Fig. 10 Typical fractographs of fatigue fracture surface.

異材継手の界面強度に関する基礎的研究*

寺崎 俊夫**, 秋山 哲也**, 上脇 悟***

Study of Interfacial Strength of Bonded dissimilar Materials*

by Toshio Terasaki**, Tetsuya Akiyama** and Satoru Kamiwaki***

Effects of specimen sizes and loading types on an interfacial strength of bonded dissimilar materials were investigated. The energy release rate, $\mathcal{G}$, was used for estimating the strength.

Resin and steel were used for the dissimilar materials. The Implant type specimens were tested under both tension and torsion loading types. $\mathcal{G}$ -value was calculated by the finite element method (FEM).

The larger the diameter of the specimen is, the lower tensile and/or torsional strengths is, in each loading type. However, as $\mathcal{G}$ -value almost shows constant value in each loading type, $\mathcal{G}$ -value becomes useful parameter for estimating an interfacial strength of the joint bonded dissimilar materials.

Key Words: Dissimilar materials, Interfacial Strength, Implant type specimen, Energy release rate $\mathcal{G}$

*原稿受付 平成 3 年 10 月 17 日

**正 員 九州工業大学 Member, Kyushu Institute of Technology

*** 九州工業大学学生 Student, Kyushu Institute of Technology

1. 緒 言

セラミックスと鋼の拡散接合や鋼材表面のセラミック溶射など、個々の材料の長所を利用した複合材料の開発利用に関する研究が多く行われている¹⁾。特に、異材継手の界面強度を評価することは設計上重要である。応力の特異性の問題など、異材継手特有の問題が多く存在するため¹⁻³⁾、一般に認められた強度評価の方法は確立していないと思われる。著者らも異材継手の強度因子に注目して、残留応力分布の特徴⁴⁾や g 値の特徴⁵⁾を明らかにしたが、強度評価の一般的なパラメータを提案することに成功していない⁶⁾。現在のところ、異材継手の強度評価パラメータとして、応力拡大係数や g 値などが提案されているが、個々の限られた場合について、基準となるパラメータが個々に存在しているようである^{1,2,7)}。以上の状態から、真のパラメータを明らかにするには、異材継手の強度を測定した実験値が多く報告される必要があると思われる。

本報告は異材継手の界面強度に及ぼす試験片寸法の影響、及び荷重条件の影響を実験により検討したものである。そして、得られた界面強度を評価する方法を数値解析により検討した。

2. 実験方法

2.1 界面強度の評価試験片

異材継手の界面強度を評価する試験片として要求されることとして

- (1) 界面が破壊の発生点となり、界面強度が得られること、
- (2) 実際の荷重条件と同じ荷重形式で破壊することなどが挙げられる。

Fig. 1 に示すインプラント型の試験片はインプラントと異材の接合部に応力集中部が存在するため、界面で破壊する。また、荷重形式として、引張荷重とせん断荷重（ねじりモーメント、またはトルク）が負荷できるため、引張強度とせん断強度が得られる。インプラント試験片及び荷重支持部は機械加工し易い材料（図では鋼を使用）で製作し、加工の困難な材料（図ではレジン）と接合した。

界面強度に及ぼす試験片寸法の影響を調べるために、インプラント試験片の直径 d (mm) を 7.5, 10, 15, 20, 25 mm と変化させた。なお、荷重支持部の長さ l (mm) は直径の 2 倍とした。レジンの厚みを 5 mm と一定にして、界面端部近傍の残留応力値が一定になるように、レジンの厚みの 8 倍の値 40 mm をレジンの直径とした⁷⁾。

Fig. 1 Test specimen.

2.2 レジンと鋼の接合方法

鋼には溶接構造用鋼 SM400 を使用し、レジンには熱硬化性樹脂エポコート 828 を使用した。硬化剤にはジェチルトリアミンを用い、8.2 wt% を添加して、真空脱泡処理後に Fig. 1 に示す直径 40 ϕ 、厚み 5 mm の部分に流し込み、24 時間、40°C のキュアリング処理を電気炉で行った。引張試験及びせん断試験は 6 時間の炉冷後に行った。

2.3 引張試験方法

引張試験はインストロン型試験機で行い、クロスヘッドを毎分 0.5 mm で変化させるスピードで引張った。Fig. 2 に示すインプラント試験片の取り付け治具をユニバーサル継手を介して引張り、偏心荷重が試験片に生じないようにした。

2.4 せん断試験方法

インプラント試験片のせん断試験を Fig. 3 に示すねじり試験機で行った。使用したねじり試験機は自作であり、ハンドル①を回して、トルクを試験片に与えている。試験片に負荷されたトルクは⑩に取り付けたひずみの出

Fig. 2 Apparatus of tension test.

Fig. 3 Apparatus of torsion test.

力から検出しており、トルクが負荷したときに、軸荷重が作用しないように、スライドベアリング⑩、とローラー⑨で軸方向に自由に動けるようにしている。実験を行う前に、丸棒に3軸のロゼットゲージを貼り付け、軸荷重が作用していないことを確認した。

荷重はねじり角を0.1度ずつ段階的に増加させて負荷した。

2.5 ヤング率の測定方法

異材接合部の端部に生じる特異性は二つの材料のヤング率の比に大きく影響される⁹⁾。鋼のヤング率は206 GPaであるが、レジンヤング率は不明である。そこで、厚み1.5 mm、幅10 mm、長さ35 mmの矩形板を硬化剤8.2 wt%を混ぜたレジンから作り、3点曲げ試験における荷重 W (N) とたわみ w (mm) の関係式

$$w = \{Ws^3 / (4bh^3)\} / E$$

ただし、 s : スパンの長さ (mm)、 b : 幅 (mm)、 h : 厚み (mm)

からヤング率 E (MPa) を求めた。

3. 実験結果

3.1 引張強度

引張試験を行ったときの、荷重-時間曲線の一例を Fig. 4 (a) に示す。弾性状態で破壊していることが分かる。Fig. 4 (b) には破断面を示す。インプラントの破面を見ると破壊の発生が界面で生じ、その後にレジン内部に進行していることが分かる。この破断面の特徴はインプラント試験片の直径が変化しても変わらなかった。

インプラント試験片の引張強度 (破断荷重を直径 d (mm) の面積で割った値) σ_t (MPa) 及び試験を行ったときの室温を Table 1 に示す。

3.2 セン断強度

せん断試験を行ったときの荷重の変化を Fig. 5 に示す。0.1度ねじる毎に約5秒放置し、急激な荷重低下がなければ、さらに負荷している。荷重が大きくなるにしたがって、ねじった直後にわずかな荷重低下が見られる。

(a) Load-time curve (b) Fractured specimen

Fig. 4 Results of tension test.

試験片として、鋼の丸棒をねじったときにも同じ変化が現れた。したがって、わずかな荷重低下は自作の試験機における荷重伝達部の減速機などによるバネ剛性の影響と考えられる。最終破断部では急激に荷重低下している。Fig. 6 に破面を示す。インプラント試験片の破面を見れば分かるように、破断面は界面のみであり、破断経路がレジン内部に侵入した破面は得られなかった。原因は不明であるが、直径15 mm 以下で観察されたレジンにクラックが存在しない破面 (タイプ1 とする) と、直径10 mm 以上で観察されたレジンにアーク状のクラックが存在する破面 (タイプ2 とする) が存在した。タイプ2 の破壊時には、破断の直前にビシッと音が発せられた。

Table 2 にねじり試験の結果を示す。破断時のせん断強度 τ_t (MPa) は半径 $d/2$ (mm) の位置におけるせん断応

Table 1 Results of tension test for resin-metal joint.

	No.	Test Temp. (°C)	σ_t (MPa)	ϕ_{cr} (J/m²)	$\sqrt{\phi_{cr}}$ (J ^{1/2} /m)
$\phi 7.5$	1	17.0	10.2	91.58	9.57
	2	17.0	8.3	60.68	7.79
	3	16.5	9.3	76.04	8.72
$\phi 10$	4	17.0	9.0	119.68	10.94
	5	17.0	9.3	127.92	11.31
	6	16.5	8.6	109.41	10.46
$\phi 15$	7	17.0	6.0	116.86	10.81
	8	17.0	6.9	154.50	12.43
	9	16.5	8.1	212.87	14.59
$\phi 20$	10	17.0	4.9	139.71	11.82
	11	17.0	6.3	230.74	15.19
	12	16.5	5.2	157.25	12.54
$\phi 25$	13	17.0	4.0	143.76	11.99
	14	17.0	4.2	158.51	12.59
	15	16.5	3.3	97.81	9.89

Fig. 5 Results of torsion test.

Fig. 6 Test specimens after torsion test.

Table 2 Results of torsion test for resin-metal joint.

	No.	Test Temp. (°C)	τ_f (MPa)	Fracture type	ϕ_{cr} (J/m ²)	$\sqrt{\phi_{cr}}$ (J ^{1/2} /m)
$\phi 7.5$	1	20.0	26.3	type1	321.48	17.93
	2	22.5	30.7	type1	438.06	20.93
	3	22.5	24.1	type1	269.94	16.43
$\phi 10$	4	20.0	26.2	type2	436.39	20.89
	5	22.5	22.4	type1	318.98	17.86
	6	22.5	17.7	type1	199.09	14.11
	4	23.5	30.2	type2	579.85	24.08
$\phi 15$	8	20.0	21.9	type2	511.21	22.61
	9	20.0	17.0	type2	308.00	17.55
	10	22.5	18.2	type2	353.44	18.80
	11	22.5	9.7	type1	100.20	10.01
	12	23.5	24.4	type2	634.54	25.19
$\phi 20$	13	20.0	19.7	type2	625.50	25.01
	14	22.5	11.4	type2	209.67	14.48
	15	22.5	17.1	type2	471.32	21.71
	16	23.5	16.1	type2	417.79	20.44
$\phi 25$	17	20.0	12.2	type2	339.66	18.43
	18	22.5	13.1	type2	391.64	19.79
	19	22.5	5.9	type2	79.39	8.91
	20	23.5	9.0	type2	184.96	13.60

力で、破断時のトルク T_f (N・mm) と試験片の直径 d (mm) から、次式により計算した。

$$\tau_f = \{T_f / (\pi d^3 / 32)\} \cdot d / 2$$

4. 考 察

引張強度に及ぼすインプラント試験片の直径の影響を Fig. 7 に図示する。図中のプロット点は Table 1 のデータであり、横棒は平均値である。図より破断強度 σ_t (MPa) は直径 d (mm) が大きくなると低下している。したがって、引張荷重試験での引張強度を比較する場合

Fig. 7 Relation between tensile strength and specimen diameter.

Fig. 8 Relation between torsional strength and specimen diameter.

には、直径も固定して検討しなければ、応力で表示した引張強度は比較のパラメータにならない。このため、実物の大きな異材継手の界面強度を検討するパラメータとして、引張強度は問題があることになる。

Fig. 8 にせん断強度に及ぼすインプラント試験片の直径の影響を示す。せん断強度も引張強度と同様に直径の影響を大きく受けている。破面がタイプ 1、2 と異なると、せん断強度も大きく異なっているが、原因は不明である。直径が大きくなると、せん断強度が大きく低下することより、せん断荷重で破壊する場合も、引張荷重の場合と同様に直径を固定しなければ、応力表示のせん断強度は比較のパラメータにならない。

応力に変わるパラメータとして、応力拡大係数^{1,3)}やエネルギー解放率²⁾が提案されている。著者ら⁷⁾も異材継手の界面に仮想き裂を想定して、エネルギー解放率を用

いる方法を提案している⁷⁾。き裂の存在しない界面に仮想き裂を考える長所は

① き裂を設けると、き裂の特異性が大きく、異材界面端部の形状による特異性指数の変化を考慮しなくてよいこと

② g 値を求めるために仮想き裂を導入した Fig. 9 (a) の特異応力分布は、き裂を仮想する前の応力分布 (Fig. 9 (b)) とき裂面上の Fig. 9 (b) の応力を打ち消すために表面力を負荷した Fig. 9 (c) の特異応力分布の和で表される。このため、仮想き裂による g 値 (Fig. 9 (a)) は界面端部の応力特異性を反映していると思われること

③ 有限要素法で応力の特異性を数値解析した場合には、特殊要素とか理論解との組み合わせなどを用いないとき、一般に、応力、変位よりもエネルギーを用いる方が特異性の精度が良いこと⁸⁾

四角形2次のアイソパラメトリック要素を用いた有限要素法で g 値を計算した。弾性論では、J 積分回路から得られた J 値が g 値に等しいことを利用している。用いたプログラムによる計算結果は約 8% の誤差を含んでいる⁷⁾。

レジンと鋼のヤング率は 3600 MPa であった。鋼のヤング率を 206 GPa、レジンと鋼のポアソン比を 0.3 として g 値を計算した。仮想き裂の長さ a (mm) として、異材の組み合わせにより生じる特異応力場の範囲 (異材を作っている材料の薄い材料の厚みの 6% 以下⁴⁾ であり、この問題では 0.3 mm となる) 以下である 0.2 mm を選んで、 g 値を計算した。引張試験ではインプラント試験片の平均応力 σ_{av} が 1 MPa のとき、ねじり試験ではインプラント試験片の直径部の最大せん断応力 τ_{max} が 1 MPa のときの g 値の計算結果を Table 3 に示す。Table 1, 2 の g_{cr} は Table 3 と引張強度 σ_t 、せん断強度 τ_t より計算した。 g 値は応力拡大係数の 2 乗と関係していることから分かるように、応力 σ の 2 乗と g 値は結びついている。そこで、応力の 1 乗と結びついた $\sqrt{g}$ を計算して、破断応力からエネルギー解法率 g_{cr} (限界エネルギー解法率と呼ぶ) が強度評価のパラメータとして有効か否かを調べた。引張試験の結果及びねじり試験の結果を Figs. 10, 11 に示す。Fig. 10 より最小直径の $d=7.5$ mm を除いて、 $\sqrt{g_{cr}}$ は一定値と見なせる。Fig. 11 では、破断のタイプ 1, 2 で $\sqrt{g_{cr}}$ は異なるが、それぞれのタイプで $\sqrt{g_{cr}}$ は一定値と見なせる。しかし、Fig. 10, 11 を比較すれば分かるように、引張試験とねじり試験の $\sqrt{g_{cr}}$ は約 2 倍の異なりがある。以上より、荷重の形態が同じであれば、 $\sqrt{g_{cr}}$ は強度評価のパラメータとして、有望であることが示された。

5. 結 論

本論文で得られた主な結論を次に要約する。

1) レジンと鋼の異材接合体をインプラント型で製作すれば、引張荷重及びせん断荷重状態において、界面で破壊することを示した。

2) インプラント試験片の直径が大きくなると、応力で表される引張強度及びせん断強度は大きく低下した。したがって、引張強度及びせん断強度は界面強度の評価パラメータとして不適当である。

3) 異材継手界面の端部に仮想したき裂の g 値は強度評価のパラメータとして、使用できる可能性がある。し

Fig. 9 Relationship between singularity and stress distributions in the singular stress field of dissimilar materials.

Table 3 g -Value of resin-metal joint calculated by FEM.

	Diameter d(mm)	$\phi 7.5$	$\phi 10$	$\phi 15$	$\phi 20$	$\phi 25$
Tension test	g -Value at $\sigma_{av} = 1 \text{ MPa}$	0.880 J/m ²	1.479 J/m ²	3.244 J/m ²	5.818 J/m ²	8.988 J/m ²
Torsion test	g -Value at $\tau_{max} = 1 \text{ MPa}$	0.465 J/m ²	0.635 J/m ²	1.065 J/m ²	1.613 J/m ²	2.283 J/m ²

Fig. 10 Relation between g_{cr} and specimen diameter for tension test.

Fig. 11 Relation between g_{cr} and specimen diameter for torsion test.

かし、 g 値を用いても荷重形態が引張荷重及びねじり荷重と異なると、一定値にならなかった。したがって、強度評価の真のパラメータを見つけることは、今後の問題である。

参 考 文 献

- 1) 豊田：インターフェイスメカニクス，理工学社，1991.
- 2) 結城，鄭，石川，中野：接着継手の混合モード破壊基準，材料，Vol. 39 (1990)，No. 443，p. 1095.
- 3) 服部：応力特異場パラメータを用いた接着継手の強度評価，日本機械学会論文集（A編），Vol. 56 (1990)，No. 523，p. 246.
- 4) 寺崎，秋山，瀬尾，平居：界面端部の近傍に生じる残留応力について，本誌，Vol. 8 (1990)，No. 4，p. 487.
- 5) 寺崎，秋山，平居：異材継手の界面端部に存在するき裂の g 値について，本誌，Vol. 9 (1991)，No. 2，p. 282.
- 6) 寺崎，秋山，八尾，松尾，瀬尾：接合界面に欠陥が存在しない継手の引張試験片寸法について，本誌，Vol. 6 (1988)，No. 3，p. 415.
- 7) 寺崎，秋山，久田，金子：インプラント型ねじり試験による溶射部材の界面強度評価試験方法の提案と一考察，本誌，9, 4 (1991)，p. 561.
- 8) A.K. Rao: Stress Concentrations and Singularities at Interface Corners, ZAMM51 (1971), 395-406.
- 9) 白鳥，三好，松下：数値破壊力学，実教出版，1980，p. 66.

炭素鋼同種摩擦圧接継手の腐食疲労強度について*

大植 義夫**，中山 英明***，向井 喜彦****，小川 恒一*****

On Corrosion Fatigue of Friction Welded Butt Joint Composed of Similar Low Carbon Steel.*

by Yoshio Oh-ue**, Hideaki Nakayama***, Yoshihiko Mukai**** and Kohich Ogawa*****

Friction welded butt joints have come into wider use as structural members and machine elements such as propeller shaft and engine valve of automobile structure, cutting tool, motor shaft and so forth. Friction welded butt joints have opposite aspects in their mechanical properties: Low absorbed energy in Charpy impact test and high joint efficiency under both monotonic tensile and fatigue load conditions. Furthermore, recent study on the fracture toughness of the joint revealed that the joint possessed sufficiently high toughness value for practical applications despite of its low Charpy impact energy. But, it is also clarified that the scatter of fatigue distribution of the joint is larger than that of the parent material. Therefore, it is an important problem to clarify main factors controlling the fatigue strength and fatigue life distribution from the viewpoint of reliability design engineering. And, the corrosion fatigue behavior of the joint is also an urgent problem to be solved, because some of the joint elements are practically used in corrosive environments.

In order to clarify the corrosion fatigue behavior of the friction welded butt joint composed of similar carbon steel, JIS S25C/JIS S25C, a series of rotating bending fatigue tests was carried out in ordinary atmospheric environment and in artificial seawater. Results of the study indicated that the fatigue strength of the joint at 10^7 stress cycles in artificial seawater was almost the same as that of the base material, and the evaluation of fatigue life distribution on Weibull probability paper showed that, in artificial seawater, the scatter of fatigue life distribution for the joint is smaller than that for the base metal. Above mentioned corrosion fatigue characteristics of the joint can be discussed reasonably on the bases of the corrosion pits generated on the notch root area of the joint specimen.

Key Words: Friction welded butt joint, Corrosion pit, Residual stress, Fatigue strength, Joint efficiency, Weibull probability.

1. 緒 言

摩擦圧接継手は自動車構造部材を中心として、各種の電気機器および切削工具等に広く使用されており、経験的に知られる一定の安全率を用い、厳格な品質管理のもとで、継手接合部が破壊起点となるような大きな事故を起こすことなく、現在に至っている。

摩擦圧接継手の継手効率を評価するに際しては静引張、もしくは三点曲げ試験による場合が大半であり¹⁾、実用上重要である疲労強度を評価した例は少ない²⁻⁴⁾。摩擦圧接継手からなる機械要素および構造部材の信頼性を高

*原稿受付 平成3年11月11日 平成2年度秋季全国大会で発表

**正 員 大阪産業大学短期大学部 Member, Osaka Sangyo University

*** 大阪産業大学短期大学部 Osaka Sangyo University

****正 員 大阪大学工学部 Member, Osaka University

*****正 員 大阪府立大学総合科学部 Member, Osaka Prefecture University