

中性子遮蔽に対するセラミックスの適用に関する研究 — 多機能遮蔽材料の提案 —

千田 哲也*、秋山 繁*、松岡 一祥*、
植木紘太郎**、大橋 厚人**、天田 重庚***

Application of Ceramics for Neutron Shielding
— Proposal of Multi-Functional Shielding Materials —
by

Tetsuya SENDA, Shigeru AKIYAMA, Kazuyoshi MATSUOKA,
Kohtaro UEKI, Atsuto OHASHI and Shigeyasu AMADA

Abstract

Radiation shielding is one of the fundamental technologies to ensure the safety of the nuclear plants. Particularly for the nuclear systems as the power plants of ships and undersea vehicles, radiation shielding should be achieved within limited space and weight. Ceramics are of great interest as shielding components, because they can be composed with a wide variation of elements that have different shielding specifications. They are also known as good structural materials at high temperatures. Therefore, ceramics may be promising as "multi-functional" shielding materials. In the present study, neutron shielding effects are first investigated by a series of the experiments using a ^{252}Cf neutron source and simulated by using Monte Carlo Code MCNP 4A. The role of each ceramics is discussed particularly in terms of the "enhancement effect" by medium-heavy elements, such as chromium and titanium. As an advanced technique to evaluate the thermal shock resistance of the materials, a laser irradiation method is proposed and applied to those ceramics that are expected to be neutron shielding components. Detailed discussion is made on the effects of porosity and multiple irradiation resulting in a fatigue-like behavior. Based on the results of these experiments and simulations, a three-layered arrangement, consisting of chromium carbide, titanium boride and boron nitride, is proposed as a multi-functional shielding material that minimizes the dose-equivalent rate and also exhibits good thermal shock resistance.

* 材料加工部

** 原子力技術部

*** 群馬大学

原稿受付 平成11年7月7日

審査済 平成11年9月8日

—目次—

1. 緒言
2. 中性子遮蔽特性評価
 - 2.1 中性子遮蔽特性の評価方法
 - 2.2 セラミックスの遮蔽特性の評価
 - 2.3 中性子遮蔽における高揚効果
 - 2.3.1 セラミックス—ステンレス鋼体系
 - 2.3.2 セラミックス—セラミックス体系
 - 2.4 最適遮蔽体系
3. 熱衝撃強度特性評価
 - 3.1 レーザー熱衝撃強度試験法
 - 3.1.1 有限要素法による温度・応力解析
 - 3.1.2 レーザー熱衝撃強度試験
 - 3.2 ホウ化チタンの熱衝撃強度と焼結密度の影響
 - 3.3 炭化クロムの熱衝撃強度と寸法効果
 - 3.4 ジルコニアの熱衝撃強度
 - 3.5 レーザー熱衝撃疲労強度評価
 - 3.6 セラミックスのレーザー熱衝撃強度評価
4. 高温エロージョン試験
 - 4.1 セラミックスの高温エロージョン試験
 - 4.2 炭化クロムのエロージョン抵抗評価
5. 原子力材料データベースの構築
 - 5.1 中性子遮蔽材に関するデータベース
 - 5.2 核データに関するデータベース
 - 5.3 他機関のデータベースの活用
6. 結言
 - 6.1 セラミックス系多機能遮蔽材料の提案
 - 6.2 まとめ
 - 6.3 主な成果発表論文

謝辞

引用文献

1. 緒 言

放射線遮蔽は、核エネルギーを利用するシステムの安全性確保の基本技術であり、確実にかつ効率良く遮蔽する技術はシステムの経済性の面からも重要である。特に、船用動力や海中作業用動力として原子力を利用するためには、限られたスペース及び重量の範囲内で所要の遮蔽性能を達成するための技術開発が不可欠である。また、核融合炉では核的及び熱的に厳しい環境にある第一隔壁の材料は、放射線損傷や遮蔽性能ばかりでなく、熱衝撃や熱疲労等の機械的強度及び化学的安定性にも優れた材料が期待される。

本研究で着目したセラミックス材料は、幅広い元素の組み合わせが可能であり、要求される様々な遮蔽特性に応じた材料設計の可能性があると同時に、耐熱性を有する優れた構造材料としての性質も持っている。プラントの構造体が遮蔽機能を併せ持つことは、遮蔽の効率化のための有効な方法となりうる。この場合、

単一組成では多くの機能を満足することは難しいが、数種類のセラミックスを複合化することにより遮蔽特性だけでなく他の機能も向上させることができると考えられる。これまで、中性子やガンマ線に対する様々な遮蔽材の開発並びにその遮蔽特性評価が行われてきたが、セラミックス材料に関して中性子遮蔽材料としての可能性を評価した体系的な研究は行われていない。

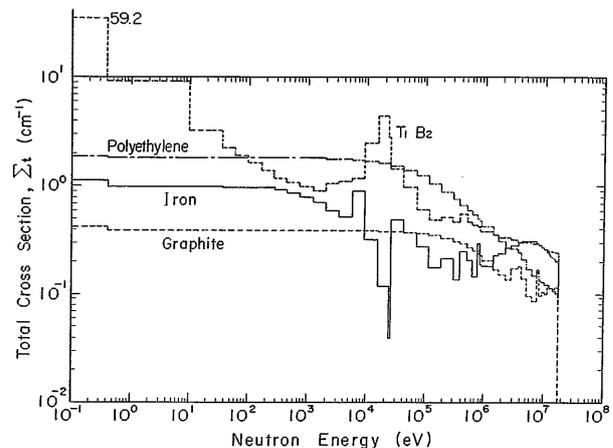


図 1.1 材料の中性子に対する巨視的断面積

図 1.1 は遮蔽に用いられる材料の中性子に対する巨視的全断面積を示している。横軸は中性子のエネルギー、縦軸が巨視的全断面積 (Σ_t (cm⁻¹)) であり、この値が大きいほど遮蔽性能が高いことになる。また、 Σ_t の逆数は平均自由行程であり、中性子やガンマ線が次の衝突までに進む平均距離 (cm) である。したがって、平均自由行程が短いほど、その材料の遮蔽性能が良いことになる。この図から、ホウ化チタンは熱中性子及び高速中性子に対して鉄より大きな断面積を有することが分かる。これは、ホウ化チタン (TiB₂) の構成元素であるチタンが高速中性子 (一般に 0.5 MeV 以上) に対して比較的大きな断面積を持ち、ホウ素が熱中性子 (約 0.025 eV) に対し非常に大きな断面積を持つためである。ウランの核分裂中性子 (平均で約 2 MeV) に対しては、ポリエチレン ([-CH₂-]_n) ほどの優れた遮蔽性能は期待できないものの、鉄やグラファイトよりはかなり優れた遮蔽性能を持つものと推定される。また、ホウ化チタンは融点が 2800℃ と、従来の遮蔽材料と比較して非常に高いため、高温構造材料としても使用することが可能である。

ホウ素の熱中性子に対する特性を考えると、窒化ホウ素 (BN) も遮蔽材料として有望である。また、高速中性子に対する中重核元素の特性を発揮させるセラミックスとして炭化クロム (Cr₃C₂) がある。さらに、2 次ガンマ線の遮蔽に対しては、ジルコニア (ZrO₂) も遮蔽材料の候補と考えられる。これらのセラミックス

表 1.1 対象としたセラミックスの組成 (質量%)

(1) ホウ化チタン		(2) 窒化ホウ素		(3) 炭化クロム		(4) ジルコニア	
Ti	65.58	BN	99.5	Cr ₃ C ₂	99	ZrO ₂	>94
B	32.46	B ₂ O ₃	0.2	Ni	1	Y ₂ O ₃	5
C	0.42	C	0.04			Al ₂ O ₃	<0.3
N	0.24	CaO	0.005			Na ₂ O	<0.03
O	1.30	Al	<0.001			SiO ₂	<0.02
		Fe	<0.001			Fe ₂ O ₃	<0.01
		Mg	<0.001				

表 1.2 対象としたセラミックスの物性値

項目	TiB ₂	BN	Cr ₃ C ₂	ZrO ₂
密度 (kg/m ³)	4.40×10 ³ (理論密度の96.5%)	1.85×10 ³ (99.5重量%)	6.50×10 ³	6.05×10 ³
硬さ	93.0HrA	30Hv	90.0HrA	1250Hv
曲げ強さ (MPa)	635	40	390	1177
ヤング率 (GPa)	474	—	372	206
ポアソン比	0.09	—	0.245	0.31
熱伝導率 (W/m・K) ⊥/∥	80/—	80/40	12/—	3.35/—
体積膨張係数 (1/°C)	7.6×10 ⁻⁶ (室温~1000°C)	1.1×10 ⁻⁶ (室温~1000°C)	11.6×10 ⁻⁶	9.6×10 ⁻⁶ (室温~127°C)
比熱 (kJ/kg・°C)	0.712	0.921	0.553	0.502
電気抵抗率 (Ω・cm)	2.0×10 ⁻⁵	10 ¹⁷	1×10 ⁻⁴	>10 ¹⁰
融点 (°C)	2800	2200	1980	—

を対象として、以下の章で中性子遮蔽特性及び耐熱衝撃性を中心に評価を行った。対象としたセラミックスの化学組成と物性値を表 1.1 及び表 1.2 にそれぞれまとめた。

本報告は、国立機関原子力試験研究費課題「セラミックス系多機能遮蔽材料の開発に関する研究」として平成5年度から9年度に行った研究の成果を中心に、セラミックスの中性子遮蔽特性及び耐熱構造材料として重要な耐熱特性等の性質を評価した結果をまとめ、複数のセラミックスの組み合わせにより、中性子遮蔽機能と耐熱構造材料としての機能を併せ持つ「多機能遮蔽材料」の概念を提案するものである。

2. 中性子遮蔽特性評価

2.1 中性子遮蔽特性の評価方法

セラミックス材料の中性子遮蔽特性を評価するために、試験体を作製して遮蔽実験を行った。中性子源として²⁵²Cfの自発核分裂中性子を用いた。その平均エネルギーは2.35MeVであり、²³⁵Uの核分裂で発生する中性子の平均エネルギー1.94MeVよりも少し高い。半減期

は2.65年で、線源強度は減衰のため経年変化するが、本研究では5.5×10⁷n/sから2.2×10⁷n/sの範囲であった。試験体は80×80×1 (cm) の正方形板とし、ホウ化チタン及び窒化ホウ素はそれぞれ10枚(10cm厚)、炭化クロムでは5枚(5cm厚)を作製した。遮蔽体系を透過した中性子の線量当量率は、減速型レムカウンタ(ALOKA社)を検出器として用いて測定した。

中性子遮蔽実験は図 2.1 に示すような3種類の体系により行った。図のタイプ1は、遮蔽体そのものを単独使用した場合の遮蔽性能を調べるものであり、タイプ2は2種類の材料を組み合わせることで、一方の遮蔽性能が向上する「高揚効果」(Enhancement Effect)を調べるための体系である。また、タイプ3は、3種類のセラミックスの組み合わせで最適化を図るための体系である。

実験解析には連続エネルギーモンテカルロコードMCNPの最新バージョンであるMCNP 4A¹⁾(一部ではMCNP 4B)を用いた。実験体系を三次元的に詳細にモデル化し、計算精度は相対標準偏差(FSD:Fractional Standard Deviation)が3%以内になるようにした。

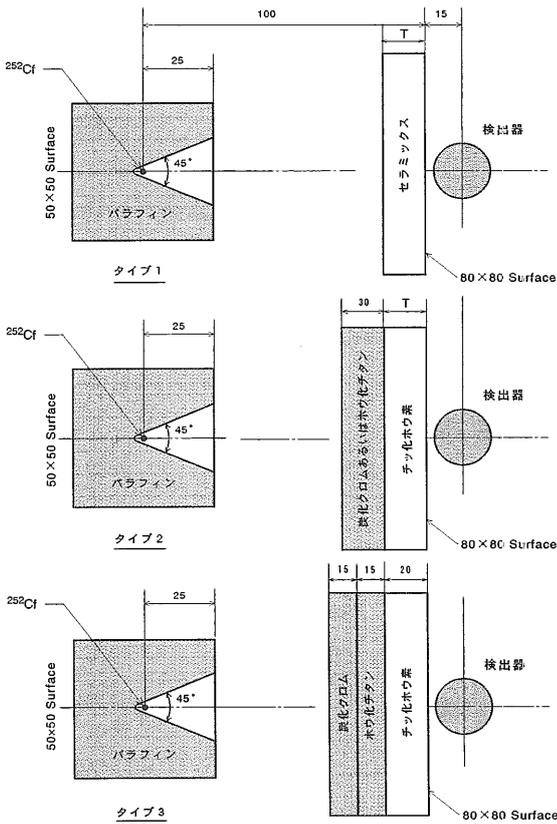


図 2.1 中性子遮蔽解析モデルの3種類の体系

2.2 セラミックスの遮蔽特性の評価

まず、タイプ1の実験を行い、個々のセラミックスの単独での遮蔽特性を評価した。ホウ化チタンについて、実験と解析との比較を表 2.1 に示す。測定値の単位は線量当量率 (mSv/h) になっている。表から分かるように、ホウ化チタン10cm厚で²⁵²Cfの中性子を 1/3 に減衰させている。線量当量率を1/10に低下させるのに必要な厚さとして定義される1/10価層を外挿により推定すると23cmであった。表 2.1 にはモンテカルロコードによる計算値も併せて示しているが、計算値と実験値との比 (C/E) は 0.95~1.2 であり、良く一致した。モンテカルロ計算はこのように実験解析に対し信頼性があり、かつ計算精度も十分良い結果をもたらすことが実証された。したがって、セラミックス材の遮蔽実験や最適遮蔽の構築実験解析及びそのシミュレーションの手段として有効であると考えられる。

窒化ホウ素と炭化クロムの中性子遮蔽実験の結果を表 2.2 に示す。窒化ホウ素は10cmで線量当量率が約70%、炭化クロムは5cmで約65%に減衰した。これらの結果から1/10価層を推定した結果を、他の材料の値と比較して表 2.3 に示す。炭化クロムはホウ化チタンと同じ23cmであるのに対し、窒化ホウ素は30.5cmと普通コンクリート (28cm) よりもやや遮蔽性能が悪いという結果であった。

表 2.1 ホウ化チタンについての遮蔽実験と解析の比較

線源：²⁵²Cf

遮蔽体厚さ (cm)	線量当量率 (μSv/h)		
	実験値 (E)	計算値 (C)	C/E
0	303.2	286.4 (±10.0)	0.945
1	266.4		
2	240.6	245.8 (±8.1)	1.02
3	218.0		
4	199.1	216.9 (±7.8)	1.09
5	179.5		
6	161.8	177.8 (±4.3)	1.10
7	145.5		
8	133.2	140.2 (±3.5)	1.05
9	118.8		
10	105.3	121.8 (±3.9)	1.16
²⁵² Cf線源強度	2.20×10 ⁷ n/s		

表 2.2 炭化クロム及び窒化ホウ素の遮蔽実験結果

線源：²⁵²Cf

遮蔽体厚さ (cm)	線量当量率 (μSv/h)	
	窒化ホウ素	炭化クロム
0	467.4 (±2.3)	260.8 (±1.7)
1		242.7 (±1.6)
2	403.4 (±2.3)	224.6 (±1.6)
3		204.8 (±1.5)
4	349.9 (±2.0)	186.0 (±1.4)
5		169.1 (±1.4)
6	302.7 (±1.8)	
7		
8	258.8 (±1.7)	
9		
10	223.1 (±1.6)	
²⁵² Cf線源強度	4.15×10 ⁷ n/s	2.23×10 ⁷ n/s

炭化クロム (Cr₃C₂) とホウ化チタン (TiB₂) の遮蔽性能の比較考察は以下の通りである。クロム (Cr) とチタン (Ti) の非弾性散乱断面積はほとんど変わらないが、ホウ化チタン中のチタンの原子個数密度が 3.951×10²² (atoms/b·cm) に対し、炭化クロム中のクロムの原子個数密度は 6.675×10²² (atoms/b·cm) とおよそ2倍になっている (b: パーン、1 b=10²⁴cm²)。したがって、高速中性子を中速中性子に減速する性能としては炭化クロムの方がホウ化チタンよりも優れている。クロムの原子個数密度がチタンよりもおよそ2倍多い理由は、ホウ化チタンの密度が 4.56 (g/cm³) であるのに対して炭化クロムが 6.65 (g/cm³) であること、

表 2.3 1/10価層の推定結果

遮蔽材	1/10価層 (cm)
ポリエチレン	12.5
レジン-F	15.0
NS-4-FR	14.5
KRAFTON-HB	14.5
水	16.5 (計算値)
蛇紋岩コンクリート	20.0
普通コンクリート	28.0
ホウ化チタン	23.0
炭化クロム	23.0
窒化ホウ素	30.5
SUS-304	37.5

また、ホウ化チタン (TiB₂) 中のチタン (Ti) は1個であるのに対して炭化クロム (Cr₃C₂) 中のクロム (Cr) は3個あるからである。つぎに、炭化クロムの炭素 (C) とホウ化チタンのホウ素 (B) を比べると炭素は中性子を弾性散乱によって減速させる効果はかなりあるものの、ホウ素のように熱中性子を捕獲して吸収する捕獲断面積は非常に小さい。したがって、総合的に評価すると、炭化クロムとホウ化チタンの中性子遮蔽性能はほぼ同じになるものと考えられる。

一方、窒化ホウ素は、中速中性子の減速と熱中性子の吸収性能は優れているが、高速中性子に対する遮蔽性能が低いために、1/10価層の厚さが大きくなったと考えられる。

2.3 中性子遮蔽における高揚効果

中性子遮蔽において、複数の遮蔽材料を組み合わせることで、それぞれの材料を単独で用いるより優れた遮蔽効果が期待できる場合がある。このような効果について検討するために、図 2.1 のタイプ 2 の実験を行った。

2.3.1 セラミックス-ステンレス鋼体系

タイプ 2 において、セラミックスを一般的な構造材であるステンレス鋼 (SUS304) と組み合わせた実験体系について遮蔽特性を評価した。この体系では、線源側に置いたステンレス鋼そのものは中性子に対してほとんど遮蔽効果がないが、鉄やニッケル、クロムといった中重核でできているため非弾性断面積が大きいので、1 MeV以上の高速中性子はこの非弾性散乱により速やかにkeV領域の中速中性子になる。keV領域の中性子に対しては、鉄等の中重核は大きな共鳴散乱断面積を持っているので、中性子は長くこの領域の中で散乱を繰り返し、次第に隣接した遮蔽体に輸送されることになる。このkeV領域の中速中性子は水素やホウ素のような質量数の小さい軽核との弾性散乱により急速に

減速し熱中性子になる。

タイプ 2 の実験配列で、ステンレス鋼のような構造材の後方 (検出器側) にポリエチレンのような水素を多く含んだ遮蔽体 (高含水材) を配置すると、この遮蔽体 (ステンレス鋼) はタイプ 1 のような単独使用の場合よりも中性子遮蔽性能が向上することが期待できる。タイプ 2 の実験ではポリエチレンのような高含水材を線源側においた体系についても実施したが、この場合には水素の非弾性散乱断面積が非常に小さく、鉄のような効果が期待できないので、単独使用の場合とほとんど変わらなかった。

表 2.4 にセラミックス-ステンレス鋼体系の実験結果を示す。ホウ化チタンについては、25cm厚のステンレス鋼を線源側に置くと10cmでおよそ1/5に減衰している。この場合、1/10価層はおよそ15cmであり、表 2.2 に示す単独使用の場合の3/4になっていることが分かる。窒化ホウ素については、試験体は5cmの厚さであったので、1/10価層の推定精度は十分ではないが、ステンレス鋼を線源側に置くと19cm程度になり、タイプ 1 の30.5 cmに比較しておよそ2/3程度に短縮できるものと推定される。この短縮率に着目すると、ホウ化チタンよりも窒化ホウ素の方が少し良いが、これは、チタンよりも窒素の方が原子番号が低いので、ステンレス鋼によってもたらされる中速中性子の減速効果については、窒素の方がチタンよりも良いことによるものと考えられる。

これらの実験から、ステンレス鋼のような構造材とセラミックス遮蔽材を組み合わせることにより、セラミックス遮蔽材の遮蔽効果が大幅に向上することが明らかになった。この現象を、本来遮蔽効果が余りない構造材による遮蔽の「高揚効果」(Enhancement Effect) と称することができる^{2) 3)}。

表 2.4 タイプ 2 によるセラミックス-ステンレス鋼体系の実験結果

線源側：ステンレス鋼 (SUS304)、25cm

検出器側：セラミックス、0~10cm

セラミックス厚さ (cm)	線量当量率 ($\mu\text{Sv/h}$)	
	ホウ化チタン	窒化ホウ素
0	98.75 (± 1.05)	
5	47.38 (± 0.73)	53.81 (± 0.77)
10	20.53 (± 0.48)	28.11 (± 0.56)

²⁵²Cf線源強度：4.15×10⁷n/s

2.3.2 セラミックス-セラミックス体系

前項で述べた「高揚効果」の決め手となる原子の非弾性散乱断面積 (全断面積から弾性散乱断面積を引いた値) を比較するため、表 2.5 に10~20 MeVの中性子に対する断面積を示す⁴⁾。この非弾性散乱断面積が大きいほど、高速中性子を一気に中速中性子に減速したり、

表 2.5 10~20 MeVの中性子に対する断面積

原子	弾性散乱断面積 (バーン)	非弾性散乱断面積 (バーン)	全断面積 (バーン)
H	0.668	0	0.668
¹⁰ B	0.977	0.488	1.465
¹¹ B	0.797	0.555	1.352
¹² C	0.888	0.501	1.389
¹⁶ O	0.97	0.632	1.602
²⁷ Al	0.774	0.965	1.739
Ti	0.933	1.379	2.312
Cr	1.205	1.237	2.442
Fe	1.099	1.427	2.526
Ni	1.335	1.383	2.718
Zr	1.732	2.014	3.746

表 2.6 ホウ化チタン-窒化ホウ素体系の解析結果
ホウ化チタン (10cm) + 窒化ホウ素 (0~10cm) 体系

窒化ホウ素厚さ (cm)	線量当量率 ($\mu\text{Sv/h}$)	
	窒化ホウ素設置位置	
	検出器側	線源側
0	167.3 (± 1.36)	
5	109.3 (± 1.10)	105.6 (± 1.08)
10	69.5 (± 0.88)	65.74 (± 0.85)

²⁵²Cf線源強度: $4.15 \times 10^7 \text{n/s}$

(n, γ)、(n, p) 反応等によって中性子を吸収し、他の粒子を放出する確率が大きいので、高速中性子に対する遮蔽効果がより優れていることになる。表 2.5 を見ると、水素原子は非弾性散乱断面積がゼロであり、炭素は0.5バーン、クロムは1.2バーン、チタンは1.4バーン、鉄は1.4バーン、そしてジルコニウムでは2.0バーンである。このように、本研究で取り上げたホウ化チタンや炭化クロムは高速中性子に対して比較的優れた遮蔽効果があることが、核データから裏付けられる。

セラミックス同士の組み合わせとして、ホウ化チタン-窒化ホウ素体系を評価した結果を表 2.6 に示す。チタンは表 2.5 に示すように、高速中性子に対して比較的大きな非弾性散乱断面積を持っているので、ホウ化チタンの方にステンレス鋼に相当する役割が期待される。窒化ホウ素の1/10価層はタイプ1の単独使用の場合の30.5 cmよりもかなり短縮している。ただ、ホウ化チタンを検出器側に置いた場合と比べ、その差は1 cm程度であった。これは、チタンは非弾性散乱断面積が比較的大きいとはいっても、ホウ化チタンの密度は 4.56 g/cm^3 であり、ステンレス鋼 (SUS304) の 7.90 g/cm^3 と比較して小さいことが一つの理由と考えられる。しかし、ステンレス鋼は厚さが25 cmであったの

表 2.7 炭化クロム-ホウ化チタン-窒化ホウ素による三体系の配列

配列	線源側	検出器側
1	BN (20) + TiB ₂ (15) + Cr ₃ C ₂ (15)	
2	TiB ₂ (15) + BN (20) + Cr ₃ C ₂ (15)	
3	BN (20) + Cr ₃ C ₂ (15) + TiB ₂ (15)	
4	TiB ₂ (15) + Cr ₃ C ₂ (15) + BN (20)	
5	Cr ₃ C ₂ (15) + BN (20) + TiB ₂ (15)	
6	Cr ₃ C ₂ (15) + TiB ₂ (15) + BN (20)	

() 内は厚さ (cm)

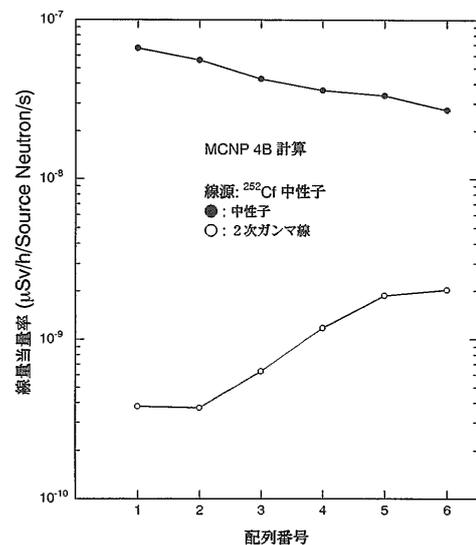


図 2.2 チッ化ホウ素-ホウ化チタン-炭化クロム配列の計算結果

に対しホウ化チタンは10 cmしかなかったこともあり、十分な厚さがあれば「高揚効果」は期待できると考えられる。より本質的には、中重核原子の密度の高い物質を用いる必要があると考えられ、そのためには炭化クロムが有望である。ここで、1/10価層は表 2.6 のデータより外挿して求めた。

2.4 最適遮蔽体系

上記の考え方を基に、炭化クロム (15cm)、ホウ化チタン (15cm) 及び窒化ホウ素 (20cm) を表 2.7 に示すように配列 1 から配列 6 のように設定し、最適遮蔽の構築を検討した。例えば、配列 1 は線源側に厚さ 20 cmの窒化ホウ素を、中央に厚さ15 cmのホウ化チタンを、そして検出器側に厚さ15 cmの炭化クロムの平板をそれぞれ配置し、透過した中性子及び2次ガンマ線を求めた。遮蔽体系全体の厚さはどの配列もすべて50cmである。

表 2.7 に示した窒化ホウ素-ホウ化チタン-炭化クロムによる配列 1 から配列 6 の、²⁵²Cf中性子に対する連続エネルギーモンテカルロコードMCNP 4Bによる計算結果を図 2.2 に示す。モンテカルロ計算結果のFSDは0.05 (5%) 以下であり、信頼性のある計算結果であ

る。図中の●は中性子線量当量率であり、○は2次ガンマ線線量当量率である。配列番号が大きくなるにしたがって2次ガンマ線は増加するが、中性子は減少傾向を示している。しかし、2次ガンマ線の線量当量率は中性子よりもずっと小さいので、全線量当量率は中性子によって決まる。即ち、配列番号6(線源側に炭化クロム15 cm—中央にホウ化チタン15 cm—検出器側に窒化ホウ素20 cm)が、体系を透過した線量当量率が最小になっており、最適配列が構築されていることが分かる。これは、炭化クロムやホウ化チタンが窒化ホウ素に対し中性子遮蔽の高揚効果をもたらしたことによる。配列番号1の2次ガンマ線を含めた全線量当量率は線源中性子1個当たり 6.69×10^8 (mSv/h)であるのに対し、配列番号6は 2.72×10^8 (mSv/h)である。したがって、配列番号6は配列番号1のおよそ1/2.5に線量当量率が低減している。

炭化クロムやホウ化チタンを中性子線源側に置くと、高速中性子がクロムやチタン等の中重核による非弾性散乱によって一回の衝突で中速中性子になり、これがその後方に置かれた窒化ホウ素に入射し、窒素やホウ素のような軽核による弾性散乱によってさらに減速するので、窒化ホウ素が線源側に置かれた場合よりも速やかに熱中性子になり、ホウ素に吸収され易くなるためであると考えられる。このような「高揚効果」は、ポリエチレンのように水素を多く含んだ中性子遮蔽材と組み合わせると、水素によって急速に減速した熱中性子をホウ化チタンのホウ素が吸収するので、2次ガンマ線の発生を著しく低減できる。その結果、中性子と2次ガンマ線を合計した全線量当量率を最小にする遮蔽配列の構築も期待できる。

3. 熱衝撃強度特性評価

遮蔽材料にセラミックスを用いる場合、原子炉の炉心に近い高温部分で効率よく遮蔽する構造を想定すると、高温構造材料としての優れた特性が利用できる。一方で、セラミックスは脆性材料であり、大きな温度変化が加わる熱衝撃により発生する熱応力に対する強度が金属系材料に比較して低いといわれる。このため、遮蔽材料の候補とした何種類かのセラミックスについて、熱衝撃強度特性の評価を行った。

従来、熱衝撃強度は、試験片に大きな温度変化(たとえば、電気炉で加熱した試験片の水中への投下等)を与えた後に曲げ強度試験を行い、熱応力により発生する微小なき裂が強度低下をもたらす温度差の値で評価されるのが普通であった。しかし、この方法では、試験片自身の温度変化はあまり制御することができないために、結果がばらつくといわれている⁵⁾。特に水中に投下したときの試験片表面の熱伝達が落下速度や試料の大きさ、形状、密度等に依存して変化するために、

試験条件により結果が異なることがある。これは、試験片表面における蒸気膜の形成による熱伝達への影響が、発生する熱応力を大きく変化させることに起因するとされる⁶⁾。

レーザーは、高いエネルギー密度を有する熱源であり、精密な出力制御も可能であるうえ、熱伝達係数の影響を受けにくいので、これを利用した試験方法が提案されている^{7)~10)}。しかしながら、レーザー照射時に材料に起きる力学的挙動は照射条件に依存し、シミュレーション等による温度・応力の推定が必要になる等の問題があり、熱衝撃強度評価手法としては未完成である。

本研究では、レーザー照射により試験片を短時間に急速加熱した場合に、加熱及びその後の冷却時に試験片内部に発生する応力を有限要素法によるシミュレーションを行うことで、熱衝撃強度を定義する方法を提案した。また、この考え方に基づいて、レーザー照射時のき裂発生をアコースティック・エミッション(AE)等により検出するセラミックスのレーザー熱衝撃強度試験を行った。これらの方法により、中性子遮蔽材料として検討したホウ化チタン(TiB_2)、炭化クロム(Cr_3C_2)、ジルコニア(ZrO_2)について、熱衝撃強度特性を評価した。さらに、複数回のレーザー照射を行うことで「熱衝撃疲労」を評価する手法についても検討した。

3.1 レーザー熱衝撃強度試験法

レーザー照射による熱衝撃条件を模擬する解析として、図3.1に示す解析モデルを用いて、レーザー照射時と直後の冷却期間において試料に発生する熱応力分布を計算し、その最大値と材料の引張強さの関係からき裂発生の限界照射条件を求めた。つぎに、炭酸ガスレーザーをセラミックス試験片に実際に照射して、熱衝撃破壊またはき裂発生の有無を調べ、計算の妥当性を検証した。この節では、計算モデルによる解析手法とレーザー照射実験の概要について述べる。

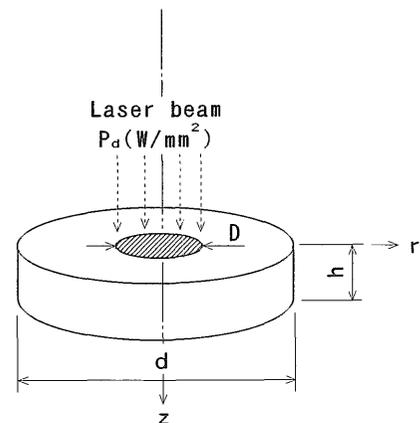


図3.1 レーザーによる熱衝撃強度評価法の解析モデル

3.1.1 有限要素法による温度・応力解析

はじめに、汎用構造解析プログラムMARCを用いて、有限要素法解析により、非定常温度分布及び準定常弾性熱応力分布を求めた。一様な出力密度 P_d [W/mm²]でスポット径 D [mm]の円形のレーザー・ビームが、試験片の片側表面中央に垂直に1秒間照射された後、4秒間自然空冷される場合について、非連結仮定のもとで計算した。解析モデルは、図3.1に示すような形状であり、寸法効果が無視できる半無限体を仮定するために、ビームのスポット径に比べ十分大きい寸法とした(寸法効果は3.3節で考察する)。用いた炭酸ガスレーザー装置のビームのエネルギー密度はガウス分布に近い分布(TEM₀₀モード)を持つとされるが、本計算では簡単のためエネルギー密度が一様であると仮定した。解析に用いた要素は、8節点四角形軸対称アイソパラメトリック要素である。ビーム照射面中央を原点とする円筒座標系とし、半径方向に r 軸、深さ方向に z 軸をとる。試験片及び周囲の空気の状態初期温度は293Kとし、試験片には残留応力はないものとした(ホウ化チタンの実験では一様分布に近いモードを採用した)。

非定常熱伝導解析の境界条件を図3.2及び式(1)～(5)に示す。

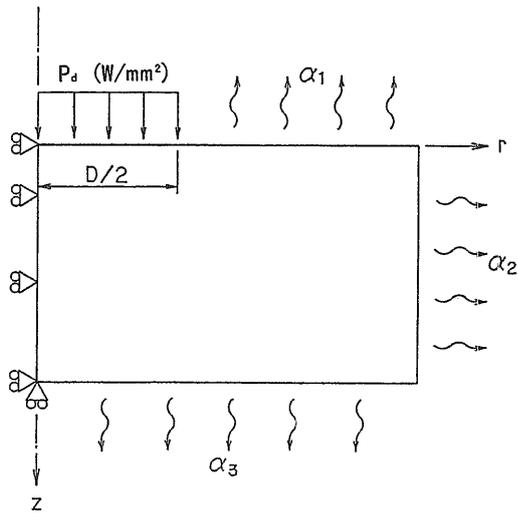


図3.2 有限要素法解析の境界条件

$$-\kappa \frac{\partial T}{\partial z} = P_d \quad \text{at } z=0, r \leq \frac{D}{2}, t \leq 1 \quad (1)$$

$$-\kappa \frac{\partial T}{\partial z} = \alpha_1 (T_\infty - T_w) \quad \text{at } z=0, r \leq \frac{D}{2}, t > 1 \quad (2)$$

$$-\kappa \frac{\partial T}{\partial z} = \alpha_1 (T_\infty - T_w) \quad \text{at } z=0, r > \frac{D}{2} \quad (3)$$

(160)

$$-\kappa \frac{\partial T}{\partial r} = \alpha_2 (T_w - T_\infty) \quad \text{at } r = \frac{d}{2} \quad (4)$$

$$-\kappa \frac{\partial T}{\partial z} = \alpha_3 (T_w - T_\infty) \quad \text{at } z = h \quad (5)$$

ただし、 κ 、 T 及び t は、熱伝導率[W/(m·K)]、温度[K]及び時間[s]を表す。また、 α_1 、 α_2 及び α_3 は伝熱面における熱伝達率[W/(m²·K)]、 T_w と T_∞ は伝熱面温度[K]と周囲媒質温度[K]をそれぞれ表す。各伝熱面の熱伝達率の公式¹²⁾を表3.1に示す。

表3.1 セラミックスの熱伝達率の簡易公式

熱伝達率 (空気) [W/(m ² ·K)]	
レーザー照射表面	$\alpha_1 = 1.32 (\Delta T / \ell)^{1/4}$
モデル側面	$\alpha_2 = 1.42 (\Delta T / \ell)^{1/4}$
モデル底面	$\alpha_3 = 0.61 (\Delta T / \ell^2)^{1/5}$

記号： $\Delta T = (T_w - T_\infty)$ [K]

T_w = 平均壁面温度 [K]

T_∞ = 主流温度 [K]

ℓ = 水平の代表長さ [m]

熱伝導解析から求めた時刻毎の試料温度の最高値は、常にレーザー照射表面の中心で得られる。表面の照射中心温度はすべての材料でレーザー照射直後及び冷却過程の初期において急激に変化し、レーザー照射1秒後にピーク値を示した。

つぎに、熱伝導解析によって得られた温度分布のデータを用いて、準定常弾性熱応力解析を行った。モデル計算では、最大熱応力が引張強さに達する場合に熱衝撃破壊するというクライテリオンを採用した(3.5節の熱衝撃疲労強度評価を除く)。解析から得られた最大引張応力の発生位置は、ほとんどの場合、レーザービーム照射表面から数mmの深さのところ、中心軸からスポット径の境界より内側の位置に分布していた。

この解析には引張強さの実験データが必要であるが、一般にセラミックスについては曲げ強さで評価されることが多く、信頼性のある引張強さのデータを得ることは困難である。ホウ化チタンでは、引張強さを三点曲げ強さの1/2と仮定した。また、炭化クロム及びジルコニアの引張強さは、三点曲げ強さと単純引張強さの関係式(6)¹³⁾で得られる値を用いた。

$$\frac{\sigma_T}{\sigma_3} = \left\{ \frac{1}{2(m+1)^2} \right\}^{1/m} \quad (6)$$

ここで、 σ_1 は引張強さ [MPa]、 σ_3 は三点曲げ強さ [MPa]、 m はワイブル係数 [$m=10$]である。このほかの物性値については、表 1.2 に示す値を用いた。

3.1.2 レーザー熱衝撃強度試験

計算で求めた熱衝撃強度特性値の妥当性を検証するために、図 3.3 に示すレーザー熱衝撃強度試験を行った。レーザー発振器は、出力密度がガウス分布で近似されるシングルモードの定格出力 1 kW 炭酸ガス (CO₂) レーザーを用いた。ただし、ホウ化チタンでは高出力が必要であったために、定格出力 3 kW の炭酸ガス (CO₂) レーザーを用いた。これは、出力密度が一様分布に近い低次マルチモードのビームであった。照射は、試験片の片表面中央に 1 秒間行いその後自然空冷した。連続発振ビームを用い、ディフォーカスによりスポット径を変化させた。スポット径は、ホウ化チタンでは 10 及び 15 mm、炭化クロムでは 2.5、5、10、20 及び 30 mm、ジルコニアでは 10、20 及び 30 mm とした。レーザー出力密度 P_d [W/mm²] は、レーザーの出力を試験片表面でのディフォーカスビームの公称照射面積で除した値で定義した。ホウ化チタンと炭化クロムは、表面が金属光沢を有しレーザー光の反射率が高いため、試験片のレーザー照射表面に放射率 0.94 の黒体塗料をスプレー塗布して吸収率を向上させた。

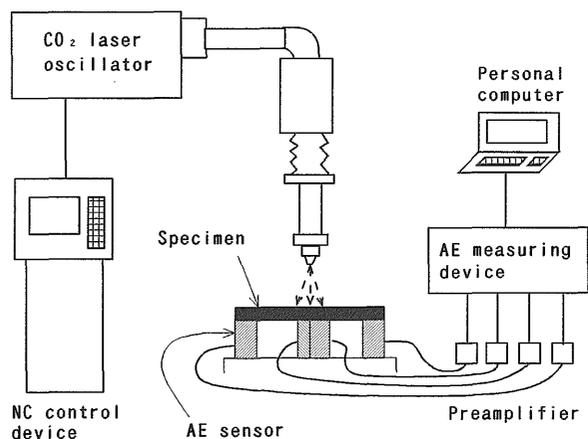


図 3.3 レーザー熱衝撃強度試験

き裂発生を検出はセラミックスごとに異なる。ジルコニア及び 3.5 節のマコールでは、AE (Acoustic Emission) 計測装置を用いて試験中にき裂発生をモニターし、試験終了後に浸透探傷試験で目視により確認した。AE 計測では、200kHz 共振型、シングルエンドのセンサー 4 個を試験片中心軸に対して対称の位置に設置した。予備試験として AE 信号のしきい値電圧を変化させたところ、100mV 以下では SEM 観察及び浸透探傷試験でき裂が生じていないことが確認されたため、トータルゲイン 80dB、メインアンプ出力電圧レベル

100mV を AE 信号のしきい値と設定して、この値を超える信号を計測した時点をき裂の発生とみなした。さらに、走査型電子顕微鏡 (SEM: Scanning Electron Microscope) により 2000 倍の倍率で破面観察を行い、AE 信号計測及び浸透探傷試験の結果と比較した。

炭化クロムでは、試験片表面に塗布した黒体塗料の影響でレーザー照射時に大きなノイズが発生し、AE 計測装置でのき裂発生検出はできなかった。また、浸透探傷試験では、き裂の識別が難しかったので、SEM による破面観察のみでき裂の確認を行った。ホウ化チタンは、当所にはない大型のレーザーを用いたために、AE 計測装置、浸透探傷試験、SEM 観察のいずれも試験と並行して行うことが不可能であったが、試験片の破砕が起きたため、破砕をもって材料の破壊とみなした。

3.2 ホウ化チタンの熱衝撃強度と焼結密度の影響

ホウ化チタンの熱衝撃強度評価においては、熱衝撃強度に及ぼす気孔率の影響をあわせて調べるため、気孔率 3、8 及び 15% (焼結密度 97%、92% 及び 85%) の 3 種類を用いた。これらを 97%TiB₂、92%TiB₂ 及び 85%TiB₂ と表し、その物性値を表 3.2 に示す。このなかで、92%TiB₂ と 85%TiB₂ については熱的な物性値が得られなかったため、熱膨張係数には 97%TiB₂ の値を用いたが、熱伝導率 κ 及び比熱 c は、97%TiB₂ の値 κ_{97} 及び c_{97} と、293K における空気熱伝導率 $\kappa_a = 2.57 \times 10^{-2}$ W/(m·K) 及び比熱 $c_a = 1.0 \times 10^3$ J/(kg·K) を用いて¹⁴⁾、式 (7) 及び式 (8) に示す混合則により計算した。

表 3.2 三種類のホウ化チタンの物性値

	97%TiB ₂	92%TiB ₂	85%TiB ₂
気孔率 [%]	3	8	15
密度 [kg/m ³]	4.40 × 10 ³	4.21 × 10 ³	3.85 × 10 ³
熱伝導率 [W/(m·K)]	79.553	75.408	69.672
熱膨張係数 [1/K]	7.6 × 10 ⁻⁶	7.6 × 10 ⁻⁶	7.6 × 10 ⁻⁶
比熱 [J/(kg·K)]	0.712 × 10 ³	0.729 × 10 ³	0.749 × 10 ³
曲げ強さ [MPa]	635	545	400
ヤング率 [GPa]	474	430	320
ポアソン比	0.09	0.09	0.09

$$\kappa = \kappa_a + \frac{(100 - \delta) (\kappa_{97} - \kappa_a)}{100 - \delta_{97}} \quad (7)$$

$$c = c_{97} + \frac{(\delta - \delta_{97}) (c_a - c_{97})}{100 - \delta_{97}} \quad (8)$$

ここで δ は気孔率 [%] を表す。

ホウ化チタンの解析モデルは、直径 300mm、高さ

50mmの円板とした。熱伝導解析は、スポット径1、5、10、20、40及び60mm、レーザー出力密度 P_d は $14\text{W/mm}^2 \sim 50\text{W/mm}^2$ の条件で行った。解析で得られたモデル内で発生する引張応力の最大値とスポット径の関係を図3.4に示す。最大引張応力のピークは照射終了時であり、スポット径が20mmまでの範囲ではスポット径が大きくなるにつれてほぼ直線的に増大しているが、スポット径が30mmを超えると出力密度 20W/mm^2 以下でほぼ一定値となっている。このことは、材料表面より入射されるエネルギーの密度が一定の場合、エネルギー入射面積がある程度大きくなれば、発生する最大引張熱応力は入射面積または照射エネルギーの総量に依存せずほぼ一定値となることを示している。

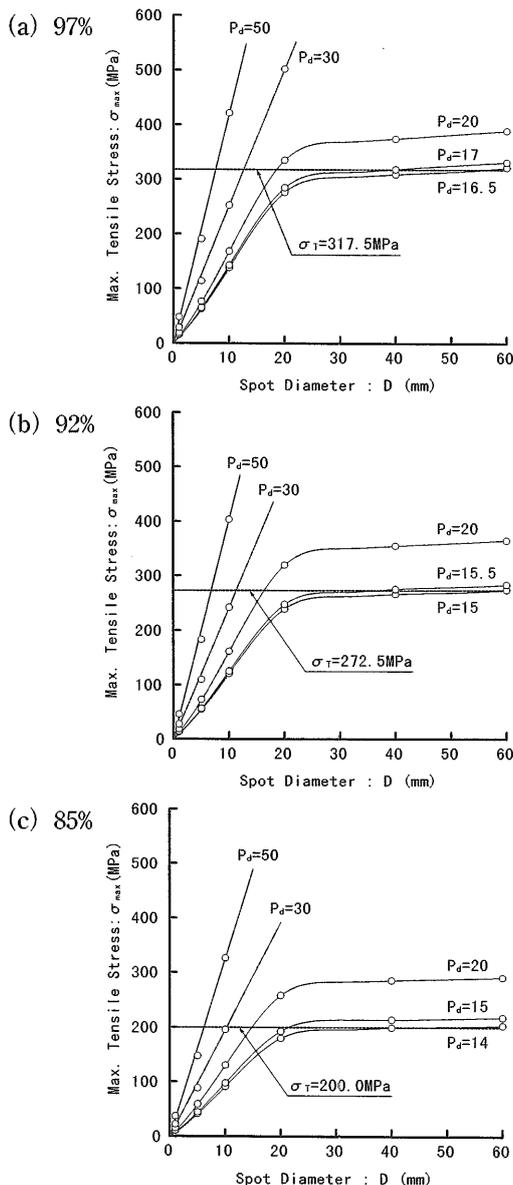


図3.4 引張応力の最大値とスポット径の関係

最大引張応力の値が材料の引張強さを超えたときに熱応力破壊が起きるというクライテリオンにしたがい、図3.4の各曲線において、最大引張応力が引張強さ(点線)に達するスポット径を求めた。このときのレーザー出力をスポット面積で除した値を破壊臨界レーザー出力密度 P_c [W/mm^2]と定義し、 P_c とスポット径の関係を図3.5に示す。各曲線より上の領域が破壊領域であり、傾向は気孔率にかかわらず同じであった。ホウ化チタンでは、スポット径が約30mm以上で P_c はほぼ一定になった。この結果から、この出力密度以下では材料が破壊しないという意味での「最小破壊臨界出力密度」が得られる。この値は材料固有の値と考えることができるため、ホウ化チタン固有の熱衝撃強度特性値 P_L [W/mm^2]と定義すると、 P_L として97%TiB₂で 16.5W/mm^2 、92%TiB₂で 15.0W/mm^2 、85%TiB₂で 14.0W/mm^2 が得られた。

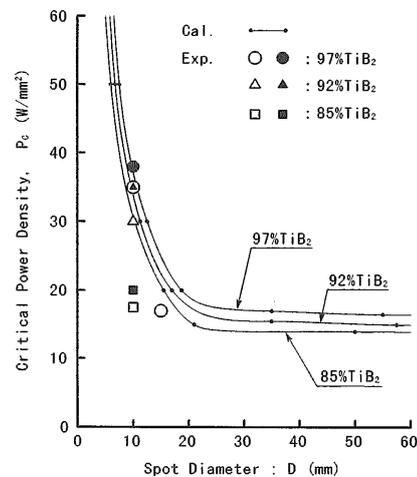


図3.5 破壊臨界レーザー出力密度 P_c とスポット径 D の関係

この計算結果と比較するために、気孔率が3%、8%及び15%のホウ化チタンのレーザー熱衝撃試験を行った。試験片寸法は $30 \times 30 \times 8\text{mm}$ の平板である。ホウ化チタンでは破碎をもって熱衝撃破壊とみなしたが、この破碎はすべてレーザー照射中に発生した。レーザー照射された部分の熱膨張により周囲に引張応力が生じ、材料が破碎したと考えられる。試験結果を図3.5にあわせて示す。●、▲、■印は破碎したもの、○、△、□印は破碎しなかったものを表す。熱衝撃強度特性値 P_L は、実験的にはこれらの中間の値として求められる。なお、スポット径20mm以上での熱衝撃強度試験は、レーザーの出力の限界を超えるため行えなかった。

気孔率の増加に伴い熱衝撃強度が低下していくことは、試験結果と計算結果で一致している。97%TiB₂と92%TiB₂の試験結果は、計算で求めた P_L 値と比較的よく

一致しているが、85%TiB₂では実験値が計算値の1/2以下となった。この原因として、解析に用いた熱伝導率、比熱、及び熱膨張係数の推定誤差の影響も考えられる。たとえば、式(7)の線形の混合則で推定した熱伝導率は実際の値より大き過ぎたことが考えられ、その結果、表面近傍の温度勾配が実際より小さく計算され、熱応力を過小評価したのではないかと推測される。また、強度データの問題も考えられる。材料強度としてJISの三点曲げ強度を用いているが、熱衝撃に用いた試験片の断面積は、曲げ試験片に比べて20倍も大きい。欠陥寸法のばらつきが大きい試料では体積の影響が大きく、85%TiB₂の熱衝撃強度試験片の強度は、表3.2に示した曲げ強さから推定された値よりも小さくなっていることも考えられる。これらの因子が重なって、計算と実験結果の差が生じたものと推測される。

つぎに、気孔率の熱衝撃強度に対する影響について検討する。レーザーの出力密度 $P_d=20\text{W}/\text{mm}^2$ 一定で、スポット径をパラメータとして解析で得られた最大引張応力と気孔率の関係を図3.6に示す。スポット径が小さい範囲では、気孔率の差による最大引張応力の変化は小さいが、スポット径が20mm以上になると気孔率が大きくなるにつれて最大引張応力は低下する傾向が顕著になる。いずれの気孔率でも、スポット径が20mm未満ではスポット径の大きさにほぼ比例して最大引張応力は大きくなっているが、20mmから60mmではほとんど変わらず、最大引張応力はスポット径にかかわらずエネルギー密度のみで決まるようになる。

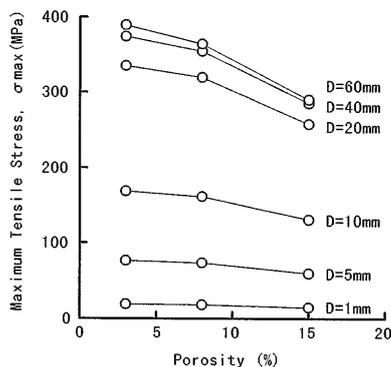


図3.6 最大引張応力と気孔率の関係

解析から得られた熱衝撃強度特性値 P_L 、スポット径10mmの試験から得られた破壊臨界レーザー出力密度 P_C 及び材料の引張強さと気孔率との関係を図3.7に示す。熱衝撃強度特性値と引張強さは、気孔率の増加につれて直線的に低下している。計算値である熱衝撃強度特性値と実験値である破壊臨界レーザー出力密度を比較すると、気孔率の増加につれて低下することは同

じであるが、破壊臨界レーザー出力密度の方が気孔率15%で急激に低下している。これは上述で考察した計算に用いた物性値の問題によると考えられる。一般に、気孔は熱衝撃を受ける部材にとって熱応力の緩和効果を生み出すと考えられており¹⁵⁾、本研究もその効果を調べるために実施したのであるが、ホウ化チタンでは、焼結密度を調整することで気孔率を増すと強度低下が大きいため必ずしも熱衝撃強度の向上に寄与しないと考えられる。しかしながら、気孔率の増大により最大熱応力が低下することは推定され、材料作製方法によっては熱衝撃強度の向上に寄与すると考えられる。

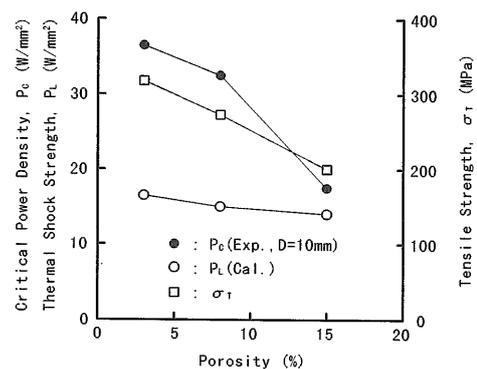


図3.7 ホウ化チタンの気孔率と材料の引張強さの関係

3.3 炭化クロムの熱衝撃強度と寸法効果

ここで提案している熱衝撃強度評価では、計算モデルとして半無限体と同等とみなせる計算モデルを用いるが、実際のレーザー照射試験に用いる試験片はそれよりかなり小さいのが普通である。このように、計算モデルと試験片形状が異なっている場合、モデルで仮定した境界条件は実際の試験片と異なると考えられ、結果が一致なくなることがある。そこで、炭化クロムの熱衝撃強度評価では、モデルの寸法を変えて計算し、熱衝撃強度解析におけるモデルの寸法効果を検討することにした。

寸法効果を検討するために、試験片と同じ寸法の直径 $d=50\text{mm}$ 、厚さ $h=10\text{mm}$ の円板(A型)及び半無限体を想定した $d=400\text{mm}$ 、 $h=100\text{mm}$ の円板(D型)を設定し、その中間の $d=100\text{mm}$ 、 $h=20\text{mm}$ (B型)及び $d=200\text{mm}$ 、 $h=50\text{mm}$ (C型)の計4種類の有限要素モデルについて計算した。モデルの中央縦断面の比較寸法を図3.8に示す。熱伝導解析は、A型ではレーザー出力密度 $P_d=1.0\sim 19.5\text{W}/\text{mm}^2$ 、スポット径 $D=2.5, 5, 10, 20, 30$ 及び 40mm 、B型では $P_d=2.2\sim 10.0\text{W}/\text{mm}^2$ 、 $D=5, 10, 20, 40$ 及び 60mm 、C型では $P_d=3.2\sim 10.0\text{W}/\text{mm}^2$ 、 $D=5, 10, 20, 40$ 及び 60mm 、D型では $P_d=2.0\sim 10.0\text{W}/\text{mm}^2$ 、 $D=5, 10, 20, 40$ 及び 60mm の条

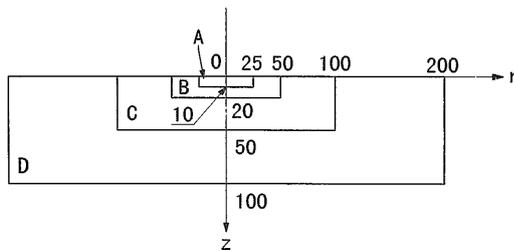


図 3.8 解析モデル中央縦断面の比較寸法

件で行った。

A型とD型について、得られた最大引張応力 σ_{max} とスポット径 D の関係を図3.9に示す。D型は、本解析条件の範囲では σ_{max} と D の間にほぼ直線関係が得られた。一方、A型では、 $D=10\text{mm}$ までは直線的であったが、 10mm を超えると飽和する傾向を示した。これから最大引張応力が引張強さ(225MPa)に達する場合の出力密度(破壊限界レーザー出力密度 $P_c[\text{W}/\text{mm}^2]$)を求めることができる。同様に、B型とC型についても最大引張応力とスポット径の関係をプロットし、 P_c $[\text{W}/\text{mm}^2]$ をスポット径との関係で求めると、図3.10に示す熱衝撃破壊限界曲線が得られ、この曲線より上の領域が破壊領域を示す。C型とD型では差がなく、D型を半無限体モデルと同等であると考えることができる。

破壊限界レーザー出力密度 P_c は、ホウ化チタンの場合と同じく、スポット径が大きくなるに従って一定値に収束する傾向がみられ、この一定値から炭化クロムのレーザー熱衝撃強度特性値 $P_L[\text{W}/\text{mm}^2]$ を定義し、半無限体とみなせるD型の解析からスポット径に依存しない物性値としての $P_L=3.4\text{W}/\text{mm}^2$ が得られた。

レーザー熱衝撃試験に用いた炭化クロムの試験片は、直径 $d=50\text{mm}$ 、厚さ $h=10\text{mm}$ の円板である。試験結果を図3.10にあわせて示し、試験片寸法が一致するモデルであるA型の解析結果と比較する。●印はき裂が発生したもの、○印はき裂が発生しなかったものを表す。スポット径 5mm 以下の試験結果と解析結果が大きく異なる原因は、スポット径の変化に対して破壊限界レーザー出力密度が大きく変化する領域であること、レーザービームの焦点設定精度が低いことなどが考えられる。しかし、スポット径 $D=10\text{mm}$ 以上では、試験結果とA型の計算結果はほぼ一致し、本解析法が熱衝撃試験を適切にモデル化していると考えられる。A型の計算結果は、スポット径が 10mm 程度まではD型と一致しているが、それ以上ではスポット径が大きくなるとさらに低下し、D型の曲線から大きくそれる。これは、形状効果によるものと考えられる。材料固有の物性値としては、半無限体とみなせる寸法であるD型の結果から得た $P_L=3.4\text{W}/\text{mm}^2$ を用いることで、炭化クロムの熱衝撃特性を評価できる。

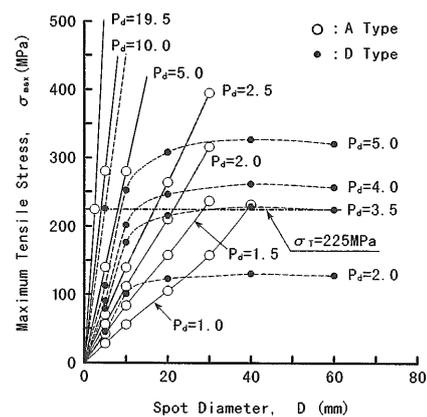


図 3.9 最大引張応力 σ_{max} とスポット径 D の関係(A型及びD型)

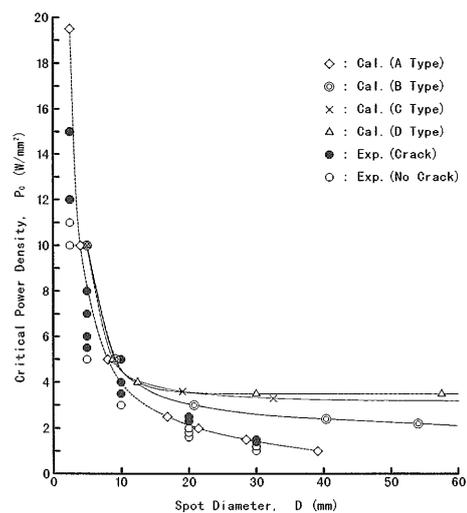


図 3.10 炭化クロムの破壊限界レーザー出力密度 P_c とスポット径 D との関係

3.4 ジルコニアの熱衝撃強度

ジルコニアは、重元素であるジルコニウムを含むセラミックスであり、2次ガンマ線の遮蔽に効果が期待され、当初は本研究の遮蔽材料の候補と考えられていたため、熱衝撃強度評価を行った。ジルコニアの有限要素モデルは、直径 $d=400\text{mm}$ 、高さ $h=100\text{mm}$ の円板とした。熱伝導計算は、スポット径 $D=10, 20$ 及び 30mm 、レーザー出力密度 $P_d=1.0\sim 0.5\text{W}/\text{mm}^2$ の条件で行った。得られた温度分布を用いて熱応力計算を行った結果について、 P_d をパラメーターとして、最大引張応力 σ_{max} 及び最大圧縮応力 σ_{min} とスポット径との関係を図3.11に示す。応力と出力密度にはほぼ線形関係があった。用いたジルコニアの標準的な機械的強度と比較すると、 $P_d=1.0\text{W}/\text{mm}^2$ 以下では、最大引張応力は引張強さ(686 MPa)の16%以下、最大圧縮応力は圧縮強さ(7,845 MPa)の9%以下であった。

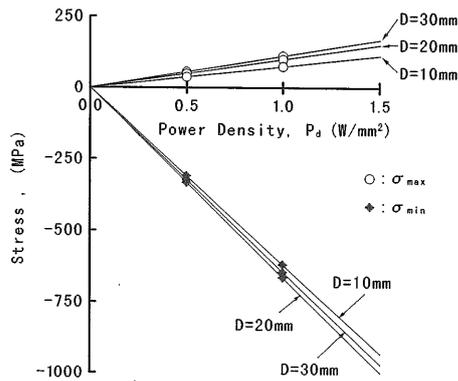


図3.11 最大引張応力 σ_{max} (○印) 及び最大圧縮応力 σ_{min} (◆印) とスポット径Dの関係

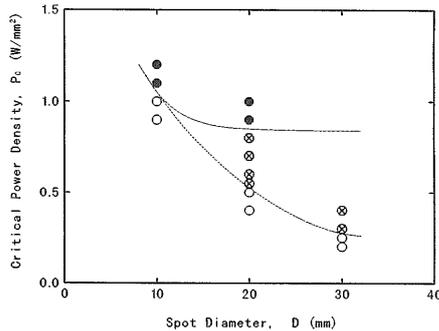


図3.12 破壊臨界レーザー出力密度 P_c と公称スポット径Dの関係(●:浸透探傷とAEの両方でき裂確認、⊗:AEでき裂確認、○:き裂が確認されなかった)

レーザー照射熱衝撃試験結果から得られた破壊臨界レーザー出力密度 P_c と試験片表面におけるレーザービームのスポット径Dの関係を図3.12に表す。AE計測及び浸透探傷試験によるき裂発生判定により、○印はき裂が発生しなかったもの、●印はAE計測と浸透探傷試験の両方でき裂が確認できたもの、⊗はAE計測でき裂発生を示したが浸透探傷試験でき裂確認ができなかったものを表し、破線は破壊臨界曲線を表す。これより、AE計測の方が浸透探傷試験より、微小き裂に対する検出感度が優れていると考えられる。これらの曲線より上の領域が、ジルコニアの破壊領域である。両曲線で大きな差が生じているが、どちらにしてもレーザー熱衝撃強度特性値 P_L は 1.0W/mm^2 以下となり、解析値($P_L=7.6\text{W/mm}^2$)と比較して非常に小さい。

レーザー熱衝撃試験に用いたジルコニアは、部分安定化ジルコニアセラミックス(5wt% $\text{Y}_2\text{O}_3\text{-ZrO}_2$)で、寸法が直径50mm、厚さ10mmの円板である。図3.13に示すように、試験片表面には走査型電子顕微鏡

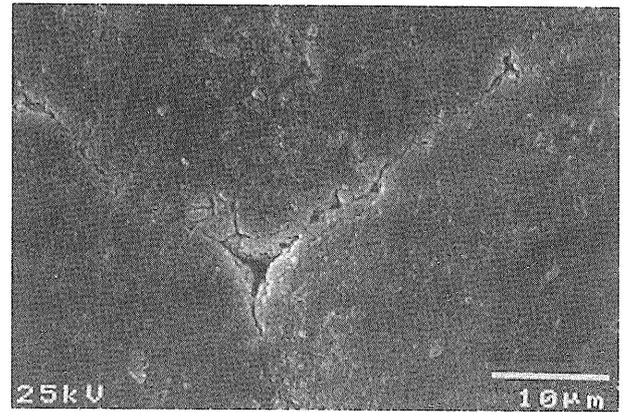


図3.13 ジルコニア試験片表面のSEM観察写真

(SEM) を用いて2000倍で観察できる程度の初期欠陥が存在する。熱衝撃試験では、写真のほぼ中央に存在する初期欠陥を起点としてき裂が進展したものと考えられる。この欠陥は、 $50\sim 100\mu\text{m}$ の大きさの粒体の境界に生じており、内部も含め試験片全体に分布している。欠陥サイズが焼結前の造粒粉末の粒径にほぼ等しいことから、焼結不良により生じたものと考えられる。電子プローブ・マイクロアナライザー(EPMA)により欠陥近傍の元素分布分析を行ったが、特定元素の偏析等、き裂発生の原因と考えられる分布は見つからなかった。また、用いた部分安定化ジルコニアは、相転移等の影響により温度上昇とともに強度が急激に低下する。熱伝導解析によれば、 $P_c=1\text{W/mm}^2$ で最大温度が573Kを超えると推定され、強度は表1.2に示す室温の値よりかなり低下していることが考えられる。

試験結果より得られた破壊臨界レーザー出力密度 P_c から、図3.11を用いて試験片の引張強さを求めると30から78MPaとなり、使用したジルコニアの曲げ強度から推定される引張強さ686MPaと比較すると約11%の小さい値であった。これは、初期欠陥の存在及び温度上昇による強度低下のためと考えられる。

3.5 レーザー熱衝撃疲労強度評価

実環境で使用される材料は、繰り返し熱衝撃を受けることも想定され、これまで述べた単発の照射による熱衝撃強度特性だけでなく、熱衝撃の繰り返しに対する特性もあわせて検討しておく必要がある。そのため、マシナブルセラミックス(石原薬品(株)製マコール、以下マコールと呼ぶ)を用いて、反復レーザーパルス照射による熱衝撃試験を行った。この材料については、以前にレーザー単発照射による熱衝撃強度評価を行っているが^{10), 11)}、その解析と同じく、レーザー照射により生じた圧縮熱応力が圧縮強さを超える時に破壊が生じるというクライテリオンにしたがった。

表 3.3 マシナブル・セラミックス(マコール)の組成

組成 (重量%)					
SiO ₂	MgO	Al ₂ O ₃	K ₂ O	B ₂ O ₃	F
46	17	16	10	7	4

表 3.4 マシナブル・セラミックス(マコール)の物性値

密度	2.52×10 ³ kg/m ³
熱膨張係数	1.14×10 ⁻⁵ /K
熱伝導係数	1.46W/(m·K)
比熱	0.79×10 ³ J/(kg·K)
引張強さ	112MPa
曲げ強さ (<873K)	123MPa
圧縮強さ	369MPa
ヤング率	66.9GPa
ポアソン比	0.29
放射率 (波長10.6μm)	0.9

マコールの組成及び物性を表 3.3 及び表 3.4 にそれぞれ示す。マコールは、ガラス質を多量に含む材料で、一般的な構造用セラミックスと比較して強度は低い。試験片中央にレーザービームを一定出力で 1 秒間照射後、60秒間自然空冷する条件で、繰り返しレーザー照射を行った。試験間隔60秒は、反復加熱による温度・熱応力の上昇がほとんど無視できる範囲で、短い間隔を採用した。スポット径は10、20及び30mmとし、レーザー出力密度を変化させた。き裂発生を検出は、AE計測装置を用いて行った。1回の照射では破壊が起きない条件であっても、複数回の照射でき裂発生が検出され、一種の疲労現象が見られた。この意味で、本試験を熱衝撃疲労試験と呼ぶことにする。

有限要素解析としては、試験片表面に様な出力密度 P_d を持つスポット径 D の円形レーザービームを 1 秒間照射後、60秒間自然空冷するという条件で、繰り返しレーザー照射される場合をモデル化した。モデルの寸法は、半無限体とみなせる大きさとして直径400mm、高さ100mmの円柱とした。これまでと同じく、汎用の構造解析プログラムMARCを用いて、非連結仮定のもとで、非定常温度分布及び準定常弾性熱応力の計算を行った。

実験で 5 回の照射でき裂が発生した $P_d = 0.35\text{W/mm}^2$ 、 $D=20\text{mm}$ の場合について、解析で得られたレーザー照射面中央の温度の時間履歴を図 3.14 に示す。各サイクル間の最大温度の上昇はわずか 6.6 K で、サイクル数の増大にしたがって上昇幅は小さくなり、一定値に収束する傾向を示した。また、各照射サイクルの最大圧縮応力の最大値と最小値の差 $\Delta\sigma_{\min}$ のサイクル履歴を図 3.15 に示すが、 $\Delta\sigma_{\min}$ はほぼ一定であ

り、繰り返し照射による応力振幅は一定とみなすことができる。

解析で求めた熱衝撃疲労破壊臨界レーザー出力密度 P_{fc} と照射試験で得られたき裂発生までの照射回数 N_f の関係を図 3.16 に示す。図中の○印はき裂が発生しなかった試験結果を表している。き裂の発生時期は、 N_f が小さい場合は冷却期に、大きい場合は照射中にき裂が発生する傾向が見られた。スポット径一定の条件で、ある一定の出力密度以下では繰り返しレーザー照射によってき裂が発生しないことが分かる。

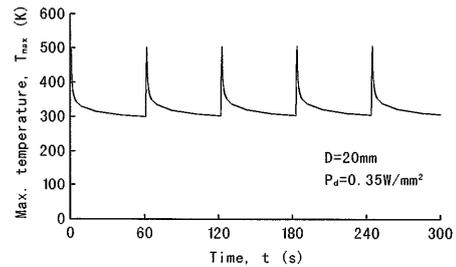


図 3.14 レーザー照射面中央の温度の時間履歴

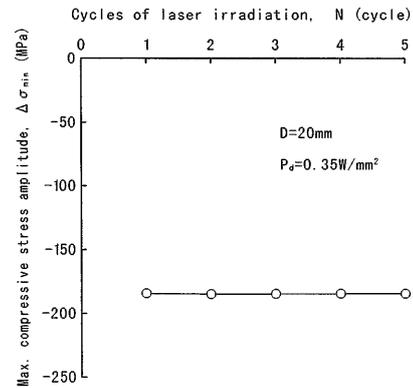


図3.15 最大圧縮応力の最大値と最小値の差 $\Delta\sigma_{\min}$ のサイクル履歴

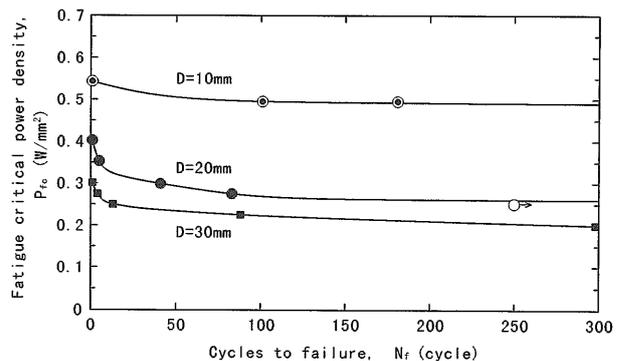
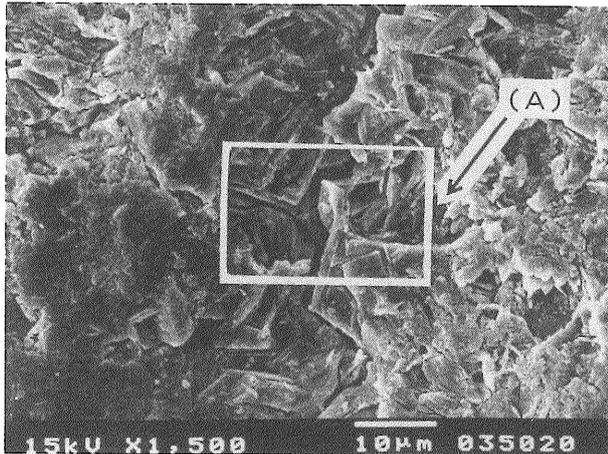
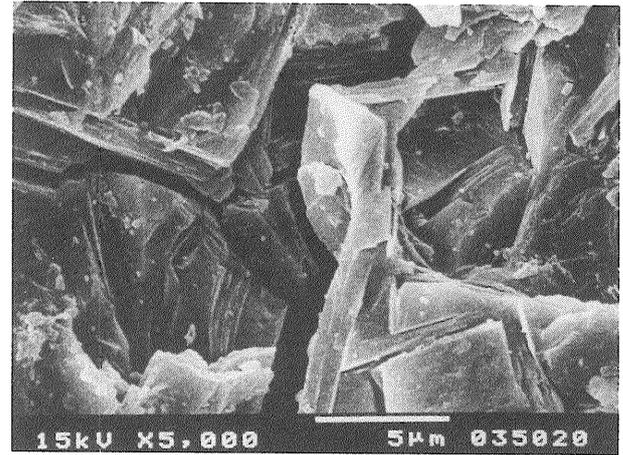


図3.16 熱衝撃疲労破壊臨界レーザー出力密度 P_{fc} とき裂発生までの照射回数 N_f の関係



(a)



(b)

図3.17 き裂のSEM写真

き裂発生の確認について、AE信号計測、浸透探傷試験及びSEM観察の結果は良く一致した。 $P_d = 0.35 \text{ W/mm}^2$ 、 $D=20 \text{ mm}$ の場合について、SEM観察及びAE計測の例を図3.17及び図3.18にそれぞれ示す。本例では、レーザー照射5回目が終了して約10秒後の冷却期間にAE信号が検出された。

図3.16のプロットから外挿推定すると、スポット径10、20及び30mmで、照射回数が300サイクルにおける P_{fc} は、それぞれ0.49、0.26及び0.20 W/mm^2 である。これらを最小熱衝撃疲労破壊臨界レーザー出力密度 P_{mfc} [W/mm^2]と考え、レーザー単発照射の結果から得られた破壊臨界レーザー出力密度 P_c の値0.52、0.38及び0.29 W/mm^2 と比較すると、繰り返しにより臨界出力密度はそれぞれ94、68及び69%に低下したことになる。

つぎに、各スポット径における P_{mfc} とスポット径の関係を図3.19に示す。単発レーザー照射試験の結果から類推すると、スポット径が大きくなるにしたがって、一定の破壊臨界レーザー出力密度に収束する傾向を示し、熱衝撃疲労においても、スポット径の大きさに依らず一定の臨界レーザー出力密度を得ることができると考えられる。この一定の熱衝撃疲労破壊臨界レザ

ー出力密度をレーザー熱衝撃疲労強度特性値 P_{LF} [W/mm^2]と定義すると、 P_{LF} は0.20 W/mm^2 と求められ、レーザー単発照射による熱衝撃強度特性値 $P_L = 0.29 \text{ W/mm}^2$ と比較すると30%程度低い値であった。このように、繰り返し熱衝撃によりエネルギー密度の限界値が低下することから、繰り返し熱衝撃を受ける材料の熱衝撃特性は P_{LF} を評価する必要がある。

3.6 セラミックスのレーザー熱衝撃強度評価

各種セラミックスについて、レーザー熱衝撃強度試験のシミュレーション計算から得られた破壊臨界曲線を図3.20に示す。これらセラミックスのレーザー熱衝撃強度特性値 P_L [W/mm^2]をまとめると、表3.5のようになる。ホウ化チタンの熱衝撃強度特性値 $P_L = 16.5 \text{ W/mm}^2$ は、代表的な構造用セラミックスであるアルミナの熱衝撃強度特性値 $P_L = 2.9 \text{ W/mm}^2$ の約5.7倍と優れた値であった。炭化クロムは、ホウ化チタンの1/5程度であったが、アルミナよりは高い値を示した。ジルコニアは、本試験に用いた試料では耐熱衝撃強度は低かった。

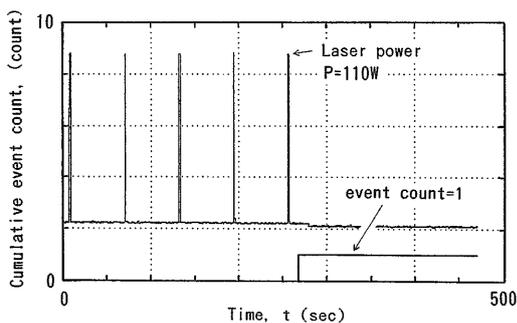


図3.18 AE計測の一例

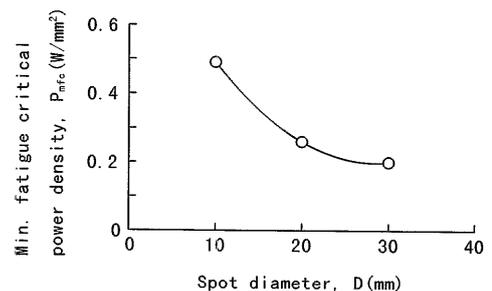


図3.19 P_{mfc} とスポット径Dの関係

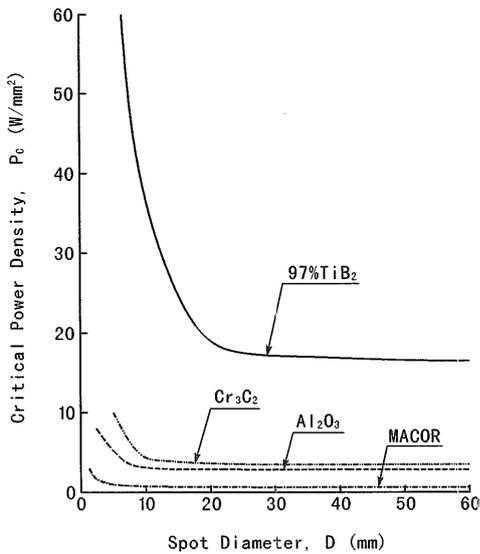


図3.20 セラミックスのレーザー熱衝撃強度試験の破壊臨界曲線

表 3.5 セラミックスのレーザー熱衝撃強度特性値 P_L

	TiB ₂	Cr ₃ C ₂	ZrO ₂	Al ₂ O ₃	MACOR
P_L [W/mm ²]	16.5	3.4	7.6	2.9	0.62

4. 高温エロージョン試験

4.1 セラミックスの高温エロージョン試験

セラミックスを高温構造材料として用いる場合、その表面が粒子衝突によるエロージョン損傷を受ける可能性がある。セラミックスのエロージョン損傷の研究は少なく、特に高温ではデータもほとんどない。そこで、遮蔽特性評価により第1層材料として有力候補とされた炭化クロムについて、高温でのエロージョン損傷評価を行い、アルミナの結果と比較した。

エロージョン損傷は、衝突する固体粒子の衝突角度及び速度、衝突粒子量及び温度の影響を受ける。これらの影響を調べるために、サンドエロージョン試験装置として最も広く用いられている噴流型試験装置に電気炉を付加した高温サンドエロージョン試験装置を作製し、試験を行った。装置の概略を図4.1に示す。試験片は箱型電気炉内に置かれ、コンプレッサーからの圧縮空気とホッパーから供給される固体粒子の混相流を管状炉によって昇温し、箱型電気炉内にあるノズルを通して噴射し、ノズル先端直下に置いた試験片に衝突させるものである。固体粒子の衝突速度は予めダブルディスク法¹⁰⁾により求め、粒子速度が65m/sとなるように空気圧を設定した。また、固体粒子の衝突角度は試験片台を取り替えることにより、30° から90° の

範囲で変化させた。

試験片には、3.3節で熱衝撃試験に使用した試験片と同じ製法の炭化クロムを用い、比較材料として焼結アルミナ（ニッカトールSSA-S、純度99.5%）を使用した。また、衝突固体粒子には、不定形の白色アルミナ粒子（東洋研磨剤工業WA #46、密度3.98 g/cm³、平均粒径363 μm）を使用した。試験温度は、室温から919℃の範囲で変化させた。800℃以上の試験では、噴射空気により冷却されるために、粒子噴射中、試験片温度を一定に保持できなかったため、1分間の噴射中の試験片の平均温度を試験温度とした。

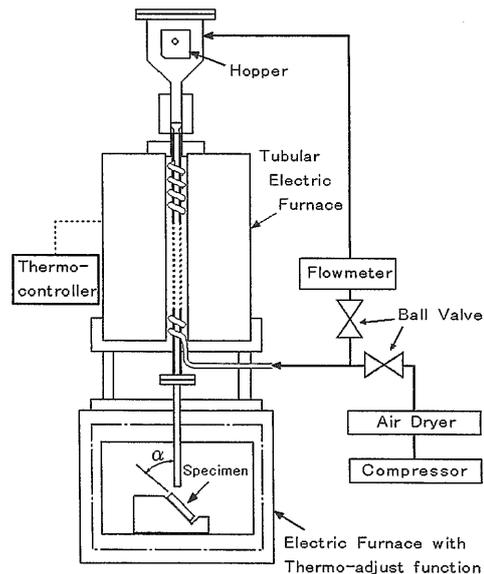


図 4.1 高温エロージョン試験装置

4.2 炭化クロムのエロージョン抵抗評価

図4.2は、室温での試験における衝突角度と体積損傷速度（体積減少量を衝突粒子質量で割った値）の関係を示す。体積減少は、試験前後の質量変化を密度で除して求めた。両方の材料ともに、損傷量は衝突角度が大きいくほど増大する傾向にあるが、これは延性的な切削型の損傷よりは脆性的な衝撃損傷の寄与が大きいことを示しており、脆性材料に特有の傾向である。また、炭化クロムの損傷量はアルミナの1/4程度と少なかった。

図4.3に、衝突角度90° の場合について、損傷量に及ぼす温度の影響を示す。アルミナでは、温度の上昇とともに損傷量は緩やかに増大する傾向を示したが、919℃では損傷量は大きく増大した。損傷面のSEM観察によれば、損傷は主に結晶粒界における微細な割れにより進行していた。焼結アルミナでは、高温でガラ

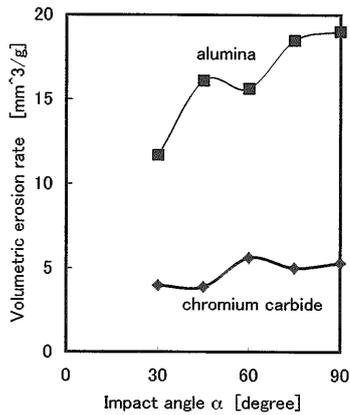


図4.2 セラミックスのエロージョン損傷と粒子衝突角度の関係

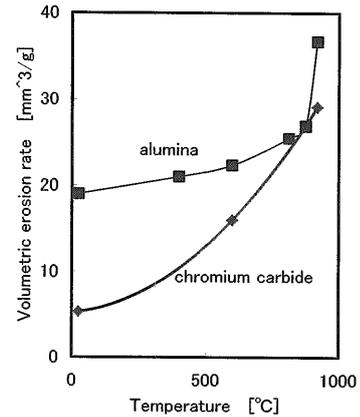


図4.3 セラミックスのエロージョン損傷と試験温度の関係(衝突角度90°)

ス質の結晶粒界が軟化するために強度が低下することが知られており¹⁷⁾、900℃付近の損傷量の増大は粒界相の軟化による強度低下と関係するものと考えられる。一方、炭化クロムは、温度上昇とともに損傷量は急激に大きくなり、900℃以上の高温では損傷量はアルミナに近い値となった。詳細な分析は今後の課題であるが、高温における炭化物の分解及び酸化による表面層の軟化の影響であると推測される。高温での損傷量の増大傾向はあるものの、炭化クロムは、代表的な耐摩耗材料であるアルミナより優れた耐エロージョン特性を示した。

5. 原子力材料データベースの構築¹⁸⁾

原子力材料に関する研究は、金属材料技術研究所等の国立研究機関及び日本原子力研究所等の関係研究機関で行われている。得られた成果は相互に利用することで研究の一層の発展が期待できることから、関係機関による相互利用可能なデータベースのネットワークシステムの構築が提案された。このシステムは、データフリーウェイと呼ばれ、その推進協力関係は図5.1に示すように、金属材料技術研究所、日本原子力研究所、動力炉・核燃料開発事業団(現在、核燃料サイクル開発機構)を中心に構成され、船舶技術研究所は遮蔽データのデータベースを構築し、ネットワークに参加している。

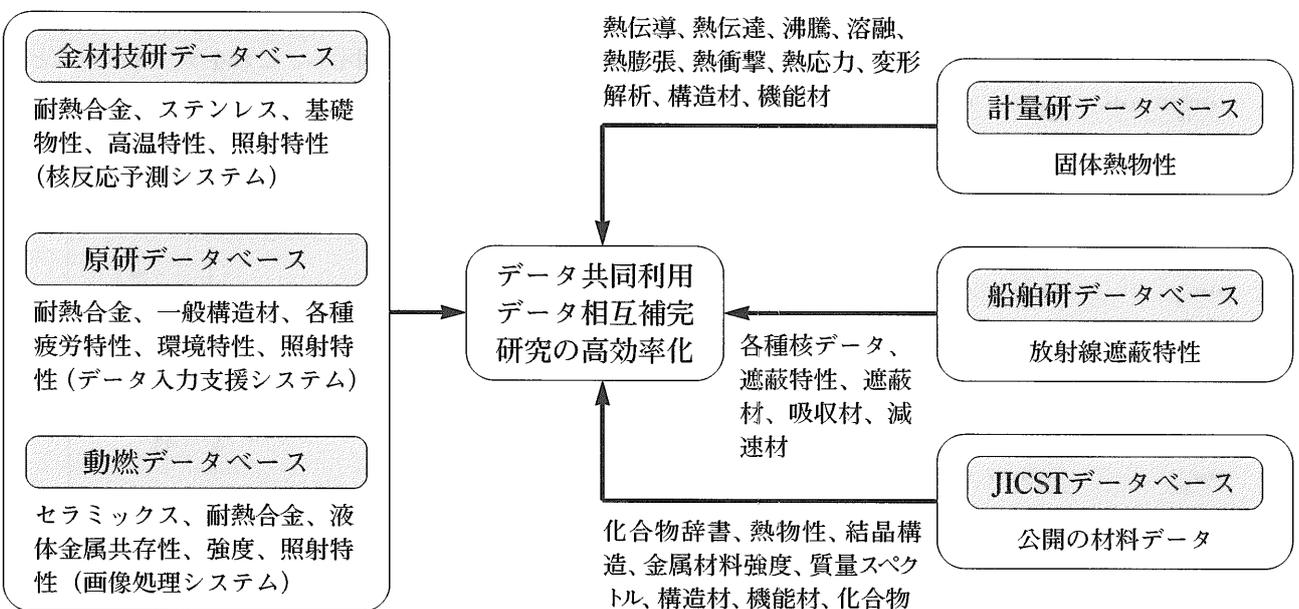


図5.1 データフリーウェイの構築推進協力関係

5.1 中性子遮蔽材に関するデータベース

船舶技術研究所では²⁵²Cf中性子源を用い、各種の遮蔽材に対する中性子遮蔽性能試験を行っている。これまでに、鉄、黒鉛、ポリエチレン等、従来から一般に使用されてきた材料をはじめ、ホウ化チタンのようなセラミックス、レジンのような水素含有量の高い新素材についても遮蔽実験を行っている。これらの実験結果は連続エネルギーモンテカルロコードMCNP 4Aを用い、また核データには我が国で評価したデータで、最近公開されたJENDL 3.2 (Japanese Evaluated Nuclear Data Version 3.2) ⁴⁾ 及び米国の最新核データであるENDF/B-VIも用いて解析し、比較検討を行い、実験結果の信頼性を検証している。図5.2は当所の実験によって得られた²⁵²Cf中性子に対する各種遮蔽材の中性子線量当量率減衰特性を示したものであり、このデータをデータフリーウエイシステムのデータベースとして入力した一例が図5.3である。

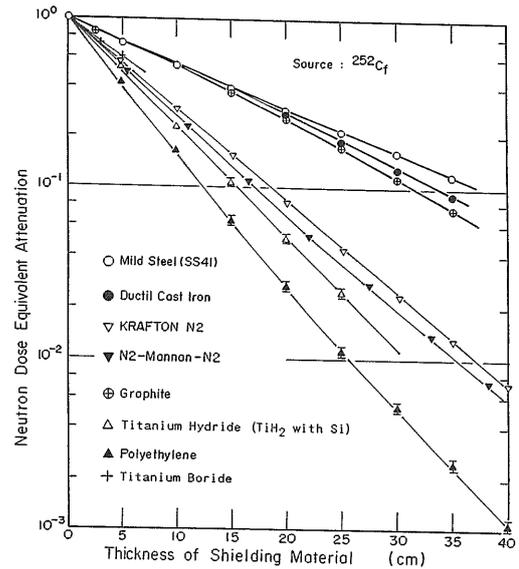


図5.2 ²⁵²Cf中性子に対する各種遮蔽材の中性子線量当量率減衰特性

```
SQL> select * from slab
2 ;
```

NUM	MATERIAL	RADIATION	SOURCE	DATA_SOURCE	INSTRUMENT

THICKNESS_CM	PENETRATION_RATE				
1	Iron(SS41) slabs	neutron	252-Cf	experiment	3He sur.
0					
1	Iron(SS41) slabs	neutron	252-Cf	experiment	3He sur.
5	.715				
1	Iron(SS41) slabs	neutron	252-Cf	experiment	3He sur.
15	.378				

NUM	MATERIAL	RADIATION	SOURCE	DATA_SOURCE	INSTRUMENT

THICKNESS_CM	PENETRATION_RATE				
1	Iron(SS41) slabs	neutron	252-Cf	experiment	3He sur.
20	.28				
1	Iron(SS41) slabs	neutron	252-Cf	experiment	3He sur.
25	.209				
1	Iron(SS41) slabs	neutron	252-Cf	experiment	3He sur.
35	.115				

NUM	MATERIAL	RADIATION	SOURCE	DATA_SOURCE	INSTRUMENT

THICKNESS_CM	PENETRATION_RATE				
2	Iron(SS41) slabs	neutron	252-Cf	calculation	MCNP
0	1				
2	Iron(SS41) slabs	neutron	252-Cf	calculation	MCNP
5	.76				
2	Iron(SS41) slabs	neutron	252-Cf	calculation	MCNP
15	.427				

NUM	MATERIAL	RADIATION	SOURCE	DATA_SOURCE	INSTRUMENT

THICKNESS_CM	PENETRATION_RATE				
2	Iron(SS41) slabs	neutron	252-Cf	calculation	MCNP
25	.227				
2	Iron(SS41) slabs	neutron	252-Cf	calculation	MCNP
35	.132				
3	water	gamma-ray	60-Co	calculation	MCNP
0	1				

NUM	MATERIAL	RADIATION	SOURCE	DATA_SOURCE	INSTRUMENT

THICKNESS_CM	PENETRATION_RATE				
3	water	gamma-ray	60-Co	calculation	MCNP
10	.738				
3	water	gamma-ray	60-Co	calculation	MCNP
20	.516				
3	water	gamma-ray	60-Co	calculation	MCNP
30	.332				

NUM	MATERIAL	RADIATION	SOURCE	DATA_SOURCE	INSTRUMENT

THICKNESS_CM	PENETRATION_RATE				
3	water	gamma-ray	60-Co	calculation	MCNP
40	.271				

図5.3 データフリーウエイシステムのデータベースとして入力した例

5.2 核データに関するデータベース

連続エネルギーモンテカルロコードで中性子遮蔽計算を行うためには、1つの元素について、数千ないし数十万個の核データを必要とする。図5.4は一例として鉄の全断面積 (b:barn=10²⁴ cm²) を示したものであり、横軸は中性子のエネルギー (eV) である。点線がJENDL 3.2、実線がENDF/B-VIの核データをMCNP 4Aで使用できるように処理されたものである。前に記したように、図5.3の計算には膨大な数の全断面積が使われているので、数値そのものをデータベース化することは不可能である。したがって、本研究では図5.4のように各元素毎に図示し、これをデータベースとして利用可能にした。

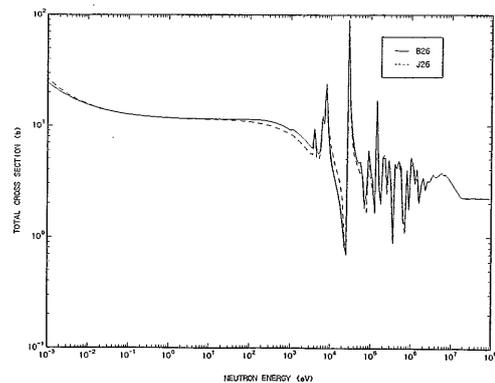


図5.4 鉄の全断面積(b:barn × 10²⁴ cm²)

5.3 他機関のデータベースの活用

一般に原子力プラントを建設するには、中性子やガンマ線に対する遮蔽性能の優れた材料を使用することが重要ではあるが、その他、機械的、熱的、化学的性質あるいは性能も、当然のことながら考慮されなければならない。したがって、使用する材料の特性を総合的に評価し、適切な材料を選定する必要がある。そのためには、船舶技術研究所、金属材料技術研究所、日本原子力研究所、核燃料サイクル開発機構、計量研究所、科学技術振興財団(JICST)等のデータベースを相互に利用し、効率良く活用する必要がある。

6. 結 言

6.1 セラミックス系多機能遮蔽材料の提案

2.4節で検討したように炭化クロム、ホウ化チタン及び窒化ホウ素の組み合わせでは、中性子遮蔽の高揚効果により、中重核を含む炭化クロムを線源側に、軽元素セラミックスである窒化ホウ素を後方に配置し、両方を含むホウ化チタンを中央に置く配列が遮蔽特性の面からは最適となる。一方、熱衝撃試験の結果をまとめると、解析から得られた炭化クロムの熱衝撃強度特性値 P_L は $3.4\text{W}/\text{mm}^2$ で、アルミナの $2.9\text{W}/\text{mm}^2$ より10%程度高いがホウ化チタンの $16.5\text{W}/\text{mm}^2$ の約0.2倍であった。したがって、耐熱衝撃特性を考慮すると、線源側に炭化クロムを配置する場合、何らかの熱衝撃緩和層を設けることが望ましい。これらをまとめると、本研究の成果として、図6.1のように、熱衝撃緩和のための何らかの表面層(たとえばホウ化チタン-炭化クロムの傾斜構造を有する表面層)をもつ炭化クロム-ホウ化チタン-窒化ホウ素体系を、耐熱衝撃特性を考慮したセラミックス系遮蔽材料として提案する。

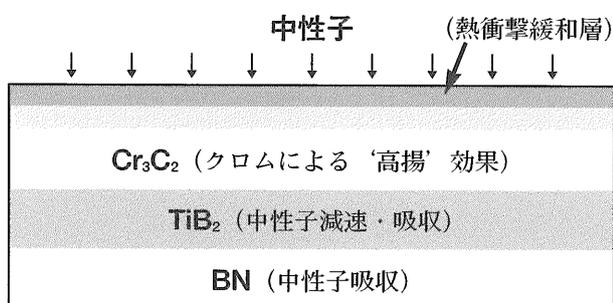


図6.1 セラミックス系遮蔽材料の提案

6.2 まとめ

セラミックス材料の中性子遮蔽特性、及び耐熱構造材料としての性質の評価を行い、その結果をもとに耐熱遮蔽材料としての最適構造を提案した。本研究の成果をまとめると以下の通りである。

(1) セラミックス(ホウ化チタン、窒化ホウ素及び炭化クロム)の中性子遮蔽性能に関するデータを、²⁵²Cf中性子源を用いた遮蔽実験並びにモンテカルロ解析から得た。

(2) ホウ化チタンや炭化クロムに含まれるチタンやクロムの非弾性散乱を利用した中性子遮蔽の高揚効果を明らかにするとともに、モンテカルロ計算により、複数のセラミックスの組み合わせによるこの効果を利用した最適遮蔽の構築を可能にした。

(3) レーザー熱衝撃試験法を提案するとともに、遮蔽用セラミックスの熱衝撃特性評価を行った。特に、気孔率の影響及び繰り返しパルスによる熱衝撃疲労現象を明らかにした。

(4) セラミックスの高温エロージョン試験を行い、アルミナ及び炭化クロムの耐エロージョン特性を評価した。

(5) 中性子遮蔽性能に耐熱衝撃特性を加味した「多機能」遮蔽材料の概念を提示し、耐熱衝撃層を表面に有する炭化クロム-ホウ化チタン-窒化ホウ素という最適遮蔽構造を提案した。

(6) 原子力材料のデータベース(データフリーウェイ)の一環としてのデータベースの構築とその運用を行い、遮蔽データを登録した。

6.3 主な成果発表論文

[1] S. Akiyama and S. Amada: A New Method to Evaluate the Thermal Shock Resistance of Ceramics by Laser Pulse Irradiation, Fusion Technology, Vol. 23, No. 4, pp.426-434 (1993)

[2] S. Akiyama, S. Amada, M. Shimada and T. Yoshii: Estimation of Thermal Shock Resistance of Al₂O₃ Ceramics by Laser Irradiation, JSME Int. J., Ser. A, Vol.38, No.4, pp.594-600 (1995)

[3] 秋山繁, 天田重庚, 島田道男, 千田哲也, 吉井徳治: レーザ照射による気孔率の異なるホウ化チタンの熱衝撃強度評価, 日本機械学会論文集, 61巻, 589号A編, pp.34-39 (1995)

[4] K. Ueki, A. Ohashi, N. Nariyama, S. Nagayama, T. Fujita, K. Hattori and Y. Anayama: Systematic Evaluation of Neutron Shielding Effects for Materials, Nuclear Science and Engineering, Vol. 124, pp.455-464 (1996)

[5] 千田哲也: ホウ化チタンの高温酸化挙動, 日本セラミックス協会学術論文誌, 104巻, 8号, pp. 785-787 (1996)

[6] 秋山繁, 天田重庚, 島田道男, 千田哲也, 古谷典子: レーザ照射によるセラミックスの熱衝撃疲労強度に関する研究, 日本機械学会論文集, 63巻, 614号A編, pp.53-58 (1997)

[7] 秋山繁, 天田重庚, 千田哲也: ジルコニアのレーザー熱衝撃強度に関する研究, 日本機械学会創立100周年記念中国四国支部記念式典・講演会講演論文集, No.975-2,

pp.7-8 (1997)

[8] 秋山繁, 天田重庚, 千田哲也, 古谷典子: 炭化クロムセラミックスのレーザ熱衝撃強度に関する研究, 日本機械学会第76期全国大会講演論文集, Vol. I, No.98-3, pp.81-82 (1998)

[9] 安嶋賢哲, 新井和吉, 高橋千織, 千田哲也: アルミナセラミックスの高温サンドエロージョン, 日本機械学会第76期全国大会講演論文集, Vol. I, No.98-3, pp.725-726 (1998)

謝 辞

高温エロージョン試験に関しては、法政大学機械工学科の新井和吉助教授、安嶋賢哲氏（現在、富士電機（株））のご協力をいただきました。熱衝撃試験のAE計測では、材料加工部島田道男室長、吉井徳治主任研究官のご協力を、また試料観察では重点研究支援協力員の古谷典子氏のご協力をいただきました。記して謝意を表します。

引用文献

- 1) "MCNP-A General Monte Carlo N-Particle Transport Code, Version 4A", J.F. BRIESMEISTER, Ed., LA-12625-M, Los Alamos National Laboratory (1993)
- 2) K. Ueki and Y. Namito: Optimum Arrangement for the Neutron Dose Rate of an Iron-Polyethylene Shielding System, Nuclear Science and Engineering, 96, pp. 30-38 (1987)
- 3) K. Ueki and Y. Namito: Optimum Arrangement to Minimize Total Dose Rate of Iron-Polyethylene Shielding System, Journal of Nuclear Science and Technology, Vol. 26, No. 4, pp. 411-421 (1989)
- 4) 小迫和明, 大山幸夫, 前川洋: FSXLIB-J3:JENDL-3に基づくMCNP用連続エネルギー断面積ライブラリー, JAERI-M 91-187, 日本原子力研究所 (1991)
- 5) 佐久間俊雄, 岩田宇一, 高久啓: セラミックスの耐熱衝撃性評価に関する研究 (第1報, 液中急冷法による冷却方法の検討), 日本機械学会論文集, 57巻, 543号A編, pp.127-132 (1991)
- 6) 高鐵, 西川直宏, 原田尚幸, 高津學: セラミックスの熱衝撃試験における臨界急冷温度差に及ぼす物性値の温度依存性の影響, J. Ceram. Soc. Japan, 101巻, 9号, pp.1021-1026 (1993)
- 7) 中川裕二: 熱応力緩和傾斜機能材料開発のための破壊強度評価法に関する研究, 東北大学修士論文, (1988)
- 8) 福田重久, 徳永和俊, 松原監壯, 青野泰久, 室賀健夫, 高雄善裕, 吉田直亮: 線爆溶射法によるTiC皮膜の形成, 日本溶射協会誌, 25巻, 4号, pp.16-22 (1989)
- 9) 橋田俊之, 若菜健司, 高橋秀明: プラズマ溶射耐熱コーティング材料のレーザ法による熱衝撃破壊評価, 日

本機械学会論文集, 56巻, 529号A編, pp.38-42 (1990)

10) 秋山繁, 天田重庚: レーザ照射を受けるセラミックスの最大圧縮応力による熱衝撃破壊条件の推定, 日本機械学会論文集, 57巻, 533号A編, pp.38-41 (1991)

11) S. Akiyama and S. Amada: Estimation of Fracture Conditions of Ceramics by Thermal Shock with Laser Beams based on the Maximum Compressive Stress Criterion, JSME Int. J., Ser. I, Vol.35, No.1, pp.91-94 (1992)

12) 谷下市松: 伝熱工学, p.168 (1986), 裳華房

13) 日本セラミックス協会編: セラミックスの機械的性質, p.23 (1988), 日本セラミックス協会

14) 日本機械学会: 伝熱工学資料 (改訂第3版), p.300 (1975)

15) 日本セラミックス協会編: セラミックスの機械的性質, p.36 (1988), 日本セラミックス協会

16) A.W. Ruff and L.K. Ives: Wear, Vol. 35, p. 135 (1975)

17) R.M. Cannon: Mechanical Properties of MgO and Al₂O₃, Structure and Properties of MgO and Al₂O₃ Ceramics, Ed. by W.D. Kingery, p. 832 (1984) American Ceramic Society

18) 金属材料技術研究所他: 基盤原子力用材料データフリーウェイ・システムの開発 (共同研究成果報告書) (1995)