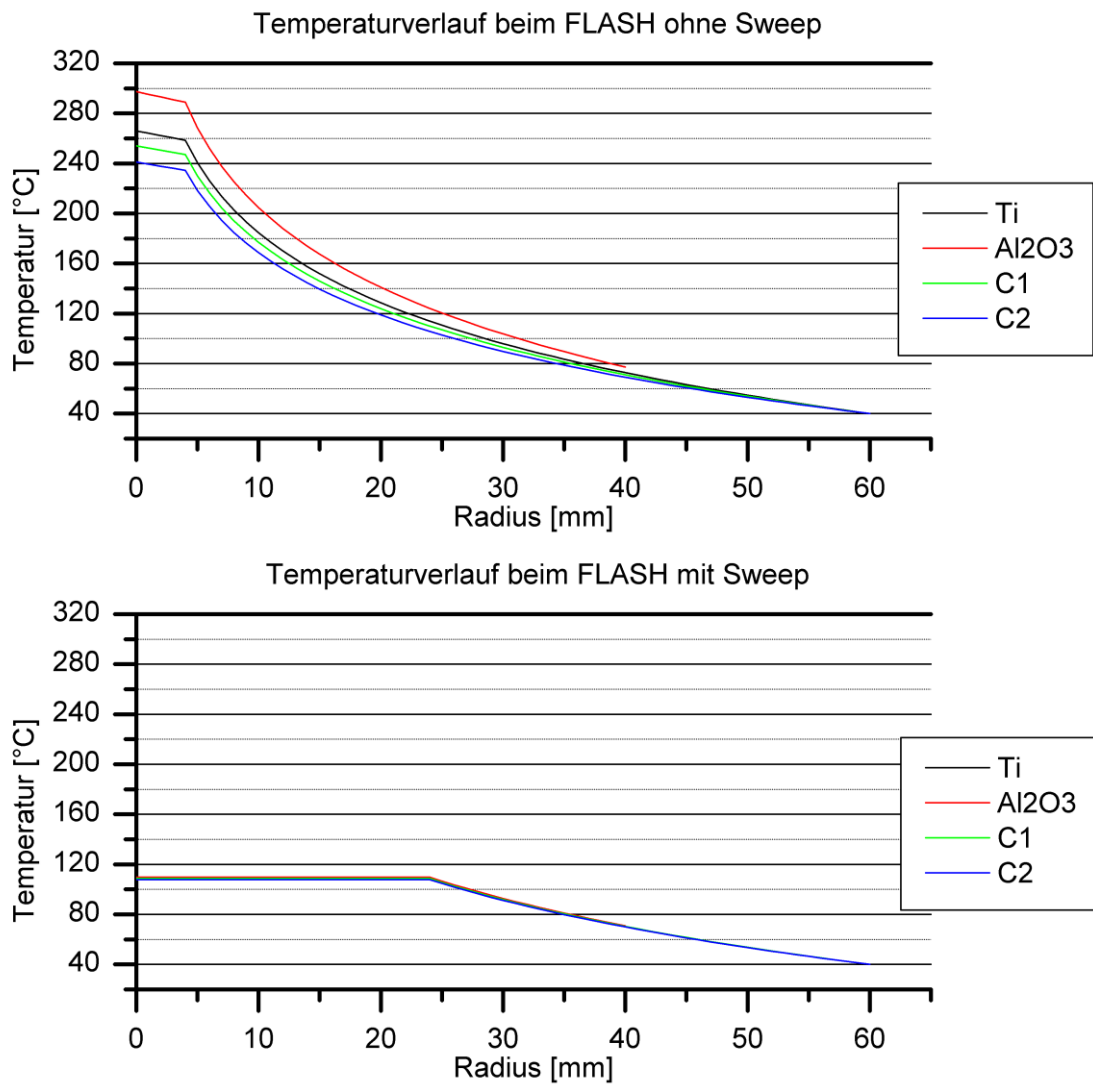


Abbildung 6: Analytisch berechneter Temperaturverlauf über den Radius des Vakuumfensters des FLASH für den statischen Lastfall bei ungesweepem und gesweepem Elektronenstrahl

Mit Gleichung (5.11) lässt sich auch die Abhängigkeit der Temperaturen von dem Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha'$  berechnen. Es werden für den ungesweepeten Lastfall im XFEL die maximalen Temperaturen bei  $R_S = 0$  für die verschiedenen Komponenten des Vakuumfensters über den Wärmeübergangskoeffizienten dargestellt.

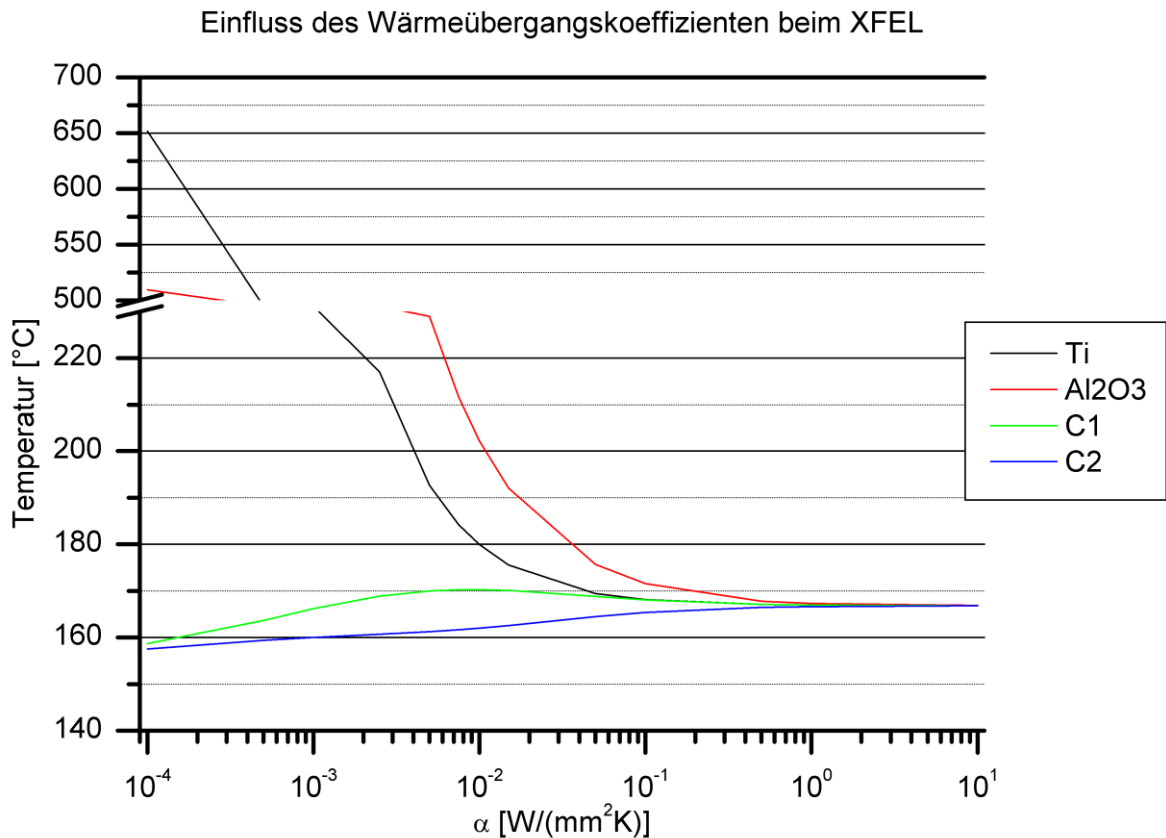


Abbildung 7: Einfluss des Wärmeübergangskoeffizienten auf die maximale Temperatur im Bereich der Strahleintrittsfläche beim XFEL

Aus dem Verlauf der maximalen Temperaturen im Bereich der Strahleintrittsflächen in Abhängigkeit von dem Wärmeübergangskoeffizienten wird deutlich, dass erst ab einem Wert von  $\alpha' = 1 \text{ W}/(\text{mm}^2 \cdot \text{K})$  ein idealer Wärmeübergang stattfindet. In dem angenommenen Bereich  $\alpha' = 1,5 \cdot 10^{-2} \text{ W}/(\text{mm}^2 \cdot \text{K})$  variiert das Temperaturniveau bei geringer Veränderung des Wärmeübergangskoeffizienten, insbesondere wenn dieser verringert wird. Bei der Ermittlung dieser Abhängigkeit für den FLASH ergibt sich dieselbe Aussage. Der Verlauf der Temperaturmaxima über dem Wärmeübergangskoeffizienten entspricht dem des XFEL, wobei sich die absoluten Temperaturen selbstverständlich unterscheiden.

### 5.2.2 Berechnung des Temperaturfeldes mit der FEM

Für die Analyse des statischen Temperaturprofils mit der Finite Elemente Methode werden, wie einleitend erwähnt, die mittleren Leistungen des XFEL und FLASH nach Tabelle 8 verwendet.

Als thermische Randbedingung ist der Kupfermantel auf höchst möglicher Kühlwassertemperatur von 40°C definiert. Für den Leistungseintrag werden bestimmte Rechteckflächen der Breite  $6\sigma$  in den Bereichen der einzelnen Materialien parallel zur Symmetrieachse des Vakuumfensters eingepägt. Die Mittellinie dieser Flächen bei  $3\sigma$  liegt bei  $R_S$ . Im beidseitigen Abstand  $3\sigma$  von dem Strahlradius sind 99,73% der Strahlleistung eingeleitet.<sup>38</sup> Der entstehende Fehler durch die Vernachlässigung der auslaufenden Gausskurve ist gering. Die Normalverteilung wird in ANSYS Workbench 12.0 durch Programmierung eines Kommandoobjekts umgesetzt. Dabei werden für alle Elemente in dem Bereich des Strahleintrags die Koordinaten in radialer Richtung ausgelesen und in den Verteilungsfunktionen  $f_{stat,gesweept}(r)$  beziehungsweise  $f(r)$  nach Gleichung (3.7) und Gleichung (3.6) eingesetzt. Die relevanten Abschnitte des Kommandos sind in Anhang B.2 abgelegt.

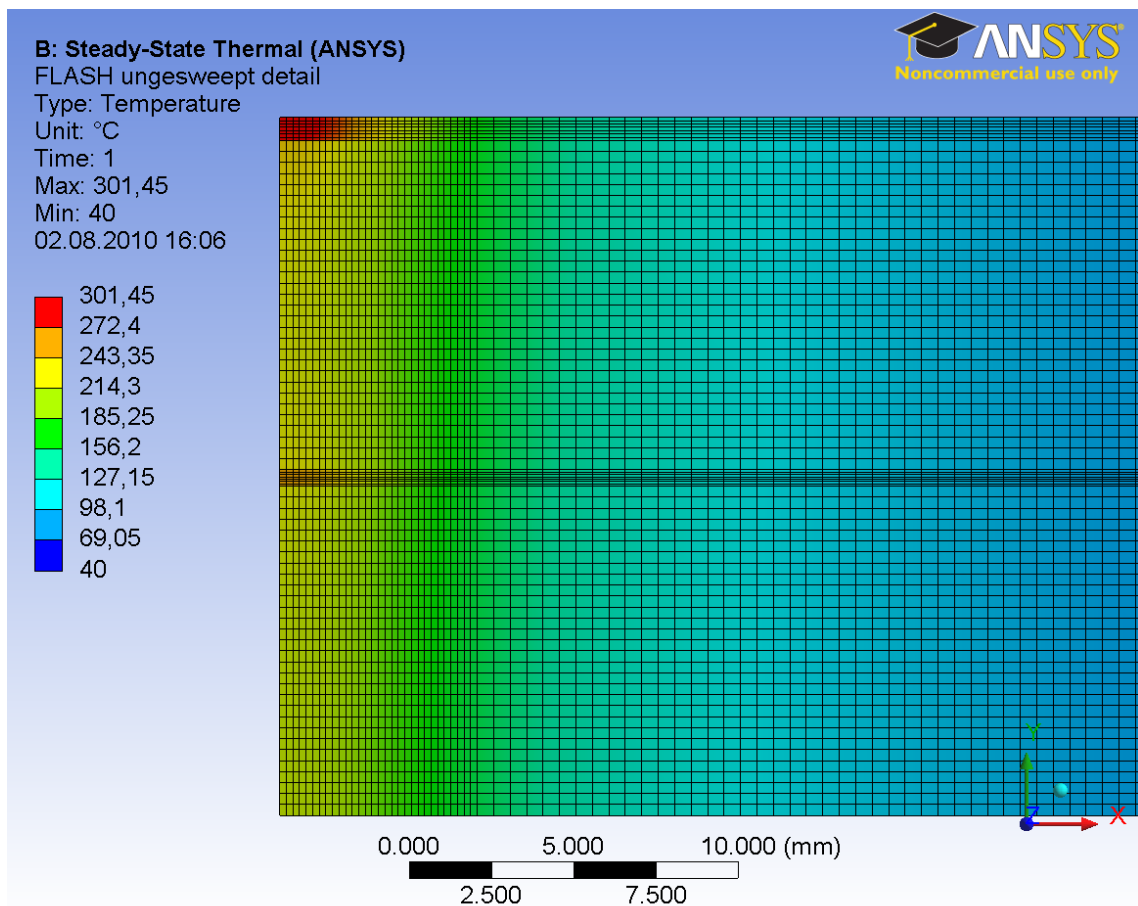


Abbildung 8: Das Temperaturfeld in der Nähe des Strahleintritts beim FLASH für die Belastung durch den ungesweepten Elektronenstrahl

Die Charakteristik der statischen Temperaturprofile lässt sich am deutlichsten im Fall der Belastung durch den ungesweepten Elektronenstrahl beim FLASH veranschauli-

<sup>38</sup> Vgl. Abbildung 3 für  $t_0$  bei  $\sigma_0 = 2\text{mm}$

chen (vgl. Abbildung 8). Die erhöhte Temperatur in der Keramik und dem Titan gegenüber den Graphitscheiben zeigt, dass der Wärmeübergangskoeffizient zwischen den Materialien in dem dargestellten Fall nicht ausreicht, um die Temperaturniveaus unmittelbar auszugleichen. Es ist jedoch ebenso erkennbar, dass die Temperaturdifferenz in diesen Übergangsbereichen mit dem Radius stetig abnimmt und in dem dargestellten Fall bereits bei einem Radius von 10mm vernachlässigbar gering ist.

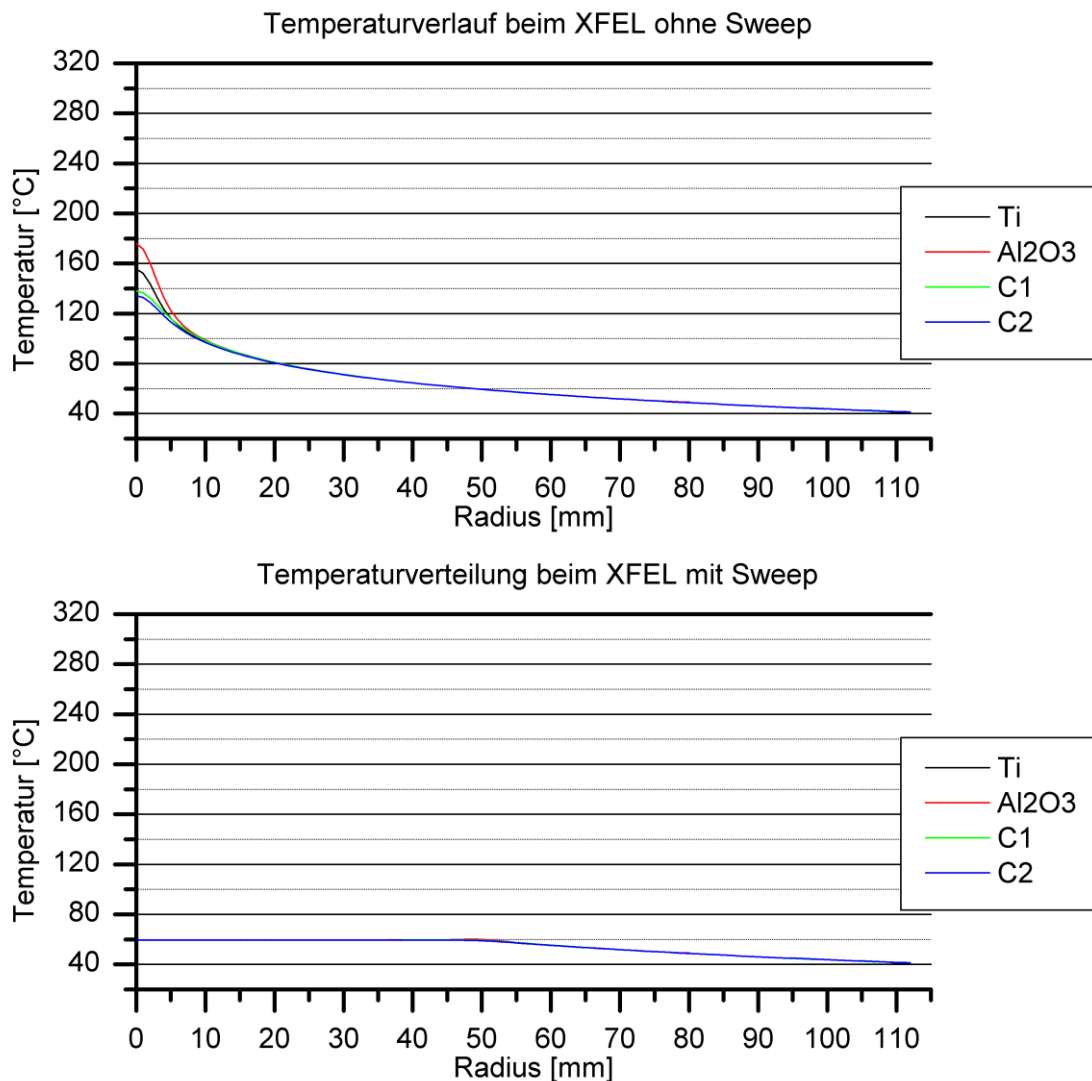


Abbildung 9: Temperaturverlauf über den Radius beim XFEL für den statischen Lastfall bei ungesweepem und gesweepem Elektronenstrahl, berechnet mit der FEM

Bei der Belastung durch gesweepete Elektronenstrahlen sind die Differenzen der stationären Temperaturen über alle Radien gering. Für diesen Lastfall kann ein erhöhter Leistungseintrag in der Keramik bereits durch die Anbindung an eine Graphitscheibe ab-

geführt werden, ohne dass es zu einer Temperaturerhöhung in dem Kontaktbereich kommt.

Die Verläufe der Temperaturen über die Radien in den einzelnen Komponenten des Vakuumfensters (Abbildung 9 und Abbildung 10) zeigen eine gute Ähnlichkeit mit den analytisch ermittelten Werten. Die Abweichung der Temperaturen beträgt weniger als 10%. Der Temperaturabfall ist bei kleineren Radien im Allgemeinen steiler als bei den analytischen Ergebnissen, da bei der Berechnung mit der Finite Elemente Methode die Verringerung des longitudinalen Wärmestroms mit dem Radius exakt abgebildet werden kann. Die Temperaturverläufe entsprechen wie erwartet Normalverteilungen mit großen Standardabweichungen. Die Ausgabe der Leistungsbilanz zeigt, dass der Energieeintrag korrekt umgesetzt wird.

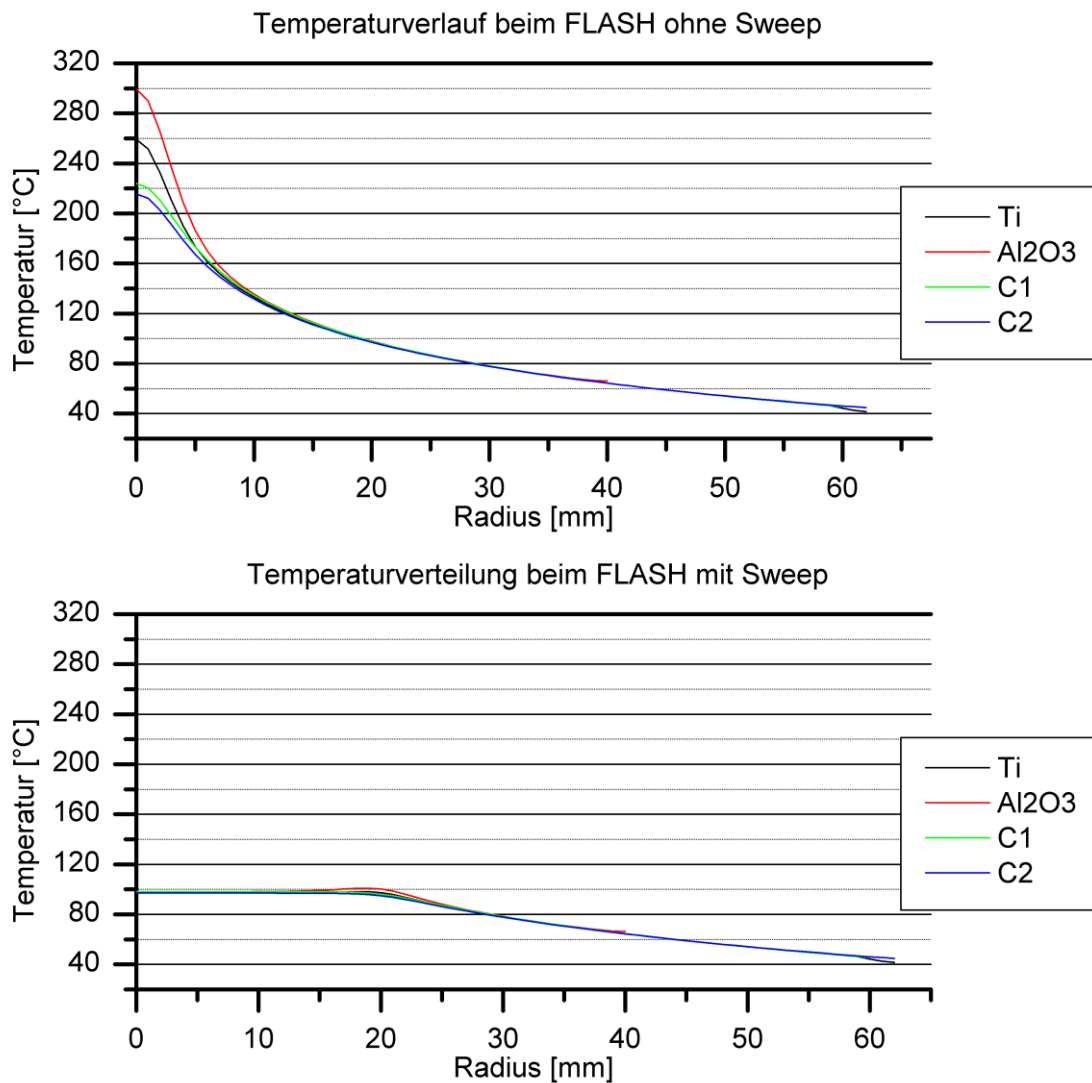


Abbildung 10: Temperaturverlauf über den Radius beim FLASH für den statischen Lastfall bei ungesweepem und gesweepem Elektronenstrahl, berechnet mit der FEM



### 5.3 Statische Spannungsanalyse mit der FEM

Für die statische Spannungsanalyse wird der Kupfermantel an seinen äußeren Flächen, dort wo er mit dem Stahlkragen verschweißt wird, als fest gelagert angenommen. Da für das Vakuumfenster Rotationssymmetrie vorliegt, werden die Verschiebungen der Knoten an der Rotationsachse in radialer Richtung unterbunden. Diese Bedingung kann alternativ durch eine reibungsfreie Lagerung entlang der Symmetrieachse realisiert werden. Das zuvor ermittelte Temperaturfeld wird als thermische Belastung verwendet und die Referenztemperatur der Materialien für die Wärmedehnung mit 20°C angenommen.

#### 5.3.1 Der Umgang mit Singularitäten

An den Stellen, an denen verschiedene Körper miteinander in Kontakt treten und rechtwinklige Übergänge entstehen, kommt es häufig zu der Ausbildung von Singularitäten. Diese Bereiche sind schwierig auszuwerten, da die berechneten Spannungen mit feinerer Vernetzung zunehmen und nur eingeschränkt Aussagen über realistische Werte ermöglichen. Eine Möglichkeit diese Singularitäten zu umgehen ist, die Übergangsbereiche entsprechend zu verändern. Beispielsweise bietet ANSYS Workbench die Möglichkeit, verschiedene Komponenten in dem Design Modeler zu einem Part zusammenzufügen. Häufig können hierdurch problematische Kontaktzonen vermieden werden. In dem vorliegenden Fall ist dieser Ansatz nicht von Nutzen, da die Kontaktbereiche wichtig sind, um den Wärmeübergang zwischen den Komponenten definieren zu können.

Es gibt bei der Verwendung von steifigkeitsbehafteten Kontakten, wie beispielsweise den Verbundkontakten nach der Pure Penalty Methode, desweiteren die Möglichkeit Spannungsspitzen durch Variation der Kontaktsteifigkeit zu beeinflussen. Indem die Kontaktsteifigkeit herabgesenkt wird, werden kleine Durchdringungen zwischen den Kontaktelementen zugelassen, die eine Reduzierung der Spannungen zur Folge haben. Bei der Anwendung dieses Verfahrens muss kritisch darauf geachtet werden, dass die resultierenden Durchdringungen klein bleiben. In der vorliegenden Berechnung wurde auf dieses Verfahren zu Gunsten einer höheren Sicherheit verzichtet.

Bei der Durchführung der statischen Spannungsanalyse hat es geholfen, die Kontakte asymmetrisch zu modellieren. Im Gegensatz zu der Standardeinstellung des Programms werden hierbei nur die Elemente auf der auswertungsrelevanten Seite als „Kontakt“ und die korrespondierenden Elemente auf der anderen Seite des Kontaktbereichs als „Ziel“ definiert. Die entsprechenden Kontaktbereiche bleiben zwar singulär, diese Singularitäten werden aber nur noch von der einen Seite des Kontakts

ausgelöst und sind daher besser einzugrenzen. Auf eine besonders feine Vernetzung in dem Bereich dieser Kontakte wurde verzichtet, da dies zu keiner Verbesserung der Ergebnisse führt. Sofern Spannungen in diesen singulären Kontakten kritische Spannungsbereiche für die jeweilige Komponente zur Folge haben, werden diese als Zielwerte der Parametervariationen in Kapitel 5.3.2 aufgeführt.

### 5.3.2 Zielwerte der Parametervariationen

Bei dem Graphit und der Aluminiumoxidkeramik handelt es sich um spröde Werkstoffe. Es kommt zu einem Bauteilversagen durch Sprödbruch senkrecht zur größten Hauptspannung, wenn diese im positiven Bereich die Zugfestigkeit  $R_m$  erreicht. Plastische Verformungen treten hierbei nicht auf. Im hohen Druckbereich versagt das Bauteil durch Schiebungsbruch in der Ebene der maximalen Schubbeanspruchung  $\tau_{max}$ , wenn die Bruchschubspannung  $\tau_B = \sigma_{db}/2$  erreicht wird. Die Vergleichsspannung nach der Schubspannungshypothese berechnet sich als Differenz der maximalen und minimalen Hauptnormalspannungen.<sup>39</sup> In dem Bereich relevanter Belastungen der Komponenten befindet sich die maximale Hauptnormalspannung immernoch im Druckbereich, weshalb eine konservative Annahme getroffen wird, wenn als Versagenshypothese die minimale Hauptnormalspannung  $\sigma_{min} = \sigma_3$  mit der Druckbruchfestigkeit verglichen wird.

Titan und Kupfer sind duktile Werkstoffe. Während das Kupfer auf Grund seiner Möglichkeit bereits bei geringen Spannungen zu plastifizieren ausgewählt wurde, soll bei der Titanfolie – insbesondere im Bereich dynamischer Belastungen – Fließen vermieden werden. Es wird die Spannung nach der Gestaltänderungsenergiehypothese  $\sigma_{Eq}$  mit der Streckgrenze  $R_e$  verglichen. Die bis zum Bruch maximal ertragbaren Druckspannungen liegen zwar deutlich über den maximal ertragbaren Zugspannungen, die Druckfließgrenze ist allerdings dem Betrag nach höchstens geringfügig höher als die Streckgrenze im Zugbereich<sup>40</sup>. Aus diesem Grund ist ein Vergleich von  $\sigma_{Eq}$  und  $R_e$  für den Druckbereich ebenfalls zulässig und sogar konservativ.

Zusätzlich zu den maximalen Temperaturen in den jeweiligen Komponente werden die relevanten Spannungen in den in Abbildung 11 dargestellten Bereichen ausgewertet.

Es handelt sich hierbei um:

1. Ti Strahl: Die maximale im Titan auftretende Vergleichsspannung nach der Gestaltänderungsenergiehypothese (GEH) im Bereich des Strahleintritts.

---

<sup>39</sup> (Vgl. Issler, Ruoß und Häfele, 2006 S. 150, 173ff)

<sup>40</sup> (Vgl. Issler, Ruoß und Häfele, 2006 S. 149)

2. Ti-C-Cu: Die maximale im Titan auftretende Vergleichsspannung nach der GEH im Kontaktbereich mit dem Kupfermantel und den Graphitscheiben. Die Spannung in diesem Kontakt verhält sich singular.

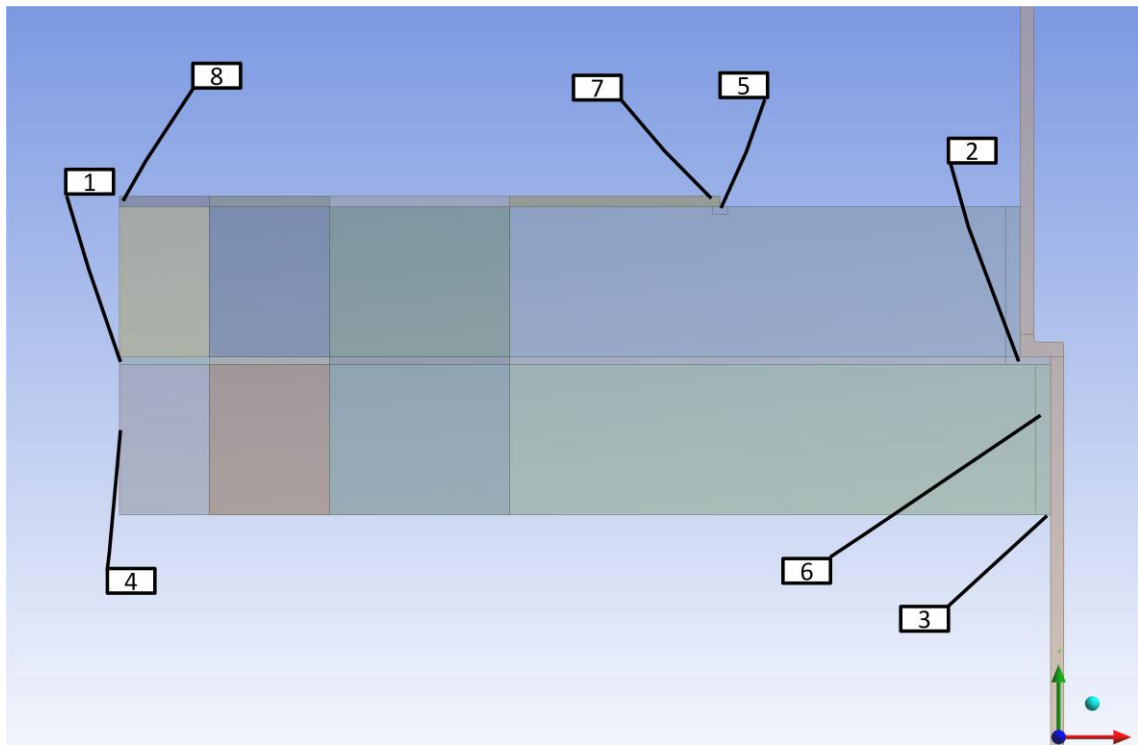


Abbildung 11: Bereiche der relevanten Spannungen die für die Variation der geometrischen Parameter als Zielwerte verwendet werden

3. C Max: Die maximale im Graphit auftretende Hauptnormalspannung. Diese Spannung an der Außenkante in dem Kontakt zum Kupfer verhält sich singular. Je nach dem ob der einseitige Druck von Seiten des Absorbers als Belastung wirkt oder nicht, wechselt die maximal belastete Stelle zwischen den Graphitscheiben.
4. C Strahl Min: Die minimale im Graphit auftretende Hauptnormalspannung im Bereich des Strahleintritts.
5. C-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> Min: Die minimale im Graphit auftretende Hauptnormalspannung im Kontaktbereich zur Aluminiumoxidkeramik bei maximalem Radius der Keramikscheibe. Die Spannung in diesem Kontaktbereich verhält sich singular.
6. C-Cu-Ti Min: Die minimale im Graphit auftretende Hauptnormalspannung im Kontaktbereich mit dem Kupfermantel und dem Titan.
7. Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> Max: Die maximale in der Aluminiumoxidkeramik auftretende Hauptnormalspannung
8. Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> Min: Die minimale in der Aluminiumoxidkeramik auftretende Hauptnormalspannung

### 5.3.3 Statische Spannungen und Temperaturen von Referenzgeometrien

In Tabelle 10 sind die maximalen Temperaturen in den Komponenten der Vakuumfenster des XFEL und des FLASH für jeweils eine Referenzgeometrie aufgeführt. Die Spannungen dieser Geometrien an den in Abbildung 11 dargestellten Orten sind in Tabelle 11 aufgeführt. Die Abmessungen der Referenzgeometrien betragen  $h_c = 10mm$ ,  $h_{Ti} = 0,5mm$ ,  $h_{Al_2O_3} = 0,7mm$  und  $t_{Cu} = 0,9mm$ . Der Radius der Keramikscheibe beträgt  $r_{Al_2O_3} = 80mm$  für den Einsatz im XFEL und  $r_{Al_2O_3} = 40mm$  für den Einsatz im FLASH. Es wird bezüglich der Spannungen keine Belastung durch einen möglichen Atmosphärendruck von Absorberseite berücksichtigt.

Komponente	XFEL Temperatur [°C]		FLASH Temperatur [°C]	
	Ungesweept	Gesweept	Ungesweept	Gesweept
Titanfolie	155,6	59,6	259,2	98,2
Keramikscheibe	177,0	60,2	301,5	101,1
Graphitscheiben	146,4	59,7	243,2	98,7

Tabelle 10: Statische Maximaltemperaturen der Referenzgeometrie des Vakuumfensters des XFEL und des FLASH

Komponente	XFEL Spannung [MPa]		FLASH Spannung [MPa]	
	Ungesweept	Gesweept	Ungesweept	Gesweept
Ti Strahl, $\sigma_{GEH}$	63,5	7,1	114,7	24,9
Ti-C-Cu, $\sigma_{GEH}$	55,9	55,5	54,6	53,6
C Max, $\sigma_1$	17,8	19,8	5,5	5,1
C Strahl Min, $\sigma_3$	-4,7	-0,1	-10,1	-1,2
C-Al2O3 Min, $\sigma_3$	-7,2	-6,4	-12,9	-11,2
C-Cu-Ti Min, $\sigma_3$	-12,8	-12,9	-12,8	-12,9
Al2O3 Max, $\sigma_1$	28,7	14,9	64,6	45,3
Al2O3 Min, $\sigma_3$	-192,5	-16,0	-352,7	-43,7

Tabelle 11: Statische Spannungen der Referenzgeometrien des XFEL

## 5.4 Einfluss der geometrischen Parameter

Die zu variierenden Abmessungen der einzelnen Komponenten folgen der Herleitung der geometrischen Randbedingungen in Kapitel 2.4.

Geometrische Abmessung		Minimum	Maximum
Dicke der Graphitscheiben	$h_C$	3mm	15mm
Dicke der Titanfolie	$h_{Ti}$	0,2mm	1,0mm
Dicke der Keramikscheibe	$h_{Al_2O_3}$	0,5mm	1,0mm
Radius der Keramikscheibe <sup>41</sup>	$r_{Al_2O_3}$	60mm / 30mm	100mm / 56mm
Dicke des Kupfermantels	$T_{Cu}$	0,9mm	2,0mm

Tabelle 12: Zu variierenden Abmessungen der Komponenten

### 5.4.1 Design Of Experiment und Response Surface

Bei dem Design Of Experiment (DOE) werden bestimmte Eingabeparameter in jeweils definierten Grenzen variiert und auf verschiedene Weise miteinander kombiniert. Eine solche Parameterkombination definiert einen Design Point. Das Design of Experiment hat die effizienteste Positionierung dieser Design Points zum Ziel, um mit einer möglichst geringen Anzahl von Berechnungen die Wirkung der Parameter in den vollen Grenzen der Variationsmöglichkeiten zu erforschen. Um den Einfluss der jeweiligen Parameter auf bestimmte Zielgrößen zu ermitteln, wird die Response Surface verwendet. Von großer Bedeutung ist hierbei die Ermittlung der Signifikanz mittels einer Nullhypothese als Maß dafür, ob ein signifikanter Zusammenhang zwischen einem Eingabeparameter und einer Zielgröße besteht. Auch wenn ein Parameter mit einer Ergebnisgröße nicht im Zusammenhang steht, wird der Wert der Signifikanz nur im Idealfall Null ergeben, da die gleichzeitige Variation der anderen Parameter die Berechnung verfälscht. Aus diesem Grund wird ein Signifikanzkriterium  $p$  eingeführt, das es zu überschreiten gilt, um einen Wirkzusammenhang zu identifizieren. Daraufhin werden funktionale Abhängigkeiten von dem einzelnen Parameter auf die Zielgrößen mit Hilfe von Regressionsanalysen ermittelt<sup>42</sup>.

Neben dem Signifikanzkriterium  $p = 0,01$ , wird im Rahmen dieser Bachelorthesis auch der absolute Einfluss des Parameters auf die einzelne Zielgröße als Kriterium für einen relevanten Einfluss angenommen. Beträgt die Variation der Zielgröße, die von dem Pa-

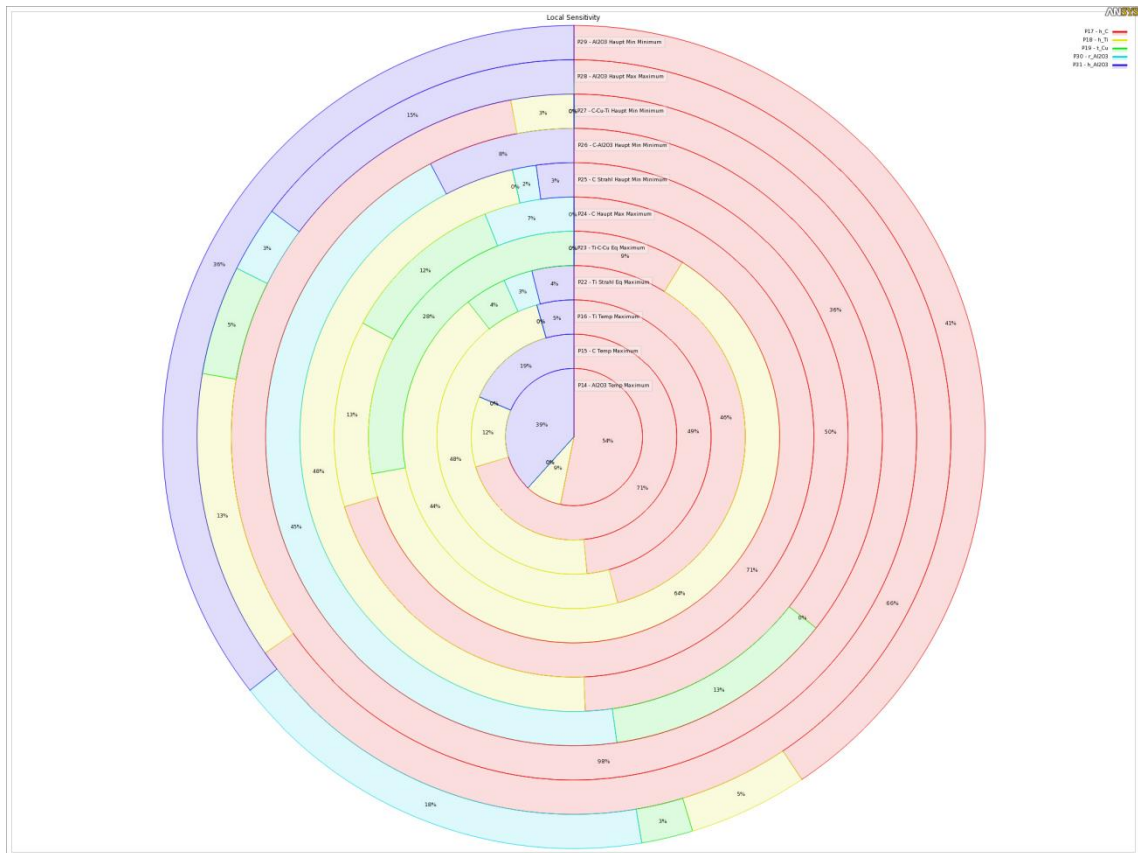
<sup>41</sup> Radius der Keramikscheibe beim XFEL /FLASH

<sup>42</sup> (Vgl. ANSYS, 2009, Kapitel: What is Design Exploration?)

parameter verursacht wird, nicht mindestens zehn Prozent der gesamten Veränderungsspanne dieser Zielgröße, wird der Parameter ungeachtet seines möglicherweise hohen Signifikanzwertes für eine Optimierung vernachlässigt. Diese Zielgröße ist dann durch die Veränderung anderer Parameter effizienter zu optimieren.

In *Abbildung 12* ist der prozentuale Einfluss der Parameter auf die Zielwerte angezeigt. Die konkreten Zahlenwerte und Beschriftungen sind an dieser Stelle nicht von Bedeutung, die Darstellung soll lediglich das Auswahlverfahren und die Kapazität von ANSYS Workbench 12.0 auf diesem Gebiet veranschaulichen.

Jeder Ring der dargestellten Scheibe steht für die gesamte Veränderungsspanne eines Zielwertes. Diese Ringe bestehen aus verschiedenfarbigen Abschnitten, wobei jede Farbe einem Parameter zugeordnet ist. In diesem Fall ist die Dicke des Graphits beispielsweise rot dargestellt und der Radius der Keramikscheibe in hellblau. Aus dem Diagramm wird deutlich, dass die Variation der Dicke des Graphits bei fast allen Zielgrößen eine relevante Veränderung von mindestens zehn Prozent der gesamten Veränderungsspanne verursacht. Die Variation des Radius der Keramikscheibe hat hingegen nur bei einigen Zielwerten überhaupt einen Einfluss.



*Abbildung 12: Lokaler Einfluss der einzelnen Parameter auf die Zielwerte bei Belastung des Vakuumfensters im FLASH durch den ungesweepeten Elektronenstrahl*

### 5.4.2 Variation der geometrischen Parameter

Die Abhängigkeiten der Zielgrößen von denjenigen Parametern, die über eine ausreichende Signifikanz verfügen und eine Variation von mindestens zehn Prozent des Zielwertes mit sich bringen, sind als Diagramme abgebildet. Exemplarisch wird ein solches Diagramm für die Variation des Graphits bei der Belastung des Vakuumfensters mit ungesweepem Elektronenstrahl in Abbildung 13 dargestellt. Für die übrigen Lastfälle und Parameter sind diese Diagramme im Anhang A hinterlegt.

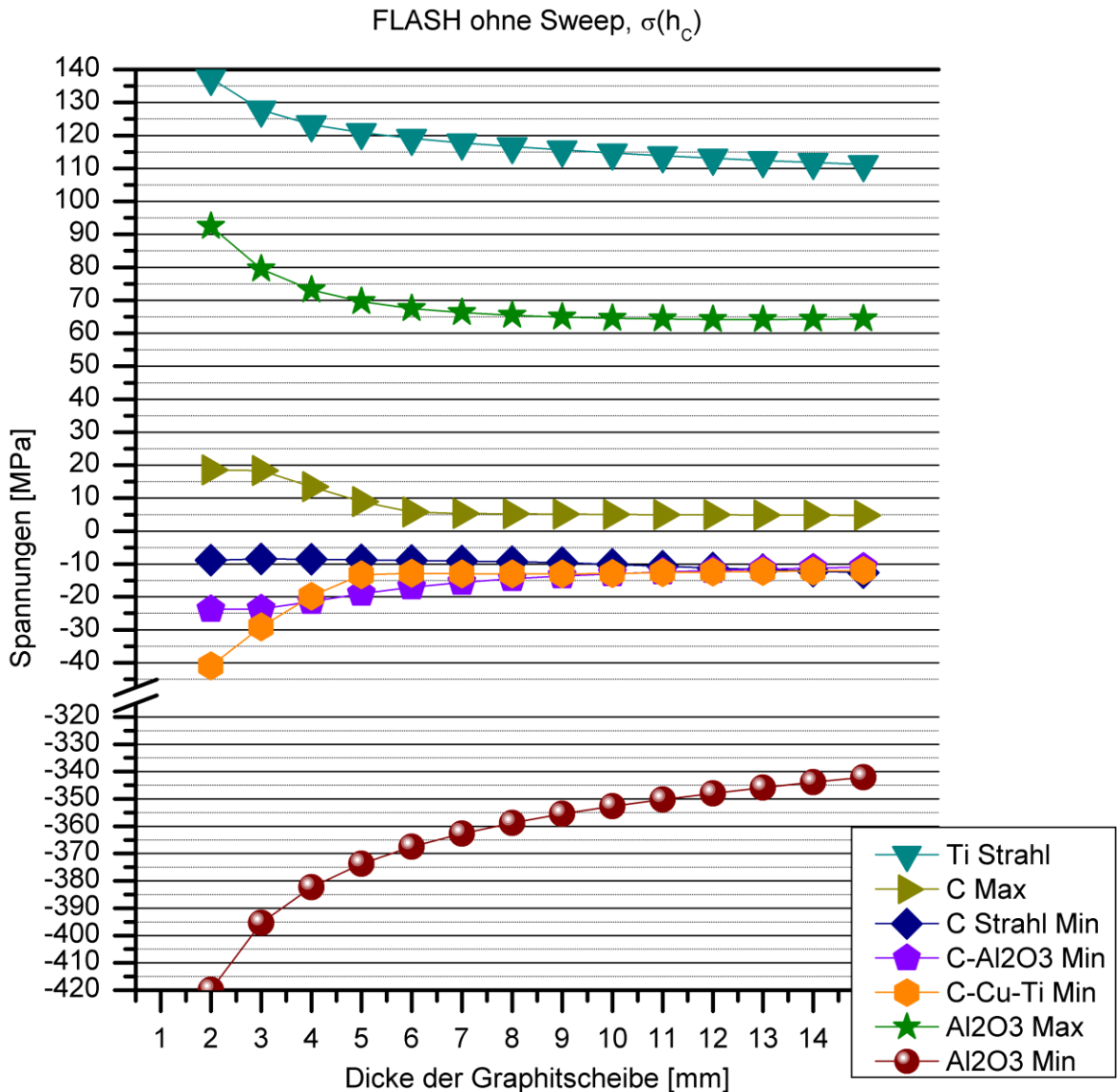


Abbildung 13: Einfluss der Dicke der Graphitscheibe auf die Spannungen des Vakuumfensters des FLASH bei Belastung durch den ungesweepen Elektronenstrahl

### 5.4.3 Auswertung der Parametervariationen und Geometrieoptimierung

Die Temperaturen, die in den Komponenten des Vakuumfensters entstehen, befinden sich bei allen Lastfällen und für alle Parameter bereits in unkritischen Bereichen, wenn sich die daraus resultierenden Spannungen ebenfalls auf unkritischen Niveaus befinden. Aus diesem Grund ist es zulässig, für die Optimierung der Geometrie alleine die Spannungen zu betrachten. Im Folgenden werden die Verläufe der Spannungen über die variierten Parameter ausgewertet und dabei markante Verhaltensweisen näher erläutert. Die verwendete Nummerierung der Spannungsbereiche bezieht sich auf die Erklärung der Zielwerte der Parametervariationen aus Kapitel 5.3.2.

Bei kleiner werdender Graphitdicke von unter  $h_C \leq 6\text{mm}$  sinkt die Spannung im Titan an der Kontaktstelle mit dem Kupfermantel und der Graphitscheibe (Bereich 2) bei der Belastung des Vakuumfensters für den XFEL mit einem gesweepem Elektronenstrahl. Die mögliche Spannungsverringerng beträgt dabei ungefähr 10% des absoluten Spannungswertes. Für  $h_C \geq 6\text{mm}$  bleibt die Spannung im Titan in diesem Bereich konstant oder fällt bei anderen Lastfällen sogar wieder. In allen übrigen Bereichen verringern sich mit zunehmender Dicke der Graphitscheiben die Spannungen. Bei kleiner werdenden Graphitdicken  $h_C \leq 6\text{mm}$  können sich die Spannungen im Graphit im Extremfall um 200% erhöhen. Es wird deutlich, dass eine Verringerung der Graphitdicke bezogen auf den Ausgangswert von 10mm insgesamt einen negativen Effekt auf die Spannungszustände des Vakuumfensters mit sich bringt. Graphitdicken  $h_C > 10\text{mm}$  führen weiterhin zu geringen Verbesserungen der Spannungen. Es wird daher eine Dicke der Graphitscheibe von mindestens 10mm empfohlen.

Beträgt die Dicke der Titanfolie weniger als 0,5mm, so erhöhen sich die Spannungen im Bereich 2 mit Abnahme der Foliendicke von 55MPa auf 80MPa-85MPa für alle Lastfälle. Bei der Belastung durch einen ungesweepem Elektronenstrahl steigt jedoch die Spannung im Titan in der Umgebung des Strahleintritts (Bereich 1) linear mit der Dicke der Titanfolie für  $h_{Ti} \geq 0,3\text{mm}$ . Beim Einsatz im XFEL beträgt diese Spannung 60MPa bei  $h_{Ti} = 0,3\text{mm}$  und 72MPa bei  $h_{Ti} = 1\text{mm}$ . Beim Einsatz im FLASH sogar 108MPa bei  $h_{Ti} = 0,3\text{mm}$  und 132MPa bei  $h_{Ti} = 1\text{mm}$ . Wenn die Belastung durch den ungesweepem Elektronenstrahl über eine gewisse Betriebsdauer auftreten kann, sind die Spannungen in dem dynamisch belasteten Bereich 1 von größerer Bedeutung, als diejenigen in dem statisch belasteten Bereich 2. In diesem Fall sollte die Dicke der Titanfolie 0,3mm betragen. Wird dieser Lastfall vermieden und die dynamische Belastung im Regelfall ausschließlich durch einen gesweepem Elektronenstrahl eingeleitet, so wird eine Dicke der Titanfolie von 0,5mm empfohlen.



Bei der Variation der Dicke der Keramikscheibe nehmen die Spannungen mit Abnahme der Dicke ebenfalls ab. Die einzige Ausnahme besteht hier bei der Belastung des Vakuumfensters im FLASH ohne Strahlbetrieb bei einseitigem Atmosphärendruck. In diesem Fall sind die Spannungen in der Keramik im Zug- sowie Druckbereich bei einer Dicke der Keramikscheibe von  $h_{Al_2O_3} = 0,5mm$  geringfügig größer als bei  $h_{Al_2O_3} = 0,6mm$ , bleiben für  $h_{Al_2O_3} \geq 0,6mm$  allerdings konstant. Aus diesem Grund gilt, dass die Keramikscheibe so dünn wie möglich ausgeführt werden sollte. Als untere Grenze wurde ein Wert von  $h_{Al_2O_3} = 0,5mm$  angenommen.

In den meisten Betriebsfällen hat ein kleiner Radius der Keramikscheibe einen positiven Effekt auf die Spannungszustände in den Komponenten. Eine Ausnahme hiervon bildet das Vakuumfenster des FLASH bei der Belastung durch einseitig wirkenden Druck ohne Strahlbetrieb. In diesem Fall steigen die Spannungen in allen Bereichen mit abnehmendem Radius ab  $r_{Al_2O_3} = 88mm$ . Die Erhöhung dieser statischen Spannungen ist allerdings nicht kritisch. Die Spannungen in dem Graphit in Bereich 5 steigt ebenfalls leicht mit abnehmendem Radius. Damit der gesweepete Elektronenstrahl auch bei einer Variation der Strahlgröße zuverlässig reflektiert werden kann, wird ein Mindestabstand von dem Sweepradius von  $2\sigma = 4mm$  empfohlen. Für die Radien der Keramikscheibe ergeben sich somit für den Einsatz im XFEL:  $r_{Al_2O_3} = 54mm$  bei einem Sweepradius von 50mm und für den Einsatz im FLASH:  $r_{Al_2O_3} = 24mm$  bei einem Sweepradius von 20mm.

Eine Erhöhung der Wandstärke des Kupfermantels von den derzeit verwendeten 0,9mm hat einen positiven Effekt auf die im Graphit wirkenden Zugspannungen für das Vakuumfenster des XFEL, wenn dieses durch einen einseitigen Druck belastet wird. Die Spannung im Titan im Bereich 2 nehmen bei wachsender Wandstärke des Kupfermantels zu. Da sich der Absorber des XFEL nach aktuellem Stand der Planung in einer Vakuumatmosphäre befinden soll und daher zunächst kein einseitiger Atmosphärendruck auf das Vakuumfenster wirkt, ist die Reduzierung der Zugspannungen im Graphit nicht ausschlaggebend um die Geometrie des Kupfermantels zu verändern. Es muss hier besondere Rücksicht auf den Fertigungsprozess genommen werden, bei dem die starke Dehnung des Kupfermantels beim Aufheizen von dem Molybdändraht behindert wird. Über die Anwendbarkeit dieser Methode bei einer Erhöhung der Wandstärke des Kupfermantels liegen derzeit keine Untersuchungen vor.

Geometrische Abmessung		Empfohlener Wert
Dicke der Graphitscheiben	$h_C$	$\geq 10\text{mm}$
Dicke der Titanfolie	$h_{Ti}$	0,5mm
Dicke der Keramikscheibe	$h_{Al_2O_3}$	0,5mm
Radius der Keramikscheibe	$r_{Al_2O_3}$	54mm / 24mm
Dicke des Kupfermantels	$T_{Cu}$	0,9mm

*Tabelle 13: Empfohlene Abmessungen der Komponenten der Vakuumfenster nach Auswertung der Parametervariationen*

## 5.5 Einfluss der Strahlparameter

Für die statischen Belastungen der Vakuumfenster durch gesweepete und ungesweepete Elektronenstrahlen wird die Abhängigkeit der Temperatur- und Spannungsverläufe von den Strahlparametern untersucht. Dabei sollen die Standardabweichungen der Verteilungsfunktionen der Elektronenstrahlen in dem Bereich  $1\text{mm} \leq \sigma_0 \leq 3\text{mm}$  variiert werden. Im Fall der gesweepeten Belastungen wird der Einfluss des Sweepradius für den XFEL in einem Bereich von  $30\text{mm} \leq r_{\text{Sweep}} \leq 70\text{mm}$  überprüft. Bei dem FLASH findet die Variation des Sweepradius mit  $10\text{mm} \leq r_{\text{Sweep}} \leq 20\text{mm}$  statt. Außerdem soll die Abhängigkeit der Temperatur- und Spannungsverläufe für geringere Leistungseinträge untersucht werden. Dabei wird der mittlere Strom des Elektronenstrahls des XFEL bis auf  $I_m = 20\mu\text{A}$  reduziert und derjenige des FLASH bis auf  $I_m = 40\mu\text{A}$ .

Bei diesen Untersuchungen kann davon ausgegangen werden, dass die Temperaturen und Spannungen aller Komponenten mit wachsender Standardabweichung und zunehmendem Sweepradius abnehmen werden. Ebenso ist bereits bekannt, dass die Verringerung des mittleren Stroms eine Verringerung der Temperatur- und Spannungsprofile zur Folge hat. Dennoch ist die Skalierung dieser Abhängigkeiten für die Festlegung der möglichen Kombinationen der genannten Strahlparameter von großer Bedeutung. Die entsprechenden Verläufe sind in den Anhängen A.3 und A.4 abgebildet. Dabei wurde auf die Darstellung der Abhängigkeit der Temperatur- und Spannungsprofile von der Standardabweichung im Falle gesweepeter Elektronenstrahlen verzichtet. Auf Grund der großen Fläche des Strahleintritts bei einem gesweepeten Elektronenstrahl hat die Variation der Standardabweichungen für stationäre Betrachtungen keine relevanten Folgen.

## 6 Transiente Analyse

Die transiente Analyse des Vakuumfensters wird sowohl für den Einsatz im XFEL als auch für den Einsatz im FLASH an Hand der Referenzgeometrien aus Kapitel 5.3.3 durchgeführt. Bei Abweichungen von diesen geometrischen Abmessungen bei der Ausführung der Vakuumfenster, können die stationären Temperatur- und Spannungswerte, die sich nach der Abkühlzeit einstellen, entsprechend den Verhältnissen der Ergebnisse der statischen Analysen bei gleichen geometrischen Abweichungen, bewertet werden. Die Temperatur- und Spannungsamplituden folgen diesem Verhältnis nicht unbedingt, so dass bei großen geometrischen Veränderungen eine weitere transiente Simulation mit der neuen Geometrie empfohlen wird.

### 6.1 Umsetzung der transienten Analyse mit der FEM

Um den Rechenaufwand bei transienten Analysen gering zu halten, kann in einem ersten statischen Lastschritt ein stationärer Zustand ermittelt werden, der den darauf folgenden transienten Lastschritten als Anfangsbelastung dient. Dieses Verfahren wird hier angewandt, um das Verhalten im eingeschwungenen Betriebszustand zu beurteilen. Für die Analyse des Einschwingvorgangs muss selbstverständlich die gesamte Zeit bis zum Erreichen des stationären Betriebszustands analysiert werden.

Da die thermische Diffusion ein verhältnismäßig träger Vorgang ist, muss die Zeitschrittweite bei der thermischen Analyse an die Diffusionszeit angepasst werden. Für die kleinste Schrittweite  $ITS_{min}$  sollte gelten<sup>43</sup>:

$$ITS_{min} = \delta^2 / (4 \cdot \alpha) \quad (6.1)$$

Dabei bezeichnet  $\delta$  die Länge der wärmeübertragenden Strecke eines Elements in dem Gebiet des erwarteten größten Temperaturgradienten und  $\alpha$  das thermische Diffusionsvermögen nach Gleichung (3.10).

Die Steuerung der einzelnen Zeitschritte wird dem Programm mit der Einstellung „Auto timestepping“ überlassen, wobei der kleinste Zeitschritt  $ITS_{min}$  und der größte Zeitschritt der Abkühlphase einer Periode entspricht.

Da sich die thermischen Dehnungen und Spannungen instantan aus dem Temperaturprofil ergeben, können bei der mechanischen Analyse im Vergleich zu der thermischen

---

<sup>43</sup> (Vgl. C. Groth und G. Müller, 2001 S. 134f)

Analyse größere Schrittweiten verwendet werden. Dies kommt einer Reduzierung des Rechenaufwands zu Gute. Bei einer Veränderung der Schrittweiten ist eine direkte Kopplung zwischen der thermischen und der mechanischen Analyse nicht mehr möglich. Das Einlesen des Temperaturfeldes zu dem jeweiligen Zeitpunkt wird daher durch Programmierung eines Kommandoobjekts realisiert. Als thermische Lasten werden lediglich die maximalen und die minimalen Temperaturfelder einer Periode zu den Zeitpunkten direkt nach dem Energieeintrag und am Ende der Abkühlphase eingelesen. Dies ist unter der Annahme zulässig, dass in dem Bereich des Energieeintrags die größten dynamischen Spannungen entstehen. Hier werden die Temperaturprofile zu den jeweiligen Zeitpunkten exakt abgebildet. Bei der Verwendung von steifigkeitsbehafteten Kontaktelementen ist darauf zu achten, das automatische Update dieser Steifigkeit über die Iterations- und Lastschritte zu unterbinden. Andernfalls wird sich bei gleichbleibender Spannungsamplitude die Grundspannung auch im eingeschwungenen Temperaturbereich weiter verringern. Dies ist vermutlich auf die Anpassung der Kontaktsteifigkeit zwischen den Lastschritten zurückzuführen, die eine Verminderung der erzwungenen Spannungssprünge zum Ziel hat.

Erfolgt die Belastung des Vakuumfensters durch einen ungesweepeten Elektronenstrahl, kann dasselbe zweidimensionale Modell verwendet werden wie zuvor bei der statischen Analyse. Die Vernetzung wird hierbei dahingehend optimiert, dass bei möglichst gleichbleibender Netzqualität die Elementanzahl verringert werden kann. Dies ist notwendig um den Rechenaufwand weiter zu reduzieren.

### 6.1.1 FEM Analyse des gesweepeten Elektronenstrahls

Bei der Belastung des Vakuumfensters durch einen gesweepeten Elektronenstrahl ist die Durchführung einer zweidimensionalen Analyse nicht mehr möglich. Der Strahlmittelpunkt  $R_S(\phi)$  bewegt sich im Abstand  $R_{Sweep}$  von der Symmetrieachse des Vakuumfensters über  $\phi(t)$  in Abhängigkeit von der Sweepfrequenz  $f_{Sweep}$ . Dabei wird die Sweepfrequenz so gewählt, dass Energiedepositionen in demselben Winkelbereich möglichst selten sind. Für die Analyse der Beanspruchung der Vakuumfenster durch einen gesweepeten Elektronenstrahl wird allerdings ein konservativer Lastfall angenommen, bei dem die Sweepfrequenz der Wiederholrate der Bunchtrains von 10Hz entspricht, was zu zehn gleichbleibenden Eintrittsflächen des Elektronenstrahls auf dem jeweiligen Vakuumfenster führt. Die Zeit zwischen dem Beginn zweier Leistungseinträge an demselben Ort beträgt in diesem Fall  $t_{TT} = 1s$  statt  $t_{TT} = 0,1s$  bei der Belastung durch einen ungesweepeten Elektronenstrahl.

Es wird zu Gunsten eines geringeren Rechenaufwands jeweils nur in eine der Strahleintrittsflächen Energie deponiert. Auf diese Weise wird vernachlässigt, dass die Bereiche um die anderen Eintrittsflächen ebenfalls Erwärmungen auf Grund von Leistungseinträgen erfahren. Die Wärme die dadurch aus dem betrachteten Bereich zusätzlich in Umfangsrichtung abgeführt wird, ist allerdings gering. Der Abstand  $s_{LE}$  zwischen den Mittelpunkten zweier Leistungseintrittsflächen in Abhängigkeit von dem Sweepradius  $R_{Sweep}$  und dem Winkel zwischen den Verbindungslinien dieser Punkte mit der Symmetrieachse des Vakuumfensters  $\phi$  beträgt:

$$s_{LE} = 2 \cdot R_S \cdot \frac{\phi}{2} \tag{6.2}^{44}$$

Im schlechteren Fall des FLASH mit  $R_S = 20mm$  und  $\phi = 36^\circ$  ergibt sich ein Abstand  $s_{LE} = 12,36mm$ .

Auf der Hälfte dieser Strecke beträgt die Verteilungsfunktion des Leistungseintrags in der betrachteten Fläche zum Zeitpunkt des Strahleintritts weniger als 0,27%. Es kann davon ausgegangen werden, dass die gegenseitige Beeinflussung der Temperaturfelder um die Strahleintrittsflächen bei den verwendeten Sweepradien gering ist. Dies beruht darauf, dass der größte Wärmestrom in Richtung des größten Temperaturgradienten, radial zum Kupfermantel, stattfindet<sup>45</sup>.

Bei der Auslegung des Strahlabsorbers wurde eine Funktion  $\Psi(R_S, T_S, \nu_t, \sigma_0(z))$  hergeleitet, welche die Überhöhung der Energiedeponierung durch transversale Wärmeleitung über den gesamten Zeitraum einer Periode und alle Strahleintrittsflächen berücksichtigt<sup>46</sup>:

$$\begin{aligned} &\Psi(R_S, T_S, \nu_t, \sigma_0(z)) \\ &= \sigma_0^2(z) \cdot \sum_{i=1}^{N=T_S \cdot \nu_t} \frac{1}{\sigma_0^2(z) + 2a \cdot \frac{(N-i)}{\nu_t}} \cdot \exp \left[ -\frac{2 \cdot R_S^2 \cdot \sin^2 \left( i \cdot \frac{\pi}{N} \right)}{\sigma_0^2(z) + 2a \cdot \frac{(N-i)}{\nu_t}} \right] \end{aligned} \tag{6.3}$$

$T_S$  beschreibt dabei die Zeit zwischen zwei Energieeinträgen in der betrachteten Strahleintrittsfläche. Die Frequenz aufeinanderfolgender Bunchtrains über die gesamte Geometrie wird mit  $\nu_t$  bezeichnet.  $\sigma_0(z)$  ist eine in Strahlrichtung veränderliche Stan-

<sup>44</sup> (Vgl. Tafelwerk, 2003 S. 27)

<sup>45</sup> Vgl. Gl. (5.8)

<sup>46</sup>(Siehe: M. Maslov, M. Schmitz und V. Sychev, 2006 S. 26)

dardabweichung der Normalverteilung des Energieeintrags und  $R_S$  der Sweepradius. Auf Grund der hohen Temperaturleitfähigkeit  $\alpha$  des Graphits ist der Wert hier maximal.

Für das Vakuumfenster des FLASH gilt mit  $T_S = 1s$ ,  $\nu_t = 10Hz$ ,  $\sigma_0(z) = \sigma_0 = 2mm$  und  $R_S = 20mm$  :

$$\Psi_{\text{Graphit}}(R_S, T_S, \nu_t, \sigma_0) = 1,022$$

Dies entspricht einer vernachlässigbar geringen Überhöhung des Energieeintrags um 2,2%. Dieser Wert nimmt mit steigendem Radius ab und ist daher beim XFEL noch geringer. Wird der Elektronenstrahl auf einem kleineren Radius gesweept, beträgt die Überhöhung der deponierten Energie bei  $R_S = 10mm$  bereits 15,5% und muss berücksichtigt werden.

Die Annahme für die transiente Analyse, dass bei einer Belastung des Vakuumfensters mit gesweeptem Elektronenstrahl und einer Sweepfrequenz von 10Hz keine gegenseitige Beeinflussung der Strahleintrittsflächen berücksichtigt werden muss, ist demnach für Sweepradien  $R_S \geq 20mm$  zulässig.

Für die mechanische Analyse wird der Kupfermantel an den äußeren Seitenflächen, dort wo die Anbindung an den Stahlkragen stattfindet, als fest gelagert angenommen.

Bei dem dreidimensionalen Berechnungsmodell für die Finite Elemente Analyse ist die Optimierung des Netzes bezüglich einer gewünschten Genauigkeit und erforderlichen Netzdichte von besonders großer Bedeutung.

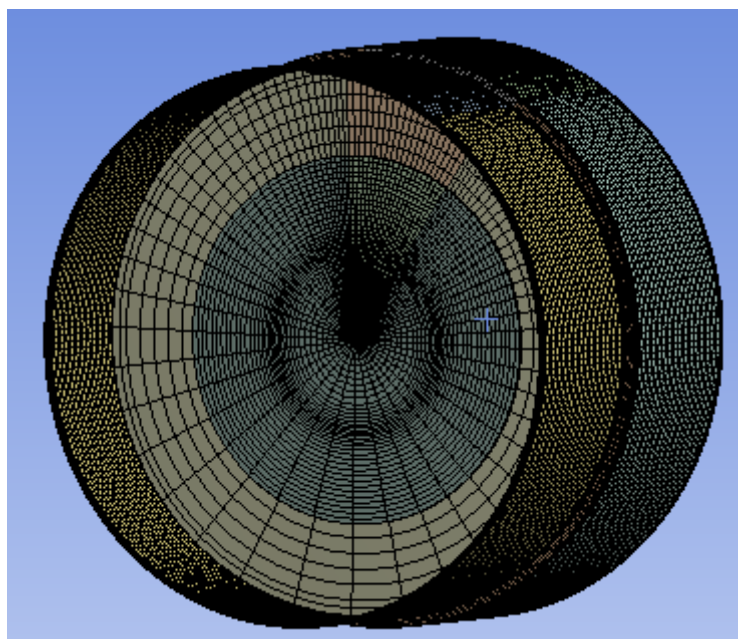
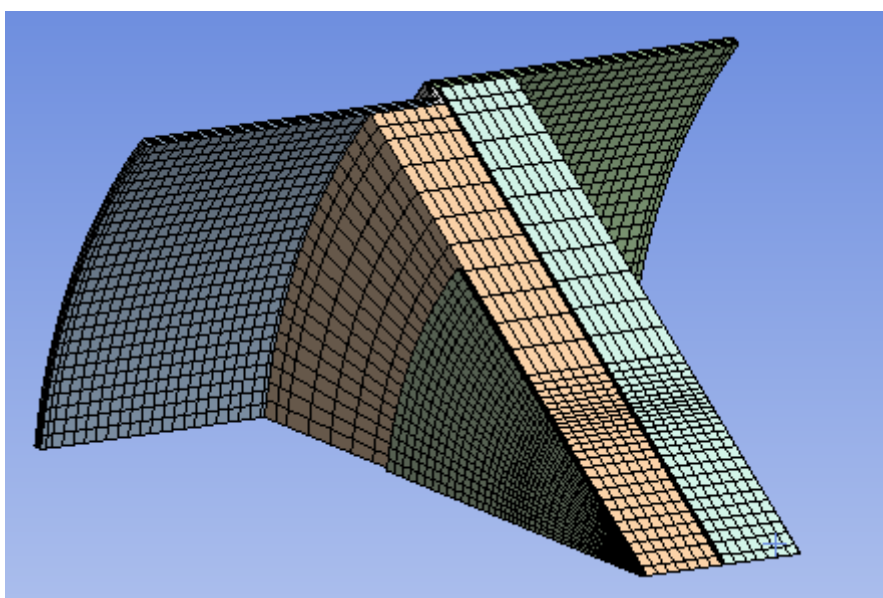


Abbildung 14: Gesamtansicht der Vernetzung des 3D-FEM-Modells des Vakuumfensters für den FLASH

Da für die Auswertung nur der Bereich um den Leistungseintrag genauer betrachtet wird, ist es zulässig die Netzqualität in den umliegenden Bereichen zu verringern. In Abbildung 14 ist ersichtlich, wie das Netz in Umfangsrichtung ausgerichtet ist und dabei mit wachsendem Abstand von dem oberen Kreissegment immer größere Elemente für die Vernetzung verwendet werden. In dem oberen Kreissegment wird der Leistungseintrag stattfinden. Abbildung 15 zeigt eine Detailansicht der Vernetzung des relevanten Kreissegments. Hier ist insbesondere die Steuerung der Elementkantenlängen in radialer Richtung zu erkennen. Die Elementdichte wächst in Richtung des maximalen Leistungseintrags, damit die Verteilungsfunktion mit entsprechender Genauigkeit abgebildet werden kann. Für die Vernetzung des Kupfermantels wurden drei Elemente über die Wandstärke verwendet. Die Titan- und Keramikscheibe besteht in Dickenrichtung jeweils aus fünf nebeneinander liegenden Elementen.



*Abbildung 15: Detailansicht der Vernetzung des relevanten Kreissegments des Vakuumfensters für den FLASH*

Durch die geordnete Ausrichtung des Netztes und die Anpassung der Netzfeinheit auf den relevanten Bereich der Auswertung kann das dreidimensionale FEM-Modell des XFEL bei hinreichender Genauigkeit der Ergebnisse mit 946772 Elementen aus 198400 Knoten vernetzt werden. Bei dem FLASH werden nur 116406 Elemente und 554658 Knoten benötigt.

## 6.2 Der Einschwingvorgang

Die Analyse des Einschwingvorgangs stellt hohe Anforderungen an die Rechenkapazität, da hierbei sehr viele Lastschritte berechnet werden müssen. Diese Simulation wird

daher ausschließlich für die zweidimensionalen Modelle bei Belastung der Vakuumfenster durch ungesweepete Elektronenstrahlen durchgeführt.

Das Vakuumfenster des XFEL erfährt den stationären Betriebszustand nach einer Einschwingzeit von  $t_{stat} \approx 200s$ . Dies entspricht 2000 Perioden, für die 18019 Lastschritte berechnet werden. Für das Vakuumfenster des FLASH ist der stationäre Betriebszustand bereits bei  $t_{stat} \approx 82s$  nach 820 Perioden erreicht, deren Berechnung 9841 Lastschritte benötigt.

### 6.2.1 Verlauf der Temperaturen während des Einschwingvorgangs

Der Verlauf der Energieabfuhr über die Zeit veranschaulicht gut das Erreichen des eingeschwingenen Betriebszustands. Die Energieabfuhr muss nach Erreichen der Einschwingzeit konstant bleiben und dem Betrag der zugeführten Energie pro Bunchtrain von  $P_{XFEL} \approx 311W$  und  $P_{FLASH} \approx 622W$  entsprechen. Diese Verläufe sind für den XFEL und den FLASH in Abbildung 16 dargestellt.

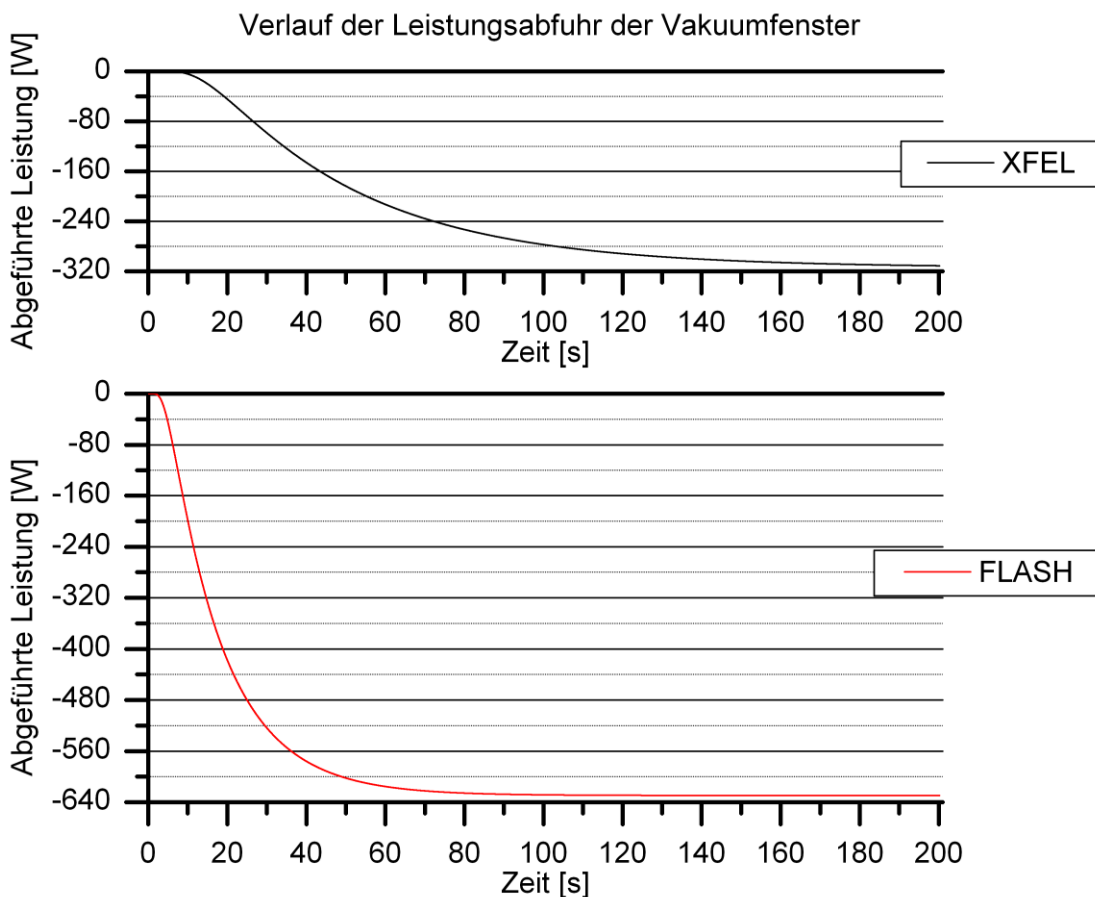


Abbildung 16: Verlauf der Energieabfuhr des Vakuumfensters beim Einsatz im XFEL und im FLASH



Das Erreichen des eingeschwungenen Betriebszustands wird angenommen, wenn die Differenz der abgeführten Leistung über einen Zeitraum von fünf Perioden nur noch 0,02% der erreichten Energieabfuhr entspricht.

Die Temperaturen im Kontaktbereich mit dem Kupfer steigen für die verschiedenen Materialien kontinuierlich auf eine maximale Differenz von  $\Delta T \leq 6K$  und erfahren dabei keine dynamischen Effekte. In den Bereichen kleinerer Radien findet nach Beginn des Strahlbetriebs eine deutliche Temperaturerhöhung statt. Die Temperaturniveaus sind an dem Ort des Strahleintritts maximal und nehmen mit steigendem Radius ab. Auch die Beträge der Temperaturamplituden fallen mit dem Radius. In Abbildung 17 ist für das Vakuumfenster des XFEL und des FLASH die maximale Temperatur in der Aluminiumoxidkeramik über die Dauer des Einschwingvorgangs des XFEL dargestellt. Die Temperaturverläufe des Titans und des Graphits in der Mitte des Strahleintritts unterscheiden sich lediglich in dem Temperaturniveau und der Amplitude von dem Dargestellten. Auf Grund der hohen Dichte an Berechnungspunkten sind die einzelnen Aufheiz- und Abkühlvorgänge pro Periode hier nicht zu erkennen. Der Anstieg der maximalen und der minimalen Temperatur über die Zeit wird jedoch deutlich.

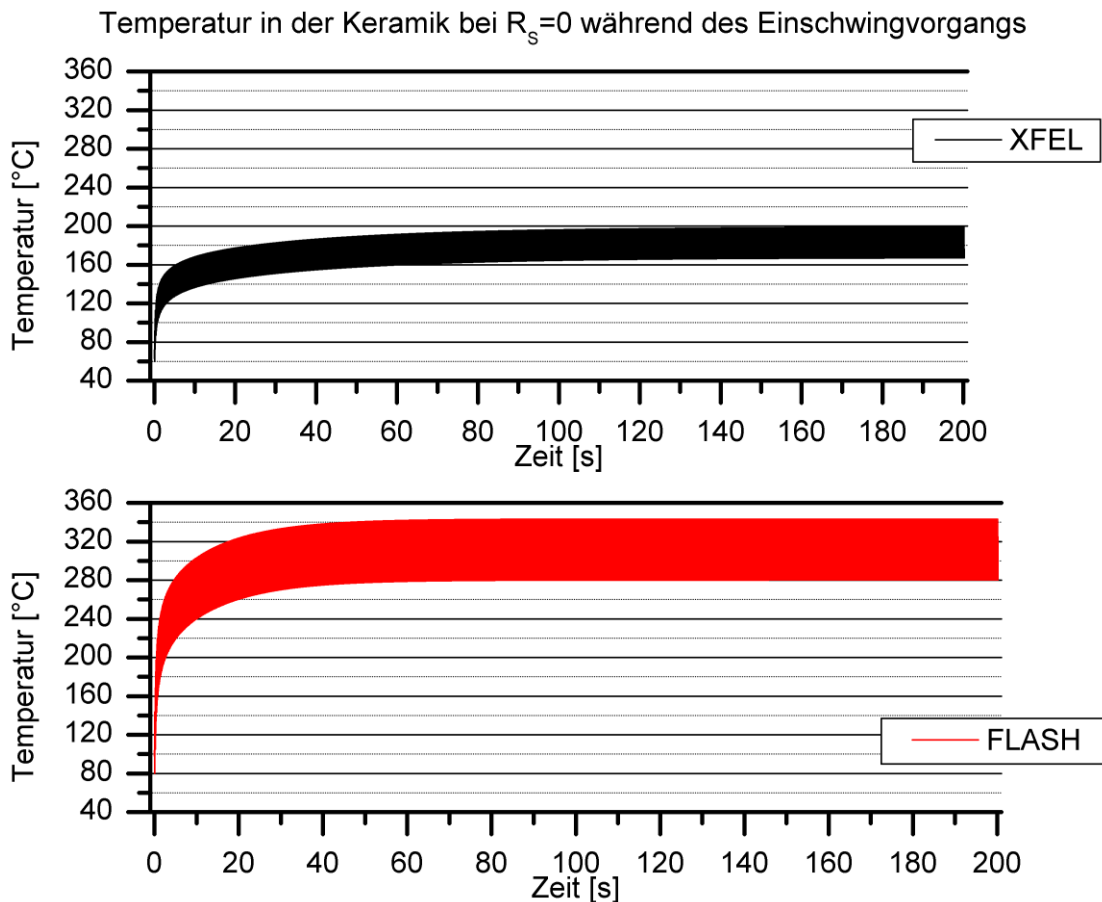


Abbildung 17: Temperatur in der Keramik im Strahlmittelpunkt während des Einschwingvorgangs für das Vakuumfenster des XFEL und des FLASH

Die detaillierteren Aufheiz- und Abkühlverläufe der einzelnen Komponenten sind in Abbildung 18 dargestellt. Hier wird nur die erste Sekunde des Einschwingvorgangs betrachtet. Die Temperatur des Graphits bezieht sich auf die Mitte der Graphitdicke. Diese Temperatur ist für beide Scheiben im Rahmen der Berechnungsgenauigkeit gleich groß. In den Übergangsbereichen zu der Keramikscheibe und der Titanfolie ist diese Temperatur bis zu 20°C höher.

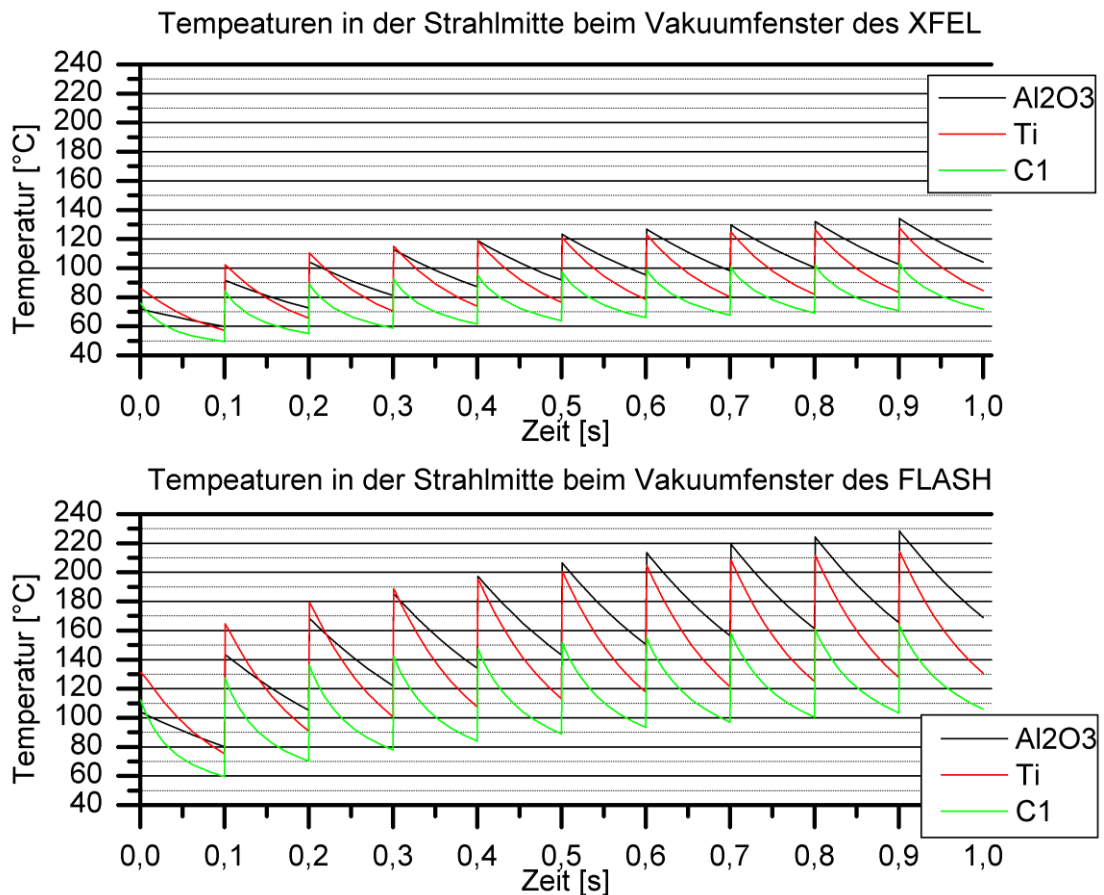


Abbildung 18: Detaillierter Temperaturverlauf der einzelnen Komponenten im Vakuumfenster des XFEL und des FLASH in der Strahlmitte während der ersten Sekunde des Strahlbetriebs

Die Ionisierungsenergie in der Keramik ist im Vergleich zu dem Titan nur geringfügig höher. Die aus dieser Energie entstehende Temperatur verhält sich umgekehrt proportional zu der spezifischen Wärmekapazität des Materials<sup>47</sup>. Da das Titan über eine deutlich niedrigere spezifische Wärmekapazität verfügt als die Keramik, stellt sich hier nach einem Energieeintrag eine größere Temperaturerhöhung ein. Die Erhöhung der spezifischen Wärmekapazität des Titans mit steigender Temperatur hat dabei nur einen geringen Einfluss. Die Wärmeabfuhr des Titans über die beiden im Kontakt stehen-

<sup>47</sup> Vgl. Gl. (2.5)

den Graphitscheiben geschieht deutlich besser als die Wärmeabfuhr der Keramik, die nur mit einer Graphitscheibe in Kontakt steht. Aus diesem Grund ist die maximale Temperatur in der Keramik trotz kleinerer Temperaturamplituden bereits bei der fünften Periode höher als in dem Titan. Als Maß für die unterschiedliche Wärmeabfuhr können die Veränderungen der Differenzen der minimalen Temperaturen von Titan und Graphit sowie diejenigen von Keramik und Graphit in Abbildung 18 verglichen werden.

Bei steigender Temperatur in dem Bereich zwischen 20°C und 300°C findet eine große Erhöhung der spezifische Wärmekapazität des Graphits statt. Dies hat eine Verringerung der Temperaturamplitude des Graphits nach Energieeintrag zur Folge, die im Fall des FLASH über die betrachteten zehn Perioden bereits eine Differenz von 10°C ausmacht. Die Wärmeleitfähigkeit des Graphits fällt zwar mit steigender Temperatur, die Beträge der radialen Wärmeströme nehmen hier dennoch weiter zu, da die steigenden Temperaturdifferenzen zu dem Kupfermantel den größeren Einfluss ausüben.

### **6.2.2 Verlauf der Spannungen während des Einschwingvorgangs**

Bei der statischen Analyse war es zulässig für die kritischen Stellen der Komponenten die maximalen und minimalen Hauptnormalspannungen auszuwerten, da das mögliche Versagen auf Grund von Schiebungsbruch bei den betroffenen Stellen an Hand des Betrags der kleinsten Hauptnormalspannung überprüft werden konnte. Bei der dynamischen Belastung werden für die auf Druck beanspruchten Komponenten die maximalen Schubspannungen an Stelle der minimalen Hauptnormalspannungen ermittelt. Dies ist notwendig, da bei einer Schubbeanspruchung eine andere Abhängigkeit der zulässigen Spannungsamplitude von der auftretenden Mittelspannung vorliegt, als dies bei der Beanspruchung durch Normalspannungen der Fall ist. Dieser Zusammenhang wird in Kapitel 7.1 näher erläutert.

Die Schubspannungen in den Komponenten des Vakuumfensters sind den Temperaturverläufen entsprechend in dem Zentrum des Strahleintritts maximal. Im Fall des Graphits sind die Beträge in beiden Scheiben im Rahmen der Genauigkeit identisch. Die Spannungsniveaus und Spannungsamplituden fallen mit wachsender Entfernung von dem Strahleintritt. Bei dem Titan und der Keramik bleiben die Spannungsamplituden über die Zeit nahezu konstant, während das Spannungsniveau dem Betrag nach stetig zunimmt. Auch die Schubspannungen in dem Graphit steigen betragsmäßig stetig an. Dabei verringert sich über die gesamte Zeit der Einschwingdauer die Spannungsamplitude der Graphitscheiben bei dem Vakuumfenster des FLASH um 58%, was allerdings nur einem Betrag von 0,6MPa entspricht. In Abbildung 19 sind die Verläufe der drei

genannten Spannungen für das Vakuumfenster des XFEL und des FLASH während des Einschwingvorgangs dargestellt.

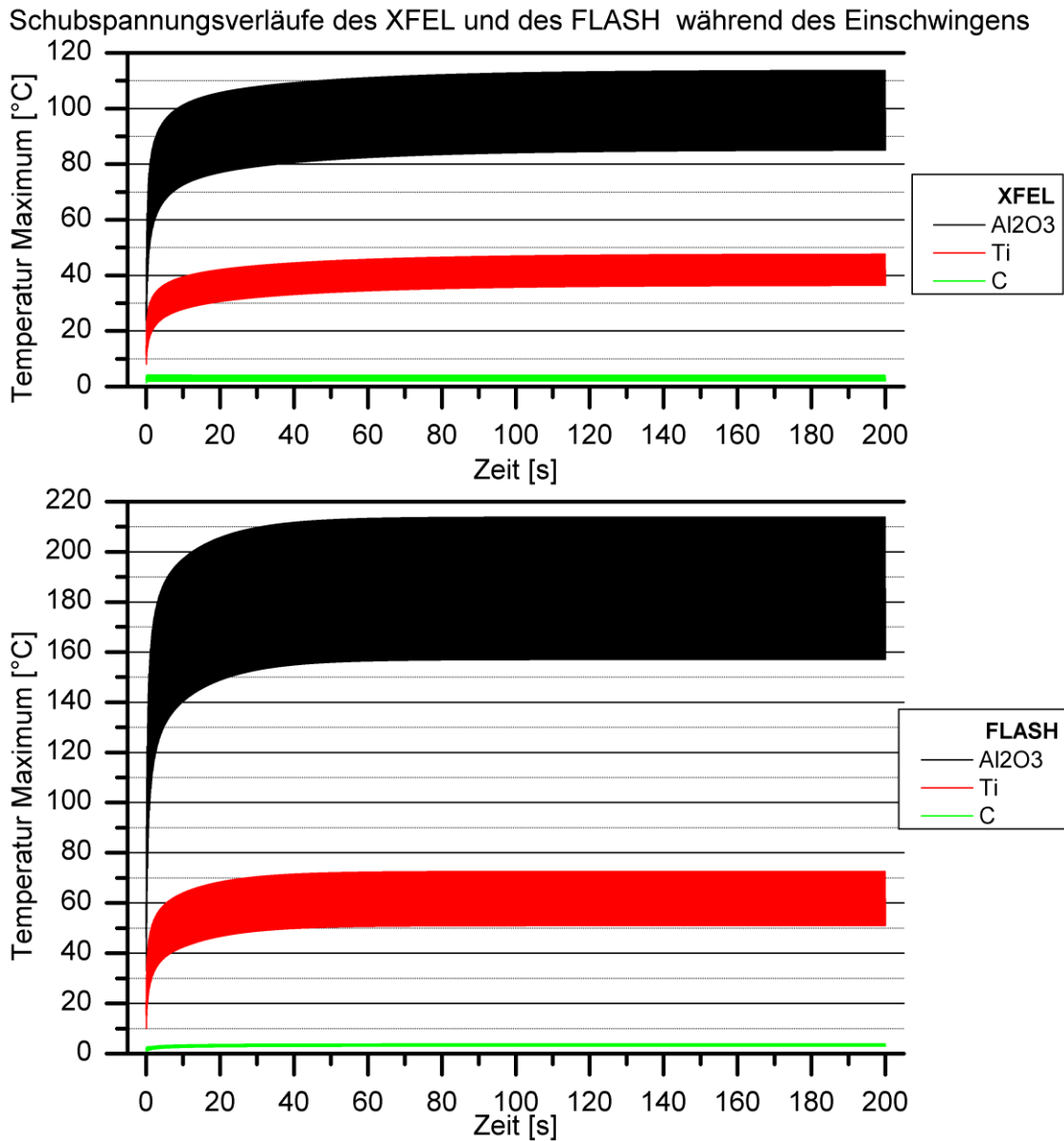


Abbildung 19: Kontinuierliche maximale Schubspannungsverläufe während des Einschwingvorgangs des XFEL und des FLASH in der Mitte des Strahleintritts

Die größte Hauptnormalspannung in der Keramik ist eine Zugspannung in tangentialer Richtung, deren Maximalwert sich mit der Zeit von einem Radius nahe des Strahleintritts zu dem Außenradius der Keramikscheibe verschiebt. Dabei nimmt die Grundspannung beim XFEL in den ersten Perioden auf einen Betrag von 10MPa, bei einer Spannungsamplitude von 10MPa, zu. In dem Fall des FLASH betragen diese Werte 21MPa für die Grundspannung und 17MPa als Spannungsamplitude. Diese lokalen Maximalwerte werden nach vier Perioden erreicht, woraufhin die Spannungen wieder fallen und dann bei wesentlich kleinerer Amplitude stetig ansteigen bis der einge-

schwungene Zustand erreicht ist. Der Verlauf dieses Einschwingvorgangs ist in Abbildung 20 für das Vakuumfenster des FLASH dargestellt. Der Anstieg der Spannungen in den ersten Perioden beruht auf den ungleichmäßigen Verformungen des Vakuumfensters in Strahlrichtung. Zunächst ist nur der verhältnismäßig kleine Bereich des Strahleintritts von der Erwärmung betroffen, was auch nur lokale Verformungen zur Folge hat. Mit der Zeit wird ein größerer Bereich des Vakuumfensters erwärmt und das Verhältnis der Verformungen verringert sich zu Gunsten kleinerer Biegespannungen um einen größeren Umfang. Zusätzlich treten mit steigender Temperaturdifferenz zwischen Innen- und Außenradius der Keramik größer werdende Druckspannungen in dem Bereich kleiner Radien auf, die sich den Biegespannungen überlagern und die Belastung auf Zug entlasten.

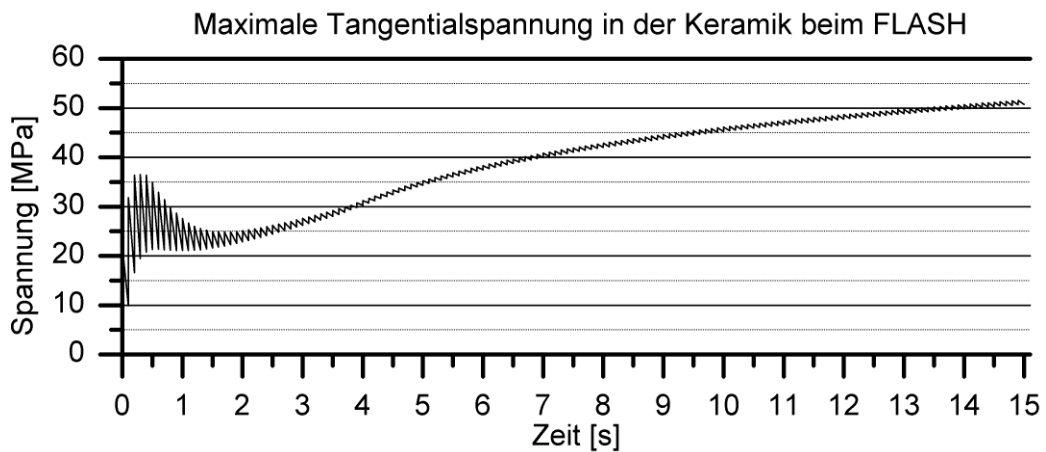


Abbildung 20: Maximale Tangentialspannung in der Aluminiumoxidkeramik beim Einsatz des Vakuumfensters im FLASH.

An den Außenflächen der Graphitscheiben treten Biegespannungen auf, die ebenfalls auf unterschiedliche Wärmedehnungen in Strahlrichtung zurückzuführen sind. In dem Kontaktbereich mit der Keramikscheibe werden diese Verformungen allerdings durch die Ausdehnung der Keramik in Richtung des Graphits behindert. Aus diesem Grund sind die Biegespannungsamplituden in der Scheibe, die nicht im Kontakt mit der Keramik steht, größer. Auch hier steigen die Spannungen zunächst auf einen Maximalwert und fallen dann kontinuierlich mit der Zeit. Bei dem Vakuumfenster des XFEL tritt bei der vierten Periode eine maximale Grundspannung von 1,7MPa und maximale Spannungsamplituden von 2,5Mpa auf. Im Falle des FLASH liegt die Grundspannung hier bei 2,4MPa und die Spannungsamplitude bei 4,7MPa. Abbildung 21 zeigt den Einschwingvorgang der höher auf Zugspannungen belasteten Graphitscheibe beim Einsatz des Vakuumfensters im FLASH. Dabei ist die maximale Spannung im Bereich kleiner Radien an der Außenfläche des Graphits dargestellt.

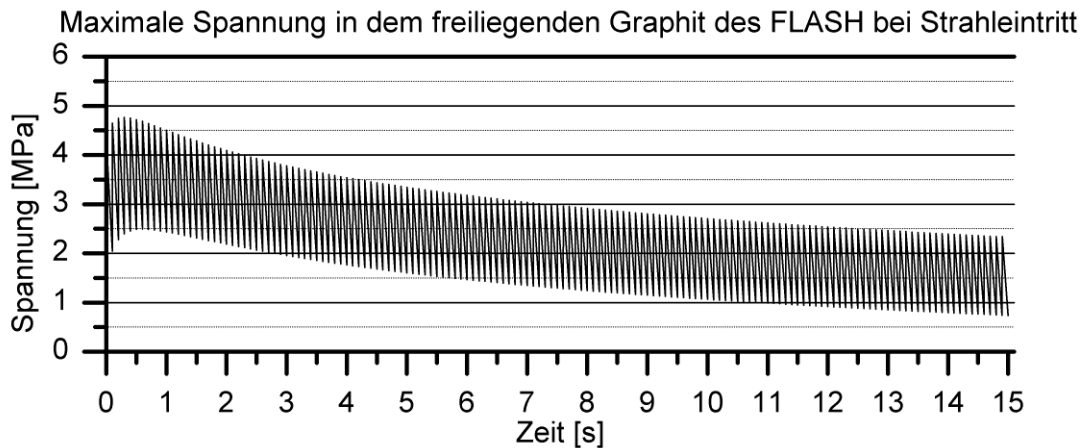


Abbildung 21: Maximale Normalspannung in der höher auf Zug belasteten Graphitscheibe des Vakuumfensters des FLASH

### 6.3 Der eingeschwungene Belastungszustand

#### 6.3.1 Temperaturen in dem eingeschwungenen Belastungszustand

Die maximalen Temperaturen vor Leistungseintrag  $T_u$  und die maximalen Temperaturen nach Leistungseintrag  $T_o$  befinden sich für alle Komponenten im Zentrum des Strahleintritts. Zugleich tritt an dieser Stelle in der jeweiligen Komponente die größte Temperaturamplitude auf. Dies gilt für die Belastung durch einen ungesweepen und einen gesweepen Elektronenstrahl für das Vakuumfenster des XFEL, sowie des FLASH. Die entsprechenden Temperaturen sind in Tabelle 14 und Tabelle 15 dargestellt. Die Leistungen, die während der Dauer eines Bunchtrains durch einen ungesweepen oder einen gesweepen Elektronenstrahl eingebracht werden, sind identisch. Neben dem Ort des Strahleintritts unterscheiden sich lediglich die Abkühlzeiten und dementsprechend die zu Grunde liegenden Temperaturniveaus voneinander. Abgesehen von dem Einfluss durch temperaturabhängige Materialdaten, entsprechen sich daher auch die Temperaturamplituden für beide Belastungsarten.

Im Fall eines ungesweepen Elektronenstrahls ist die Differenz der Temperaturen zwischen der Keramik und dem Titan so groß, dass sich die maximale Temperatur nach Strahleintritt trotz der größeren Temperaturamplituden des Titans weiterhin in der Keramik befindet. Wird der Elektronenstrahl hingegen gesweep, ist die Temperaturdifferenz geringer und der Ort maximaler Temperatur befindet sich in dem Titan.

Die Temperaturprofile sind am Beispiel des Vakuumfensters des FLASH bei Belastung durch einen gesweepen Elektronenstrahl verdeutlicht. Abbildung 22 zeigt das Vakuumfenster im stationären Betriebszustand und direkt nach dem Leistungseintrag.

	Ungesweept		Gesweept	
Komponente	$T_u$ [°C]	$T_o$ [°C]	$T_u$ [°C]	$T_o$ [°C]
Vakuumfenster des XFEL				
Titanfolie	143,6	186,6	59,5	104,4
Keramikscheibe	167,1	198,6	60,0	91,6
Graphitscheiben	128,0	156,3	59,6	93,4

Tabelle 14: Maximale Temperaturen der Komponenten des Vakuumfensters des XFEL

	Ungesweept		Gesweept	
Komponente	$T_u$ [°C]	$T_o$ [°C]	$T_u$ [°C]	$T_o$ [°C]
Vakuumfenster des FLASH				
Titanfolie	234,9	316,9	96,0	183,6
Keramikscheibe	280,2	343,2	98,9	161,7
Graphitscheiben	230,1	277,7	96,4	156,9

Tabelle 15: Maximale Temperaturen der Komponenten des Vakuumfensters des FLASH

In 6.1.1 wurde die Annahme getroffen, dass der Leistungseintrag in dem betrachteten Segment des Vakuumfensters nur einen geringen Einfluss auf die nebenliegenden Bereiche hat. Diese Aussage wird für den Zeitpunkt nach dem Strahleintritt an Hand der Abbildungen bestätigt.

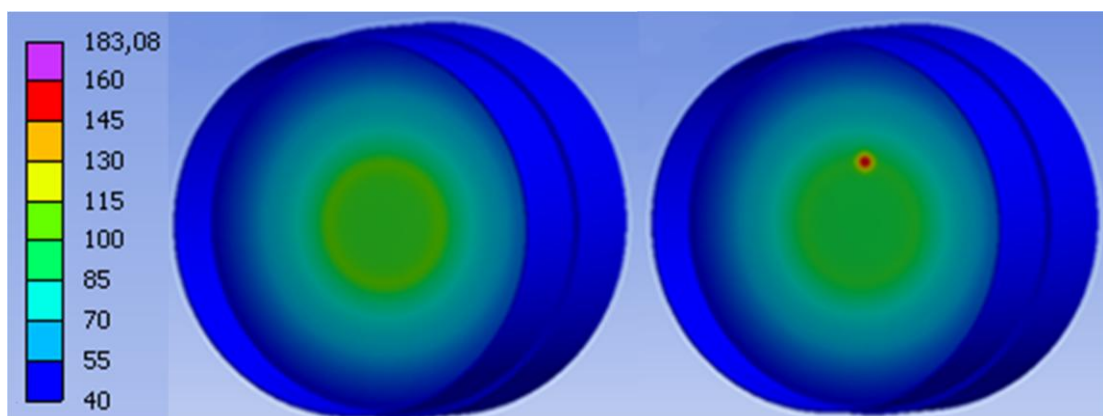


Abbildung 22: Temperaturprofil des Vakuumfensters des FLASH bei gesweeptem Elektronenstrahl im stationären Zustand und direkt nach Strahleintritt

### 6.3.2 Spannungen in dem eingeschwungenen Belastungszustand

Weist eine dynamisch beanspruchte Komponente des Vakuumfensters an einer Stelle sowohl die höchste Unterspannung, als auch die größte Oberspannung der Versagenskritischen Spannungshypothese auf, ist es zulässig für die Beurteilung der dynamischen Sicherheit jeweils nur diese Stelle der Komponente zu untersuchen. Andernfalls muss die unterschiedliche Beeinflussung der maximal ertragbaren Spannungsamplitude durch die jeweilige Mittelspannungen berücksichtigt werden. Es sind in diesem Fall mehrere Stellen zu untersuchen. Die Werte der Ober- und Unterspannungen der nachfolgend genannten kritischen Stellen des Vakuumfensters des XFEL und des FLASH sind in Tabelle 16 und Tabelle 17 aufgeführt.

Die Aluminiumoxidkeramik erfährt in der Mitte des Strahleintritts die höchsten maximalen Schub-Unter- und -Oberspannungen. Dies ist für den gesweepen und ungesweepen Lastfall beim Einsatz des Vakuumfensters im XFEL, sowie im FLASH der Fall. Die Keramik wird in beiden Vakuumfenstern im Fall einer ungesweepen Belastung nur mit einer sehr geringen Spannungsamplitude dynamisch auf Zug beansprucht. Die maximalen statischen Zugspannungen befinden sich hier jeweils an dem Außenradius der Keramik. Bei der Belastung der Vakuumfenster durch gesweepete Elektronenstrahlen erfahren diese Bereiche signifikante dynamische Belastungen in Zugrichtung und weisen hier ebenfalls die höchsten Unterspannungen auf. Im Fall des XFEL bei gesweepem Elektronenstrahl tritt in der Keramikscheibe zusätzlich eine dynamische Zugspannung mit kleinerer Mittelspannung aber größerer Spannungsamplitude bei einem Radius  $r = 55\text{mm}$  auf.

Die Graphitscheiben des Vakuumfensters des XFEL und des FLASH erfahren in dem Bereich des Strahleintritts an dem Kontakt zu der Titanfolie die höchsten Unter- und Oberspannungen in Schubrichtung. Dies gilt jeweils sowohl für die Belastung durch einen ungesweepen und einen gesweepen Elektronenstrahl. Bei dem XFEL treten bei im Fall der Belastung durch einen ungesweepen Elektronenstrahl zusätzlich Schubspannungen kleinerer Beträge aber größerer Spannungsamplituden auf, die ebenfalls untersucht werden müssen. Bei der Belastung durch ungesweepete Elektronenstrahlen treten die größten dynamischen Zugbelastungen der Graphitscheiben beider Vakuumfenster auf einem Radius  $r = 4\text{mm}$  an der Aussenfläche derjenigen Graphitscheiben auf, die nicht mit der Keramik im Kontakt stehen. Es handelt sich hierbei um Biegespannungen in Umfangsrichtung. Im Fall des XFEL treten bei gesweepem Elektronenstrahl die maximalen Ober- und Unterspannungen in Zugrichtung nahe des Strahleintritts in dem Kontaktbereich mit der Titanfolie auf. Für das Vakuumfenster des FLASH nimmt mit dem Radius die Mittelspannung in Zugrichtung zu, wobei die Span-



nungsamplitude stetig fällt. Um abschätzen zu können, ob sich hieraus an einem Radius ein kritischer Wert für die Spannungsamplitude bei der entsprechenden Mittelspannung ergibt, werden drei Referenzpunkte überprüft.

Die Titanfolie wird sowohl für den ungesweepen, als auch den gesweepen Lastfall in der Mitte des Strahleintritts am höchsten dynamisch belastet. Dies gilt für das Vakuumfensters des XFEL und des FLASH gleichermaßen. Die Vergleichsspannung nach der Gestaltänderungsenergiehypothese bezieht dabei den größten Einfluss von Druckspannungen gleicher Beträge in radialer und tangentialer Richtung.

XFEL				
Komponente <sup>48</sup>	Ungesweept		Gesweept	
	$\sigma_u / \tau_u$ [MPa]	$\sigma_o / \tau_o$ [MPa]	$\sigma_u / \tau_u$ [MPa]	$\sigma_o / \tau_o$ [MPa]
Titanfolie, $\sigma_{GEH}$	72,9	95,1	7,1	50,3
Titanfolie, $\tau_{max}$	36,4	47,6	3,6	14,8
Graphitscheiben, $\sigma_1$	0,5	1,2	0,7	1,8
Graphitscheiben, $\tau_{max}$			0,3	1,5
Graphitscheiben, $\tau_{max}$	2,4	2,9		
Graphitscheiben, $\tau_{max}$	2,1	4,1		
Keramikscheibe, $\sigma_1$	31,9	40,0	0,0	3,9
Keramikscheibe, $\sigma_1$			13,5	14,7
Keramikscheibe, $\tau_{max}$	85,1	113,7	8,6	38,1

*Tabelle 16: Dynamische Belastung des Vakuumfensters des XFEL im stationären Betriebszustand*

<sup>48</sup>  $\sigma_{GEH}$  beschreibt die Vergleichsspannung nach der Gestaltänderungsenergiehypothese,  $\sigma_1$  die größte Hauptnormalspannung und  $\sigma_3$  die kleinste Hauptnormalspannung

<b>FLASH</b>				
	<b>Ungesweept</b>		<b>Gesweept</b>	
<b>Komponente</b>	$\sigma_u / \tau_u$ [MPa]	$\sigma_o / \tau_o$ [MPa]	$\sigma_u / \tau_u$ [MPa]	$\sigma_o / \tau_o$ [MPa]
Titanfolie, $\sigma_{GEH}$	102,0	145,1	20,5	65,0
Titanfolie, $\tau_{max}$	51,0	72,0	11,8	32,7
Graphitscheiben, $\sigma_1$	0,0	1,5	0,0	1,9
Graphitscheiben, $\sigma_1$			1,4	2,4
Graphitscheiben, $\sigma_1$			3,8	3,9
Graphitscheiben, $\tau_{max}$	2,9	4,0	0,5	2,5
Keramikscheibe, $\sigma_1$	65,2	66,1	36,1	46,1
Keramikscheibe, $\tau_{max}$	157,0	213,8	19,7	77,9

*Tabelle 17: Dynamische Belastung des Vakuumfensters des FLASH im stationären Betriebszustand*

## 7 Bewertung der Bauteilsicherheiten

Für die Ermittlung der Auslastung  $a$  eines Baueils wird die vorhandene Spannung  $\sigma_{vorh}$  bzw.  $\tau_{vorh}$  zu der zulässigen Spannung  $\sigma_{zul}$  bzw.  $\tau_{zul}$  ins Verhältnis gesetzt. Diese zulässige Spannung ist das Verhältnis aus Werkstoffgrenzwert und einzuhaltender Sicherheit  $S$ . Als Werkstoffgrenzwerte werden die in Kapitel 2.3 hinterlegten Daten verwendet. Auf Grund der sehr guten Wärmebeständigkeit des Graphits und der Keramik wird durch die erhöhte Betriebstemperatur bei diesen Materialien noch keine relevante Verringerung der Festigkeitseigenschaften angenommen.

Bei der Titanfolie ist die Berücksichtigung eines Größeneinflussfaktors nicht notwendig, da auf Grund des Herstellungsprozesses sogar mit einer Verbesserung der Festigkeitseigenschaften zu rechnen ist. Bei der Keramik und dem Graphit liegen die notwendigen Daten zur Ermittlung eines Größeneinflussfaktors nicht vor. Diese Unsicherheit wird daher in der einzuhaltenden Sicherheit berücksichtigt.

Die Vakuumfenster sollen nach Inbetriebnahme möglichst nicht mehr ausgewechselt werden, da diese mit der Zeit durch den Strahlbetrieb radioaktiv werden. Ein Versuchsaufbau der mögliche Prototypen der Vakuumfenster testet ist nicht möglich, da die entsprechenden Belastungen nur in den Linearbeschleunigern auftreten. Die Wahl von besonders hohen Sicherheitsfaktoren ist dennoch nicht notwendig, da für die Ermittlung der auftretenden Temperaturen und Spannungen bereits sehr konservative Annahmen getroffen wurden. Für die statische Sicherheit des Titans gegen Eintreten des Fließens wird ein Faktor  $S_F = 1,5$  gewählt. Die statische Sicherheit der Keramik und des Graphits gegen Bruch soll  $S_B = 2$  betragen. Bei den dynamischen Belastungen sind Sicherheitswerte gegen Dauerbruch von  $S_D = 3$  einzuhalten.<sup>49</sup>

Im Fall des Graphits und der Keramik müssen auf Grund des unterschiedlichen Materialverhaltens gegen Zug- und Druckbeanspruchung jeweils Belastungsrichtungsabhängige Auslastungen ermittelt werden. Es wird die statische Auslastung gegen ein Versagen durch Trennbruch mit dem Verhältnis der maximal auftretenden Hauptnormalspannung  $\sigma_1$  zu der zulässigen Zugspannung  $\sigma_{zul,zug}$  berechnet. Die zulässige Zugspannung wird durch die sicherheitsbehafte Zugfestigkeit beschrieben. Die statische Auslastung gegen ein Versagen durch Schiebungsbruch berechnet sich als Verhältnis der maximalen Schubspannung  $\tau_{max}$  zu der zulässigen Schubspannung  $\tau_{max,zul}$ , die über die einzuhaltende Sicherheit wiederum von der Bruchschubspannung  $\tau_B$  abhängt. Im Fall des Titans genügt die Auswertung der statischen Auslastung der Vergleichs-

---

<sup>49</sup> (Vgl. D. Muhrs, H. Wittel, D. Jannasch, J. Voßiek, 2007 S. 64f.)

spannung nach der GEH  $\sigma_{GEH}$  gegen die zulässige Fließspannung  $\sigma_{zul}$ . Da die zulässige Spannung des Titans von der Temperatur  $T$  abhängt und hier auch die Auslastung gegen die Zeitstandfestigkeit  $\sigma_T$  ermittelt werden soll, wird in diesem Fall die Temperatur mit aufgeführt. Es liegen keine Untersuchungen zu dem Einfluss dynamischer Belastungen auf das Bauteilversagen durch Kriechen vor. Daher werden bei der Überprüfung einer dynamisch beanspruchten Stelle die maximalen Spannungs- und Temperaturbeträge direkt nach dem Energieeintrag mit den entsprechenden zulässigen Werten für die Zeitstandfestigkeit nach Tabelle 4 verwendet. Wenn die Stelle der höchsten Spannungen in dem Titan gleichzeitig die höchste Temperatur dieser Komponente aufweist, ist es zulässig nur diese Stelle auf Kriechen zu überprüfen, da eine Verringerung der Temperatur eine Erhöhung der Zeitstandfestigkeit zur Folge hat<sup>50</sup>. Dies ist ebenfalls für den statischen Festigkeitsnachweis zulässig, da die Streckgrenze ebenfalls mit steigender Temperatur abnimmt. Treten die höchste Spannung und die höchste Temperatur des Titans an verschiedenen Stellen auf, müssen das Kriechverhalten und die statische Festigkeit mindestens an diesen beiden Orten überprüft werden.

## 7.1 Hintergrund der dynamischen Festigkeitsanalyse

Bei dynamisch belasteten Bauteilen kann bereits eine wesentlich geringere Nennspannung zum Bruch führen, als dies bei einer statischen Belastung der Fall wäre. Das Bauteilversagen ist hierbei insbesondere von der Spannungsamplitude, der Mittelspannung und der Anzahl der Schwingspiele abhängig<sup>51</sup>. In dem vorliegenden Fall sollen mehr als  $10^9$  Lastwechsel ertragen werden. Die Werkstoffdaten lassen nur Aussagen bis  $10^7$  Lastwechsel zu. Wenn in diesem Bereich in dem Wöhlerdiagramm bereits ein nahezu paralleler Verlauf der Wöhlerkurve zu der Abzisse vorliegt, wird in der Regel von Dauerfestigkeit ausgegangen, was bedeutet, dass theoretisch unendlich viele Lastwechsel bei der ermittelten Spannungsamplitude ertragen werden können. Diese Annahme muss hier ebenfalls getroffen werden.

Die maximale dauerhaft ertragbare Spannungsamplitude des Titans fällt mit steigender Temperatur. Da sich die größten dynamisch beanspruchten Stellen der Titanfolie im Bereich des Strahleintritts befinden und hier auch die Temperaturen in dieser Komponente maximal sind, brauchen keine weiteren Stellen auf Grund einer temperaturabhängigen Verschlechterung der Dauerfestigkeitswerte berücksichtigt werden. Zuguns-

---

<sup>50</sup> (Vgl. Zwicker, 1974 S. 240)

<sup>51</sup> (Vgl. Läßle, 2008 S. 246)

ten einer höheren Sicherheit werden jeweils die maximalen Temperaturen bei Strahl- eintritt für die Ermittlung der Dauerfestigkeitswerte verwendet.

Die vorliegenden Dauerfestigkeitswerte  $\sigma_w$  gelten für wechselnde Beanspruchung um die Ruhelage. In dem vorliegenden Fall finden die Schwingungen allerdings in der Regel um Mittelspannungen  $\sigma_m$  statt, deren Betrag von Null verschieden ist. Der wesentliche Einfluss der Mittelspannung auf die maximale ertragbare Spannungsamplitude  $\sigma_A$  kann mit Hilfe verschiedener Schaubilder dargestellt werden, von denen hier das Dauerfestigkeitsschaubild (DFS) nach Haigh verwendet wird.

Das DFS nach Haigh stellt auf der Abszisse die Mittelspannungen dar und bildet auf der Ordinate die zugehörigen ertragbaren Spannungsamplituden ab. Die entstehenden Kurvenverläufe unterscheiden sich für zähe und spröde Werkstoffe. Bei zähen Werkstoffen wird der Verlauf der Grenzkurve für Normalspannungen durch eine Parabel und für Schubspannungen durch eine Ellipse beschrieben. Bei spröden Werkstoffen verläuft die Grenzkurve sowohl für Normal- als auch Schubspannungen linear. Dabei fallen die zulässige Schubspannungsamplitude auch im Bereich von Druckmittelspannungen. Für die Berechnung der Grenzkurven aus einem bekannten Festigkeitswert bei rein wechselnder Beanspruchung  $\sigma_w$  oder  $\tau_w$  gilt für zähe und spröde Werkstoffe<sup>52</sup>:

	zäh	spröd
Normalspannung, $\sigma$	$\sigma_A = \sigma_w \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{\sigma_m}{R_m}\right)^2}$	$\sigma_A = \sigma_w \cdot \left(1 - \frac{\sigma_m}{R_m}\right)$
Schubspannung, $\tau$	$\tau_A = \tau_w \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{\tau_m}{\tau_B}\right)^2}$	$\tau_A = \tau_w \cdot \left(1 - \frac{ \tau_m }{\tau_B}\right)$

*Tabelle 18: Mittelspannungseinfluss auf die zulässige Schub- und Normalspannungsamplitude für duktile und zähe Werkstoffe*

Bei zähem Werkstoffverhalten unter Schwingbeanspruchung wird die Verwendung der Vergleichsspannung nach der Gestaltänderungsenergiehypothese empfohlen. Bei sprödem Werkstoffverhalten unter Schwingbeanspruchung die Verwendung der Normalspannungshypothese. Für eine bessere Anpassung der werkstoffspezifischen Wechsel- festigkeitsverhältnisse sollte bei der Berechnung dieser Vergleichsspannungen das Wechsel- festigkeitsverhältnis aus zulässiger Normalwechselfestigkeit  $\sigma_w$  zu zulässiger Schubwechselfestigkeit  $\tau_w$  berücksichtigt werden.<sup>53</sup> Auf Grund der fehlenden spezi-

<sup>52</sup>(Vgl. Issler, Ruoß und Häfele, 2006 S. 352ff)

<sup>53</sup> (Vgl. Issler, Ruoß und Häfele, 2006 S. 403)

fischen Werkstoffdaten für die Schubwechselfestigkeiten kann dieser Vorschlag nicht umgesetzt werden. Die Schubwechselfestigkeiten lassen sich für ideal spröde Werkstoffe und ideal zähe Werkstoffe mit Hilfe eines Umrechnungsfaktors  $r$  aus den Zug-Druck-Wechselfestigkeiten ableiten:<sup>54</sup>

$$\tau_{W,s,N} = r \cdot \sigma_{W,zd,N} \quad (7.1)$$

Dabei gilt für ideal spröde Werkstoffe  $r = 1$  und für ideal zähe Werkstoffe  $r = 1/\sqrt{3}$ . Bei der vorliegenden Untersuchungen werden nur die Belastungen in Druckrichtung mit Hilfe der Schubspannungshypothese durchgeführt. Auf Grund der deutlich höheren Festigkeiten der Keramik und des Graphits gegen Druckbeanspruchungen ist es daher zulässig, ideal sprödes Werkstoffverhalten anzunehmen. Das Titan wird als ideal zäher Werkstoff behandelt. Für die Berechnung der Bruchschubspannungen  $\tau_B$  wird für alle Werkstoffe ein konstantes Verhältnis zu der Druckbruchfestigkeit  $\sigma_{dB}$  angenommen:

$$\sigma_{dB} = 2 \cdot \tau_B \quad (7.2)^{55}$$

Bei der vorliegenden Analyse wurden bisher die Unterspannungen  $\sigma_u$  und die Oberspannungen  $\sigma_o$  ermittelt. Um die Aussagen des Haigh-Diagramms nutzen zu können, muss daher eine Umrechnung in entsprechende Mittelspannungen und Spannungsamplituden durchgeführt werden:

$$\sigma_m = \frac{\sigma_o + \sigma_u}{2} \quad (7.3)$$

$$\sigma_a = \frac{\sigma_o - \sigma_u}{2} \quad (7.4)$$

Der Verlauf der vorliegenden Spannungsschwingungen weicht von demjenigen einer Sinusschwingung deutlich ab. Es wird davon ausgegangen, dass diese Abweichungen keinen Einfluss auf die Bauteilsicherheit haben, sondern ausschließlich die Höhe der Mittelspannungen und Spannungsamplituden über das Bauteilversagen entscheiden.

## 7.2 Auswertung der vorhandenen Auslastungen

Im Folgenden werden die statischen, sowie dynamischen Auslastungen der Komponenten für die Referenzgeometrien aus Kapitel 5.3.3 ausgewertet. Die Belastung durch gesweepete, sowie ungesweepete Elektronenstrahlen wird berücksichtigt. Der Einfluss eines möglichen Atmosphärendrucks von Seiten des Absorbers bleibt zunächst unbeach-

<sup>54</sup>(Vgl. Issler, Ruoff und Häfele, 2006 S. 569)

<sup>55</sup> (Siehe: Issler, Ruoff und Häfele, 2006 S. 151)

tet und wird im Anschluss diskutiert. Die dynamischen Belastungen entsprechen denen aus Kapitel 6.3.2. Als statische Spannungen werden die maximalen Werte verwendet, die sich aus den Oberspannungen der dynamisch beanspruchten Stellen, oder denjenigen der statischen Analyse aus Kapitel 5.3.3 ergeben.

### 7.2.1 Auslastungen des Vakuumfensters des XFEL

<b>Auslastungen des Titans gegen Fließen und gegen Kriechen unterhalb <math>10^5 h</math></b>						
	$\sigma_{GEH}$ [MPa]	$T$ [°C]	$\sigma_{zul}$ [MPa]	$\sigma_T$ [MPa]	$a_{Stat}$ [-]	$a_{Kriech}$ [-]
Ungesweept	95,1	186,6	135,1	139,8	<b>0,70</b>	<b>0,74</b>
Gesweept	55,5	44,2	241,0	194,0	<b>0,23</b>	<b>0,29</b>
	50,3	104,4	191,0	158,9	<b>0,26</b>	<b>0,32</b>
<b>Dynamische Auslastungen des Titans</b>						
	$\sigma_m / \tau_m$ [MPa]	$\sigma_a / \tau_a$ [MPa]	$T$ [°C]	$\sigma_{A,zul} / \tau_{A,zul}$ [MPa]	$a_{dyn}$ [-]	
Ungesweept, $\sigma$	84,0	11,1	186,6	42,4	<b>0,26</b>	
Ungesweept, $\tau$	42,0	5,6	186,6	28,1	<b>0,20</b>	
Gesweept, $\sigma$	28,7	21,6	104,4	61,3	<b>0,35</b>	
Gesweept, $\tau$	9,2	5,6	104,4	36,8	<b>0,15</b>	

Tabelle 19: Auslastungen des Titans bei dem Vakuumfenster des XFEL

<b>Statische Auslastungen des Graphits</b>						
	$\sigma_{Zug}$ [MPa]	$\sigma_{zul,Zug}$ [MPa]	$a_{Stat,Zug}$ [-]	$\tau_{max}$ [MPa]	$\tau_{max,zul}$ [MPa]	$a_{Stat,Schub}$ [-]
Ungesweept	17,8	27	<b>0,66</b>	6,4	57,5	<b>0,11</b>
Gesweept	19,8	27	<b>0,73</b>	6,5	57,5	<b>0,11</b>
<b>Dynamische Auslastungen des Graphits</b>						
	$\sigma_m / \tau_m$ [MPa]	$\sigma_a / \tau_a$ [MPa]	$\sigma_{A,zul} / \tau_{A,zul}$ [MPa]	$a_{dyn}$ [-]		
Ungesweept, $\sigma$	0,9	0,4	10,5	<b>0,04</b>		
Ungesweept, $\tau$	3,1	1,0	17,5	<b>0,06</b>		

	$\sigma_m / \tau_m$ [MPa]	$\sigma_a / \tau_a$ [MPa]	$\sigma_{A,zul} / \tau_{A,zul}$ [MPa]	$a_{dyn}$ [-]
Gesweept, $\sigma$	1,3	0,6	17,6	<b>0,03</b>
Gesweept, $\tau$	1,1	0,6	17,8	<b>0,03</b>

Tabelle 20: Auslastungen des Graphits bei dem Vakuumfenster des XFEL

<b>Statische Auslastungen der Keramik</b>						
	$\sigma_{Zug}$ [MPa]	$\sigma_{zul,Zug}$ [MPa]	$a_{Stat,Zug}$ [-]	$\tau_{max}$ [MPa]	$\tau_{max,zul}$ [MPa]	$a_{Stat,Schub}$ [-]
Ungesweept	40,0	94,5	<b>0,42</b>	113,7	525,0	<b>0,22</b>
Gesweept	14,9	94,5	<b>0,16</b>	38,1	525,0	<b>0,07</b>
<b>Dynamische Auslastungen der Keramik</b>						
	$\sigma_m / \tau_m$ [MPa]	$\sigma_a / \tau_a$ [MPa]	$\sigma_{A,zul} / \tau_{A,zul}$ [MPa]	$a_{dyn}$ [-]		
Ungesweept, $\sigma$	36,0	4,0	15,1	<b>0,26</b>		
Ungesweept, $\tau$	99,4	14,3	28,5	<b>0,50</b>		
Gesweept, $\sigma$	2,0	2,0	18,5	<b>0,11</b>		
Gesweept, $\sigma$	14,1	0,6	17,3	<b>0,03</b>		
Gesweept, $\tau$	23,4	14,8	30,8	<b>0,48</b>		

Tabelle 21: Auslastungen der Keramik bei dem Vakuumfenster des XFEL

Anhand der ermittelten Auslastungen ist ersichtlich, dass das Vakuumfenster des XFEL sowohl der Belastung durch einen gesweepten, als auch der Belastungen durch einen ungesweepten Elektronenstrahl auf Dauer standhält. Ins Besondere die dynamischen Auslastungen  $a_{dyn} \leq 0,5$  sind sehr gering. Die statischen Auslastungen mit  $a_{stat} \leq 0,7$  und die Auslastung des Titans gegen Kriechen  $a_{Kriech} \leq 0,74$  befinden sich ebenfalls in einem unkritischen Bereich.

Sollte von Seiten des Absorbers ein Atmosphärendruck von  $p = 1bar$  einseitig auf das Vakuumfenster wirken, so erhöhen sich die Spannungen in dem Titan im Bereich des Strahleintritts nur geringfügig, was keine relevanten Erhöhung der Auslastung zur Folge hat. In dem auf Zug belasteten Bereich der Aluminiumoxidkeramik erhöht sich die Zugspannung um einen statischen Beitrag von ungefähr 13MPa. Dies hat eine Erhö-



hung der statischen Auslastung auf  $a_{stat} = 0,56$  zur Folge. Auf Grund der niedrigen Spannungsamplituden in diesem Bereich ändern sich die dynamischen Auslastungen höchstens geringfügig. Die übrigen Stellen erfahren entweder nur eine unwesentliche Verschlechterung der Auslastungen oder werden durch einen wirkenden Atmosphärendruck von Seiten des Absorbers entspannt. Da das Vakuumfenster des XFEL die dauerhafte Belastung durch einen ungesweepen Elektronenstrahl ertragen kann, ist auch die kurzfristige Belastung bei einem Ausfall des Sweepmechanismus unkritisch.

### 7.2.2 Auslastungen des Vakuumfensters des FLASH

<b>Auslastungen des Titans gegen Fließen und gegen Kriechen unterhalb <math>10^5 h</math></b>						
	$\sigma_{GEH}$ [MPa]	$T$ [°C]	$\sigma_{zul}$ [MPa]	$\sigma_T$ [MPa]	$a_{Stat}$ [-]	$a_{Kriech}$ [-]
Ungesweept	145,1	316,9	76,1	<b>X</b>	<b>1,91</b>	<b>X</b>
Gesweept	65,0	183,6	137,2	140,4	<b>0,47</b>	<b>0,53</b>
<b>Dynamische Auslastungen des Titans</b>						
	$\sigma_m / \tau_m$ [MPa]	$\sigma_a / \tau_a$ [MPa]	$T$ [°C]	$\sigma_{A,zul} / \tau_{A,zul}$ [MPa]	$a_{dyn}$ [-]	
Ungesweept, $\sigma$	123,6	21,6	316,9	13,3	<b>1,63</b>	
Ungesweept, $\tau$	61,5	10,5	316,9	10,4	<b>1,01</b>	
Gesweept, $\sigma$	42,8	22,3	183,6	47,4	<b>0,47</b>	
Gesweept, $\tau$	22,3	10,5	183,6	29,4	<b>0,36</b>	

Tabelle 22: Auslastungen des Titans bei dem Vakuumfenster des FLASH

<b>Statische Auslastungen des Graphits</b>						
	$\sigma_{Zug}$ [MPa]	$\sigma_{zul,Zug}$ [MPa]	$a_{Stat,Zug}$ [-]	$\tau_{max}$ [MPa]	$\tau_{max,zul}$ [MPa]	$a_{Stat,Schub}$ [-]
Ungesweept	5,5	27	<b>0,20</b>	6,5	57,5	<b>0,11</b>
Gesweept	5,1	27	<b>0,19</b>	6,5	57,5	<b>0,11</b>
<b>Dynamische Auslastungen des Graphits</b>						
	$\sigma_m / \tau_m$ [MPa]	$\sigma_a / \tau_a$ [MPa]	$\sigma_{A,zul} / \tau_{A,zul}$ [MPa]	$a_{dyn}$ [-]		
Ungesweept, $\sigma$	0,8	0,8	10,5	<b>0,08</b>		

	$\sigma_m / \tau_m$ [MPa]	$\sigma_a / \tau_a$ [MPa]	$\sigma_{A,zul} / \tau_{A,zul}$ [MPa]	$\alpha_{dyn}$ [-]
Ungesweept, $\tau$	3,5	0,6	17,5	<b>0,03</b>
Gesweept, $\sigma$	1,0	1,0	10,5	<b>0,10</b>
Gesweept, $\sigma$	1,9	0,5	10,3	<b>0,05</b>
Gesweept, $\sigma$	3,9	0,1	9,9	<b>0,01</b>
Gesweept, $\tau$	1,5	1,0	17,8	<b>0,06</b>

Tabelle 23: Auslastungen des Graphits bei dem Vakuumfenster des FLASH

Statische Auslastungen der Keramik						
	$\sigma_{Zug}$ [MPa]	$\sigma_{zul,Zug}$ [MPa]	$\alpha_{Stat,Zug}$ [-]	$\tau_{max}$ [MPa]	$\tau_{max,zul}$ [MPa]	$\alpha_{Stat,Schub}$ [-]
Ungesweept	66,1	94,5	<b>0,70</b>	213,8	525,0	<b>0,41</b>
Gesweept	46,1	94,5	<b>0,49</b>	77,9	525,0	<b>0,15</b>
Dynamische Auslastungen der Keramik						
	$\sigma_m / \tau_m$ [MPa]	$\sigma_a / \tau_a$ [MPa]	$\sigma_{A,zul} / \tau_{A,zul}$ [MPa]	$\alpha_{dyn}$ [-]		
Ungesweept, $\sigma$	65,7	0,5	12,2	<b>0,04</b>		
Ungesweept, $\tau$	185,4	28,4	25,9	<b>1,09</b>		
Gesweept, $\sigma$	41,1	5,0	14,6	<b>0,34</b>		
Gesweept, $\tau$	48,8	29,1	30,0	<b>0,97</b>		

Tabelle 24: Auslastungen der Keramik bei dem Vakuumfenster des FLASH

Das Vakuumfenster des FLASH hält der Belastung durch den ungesweepten Elektronenstrahl nicht stand. Die Titanfolie versagt nicht nur statisch, sondern auch auf Grund der dynamischen Beanspruchung. Bei der vorherrschenden Temperatur von ungefähr 317°C kann außerdem keine Aussage mehr über die Zeitstandfestigkeit bei einer Betriebsdauer von  $10^5 h$  gemacht werden. Es liegt eine Kurve für eine Temperatur von 350°C vor, bei der eine Zeitstandfestigkeit von ungefähr 10MPa verzeichnet ist, die für eine Dauer von  $10^4 h$  ertragen werden kann.<sup>56</sup> Bei der Belastung durch den unge-

<sup>56</sup> (Siehe: Zwicker, 1974 S. 240)

sweepen Elektronenstrahl wird außerdem die zulässige Spannungsamplitude der Aluminiumoxidkeramik in dem Bereich des Strahleintritts überschritten.

Im Fall einer Belastung des Vakuumfensters des FLASH durch einen gesweepen Elektronenstrahl findet die einzige kritische Beanspruchung mit einer Auslastung von  $\alpha_{dyn} = 0,97$  in der Aluminiumoxidkeramik in dem Bereich des Strahleintritts statt. Die vorliegende Mittelspannung unterscheidet sich zwar deutlich von derjenigen bei der Belastung durch einen ungesweepen Elektronenstrahl, die zulässige Spannungsamplitude verändert sich jedoch nur geringfügig. Dies beruht auf dem hohen Betrag der Schubbruchspannung  $\tau_B = 1050\text{MPa}$ . Nach Tabelle 18 wird das Verhältnis der vorliegenden Mittelspannung zu der Schubbruchspannung als Faktor für die Verringerung der zulässigen Schubspannungsamplitude verwendet. Dieses Verhältnis bleibt in den vorliegenden Bereichen für die Mittelspannungen klein. Da sich die vorhandene Schubspannungsamplitude bei den Belastungen des Vakuumfensters durch einen ungesweepen und einen gesweepen Elektronenstrahl nur geringfügig verändert, bleibt die Auslastung der Keramikscheibe gegen Dauerbruch an der Stelle des Strahleintritts ebenfalls ähnlich. Die verwendete zulässige Schubwechselfestigkeit beruht auf den Annahmen aus Kapitel 2.3.4 und muss mit den konkreten Werkstoffdaten des Lieferanten abgeglichen werden. Eine Berücksichtigung des Atmosphärendrucks von Seiten des Absorbers hat nur eine geringe Verringerung der Mittelspannung in diesem Bereich zur Folge und mindert daher auch die dynamische Auslastung nicht wesentlich. Die übrigen Beträge der Auslastungen werden durch einen wirkenden Atmosphärendruck ebenfalls nur geringfügig beeinflusst.

Die Variation der geometrischen Parameter hat gezeigt, dass bei der Belastung des Vakuumfensters des FLASH durch einen gesweepen Elektronenstrahl, insbesondere die Wahl eines kleinen Radius der Keramikscheibe zu einer Reduzierung der Spannungen dieser Komponente, in dem Bereich des Strahleintritts, führt. Die Verringerung der Spannung beträgt ungefähr dreißig Prozent.<sup>57</sup> Da dieses Verhältnis auf einer statischen Analyse beruht, kann der erhoffte positive Effekte auf die dynamische Auslastung nicht garantiert werden. Es besteht eine weitere Abhängigkeit der Spannung in der Keramik in dem Bereich des Strahleintritts von dem mittleren Strom<sup>58</sup>. Dabei kann davon ausgegangen werden, dass die Verringerung des mittleren Stroms auch eine entscheidende Verringerung der entsprechenden Spannungsamplitude zur Folge hat, da hierfür insbesondere die instantane Temperaturdifferenz  $\Delta T$  von Bedeutung ist. Diese hängt über Gl. (2.4) von der deponierten Ionisationsenergie ab, die sich wiederum auf den

---

<sup>57</sup> Vgl. Abbildung A43

<sup>58</sup> Vgl. Abbildung A65

mittleren Strom zurückführen lässt.

Die Folgen einer kurzfristigen Belastung des Vakuumfensters des FLASH durch einen ungesweepen Elektronenstrahl müssen näher erörtert werden. Die stationäre Temperaturverteilung des Vakuumfensters bei der Belastung durch den gesweepen Elektronenstrahl wird sich mit fortschreitender Dauer derjenigen bei der Belastung durch einen ungesweepen Elektronenstrahl angleichen. Der Strahlbetrieb sollte abgestellt werden, bevor ein statisches Versagen in einer der Komponenten auftritt. Hier hat sich die Titanfolie zuvor als besonders kritisch erwiesen. Die maximale Spannung  $\sigma_{krit} = 145,1\text{MPa}$  führte dabei zum Versagen, da die zulässige Fließspannung überschritten wurde. Wenn der Betrag der Streckgrenze  $R_{p0,2}(T)$  oberhalb der kritischen Spannung bleibt, tritt kein statisches Versagen auf. Da die Streckgrenze im Fall des Titans temperaturabhängig ist, kann somit eine zulässige Temperatur  $T_{zul}$  ermittelt werden, für die  $R_{p0,2}(T_{zul}) \leq \sigma_{krit}$  erfüllt ist. Dies ist eine konservative Annahme, da die auftretende Spannung bei der Temperatur  $T_{zul}$  kleiner sein wird, als diejenige die zum Versagen geführt hat. Durch lineare Interpolation zwischen  $R_{p0,2}(200^\circ\text{C}) = 189\text{MPa}$  und  $R_{p0,2}(300^\circ\text{C}) = 118\text{MPa}$  ergibt sich eine zulässige Temperatur  $T_{zul} \leq 262^\circ\text{C}$ . In dem eingeschwungenen Betriebszustand des Vakuumfensters bei der Belastung durch den ungesweepen Elektronenstrahl befindet sich die Titanfolie bei einer maximalen Temperatur von  $T = 183,6^\circ\text{C}$ . Im Folgenden soll daher die Zeit ermittelt werden, in der sich die Ober-Temperatur  $T_o$  in der Titanfolie von  $T_o = 183,6^\circ\text{C}$  auf  $T_o = 262^\circ\text{C}$  erhöht.

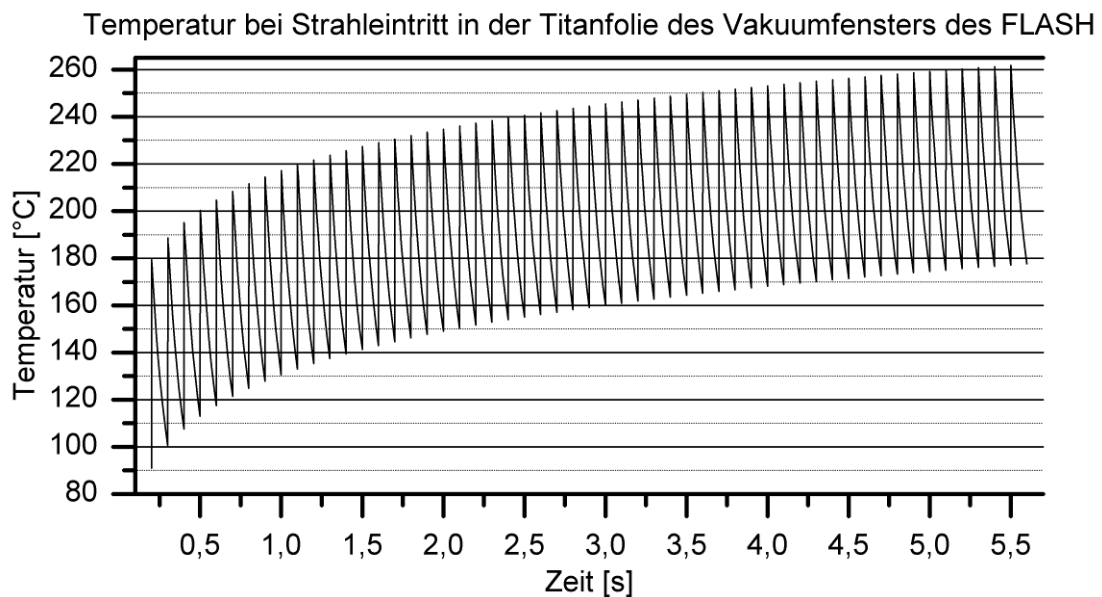


Abbildung 23: Temperaturverlauf in der Titanfolie des Vakuumfensters des FLASH in dem Bereich des Strahleintritts bei der Belastung durch einen ungesweepen Elektronenstrahl für Temperaturen  $T=183^\circ\text{C}$  bis  $T=262^\circ\text{C}$

Die Simulation des Einschwingvorgangs des Vakuumfensters des FLASH bei der Belastung durch den ungesweepen Elektronenstrahl bildet diese Erhöhung über einer Zeitspanne von  $\Delta t > 5s$  ab. Nach einem auftretenden Defekt in dem Sweepmechanismus sollte der Strahlbetrieb daher innerhalb dieses Zeitraums abgeschaltet werden, damit ein statisches Versagen des Vakuumfensters vermieden werden kann. Da in diesem Fall das Fließen als Versagenskritisch angesehen wird, ist noch eine entsprechende Werkstoffreserve vorhanden, bevor ein Versagen durch Schubbruch eintritt.

## 8 Zusammenfassung und Ausblick

### 8.1 Zusammenfassung

Im Rahmen dieser Bachelor-Thesis wird die Materialauswahl für die Komponenten des Vakuumfensters an Hand von definierten Gütekriterien anschaulich nachvollzogen. Es kann dabei nachgewiesen werden, dass das Konzept der Realisierung durch eine vakuumdichte, dünne Titanfolie und zwei stabilitätsgebende Graphitscheiben sinnvoll ist. Kritische Aspekte aus Fertigungssicht werden durch die Simulation des Lötprozesses gezeigt. Es entstehen zum Teil große Spalte zwischen den zu verbindenden Komponenten, die sich auf das unterschiedliche Wärmeausdehnungsverhalten der verwendeten Materialien zurückführen lassen. Dabei sind nicht nur die unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten zwischen dem Kupfermantel und den übrigen Komponenten kritisch zu beurteilen. Bereits die unterschiedlichen Wärmedehnungen von Aluminiumoxidkeramik, Graphit und Titan wirken sich negativ auf die Realisierung sicherer Lötverbindungen aus. Es wird gezeigt, dass die Kontaktentstehung bei Erreichen der Arbeitstemperatur von großer Bedeutung für eine realitätsnahe Simulation des Lötprozesses ist. Ein entsprechender Berechnungsansatz wird erarbeitet und vorgestellt.

Mit Hilfe eines Design Of Experiment werden kritische geometrische Parameter der einzelnen Komponenten der Vakuumfenster ermittelt. Für die statischen Belastungen unter Verwendung gemittelter Leistungseinträge werden optimierte Geometrien für die Vakuumfenster des XFEL und des FLASH gefunden.

Die Analyse der Einschwingvorgänge und der eingeschwungenen Betriebszustände bei realitätsnaher Simulation von gepulsten Elektronenstrahlen, beweist eine relevante dynamische Beanspruchung einzelner Komponenten. Das Vakuumfenster des XFEL hält sowohl der dauerhaften Belastung durch den gesweepen, als auch den ungesweepen Elektronenstrahl stand. Der Betrieb des FLASH mit einem ungesweepen Elektronenstrahl hat ein dynamisches, sowie statisches Versagen der Titanfolie und ein dynamisches Versagen der Keramikscheibe zur Folge. Bei dem Beschleunigerbetrieb mit einem gesweepen Elektronenstrahl wird kein Versagen der Komponenten des Vakuumfensters des FLASH nachgewiesen. Die Auslastung ist im Fall der Keramikscheibe allerdings sehr hoch. Auf diese Weise wird gezeigt, dass die dynamischen Festigkeitswerte der Aluminiumoxidkeramik nicht auf den derzeitigen Annahmen beruhen sollten, sondern mit konkreten Werkstoffdaten des Lieferanten abgeglichen werden müssen.

## 8.2 Ausblick

Die Abschließende Durchführung der Simulation des Lötprozesses und die dafür notwendige Modifizierung des bestehenden Berechnungsmodells konnten hier im Rahmen dieser Bachelor-Thesis nicht durchgeführt werden. Die besondere Bedeutung der Kontaktentstehung für die realistische Abbildung der Vorspannungen sind dargelegt. Eine zukünftige Ausarbeitung, welche die komplexe Simulation des Lötprozesses beinhaltet, bietet sich an. Dabei kann der hier erläuterte Berechnungsansatz und das entsprechende Kommandoobjekt aus Anhang B.1 verwendet werden. Es wird empfohlen auch materialwissenschaftliche Vorgänge, die für die Entstehung einer Lötverbindung notwendig sind, hier aber von vorn herein unberücksichtigt bleiben mussten, zu simulieren. Die Entstehung von gleichmäßigen, flächigen Verbindungen sollte ebenfalls kritisch überprüft werden. Bereits in den hier durchgeführten Simulationen konnte das Risiko benannt werden, dass während des Aufheizvorgangs unzulässig große Spalte zwischen den zu verbindenden Kontaktflächen entstehen.

Die Lötsschichten wurden im Rahmen dieser Bachelor-Thesis nicht als versagenskritisch angenommen und mussten daher nicht abgebildet werden. Dabei wird sich auf die Aussage des Herstellers bezogen, dass ein Versagen bei korrekt durchgeführten Lötungen in den Grundmaterialien stattfindet, nicht aber in der Lötverbindung selbst.<sup>59</sup> Erst nach korrekter Simulation des Lötprozesses und der daraus entstehenden Lötsschicht ist es sinnvoll, diese in einer FE-Analyse abzubilden.

Der Einfluss von dynamischen Belastungen auf das Kriechverhalten bei erhöhten Temperaturen konnte nicht überprüft werden. Auch die Literaturrecherche hat hier keine Aussagen geliefert. Aus diesem Grund werden an den dynamisch beanspruchten Stellen jeweils die Spitzenspannungen mit den Zeitfestigkeitswerten der höchsten auftretenden Temperatur verglichen. Dieses Vorgehen wird als konservativ angenommen, sollte jedoch durch Untersuchungen oder eine umfangreichere Literaturrecherche verifiziert werden.

Die Analysen zur Ermittlung der optimierten Geometrien wurden für die statischen Belastungen der Vakuumfenster mit mittleren Leistungseinträgen durchgeführt. Es wird davon ausgegangen, dass sich die Verbesserung der statischen Spannungen ebenfalls positiv auf das dynamische Festigkeitsverhalten auswirkt. Diese Annahme kann an Hand einer transienten Analyse bei Festlegung der entsprechenden Geometrie leicht nachgewiesen werden. Hierbei wird die Simulation weniger Lastzyklen auf der Basis des entsprechenden stationären Betriebszustands empfohlen.

---

<sup>59</sup> (Vgl. Umicore, 2006)

## Literaturverzeichnis

**Aluminium-Verlag.** *Aluminium-Werkstoff-Datenblatt EN AW-1050A.* s.l. : Aluminium-Verlag.

**ANSYS. 2009.** *Ansys Help, Release 12.0.* s.l. : SAS IP, Inc, 2009.

**C. Groth und G. Müller. 2001.** *FEM für Praktiker - Band 3: Temperaturfelder, 4.Aufl.* Renningen : Expert-Verlag, 2001. ISBN 3-8169-1858-1.

**CeramTec.** *CeramTec. Hochleistungskeramik.* [Online] CeramTec. [Zitat vom: 12. 08 2010.] [http://www.ceramtec.com/downloads/ma\\_werkstoffe-materials-final.pdf](http://www.ceramtec.com/downloads/ma_werkstoffe-materials-final.pdf).

**COGNOR.** *Werkstoff 1.4571, Datenblatt.* s.l. : COGNOR TAD Metals Edelstahlhandels GMBH.

**D. Muhrs, H.Wittel, D.Jannasch, J.Voßiek. 2007.** *Roloff/Matek Maschinenelemente, 18.Aufl.* s.l. : Vieweg-Verlag, 2007. ISBN 978-3-8348-0262-0.

**DESY (Hg.). 2007.** *Blitz Licht.* Hamburg : Deutsches Elektronen-Synchrotron DESY, 2007.

**DESY.** Überblick. Desy Kurzgefasst. *Desy.* [Online] Deutsches Elektronen Synchrotron. [Zitat vom: 13. 08 2010.] [http://www.desy.de/ueber\\_desy/ueberblick/index\\_ger.html](http://www.desy.de/ueber_desy/ueberblick/index_ger.html).

**Deutsches Kupferinstitut, DKI. 2005.** *CU-DHP, Werkstoff-Datenblätter.* s.l. : Deutsches Kupferinstitut e.V., 2005.

—. **1982.** *Kupfer, 2.Aufl.* s.l. : Deutsches Kupferinstitut e.V., 1982. 3-921505-01-1.

**DIN. Mai 1979.** *DIN 8505.* s.l. : DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Mai 1979.

**Dorn, Lutz. 2007.** *Hartlöten und Hochtemperaturlöten.* s.l. : Expert-Verlag, 2007. ISBN-10: 3-8169-2545-6.

**G. Müller und C. Groth. 2007.** *FEM für Praktiker - Band 1: Grundlagen, 8.Aufl.* Renningen : Expert-Verlag, 2007. ISBN10: 3-8169-2685-1.

**Grote, K.-H. und J.Feldhusen (Hg.). 2007.** *Dubbel - Taschenbuch für den Maschinenbau, 22.Aufl.* Berlin Heidelberg : Springer-Verlag, 2007. ISBN 978-3-540-49714-1.

**Issler, Ruoff und Häfele. 2006.** *Festigkeitslehre - Grundlagen, 2.Aufl.* s.l. : Springer-Verlag, 2006.

**Kabus, Karlheinz. 1992.** *Mechanik und Festigkeitslehre, 4.Aufl.* s.l. : Carl Hanser Verlag, 1992. ISBN: 3-446-17274-2.



**Läpple, Volker. 2008.** *Einführung in die Festigkeitslehre, 2.Aufl.* s.l. : Vieweg+Teubner, 2008. ISBN 978-3-8348-0426-6.

**M. Maslov, M. Schmitz und V. Sychev. 2006.** *Layout Considerations on the 25GeV/200kW Beam Dump of the XFEL Project.* Hamburg : DESY, 2006.

**Schunk. 2006.** *Werkstoff FE 779 Datenblatt.* Heuchelheim : Schunk Kohlenstofftechnik GmbH, 2006.

**Tafelwerk. 2003.** *Das große Tafelwerk.* Berlin : Cornelsen-Verlag, 2003. ISBN 3-464-57144-0.

**Umicore. 2006.** Technical Data Sheet BrazeTec CB 10 Paste. *BrazeTec.* [Online] Umicore, 10. 11 2006. [Zitat vom: 11. 08 2010.]  
[http://www.technicalmaterials.umicore.com/de/bt/Service/datenblaetter/BrazeTec\\_CB10.pdf](http://www.technicalmaterials.umicore.com/de/bt/Service/datenblaetter/BrazeTec_CB10.pdf).

**VDI, Verein Deutscher Ingenieure. 2006.** *VDI-Wärmeatlas, 10. Aufl.* Berlin Heidelberg : Springer-Verlag, 2006. ISBN-10 3-540-25504-4.

**Zwicker, Ulrich. 1974.** *Titan und Titanlegierungen.* s.l. : Springer-Verlag, 1974. ISBN: 3-540-05233.

## Anhangsverzeichnis

<b>Anhang A – Diagramme.....</b>	<b>83</b>
A.1 Diagramme der Geometrischen Parametervariationen des XFEL .....	83
A.1.1 Belastung durch den ungesweepen Elektronenstrahl .....	83
A.1.2 Belastung durch den gesweepen Elektronenstrahl .....	89
A.1.3 Belastung nur durch Atmosphärendruck .....	95
A.2 Diagramme der geometrischen Parametervariation des FLASH.....	97
A.2.1 Belastung durch den ungesweepen Elektronenstrahl .....	97
A.2.2 Belastung durch den gesweepen Elektronenstrahl .....	105
A.2.3 Belastung nur durch Atmosphärendruck .....	110
A.3 Diagramme der Strahlparametervariationen des XFEL.....	111
A.3.1 Belastung durch den ungesweepen Elektronenstrahl .....	111
A.3.2 Belastung durch den gesweepen Elektronenstrahl .....	113
A.4 Diagramme der Strahlparametervariationen des FLASH .....	116
A.4.1 Belastung durch den ungesweepen Elektronenstrahl .....	116
A.4.2 Belastung durch den gesweepen Elektronenstrahl .....	118
<b>Anhang B - Kommandoobjekte.....</b>	<b>121</b>
B.1 Kommandoobjekt des Lötprozesses.....	121
B.2 Kommandoobjekt der statischen Analyse.....	126
B.3 Kommandoobjekt der transienten thermischen Analyse für ungesweepte Elektronenstrahlen .....	127
B.4 Kommandoobjekt der transienten, strukturmechanischen Analyse für ungesweepte Elektronenstrahlen .....	129
B.5 Kommandoobjekt der transienten, thermischen Analyse für gesweepte Elektronenstrahlen .....	131

## Anhang A – Diagramme

### A.1 Diagramme der Geometrischen Parametervariationen des XFEL

#### A.1.1 Belastung durch den ungesweepen Elektronenstrahl

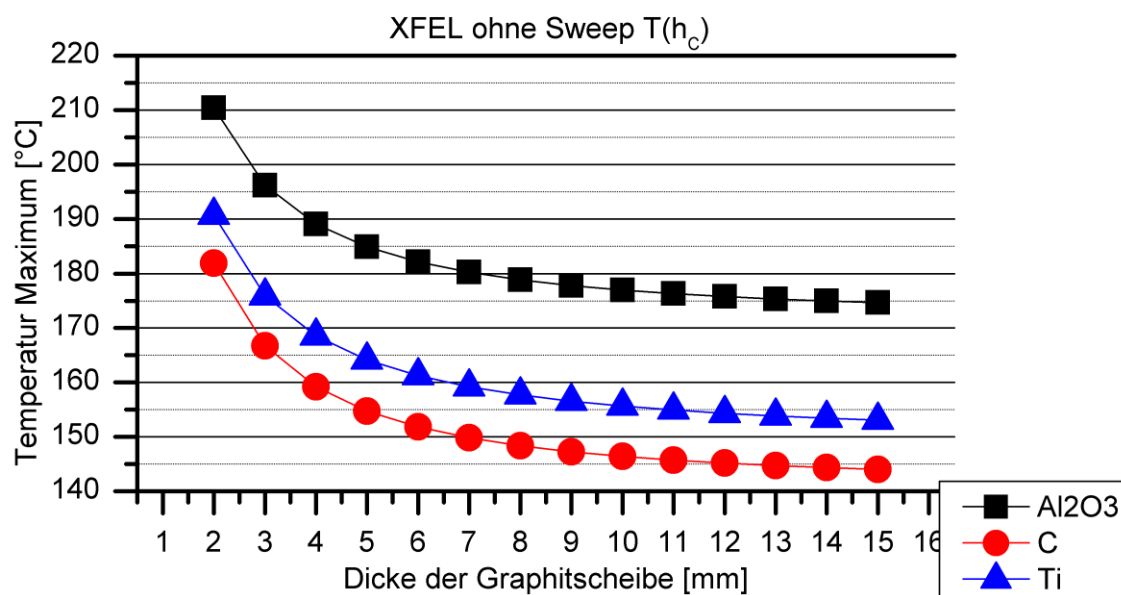


Abbildung A1: Maximale Temperaturen in den Komponenten des Vakuumfensters des XFEL in Abhängigkeit von der Dicke der Graphitscheiben bei Belastung durch einen ungesweepen Elektronenstrahl

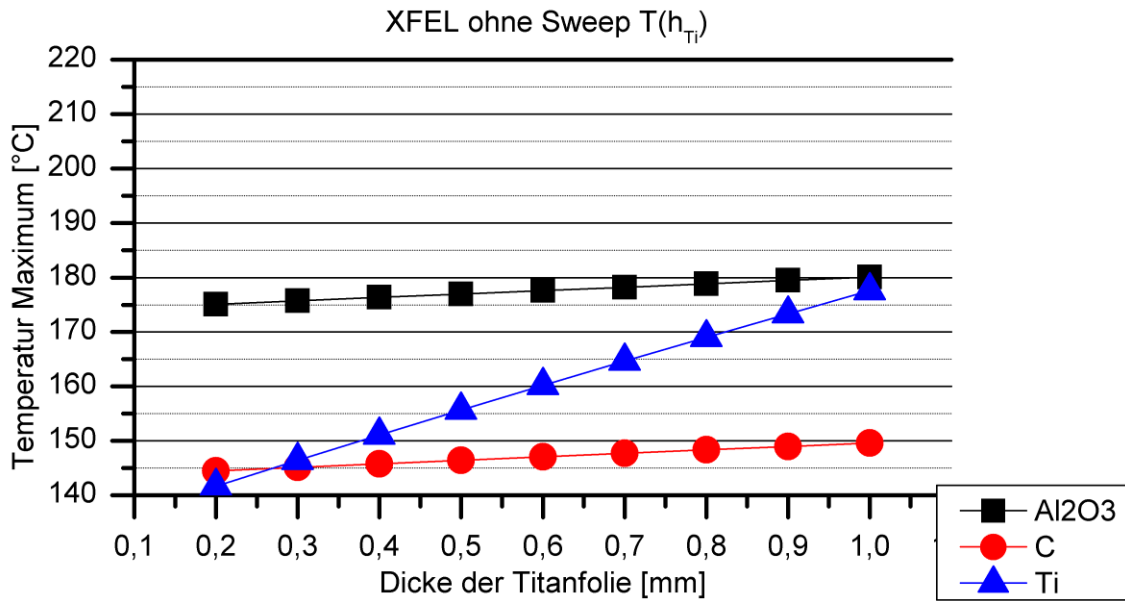


Abbildung A2: Maximale Temperaturen in den Komponenten des Vakuumfensters des XFEL in Abhängigkeit von der Dicke der Titanfolie bei Belastung durch einen ungesweepen Elektronenstrahl

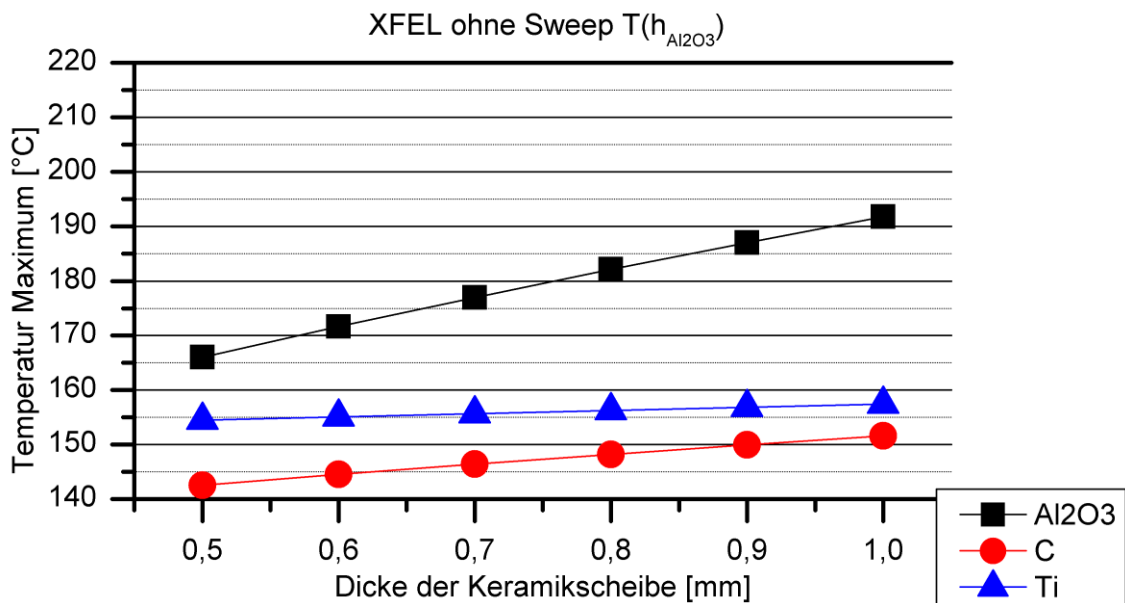


Abbildung A3: Maximale Temperaturen in den Komponenten des Vakuumfensters des XFEL in Abhängigkeit von der Dicke der Keramikscheibe bei Belastung durch einen ungesweepen Elektronenstrahl

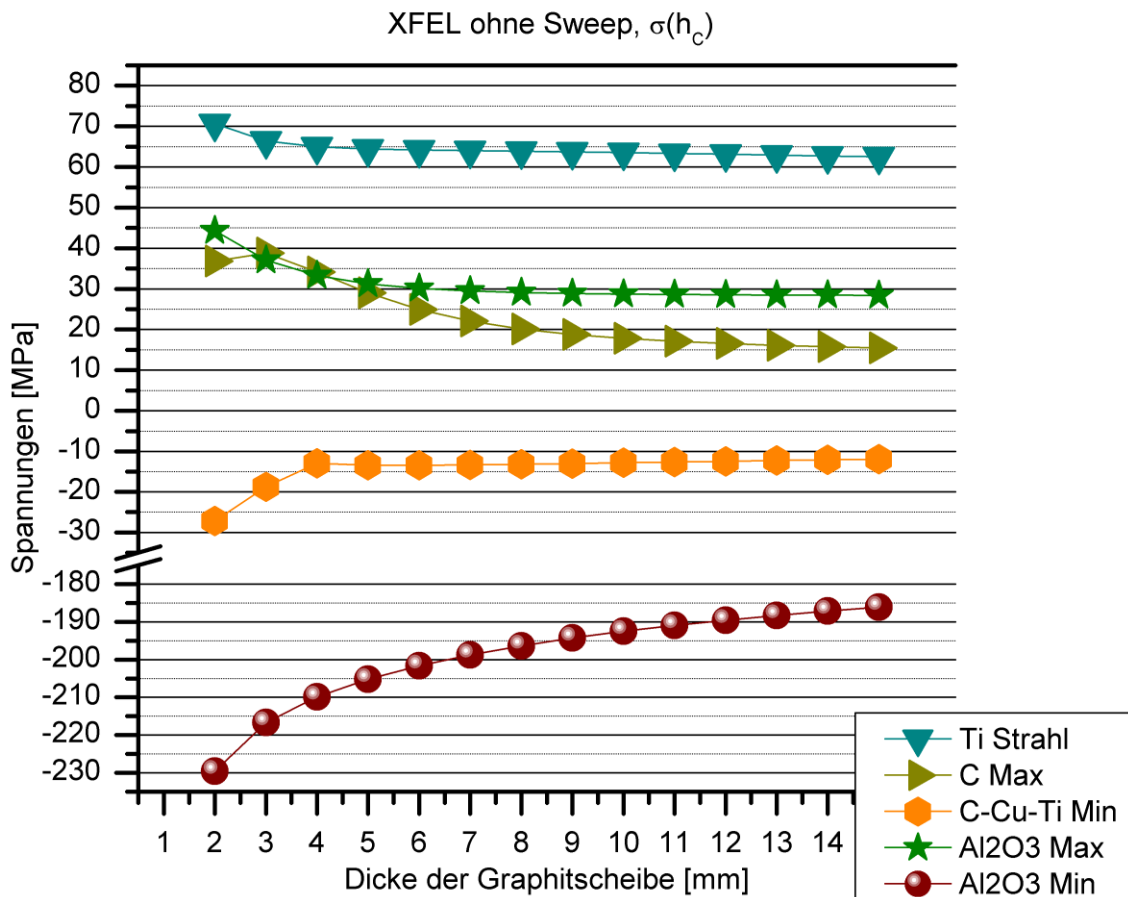


Abbildung A4: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des XFEL in Abhängigkeit von der Dicke der Graphitscheiben bei Belastung durch einen ungesweepeten Elektronenstrahl

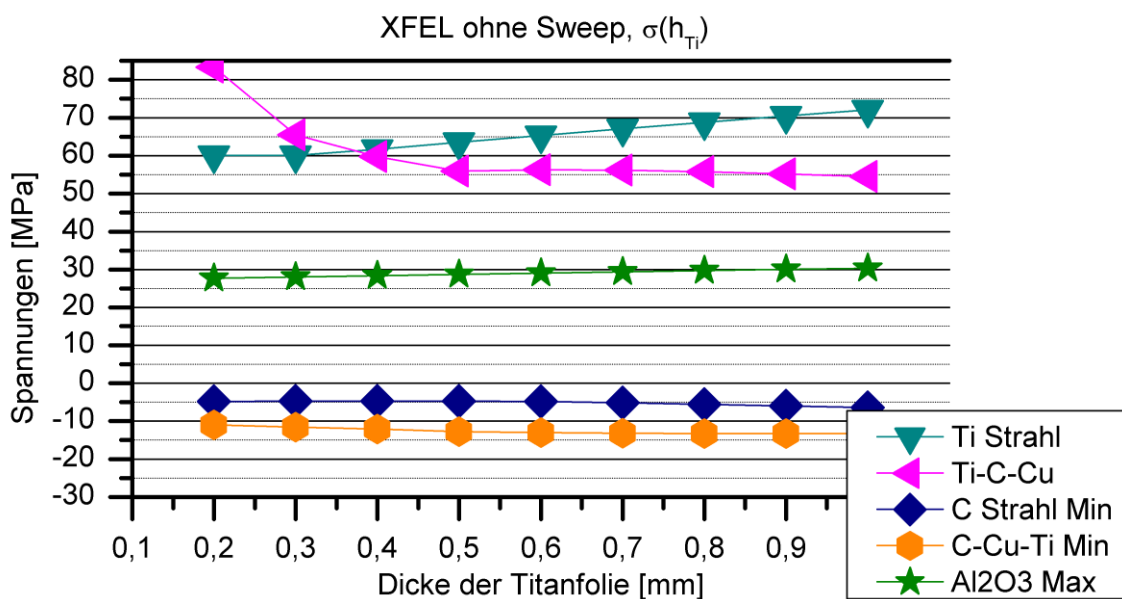


Abbildung A5: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des XFEL in Abhängigkeit von der Dicke der Titanfolie bei Belastung durch einen ungesweepeten Elektronenstrahl

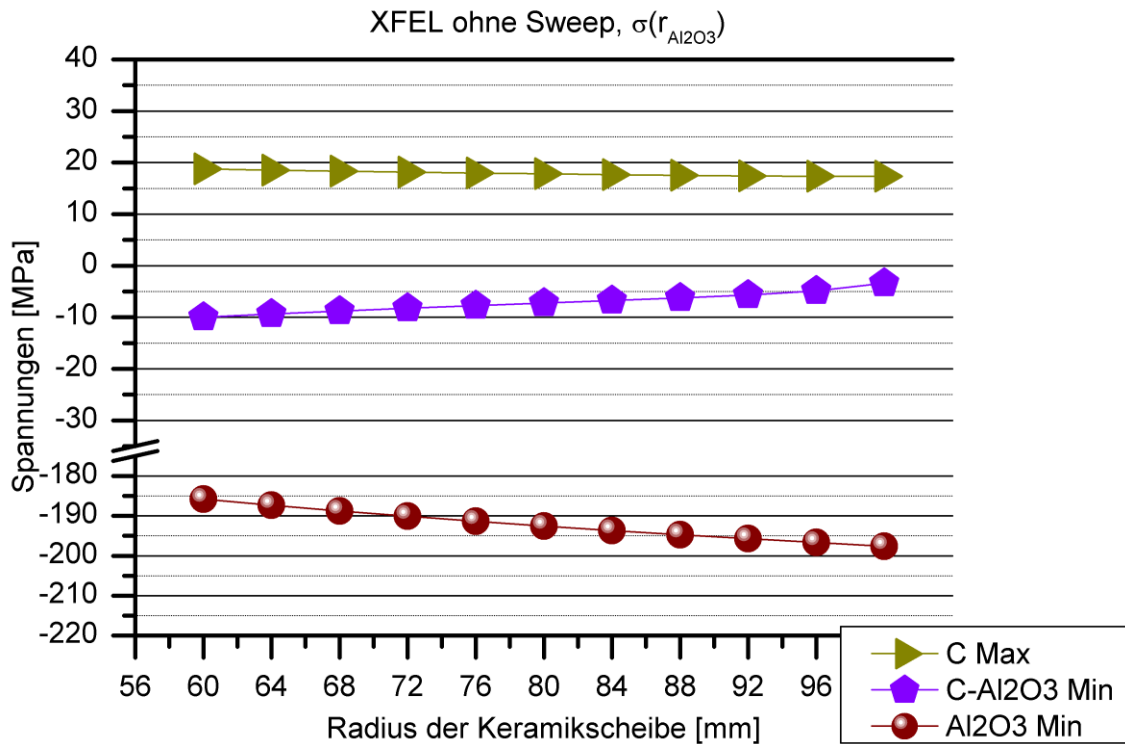


Abbildung A6: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des XFEL in Abhängigkeit von dem Radius der Keramikscheibe bei Belastung durch einen ungesweepen Elektronenstrahl

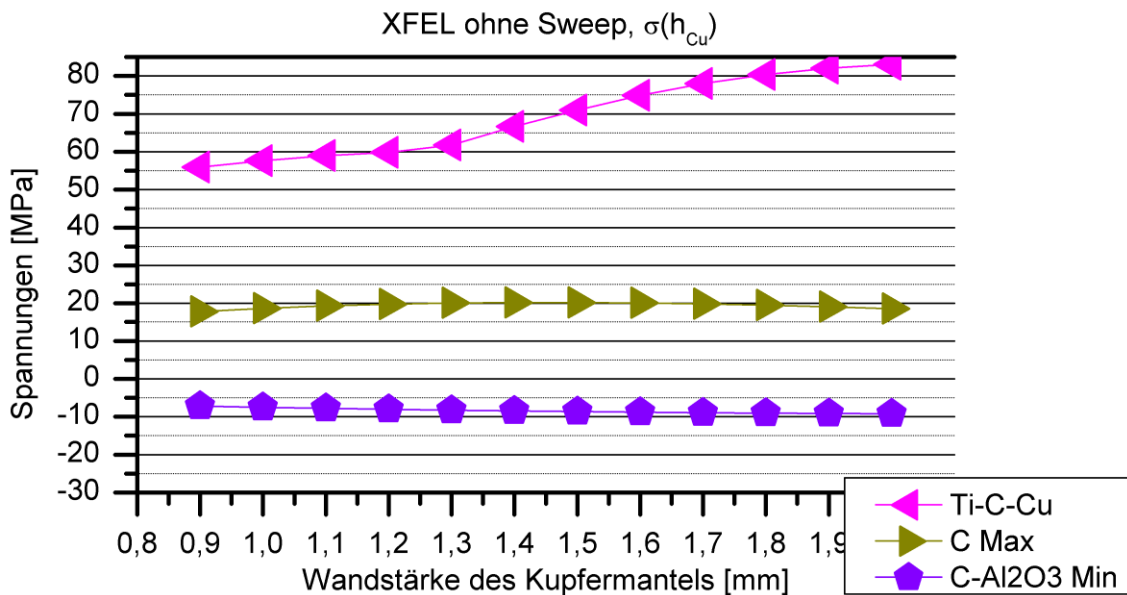


Abbildung A7: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des XFEL in Abhängigkeit von der Wandstärke des Kupfermantels bei Belastung durch einen ungesweepen Elektronenstrahl

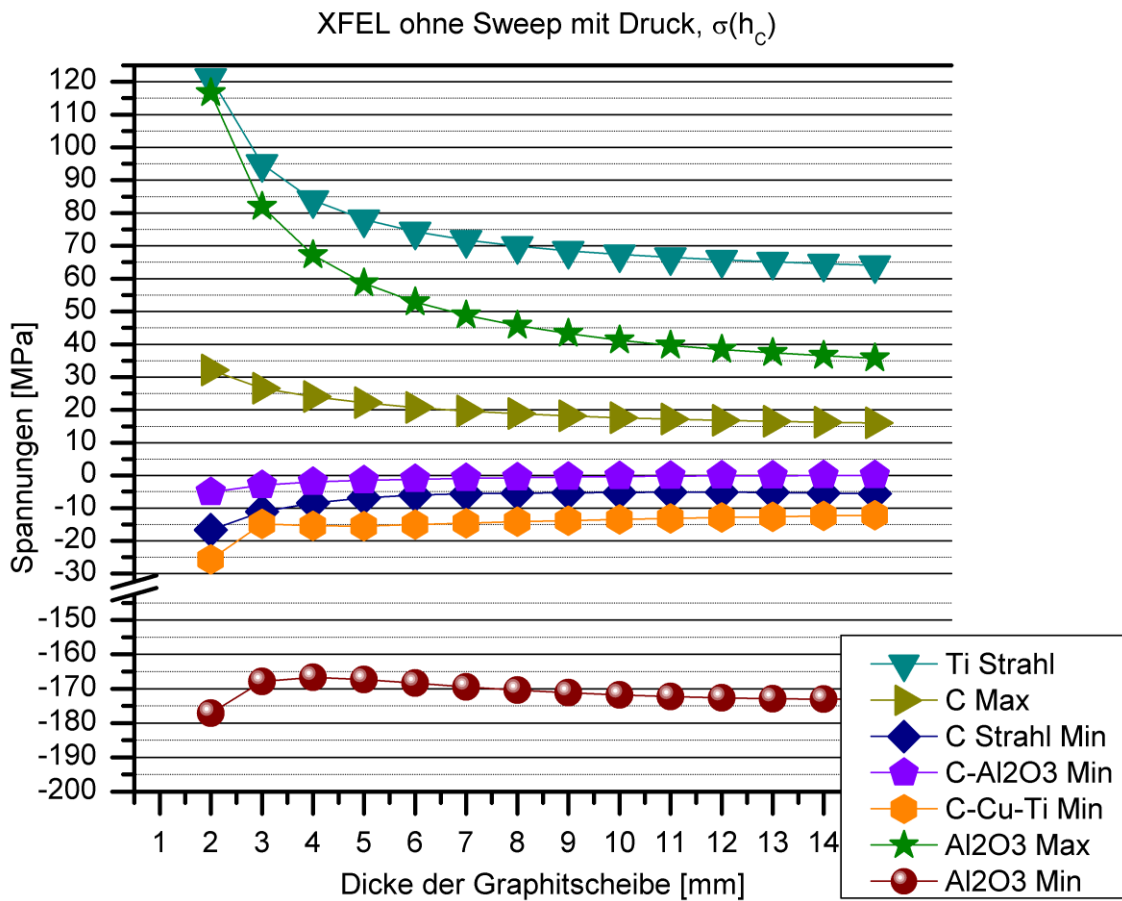


Abbildung A8: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des XFEL in Abhängigkeit von der Dicke der Graphitscheiben bei Belastung durch einen ungesweepeten Elektronenstrahl und Atmosphärendruck

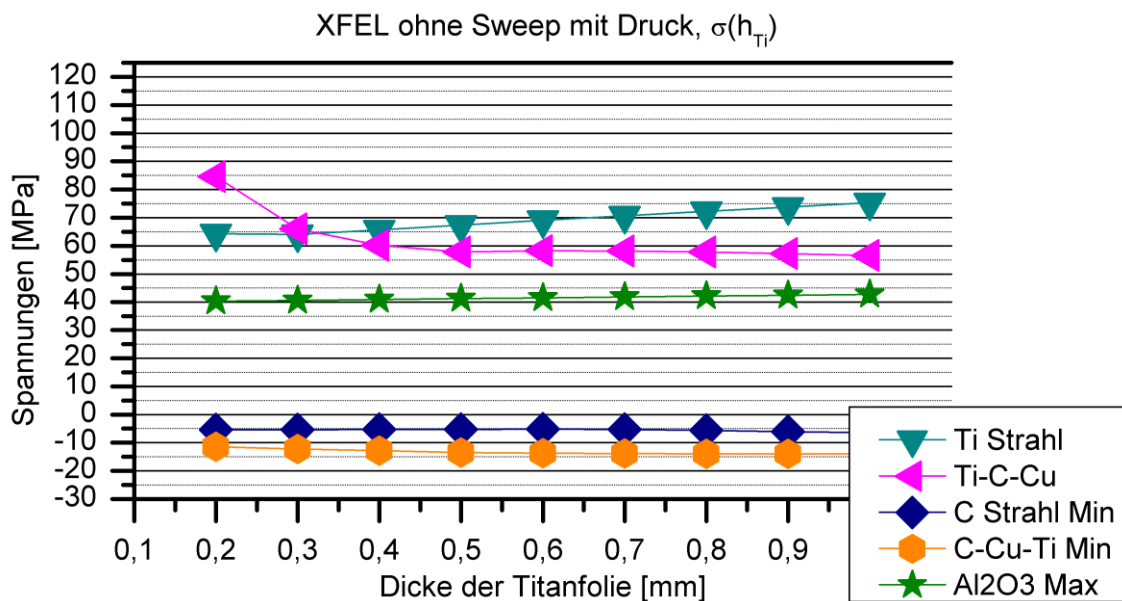


Abbildung A9: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des XFEL in Abhängigkeit von der Dicke der Titanfolie bei Belastung durch einen ungesweepeten Elektronenstrahl und einseitigen Atmosphärendruck

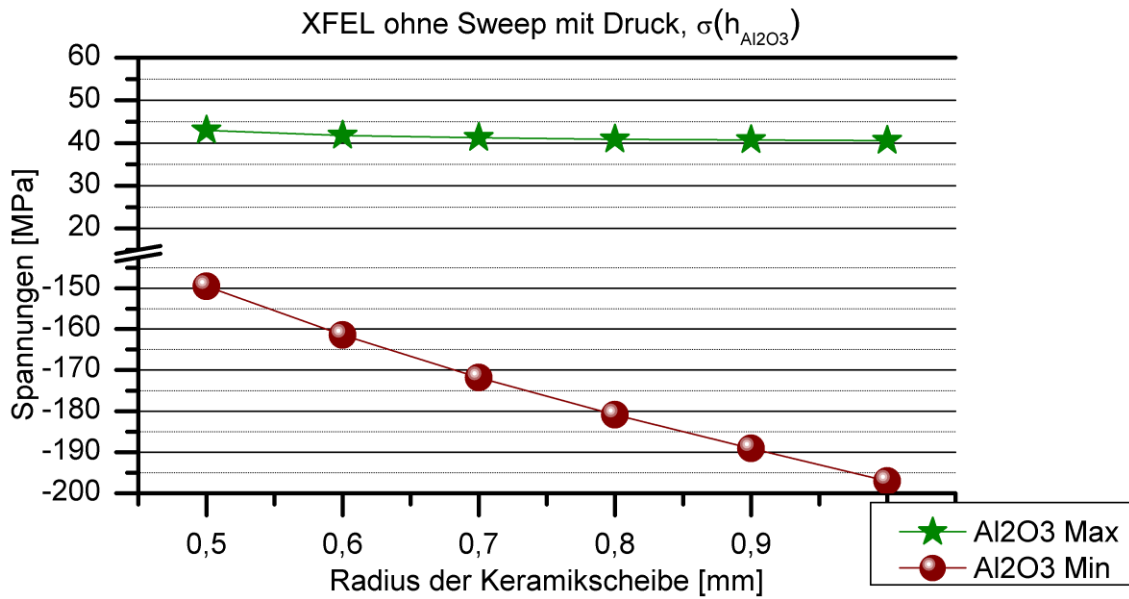


Abbildung A10: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des XFEL in Abhängigkeit von dem Radius der Keramikscheibe bei Belastung durch einen ungesweepeten Elektronenstrahl und einseitigen Atmosphärendruck

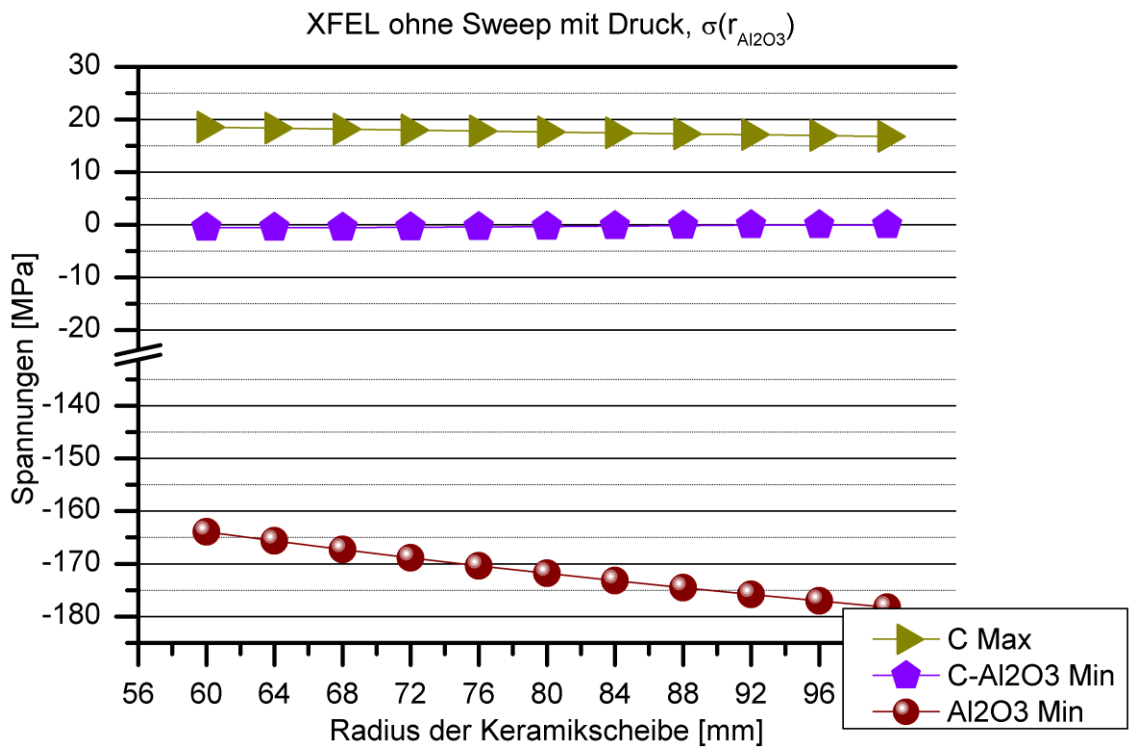


Abbildung A11: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des XFEL in Abhängigkeit von dem Radius der Keramikscheibe bei Belastung durch einen ungesweepeten Elektronenstrahl und einseitigen Atmosphärendruck



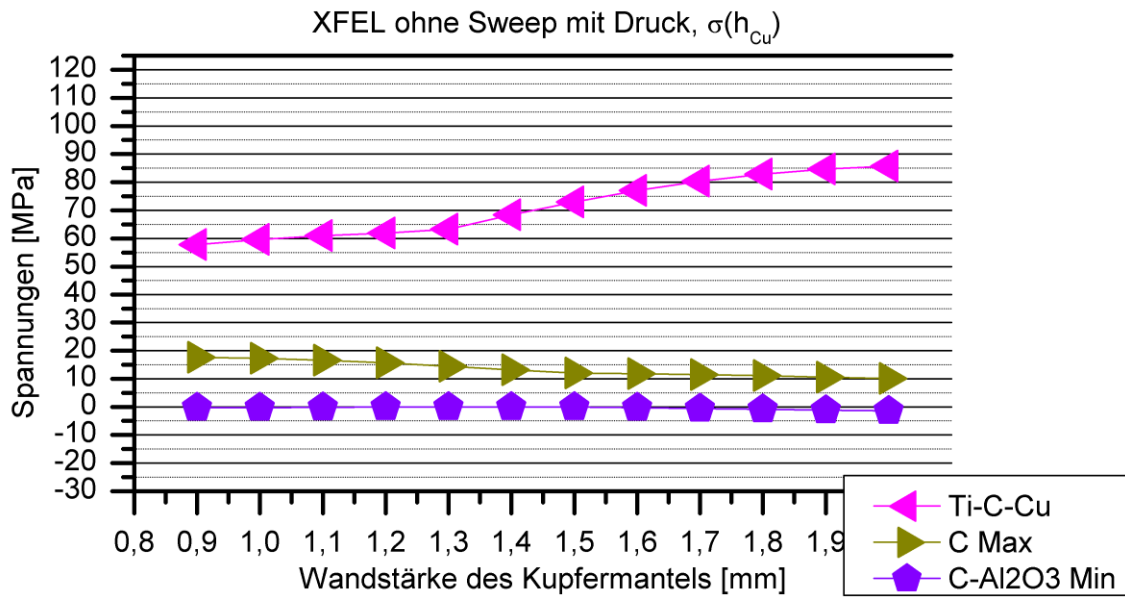


Abbildung A12: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des XFEL in Abhängigkeit von dem Radius der Keramikscheibe bei Belastung durch einen ungesweepeten Elektronenstrahl und einseitigen Atmosphärendruck

#### A.1.2 Belastung durch den gesweepeten Elektronenstrahl

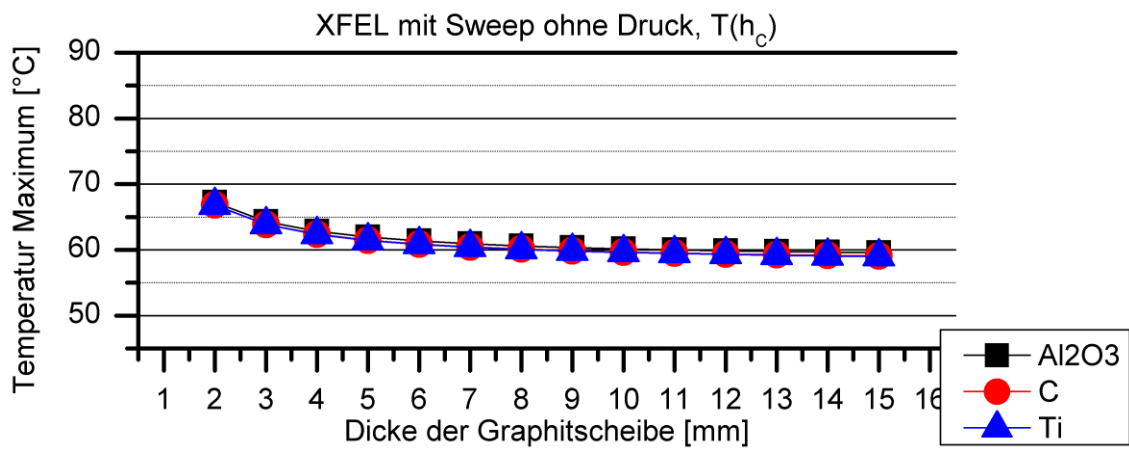


Abbildung A13: Maximale Temperatur in den Komponenten des Vakuumfensters des XFEL in Abhängigkeit von der Dicke der Graphitscheiben bei Belastung durch einen ungesweepeten Elektronenstrahl

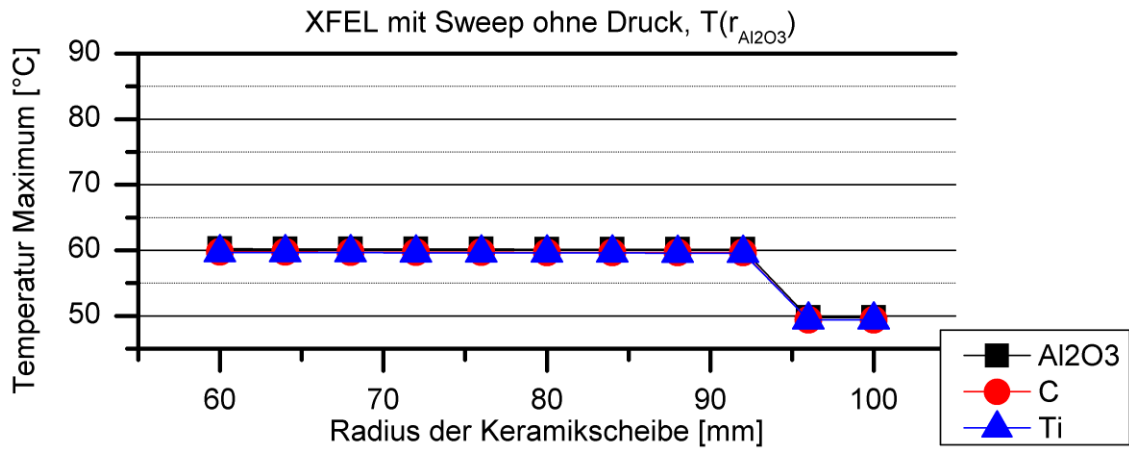


Abbildung A14: Maximale Temperatur in den Komponenten des Vakuumfensters des XFEL in Abhängigkeit von dem Radius der Keramikscheibe bei Belastung durch einen ungesweepeten Elektronenstrahl

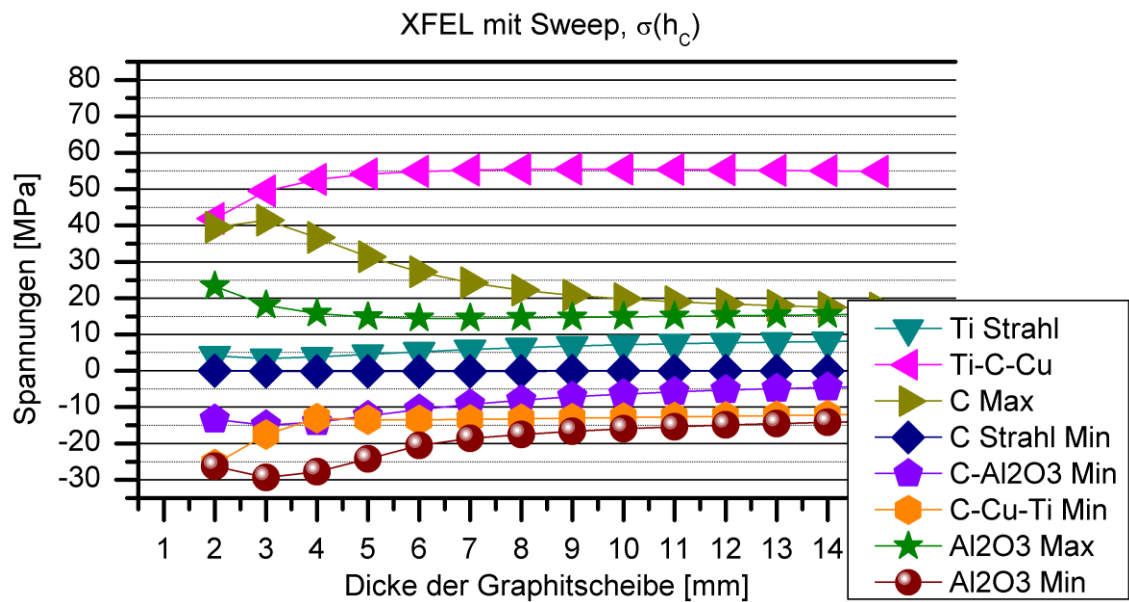


Abbildung A15: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des XFEL in Abhängigkeit von der Dicke der Graphitscheiben bei Belastung durch einen gesweepeten Elektronenstrahl

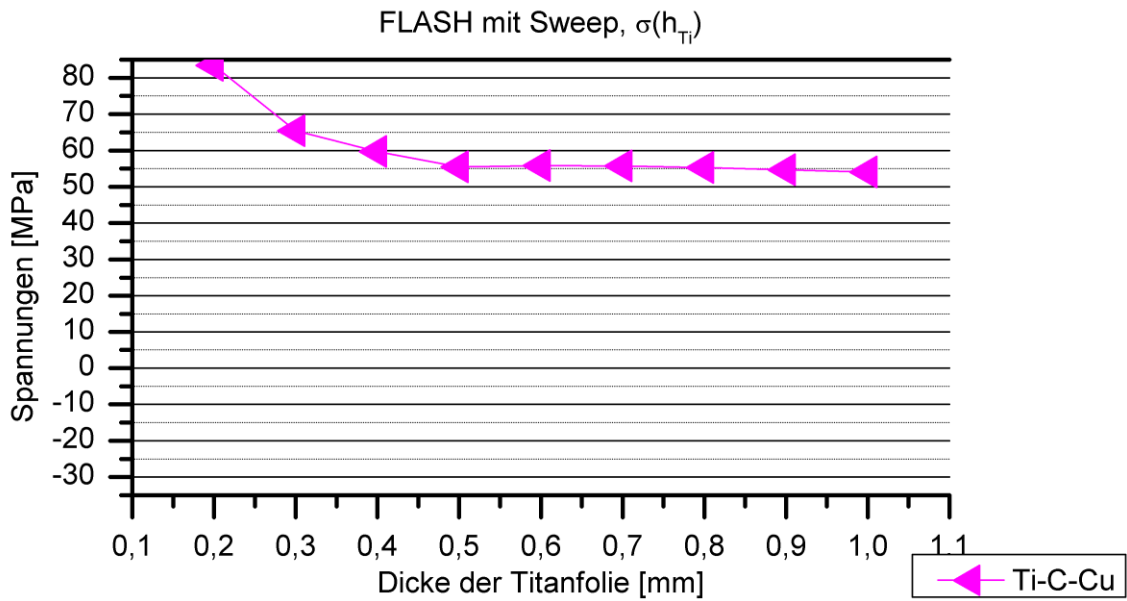


Abbildung A16: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des XFEL in Abhängigkeit von der Dicke der Titanfolie bei Belastung durch einen gesweepen Elektronenstrahl

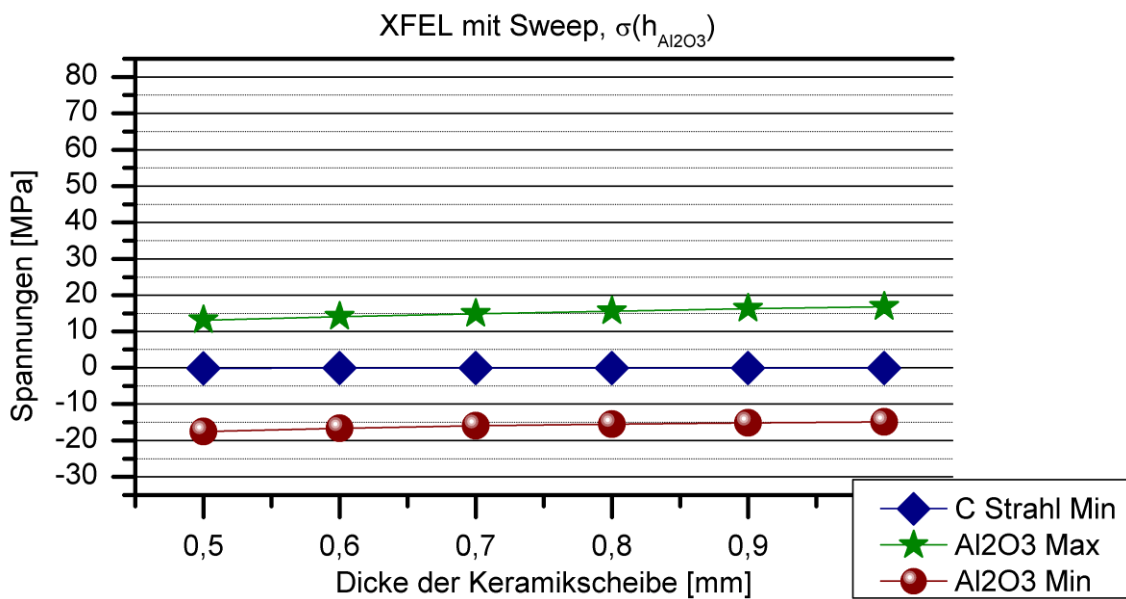


Abbildung A17: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des XFEL in Abhängigkeit von der Dicke der Keramikscheibe bei Belastung durch einen gesweepen Elektronenstrahl

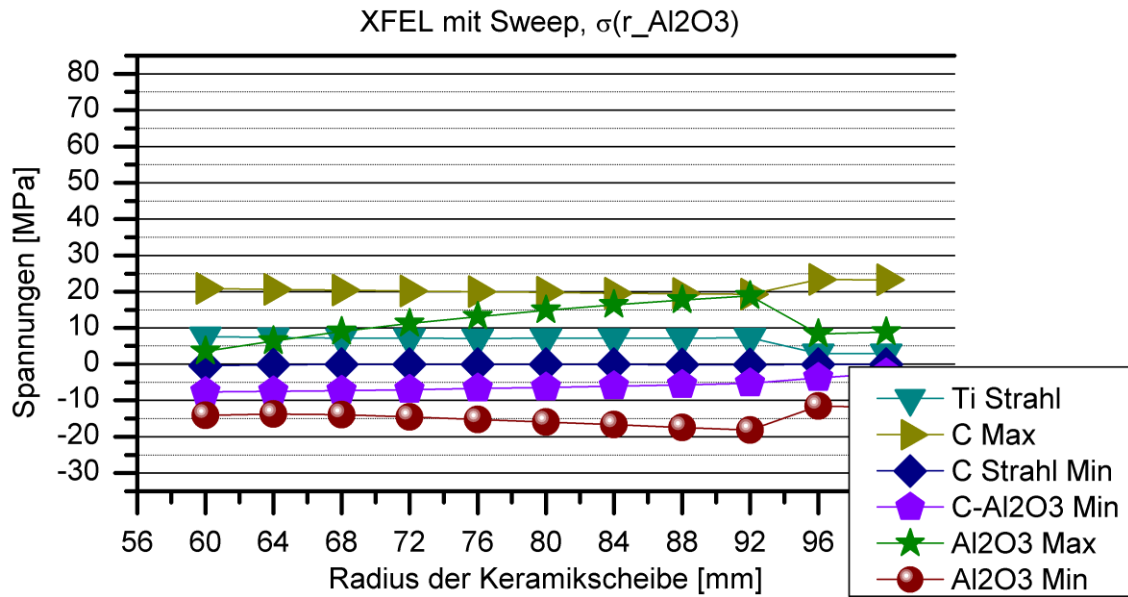


Abbildung A18: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des XFEL in Abhängigkeit von dem Radius der Keramikscheibe bei Belastung durch einen gesweepeten Elektronenstrahl

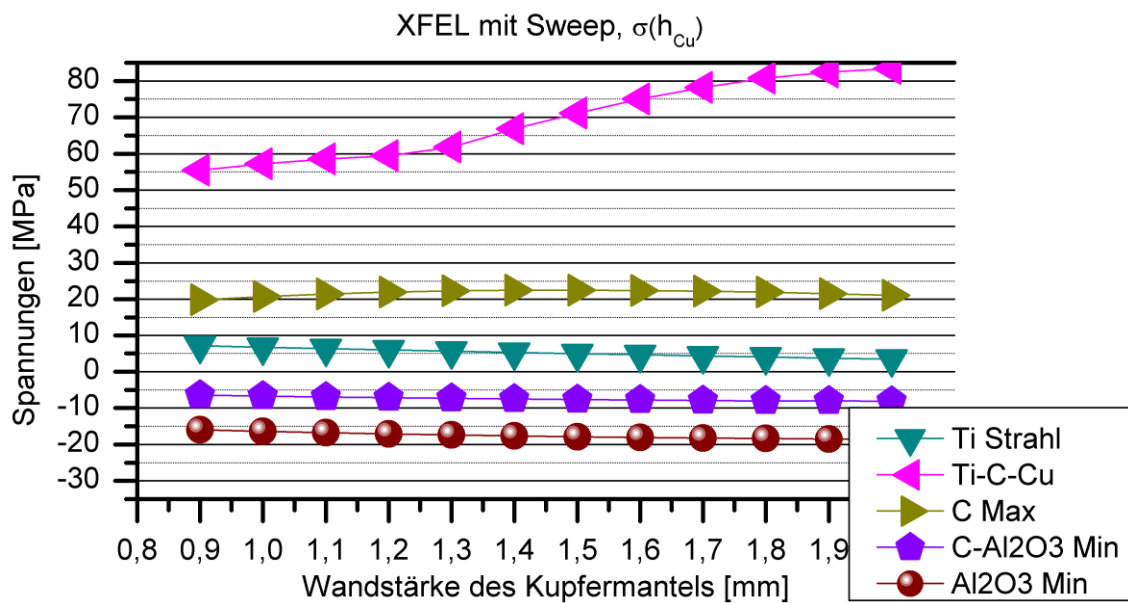


Abbildung A19: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des XFEL in Abhängigkeit von der Wandstärke des Kupfermantels bei Belastung durch einen gesweepeten Elektronenstrahl

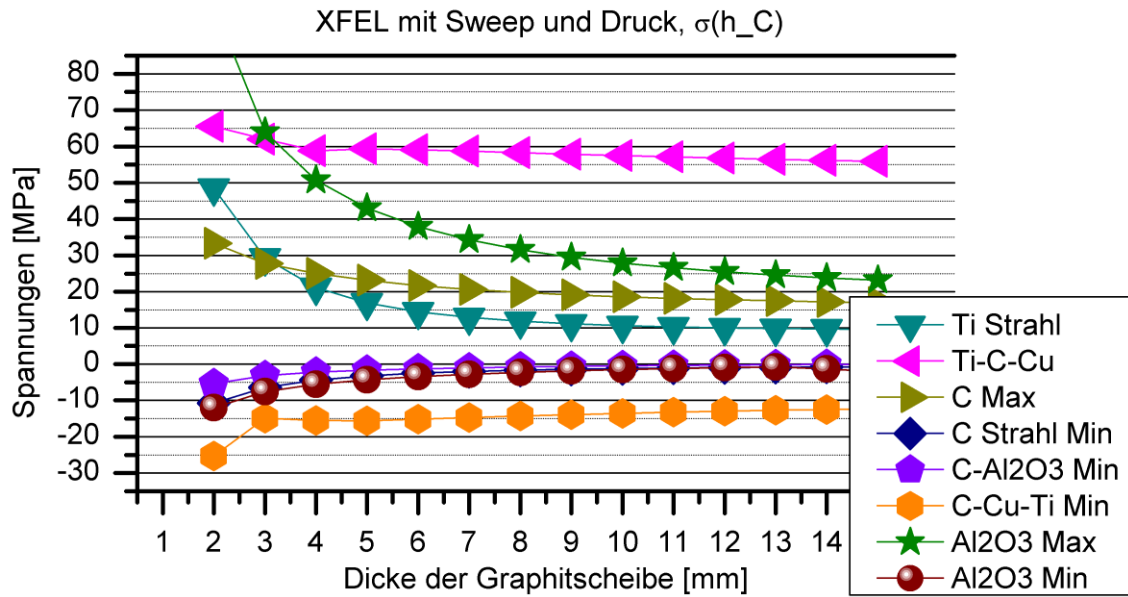


Abbildung A20: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des XFEL in Abhängigkeit von der Dicke der Graphitscheiben bei Belastung durch einen gesweepeten Elektronenstrahl und einseitigen Atmosphärendruck

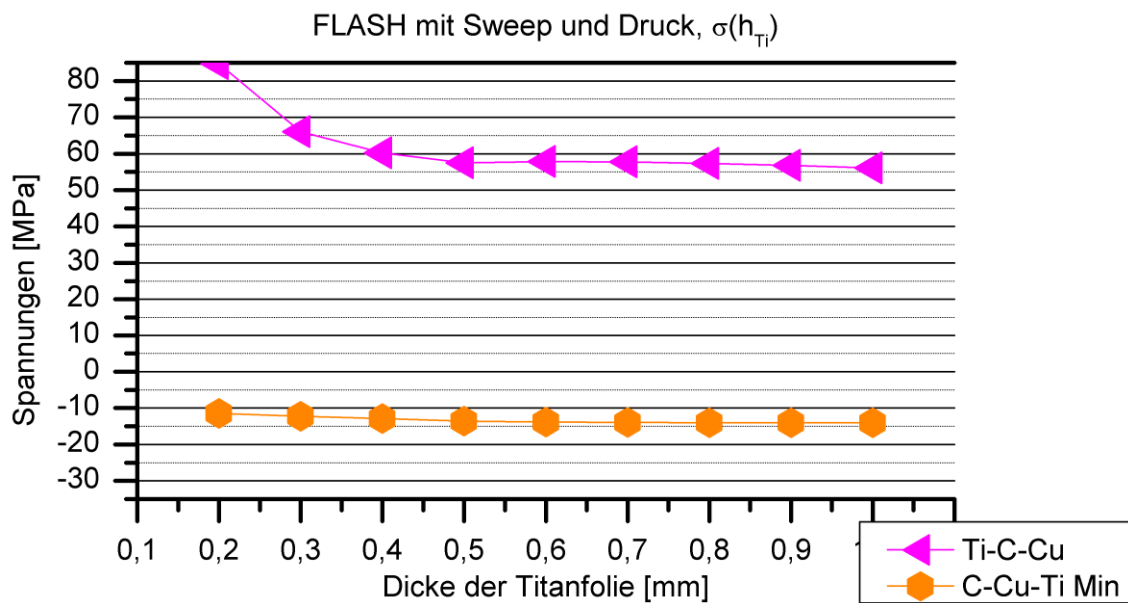


Abbildung A21: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des XFEL in Abhängigkeit von der Dicke der Titanfolie bei Belastung durch einen gesweepeten Elektronenstrahl und einseitigen Atmosphärendruck

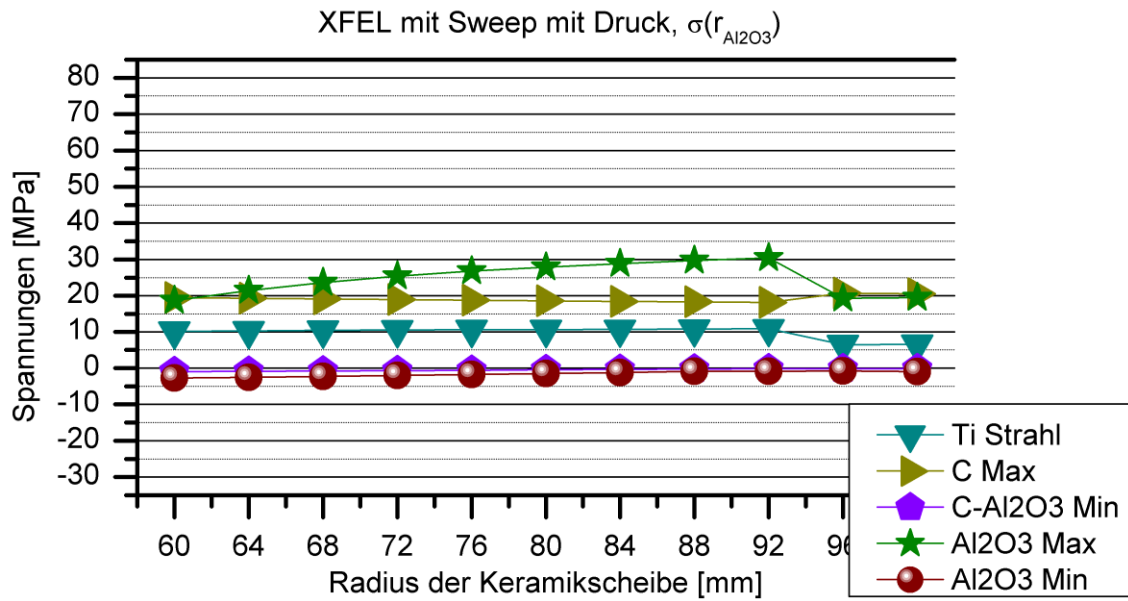


Abbildung A22: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des XFEL in Abhängigkeit von dem Radius der Keramikscheibe bei Belastung durch einen gesweepeten Elektronenstrahl und einseitigen Atmosphärendruck

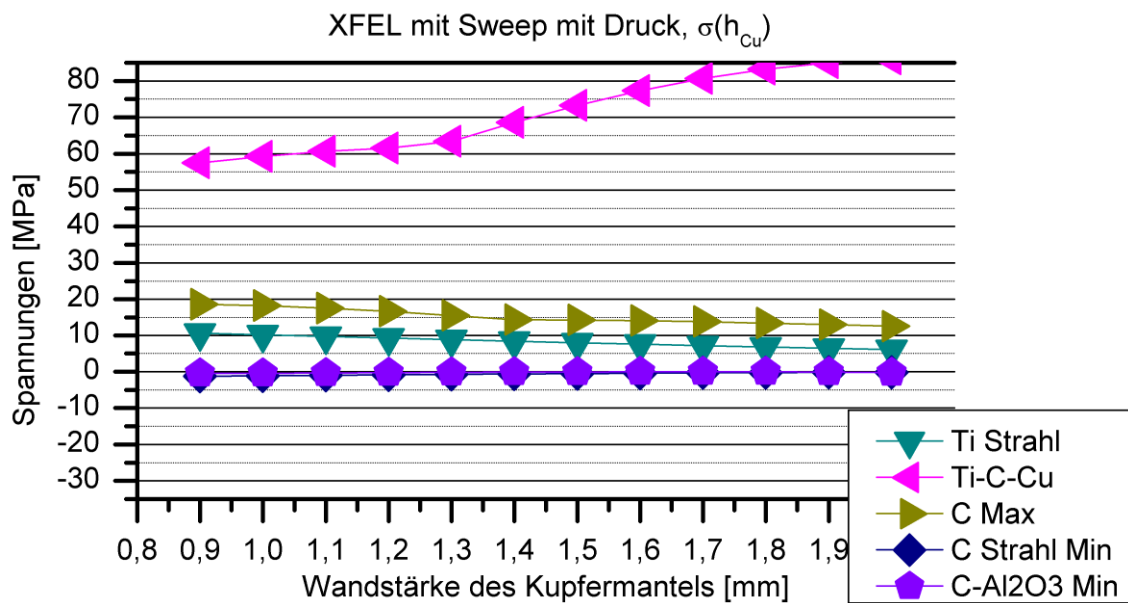


Abbildung A23: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des XFEL in Abhängigkeit von der Wandstärke des Kupfermantels bei Belastung durch einen gesweepeten Elektronenstrahl und einseitigen Atmosphärendruck

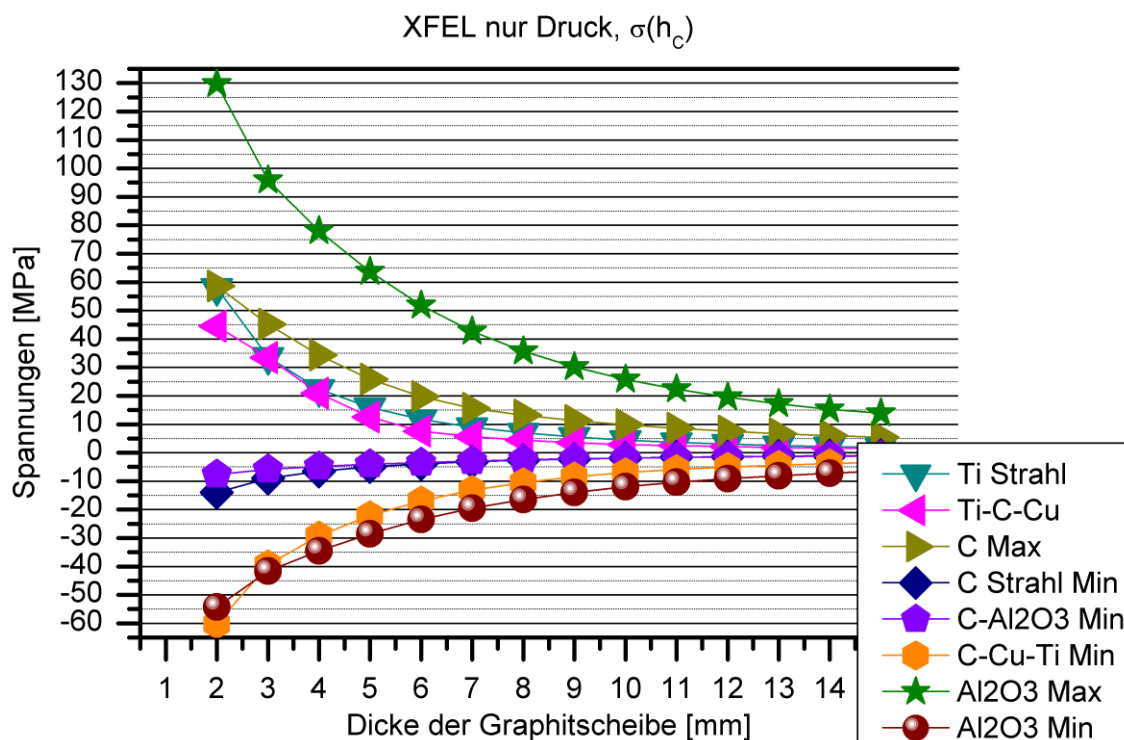
**A.1.3 Belastung nur durch Atmosphärendruck**

Abbildung A24: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumsfensters des XFEL in Abhängigkeit von der Dicke der Graphitscheiben bei Belastung durch einen einseitigen Atmosphärendruck

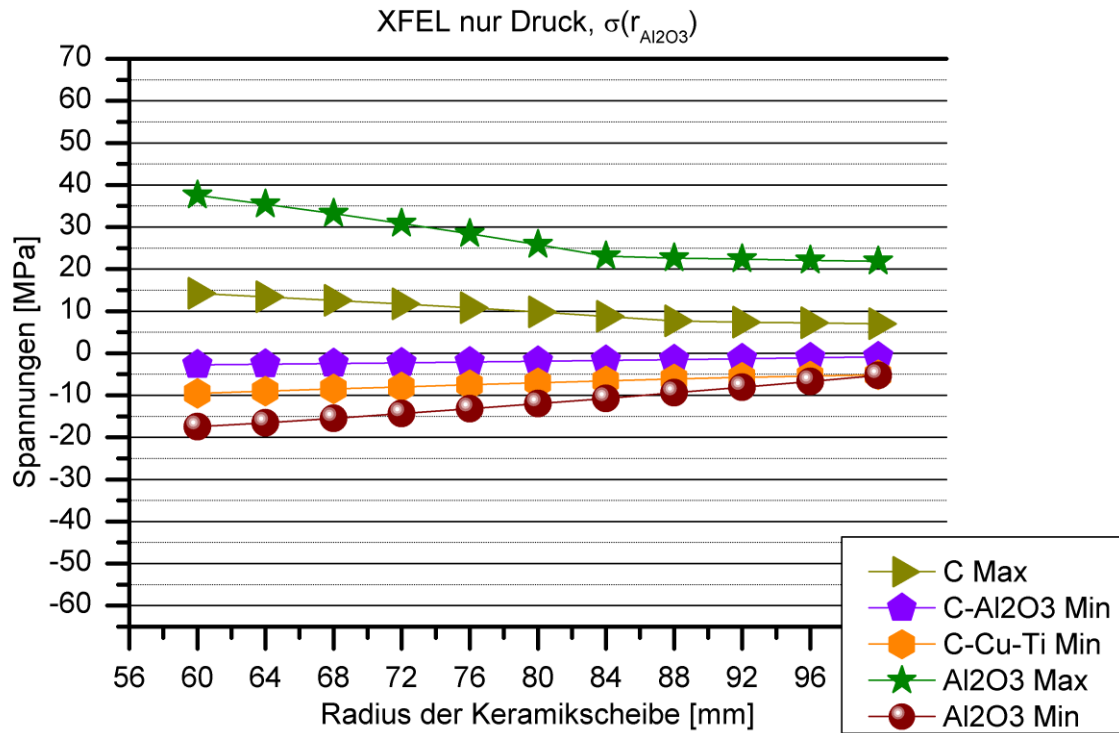


Abbildung A25: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des XFEL in Abhängigkeit von dem Radius der Keramikscheibe bei Belastung durch einen einseitigen Atmosphärendruck



## A.2 Diagramme der geometrischen Parametervariation des FLASH

### A.2.1 Belastung durch den ungesweepen Elektronenstrahl

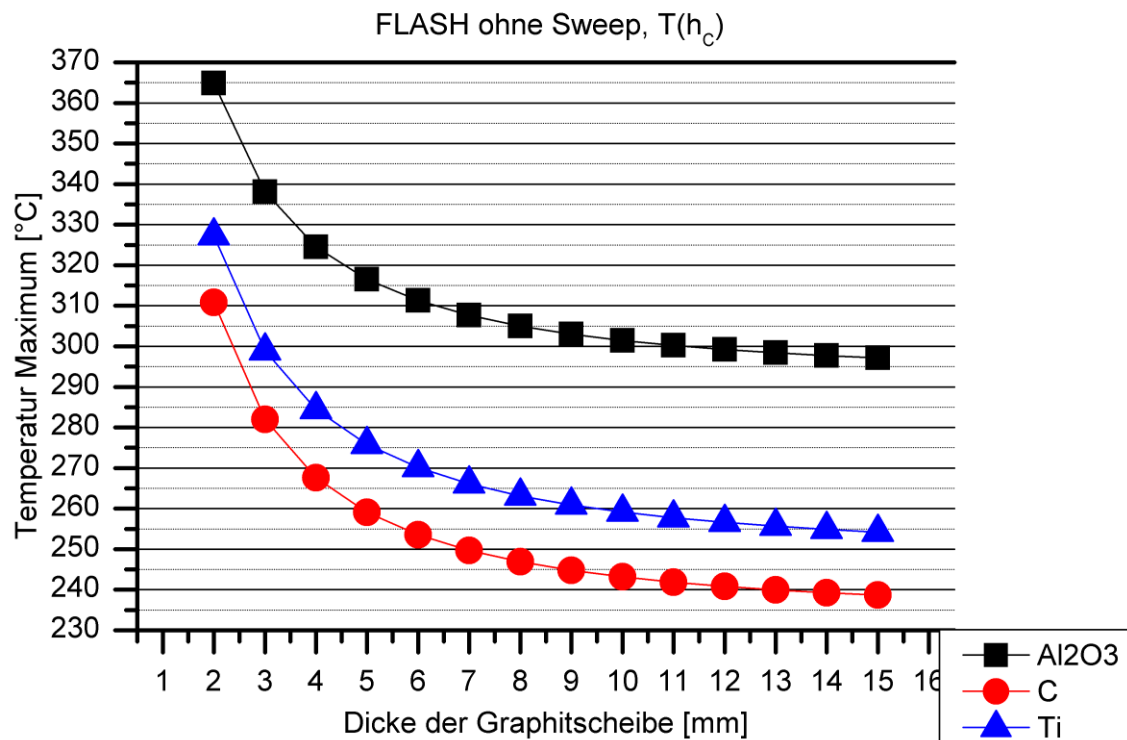


Abbildung A26: Maximale Temperaturen in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von der Dicke der Graphitscheibe bei Belastung durch einen ungesweepen Elektronenstrahl

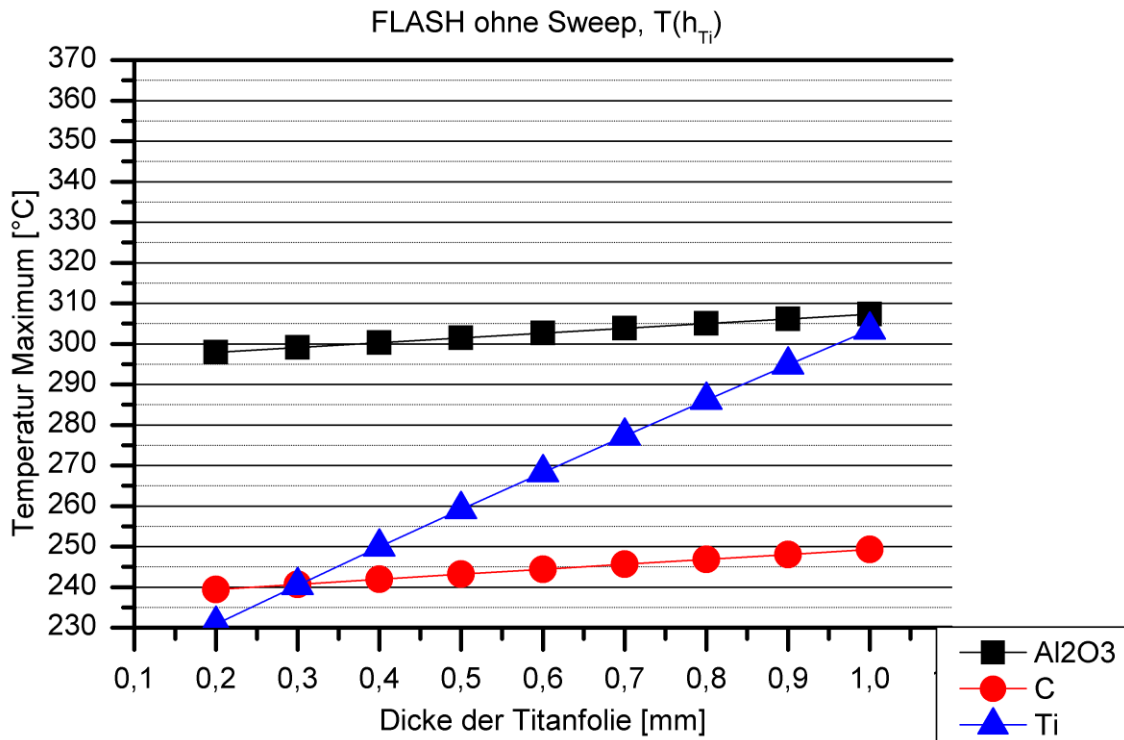


Abbildung A27: Maximale Temperaturen in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von der Dicke der Titanfolie bei Belastung durch einen ungesweepen Elektronenstrahl

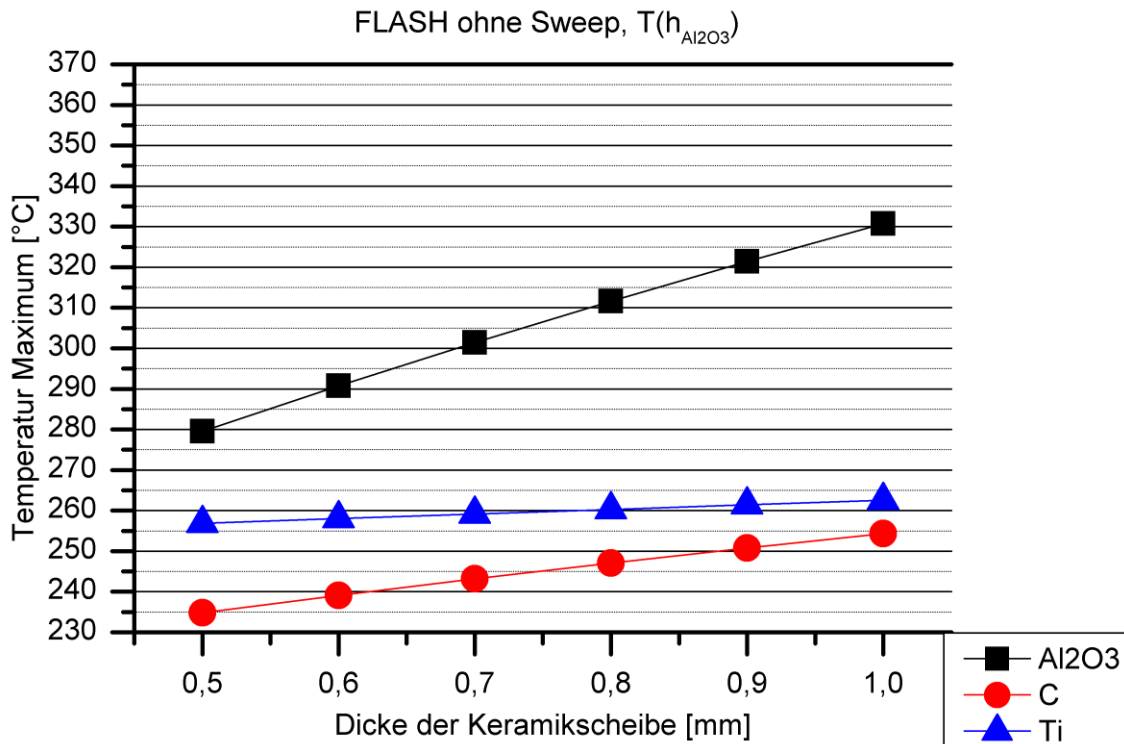


Abbildung A28: Maximale Temperaturen in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von der Dicke der Keramikscheibe bei Belastung durch einen ungesweepen Elektronenstrahl

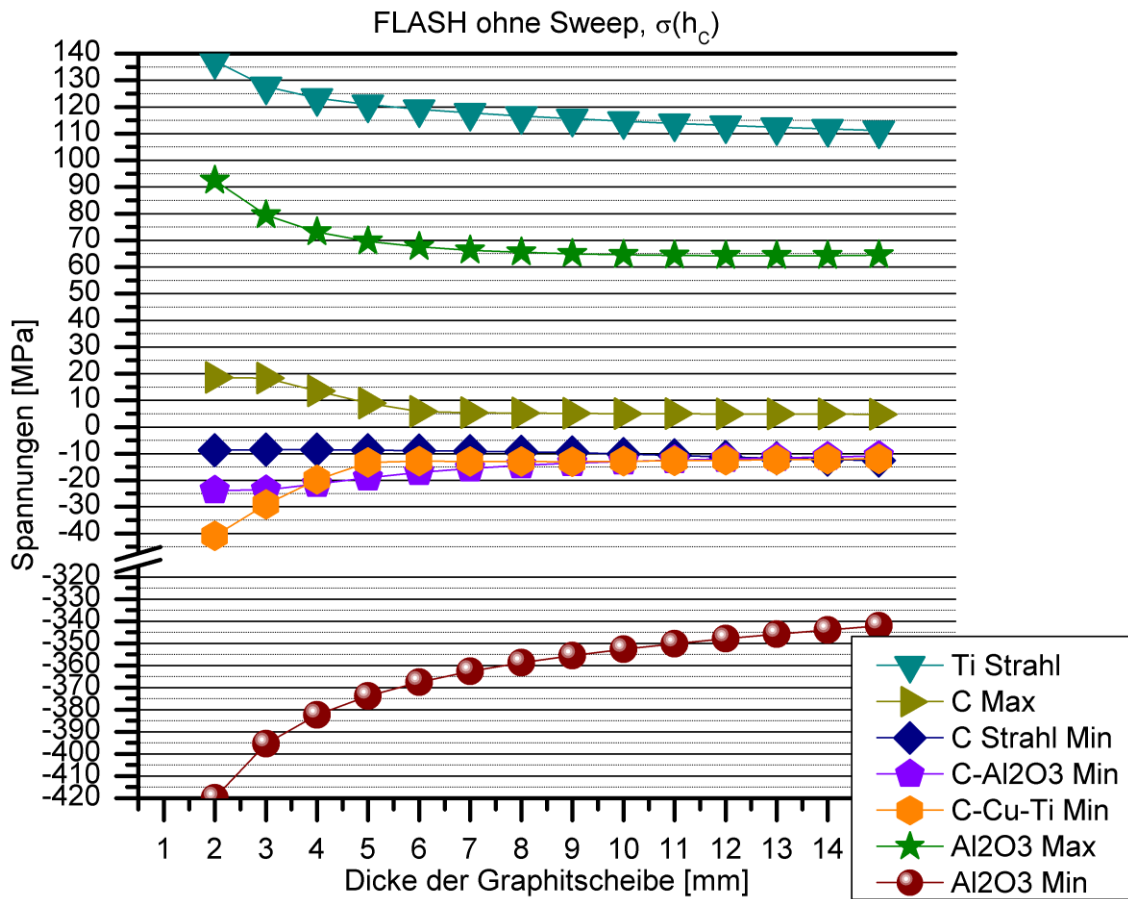


Abbildung A29: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von der Dicke der Graphitscheibe bei Belastung durch einen ungesweepen Elektronenstrahl

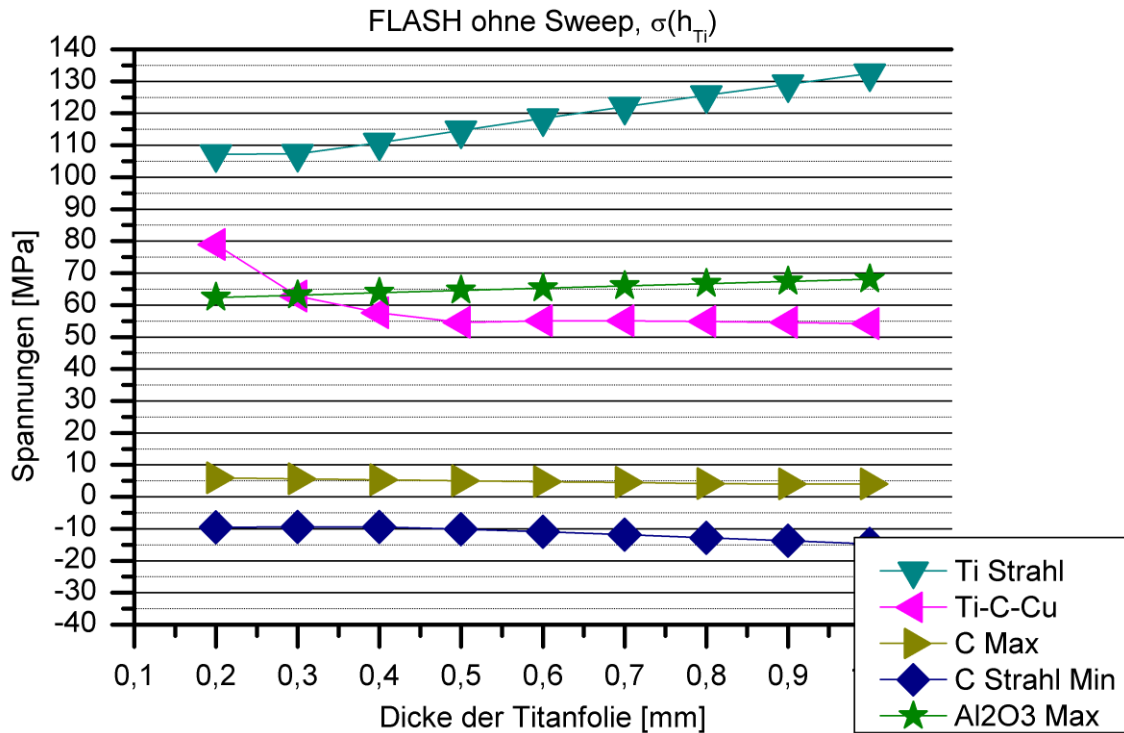


Abbildung A30: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von der Dicke der Titanfolie bei Belastung durch einen ungesweepeten Elektronenstrahl

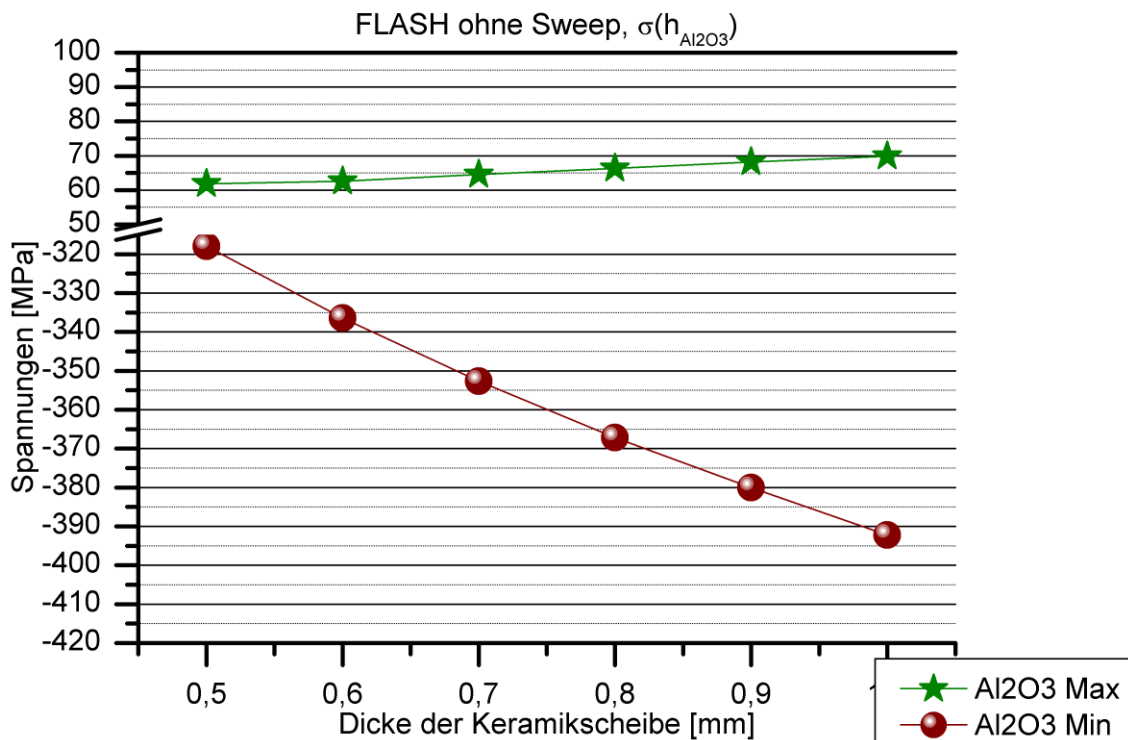


Abbildung A31: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von der Dicke der Keramikscheibe bei Belastung durch einen ungesweepeten Elektronenstrahl

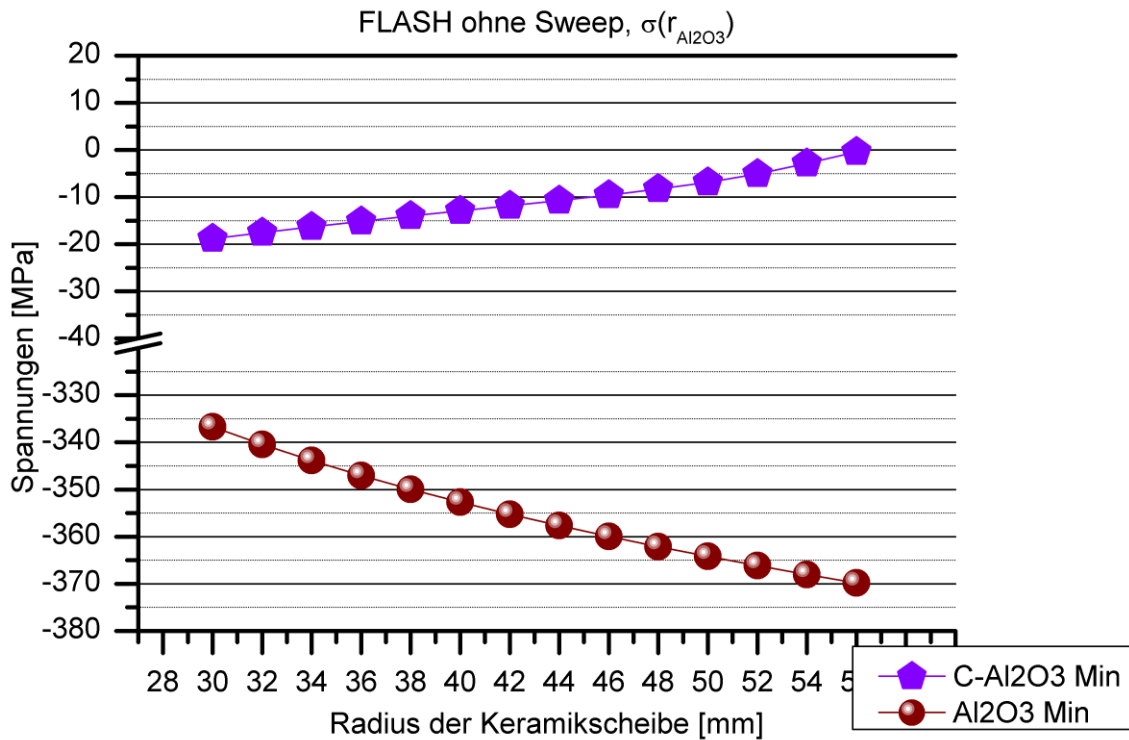


Abbildung A32: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von dem Radius der Keramikscheibe bei Belastung durch einen ungesweepeten Elektronenstrahl

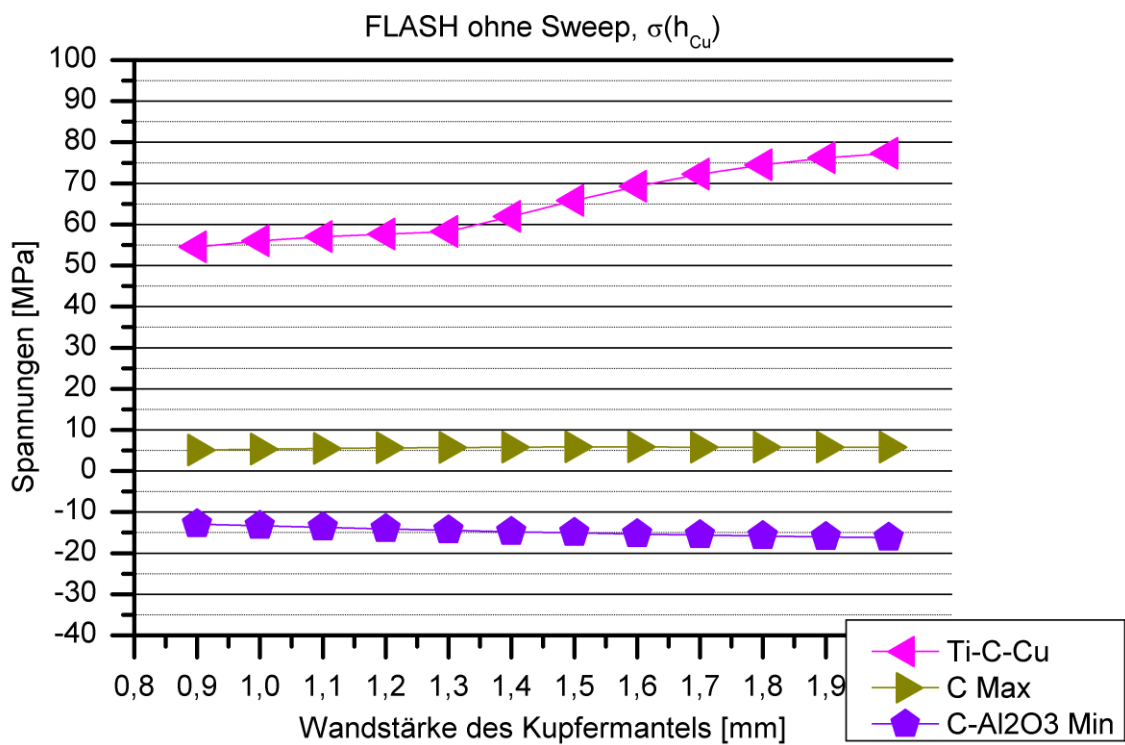


Abbildung A33: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von der Wandstärke des Kupfermantels bei Belastung durch einen ungesweepeten Elektronenstrahl

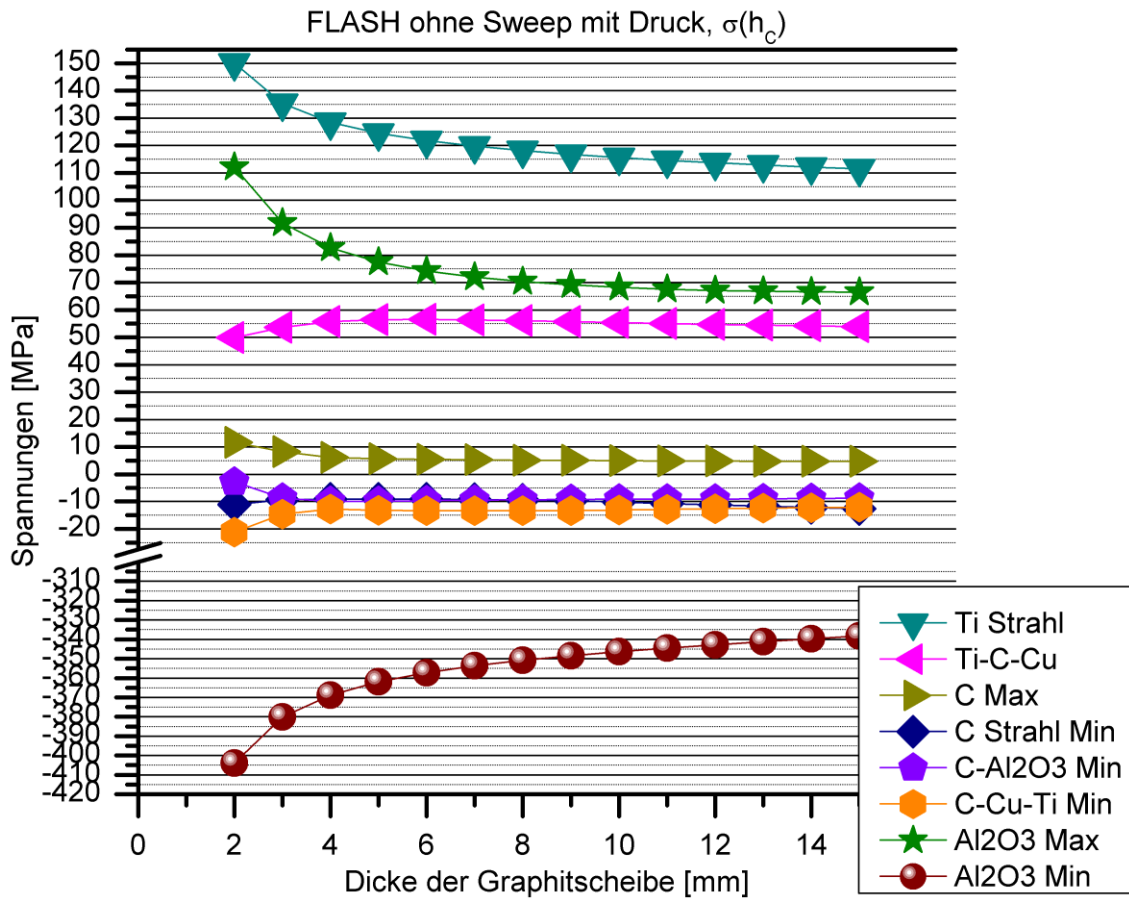


Abbildung A34: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von der Dicke der Graphitscheiben bei Belastung durch einen ungesweepeten Elektronenstrahl und einseitigen Atmosphärendruck

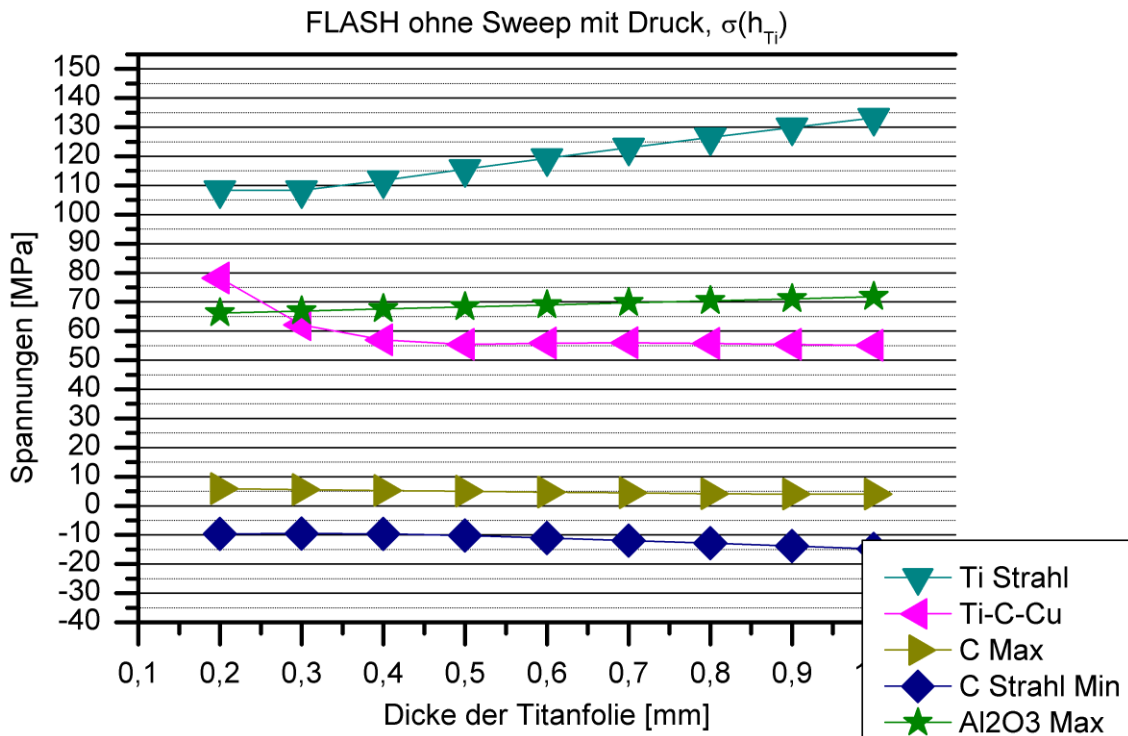


Abbildung A35: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von der Dicke der Titanfolie bei Belastung durch einen ungesweepeten Elektronenstrahl und einseitigen Atmosphärendruck

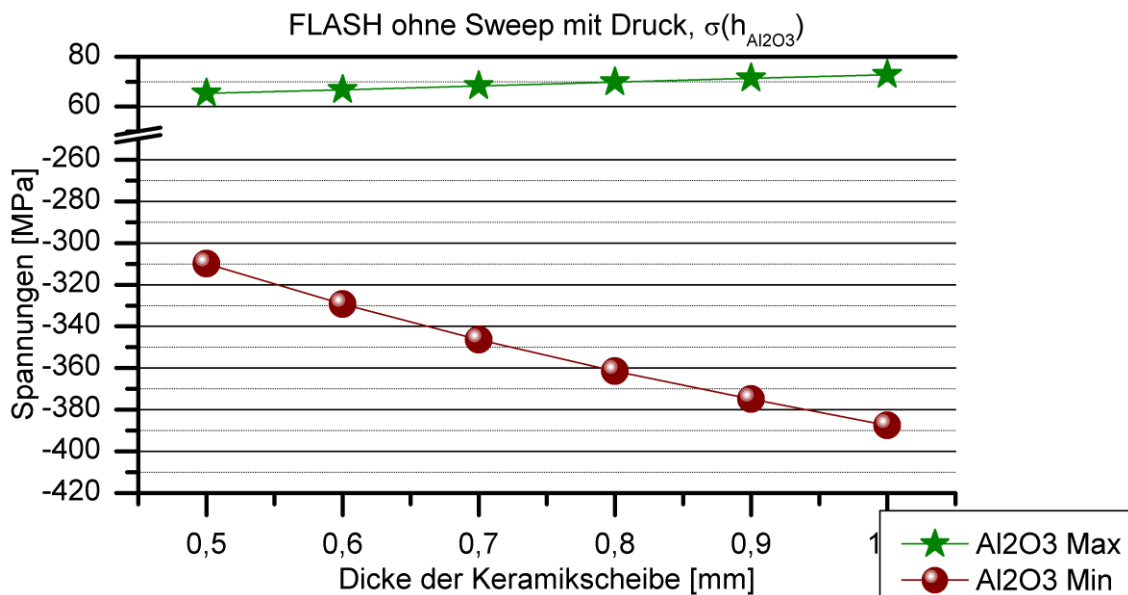


Abbildung A36: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von der Dicke der Keramikscheibe bei Belastung durch einen ungesweepeten Elektronenstrahl und einseitigen Atmosphärendruck

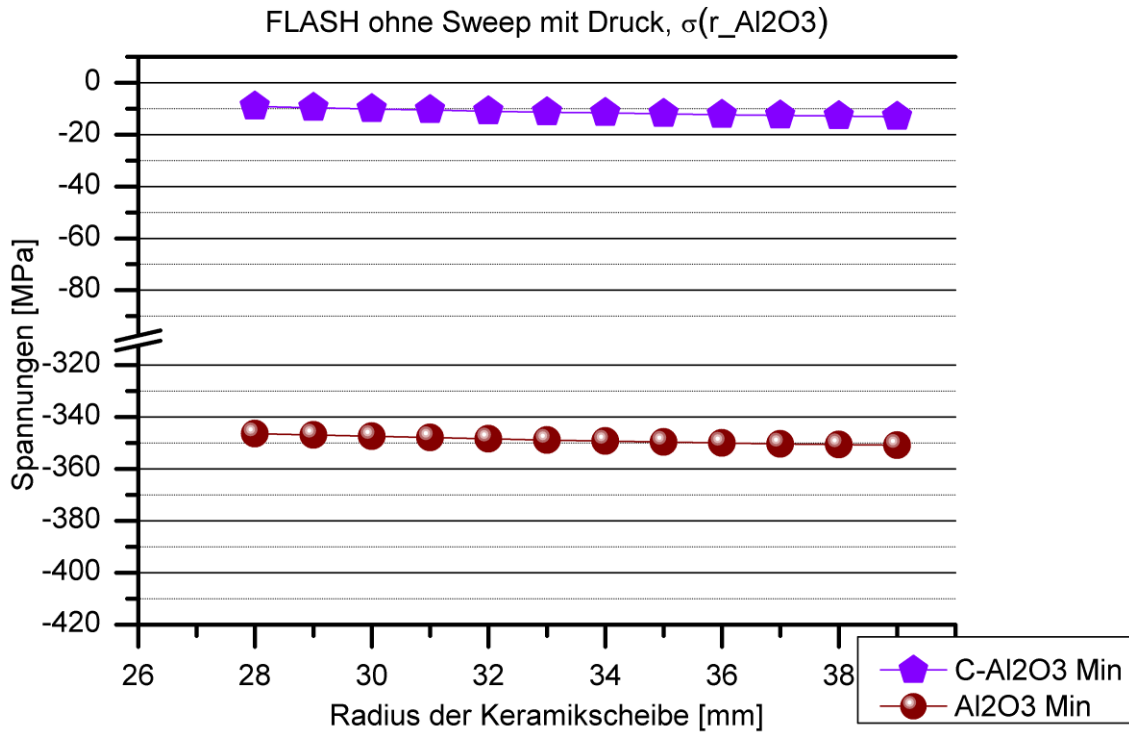


Abbildung A37: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von dem Radius der Keramikscheibe bei Belastung durch einen ungesweepeten Elektronenstrahl und einseitigen Atmosphärendruck

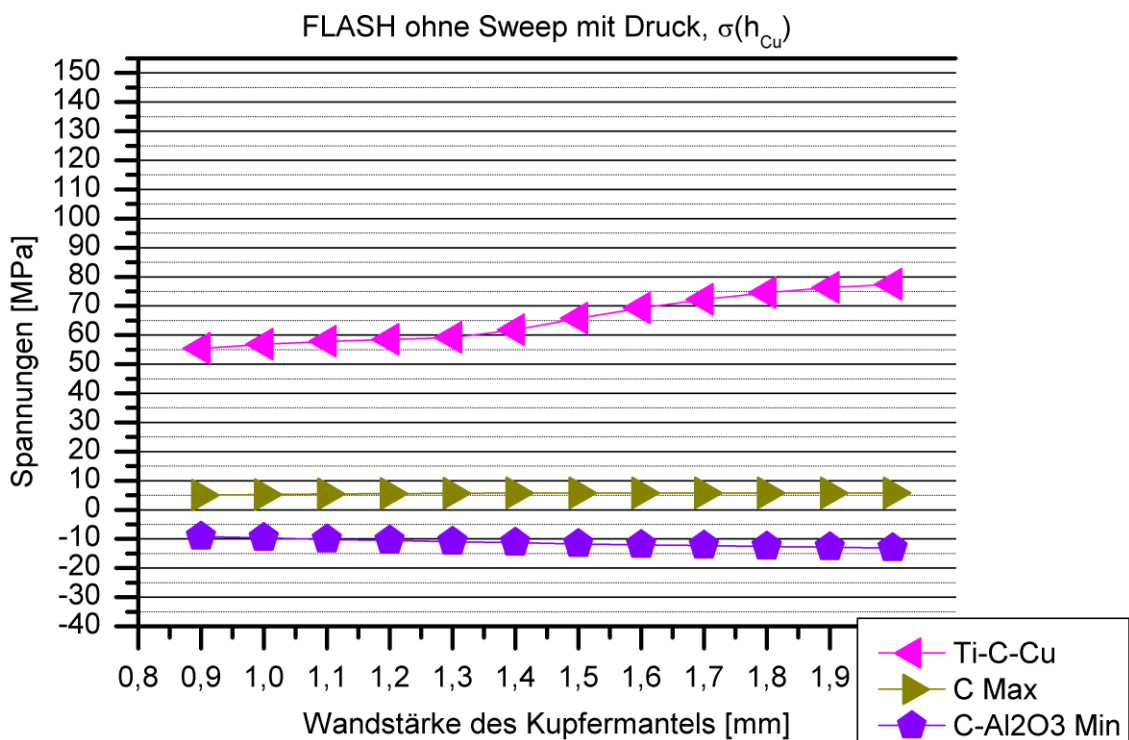


Abbildung A38: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von der Wandstärke des Kupfermantels bei Belastung durch einen ungesweepeten Elektronenstrahl und einseitigen Atmosphärendruck



### A.2.2 Belastung durch den gesweepeten Elektronenstrahl

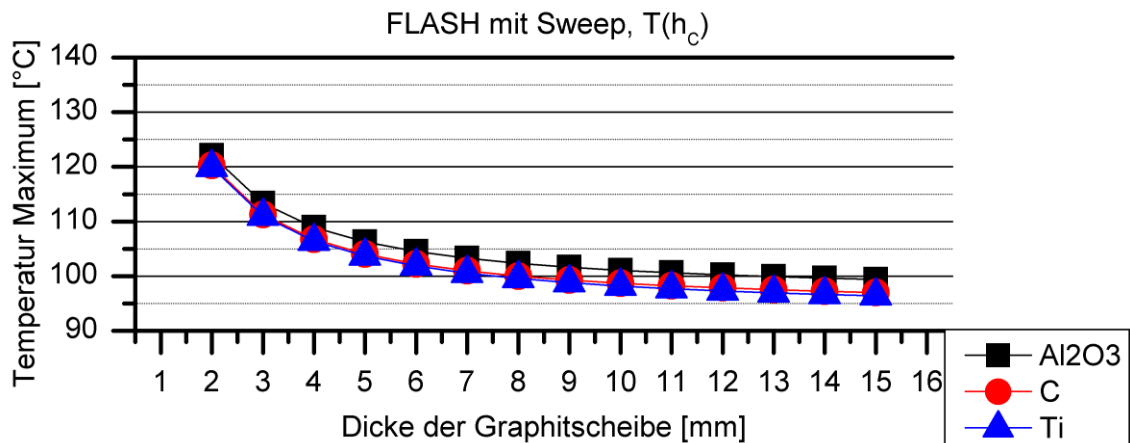


Abbildung A39: Maximale Temperatur in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von der Dicke der Graphitscheiben bei Belastung durch einen gesweepeten Elektronenstrahl

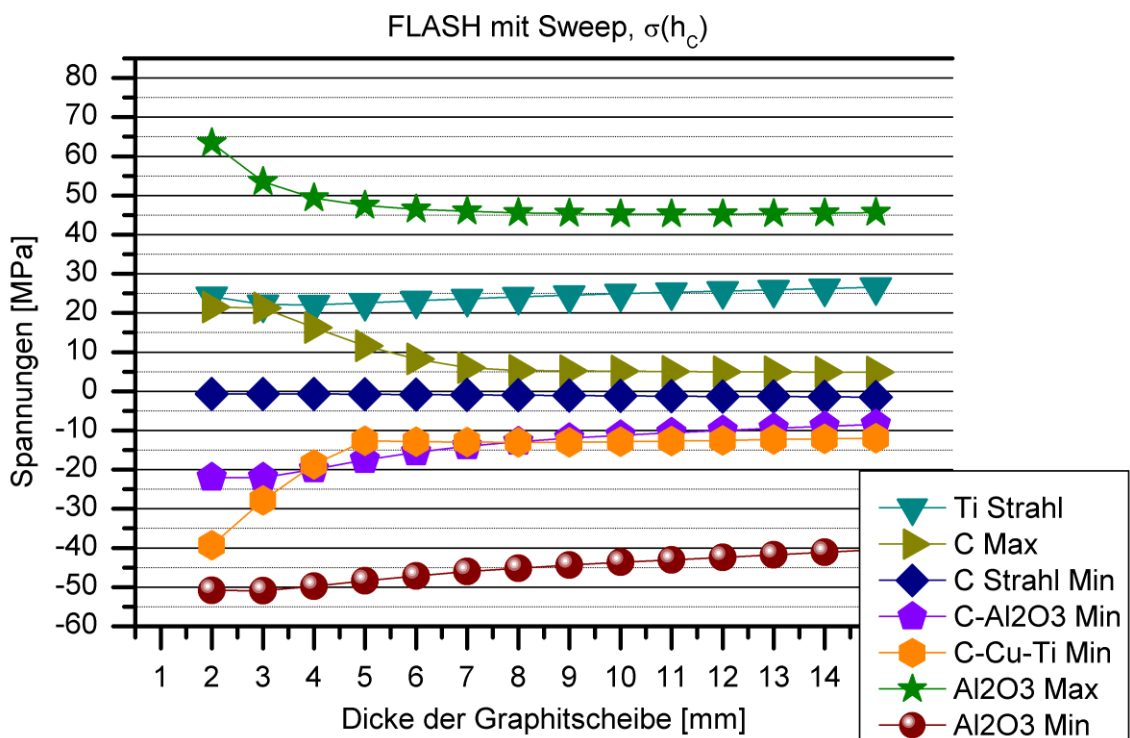


Abbildung A40: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von der Dicke der Graphitscheiben bei Belastung durch einen gesweepeten Elektronenstrahl

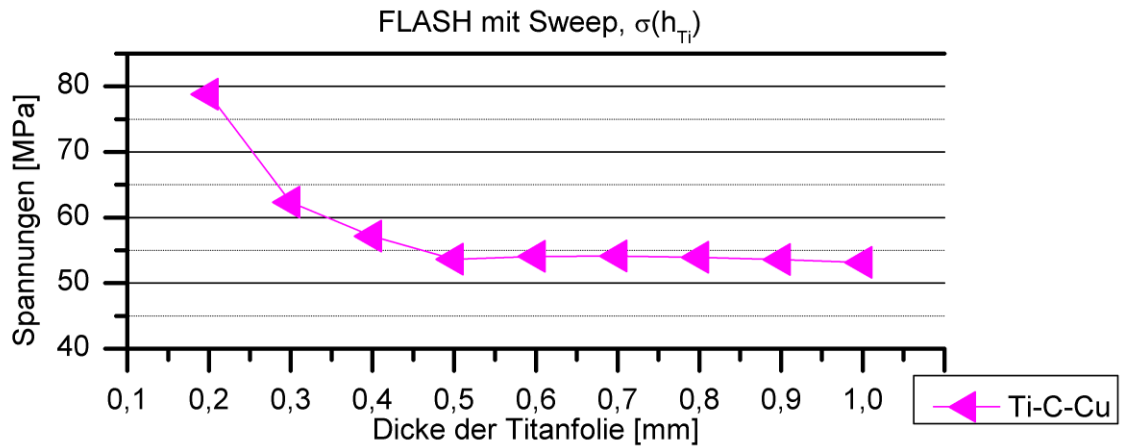


Abbildung A41: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von der Dicke der Titanfolie bei Belastung durch einen gesweepeten Elektronenstrahl

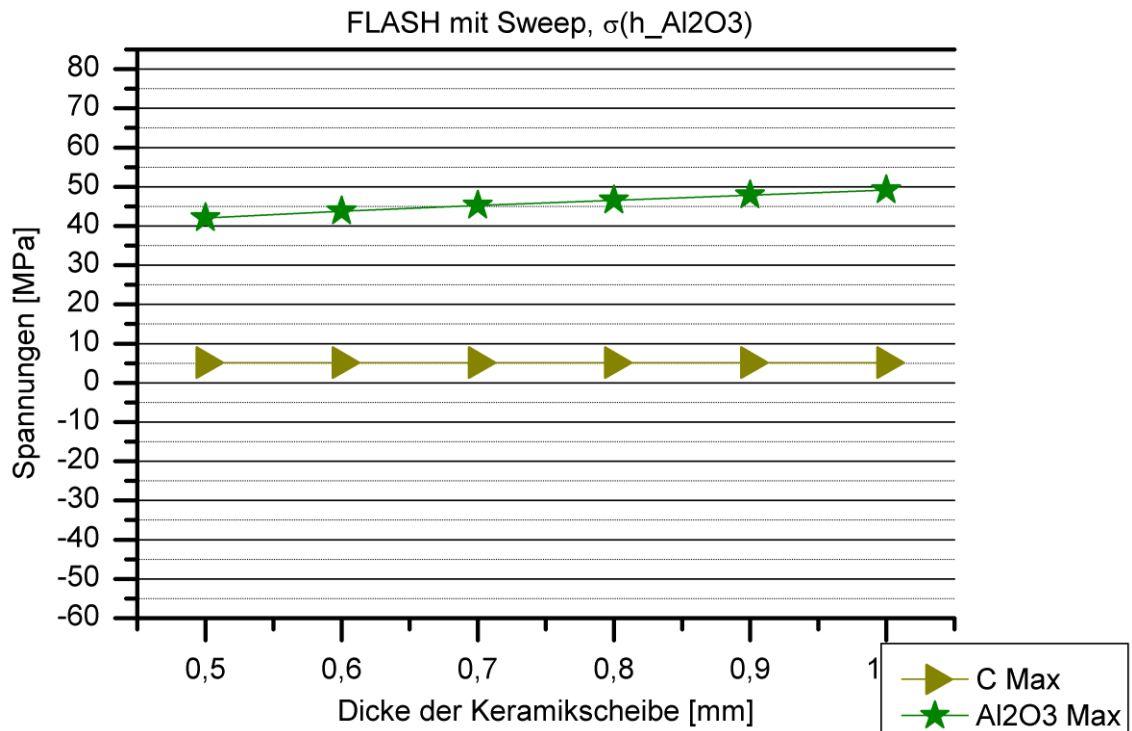


Abbildung A42: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von der Dicke der Keramikscheibe bei Belastung durch einen gesweepeten Elektronenstrahl

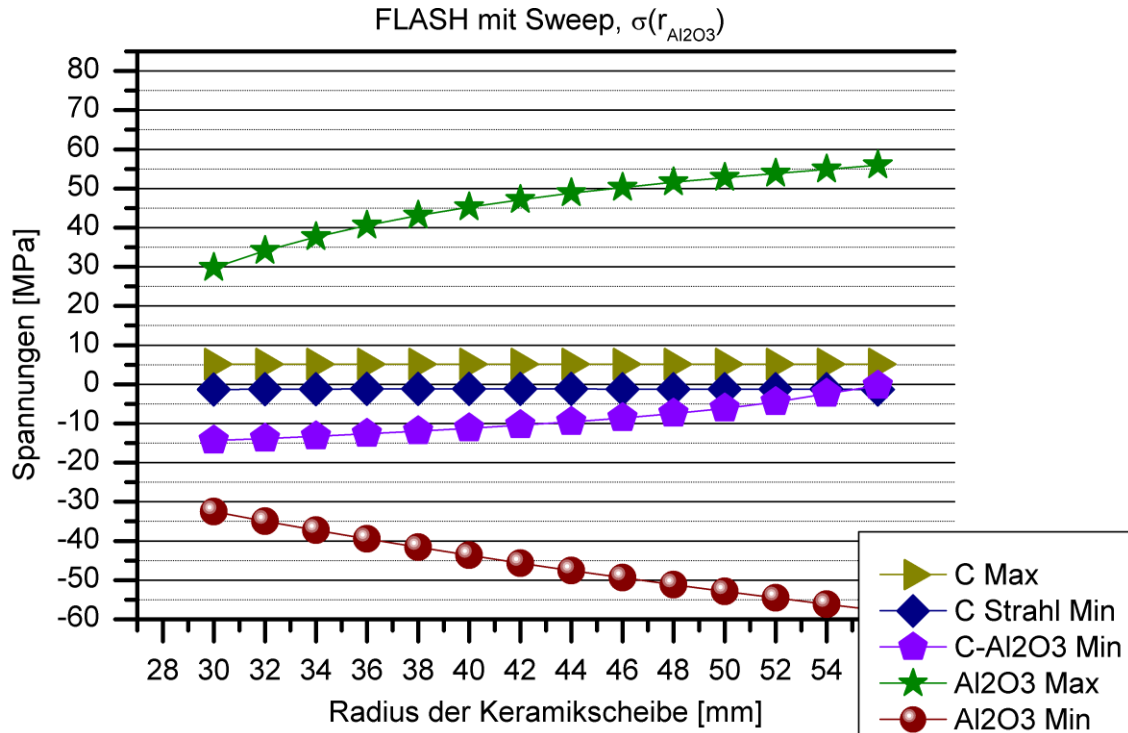


Abbildung A43: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von dem Radius der Keramikscheibe bei Belastung durch einen gesweepeten Elektronenstrahl

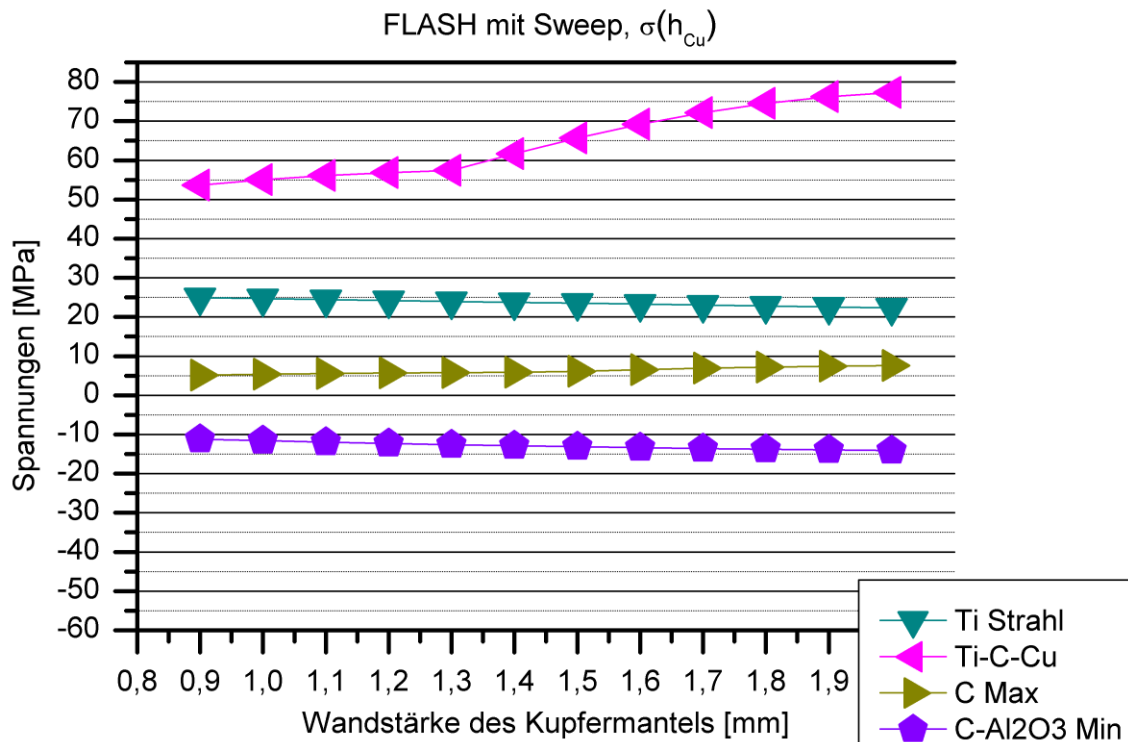


Abbildung A44: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von der Wandstärke des Kupfermantels bei Belastung durch einen gesweepeten Elektronenstrahl

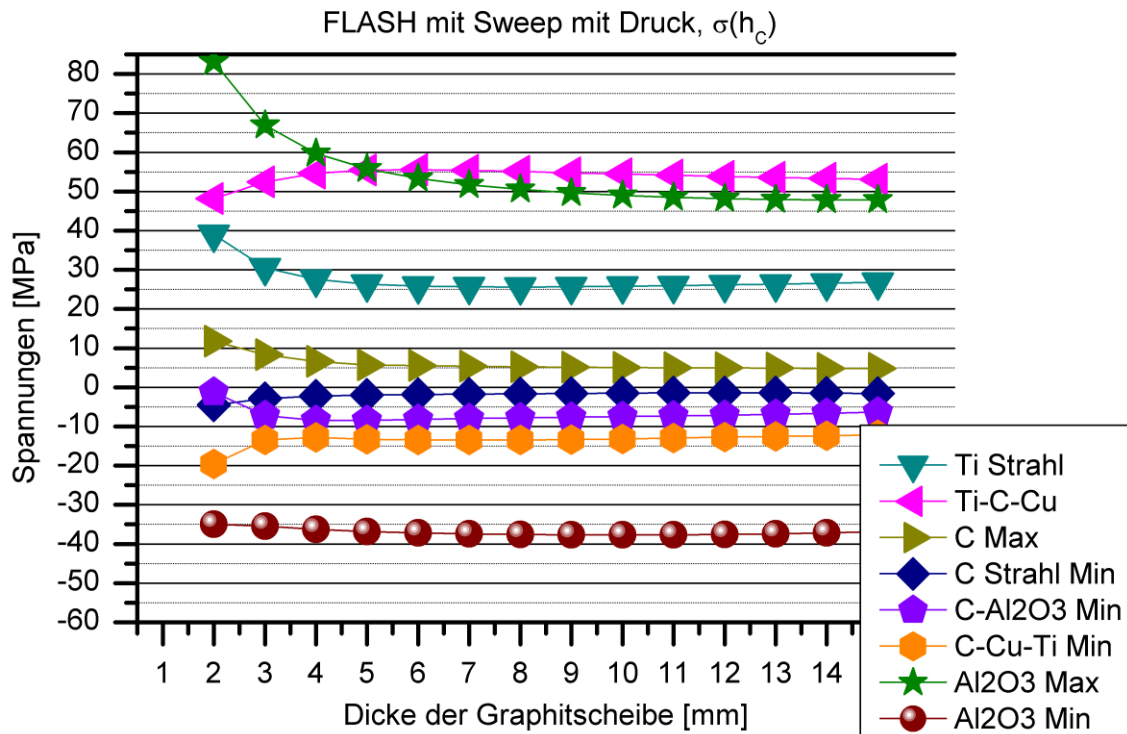


Abbildung A45: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von der Dicke der Graphitscheiben bei Belastung durch einen gesweepeten Elektronenstrahl und einseitigen Atmosphärendruck

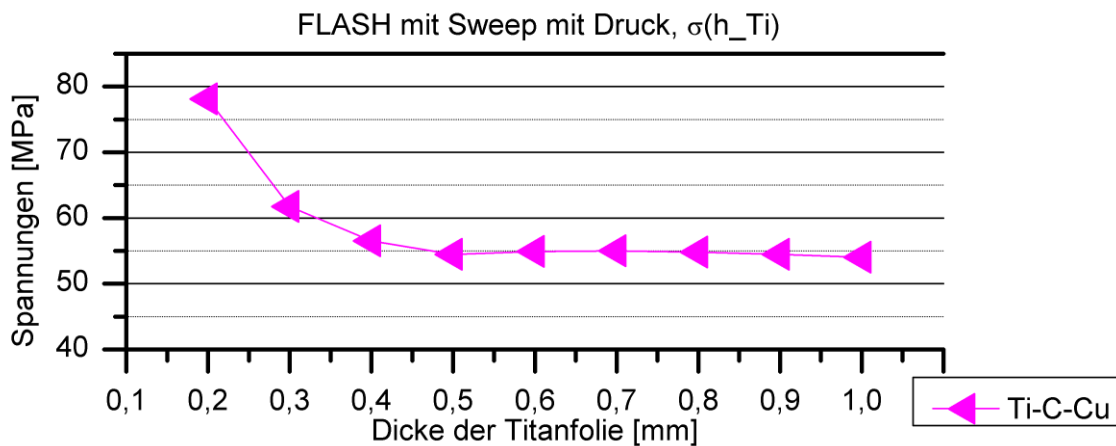


Abbildung A46: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von der Dicke der Titanfolie bei Belastung durch einen gesweepeten Elektronenstrahl und einseitigen Atmosphärendruck

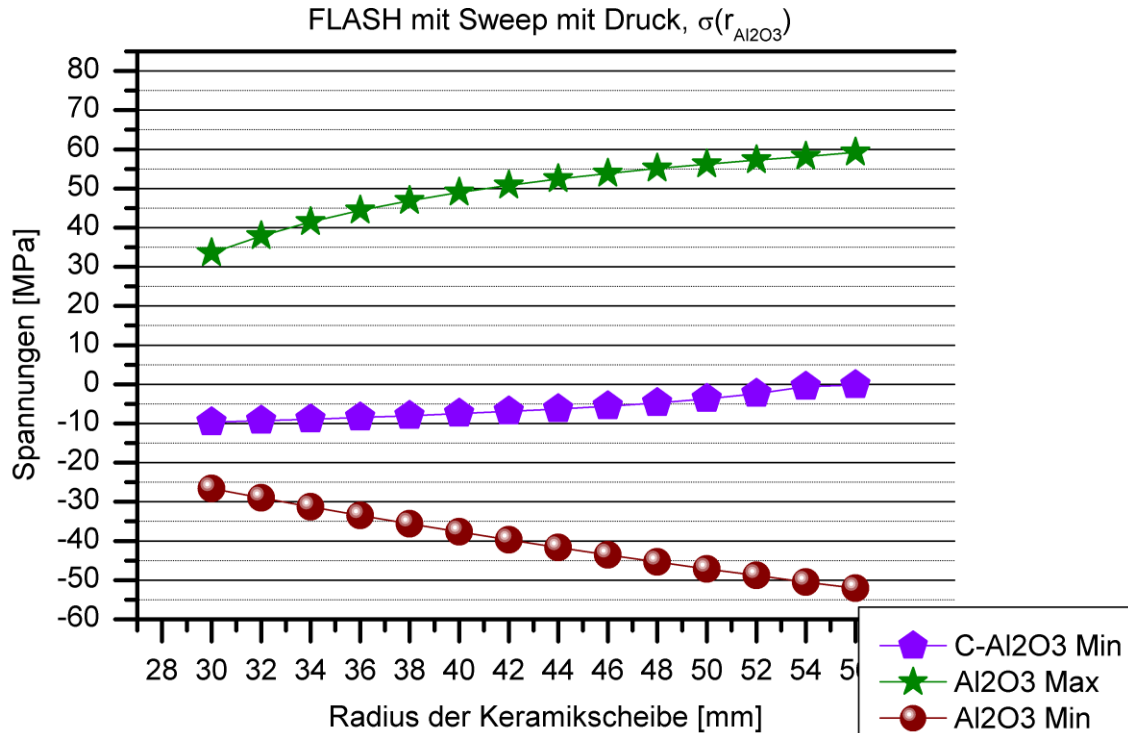


Abbildung A47: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumsfensters des FLASH in Abhängigkeit von dem Radius der Keramikscheibe bei Belastung durch einen gesweepeten Elektronenstrahl und einseitigen Atmosphärendruck

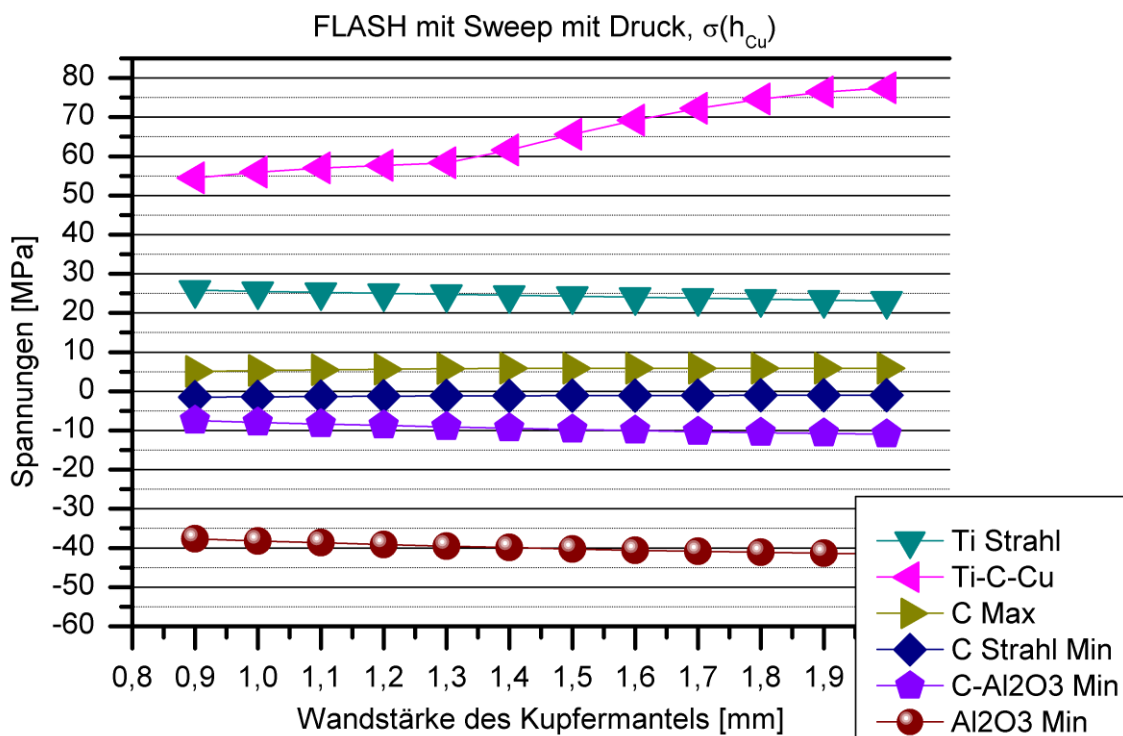


Abbildung A48: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumsfensters des FLASH in Abhängigkeit von der Wandstärke des Kupfermantels bei Belastung durch einen gesweepeten Elektronenstrahl und einseitigen Atmosphärendruck

### A.2.3 Belastung nur durch Atmosphärendruck

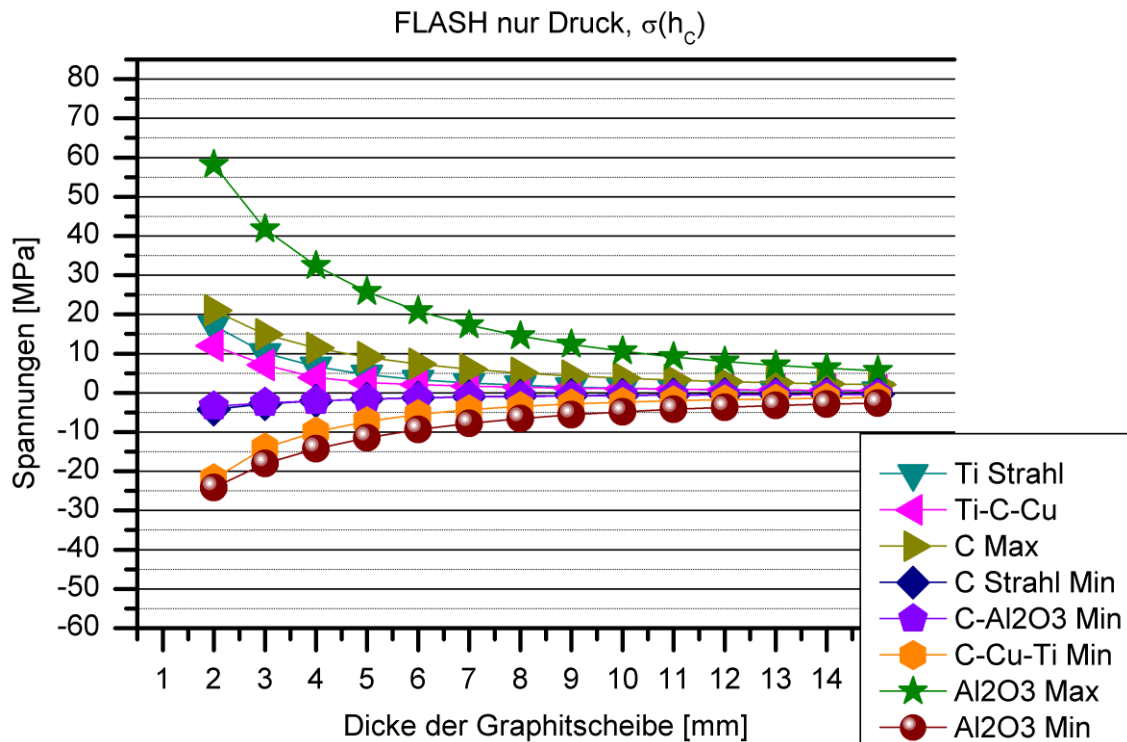


Abbildung A49: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von der Dicke der Graphitscheiben bei Belastung durch einen einseitigen Atmosphärendruck

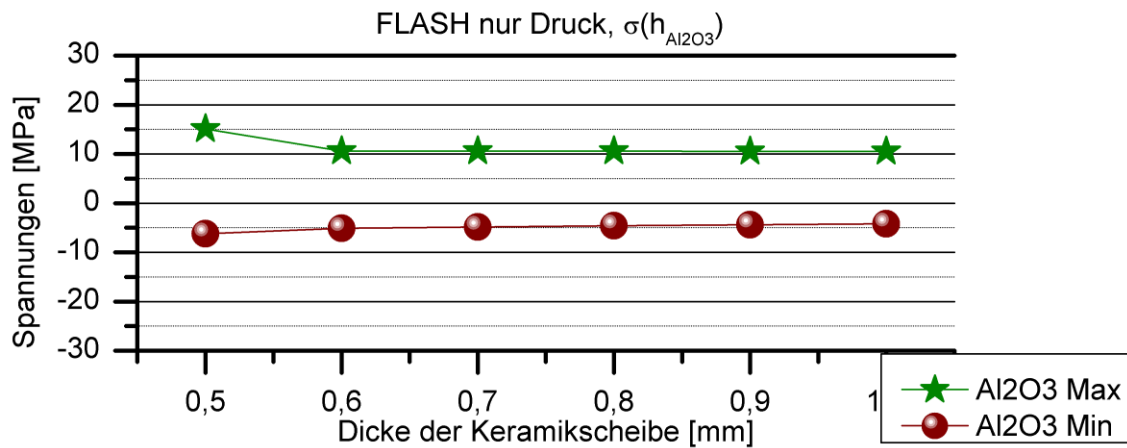


Abbildung A50: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von der Dicke Keramikscheibe bei Belastung durch einen einseitigen Atmosphärendruck

### A.3 Diagramme der Strahlparametervariationen des XFEL

#### A.3.1 Belastung durch den ungesweepen Elektronenstrahl

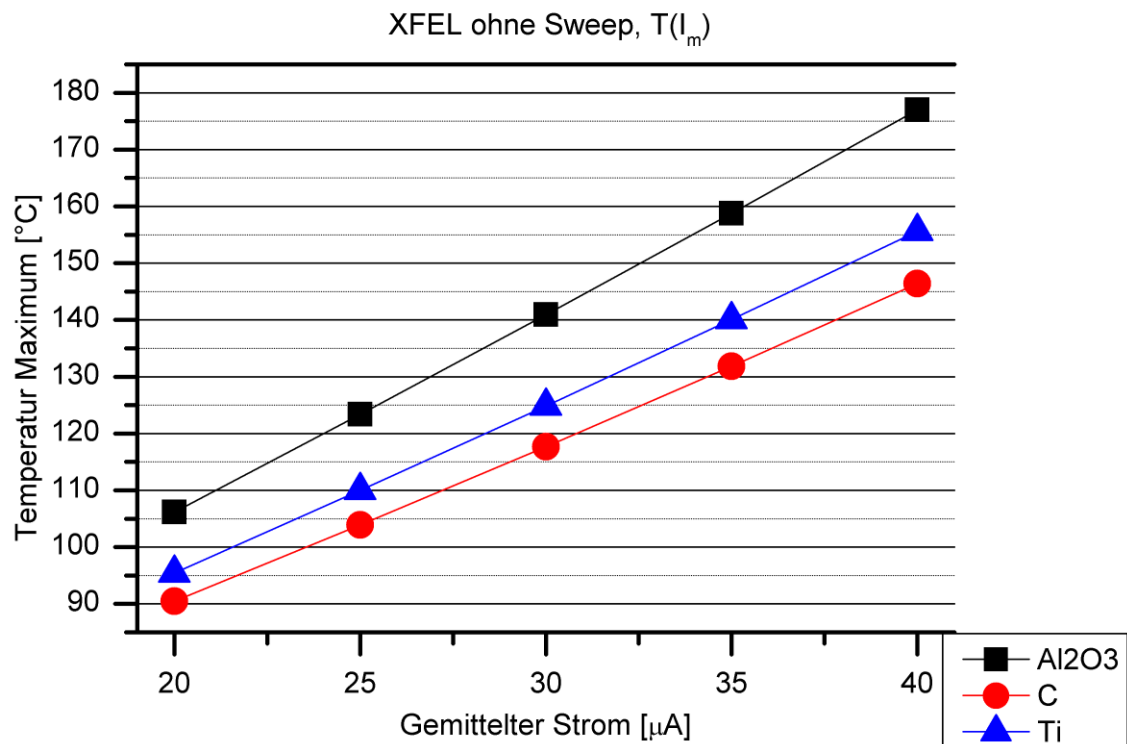


Abbildung A51: Maximale Temperaturen in den Komponenten des Vakuumfensters des XFEL in Abhängigkeit von dem gemittelten Strom bei Belastung durch einen ungesweepen Elektronenstrahl

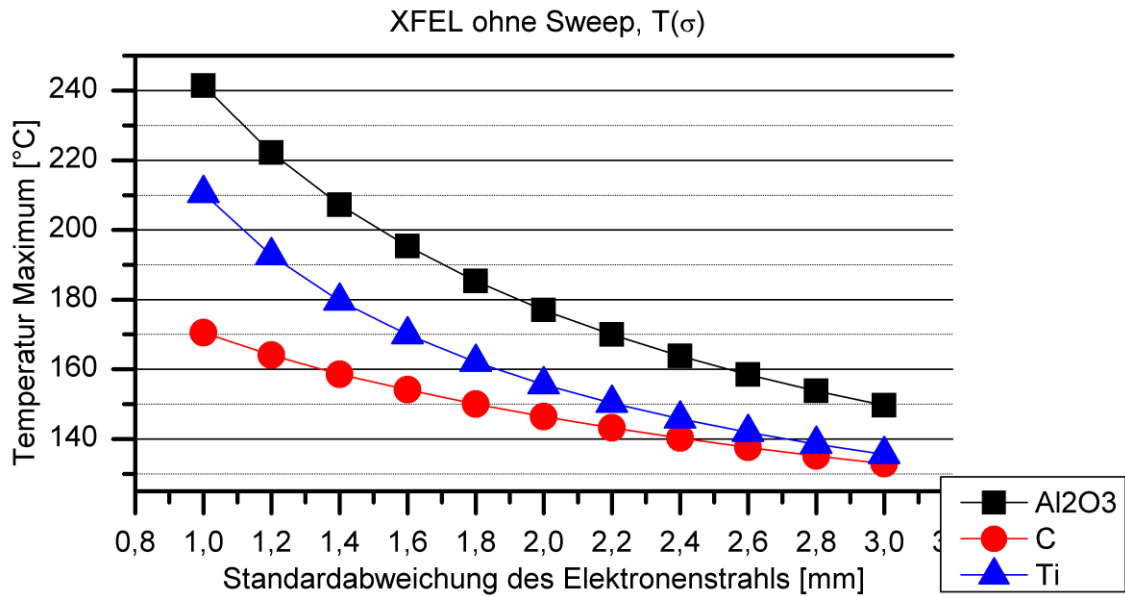


Abbildung A52: Maximale Temperaturen in den Komponenten des Vakuumsfensters des XFEL in Abhängigkeit von der Standardabweichung der Verteilungsfunktion bei Belastung durch einen ungesweepeten Elektronenstrahl

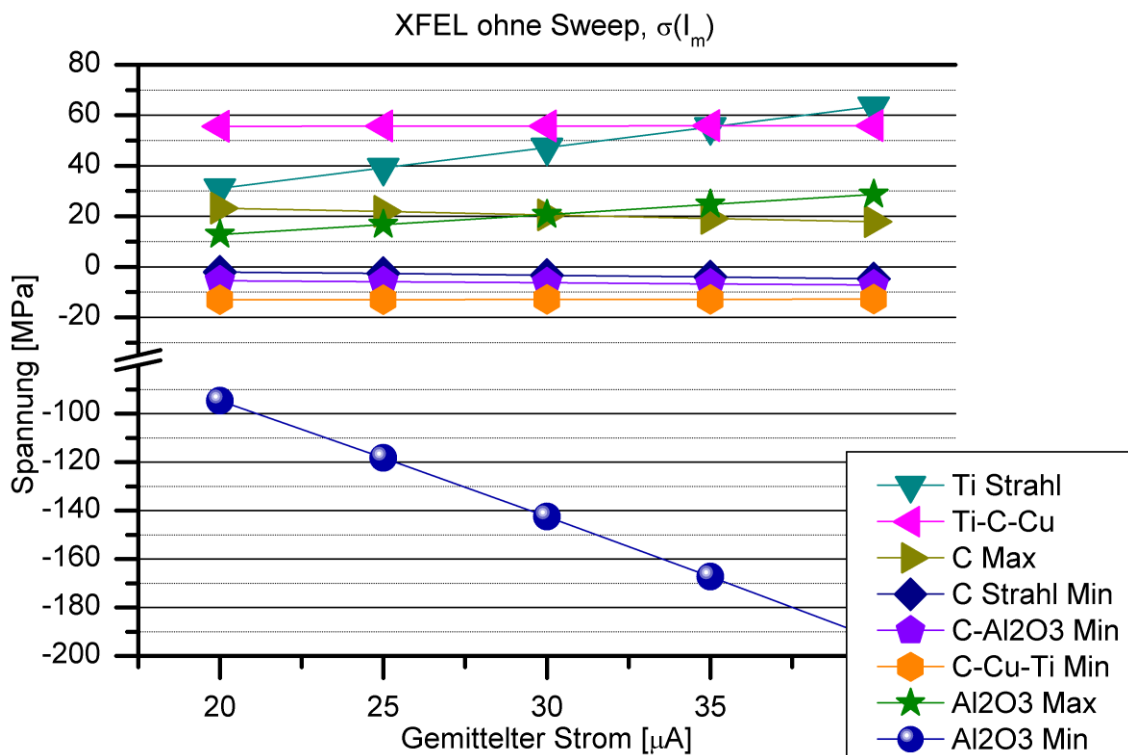


Abbildung A53: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumsfensters des XFEL in Abhängigkeit von dem gemittelten Strom bei Belastung durch einen ungesweepeten Elektronenstrahl



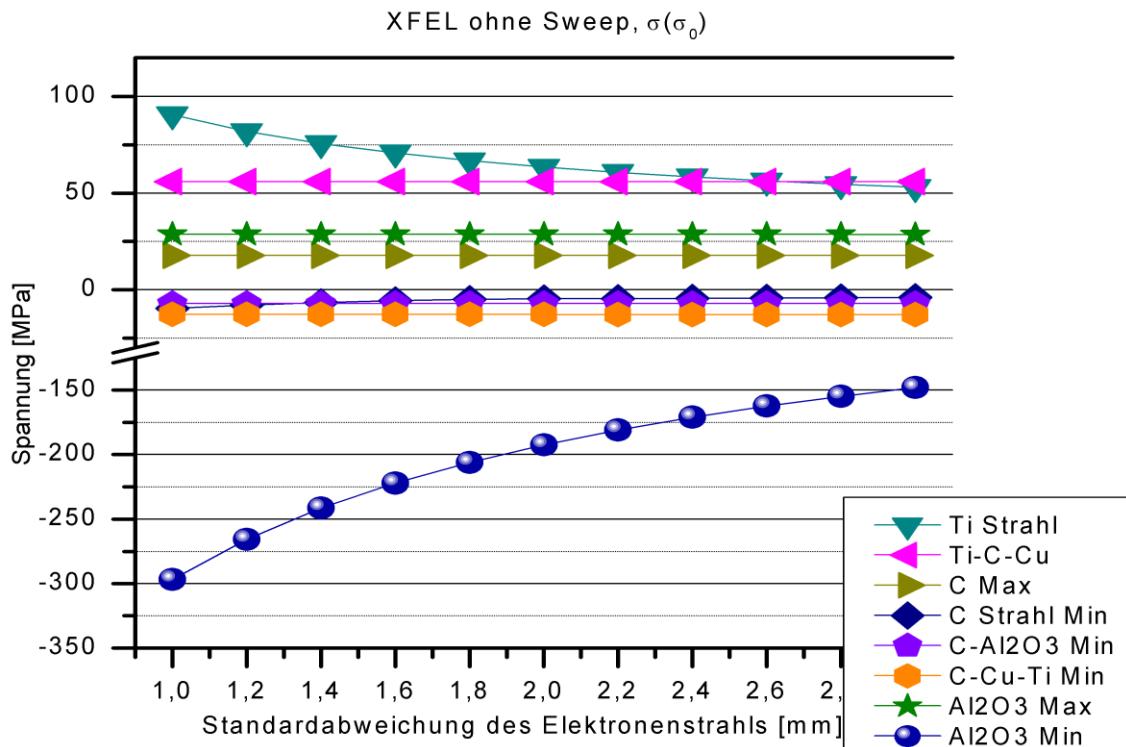


Abbildung A54: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumsfensters des XFEL in Abhängigkeit von der Standardabweichung der Verteilungsfunktion bei Belastung durch einen ungesweepen Elektronenstrahl

### A.3.2 Belastung durch den gesweepen Elektronenstrahl

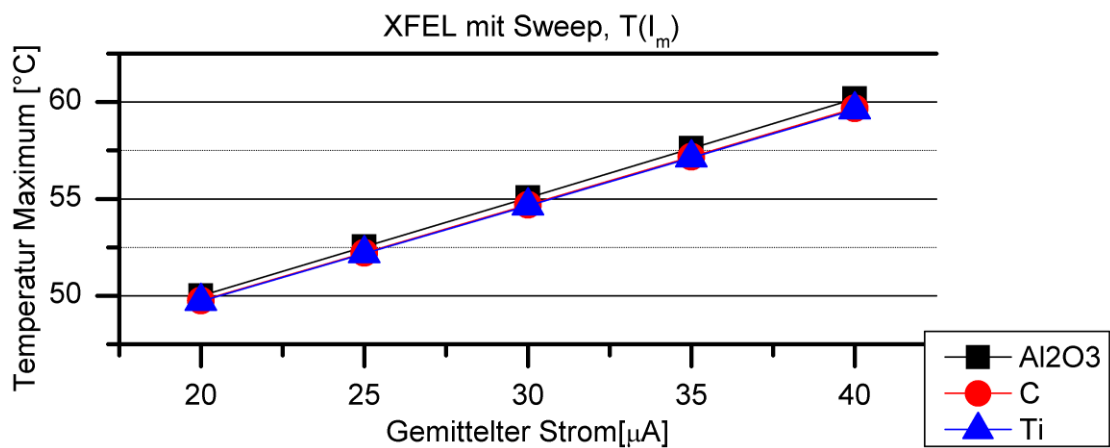


Abbildung A55: Maximale Temperaturen in den Komponenten des Vakuumsfensters des XFEL in Abhängigkeit von dem gemittelten Strom bei Belastung durch einen gesweepen Elektronenstrahl

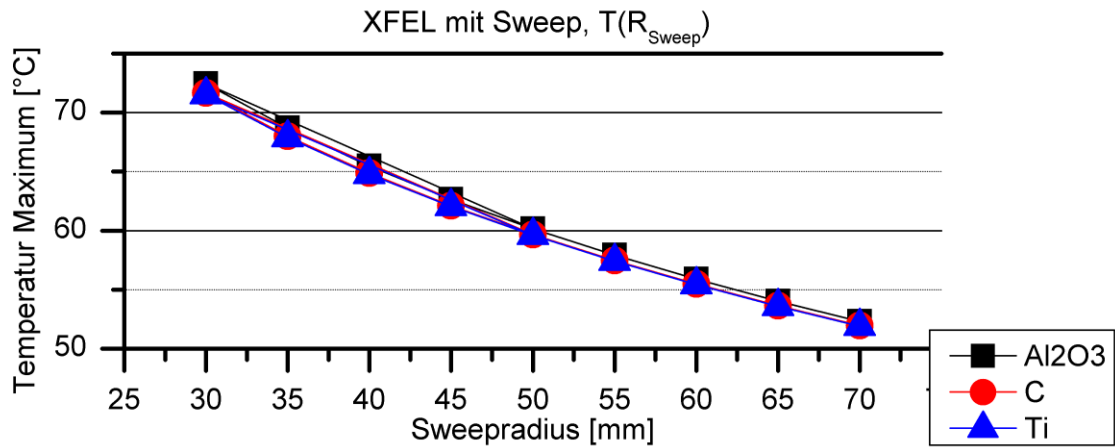


Abbildung A56: Maximale Temperaturen in den Komponenten des Vakuumfensters des XFEL in Abhängigkeit von dem Sweepradius bei Belastung durch einen gesweepeten Elektronenstrahl

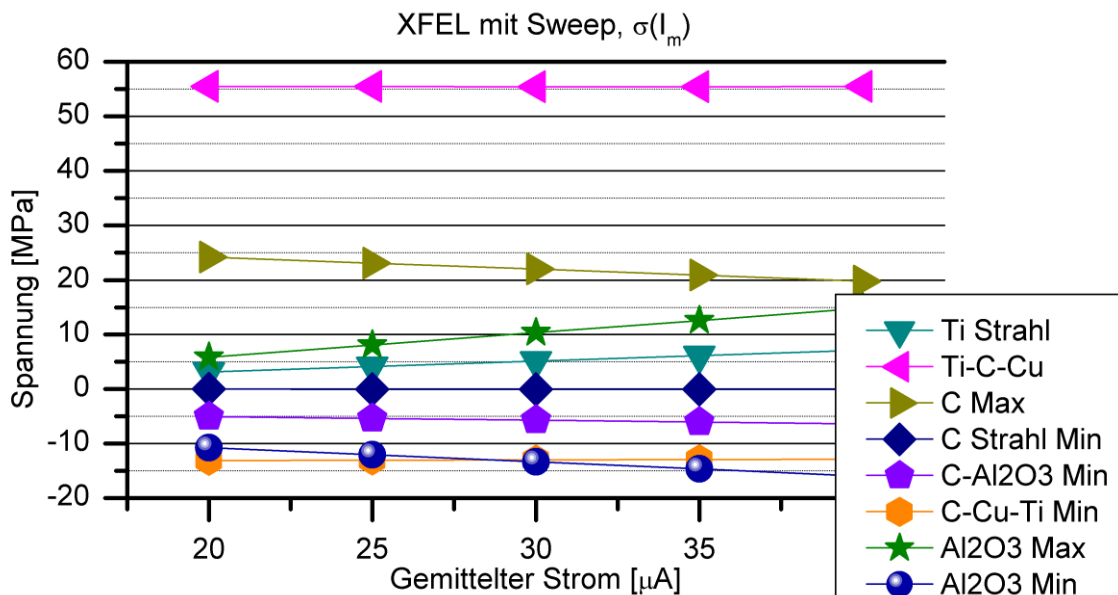


Abbildung A57: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des XFEL in Abhängigkeit von dem gemittelten Strom bei Belastung durch einen gesweepeten Elektronenstrahl

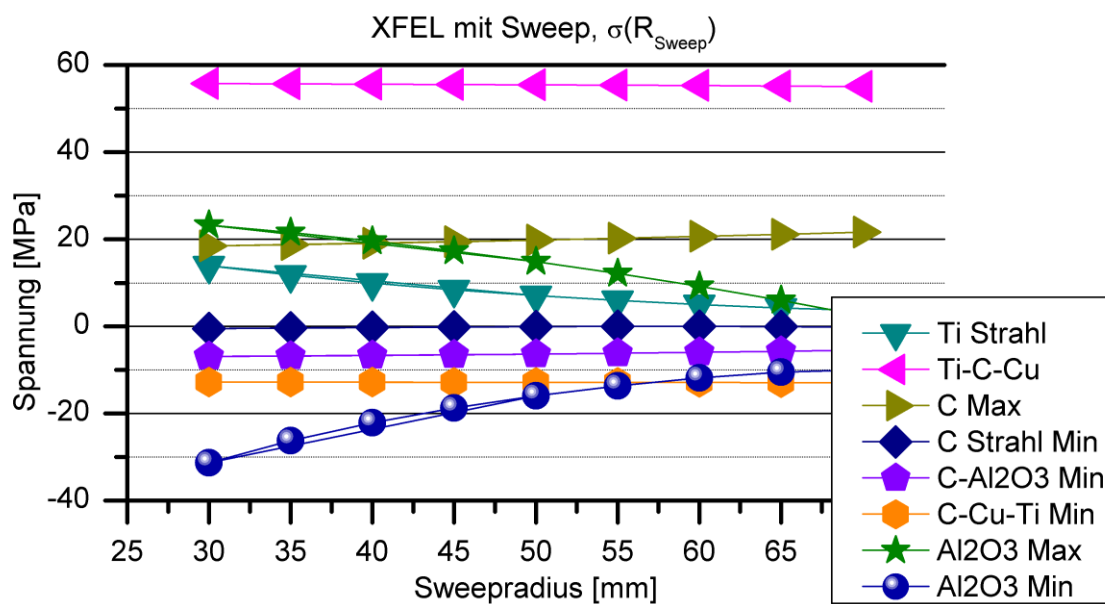


Abbildung A58: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des XFEL in Abhängigkeit von dem Sweepradius bei Belastung durch einen gesweepeten Elektronenstrahl

## A.4 Diagramme der Strahlparametervariationen des FLASH

### A.4.1 Belastung durch den ungesweepen Elektronenstrahl

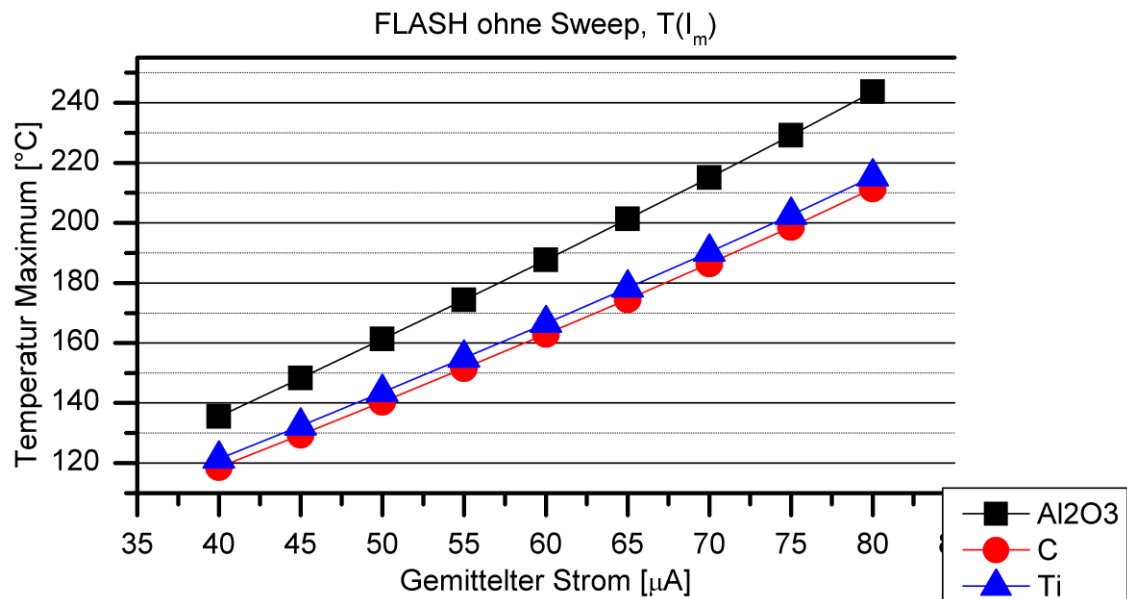


Abbildung A59: Maximale Temperaturen in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von dem gemittelten Strom bei Belastung durch einen ungesweepen Elektronenstrahl

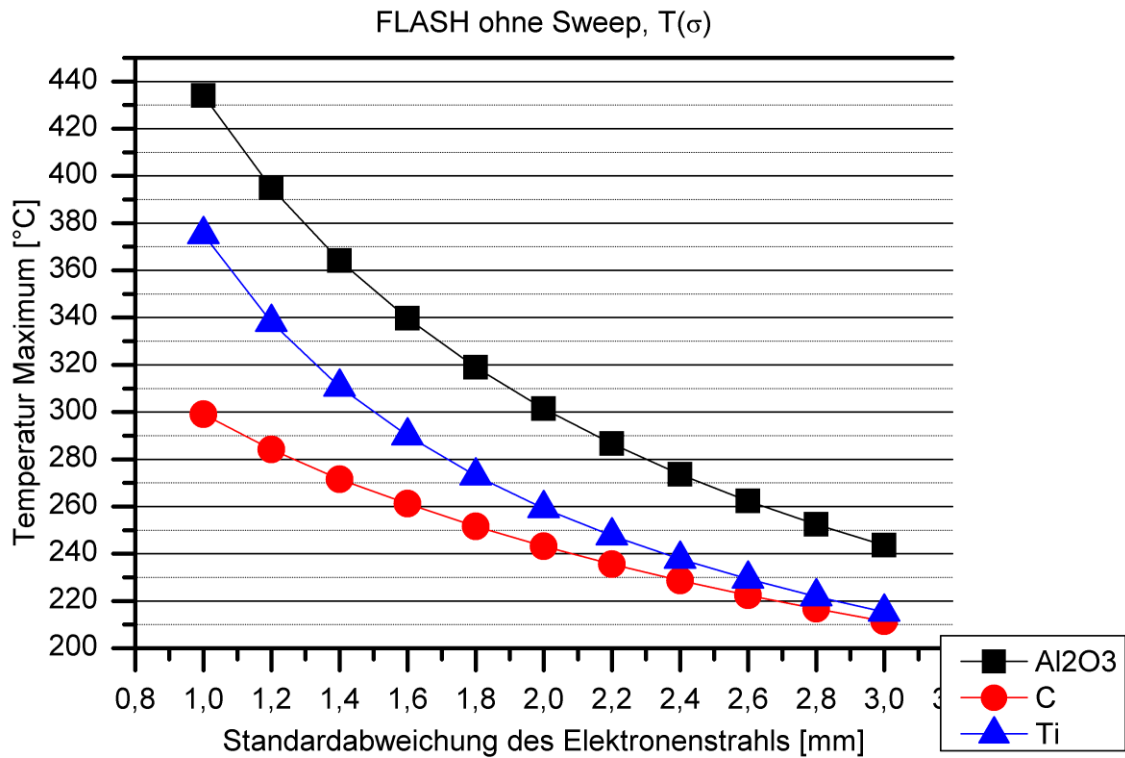


Abbildung A60: Maximale Temperaturen in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von der Standardabweichung der Verteilungsfunktion bei Belastung durch einen ungesweepen Elektronenstrahl

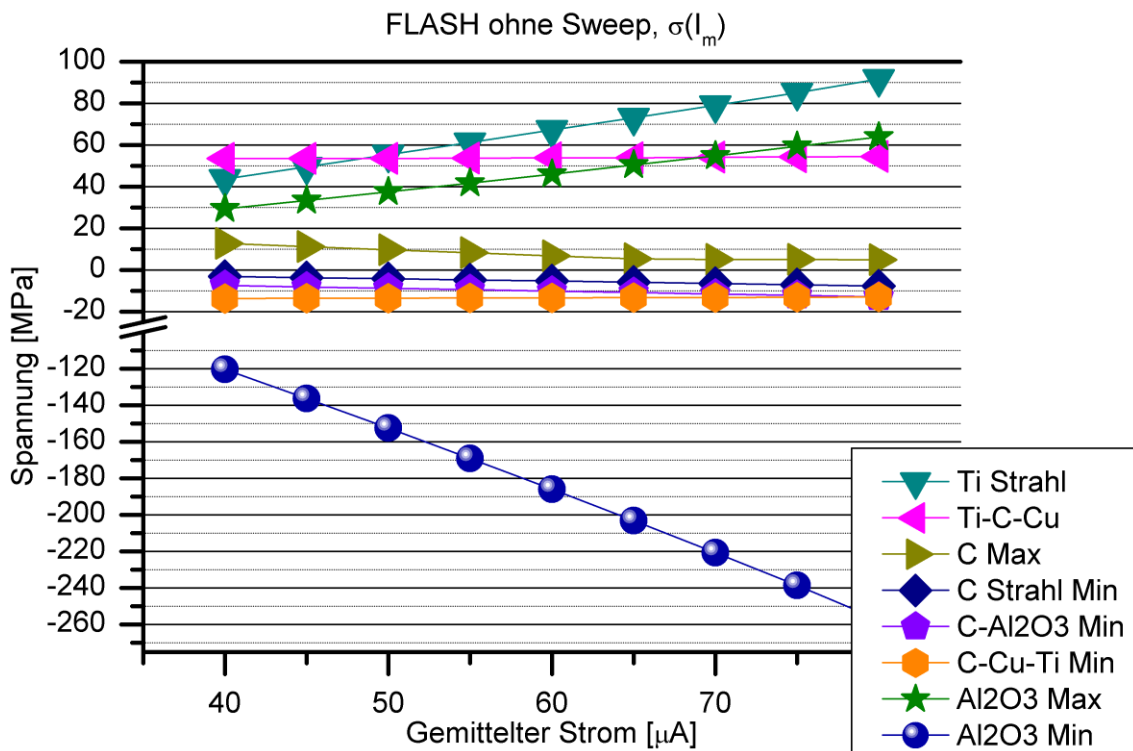


Abbildung A61: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von dem gemittelten Strom bei Belastung durch einen ungesweepen Elektronenstrahl

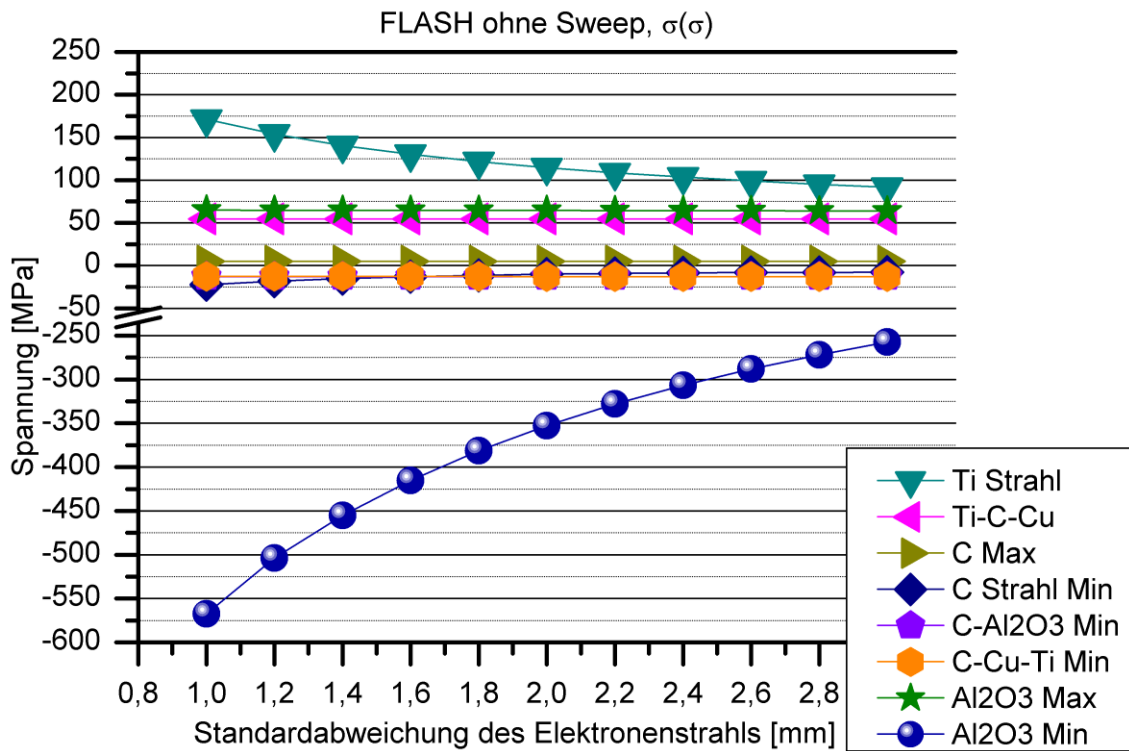


Abbildung A62: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumsfensters des FLASH in Abhängigkeit von der Standardabweichung der Verteilungsfunktion bei Belastung durch einen ungesweepeten Elektronenstrahl

#### A.4.2 Belastung durch den gesweepeten Elektronenstrahl

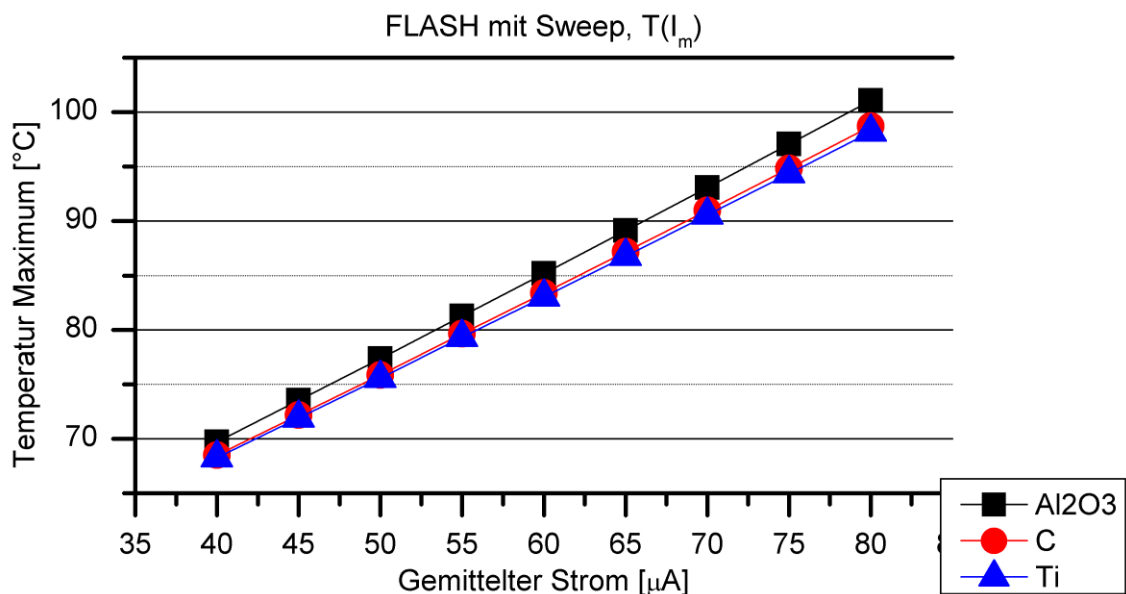


Abbildung A63: Maximale Temperatur in den Komponenten des Vakuumsfensters des FLASH in Abhängigkeit von dem gemittelten Strom bei Belastung durch einen gesweepeten Elektronenstrahl

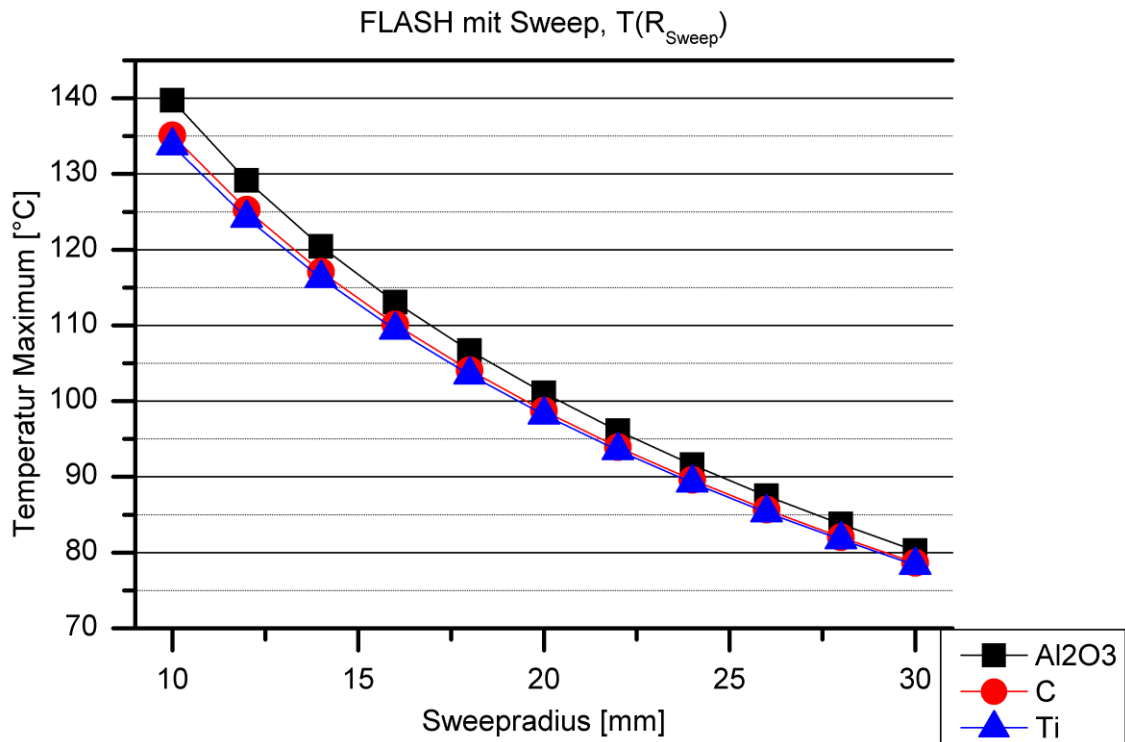


Abbildung A64: Maximale Temperatur in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von dem Sweepradius bei Belastung durch einen gesweepeten Elektronenstrahl

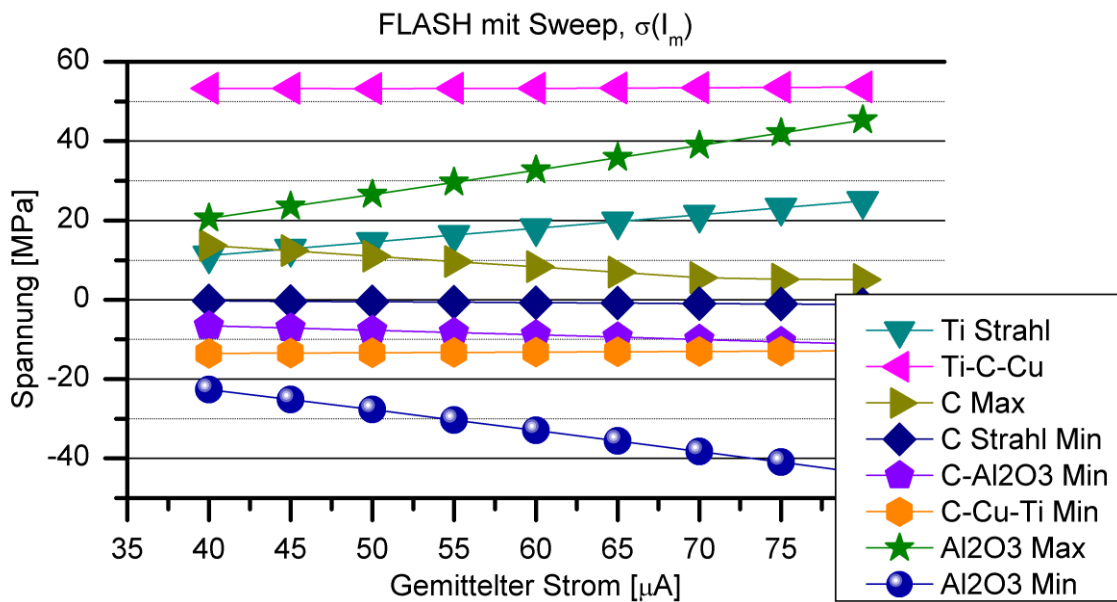


Abbildung A65: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von dem gemittelten Strom bei Belastung durch einen gesweepeten Elektronenstrahl

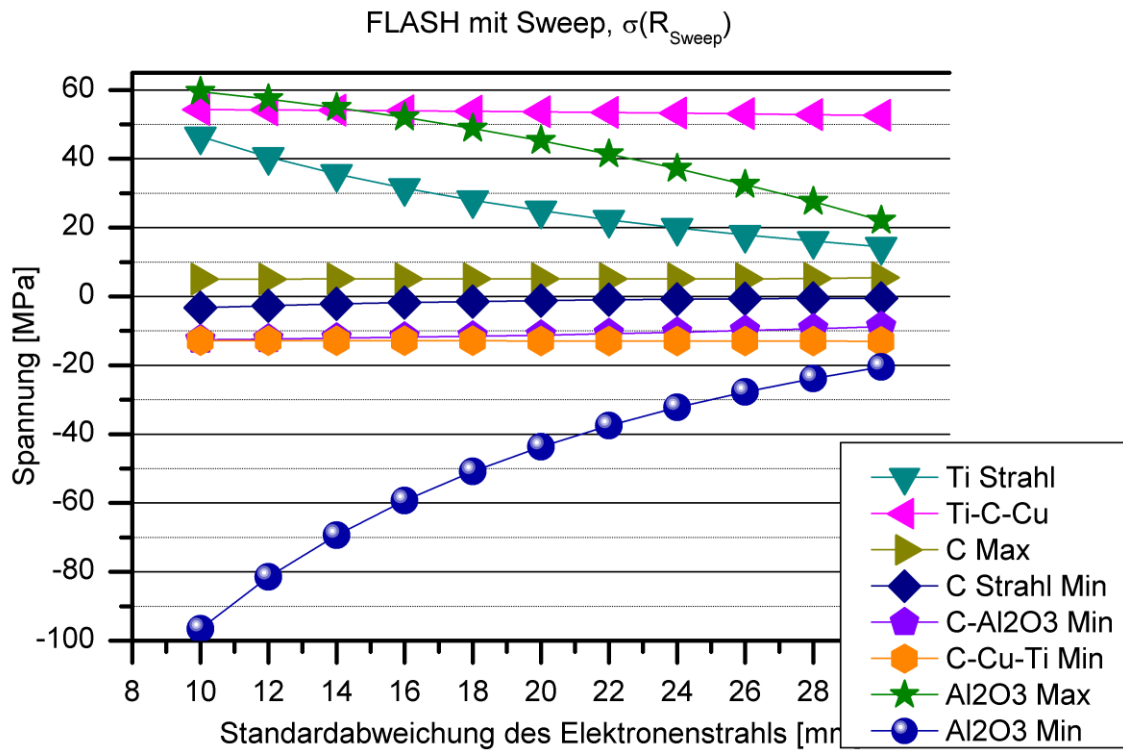


Abbildung A66: Maximale Spannungen in den Komponenten des Vakuumfensters des FLASH in Abhängigkeit von der Standardabweichung der Verteilungsfunktion bei Belastung durch einen gesweepeten Elektronenstrahl



## Anhang B - Kommandoobjekte

Die hier abgebildeten Ausschnitte der mit APDL<sup>60</sup> programmierten Kommandoobjekte wurden in der Berechnungsumgebung ANSYS Workbench 12.0 verwendet. Es werden keine vollständigen Programmcodes dargestellt, sondern nur die wesentlichen Schritte und Umsetzungsmöglichkeiten der jeweiligen Berechnungsmodelle veranschaulicht.

### B.1 Kommandoobjekt des Lötprozesses

```
/PREP7
```

```
!!!PLASTISCHES VERHALTEN DEFINIEREN
```

```
TB,Biso,MAT_Copper,6  
TBTEMP,20  
TBDATA,1,50,395  
TBTEMP,100  
TBDATA,1,47.1,371.9  
TBTEMP,250  
TBDATA,1,41.5,287.5  
TBTEMP,450  
TBDATA,1,34.2,155.7  
TBTEMP,600  
TBDATA,1,26.8,44.6  
TBTEMP,850  
TBDATA,1,19.5,1
```

```
!!!KONTAKTELEMENTE AUSLESEN UND ZUORDNEN
```

```
!Alle Kontaktelemente des Typs Conta172 auslesen und als Komponente speichern
```

```
NSEL,s,NODE,,Titan  
ESLN,r,1  
ESEL,r,ENAME,,CONTA172  
*GET,KontaktTiZahl,ELEM,,COUNT  
*GET,KontaktTiMin,ELEM,,NUM,MIN  
*GET,KontaktTiMax,ELEM,,NUM,MAX  
CM,KontaktTi,ELEM  
ALLS
```

```
!Alle Verbundkontaktelemente auslesen und in einer Tabelle ablegen
```

```
*DIM,BondedTiTabelleGesamt,ARRAY,KontaktTiZahl,1
```

---

<sup>60</sup> ANSYS Parametric Design Language

```

ii=1
ESEL,s,ELEM,,KontaktTi
*DO,Element,KontaktTiMin,KontaktTiMax,1
  *GET,BondedTiType,ELEM,Element,ATTR,TYPE
  *IF,BondedTiType,NE,0,THEN
    *GET,BondedTi,ETYP,BondedTiType,ATTR,KO12
    *IF,BondedTi,Eq,5,THEN
      BondedTiTabelleGesamt(ii,1)=Element
      KEYOPT,BondedTiType,5,4
      ii=ii+1
    *ENDIF
  *ENDIF
*ENDDO

```

```

BondedTiZahl=ii-1
ESEL,NONE

```

*!Tabelle mit Verbundkontakten auslesen und entsprechende Komponente definieren*

```

*DO,ii,1,BondedTiZahl,1
  *IF,BondedTiTabelleGesamt(ii,1),NE,0,THEN
    ESEL,a,ELEM,,BondedTiTabelleGesamt(ii,1)
  *ENDIF
*ENDDO

```

```

CM,BondedTi,ELEM
ALLS

```

*!Reibungsfreie Kontakte als Differenz aller Kontakte des Titans und den Verbundkontakten ermitteln und als Komponente definieren.*

```

ESEL,s,ELEM,,KontaktTi
ESEL,u,,,BondedTi
CM,FrictionlessTi,ELEM
ALLS

```

*!Entsprechend für alle Kontaktbereiche und alle Materialien verfahren. Die entsprechenden Bereiche wurden zuvor als „Named Selections“ in der grafischen Oberfläche definiert.*

```

NSEL,s,NODE,,Titan
NSEL,u,NODE,,Titan_Lager
CM,TitanFix,NODE
ALLS

```

```

NSEL,s,NODE,,Graphit1
NSEL,a,NODE,,Graphit2
NSEL,u,NODE,,Graphit_Lager
CM,GraphitFix,NODE
ALLS

```

```
NSEL,s,NODE,,Copper
CM,KupferFix,NODE
ALLS
NSEL,s,NODE,,Dummy
NSEL,u,NODE,,Dummy_Lager1
NSEL,u,NODE,,Dummy_Lager2
CM,DummyFix,NODE
ALLS
```

*!!!DEFINIERE LASTEN UND ZEITEN*

```
TM_START=0
TM_END=100
n_Heiz=100
n_Kuehl=100
n_Loet=15
n_find=2
```

```
TM_INCR=TM_END/(n_Heiz+n_Loet+n_Kuehl+n_find)
TM_LOET=(n_Heiz+n_find)*TM_INCR
TM_LOET_END=(n_Heiz+n_find+n_Loet)*TM_INCR
```

*!Tabelle mit den Temperaturwerten und entsprechenden Zeiten*

```
*DIM,TEMPE,table,6,1
TEMPE(1,1)=20,20,810,810,20,20
TEMPE(1,0)=0,TM_INCR*n_find,TM_LOET,TM_LOET_END,TM_END-TM_INCR,TM_END
TEMPE(0,1)=1
```

```
FINISH
/SOLU
```

*!Nicht verwendete Kontakte deaktivieren*

```
ESEL,s,ELEM,,BadContactElem
ESEL,a,ELEM,,BondedTi
ESEL,a,ELEM,,BondedC
ESEL,a,ELEM,,BondedCu
EKILL,ALL
ALLS
```

*!Solveinstellungen die sich bewährt haben aber noch nicht unbedingt optimiert sind*  
SOLCONTROL,OFF

```
CNVTOL,F,,,,0.01
DELTIM,TM_INCR,TM_INCR/10,TM_INCR
NLGEOM,OFF
LNSRCH,ON
```

```
AUTOTS,ON  
TIMINT,ON,ALL  
NEQIT,150  
CUTCONTROL,PLSLIMIT,0.15  
NROPT,FULL
```

```
Tref,20  
Switch=1
```

```
!!!BERECHNUNGSSCHLEIFE
```

```
*DO,TM,TM_START,TM_END,TM_INCR
```

```
  *IF,TM,GE,TM_LOET+2*TM_INCR,AND,Switch,EQ,1,THEN  
    DELTIM,TM_INCR/20,TM_INCR/20,TM_INCR
```

```
    !Alle Knotenfreiheitsgrade der Körper sperren
```

```
    D,TitanFix,UX,%_FIX%  
    D,TitanFix,UY,%_FIX%  
    D,GraphitFix,UX,%_FIX%  
    D,GraphitFix,UY,%_FIX%  
    D,KupferFix,UX,%_FIX%  
    D,KupferFix,UY,%_FIX%  
    D,DummyFix,UY,%_FIX%  
    D,DummyFix,UX,%_FIX%
```

```
    !Reibungsfreie Kontakte deaktivieren
```

```
    ESEL,s,ELEM,,FrictionlessCu  
    ESEL,a,ELEM,,FrictionlessC  
    ESEL,a,ELEM,,FrictionlessTi  
    EKILL,ALL
```

```
    Switch=2  
    TM_TEMP=TM
```

```
  *ELSEIF,Switch,EQ,2,AND,TM,GE,TM_TEMP+TM_INCR,THEN  
    DELTIM,TM_INCR/20,TM_INCR/20,TM_INCR
```

```
    !Verbundkontakte aktivieren
```

```
    ESEL,s,ELEM,,BondedCu  
    ESEL,a,ELEM,,BondedC  
    ESEL,a,ELEM,,BondedTi  
    EALIVE,ALL
```

```
    Switch=3
```

```
TM_TEMP=TM
```

```
*ELSEIF,Switch,EQ,3,AND,TM,GE,TM_TEMP+TM_INCR,THEN
```

```
DDELE,GraphitFix,UX,,,ON
```

```
DDELE,GraphitFix,UY,,,ON
```

```
DELTIM,TM_INCR/20,TM_INCR/20,TM_INCR
```

```
Switch=4
```

```
n=n+1
```

```
TM_TEMP=TM
```

*!In unterschiedlichen Lastschritten die Freiheitsgrade der Knoten der einzelnen Körper wieder freigeben*

```
*ELSEIF,Switch,EQ,7,AND,TM,GE,TM_TEMP+TM_INCR,THEN
```

```
DELTIM,TM_INCR,TM_INCR/10,TM_INCR
```

```
Switch=0
```

```
*ENDIF
```

```
TIME,TM+TM_INCR
```

```
ALLS
```

*!Thermische Last aufbringen*

```
BF,all,TEMP,TEMPE(TM+TM_INCR)
```

```
SOLVE
```

```
*ENDDO
```

```
ALLS
```

```
FINISH
```

```
/PREP1
```

```
ALLS
```

```
FINISH
```

```
/EXIT,ALL
```

## B.2 Kommandoobjekt der statischen Analyse

*!!!LEISTUNGSKONSTANTEN*

```

IBeam=40
sigma=2
PAI2O3=7.02/10*IBeam*1000
PC=3.47/10*IBeam*1000
PTi=6.86/10*IBeam*1000

```

*!!!LEISTUNGSEINTRAG DEFINIEREN*

```

NSEL,s,NODE,,Al2O3OhneSweep
*GET,KnotenMax,NODE,,NUM,MAX
*GET,KnotenMin,NODE,,NUM,MIN
*GET,Knotenzahl,NODE,,COUNT
*DIM,PAI2O3Ohne,ARRAY,Knotenzahl,3,1

```

*!Schleife der Definition des Energieeintrags*

```

ii=1
*DO,Knoten,KnotenMin,KnotenMax,1
  *GET,Selektiert,NODE,Knoten,NSEL
  *IF,Selektiert,EQ,1,THEN
    *GET,XKnoten,NODE,Knoten,LOC,X

```

*!Umsetzung der Verteilungsfunktion des Energieeintrags*

```

PTEMP=PAI2O3*(1/(2*(sigma**2)*PI))*EXP(-0.5*(XKnoten/sigma)**2)

```

*!Leistung als Knotenlasten definieren*

```

BF,Knoten,HGEN,PTEMP
PAI2O3Ohne(ii,1)=Knoten
PAI2O3Ohne(ii,2)=XKnoten
PAI2O3Ohne(ii,3)=PTEMP/1000
ii=ii+1
*ENDIF

```

```
*ENDDO
```

*!Kontrolldatei mit Leistungsdaten erzeugen*

```

*CFOPEN,F:\ANSYS_Zwischenspeicher\PAI2O3.dat
*VWRITE,PAI2O3Ohne(1,1,1),PAI2O3Ohne(1,2,1),PAI2O3Ohne(1,3,1)!Vektoren in
Datei schreiben
(E14.8,' ',E10.3,' ',E10.5)
*CFCLOSE

```

*!Ebenso Energieeintrag in den anderen Materialien umsetzen*

### B.3 Kommandoobjekt der transienten thermischen Analyse für ungesweepete Elektronenstrahlen

/PREP7

!!!LEISTUNGSKONSTANTEN

IBeam=40

sigma=2

PAI2O3=87.75\*IBeam\*1000 !dP\_dV in [mW/mm^3]

PC=43.42\*IBeam\*1000 !dP\_dV in [mW/mm^3]

PTi=85.69\*IBeam\*1000 !dP\_dV in [mW/mm^3]

*!Konstante für die Diffusionszeit*

ITS\_MIN=0.00021

!!!LEISTUNGSEINTRÄGE DEFINIEREN

*!Tabellen mit Leistungsdaten für die einzelnen Materialien entsprechend der statischen Analyse unter B.2*

/CONFIG,NRES,100000

/SOLU

!!!SCHLEIFENPARAMETER

LOOPS=ARG1

TM\_START=0

TM\_P=8E-4

TM\_U=0.1-TM\_P

TMTEMP=TM\_START

!!!AUSFÜHRUNG DER TRANSIENTEN RECHNUNG

SOLCONTROL,ON

CNVTOL,HEAT,,.001,,1e-6

TINTP,,,,1.0,0.5,0.0

DELTIM,TM\_P,ITS\_MIN,TM\_U

AUTOTS,ON

KBC,1

LNSRCH,ON

NEQIT,5

TIMINT,ON,ALL

TREF,20

*!Berechnungsschleife*

```
*DO, TM, TMTEMP, TMTEMP+(LOOPS*(TM_P+TM_U)), TM_P+TM_U
```

*!Jeweils erster Lastschritt entspricht der Pulsdauer des Elektronenstrahls, Zwischenschritte werden automatisch gewählt*

```
TIME, TM+TM_P
```

*!Leistungseintrag entsprechend vorher definierten Tabellendaten*

```
*DO, jj, 1, KnotenzahlC, 1  
    BF, PACOhne(jj, 1), HGEN, PACOhne(jj, 3)  
*ENDDO
```

```
*DO, jj, 1, KnotenzahlAl2O3, 1  
    BF, PAAI2O3Ohne(jj, 1), HGEN, PAAI2O3Ohne(jj, 3)  
*ENDDO
```

```
*DO, jj, 1, KnotenzahlTi, 1  
    BF, PATiOhne(jj, 1), HGEN, PATiOhne(jj, 3)  
*ENDDO
```

```
SOLVE
```

*!Entsprechend der Abkühlphase endet der zweite Lastschritt mit der Periodenlänge*

```
TIME, TM+TM_P+TM_U
```

*!Hier alle Leistungen in den Knoten auf Null setzen, da kein Strom fließt*

```
ALLS  
BF, ALL, HGEN, 0
```

```
SOLVE
```

```
*ENDDO
```

```
ALLS  
FINISH
```

```
/POST1  
/copy, file, rth,, G:\Ansys_IndahWahju\ResultFiles\TransientThermalA1_200, rth
```

```
ALLS  
FINISH
```

```
/EXIT, ALL
```



## B.4 Kommandoobjekt der transienten, strukturmechanischen Analyse für ungesweepete Elektronenstrahlen

```
/CONFIG,NRES,100000
/SOLU
ALLS
```

```
!!!SCHLEIFENPARAMETER
```

```
TM_PERIODE=0.1
TM_P=8E-4
TM_U=TM_PERIODE-TM_P
TM_START=0
PERIODEN=200
```

*!Unterteilung der Lastschritte während des Elektronenpulses und während der Abkühlphase*

```
nP=1
nU=1
```

*!Da nur die jeweiligen Spitzentemperaturen ausgelesen werden kann der Analysetyp als statisch gewählt werden*

```
ANTYPE,Static,NEW
SOLCONTROL,ON
CNVTOL,F,,0.005,,0.01
NLGEOM,OFF
Tref,20
```

```
!!!AUSFÜHRUNG DER TRANSIENTEN RECHNUNG
```

```
TMTEMP=TM_START
```

*!Ersten Lastschritt aus dem thermischen Resultfile einlesen, beispielsweise stationäres Temperaturprofil*

```
LDREAD,TEMP,,,TM,,G:\...\TThermalA1_200,rth
TIME,TM
SOLVE
```

```
*DO,TM,TMTEMP,TMTEMP+((PERIODEN-1)*TM_PERIODE),TM_PERIODE
```

```
  *DO,n,1,nP,1
    LDREAD,TEMP,,,TM+n*(TM_P/nP),,G:\...\TThermalA1_200,rth
    TIME,TM+n*(TM_P/nP)
    SOLVE
  *ENDDO
```

```
*DO,n,1,nU,1
  LDREAD,TEMP,,,TM+TM_P+n*(TM_U/nU),,G:\...\TThermalA1_200,rth
  TIME,TM+TM_P+n*(TM_U/nU)
  SOLVE
*ENDDO
*ENDDO

ALLS
FINISH

/EXIT,ALL
```

## B.5 Kommandoobjekt der transienten, thermischen Analyse für gesweepete Elektronenstrahlen

!!!LEISTUNGSKONSTANTEN

```
IBeam=40
sigma=2
PAI2O3=87.75*IBeam*1000      !dP_dV in [W/mm^3]
PC=43.42*IBeam*1000         !dP_dV in [W/mm^3]
PTi=85.69*IBeam*1000       !dP_dV in [W/mm^3]
```

!!!SWEEPADIUS ERMITTELN

*!An Hand von Named Selections, damit auch bei geometrischer Variation aktuell bleibt*

```
NSEL,s,NODE,,xSweepAussen
*GET,Knoten,NODE,,NUM,MAX
*GET,rSweepAussen,NODE,Knoten,LOC,X
```

```
NSEL,s,NODE,,xSweepInnen
*GET,Knoten,NODE,,NUM,MAX
*GET,rSweepInnen,NODE,Knoten,LOC,X
```

```
rSweep=(rSweepInnen+(rSweepAussen-rSweepInnen))/2
*STATUS,rSweep
```

!!!ZYLINDRISCHES KOORDINATENSYSTEM IM MITTELPUNKT DES STRAHLEINTRITTS DEFINIEREN

```
CSYS,12
NSEL,s,NODE,,phiSweepAussen
*GET,Knoten,NODE,,NUM,MAX
*GET,phiAussen,NODE,Knoten,LOC,Y
```

```
phiStrahl=phiAussen/2
```

```
NSEL,s,LOC,X,rSweep
NSEL,r,LOC,Y,phiStrahl
NSEL,r,LOC,Z,0
*GET,StrahlMitteKnoten,NODE,,NUM,MAX
*STATUS,StrahlMitteKnoten
```

```
CSStrahl=100
CLOCAL,CSStrahl,1,rSweep,phiStrahl,0,phiStrahl
```

!!! STATISCHEN LEISTUNGSEINTRAG DEFINIEREN

*!Ähnlich dem Vorgehen für den ungesweepeten Elektronenstrahl, allerdings unter Berücksichtigung einer anderen Verteilungsfunktion und Zylinderkoordinaten*

```

NSEL,s,NODE,,Al2O3
*GET,KnotenMax,NODE,,NUM,MAX
*GET,KnotenMin,NODE,,NUM,MIN
*GET,KnotenzahlAl2O3,NODE,,COUNT
*DIM,PAAl2O3Stat,ARRAY,KnotenzahlAl2O3,3,1
ii=1

```

*!Für die Selektierten Knoten die entsprechenden Koordinaten zur Berechnung der Knotenleistung ermitteln*

```

*DO,Knoten,KnotenMin,KnotenMax,1
  *GET,Selektiert,NODE,Knoten,NSEL
  *IF,Selektiert,EQ,1,THEN
    CSYS,CSStrahl
    *GET,rKnoten,NODE,Knoten,LOC,X
    CSYS,0
    CSYS,12
    *GET,rKnotenStatisch,NODE,Knoten,LOC,X
    CSYS,0

    PStat=PAAl2O3*(1/(2*PI*rSweep))*(1/(SQRT(2*PI)*sigma))*EXP(-
0.5*((rKnotenStatisch-rSweep)/sigma)**2)*(0.8/100)

    PAAl2O3Stat(ii,1)=Knoten
    PAAl2O3Stat(ii,2)=rKnotenStatisch
    PAAl2O3Stat(ii,3)=PStat
    ii=ii+1
  *ENDIF

*ENDDO

```

*!Entsprechend für alle Materialien*

!!!TRANSIENTEN LEISTUNGSEINTRAG DEFINIEREN

```

NSEL,s,NODE,,Al2O3Torte
*GET,KnotenMax,NODE,,NUM,MAX
*GET,KnotenMin,NODE,,NUM,MIN
*GET,KnotenzahlAl2O3Torte,NODE,,COUNT
*DIM,PAAl2O3Trans,ARRAY,KnotenzahlAl2O3Torte,3,1
ii=1

*DO,Knoten,KnotenMin,KnotenMax,1
  *GET,Selektiert,NODE,Knoten,NSEL
  *IF,Selektiert,EQ,1,THEN
    CSYS,CSStrahl
    *GET,rKnoten,NODE,Knoten,LOC,X
    CSYS,0

```

*!Nur wenn der radiale Abstand des jeweiligen Knotens zum Strahlmittelpunkt maximal  $3 \cdot \sigma = 6\text{mm}$  beträgt, soll der Leistungseintrag berechnet werden. Sonst entsteht kein Fehler aber unnötiger Rechenaufwand*

```
*IF,rKnoten,LE,6,THEN
```

*!Verteilungsfunktion berücksichtigen und Daten in Tabelle schreiben*

```
PTrans=PAI2O3*(1/((2*PI)*(sigma**2)))*EXP(-0.5*(rKnoten/sigma)**2)
```

```
PAAI2O3Trans(ii,1)=Knoten
```

```
PAAI2O3Trans(ii,2)=rKnoten
```

```
PAAI2O3Trans(ii,3)=PTrans
```

```
ii=ii+1
```

```
*ENDIF
```

```
*ENDIF
```

```
*ENDDO
```

*!Entsprechend für alle bestrahlten Materialien vorgehen*

```
/SOLU
```

```
!!!AUSFÜHREN DER STATISCHEN RECHNUNG
```

*!Entsprechend der bei ungesweepem Elektronenstrahl*

```
!!!AUSFÜHREN DER TRANSIENTEN RECHNUNG
```

```
LOOPS=ARG1
```

```
TM_P=8E-4
```

```
TM_U=1-TM_P
```

*!Bewehrte Solvereinstellungen*

```
CNVTOL,HEAT,,.001,,1e-6
```

```
TINTP,,,,1.0,0.5,0.0
```

```
DELTIM,TM_P,TM_P,TM_U
```

```
AUTOTS,ON
```

```
KBC,1
```

```
LNSRCH,ON
```

```
NEQIT,5
```

```
TIMINT,ON,ALL
```

```
TREF,20
```

```
*DO,TM,TMTEMP,TMTEMP+(LOOPS*(TM_P+TM_U)),TM_P+TM_U
```

```
TIME,TM+TM_P
```

```
TIME,TMTEMP+TM_P
```

```
*DO,jj,1,KnotenzahlGraphitTorte,1
  *IF,PAGraphitTrans(jj,1),NE,0,THEN
    BF,PAGraphitTrans(jj,1),HGEN,PAGraphitTrans(jj,3)
  *ENDIF
*ENDDO

*DO,jj,1,KnotenzahlAl2O3Torte,1
  *IF,PAAI2O3Trans(jj,1),NE,0,THEN
    BF,PAAI2O3Trans(jj,1),HGEN,PAAI2O3Trans(jj,3)
  *ENDIF
*ENDDO

*DO,jj,1,KnotenzahlTitanTorte,1
  *IF,PATitanTrans(jj,1),NE,0,THEN
    BF,PATitanTrans(jj,1),HGEN,PATitanTrans(jj,3)
  *ENDIF
*ENDDO

SOLVE

TIME, TM+TM_P+TM_U
TIME, TMTEMP+TM_P+TM_U

ALLS
BF, ALL, HGEN, 0

SOLVE

*ENDDO

ALLS
FINISH

/POST1

!Ergebnis für mechanische Analyse ablegen

/copy, file, rth,, G:\...\TransientThermalA2, rth

ALLS
FINISH

/EXIT, ALL

!Die strukturmechanische Analyse mit den sich hieraus ergebenden Temperaturprofilen entspricht derjenigen bei der Belastung durch ungesweepete Elektronenstrahl
```

## Erklärung

Hiermit versichere ich, Christopher Lie Indah Wahju, dass ich die vorliegende Bachelorthesis mit dem Thema

*FEM-Analyse des Festigkeitsverhaltens von Graphit-Titan Vakuumfenstern für die Strahlabsorber der XFEL und FLASH Linearbeschleuniger*

ohne fremde Hilfe selbständig verfasst und nur die angegebenen Quellen und Hilfsmittel benutzt habe. Wörtlich oder dem Sinn nach aus anderen Werken entnommene Stellen sind unter Angabe der Quellen kenntlich gemacht.

---

Ort, Datum

---

Unterschrift