セラミックスと金属の接合部の信頼性評価*

(第 2 報, 異材接合界面部の熱応力に対する接合体の形状変化の影響)

矢田 敏夫^{*1}, 古口 日出男^{*1}, 本沢 豊茂^{*2},賀屋 俊典^{*2}, 宮川 松男^{*3}Reliability Evaluation of Joints of Ceramics and Metals
(2nd Report, The influence of changing the shape of a joint
on the thermal stress of joined dissimilar materials)Toshio YADA, Hideo KOGUCHI, Toyoshige HONZAWA
Toshinori KAYA, and Matsuo MIYAGAWA

The bonding of ceramics and metals is an effective method for the use of ceramics as structural materials. Generally, there is a serious problem that a significant thermal stress concentration occurs in the ceramics owing to the different thermal properties of both materials. In the previous work, it was found that high axial stress is induced only in the very narrow region near the outer surface of the ceramics.

In the present paper, the authors investigate how the thermal stress concentration is influenced by shape of the ceramics of a joint, using the thermoelastic-plastic finite element method. It is found that the stress concentration can be reduced by changing the shape of the ceramics, and that the maximum value of the axial stress as well as the principal stress in the joints with various shapes is estimated by a simplified theoretical analysis.

Key Words: Numerical Analysis, Thermoelastic-plastic FEM, Ceramic-Metal Bonding, Reliability Evaluation, Shape of Joints

1. 緒 言

セラミックスと金属の接合は, 構造材料としてセラミックスを使用するに当たって有効な方法である。しかし両者の材料特性, 特に熱膨張係数の大きな差異により, 接合時からの温度変化に応じて接合界面部に局部的に大きな熱応力を生ずる。この熱応力が原因となり, セラミックス内に割れを生ずるという問題がある。このような異種材料接合に関する問題については, 従来から多くの優れた研究が行われてきた^{(1)~(5)}。

著者らは前報⁽⁶⁾で $\phi 20 \times 2$ mm の Cu と $\phi 20 \times 7$ mm の Al_2O_3 を接合した場合, 接合体内部に発生する熱応力について熱弾塑性応力解析を行った。その結果, 接合

体外周の界面近傍のきわめて狭い領域に, 大きな軸方向引張り応力が発生することが確認できた。

この熱応力集中を緩和する方法として, 一般的にはインサート材を入れる方法と, 接合部の形状を変化させる方法のふたつが考えられる。著者らは主として, 後者の接合部材の形状を変化させる方法に関する研究を進めている。本報告は, 接合部材の形状, 特にセラミックスの形状を変化させた場合の接合体について有限要素解析を行い, 接合部近傍に発生する熱応力の分布およびその大きさについて考察し, その熱応力の軽減の可能性を論じたものである。

2. 解 析 方 法

前報と同様にアルミナ (Al_2O_3) と無酸素銅 (Cu) を固相接合する場合を考え, 接合体が接合温度 800 K から一様に室温 300 K まで冷却する過程で発生する熱応力を, 有限要素法 (汎用有限要素解析プログラム MARRC) で解析した。

図 1 (a) ~ (c) は接合体の形状および寸法で, Cu の形状は $\phi 20 \times 2$ mm に統一してある。図 1 (a) は Al_2O_3 の形状寸法が前報と同じ $\phi 20 \times 7$ mm の円柱形の接合

* 昭和 63 年 7 月 15 日 東海支部浜松地方講演会において講演, 原稿受付 昭和 62 年 11 月 19 日。

^{*1} 正員, 長岡技術科学大学工学部 (〒940-21 長岡市上富岡町 1603-1)。

^{*2} 学生員, 長岡技術科学大学大学院 (〒940-21 長岡市上富岡町 1603-1)。

^{*3} 正員, (元) 長岡技術科学大学工学部 (〒940-21 長岡市上富岡町 1603-1)。

体である。図1(b)は Al_2O_3 の形状が接合界面で $\phi 20$ mm, そしてそこから底面に向かって円錐台形状に狭くなる場合であり, 図1(c)は逆に広がる場合である。

図1(b), 図1(c)の中の角度 θ の定義を図2に示す。すなわち, この定義にしたがうと角度 θ は, 図1(a)の場合 $\theta = 0^\circ$, 図1(b)の場合 $\theta = -35.54^\circ$, 図1(c)の場合 $\theta = 35.54^\circ$ と表すことができる。以下に示す結果は全てこの3種類の形状について解析を行ったものである。

図3は $\theta = 0^\circ$ の接合体の有限要素法のメッシュ分割図で, 接合界面近傍の軸方向最小要素間隔は0.05 mmである。要素は8節点軸対称要素で, 要素数 171, 節点

数 570とした。 $\theta \neq 0^\circ$ の接合体のCu側のメッシュ分割は $\theta = 0^\circ$ と同じとした。 Al_2O_3 側は底面の寸法が変わるので, 節点間の幅を調整し, 要素数, 節点数とも $\theta = 0^\circ$ の場合と同じになるようにした。計算に用いた各材料の物性値を表1に示す。ここで Al_2O_3 は弾性体とし, Cuは塑性特性を持つとした。また, 各材料の温度

表1 各材料の物性値^{(7),(8),(9)}

Material	Item	Temperature, T (K)	300	550	800
Al_2O_3	Young's modulus E_c (GPa)		370.0	360.0	340.0
	Poisson's ratio ν_c		0.25		
	Thermal expansion coef. α_c (1/K)		7.9×10^{-6}		
Cu	Proof stress σ_{ym} (MPa)		68.6	50.7	17.9
	Tensile strength σ_{um} (MPa)		212.7		
	Elongation (%)		50.0		
	Young's modulus E_m (GPa)		130.0	120.0	100.0
	Poisson's ratio ν_m		0.37		
	Thermal expansion coef. α_m (1/K)		17.7×10^{-6}		

特性も考慮し、熱弾塑性解析を行った。解析方法および物性値についての詳細は前報を参照されたい。

3. 解析結果および考察

3・1 接合体の変形 図4(a)~(c)は800Kの温度で無応力状態にある接合体が、冷却されて変形した状態を示したものである。図4(a)は $\theta = 0^\circ$ 、図4(b)は $\theta = -35.54^\circ$ 、図4(c)は $\theta = 35.54^\circ$ についてである。図中 ΔT は接合温度800KからTKまで冷却したときの温度差で、 $\Delta T = (800 - T)K$ であり、以後接合体の温度差は全て ΔT で表す。この図には $\Delta T = 5K$ (795Kまで冷却, Cuが弾性範囲) の場合と $\Delta T = 500K$ (300Kまで冷却, Cuが塑性変形) の場合が示

(a) $\theta = 0^\circ$ の場合

(b) $\theta = -35.54^\circ$ の場合

(c) $\theta = 35.54^\circ$ の場合

図4 冷却後の変形状態

してある。これらの図で変形の倍率は、 $\Delta T = 5K$ が10000倍、 $\Delta T = 500K$ が200倍である。 $\Delta T = 500K$ の場合に、Cuは塑性変形して外形が大きく変わっており、この変形状態は接合体の形状を変えてもほとんど変化しないことがわかる。

3・2 Al_2O_3 内の接合界面近傍の応力分布 図5は、角度 θ が異なる場合の、接合界面に平行な断面における軸方向応力 σ_z の分布を、半径に対して示したものである。図5(a)は $\Delta T = 5K$ 、図5(b)は $\Delta T = 500K$ での分布を示している。図に示した応力分布の断面のz座標は、 $\theta = 0^\circ$ では $z = -0.20mm$ 、 $\theta = -35.54^\circ$ では $z = -0.10mm$ 、 $\theta = 35.54^\circ$ では $z = -0.03mm$ である。異なったzの位置を示したのは、接合体の θ によって σ_z の最大値($\sigma_{z,max}$)の発生する位置が異なったためで、この図には($\sigma_{z,max}$)が発生する位置の応力分布を示した。これらの図から、どの接合体についても中心付近の σ_z はほとんど無視できるほど小さいが、外周に近づくにつれて急激に大きな引張り応力になることがわかる。この傾向は $\Delta T = 5K$ 、 $\Delta T = 500K$ で同様である。

ここで外周部に発生する($\sigma_{z,max}$)の値は、 $\Delta T = 5K$

(a) $\Delta T = 5K$ の場合

(b) $\Delta T = 500K$ の場合

図5 接合界面近傍における σ_z の応力分布

の場合には $\theta = 35.54^\circ$ のときが最も大きく、次に $\theta = 0^\circ$ 、 $\theta = -35.54^\circ$ の順に小さくなる。これに対し $\Delta T = 500\text{K}$ の場合には $\theta = -35.54^\circ$ のときが最も大きく、次に $\theta = 0^\circ$ 、 $\theta = 35.54^\circ$ の順に小さくなる。このように今回解析した接合体では、Cuが弾性域にある場合($\Delta T = 5\text{K}$)と塑性域にある場合($\Delta T = 500\text{K}$)とでは、 Al_2O_3 の角度 θ の値によって $(\sigma_z)_{\max}$ の大小の傾向が逆になることがわかる。この原因については、Cuと Al_2O_3 のヤング率の比の相対的变化等によるものと考えられ、詳細については別報で報告することとする。

図6は、図5と同じ断面における接合界面付近の半径方向応力 σ_r の分布を示したもので、図6(a)が $\Delta T = 5\text{K}$ 、図6(b)が $\Delta T = 500\text{K}$ の場合である。これらの図から $\theta = 0^\circ$ と $\theta = 35.54^\circ$ の接合体は中心軸付近では大きな圧縮応力を生じているが、外周部に向かうに伴って小さくなっていることがわかる。これは $\Delta T = 5\text{K}$ 、 $\Delta T = 500\text{K}$ の両方に言えることである。一方、 $\theta = -35.54^\circ$ の接合体については、中心軸付近から外周に向かって次第に圧縮応力が大きくなり、外周近傍

で急激に小さくなる。 $\Delta T = 500\text{K}$ ではこの応力 σ_r が最終的に引張りになっている。 σ_r は、 $\theta = 0^\circ$ の場合は外側面に対して垂直に発生し、外表面で $\sigma_r = 0$ となる。しかし $\theta = -35.54^\circ$ のように外側面が傾斜している場合は、外側面と垂直な応力が外周でゼロとなり、 σ_r は外表面でもある値を持つことになる。

3.3 接合体中心軸付近の断面の応力分布 各形状の接合体において、その中心軸に最も近い要素内に生ずる応力 σ_z (■ ● ▲)と σ_r (□ ○ △)の分布を、 $\Delta T = 5\text{K}$ と $\Delta T = 500\text{K}$ の場合について図7(a)と図7(b)にそれぞれ示す。図中の記号は、有限要素解析結果をプロットしたものである。また、第一報で示した、 ΔT の温度変化を受ける無限半径の異材接合板の、界面に垂直な断面内に生ずる熱応力の理論値を、実線 σ_r 。および破線 σ_z 。で示す。理論値の詳細な計算式は第1報に示した。 $\theta = 0^\circ$ の場合については前報で述べたので、本報ではそれ以外の角度について検討する。図7(a)と図7(b)において $\theta = -35.54^\circ$ の σ_z が他の2種類の角度の結果とわずかな違いはあるが、中心軸

(a) $\Delta T = 5\text{K}$ の場合 (b) $\Delta T = 500\text{K}$ の場合図6 接合界面近傍における σ_r の応力分布

θ	σ_z	σ_r
-35.54°	■	□
0°	●	○
35.54°	▲	△

(a) $\Delta T = 5\text{K}$ の場合 (b) $\Delta T = 500\text{K}$ の場合

図7 中心軸付近の界面に垂直な断面における応力値

図8 熱応力 σ の発生機構 (a) $(\sigma_z)_{\max}$ と温度変化 ΔT の関係 (b) $(\sigma_r)_{\max}$ と温度変化 ΔT の関係

近傍に発生する熱応力 σ_r は、無限板の計算値 σ_r を用いることによって十分推定できることがわかる。以下この σ_r を基準にして接合体各部の熱応力の大きさを評価することとする。

3・4 接合体内部の応力発生機構 図8は接合体内部に生ずる応力の発生機構を模式的に示したものである。図8(b)は、前節で示した半径無限大の異材接合板に発生する熱応力 σ_r を示している。図8(c)は半径 a の接合板の外周に $-(\sigma_r)$ の境界表面力を加えた場合に生ずる応力 σ_z を示したものである。そしてこれらを組み合わせたものが、図8(a)に示すように、半径 a の接合板が ΔT の温度変化を受けたときに生ずる熱応力 σ_r と σ_z になると考えられる。このように σ_z の大きさと分布は σ_r の大きさ、分布と密接に関係している。

3・5 外周部に発生する σ_z の大きさ 3・3節において、接合体の中心軸付近に発生する σ_r は、半径無限大の異材接合板の計算値 σ_r によって十分推定で

(c) 各形状の $(\sigma_z)_{\max}$ および $(\sigma_r)_{\max}$ の発生位置

図9 各温度における応力値

きことを示した。しかし実際に接合体の強度に影響を与えると思われる応力は、接合界面近傍の外周付近に発生する σ_z である。そこで図9(a)に各形状の Al_2O_3 内に発生する σ_z の最大値 $(\sigma_z)_{\max}$ を温度毎に示した。この $(\sigma_z)_{\max}$ は有限要素解析の値であり、その発生位置は Al_2O_3 の角度によって異なる。図9(c)に各形状の $(\sigma_z)_{\max}$ の発生位置を示す。 $\theta = 0^\circ$ ではB点 ($r = 9.95\text{mm}$, $z = -0.20\text{mm}$), $\theta = -35.54^\circ$ ではC点 ($r = 9.88\text{mm}$, $z = -0.10\text{mm}$), $\theta = 35.54^\circ$ ではD点 ($r = 10.1\text{mm}$, $z = -0.03\text{mm}$) であった。また図には無限板の場合の計算値 σ_{r0} の絶対値の最大 $|\sigma_{r0}|_{\max}$ も示した。 $|\sigma_{r0}|_{\max}$ の発生位置はA点 ($r = 0\text{mm}$, $z = 0\text{mm}$) である。

図から各形状における $(\sigma_z)_{\max}$ は $|\sigma_{r0}|_{\max}$ と共に同じように増加していることがわかる。ここで各形状の $(\sigma_z)_{\max}$ を評価するために、 $\Delta T = 500\text{K}$ での $(\sigma_z)_{\max} / |\sigma_{r0}|_{\max}$ の値をもとめた。その結果 $(\sigma_z)_{\max} / |\sigma_{r0}|_{\max}$ の値は、 $\theta = -35.54^\circ$, 0° , 35.54° の順に 2.22, 1.72, 1.08 となっている。これより $(\sigma_z)_{\max}$ は $|\sigma_{r0}|_{\max}$ を計算することによって、おおよそその値を予測できることがわかった。

同様に最大主応力 $(\sigma_1)_{\max}$ を評価したものが、図9(b)である。 $(\sigma_1)_{\max} / |\sigma_{r0}|_{\max}$ の値は、 $\Delta T = 500\text{K}$ では $\theta = -35.54^\circ$, 0° , 35.54° の順に 3.00, 1.72, 1.45 となっており、Cuが塑性域であれば温度が変わってもこの比の値はほとんど同じであるので、 $(\sigma_z)_{\max}$ 同様 $|\sigma_{r0}|_{\max}$ によって $(\sigma_1)_{\max}$ を予測することができる。

また $(\sigma_z)_{\max} / |\sigma_{r0}|_{\max}$ および $(\sigma_1)_{\max} / |\sigma_{r0}|_{\max}$ に対する Al_2O_3 の角度 θ の影響を考慮すると、 $\Delta T = 500\text{K}$ におけるように金属材料が大きく塑性変形する場合には、 θ を正方向に適度に大きくすることによって、 $(\sigma_z)_{\max}$ および $(\sigma_1)_{\max}$ を軽減できることがわかる。

以上に示した $(\sigma_z)_{\max} / |\sigma_{r0}|_{\max}$ の値の適用範囲については、今回は接合体の角度の変化に対してのみ考

察を行った。したがって、板厚、半径等が異なる接合体については、今後さらに検討が必要であると考えている。

3.6 σ_z の等応力線の分布 図10(a)~(c)は、 θ が異なる接合体の接合界面近傍の外周付近における、 $\Delta T = 500\text{K}$ での σ_z を等高線で示したものである。ここで σ_z の値が大きい範囲を定量的に表すため Al_2O_3 の厚さを t_c , Cuの半径を a とし、また $\sigma_z \geq |\sigma_{r0}|_{\max}$ となる軸方向範囲を Δt_c , Al_2O_3 の外表面に対し垂直方向の範囲を Δa とする。それぞれの接合体について $(\Delta t_c / t_c)$ と $(\Delta a / a)$ の値を調べてみると、 $\theta = 0^\circ$ では $(\Delta t_c / t_c) \leq 0.25$, $(\Delta a / a) \leq 0.02$, $\theta = -35.54^\circ$ では $(\Delta t_c / t_c) \leq 0.50$, $(\Delta a / a) \leq 0.03$, $\theta = 35.54^\circ$ では $(\Delta t_c / t_c) \leq 0.02$, $(\Delta a / a) \leq 0.01$ であった。

これらの数値を見れば明らかなように、大きな σ_z が発生する領域は Al_2O_3 の角度の影響を受けて変化していることがわかる。しかしその範囲は、外表面に垂直方向で大きく増減することはなく、大きな σ_z が発生する領域が最も広い $\theta = -35.54^\circ$ の場合でも、その領域は接合部外周のきわめて狭い範囲に限定されていることがわかる。

4. 結 論

$\phi 20 \times 2\text{mm}$ のCuと接合面が $\phi 20\text{mm}$ で高さ 7mm の円柱および円錐台形の Al_2O_3 を接合して、温度差 ΔT だけ冷却したときの熱応力を有限要素法で熱弾塑性解析し、円錐台形の角度 θ が接合体の各応力に与える影響について調べた。その結果、以下の点が明らかになった。

- (1) 温度差 ΔT がある程度大きくなりCuが塑性変形する状態になると、 θ が大きい方(接合面より底面が広いとき)が Al_2O_3 内に発生する $(\sigma_z)_{\max}$ は減少する。
- (2) ΔT が小さく、Cuが弾性範囲にあるときは(1)とは逆に、 θ が大きくなるほど $(\sigma_z)_{\max}$ は増大する。したがって、弾性計算結果からCuが塑性変形したときの

図10 σ_z の等高線分布

$(\sigma_z)_{\max}$ の傾向を比較検討することはできない。

(3) 接合体のセラミックス側の接合界面近傍に発生する σ_z は、中心軸付近で小さく外周部では大きな引張り応力になる。 σ_r は中心軸付近で大きな圧縮応力で、外周部では小さくなる。この傾向は今回解析した3種類の接合体ともほぼ同様であり、温度差 ΔT が変化した場合でも変わらない。

(4) 接合体中心軸付近における界面に垂直な断面の σ_r は、半径無限大の異材接合板に発生する熱応力 σ_{r0} とほとんど同一の大きさと分布を示しており、 σ_{r0} を算出することによって、中心軸付近の σ_r を十分な精度で推定することができる。これは本研究で使用した全ての形状の接合体に適用でき、温度差 ΔT が変化した場合でも同様に σ_r を推定することができる。

(5) さらに上述の σ_{r0} から、それぞれの接合体の外周部に発生する軸方向応力の最大値 $(\sigma_z)_{\max}$ および最大主応力 $(\sigma_1)_{\max}$ のそれぞれの概略値と、それらの傾向を予測することができる。

(6) 接合体の強度に大きな影響を与えると思われる σ_z は、接合体形状によってその大きさが異なる。しかしその発生する領域は、各接合体の外周部のきわめて狭い範囲に限られており Al_2O_3 の形状が異なってもその範囲が大きく増減することはない。

本研究は、文部省科学研究費の援助によるものである。ここに記して謝意を表する。

文 献

- (1) D. B. Bogy, Journal of Applied Mechanics, Vol.42, 93(1975).
- (2) 寺崎, 瀬尾, 松尾, 界面接合委員会, I J - 2 9 - 8 6, (1987)
- (3) 寺崎, 瀬尾, 松尾, 界面接合委員会, I J - 6 - 8 7, (1987)
- (4) 浜田, 暮石, 植田, 城, 池内, 溶接学会論文集 第3巻, (1985), 第3号.
- (5) 浜田, 暮石, 植田, 城, 池内, 溶接学会論文集 第4巻, (1986), 第1号.
- (6) 宮川, 矢田, 古口, 本沢, 第1報, 機論に投稿中
- (7) 日本金属学会編, 金属データブック, (1984), 丸善.
- (8) 技術資料 金属材料の弾性係数出版分科会, 金属材料の弾性係数, (1980), 日本機械学会.
- (9) セラミックス工学特性データ集, (1969), (株)堀越研究所.

討 論

〔質問〕 鈴木章彦〔石川島播磨重工業(株)〕

(1) Al_2O_3 とCuの接合の例について解析されたが、この材料の組合せを選んだ理由があればご教示願いたい。Cuの板厚が小さいのには何か意味があるのか。

(2) $\Delta T=500$ KにおけるCu材中の塑性域形状はどのようなになるか。

(3) 他の材料の組合せに対し、 $\theta > 0$ が有利であるという本論文の結果が有効かどうか判定する場合に、どのような点に注目したらよいか。インサートを併用する場合はどうか。

〔回答〕 (1) 材料の組合せをCuと Al_2O_3 とした点に関して、大きな理由はないが、本研究の計算結果を検証するための実験を行う際に、接合実験の条件等(比較的接合温度が低い)を考慮して、この材料の組合せを選んだ。また、Cuの厚さを2 mmとした点に関しても特に理由はないが、実際の場合Cuをインサート材として用いる場合があり、このときの厚さ⁽⁵⁾等を考慮して、この厚さにした。なお、金属の厚さおよび半径を変えた場合の解析については、別報で報告したい

と思う。

(2) $\Delta T=500$ Kにおける塑性域の形状に関して、この温度差ではCu全体が塑性変形しているので、塑性域形状は示せない。

(3) 他の材料との組合せに対し、本研究の結果を適用する場合、若干の注意が必要である。詳細は、現在機論に投稿中の論文に示してあるが、例えば、金属とセラミックスのヤング率の比をさまざまに変えて熱弾性解析を行った結果、セラミックスの形状に対する応力集中の大小関係が、変化することがわかった。また、 $\Delta T=500$ Kにおける応力集中と角度 θ との関係は、金属のヤング率を金属の塑性変形後の加工硬化係数の値で置き換えて、熱弾性解析した結果と類似している。以上の点から、他の金属とセラミックスの組合せに対し、本論文の結果を用いる場合、両者の弾性係数の比および金属の加工硬化係数とセラミックスのヤング率の比等に注意する必要があると考えられる。

また、インサート材を併用する場合については、実用上重要な問題と考えられるので、今後の研究課題としていきたいと考える。