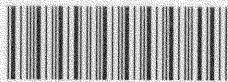


# 纖維強化樹脂-金属接着構造の 破壊特性評価技術の開発

2007 年 3 月

横浜国立大学附属図書館



11911110

岩佐 正明



横浜国立大学学位論文

繊維強化樹脂—金属接着構造の  
破壊特性評価技術の開発

指導教官

安藤 柱 教授

2007年3月

岩佐 正明

横浜国立大学附属図書館



11911110

# 「繊維強化樹脂—金属接着構造の破壊特性評価技術の開発」

## — 目 次 —

第一章	緒 論	
1.1	本研究の目的	・・・1
1.2	本研究の構成および概要	・・・2
第二章	接着構造の強度評価技術	
2.1	緒言	・・・12
2.2	接着構造強度評価技術に関する既往の研究	・・・12
第三章	FRP/金属接着継手のはく離評価線図	
3.1	緒言	・・・19
3.2	接着強度試験	・・・20
3.3	応力特異場パラメータを用いた接着はく離強度評価	・・・23
3.4	結言	・・・26
第四章	FRP/金属接着継手の極低温下での疲労強度評価	
4.1	緒言	・・・46
4.2	応力解析および応力特異場解析	・・・46
4.3	FRP/金属接着継手の室温および液体窒素温度での疲労強度	・・・48
4.4	結言	・・・50
第五章	接着端部をガラスマットで補強した FRP/金属接着継手の強度評価	
5.1	緒言	・・・64
5.2	接着端部をガラスマットで補強した接着継手の応力解析および応力特異場解析	・・・64
5.3	接着端部をガラスマットで補強した接着継手の強度向上	・・・67
5.4	応力特異場パラメータによる接着強度評価	・・・69
5.5	ガラスマット補強が変形に及ぼす影響	・・・70
5.6	結言	・・・70

第六章 FRP/金属接着継手の環境劣化強度に及ぼす温度と水分の影響	
6.1 緒言	・・・94
6.2 温度、湿度、水環境下に暴露後の疲労強度	・・・94
6.3 アレニウス則に基づく環境劣化評価	・・・98
6.4 結言	・・・100
第七章 総括	・・・118
補章 セラミックスのプロセスゾーン寸法破壊基準	・・・122
発表論文・特許	・・・141
謝辞	・・・145

# 第一章

## 緒 論

# 第一章 緒論

## 1.1 本研究の目的

超電導を利用した機器として超電導磁気浮上式鉄道 (Magnetically Levitated Train: MAGLEV) や核磁気共鳴装置 (Magnetic Resonance Imaging: MRI) などの開発が進められている。これら超電導機器の多くは極低温に冷却されて使用されることから、断熱特性に優れ、かつ、十分な強度を有する FRP (繊維強化樹脂) が用いられる。また、軽量化のためにポンプ部品等の産業機器に FRP を用いようとする機運がある。これらの FRP では金属との結合が必要となるが、多くの場合は繊維の切断を必要としない接着構造が採用される。そこで、本研究ではエポキシ系接着剤を用いた FRP/オーステナイト系ステンレス鋼 (SUS304) 接着構造の強度評価に関する研究を行った。

接着端では材料の組み合わせと接着端角度により、応力が無限大となる特異応力場となる。図 1.1 (a) に示すように、金属材料等の 1 つの材料だけでも形状的に不連続部があると、応力集中は生じる。しかし、図 1.1 (b) のように形状的な不連続部がないと 1 つの材料だけでは応力集中は生じない。これに対して、図 1.1 (c) のように見かけ上形状的な不連続部はないが、2 つの材料が接着されているような構造では材料の機械的性質 (ヤング率, ポアソン比, せん断弾性係数) の違いにより、接着端で応力集中を生じる。この接着端近傍での応力状態は応力特異場の強さと応力特異性の指数という 2 つの応力特異場パラメータで表される。応力特異場の強さは接着端で応力が無限になる強さを表し、応力特異性の指数は応力勾配を表している。しかし、接着面では多軸応力となるために強度評価基準としての応力成分を用いるかが明確になっていない。

そこで、本研究の第一の目的は、接着はく離強度評価方法の開発であり、接着界面に働く応力をせん断応力と垂直応力に分けて応力特異場パラメータを用いて評価する方法を提案した。接着はく離強

度は接着界面に働くせん断応力の特異場パラメータと垂直応力の特異場パラメータによる2パラメータはく離評価線図により評価できることを示した。この評価法を用いることにより、汎用的な接着はく離強度評価ができる。

次に、本研究の第二の目的は、極低温下での接着継手の疲労強度評価法の開発である。この方法は接着継手の疲労強度を熱応力による強度低下と強度の温度依存性に分離して、疲労強度評価を行う方法である。

本研究の第三の目的は、接着継手強度向上法の検討である。この方法は接着端部の上からガラスマットをポリエステル樹脂で貼り付けて補強して、継手強度を向上させる方法である。この方法による接着継手の強度も応力特異場パラメータで評価できることを明らかにした。

本研究の第四の目的は、接着継手の温度、湿度環境下での耐久性評価方法の開発である。この方法はアレニウス則を接着継手の環境劣化に適用することにより、長期耐久性を短時間データから予測しようとするものである。

以上のように、形状と材料の組み合わせによって決まる応力特異場状態となる接着構造を対象とした強度評価法を開発した。

## 1.2 本研究の構成および概要

### 第一章 緒論

本章では、研究の目的を明らかにし、本論文の構成について述べる。

### 第二章 接着構造の強度評価技術

本章では、接着はく離強度を評価する従来技術、熱応力下での接着強度を評価する従来技術、接着はく離強度を向上させる従来技術、接着継手の耐久性を評価する従来技術について調査した結果を述べるとともに、本研究の優位性を述べる。

### 第三章 FRP/金属接着継手のはく離評価線図

ポンプ部品に FRP を用いることにより、軽量化を行うことができる。図 1.2 にポンプの一例として、縦軸斜流ポンプを示す。縦軸斜流ポンプはディスチャージケーシング、コラムパイプ、ケーシング、ブレード、ベルマウス等の部品からなり、これらの部品同士を締結する必要がある。この締結構造として図 1.3 に示すような FRP の端部に SUS304 製のフランジを接着し、このフランジ同士をボルト締結する方法がある。この接着構造を用いるためには、FRP と SUS304 の接着はく離強度評価法の開発が必要である。この接着はく離強度を評価するために、接着界面に働く応力をせん断応力と垂直応力に分けて応力特異場パラメータを用いて評価する方法を提案した。

まず、二重重ね合せ継手の接着界面に面圧を負荷した状態で軸方向に荷重を与えることができる装置を開発した。そして、この装置を用いて二重重ね合せ継手の引張せん断試験を行った結果、面圧を与えた二重重ね合せ継手のはく離強度は垂直応力の特異場の強さにより評価できることを示した。次に、二重重ね合せ継手の引張せん断試験、圧縮せん断試験および T 字型継手の引張試験を行い、接着はく離強度は接着界面に働くせん断応力の特異場パラメータと垂直応力の特異場パラメータによる 2 パラメータはく離評価線図により評価できることを示した。

この評価法を用いることにより、汎用的な接着はく離強度評価ができる。

### 第四章 FRP/金属接着継手の極低温下での疲労強度評価

極低温下での FRP/SUS304 接着継手の疲労強度評価法を提案した。磁気浮上式鉄道用荷重支持体は極低温に冷却された状態で走行振動等の外力を受ける。図 1.4 に超電導磁気浮上式鉄道に搭載される超電導磁石の構造を示す。超電導コイルは液体ヘリウムによって 4.2K に冷却して使用される。この超電導コイルはステンレス製の内槽内に収納される。内槽内には液体ヘリウムが充填される。このステン



レス製の内槽を真空容器である超電導磁石外槽内で支持する部材が荷重支持体である。この荷重支持体には、走行中の超電導コイルの振動を抑制するための十分な剛性と強度の他に、液体ヘリウムの消費量を抑えるための高い断熱特性が要求される。この荷重支持体の構造を図 1.5 に示す。FRP としては、アルミナ繊維強化エポキシ樹脂 ( $Al_2O_3$ FRP) が用いられ、この  $Al_2O_3$ FRP が内槽容器であるステンレスとエポキシ系接着剤により、接着されている。この接着構造が冷却されると FRP と金属の線膨張係数が異なるために、熱応力が発生する。この熱応力下で繰返し外力が負荷される場合の疲労強度を評価する必要がある。

そこで、熱応力が異なる二重重ね合せ及び埋込みの 2 種類の接着継手を対象とし、3次元応力解析、応力特異場解析及び疲労試験を行った。その結果、応力特異場パラメータを用いることにより、接着継手の極低温下での疲労強度は熱応力による強度低下と強度の温度依存性に分離して評価できることが分かった。

## 第五章 接着端部をガラスマットで補強した FRP/金属接着継手の強度評価

接着継手強度向上法を提案した。この方法は接着端部の上からガラスマットをポリエステル樹脂で貼り付けて補強する方法である。接着端をガラスマットで補強することにより、接着継手の強度は向上し、その効果はテーパ継手より T 字型継手の方が大きいことが分かった。また、この方法による接着継手の強度も応力特異場パラメータで評価できることを明らかにした。

## 第六章 FRP/金属接着継手の環境劣化強度に及ぼす温度と水分の影響

ポンプ部品の軽量化を目的として FRP と金属の接着構造を用いるためには、温度、湿度、水環境での長期耐久性を評価する必要がある。そこで、まず温度、湿度、水環境が接着疲労強度に及ぼす影響

を検討した。そして、高温、高湿度下では接着疲労強度が低下することが分かったので、接着継手の温度、湿度環境下での耐久性評価方法を検討した。その結果、アレニウス則を高温、高湿度下での接着継手の疲労強度に適用することにより、長期耐久性を評価できることを示した。

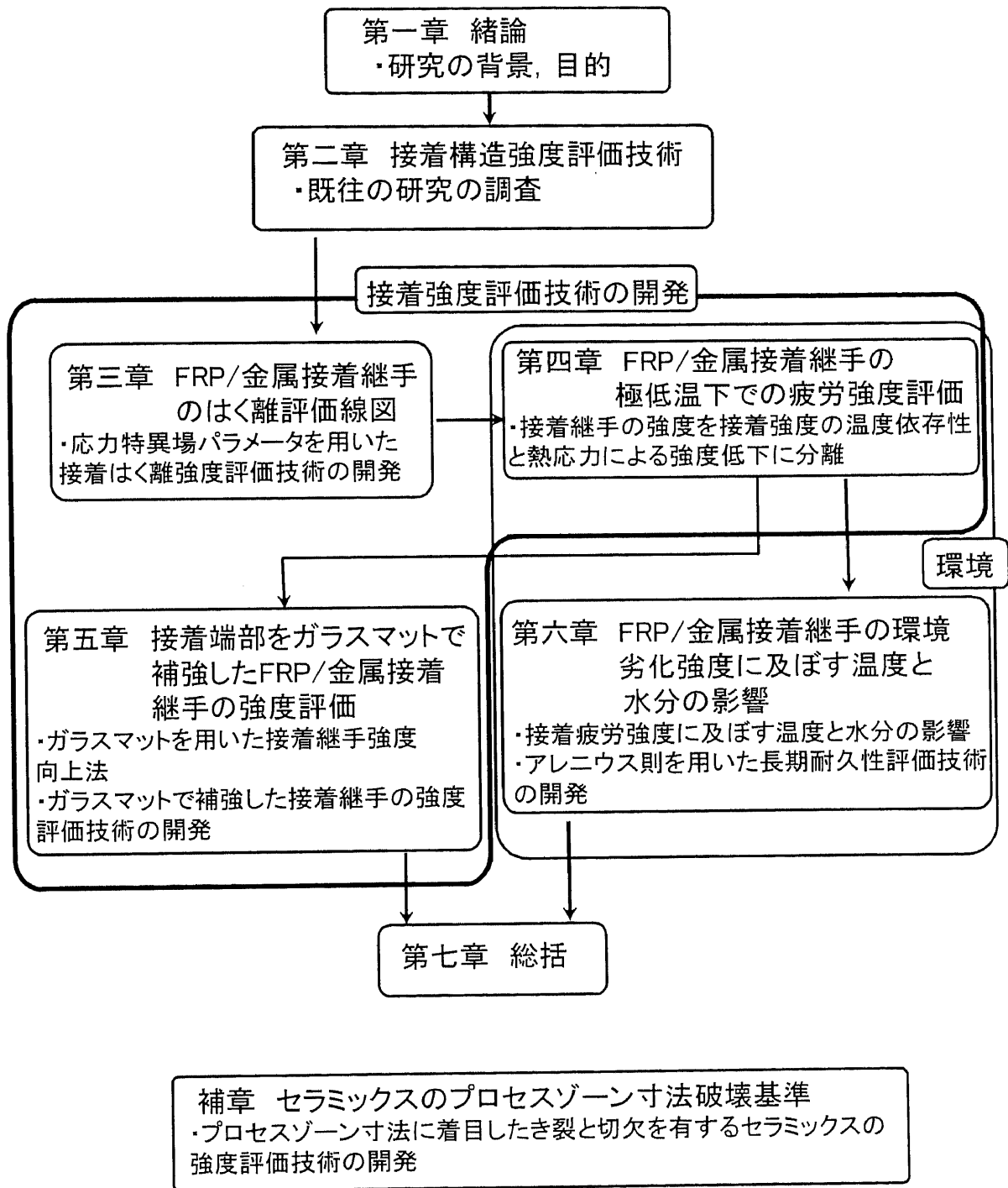
## 第七章 総括

本章では、各章で得られた結論について総括し、今後の研究展望について述べる。

### 補章 セラミックスのプロセスゾーン寸法破壊基準

セラミックスのき裂先端では応力が無限大となる特異応力場となっている。この特異場を表すには線形破壊力学を用いるが、き裂がある長さより小さくなると、線形破壊力学が成り立たなくなり、線形破壊力学による強度評価は非安全側となる。そこで、線形破壊力学が成り立たない領域のき裂を有するセラミックスや切欠を有するセラミックスの強度評価手法として、プロセスゾーン寸法破壊基準を提案した。

本論文の構成を次ページに示す。



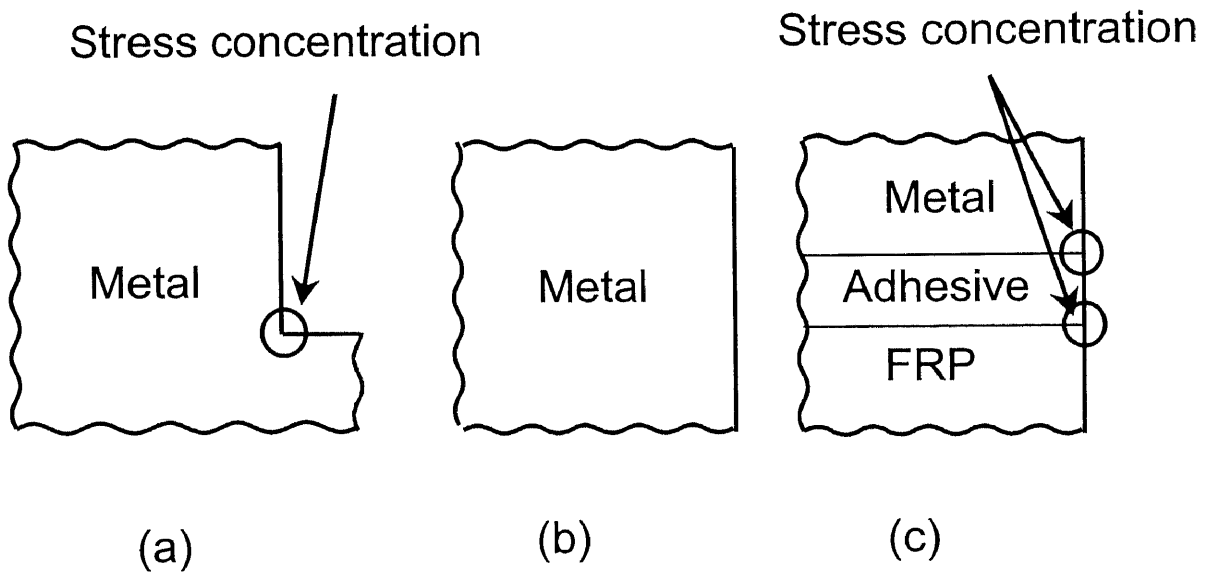


Fig. 1.1 Stress concentration condition by the change in the bonding edge angle and the combination of materials.

## Vertical mixed flow pump

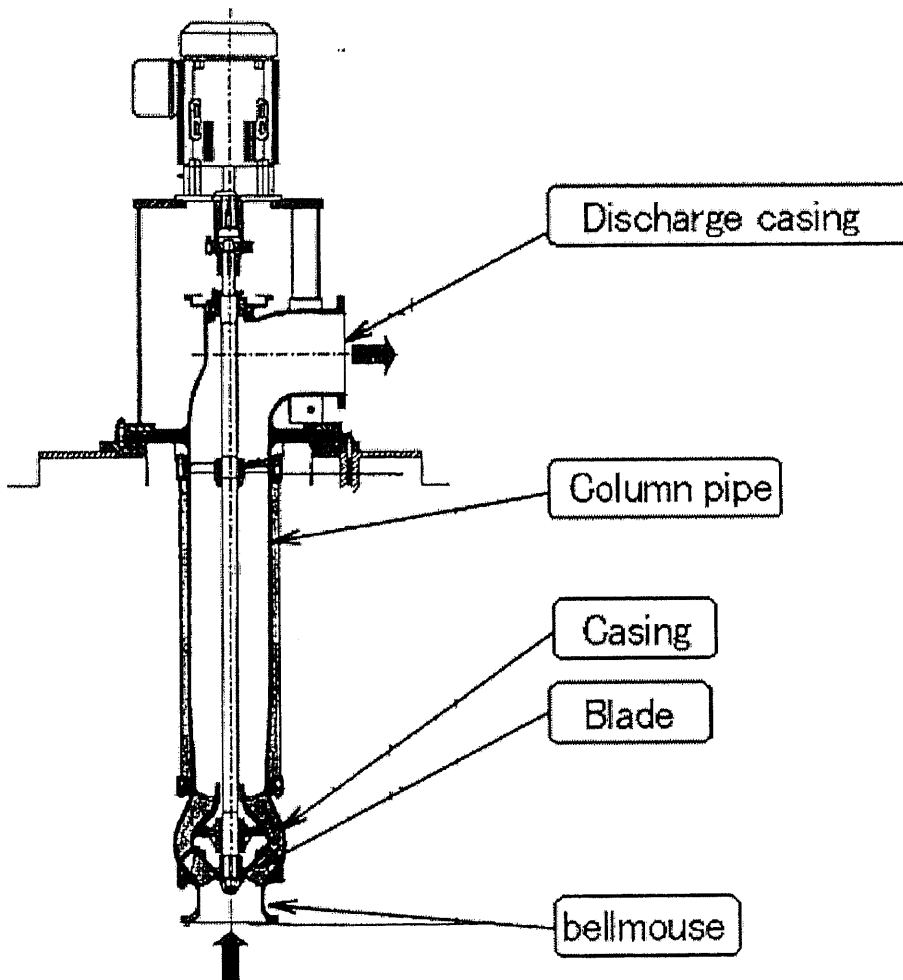


Fig. 1.2 Schematic diagram of vertical mixed flow pump.

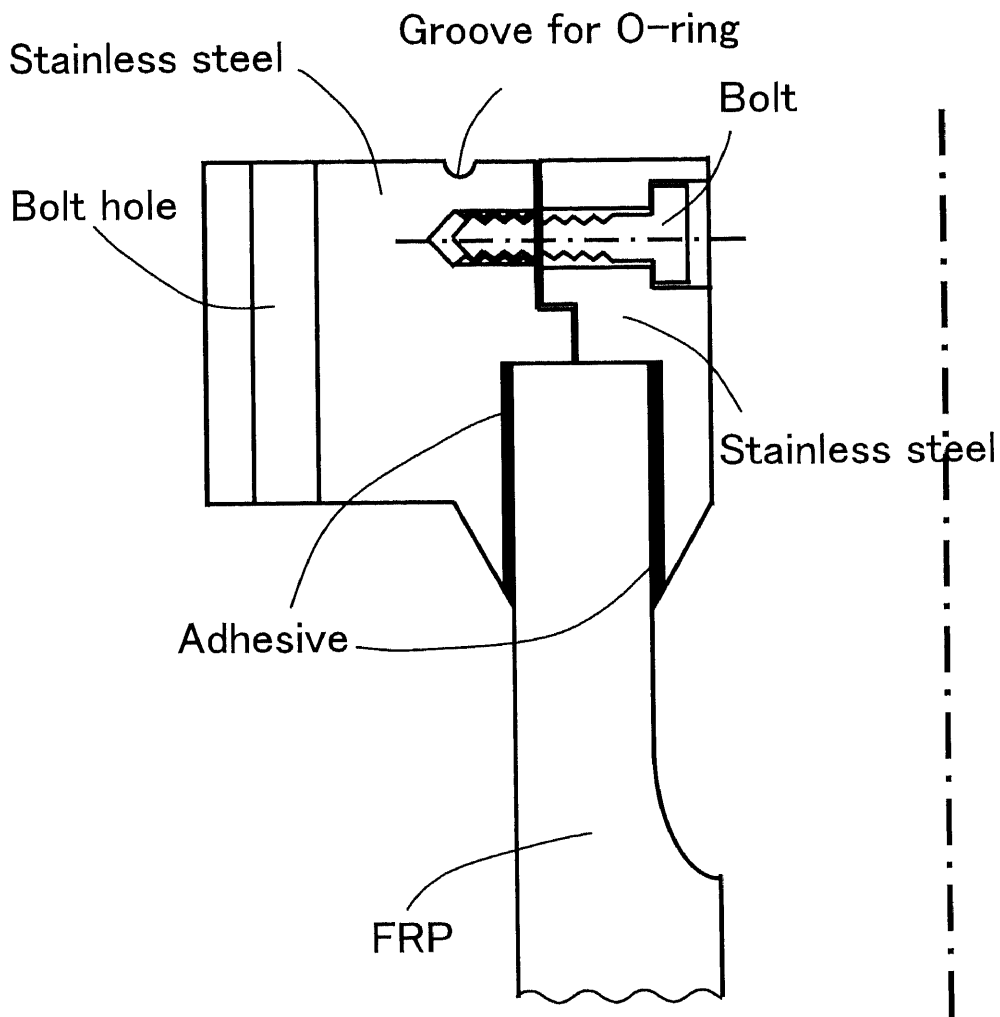


Fig. 1.3 Joint structure of FRP and stainless steel.

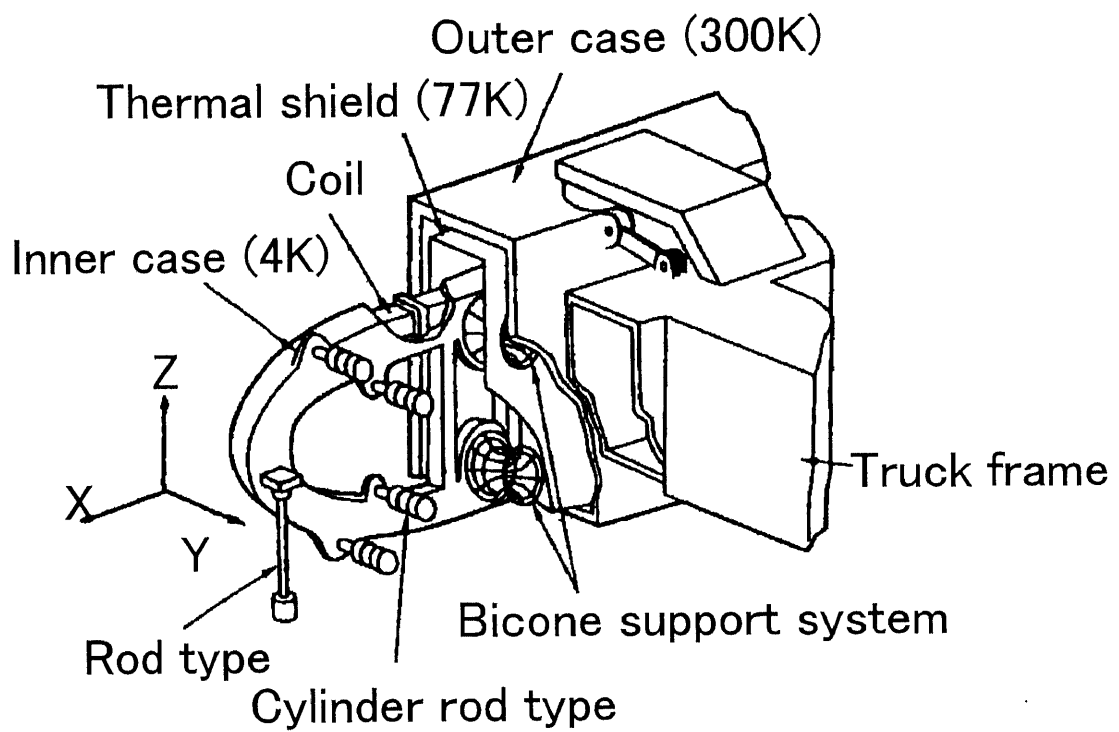


Fig.1.4 The superconducting magnet system used for the MAGLEV.

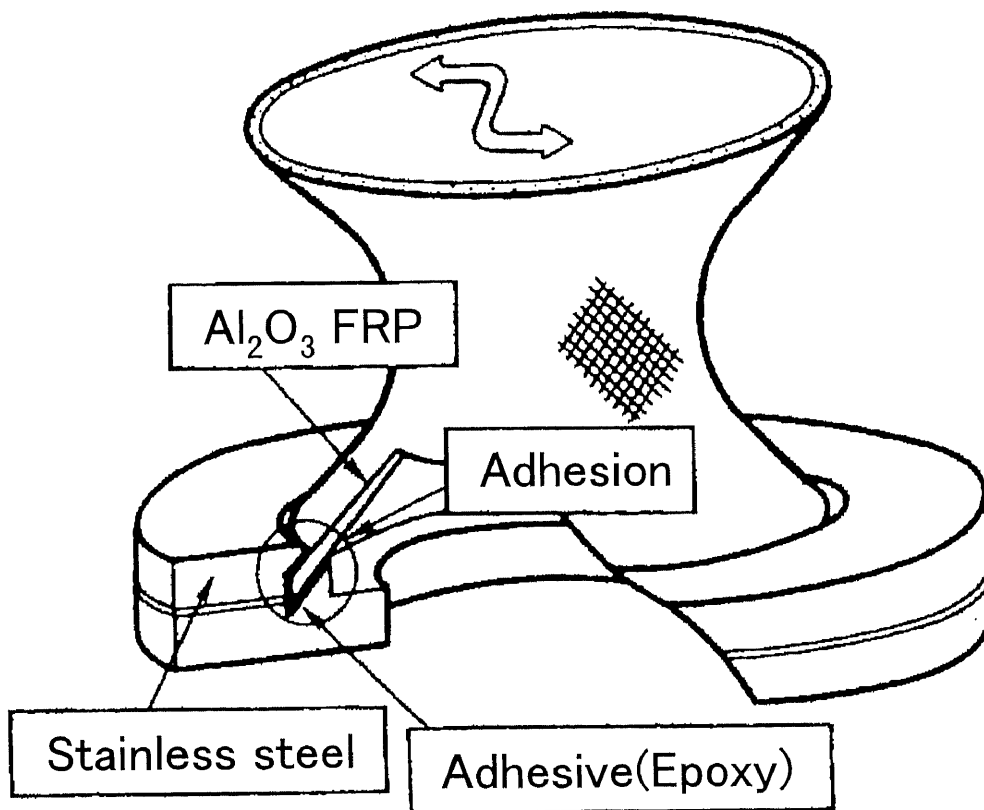


Fig.1.5 Adhesive structure in the load support system.



## 第二章

# 接着構造の強度評価技術

## 第二章 接着構造の強度評価技術

### 2.1 緒言

接着構造の強度評価技術に関して、応力、環境の観点から応力解析等の手法を用いて研究が進められている。そこで、本章では接着構造の強度評価技術に関する既往の研究に関して調査し、本研究で用いた評価手法の優位性を検討した。

### 2.2 接着構造の強度評価技術に関する既往の研究

接着構造の強度評価に関する研究は、主に重ね合せ継手について多くなされており<sup>(2.1)~(2.7)</sup>、その多くは接着端の応力集中に着目したものである。例えば、Goland<sup>(2.1)</sup>らは接着端の応力集中率を表す式を導き、この応力集中率から求められる接着端での最大応力により接着継手の強度を予測し、実測した継手強度のラップ長さ、接着層厚さ、被着体厚さの影響を比較的よく表している。しかし、厳密には接着端の応力は無限大となり、最大応力は存在しない。そこで、はく離の発生の起点となる接着端での材料および形状の不連続による応力特異場に着目した研究が多くなされている。この接着端での応力特異場状態は次のように2つの応力特異場パラメータ  $H$  と  $\lambda$  で表すことができる<sup>(2.8)</sup>。

$$\tau, \sigma = \frac{H}{r^\lambda} \quad (2.1)$$

$\tau$ :せん断応力  
 $\sigma$ :垂直応力  
 $r$ :接着端からの距離  
 $H$ :応力特異場の強さ  
 $\lambda$ :応力特異性の指数

ここで、 $\lambda$ は次のようにして求めることができる<sup>(2.8)</sup>。

図 2.1 に示す頂角がそれぞれ  $\theta_1$  と  $\theta_2$  で、ヤング率とポアソン比がそれぞれ  $E_1, \nu_1$  と  $E_2, \nu_2$  の2つのくさびの接着モデルについて、特異性の指数  $\lambda$  を求める。この場合、自由面で応力が零、接着面での変位の適合、応力の釣合いなどの境界条件から、応力の特異

性の指数を決定する特性方程式が次のように求まる。

$$Q(\theta_1, \theta_2, \alpha, \beta; p) = A(\theta_1, \theta_2; p)^2 + 2B(\theta_1, \theta_2; p)\alpha\beta + C(\theta_1, \theta_2; p) + 2D(\theta_1, \theta_2; p)\beta + 2E(\theta_1, \theta_2; p)\alpha + F(\theta_1, \theta_2; p) = 0 \quad (2 \cdot 2)$$

ここで,

$$G_i = \frac{E_i}{2(1+\nu_i)} \quad (i=1,2) \quad (2 \cdot 3)$$

$$m_i = \begin{cases} 4(1-\nu_i); & \text{平面ひずみ} \\ 4/(1+\nu_i); & \text{平面応力} \end{cases} \quad (i=1,2) \quad (2 \cdot 4)$$

とすると,  $\alpha$ ,  $\beta$  は

$$\alpha = \frac{G_1 m_2 - G_2 m_1}{G_1 m_2 + G_2 m_1} \quad (2 \cdot 5)$$

$$\beta = \frac{G_1(m_2 - 2) - G_2(m_1 - 2)}{G_1 m_2 + G_2 m_1} \quad (2 \cdot 6)$$

また, 式(2・2)のAからFは

$$H(p, \theta) = \sin^2(p\theta) - p^2 \sin^2(\theta) \quad (2 \cdot 7)$$

を用いて

$$\begin{aligned} A(\theta_1, \theta_2; p) &= 4H(p, \theta_1) \cdot H(p, \theta_2) \\ B(\theta_1, \theta_2; p) &= 2p^2 \cdot \sin(\theta_1) \cdot H(p, \theta_2) + 2p^2 \cdot \sin(\theta_2) \cdot H(p, \theta_1) \\ C(\theta_1, \theta_2; p) &= 4p^2 \cdot (p^2 - 1) \cdot \sin^2(\theta_1) \cdot \sin^2(\theta_2) + H\{p, (\theta_2 - \theta_1)\} \\ D(\theta_1, \theta_2; p) &= 2p^2 \cdot \{\sin^2(\theta_2) \cdot \sin^2(p\theta_1) - \sin^2(\theta_1) \cdot \sin^2(p\theta_2)\} \\ E(\theta_1, \theta_2; p) &= -D(\theta_1, \theta_2; p) + H(p, \theta_1) - H(p, \theta_2) \\ F(\theta_1, \theta_2; p) &= H\{p, (\theta_1 + \theta_2)\} \end{aligned} \quad (2 \cdot 8)$$

で示される。

特異性の指数 $\lambda$ は, 上記特性方程式の解となる固有値Pを用いて次式より求まる。

$$\lambda = 1 - P \quad (2 \cdot 9)$$

本論文では, せん断応力の特異場の強さを  $H_\tau$ , 垂直応力の特異場の強さを  $H_\sigma$  と表記することにする。さらに, 応力特異場の強さは  $\lambda$  によって変化するので,  $H_\tau$  と  $H_\sigma$  の  $\lambda$  の値を明確にするため, 例えば  $\lambda$  が 0.35 のときの  $H_\tau$  と  $H_\sigma$  をそれぞれ  $H_{\tau(\lambda=0.35)}$  と  $H_{\sigma(\lambda=0.35)}$  と表記

することとする。

接着端の応力状態がこれら2つの特異場パラメータ  $H$  と  $\lambda$  で表されることに着目し、この応力特異場パラメータによる強度評価法が提案されている<sup>(2.9)~(2.10)</sup>。この応力特異場パラメータを重ね合せ継手に適用し、継手強度におよぼす接着層厚さ、被着体厚さ、接着端角度の影響が定量的に評価されている<sup>(2.2)</sup>。しかし、この方法は接着面に働くせん断応力だけに注目しており、一般的に接着界面では応力が多軸となるので、汎用的な強度評価手法としては、混合モード破壊基準が必要となる。また、接着端のミーゼス相当応力で接着強度を評価する方法が提案されている<sup>(2.11)~(2.14)</sup>。しかし、この強度評価法は接着端からの距離を一定にした積分点の応力を用いている点で汎用的な評価法とは言い難い。

接着界面にき裂を有する種々の接着継手の強度を、接着界面のモードIとモードIIの応力拡大係数に分離して評価する手法が提案されている<sup>(2.15)~(2.16)</sup>。しかし、この方法はき裂を有する接着継手の強度評価法であり、き裂がない接着継手の強度評価には適用することができない。そこで、本研究では接着端の応力特異場状態に着目し、接着面の応力をせん断応力と垂直応力に分離し、せん断応力の特異場の強さと垂直応力の特異場の強さを用いたはく離評価線図により、はく離強度を評価する方法を開発した。

次に、極低温での接着継手の強度評価に関する研究は少なく、特にFRP/金属接着継手の極低温での熱応力を考慮した強度評価に関する研究は非常に少ない<sup>(2.17)</sup>。この研究では極低温でのFRP/金属接着継手の強度はミーゼス相当応力で評価できることが明らかにされている。しかし、この強度評価法は接着端からの距離を一定にした積分点の応力を用いている点で汎用的な評価法とは言い難い。

そこで、本研究ではFRP/金属接着継手の極低温での疲労強度評価法として、はく離端の応力特異場パラメータに着目し、接着強度の温度依存性と熱応力による接着継手の強度低下を分離して評価する汎用的な方法を開発した。

次に、接着継手の強度向上法として、接着継手製作時に接着端に形成されるフィレットによる方法がある<sup>(2.18)~(2.23)</sup>。このフィレットによる接着継手強度向上メカニズムが応力解析と実験により明らかにされている。しかし、接着端に形成されるフィレット形状をコントロールすることは非常に難しい。そこで、本研究では、ポリエステル樹脂が室温、大気中で硬化する性質に着目し、ガラスマットをポリエステル樹脂で接着端に貼付して、接着端を補強する方法を提案した。

さらに、接着構造をポンプ部品等の高温、高湿度環境で使用するための環境劣化耐久性評価法に関する研究を行った。高温や高湿度環境下での接着構造の耐久性評価手法に関する研究<sup>(2.24)~(2.26)</sup>が行われている。特に、温度、湿度や繰返し荷重による疲労などによる環境的、応力的要因による接着強度の耐久性評価手法に関する研究では、接着構造が受ける複合環境による影響を個別の劣化係数として算出し、それらを掛け合わせて実効接着強度を求め、長期耐久性を評価する方法が提案されている。この方法は、主に実験データを外挿することにより、長期間経過後の接着強度を推定するものである。よって、基本的に異なる温度で長時間劣化後の耐久性を精度よく求めることは難しい。また、アレニウス則を用いた長期環境劣化後の耐久性評価法が研究<sup>(2.25)</sup>されているが、この研究は静的強度に関するものである。実用上重要である疲労強度に関する研究を行う必要がある。

そこで、本研究ではアレニウス則を温度、湿度環境で劣化後の接着継手の疲労強度に適用することにより、異なる温度での長期耐久性を評価できることを明らかにした。

〈参考文献〉

2. 1) Goland, M. and Reissener, E.,  
J. Appl. Mech., 2 (1994) A-17
2. 2) 服部敏雄, 日本機械学会論文集, 56, 523A (1990) pp. 618
2. 3) 結城良治, 劉金橋, 許金泉, 大平壽昭, 小野智佳,  
材料, 41-467 (1992), pp. 1299
2. 4) 今中誠, 原賀康介, 西川哲也,  
材料, 42-480 (1993), pp. 1096
2. 5) 今中誠, 岩田貴吉,  
日本機械学会講演論文集, 73, 2 (1996) pp. 623
2. 6) 荒井雅嗣, 小林英男,  
日本機械学会講演論文集, 64, 619A (1998) pp. 618
2. 7) 瀧口三千弘, 和泉淳, 吉田総仁,  
日本機械学会論文集, 68, 665A (2002) pp. 126
2. 8) Bogy, D. B., J. Appl. Mech, 38 (1971) pp. 377
2. 9) 坂田荘司, 服部敏雄, 初田俊雄,  
日本機械学会論文集, 53, 495A (1987), pp. 2151
2. 10) 服部敏雄, 坂田荘司, 初田俊雄, 村上元  
日本機械学会論文集, 54, 499A (1988) pp. 597
2. 11) 白鳥正樹, 森孝男, 日本機械学会論文集,  
54, 498A (1988) pp. 251
2. 12) 白鳥正樹, 森孝男, 日本機械学会論文集,  
54-503A (1988) pp. 1404
2. 13) 于強, 白鳥正樹, 森孝男, 日本機械学会論文集,  
57-541A (1991) pp. 2030
2. 14) 于強, 白鳥正樹, 森孝男, 日本機械学会論文集,  
58-550A (1992) pp. 976
2. 15) 結城良治, 郭南龍, 石川晴雄, 中野禪,  
材料, 39-443 (1990) pp. 1095

2. 16) 結城良治, "界面の力学", 培風館, (1993) pp. 144
2. 17) 森孝男, 于強, 竹花莊治, 白鳥正樹,  
日本機械学会論文集, 56, 523A (1990) pp. 437
2. 18) R. D. Adams, J. A. Harris, *Int. J. Adhesion and Adhesives*, 7 (1987) pp. 69
2. 19) M. Y. Tsai, *Composite structure*, 32 (1995) pp. 123
2. 20) T. P. Lang, *Int. J. Adhesion and Adhesives*, 18 (1998) pp. 167
2. 21) 木原幸一郎, 森きよみ, 杉林俊雄, 磯野宏秋,  
日本機械学会講演論文集, 1995, (1995) pp. 25
2. 22) 藤井透, 大窪和也, 松井隆司,  
日本接着学会誌, 37-3 (2001) pp. 109
2. 23) 今中誠, 岸本和一郎, 沖田耕三, 中山英明,  
材料, 38-434 (1989) pp. 1282
2. 24) 大沢善次郎, 成澤郁夫, "高分子の寿命予測と長寿命化技術" エヌ・ティーエス, (2002) pp. 754
2. 25) 原賀康介, 日本接着協会誌, 15-12 (1979) pp. 568
2. 26) 原賀康介, 日本塑性加工学会誌, 43-494 (2002) pp. 174

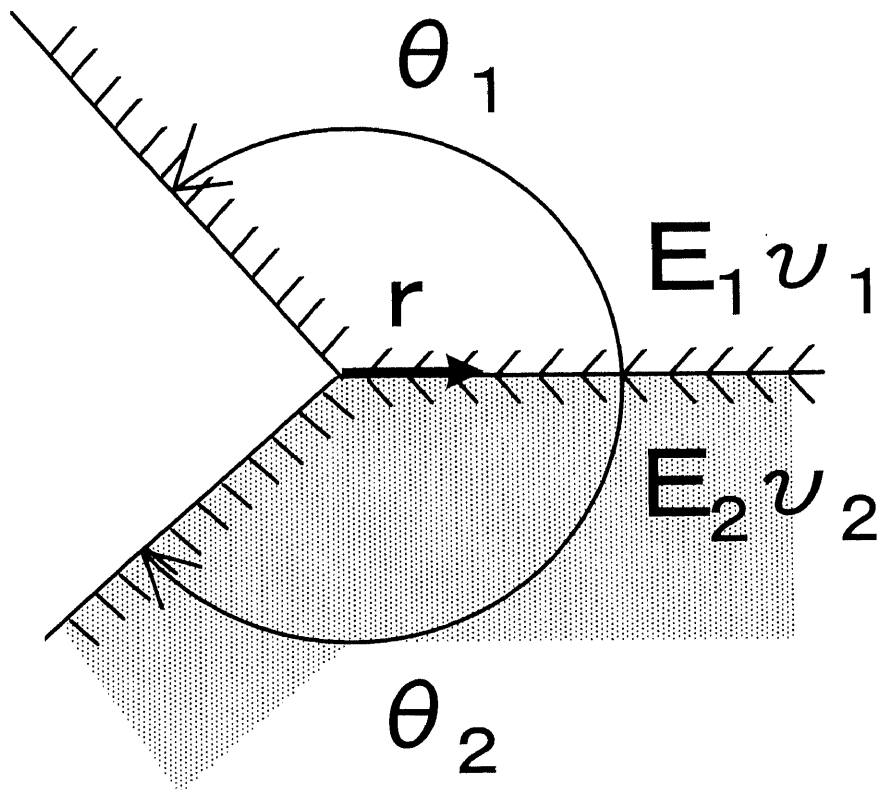


Fig. 2.1 Shape of bonding edge.



## 第三章

# FRP/金属接着継手のはく離評価線図

## 第 三 章 FRP/金属接着継手のはく離評価線図

### 3.1 緒 言

FRP は軽量で高強度，高剛性等の金属材料にない優れた特性をもっている。この優れた特性を利用して，ポンプ部品等の産業機器の構造部材として FRP，特に安価なガラス繊維強化樹脂 (GFRP) を用いることが多くなってきている。全体構造として，FRP と金属が用いられる場合が多いので，両者の接着強度信頼性を確保する必要がある。

これまでに提案されている接着強度評価法としては，応力特異場パラメータを用いる方法や接着端部の局所応力を用いる方法がある。しかし，応力特異場パラメータを用いる方法<sup>(3.1)~(3.3)</sup>では接着界面に生じる 1 つの応力成分だけに着目する方法であったり，局所応力法<sup>(3.4)~(3.7)</sup>は接着端部の要素分割の影響を受けるので，汎用的な方法とは言い難い。一般的に，接着部が負荷を受けると接着界面にはせん断応力と垂直応力が発生するため，接着部の強度評価基準として混合モード破壊基準が必要になる。

そこで，本章では GFRP とオーステナイト系ステンレス鋼 (SUS304) を被着体として用いた二重重ね合せ継手を対象とし，接着面に面圧を与えた状態で，軸方向荷重を負荷することができる装置を開発した。この装置を用いて，二重重ね合せ継手の接着はく離強度に及ぼす面圧の影響を調査する。また，引張せん断試験では接着界面に作用する垂直応力は引張であるのに対し，圧縮せん断試験では接着界面に作用する垂直応力は圧縮となるので，両者の実験を行って強度比較することにより，界面に作用する垂直応力が継手のはく離強度に及ぼす影響を評価することができる。

さらに，T 字型接着継手の引張はく離強度を二重重ね合せ継手のはく離強度と比較することで，接着継手のはく離強度評価基準を明らかにする。

## 3.2 接着強度試験

### 3.2.1 供試材

被着体には図 3.1 に示す GFRP と SUS304 を用いた。GFRP 平板は一方方向ガラス繊維を積層し、不飽和ポリエステル樹脂を含浸させたものである。接着剤は硬化温度 66℃ の 2 液混合形エポキシ系接着剤を用いた。

図 3.1 (a) は二重重ね合せ接着継手、(b) は T 字型接着継手である。二重重ね合せ接着継手の圧縮せん断試験では、GFRP が長いと座屈してしまうため、引張せん断試験よりも GFRP の長さを 45mm 短くした。T 字型接着継手は、GFRP の裏面に SUS304 を接着した。SUS304 を接着することで、GFRP の引張方向への変形を抑えることができ、せん断応力に対する引張応力の割合を増加させることができる。

接着継手は次のようにして製作した。試験片の接着作業に先立ち、GFRP と SUS304 の接着面をエメリーペーパーで研磨した後、アセトンで洗浄した。乾燥後、接着剤を塗布し、両被着体を接着した。その後、接着面からはみ出した接着剤をカッターできれいに取り除き、接着面を加圧した状態で恒温槽内で 66℃、2 時間の加熱硬化処理を行った。

### 3.2.2 面圧付与方法と試験方法

図 3.1 (a) に示した二重重ね合せ接着継手の接着界面に面圧を与える装置の概要を図 3.2 に示す。面圧付与装置はボルト式とし、ボルト中心軸に直径 2mm の穴を加工して、この穴にひずみゲージを貼付した。そして、あらかじめボルト単体に軸方向の圧縮荷重を与え、荷重とひずみの関係のキャリブレーションを行った。このキャリブレーションの一例を図 3.3 に示す。荷重とひずみの関係は線形であり、荷重が -5 から 0kN では弾性範囲内であることが分かる。この荷重とひずみ関係を用いて、ボルトにより接着面に作用している荷重を算出した。また、接着面に均一に荷重が作用するようにボルトと接着面の間にはパッドを挿入した。パッドは SUS304 製とし、寸法は長さ 30mm、

幅 15mm, 厚さ 10mm である。

この装置を用いて二重重ね合せ継手の接着界面に面圧を与えた状態で引張せん断試験と圧縮せん断試験を行った。接着面に与えた面圧は最大圧縮荷重が弾性範囲内である 5kN 以内となる 0 から 10MPa とし, クロスヘッド変位速度は 0.00055mm/sec である試験を行った。二重重ね合せ継手にはひずみゲージとクラックゲージを図 3.4 (a) に示す位置に貼付し, 荷重とひずみの関係および荷重とはく離長さの関係を測定した。また, T 字型継手には図 3.4 (b) に示す位置にクラックゲージを貼付し, 荷重とはく離長さの関係を測定した。T 字型継手は図 3.5 に示すように, 接着端の SUS304 から 10mm 離れた位置をボルト固定し, 接着界面に垂直荷重が働くように SUS304 に荷重を与えた。

### 3.2.3 引張りせん断試験結果

二重重ね合せ継手の接着面に 10MPa の面圧を与えて引張せん断試験を行った結果を図 3.6 に示す。図 3.6 (a) は荷重と GFRP に貼付したひずみの関係, 図 3.6 (b) は荷重とはく離長さの関係である。荷重とひずみの関係は破断までほぼ線形であり, 図 3.6 (b) から分かるように荷重が 12.8kN に達すると, 接着端からはく離が発生すると同時に継手は破断した。この試験中におけるボルトのひずみ変化を図 3.7 に示す。試験中に荷重を増加させてもひずみの変化はほとんどなく, 面圧は一定であることが分かる。

次に, 接着面の面圧が同じ 10MPa で試験を行い, 接着端からはく離が発生・進展後継手が破断した場合を図 3.8 に示す。荷重が 12.5kN に達すると, 接着端からはく離が発生し, はく離長さが 3mm に達したときに継手は破断した。

このように, 二重重ね合せ継手の引張せん断破壊挙動は同じ面圧で試験を行っても, 図 3.6 に示したように接着端からはく離の発生とともに継手が破断する場合と, 図 3.8 に示したように接着端からはく離が発生・進展後破断に至る場合があった。この原因として

は、接着継手製作時の面圧分布のばらつきと接着端部のフィレット形状が影響していると考えられる。

面圧 10MPa で引張りせん断試験を行った二重重ね合せ継手の破面を図 3.9 に示す。はく離は GFRP と接着剤の界面の接着端から発生していることが分かる。他の面圧でも、はく離は GFRP と接着剤の界面の接着端から発生していた。

次に、接着面の面圧と継手のはく離強度の関係を求めた結果を図 3.10 に示す。ここで平均せん断強さははく離荷重を全接着面積で除した値である。平均せん断強さは面圧の増加とともに増大していることが分かる。これは面圧により接着面に働く垂直応力が抑えられたためであり、二重重ね合せ継手の引張りせん断はく離強度には接着面に働く垂直応力が影響していると考えられる。

#### 3.2.4 圧縮せん断試験結果

接着界面に働く垂直応力が継手のはく離強度に影響していることが分かったので、次に、二重重ね合せ継手の圧縮せん断試験を行った。二重重ね合せ継手に圧縮せん断荷重を与えると、せん断応力は引張りせん断試験と向きが反対で大きさは同じであるが、接着面に働く垂直応力は大きさは同じであるが圧縮となる<sup>(3.8)</sup>。

そこで、接着面に面圧を 0 から 4MPa 与えて試験を行った結果を引張りせん断試験の結果と合わせて図 3.10 に示す。引張りせん断試験では平均せん断強さは面圧の増加とともに増大したが、圧縮せん断試験では平均せん断強さは面圧によらずほぼ一定であることが分かる。これは、引張りせん断試験では接着面に働く垂直応力は引張であり、面圧により引張応力が抑えられた結果、平均せん断強さが増加したためと考えられる。これに対して、圧縮せん断試験では接着面に働く垂直応力は圧縮であるので、平均せん断強さに及ぼす面圧の影響はなかったと考えられる。

### 3.2.5 T字型継手の試験結果

T字型継手の接着長さを10, 20, 30mmに変化させて引張試験を行った。接着長さが30mmのときの荷重とクラックゲージにより測定したはく離長さの関係を図3.11に示す。荷重が4.8kNに達すると、はく離が発生するとともに継手は破断した。二重重ね合せ継手と異なり、全てのT字型継手において、荷重が最大点に達するとはく離が発生するとともに継手は破断した。

このようにして求めたはく離荷重を全接着面積で除した平均引張強度と接着長さの関係を図3.12に示す。接着長さが大きくなるに従い、平均引張強度は低下している。この理由は、接着面積の中央部ではほとんど引張荷重を負担していないので、はく離荷重は接着長さに比例して増えないためである。この実験結果は従来報告されている、重ね合せ継手強度に及ぼす接着長さ依存性の実験結果<sup>(3.1)</sup>と一致した傾向を示している。

## 3.3 応力特異場パラメータを用いた接着はく離強度評価

### 3.3.1 応力解析方法

各種接着継手および面圧荷重下の二重重ね合せ継手の強度評価に応力特異場パラメータを用いる。

接着端近傍の応力分布を求めるために、3次元応力解析を行った。応力解析は継手の対称性を考慮して1/4モデルで行い、FRPの機械的特性の異方性も考慮した。接着剤はエポキシ系接着剤とし、接着層厚さは0.05mmとした。二重重ね合せ継手の要素分割を図3.13に示す。要素分割は接着端近傍を細かくし、最小要素寸法は0.002mmとした。面圧による荷重を与えた状態で、図3.10から計算される実験で得られたはく離荷重をSUS304に与えた。このようにして各面圧に対して行った、FEM応力解析結果を式(2.1)の形に一致するように、応力特異場の強さHを求めた。

T字型継手の要素分割も二重重ね合せ継手と同じ最小メッシュ寸法を0.002mmとして応力解析を行い、応力特異場の強さを求めた。

二重重ね合せ継手と T 字型継手の応力解析に用いた材料定数を表 3.1 に示す。

### 3.3.2 応力解析結果

面圧が 2MPa の二重重ね合せ継手に引張せん断荷重を与えたときの接着端近傍の GFRP と接着剤の界面の応力分布を図 3.14 に示す。せん断応力と垂直応力は継手の中央断面より、コーナー部の方が高くなった。図 3.14 はこのコーナー部のせん断応力分布と垂直応力分布を示したものである。

面圧が作用している状態でも接着端近傍の応力分布は式 (2.1) で与えられることが分かる。接着端近傍のせん断応力分布あるいは垂直応力分布を式 (2.1) にベストフィットさせることによって、応力特異場の強さ  $H$  を求めた。面圧が 2MPa のときのせん断応力の特異場の強さは  $2.10\text{MPam}^{0.35}$ 、垂直応力の特異場の強さは、 $2.63\text{MPam}^{0.35}$  となった。他の面圧においても応力特異場の強さを同様にして求めた。

次に、接着長さが 30mm の T 字型継手の応力解析結果を図 3.15 に示す。二重重ね合せ継手と同様に、コーナー部の方が中央断面より応力は高くなり、接着端近傍の応力分布は式 (2.1) で与えられる。垂直応力の特異場の強さは、 $2.20\text{MPam}^{0.35}$ 、せん断応力の特異場の強さは  $0.95\text{MPam}^{0.35}$  となった。接着長さが 10, 20mm のときも同様にして応力特異場の強さを求めた。

### 3.3.3 応力特異場パラメータによる接着強度評価

最初に、前章で求めた応力特異場の強さを用いて、二重重ね合せ継手に面圧を与えたときの引張せん断はく離強度を評価する。横軸に面圧、縦軸に応力特異場の強さをプロットしたグラフを図 3.16 に示す。ここで、 $H_{\tau (\lambda=0.35)}$  はせん断応力の特異場の強さ、 $H_{\sigma (\lambda=0.35)}$  は垂直応力の特異場の強さである。せん断応力の特異場の強さは面圧の増加とともに増加するが、垂直応力の特異場の強さは面圧によらずほぼ一定になった。すなわち、面圧を付与したときの界面はく離

開始条件は式 (3.1) で記述できると考えられる。

$$H_{\sigma (\lambda=0.35)} = H_{\sigma C (\lambda=0.35)} \quad (3 \cdot 1)$$

ここで、 $H_{\sigma C (\lambda=0.35)}$  は  $\lambda=0.35$  のときの垂直応力の界面はく離開始靱性 (材料定数, 一定値) である。

これは、界面はく離開始条件がせん断応力支配でなく、垂直応力支配であるためと考えられ、従来報告されているように、モード I ( $\sigma$ ) で整理した接着強度は一定値を示し、モード II ( $\tau$ ) 成分の影響が顕著でない試験結果<sup>(3.9)</sup>と一致している。

以上より、接着界面に働く垂直応力が継手のはく離強度を支配し、界面に圧縮応力を与えておくことで接着継手の強度を増大させることができる。

次に、二重重ね合せ継手の圧縮せん断試験結果、T字型継手の試験結果、および二重重ね合せ継手の引張せん断試験結果をまとめた接着強度評価を行う。

横軸にせん断応力の特異場の強さ、縦軸に垂直応力の特異場の強さをプロットした結果を図 3.17 に示す。面圧を与えたときの二重重ね合せ継手の引張せん断はく離強度と T字型継手のはく離強度を比較すると、せん断応力の特異場の強さは二重重ね合せ継手の方が大きい。垂直応力の特異場の強さはほぼ同じ値になっていることが分かる。この T字型継手との比較からも、二重重ね合せ継手に面圧を与えたときの界面はく離開始条件は、一定値を示す垂張応力の特異場の強さにより評価することができ、式 (3.1) が妥当なものと考えられる。

圧縮せん断試験における二重重ね合せ継手の応力特異場の強さは図 3.17 中の●で与えられる。圧縮せん断試験では界面に働く垂直応力は圧縮である。接着強度の圧縮荷重に対するはく離強度は極めて高く、圧縮せん断試験により、ほぼ純粋なせん断はく離強度が得られる<sup>(3.10)</sup>。よって、図 3.17 に示すように、二重重ね合せ継手の圧縮せん断試験結果から、せん断応力の界面はく離開始靱性  $H_{\tau C (\lambda=0.35)}$  は  $2.8 \text{ MPam}^{0.35}$ 、二重重ね合せ継手の引張せん断試験結果と T字型継



手の引張せん断試験結果から、垂直応力の界面はく離開始靱性  $H_{\sigma c} (\lambda = 0.35)$  は  $2.7 \text{ MPam}^{0.35}$  になると考えられる。

接着継手のはく離強度は界面に働く垂直応力が引張領域では、垂直応力の特異場の強さ  $H_{\sigma}$  が  $H_{\sigma c}$  に達するか、あるいはせん断応力の特異場の強さ  $H_{\tau}$  が  $H_{\tau c}$  に達したときに界面はく離が起こる。界面に働く垂直応力が圧縮領域では、 $H_{\tau}$  が  $H_{\tau c}$  に達したときに界面はく離が起こる。

以上より、せん断応力の特異場の強さおよび垂直応力の特異場の強さを両軸とする図 3.17 のようなはく離評価線図により、接着継手のはく離強度評価ができる。

### 3.4 結 言

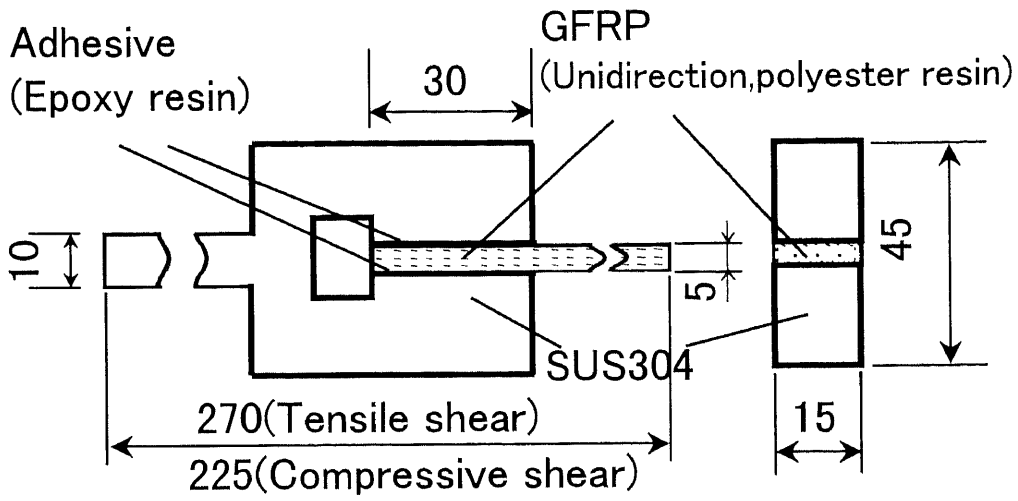
GFRP (ガラス繊維強化樹脂) / SUS304 二重重ね合せ接着継手の面圧下での引張せん断と圧縮せん断試験および T 字型接着継手の引張試験を行い、その結果を応力特異場パラメータで評価した結果、以下の結論を得た。

- 1) 面圧の増加とともに二重重ね合せ接着継手の引張せん断はく離強度は増大する。
- 2) せん断応力の特異場の強さと垂直応力の特異場の強さを両軸とする 2 パラメータはく離評価線図により、接着継手のはく離強度を評価することができる。

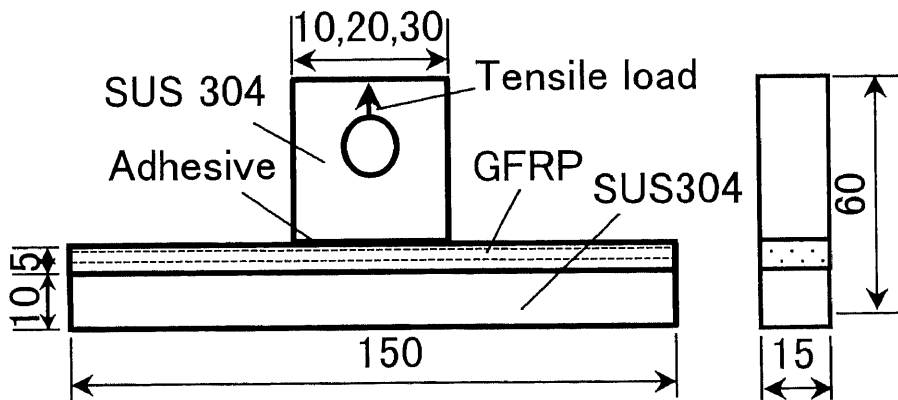
#### <参考文献>

- 3.1) 服部敏雄，日本機械学会論文集，56, 523A (1990) pp. 618
- 3.2) 坂田荘司，服部敏雄，初田俊雄，  
日本機械学会論文集，53, 495A (1987)，pp. 2151
- 3.3) 服部敏雄，坂田荘司，初田俊雄，村上元  
日本機械学会論文集，54, 499A (1988) pp. 597
- 3.4) 白鳥正樹，森孝男，日本機械学会論文集，  
54, 498A (1988) pp. 251

- 3. 5) 白鳥正樹, 森孝男, 日本機械学会論文集,  
54-503A (1988) pp. 1404
- 3. 6) 于強, 白鳥正樹, 森孝男, 日本機械学会論文集,  
57-541A (1991) pp. 2030
- 3. 7) 于強, 白鳥正樹, 森孝男, 日本機械学会論文集,  
58-550A (1992) pp. 976
- 3. 8) 衣笠秀行, 荒井智一, 日本接着学会, 36-10, (2000) pp408
- 3. 9) 荒井雅嗣, 小林英男, 日本機械学会論文集,  
64, 619A (1998) pp. 618
- 3. 10) 接着ハンドブック, ”日本接着学会”, (1996) pp. 1168



(a) GFRP/SUS304 double lap adhesive joint



(b) T-type joint

Fig. 3.1 Shape and sizes of adhesive joints.

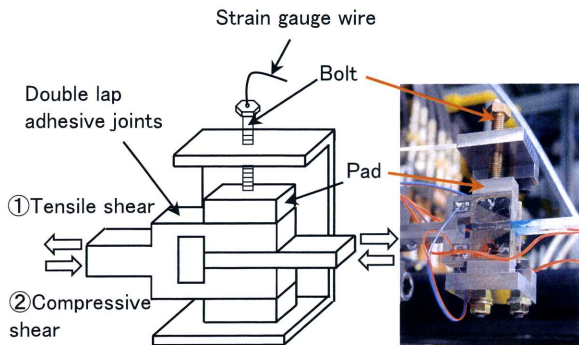


Fig. 3.2 Schematic diagram and photo of device applying contact pressure on double lap adhesive joints.

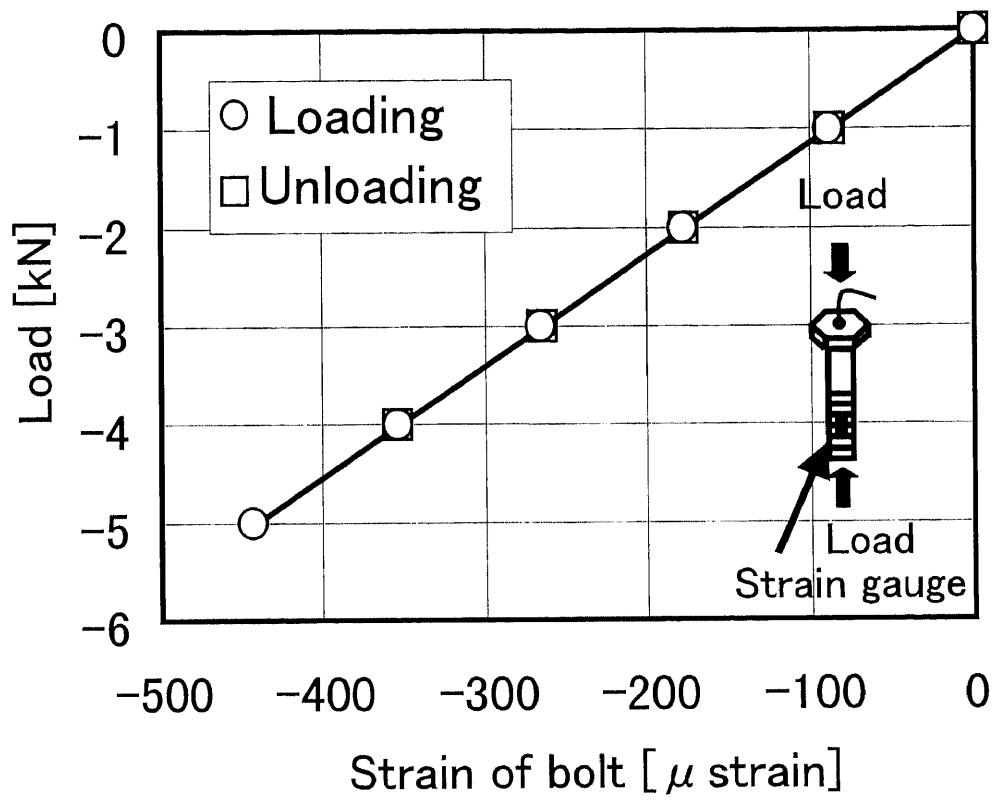
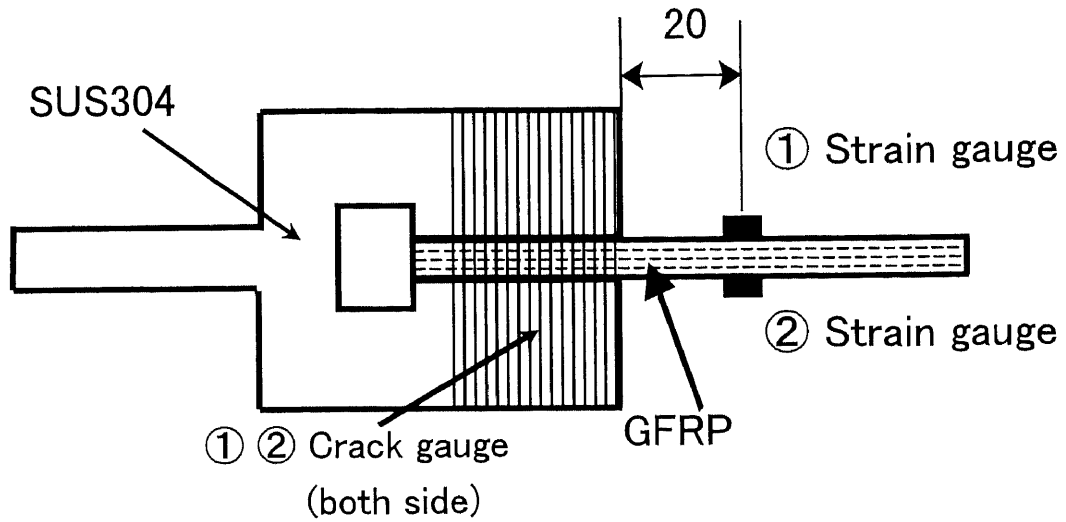
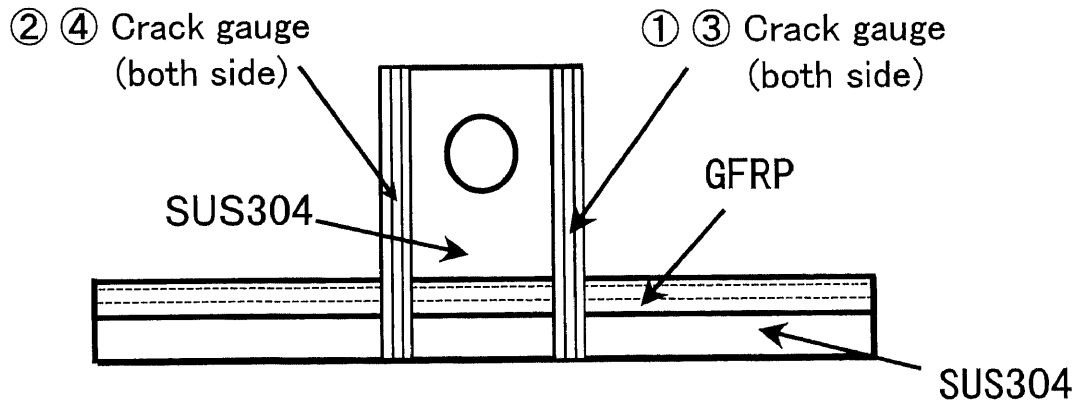


Fig. 3.3 Load-strain calibration curve.



(a) GFRP/SUS304 double lap adhesive joint



(b) T-type joint

Fig. 3.4 Layout of strain gauge and crack gauge.

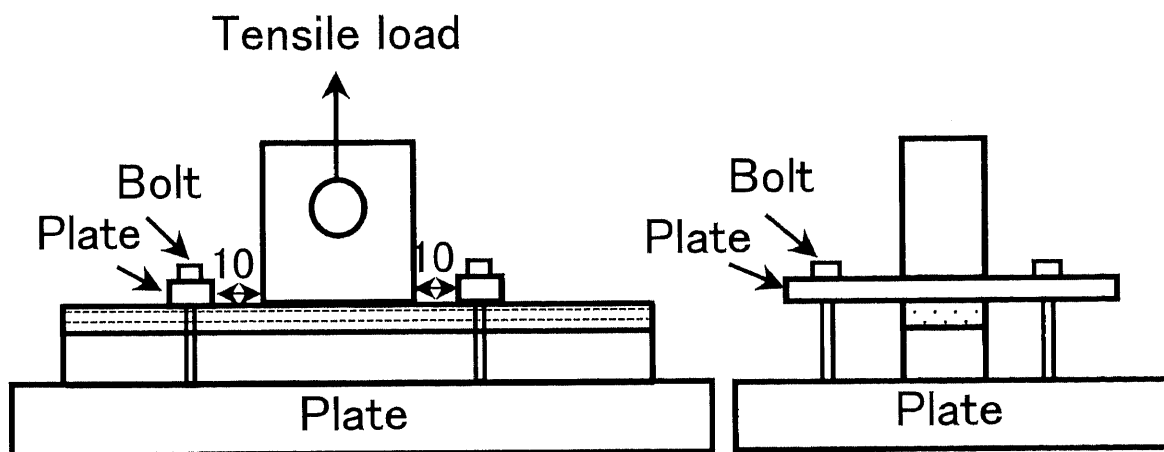
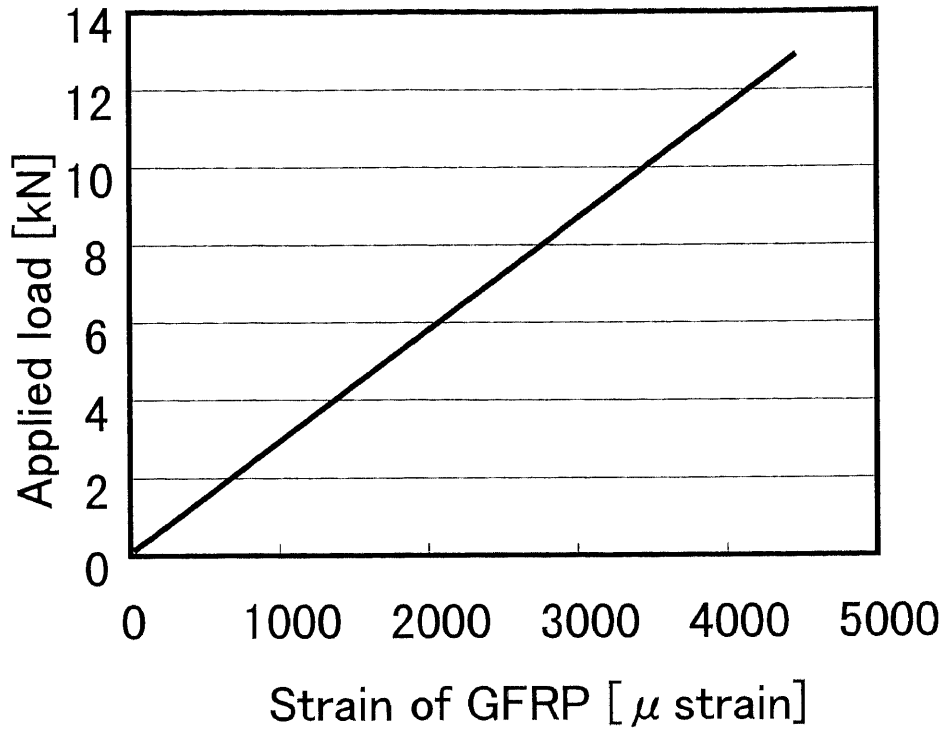
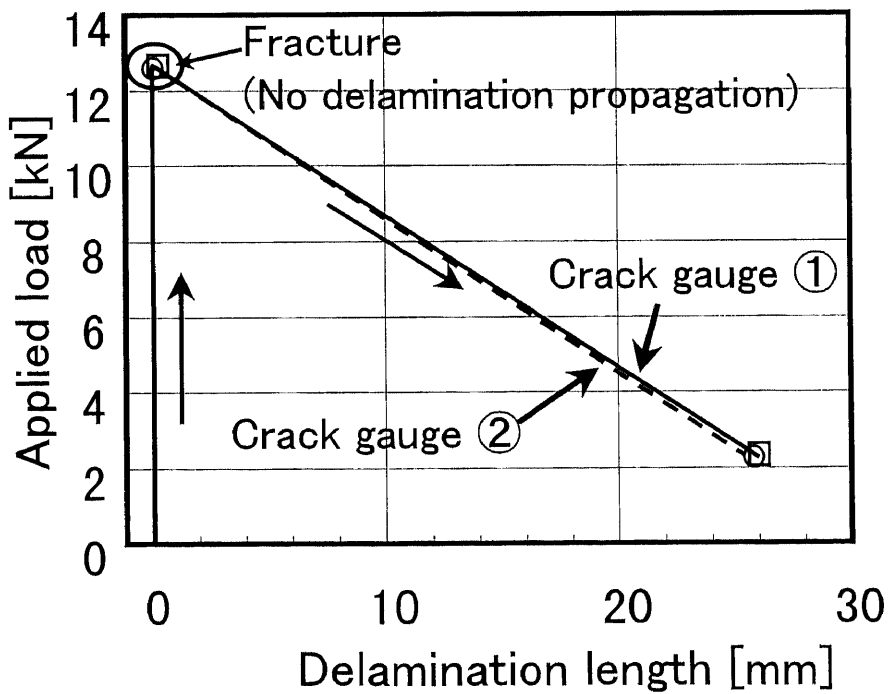


Fig. 3.5 Schematic diagram of loading condition on T-type adhesive joints.



(a) Relationship between applied load and strain of GFRP



(b) Relationship between applied load and delamination length

Fig. 3.6 Experimental results of double lap adhesive joints under tensile shear stress when contact pressure of 10 MPa was applied.



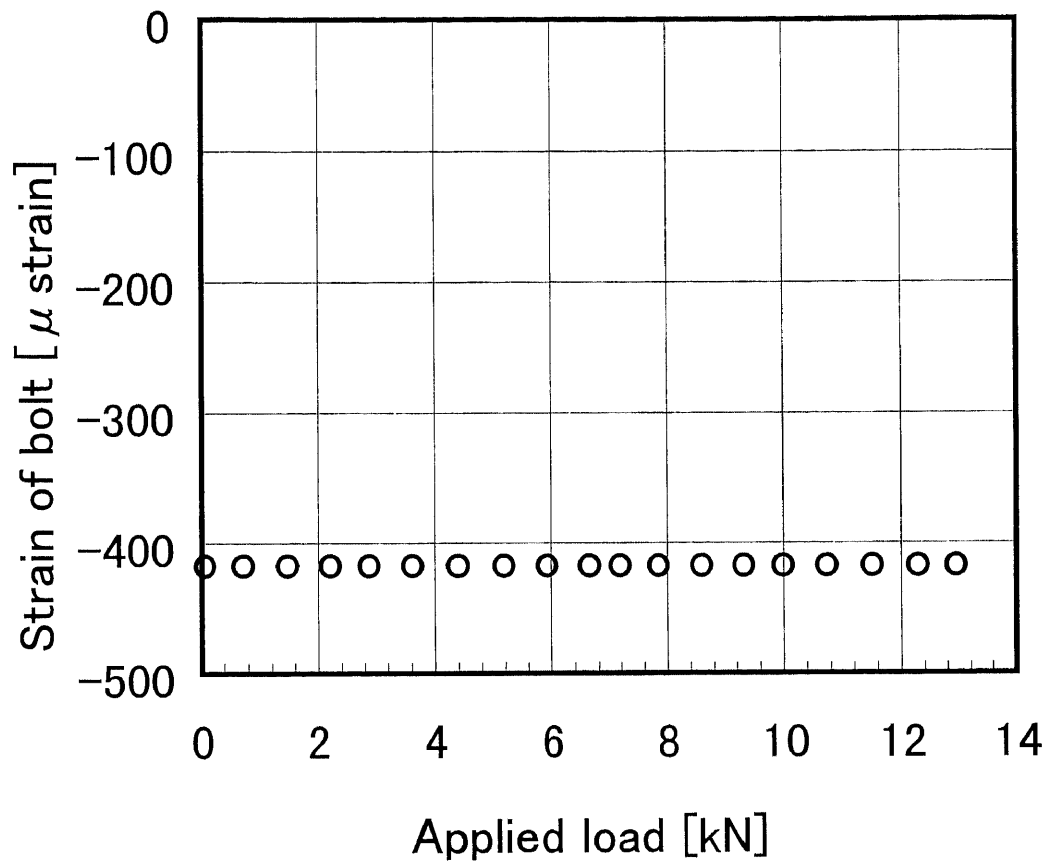
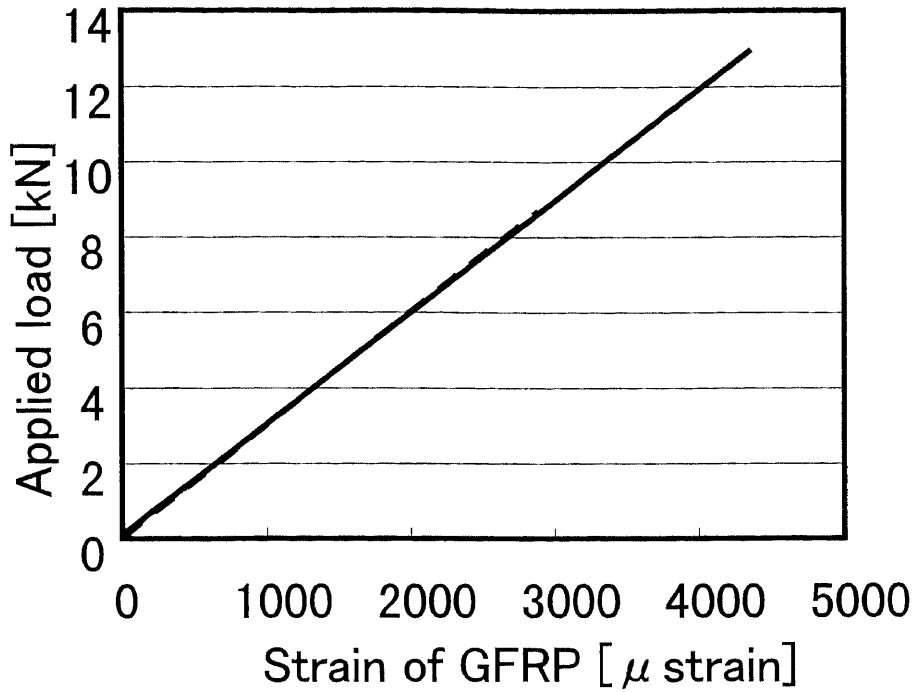
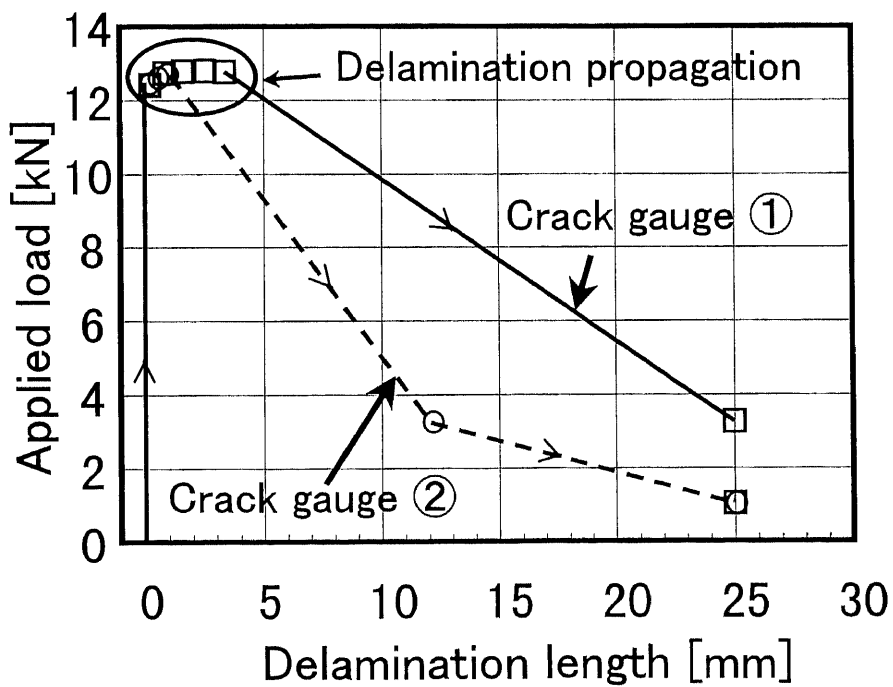


Fig. 3.7 Change of strain during tensile shear stress when contact pressure of 10 MPa was applied.



(a) Relationship between applied load and strain of GFRP



(b) Relationship between applied load and delamination length

Fig. 3.8 Experimental results of double lap adhesive joints under tensile shear stress when contact pressure of 10 MPa was applied.

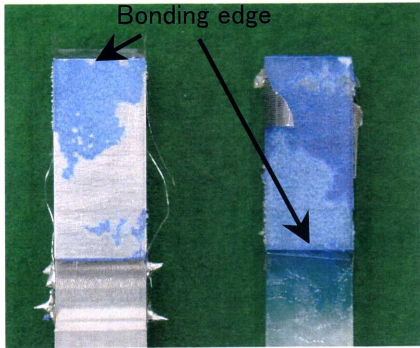
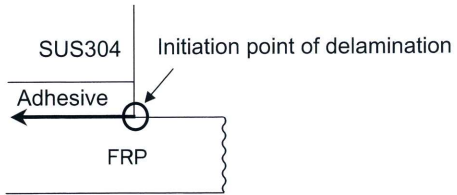


Fig. 3.9 Fracture surface of double lap adhesive joints when contact pressure of 4 MPa was applied.

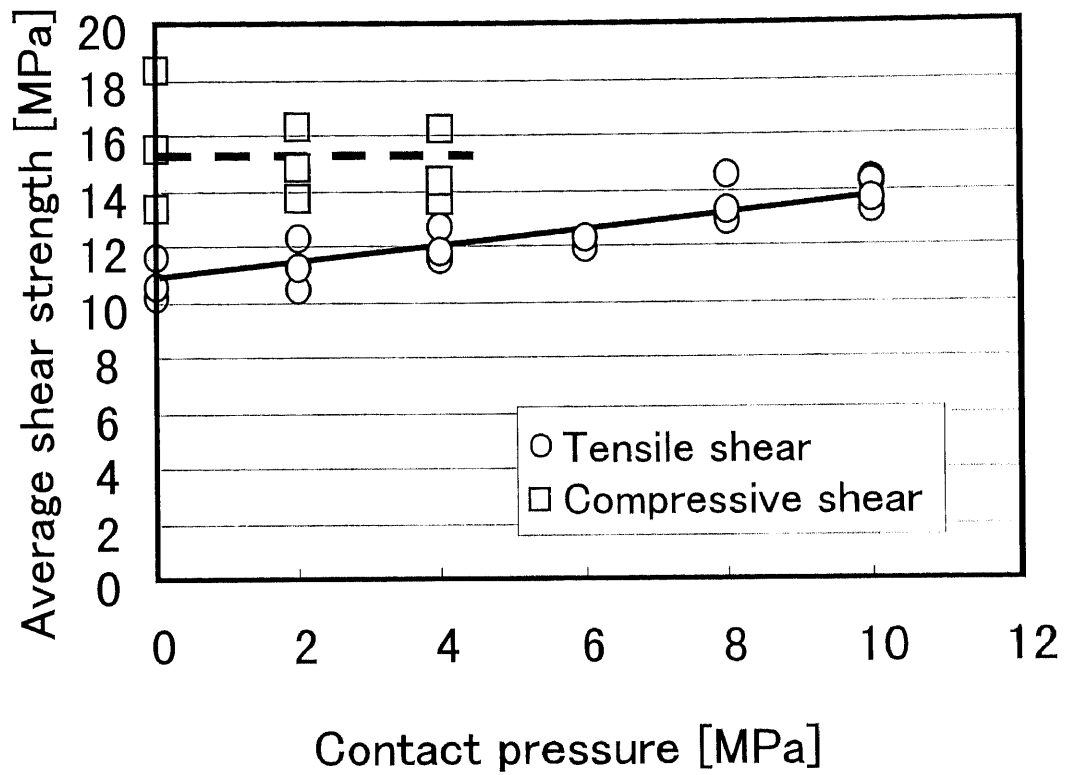


Fig. 3.10 Experimental results of double lap adhesive joints when contact pressure was applied.

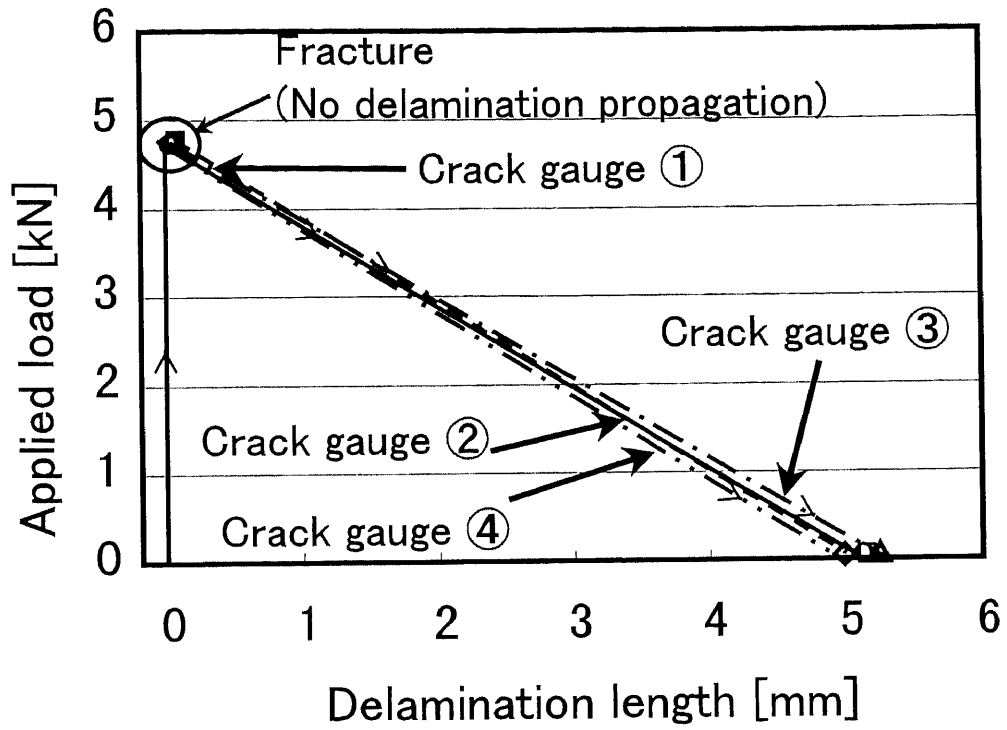


Fig. 3.11 Relationship between applied load of T-type joints and delamination length(lap length:30 mm).

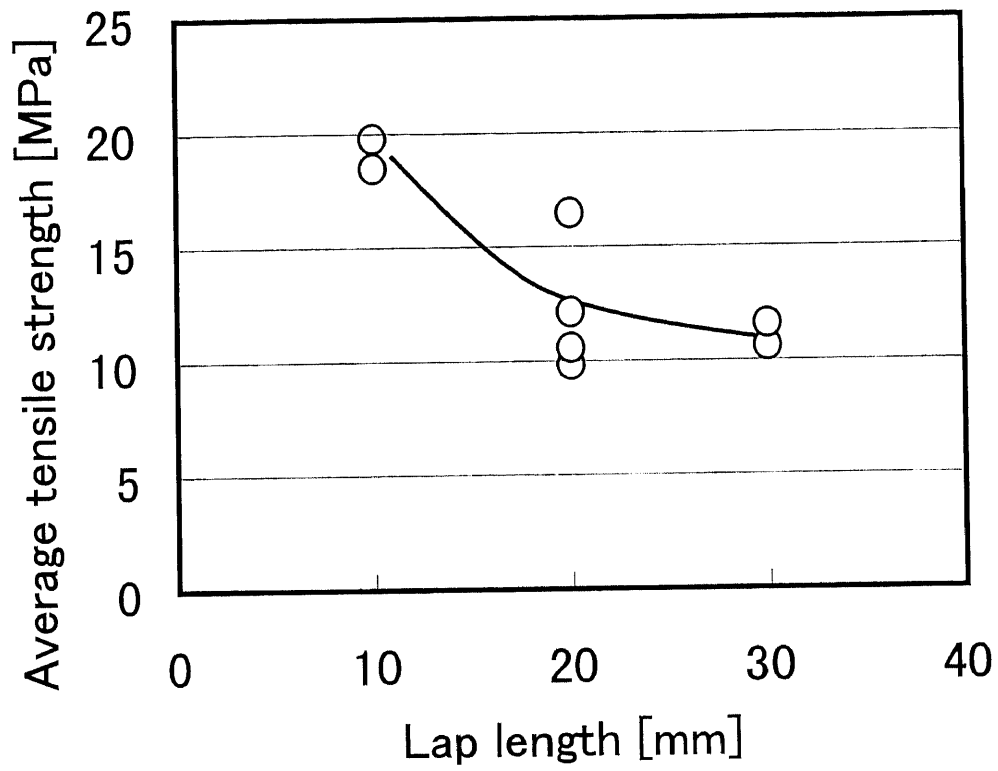
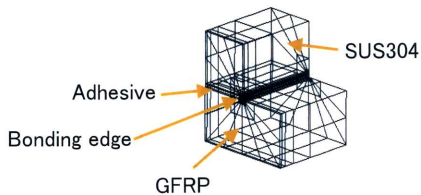
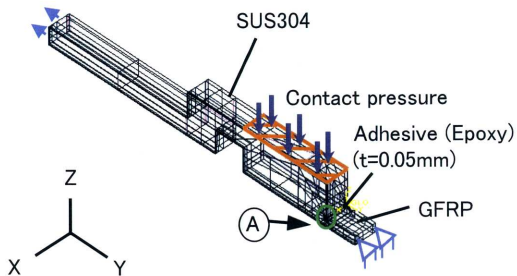


Fig. 3.12 Relationship between average tensile strength of T-type joints and lap length.

Delamination load(1/4)



Detail of part (A)

Fig. 3.13 FEM analysis model of double lap adhesive joints when contact pressure was applied.

Table 3.1 Mechanical properties of materials

GFRP (Uni direction, polyester resin)		
Young's modulus (MPa)	Poisson's ratio	Shearing modulus (MPa)
$E_x=4100$	$\nu_{xy}=0.031$	$G_{xy}=2280$
$E_y=42800$	$\nu_{yz}=0.32$	$G_{yz}=2280$
$E_z=4100$	$\nu_{zx}=0.3$	$G_{zx}=1580$
SUS304		
Young's modulus (MPa)	Poisson's ratio	Shearing modulus (MPa)
210000	0.3	81000
Adhesive (Epoxy resin)		
Young's modulus (MPa)	Poisson's ratio	Shearing modulus (MPa)
7600	0.3	2900



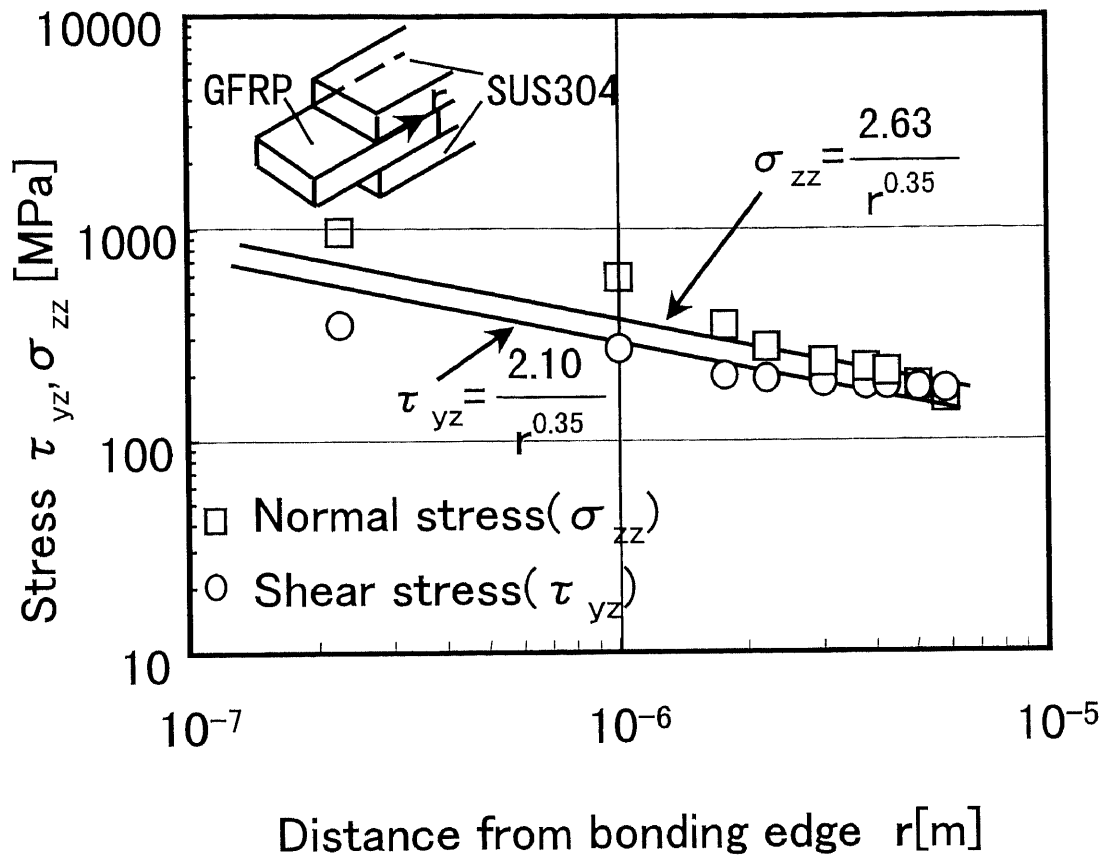


Fig. 3.14 Stress distributions near the bonding edge of double lap adhesive joints when contact pressure of 2 MPa was applied.

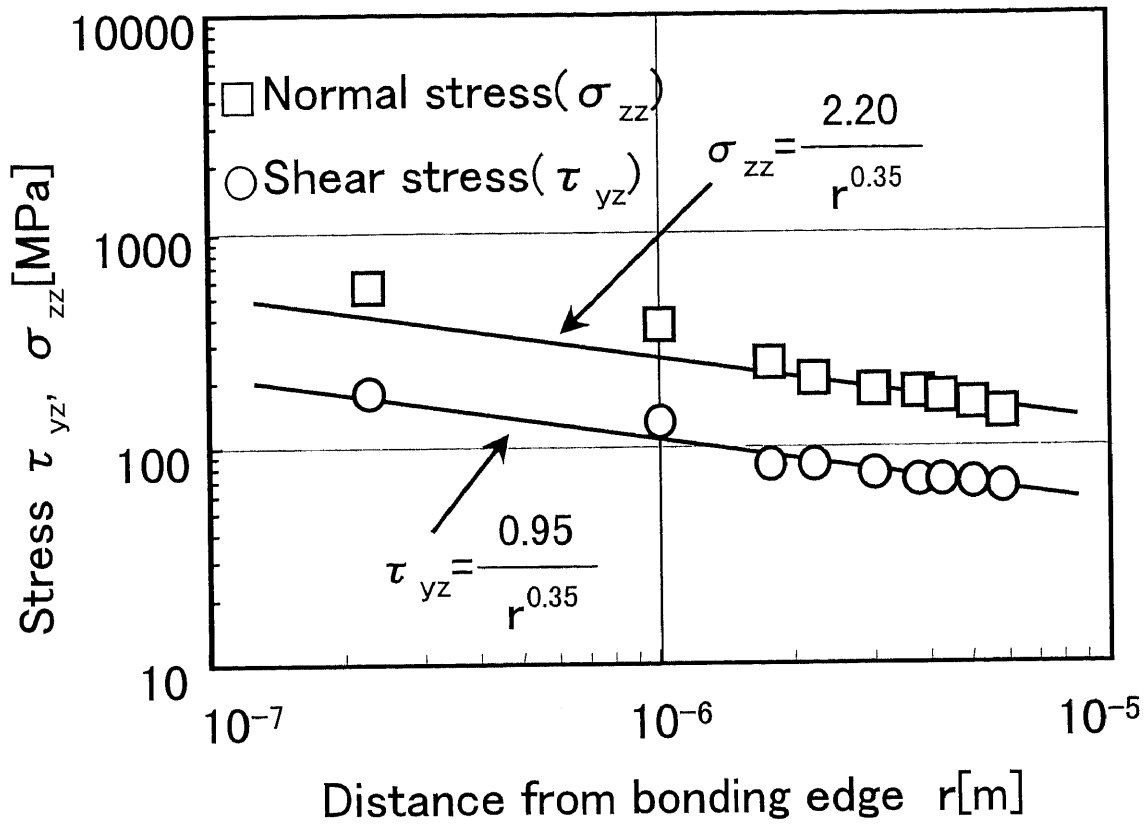


Fig. 3.15 Stress distributions near the bonding edge of T-type adhesive joints(lap length:30 mm).

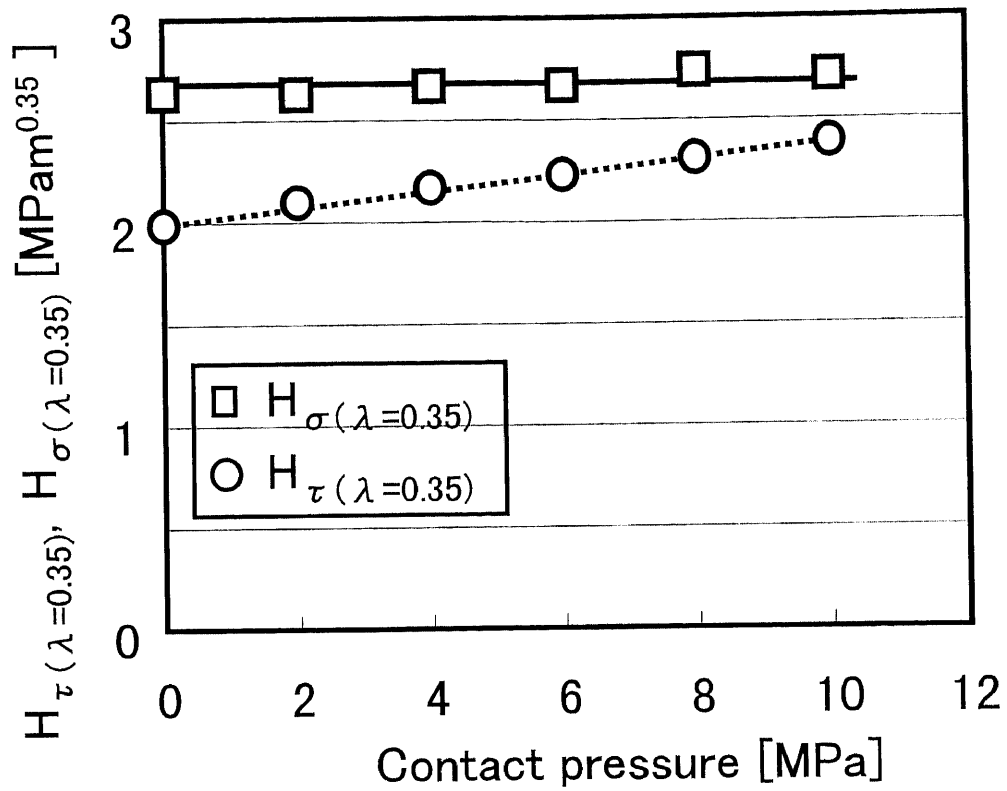


Fig. 3.16 Evaluation results of double lap adhesive joints under tensile shear stress using stress singularity parameters.

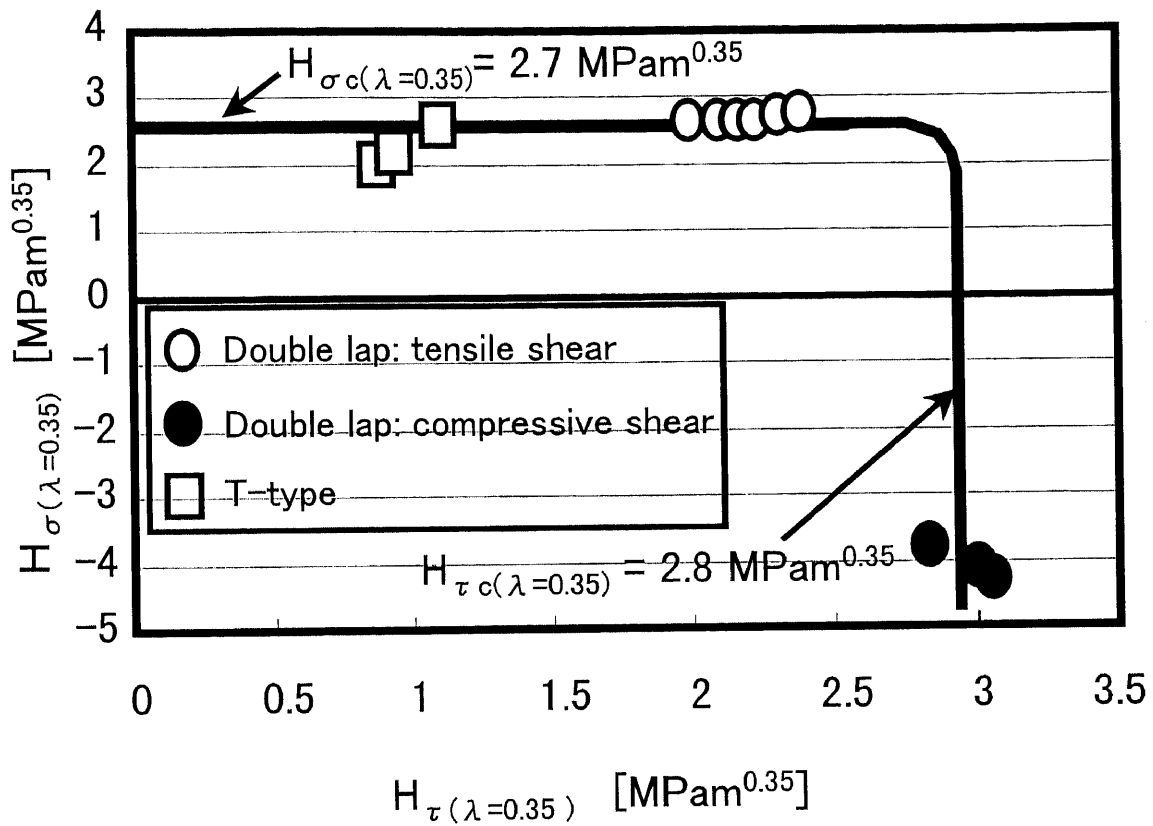


Fig. 3.17 Delamination assessment diagram of GFRP/SUS304 adhesive joints.

## 第四章

# FRP/金属接着継手の極低温下での 疲労強度評価

## 第 四 章 FRP/金属接着継手の極低温下での 疲労強度評価

### 4.1 緒 言

超電導を利用した機器として磁気浮上式鉄道などの開発が進められている。これら超電導機器の多くは極低温に冷却されて使われることから、断熱特性が優れ、かつ、十分な強度を有する FRP が多く使われる。これらの FRP は金属との結合が必要となるが、多くの場合は繊維を切断しない接着構造が採用される。この接着構造が冷却されると、FRP と金属との線膨張係数が異なるために、接着界面には熱応力が発生する。この熱応力下で繰返し外力が負荷される場合の疲労強度を評価することは機器全体の信頼性や寿命を評価する上で非常に重要である。

これまでに行われている FRP/金属接着継手の極低温下での強度評価に関する研究は非常に少ない<sup>(4,11)</sup>。そこで、本研究では発生する熱応力が異なる二重重ね合せ及び埋込みの 2 種類の接着継手を対象とし、3 次元応力解析、応力特異場解析及び疲労試験結果に基づいた極低温下での疲労強度評価法の提案を行なった結果について述べる。

### 4.2 応力解析および応力特異場解析

#### 4.2.1 解析方法

第二章で説明した接着端の応力特異場パラメータを、はく離進展中のはく離端にも同様に適用できると考え、本報では、接着端から発生したはく離進展挙動を式(2.1)の応力特異場パラメータで評価するとともに、その進展挙動から疲労強度を評価することを試みた。

図 4.1 に  $Al_2O_3$ FRP (アルミナ繊維強化エポキシ樹脂)/SUS304 接着継手を示す。(a) は二重重ね合せ継手、(b) は埋込み継手である。応力解析は継手の対称性を考慮して 1/4 モデルで行い、FRP の機械的特性の異方性も考慮した。接着剤はエポキシ系接着剤で、接着層厚さは 0.05mm である。この二重重ね合わせ継手の要素分割を図 4.2 に示す。

要素分割は、はく離端近傍を細かく分割し、最小要素寸法は 0.002mm とした。熱負荷は 300K から液体窒素温度の 77K に冷却して与えた。外力負荷ははく離のない状態で接着面の平均せん断応力が 2.9MPa となるように引張せん断荷重を与えた。

はく離進展速度を評価するに当っては、FRP と接着層界面にはく離を生じた場合の応力解析を行なった。はく離長さは 1mm, 5mm, 10mm, 15mm, 20mm とした。はく離端応力特異場の特異性の指数  $\lambda$  は 0.5 とし、それぞれの FEM 応力解析結果を式 (2.1) により最小自乗近似して応力特異場の強さ  $H$  を求めた。解析に用いた材料定数を表 4.1 に示す。埋込み継手は FRP を SUS304 に 3 次元的に埋込んだ形状（両サイドにも接着面あり）であり、二重重ね合せ継手と同じ条件で応力解析を行った。

#### 4.2.2 解析結果

二重重ね合せ継手の外力負荷におけるはく離端近傍（はく離長さ 5mm）の FRP と接着剤の界面の垂直応力分布の解析結果を図 4.3 に示す。はく離端部の応力分布は式 (2.1) の如く 2 つの特異場パラメータで表されることが分かる。また、中央部（A 断面）よりコーナー部（B 断面）のほうが応力は高い。埋込み継手も二重重ね合せ継手と同様に、中央部よりコーナー部の方が応力は高い。

このようにして求めた B 断面の垂直応力の特異場の強さ  $H_{\sigma} (\lambda=0.5)$  のはく離長さ  $a$  による変化を図 4.4 に示す。二重重ね合せ継手の垂直応力の特異場の強さ  $H_{\sigma} (\lambda=0.5)$  ははく離長さ  $a$  とともに単調に大きくなるが、埋込み継手の垂直応力の特異場の強さ  $H_{\sigma} (\lambda=0.5)$  は、はく離長さ  $a$  の増加とともに 5mm まではわずかに低下し、その後はほぼ一定になることが分かる。従って、疲労強度は、二重重ね合せ継手でははく離の進展開始、埋込み継手でははく離の停留により決まるものと考えられる。

次に、二重重ね合せ継手、埋込み継手ともにはく離長さが 5mm のときの熱負荷応力解析を行なった。二重重ね合せ継手の熱負荷応力解

析結果を図 4.5, 埋込み継手の熱負荷応力解析結果を図 4.6 に示す。埋込み継手は二重重ね合せ継手の 2.6 倍の垂直熱応力が発生していることが分かる。

#### 4.3 FRP/金属接着継手の室温および液体窒素温度での疲労強度

##### 4.3.1 疲労試験方法

接着継手試験片の被着体には  $Al_2O_3$ FRP と SUS304 を用い、接着剤には 2 液混合形のエポキシ系接着剤を用いた。二重重ね合せ継手試験片の接着作業の前に、 $Al_2O_3$ FRP と SUS304 の接着面をエメリーペーパーで研磨した後、アセトンで洗浄した。その後、接着剤を塗布し、両被着体を接着した。接着面からはみ出した接着剤をカッターできれいに取り除いた後、接着面を加圧した状態で恒温槽内で  $66^{\circ}C$ , 2 時間の加熱硬化処理を行なった。埋込み継手試験片は二重重ね合せ継手と同様に両被着体を接着後、M5 のボルト 6 本で締結した。その後、接着面からはみ出した接着剤をカッターできれいに取り除き、二重重ね合せ継手と同じ条件で加熱硬化処理を行なった。

疲労試験は室温及び液体窒素温度で引張せん断の片振り正弦波荷重を周波数 5Hz で与えて行なった。

##### 4.3.2 疲労試験結果

2 種類の継手の疲労試験結果を図 4.7 に示す。ここで、せん断応力振幅  $\tau_a$  は荷重振幅を全接着面積で除した値である。図より室温での疲労強度は二重重ね合せ継手より埋込み継手のほうが高いことが分かる。これは応力解析結果で説明したように、二重重ね合せ継手の垂直応力の特異場の強さははく離長さとともに増大するが、埋込み継手の垂直応力の特異場の強さははく離長さが大きくなってもほぼ一定であるので、高サイクル領域での疲労強度に差がでたものと考えられる。

次に、二重重ね合せ継手を用いて、はく離進展挙動の観察を行なった。はく離長さの測定は接着端近傍にクラックゲージを貼付し、各繰



返し数ではなく離長さ  $a$  を測定した。測定結果の 1 例を図 4.8 に示す。図 4.8 は応力振幅  $\tau_a = 3\text{MPa}$  で試験を行なった結果である。はく離進展挙動のデータからはく離進展速度  $da/dN$  と接着面の垂直応力の特異場の強さ範囲  $\Delta H_{\sigma(\lambda=0.5)}$  の関係を求めた。種々の応力振幅で行なった結果を全てあわせた結果を図 4.9 に示す。 $da/dN$  と  $\Delta H_{\sigma(\lambda=0.5)}$  の関係は  $0.11 < \Delta H_{\sigma(\lambda=0.5)} < 0.26 \text{MPa}\sqrt{m}$  の間で両対数でほぼ一本の直線で表され、 $da/dN$  は  $\Delta H_{\sigma(\lambda=0.5)}$  により次式のように表すことができる。

$$\frac{da}{dN} = 0.36(\Delta H_{\sigma(\lambda=0.5)})^{8.5} \quad (4 \cdot 1)$$

この二重重ね合せ継手より求めたはく離進展限界での応力特異場の強さ範囲  $\Delta H_{\sigma_{lh}(\lambda=0.5)}$  と図 4.4 に示した埋込み継手の応力特異場の強さより埋込み継手の疲労限を推定する。図 4.9 より二重重ね合せ継手の  $\Delta H_{\sigma_{lh}(\lambda=0.5)} = 0.11 \text{MPa}\sqrt{m}$  であり、 $\tau_w = 2.9\text{MPa}$  のときの埋込み継手の垂直応力の特異場の強さは図 4.4 より  $H_{\sigma(\lambda=0.5)} = 0.045 \text{MPa}\sqrt{m}$  であるので、埋込み継手の疲労限  $\tau_w$  は  $0.11/0.045 \times 2.9/2 = 3.5 \text{MPa}$  となる。このようにして求めた埋込み継手の疲労限は図 4.7 に示した埋込み継手の疲労試験結果の  $\tau_w = 3.7\text{MPa}$  とよく一致することが分かる。

#### 4.3.3 液体窒素温度での疲労強度評価

図 4.7 に示したように、埋込み継手の液体窒素温度での疲労強度は室温での疲労強度とほぼ同じであるのに対し、二重重ね合せ継手の液体窒素温度での疲労強度は室温での疲労強度より高いことが分かる。これは極低温での熱応力発生による疲労強度低下と接着剤自体の極低温下での強度向上の複合効果によるものと考えられる。

これらの原因を図 4.10 と図 4.11 で説明する。図 4.10 は室温及び極低温での接着継手の疲労限を熱負荷を考慮した垂直応力の特異場の強さを用いて整理したものである。埋込み継手は極低温では疲労限の垂直応力の特異場の強さ範囲  $\Delta H_{\sigma_{lh}(\lambda=0.5)}$  の 13 倍に相当する熱

負荷が発生するが、二重重ね合せ継手では $\Delta H_{\sigma_{th}(\lambda=0.5)}$ の4倍に相当する熱負荷しか極低温では発生しない。そのために二重重ね合せ継手の極低温強度は、接着剤自体の極低温での強度向上が支配的に表われ、埋込み継手ではこの接着剤自体の極低温での強度向上と熱応力による強度低下が相殺していると考えられる。

これらの定量的評価を図 4.11 に示す。図は熱負荷による平均の垂直応力特異場の強さ  $H_{\sigma_m(\lambda=0.5)}$  と、はく離進展限界での垂直応力の特異場の強さ範囲  $\Delta H_{\sigma_{th}(\lambda=0.5)}$  の関係を示したものである。極低温では埋込み継手は二重重ね合せ継手の 2.6 倍の熱負荷による平均応力特異場の強さ  $H_{\sigma_m(\lambda=0.5)}$  が発生し、 $H_{\sigma_m(\lambda=0.5)}$  が高いほど疲労強度が低下することが分かる。この図により、極低温での接着強度を熱応力による強度低下と強度そのものの温度依存性に分けて評価することができる。例えば、熱負荷がない純粋な片振り外力負荷下の極低温での はく離進展限界応力特異場の強さ範囲  $\Delta H_{\sigma_{th}(\lambda=0.5)}$  は  $0.18 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  と推定でき、室温での  $\Delta H_{\sigma_{th}(\lambda=0.5)} = 0.11 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$  の 1.6 倍になることが分かる。

以上をまとめると、FRP/金属接着継手の極低温下での疲労強度評価法は次のようになる。接着継手を極低温に冷却したときに発生する熱負荷による接着界面の垂直応力の特異場の強さを求める。この熱負荷による応力特異場の強さと疲労限での応力特異場の強さ範囲との関係を図 4.11 のようにまとめることにより、熱応力を分離した極低温での接着疲労強度を求めることができる。

#### 4.4 結 言

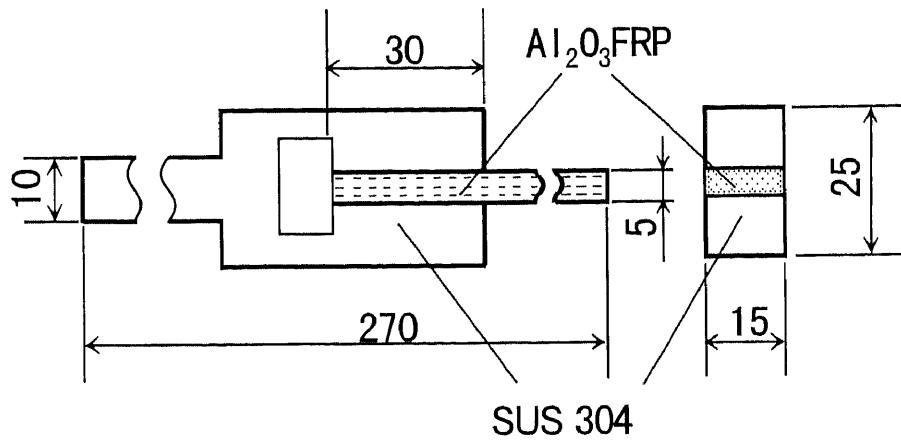
2 種類の  $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{FRP}/\text{SUS304}$  接着継手（二重重ね合せ継手、埋込み継手）の応力解析、応力特異場解析、疲労試験を行ない、以下の結論を得た。

1) 二重重ね合せ継手のはく離進展結果からはく離進展速度と垂直応力の特異場の強さ範囲の関係を求め、この結果から埋込み継手の室温での疲労限を予測した結果は実験結果とよく一致した。

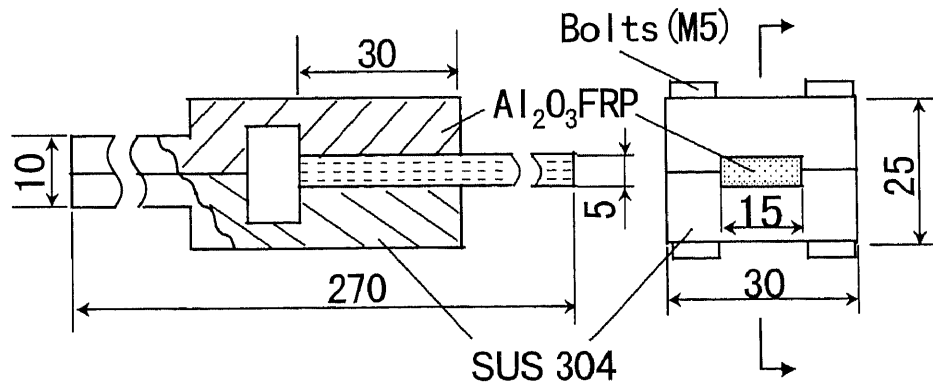
2) 接着界面の垂直応力の特異場の強さにより，極低温での接着継手の疲労強度を，熱応力による強度低下と強度そのものの温度依存性に分離して評価可能であることが分かった。

<参考文献>

4. 1) 森孝男，于強，竹花莊治，白鳥正樹，  
日本機械学会論文集，56, 523A (1990) pp. 437



(a) Double lap joint



(b) Embedded joint

Fig. 4.1 Shape and sizes of double lap joint and embedded joint.

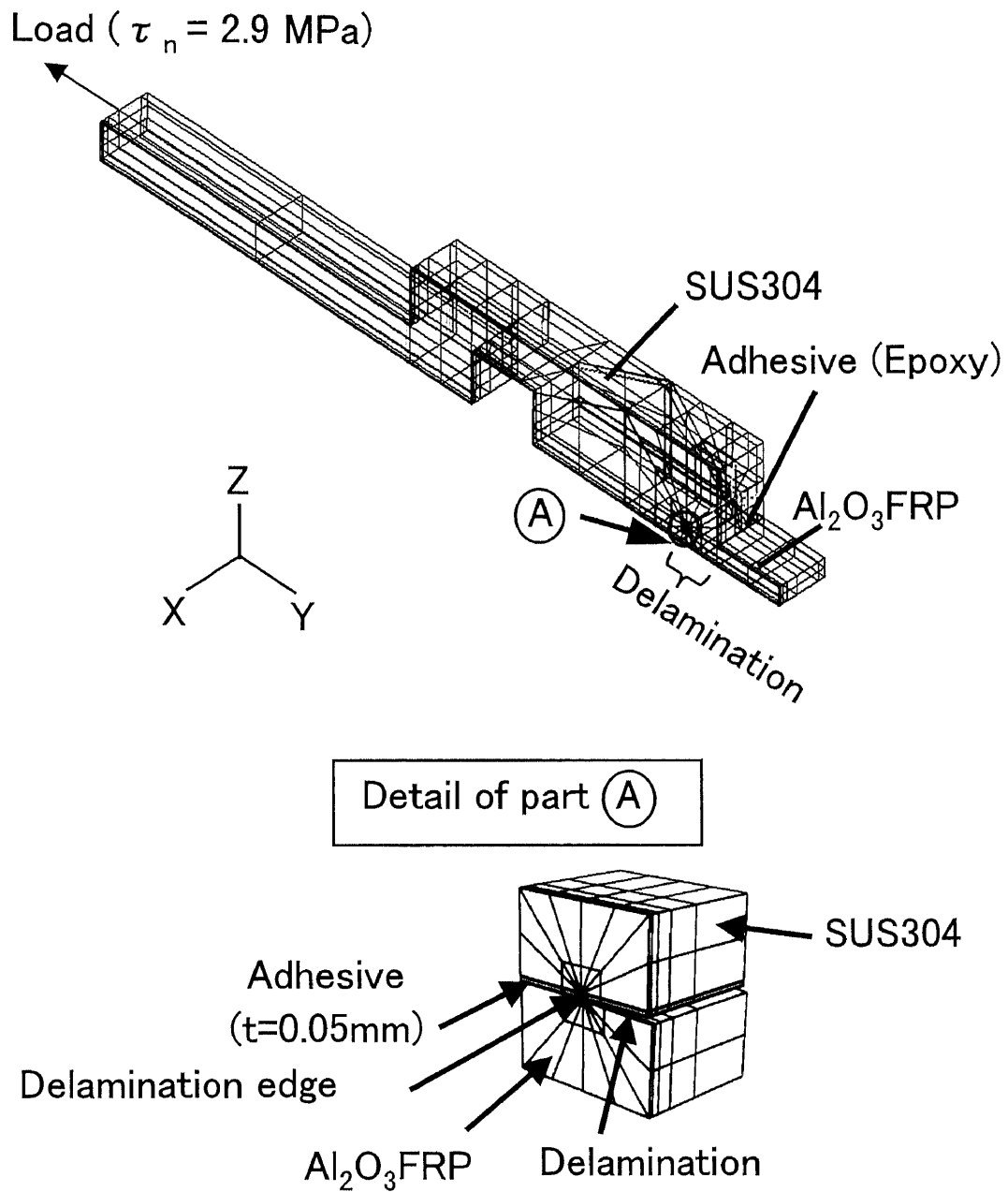


Fig. 4.2 Finite element mesh of double lap joint  
(delamination length : 5 mm).

Table 4.1 Mechanical properties of materials

Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> FRP			
Young's modulus [MPa]	Poisson's ratio	Shearing modulus [MPa]	Thermal expansion coefficient [1/°C]
E <sub>x</sub> =33000	$\nu_{yx}$ =0.16	G <sub>yx</sub> =17000	$\alpha_x = 24 \times 10^{-6}$
E <sub>y</sub> =67000	$\nu_{yz}$ =0.13	G <sub>yz</sub> =16000	$\alpha_y = 5 \times 10^{-6}$
E <sub>z</sub> =30000	$\nu_{xz}$ =0.29	G <sub>xz</sub> =12000	$\alpha_z = 39 \times 10^{-6}$
SUS304			
Young's modulus [MPa]	Poisson's ratio	Shearing modulus [MPa]	Thermal expansion coefficient [1/°C]
210000	0.3	81000	$12 \times 10^{-6}$
Adhesive			
Young's modulus [MPa]	Poisson's ratio	Shearing modulus [MPa]	Thermal expansion coefficient [1/°C]
7600	0.3	2900	$29 \times 10^{-6}$

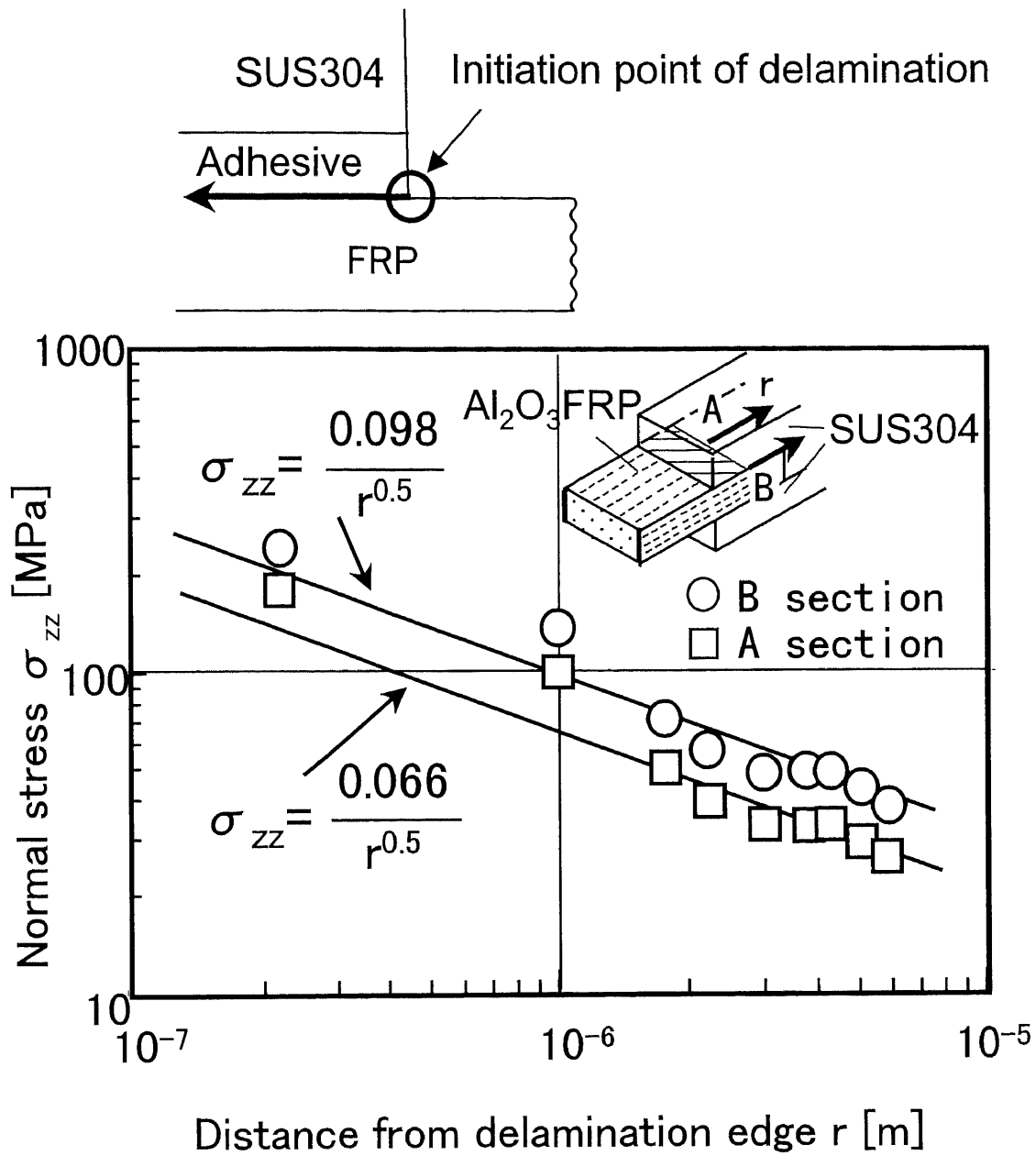


Fig. 4.3 Stress distribution near delamination edge of double lap joint under mechanical loadings (delamination length : 5 mm).

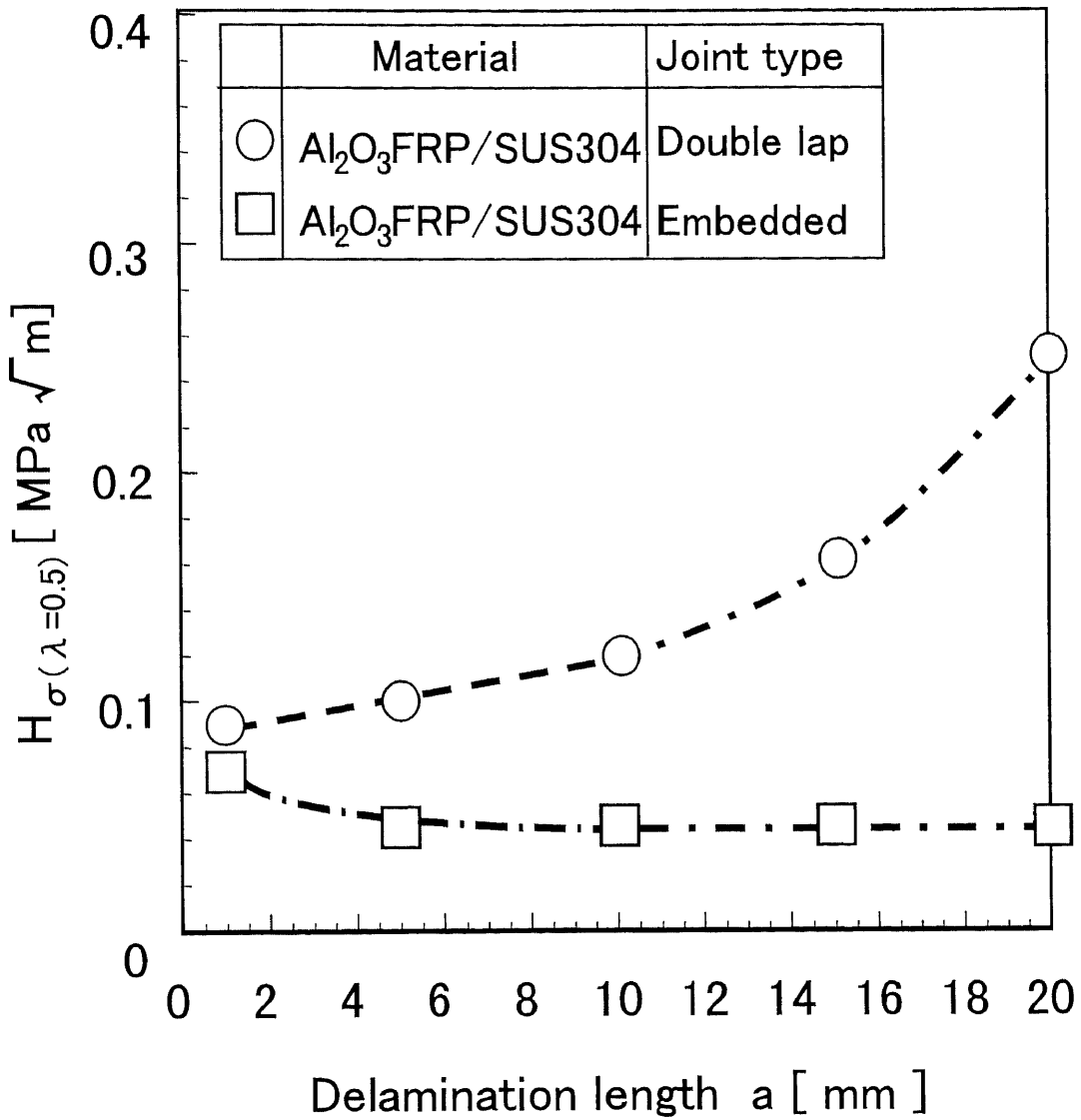


Fig. 4.4 Relationship between intensity of stress singularity and delamination length ( $\tau_n = 2.9$  MPa).



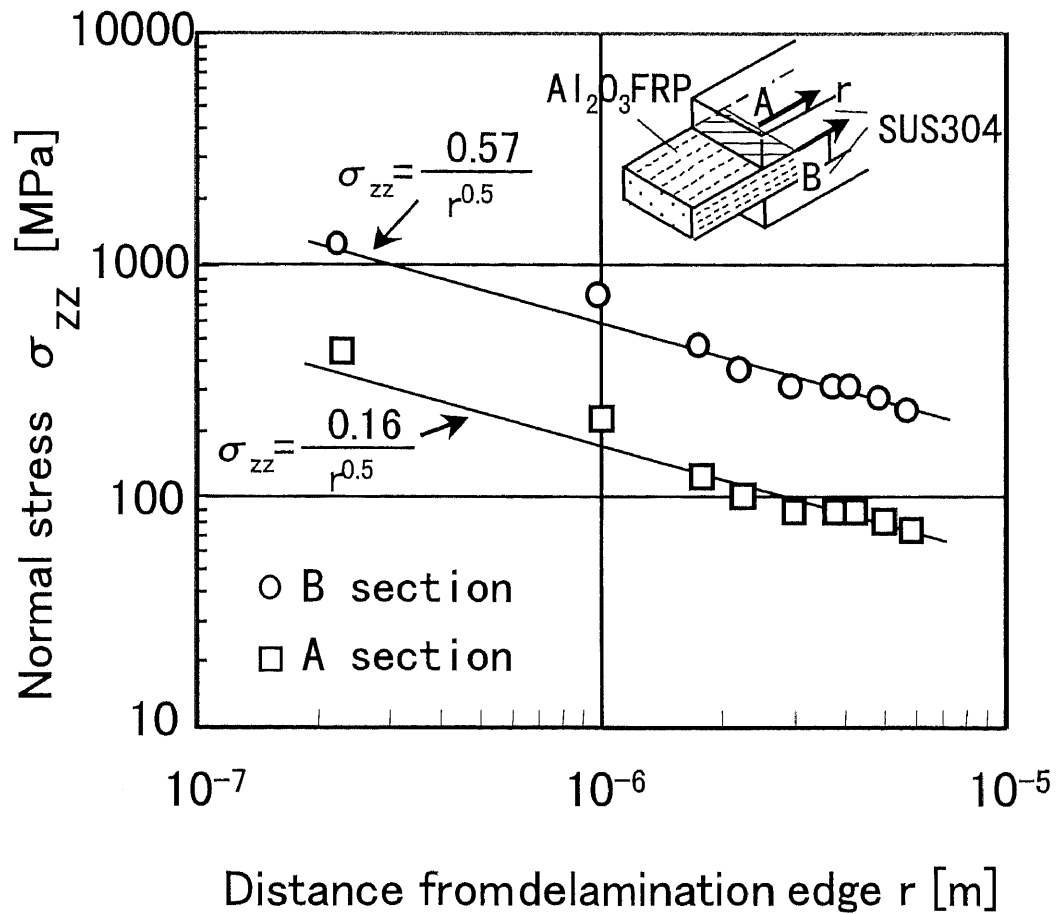


Fig. 4.5 Stress distributions near delamination edge of double lap joint under thermal loading (delamination length 5 mm).

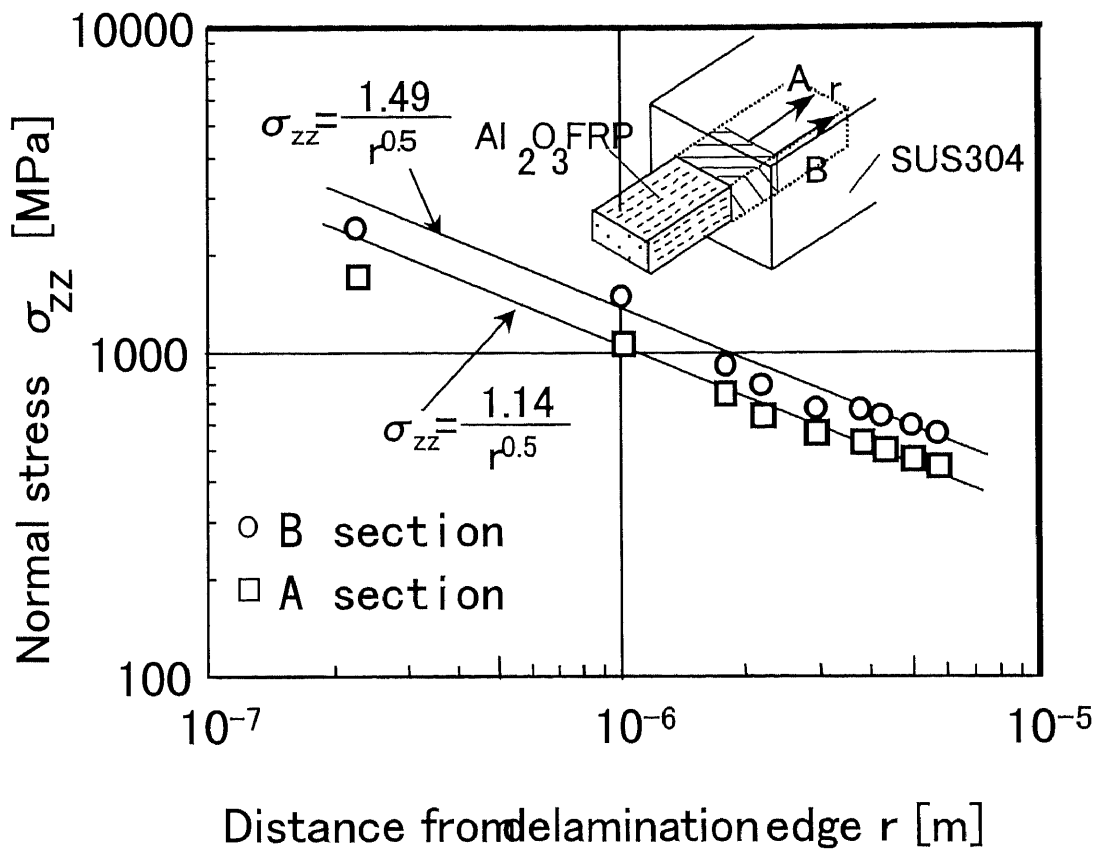


Fig. 4.6 Stress distributions near delamination edge of embedded joint under thermal loading (delamination length 5 mm).

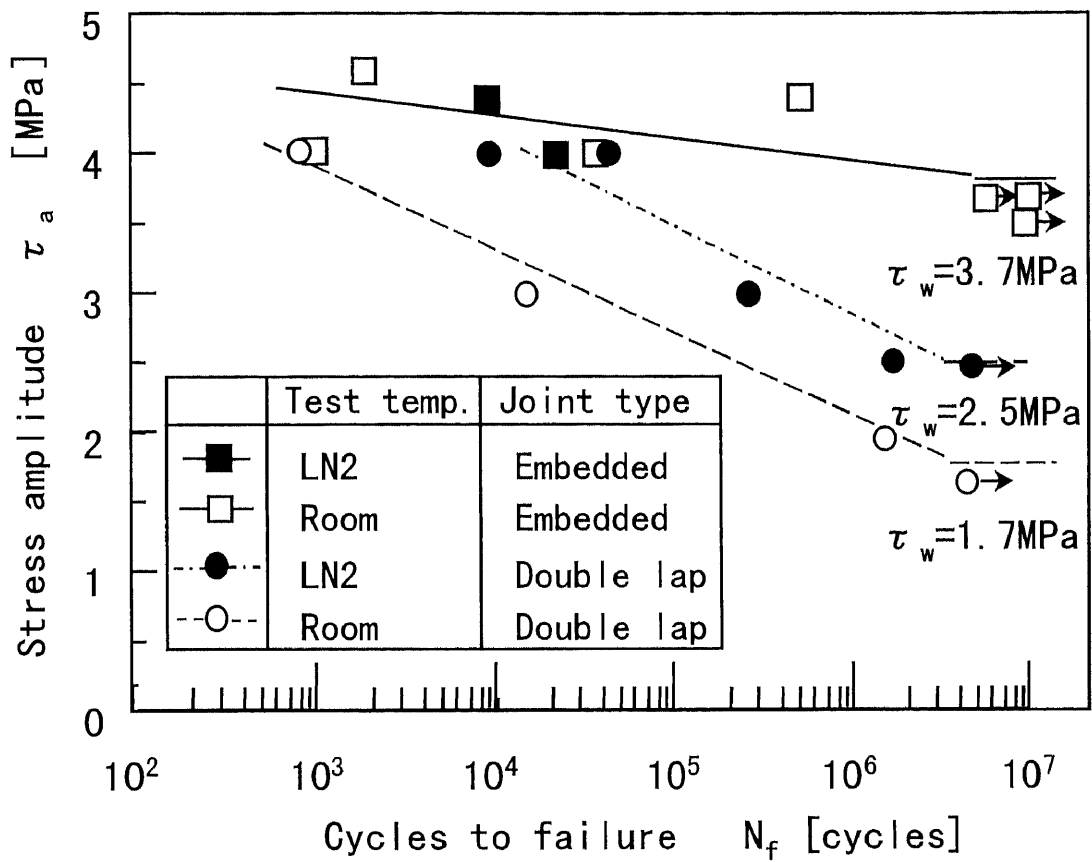


Fig. 4.7 Fatigue tests results of adhesive joints ( $R = 0$ ).

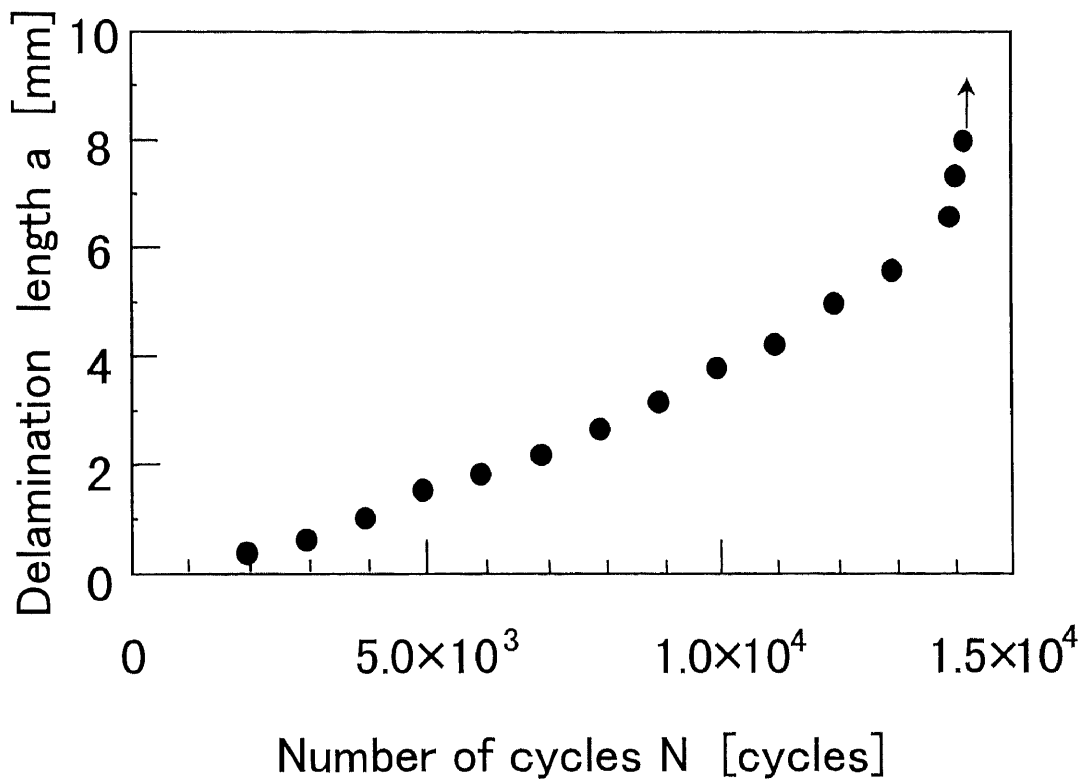
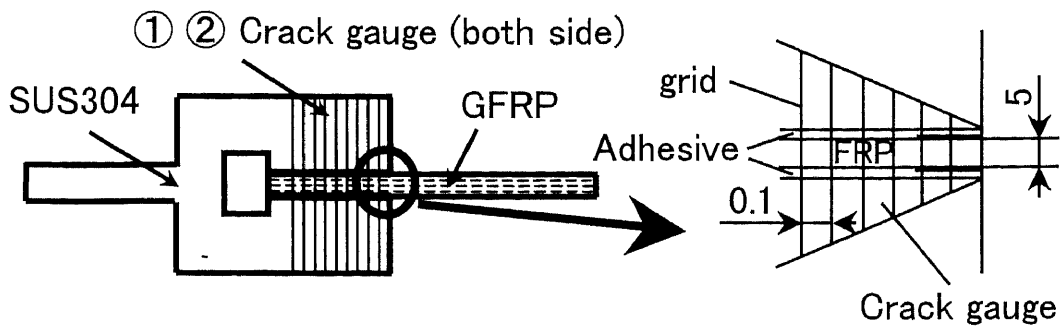


Fig. 4.8 Relation between delamination length and number of cycles (double lap joint,  $\tau a = 3$  MPa).

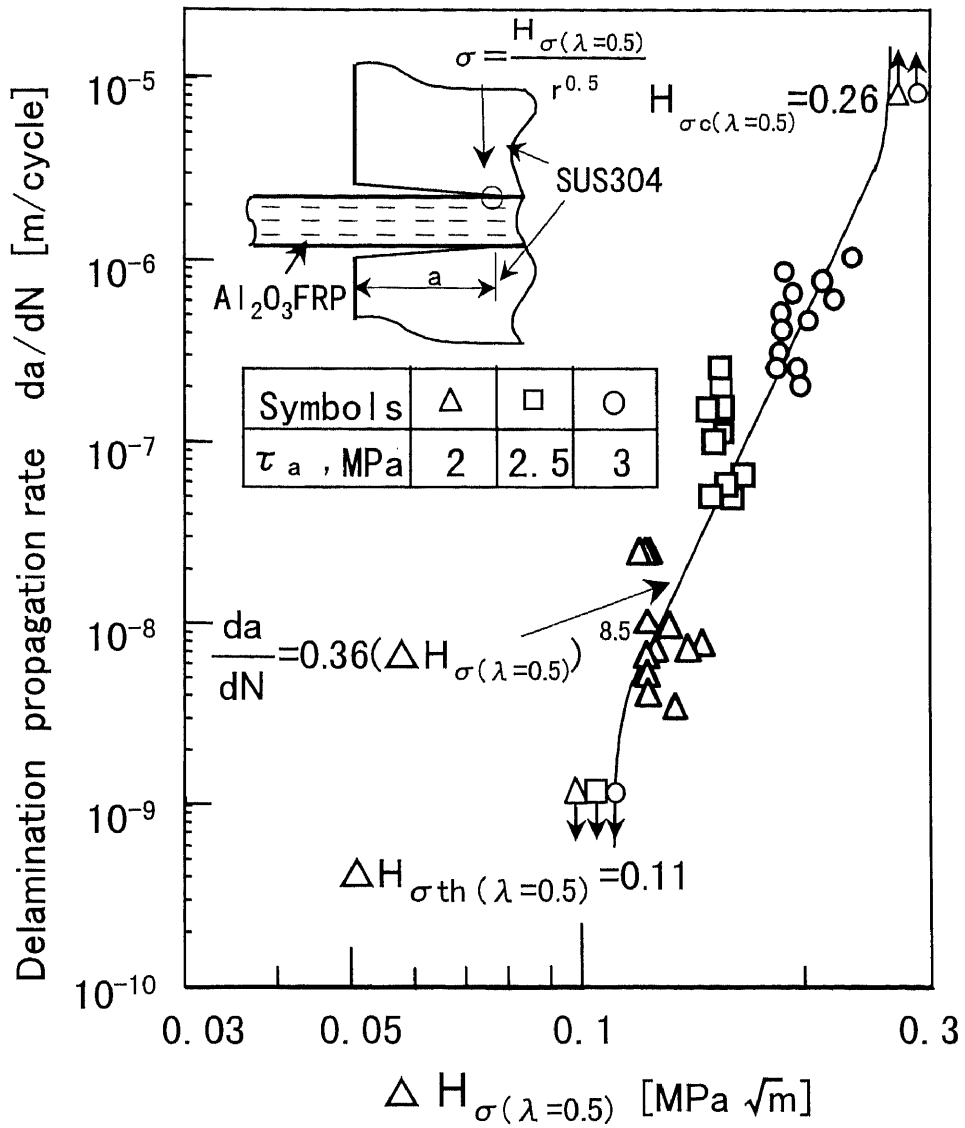
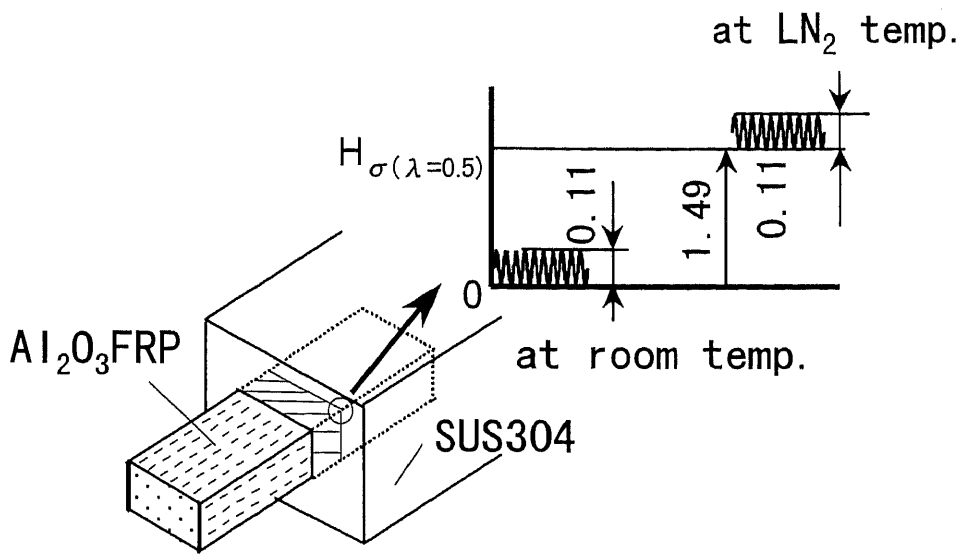
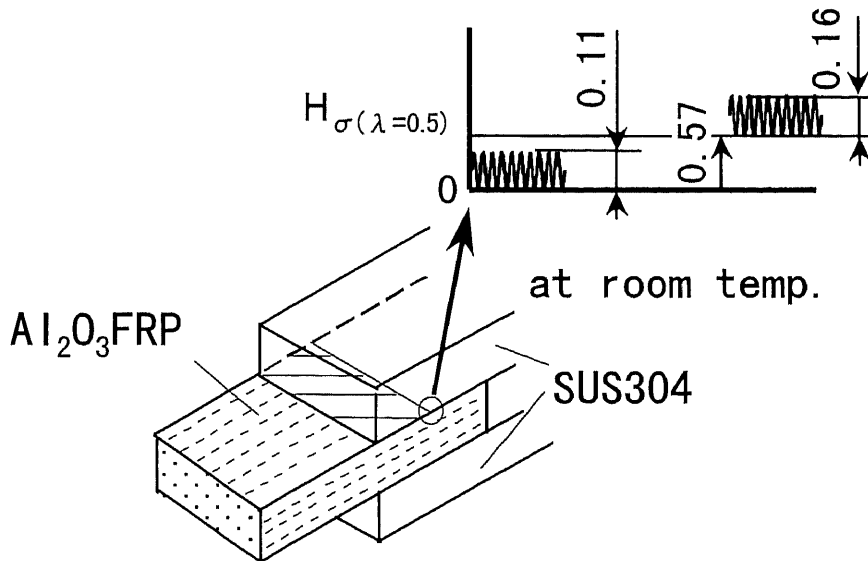


Fig. 4.9 Relation between delamination propagation rate and range of stress singularity  $\Delta H_{\sigma(\lambda=0.5)}$  ( $R = 0$ , at room temp.).



(a) Embedded joint at  $\text{LN}_2$  temp.



(b) Double lap joint

Fig. 4.10 Fatigue strength evaluation using stress singularity parameter.

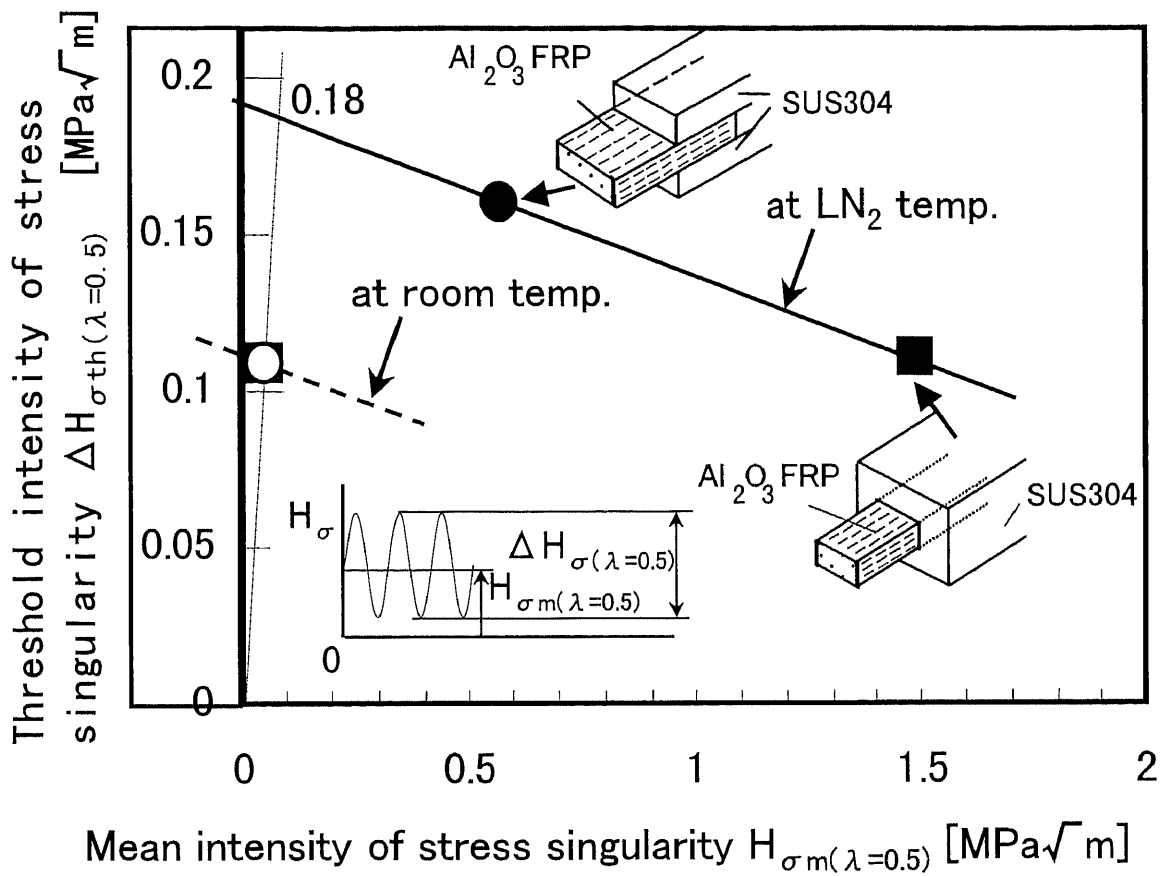


Fig. 4.11 Thermal stress effect on fatigue strength.

## 第五章

# 接着端部をガラスマットで補強した FRP/金属接着継手の強度評価



## 第 五 章 接着端部をガラスマットで補強した FRP/金属接着継手の強度評価

### 5.1 緒 言

GFRP/SUS304 接着構造をポンプ部品等の産業機器に用いるためには、接着端部の応力集中に起因するはく離強度を評価する必要がある。このはく離強度は接着端部の応力特異性に着目した応力特異場パラメータにより評価できることを第三章で説明した。しかし、実構造物では高信頼であると同時に、高強度であることが要求される。そのためには接着端部の応力集中を何らかの方法で低減する必要がある。その方法の一つとして、接着端に形成されるフィレットにより応力集中を低減する方法<sup>(5.1)~(5.6)</sup>が提案されている。しかし、フィレットの形状と大きさを制御することは非常に難しい。そこで、接着端部の角度を 30 度とし、接着端をガラスマットで補強する方法を検討した。本章では引張りせん断負荷を受けるテーパ継手と引張り負荷を受ける T 字型継手を用いて、接着端部をガラスマットで覆って補強したときの強度向上効果と、ガラスマットで補強した接着継手の強度評価技術について検討した。

### 5.2 接着端部をガラスマットで補強した接着継手の応力解析および 応力特異場解析

#### 5.2.1 解析方法

第二章で説明した接着端の応力特異場パラメータを、ガラスマットで補強した接着端にも同様に適用できると考え、本章では、ガラスマットで補強した接着継手の強度を式(2.1)の応力特異場パラメータで評価することを試みた。

本章で研究対象とした GFRP/SUS304 接着継手の形状と寸法を図 5.1 から 5.3 に示す。テーパ継手を図 5.1 (a)、ガラスマットで補強したテーパ継手を図 5.1 (b) に示す。これらの継手には引張りせん断荷重を与えた。次に、T 字型継手を図 5.2 (a)、ガラスマットで補強し

た T 字型継手を図 5.2 (b) に示す。図 5.2 (a) のタイプで接着長さが 30mm の継手を T-type-(30), 接着長さが 90mm の継手を T-type-(90) と表記する。また, 図 5.2 (b) のタイプで接着長さが 30mm の継手を T-type reinforced with glass mat-(30), 接着長さが 90mm の継手を T-type reinforced with glass mat-(90) と表記する。次に, 図 5.2 のタイプの接着継手において, GFRP の裏面に SUS304 を接着した継手を図 5.3 に示す。GFRP の変形を小さくした影響を調査するために図 5.3 の継手を用いた。図 5.3 (a) のタイプで接着長さが 30mm の継手を T-type-SUS-(30), 接着長さが 90mm の継手を T-type-SUS-(90) と表記する。また, 図 5.3 (b) のタイプで接着長さが 30mm の継手を T-type-SUS reinforced with glass mat-(30), 接着長さが 90mm の継手を T-type-SUS reinforced with glass mat-(90) と表記する。

ガラスマットで接着端を補強したテーパ継手の応力解析モデルを図 5.4 に示す。継手の対称性から, 応力解析は 1/2 で行った。GFRP は第三章で用いた一方向強化積層構成とし, 応力解析では GFRP の機械的異方性を考慮した。接着剤はエポキシ系接着剤とし, 接着層厚さは 0.05mm とした。SUS304 の接着端の角度は 30 度とした。接着端を補強したガラスマットの積層数は 3 層とし, 平均厚さは 0.55mm である。応力特異場パラメータを求めるために接着端近傍を細かく分割し, 最小要素寸法は 0.002mm とした。テーパ継手とガラスマットで補強したテーパ継手において, 引張りせん断荷重は荷重を全接着面積で除した平均せん断応力が 0.5MPa となるように SUS304 に与えた。同様に, T-type, T-type-SUS, T-type reinforced with glass mat, T-type-SUS reinforced with glass mat に対しても, 荷重を全接着面積で除した平均垂直応力が 0.5MPa となるように, SUS304 に引張り荷重を与えた。

FEM 応力解析結果を式(2.1)にベストフィットさせることにより, 応力特異場の強さを求めた。応力解析に用いた材料定数を表 5.1 に示す。

## 5.2.2 解析結果

ガラスマットで補強したテーパ継手の応力解析結果を図 5.5 に示す。図 5.5 は SUS304 と接着剤界面の接着端近傍のせん断応力分布である。ガラスマットで補強したテーパ継手に対しても、接着端近傍の応力分布は式 (2.1) で表されることが分かる。接着継手の中央断面 (A 断面) よりコーナー部 (B 断面) の方が応力は少し高い。

同様に、ガラスマットで補強したテーパ継手の SUS304 と接着剤界面の接着端近傍の垂直応力分布を図 5.6 に示す。垂直応力に対しても、接着端近傍の応力分布は式 (2.1) で表され、中央断面 (A 断面) よりコーナー部 (B 断面) の方が応力は高い。

次に、テーパ継手の GFRP と接着剤界面の接着端近傍のせん断応力と垂直応力分布を図 5.7 に示す。接着端近傍の応力分布は式 (2.1) で表されることが分かる。ガラスマットで接着端を補強することにより、せん断応力は 46%減少し、垂直応力は 28%減少する。

次に、T-type-(30) と T-type reinforced with glass mat-(30) の応力解析結果を図 5.8 と図 5.9 に示す。接着端をガラスマットで補強することにより、せん断応力は 59%減少し、垂直応力は 47%減少する。

次に、T-type-SUS-(30) と T-type-SUS reinforced with glass mat-(30) の応力解析結果を図 5.10 と図 5.11 に示す。ガラスマットで接着端を補強することにより、せん断応力は 56%減少し、垂直応力は 37%減少する。

また、図 5.8 と図 5.10, 図 5.9 と図 5.11 の応力分布を比較することにより、SUS304 を GFRP の裏面に接着すると応力特異場の強さが小さくなるので、接着継手の強度は向上することが分かる。

次に、T-type-(90) と T-type reinforced with glass mat-(90) の応力解析結果を図 5.12 と図 5.13 に示す。接着端を GFRP で補強することにより、せん断応力は 58%減少し、垂直応力は 46%減少する。

次に、T-type-SUS-(90) と T-type-SUS reinforced with glass mat-(90) の応力解析結果を図 5.14 と図 5.15 に示す。接着端をガラ

スマットで補強することにより、せん断応力は 52%減少し、垂直応力は 35%減少する。また、図 5.12 と図 5.14, 図 5.13 と図 5.15 を比較することにより、SUS304 を GFRP の裏面に接着することにより、接着継手の強度は向上することが分かる。

### 5.3 接着端部をガラスマットで補強した接着継手の強度向上

#### 5.3.1 接着継手の製作方法

被着体は GFRP と SUS304 とし、接着剤は二液混合型のエポキシ系接着剤を用いた。接着作業の前に、GFRP と SUS304 の接着面をエメリペーパーで磨き、アセトンで洗浄した。乾燥後、接着面に接着剤を塗布し、両被着体を接着した。その後、接着面からはみ出した接着剤をカッターできれいに取り除いた後、接着面を加圧した状態で恒温槽内で 66℃、2 時間の加熱硬化処理を行った。接着端を補強するために、ガラスマットをポリエステル樹脂を用いて、接着端に室温で接着した。ガラスマットの積層数は 3 層とした。

#### 5.3.2 試験方法

試験は室温で行い、クロスヘッド変位速度は 0.00055mm/sec の一定速度で行った。荷重とクロスヘッド変位の関係を測定し、試験中は接着継手の破壊状況を観察した。

#### 5.3.3 試験結果

テーパ継手と接着端をガラスマットで補強したテーパ継手の荷重とクロスヘッド変位の関係を図 5.16 に示す。テーパ継手の荷重とクロスヘッド変位の関係は最大荷重点に達するまでほぼ線形である。荷重が最大点に達した後、変位の増加に対して、荷重は少し減少して継手は破断した。これは最大荷重点ではく離が発生したためと考えられる。これに対して、ガラスマットで接着端を補強すると、荷重と変位の関係は破断まで線形であった。はく離が SUS304 と接着剤の界面でおこると同時にガラスマットが接着端からはく離した。テ

一パ継手の強度はガラスマットで補強することにより、1.6 倍になった。

次に、T-type-(30)と T-type reinforced with glass mat-(30)の試験結果を図 5.17 に示す。荷重が小さいうちは荷重—クロスヘッド変位曲線の傾きも小さいが、荷重の増加に伴い、傾きも大きくなることが分かる。これは荷重を負荷するピンにゴムを巻いたためである。T-type-(30)では、荷重が最大値に達すると、クロスヘッド変位の増加とともに、荷重は徐々に減少した。これは荷重が最大値に達すると、接着端からはく離が発生し、ゆっくりと進展したためである。T-type reinforced with glass mat-(30)では、荷重が最大値に達すると、SUS304 と接着剤の界面ではく離がおこると同時に、ガラスマットが接着端からはく離し、継手は破断した。T-type-(30)の最大荷重は 1.3kN、T-type reinforced with glass mat-(30)の最大荷重は 2.9kN であった。よって、ガラスマットで接着端を補強することにより、T-type-(30)継手の強度は 2.2 倍になった。

次に、T-type-SUS-(30)と T-type-SUS reinforced with glass mat-(30)の試験結果を図 5.18 に示す。T-type-SUS reinforced with glass mat-(30)では荷重が最大値に達すると、ガラスマットが接着端からはく離した。T-type-SUS-(30)と T-type-SUS reinforced with glass mat-(30)の継手強度はほぼ等しいことが分かる。

同様に、荷重—クロスヘッド変位の関係から最大荷重を求めた結果、T-type-(90)の最大荷重は 1.6kN、T-type reinforced with glass mat-(90)の最大荷重は 3.8kN であった。よって、ガラスマットで接着端を補強することにより、継手強度は 2.4 倍になった。T-type reinforced with glass mat-(90)においても、T-type reinforced with glass mat-(30)と同様に、SUS304 と接着剤の界面ではく離がおこると同時に、ガラスマットが接着端からはく離した。

次に、T-type-SUS-(90)と T-type-SUS reinforced with glass mat-(90)についても、荷重—クロスヘッド変位関係から最大荷重を求めて継手強度を比較したところ、継手強度はほぼ等しくなった。

また、T-type-SUS reinforced with glass mat-(30)と同じように、T-type-SUS reinforced with glass mat-(90)も、最大荷重に達するとガラスマットが接着端からはく離した。

以上の実験結果より、接着端をガラスマットで補強することにより、テーパ継手と T-type 継手の強度は向上することが分かる。

#### 5.4 応力特異場パラメータによる接着強度評価

実験で得られた各継手の強度向上率と破壊モードを表 5.2 に示す。本研究において、ガラスマットで補強した接着継手の強度向上率は、補強なしの継手との比較から求めた。

ガラスマットで補強した効果は T-type 継手が最も大きく、次にテーパ継手であり、T-type-SUS 継手では補強の効果はほとんどみられなかった。ガラスマットと SUS304 の界面では、T-type 継手で最も圧縮応力が大きくなるためと考えられる。T-type 継手と T-type-SUS 継手では、接着長さが 30mm より 90mm の方が強度は高くなった。

次に、テーパ継手とガラスマットで補強したテーパ継手のはく離発生時の応力特異場の強さを求めた結果を表 5.3 に示す。はく離発生時のせん断応力の特異場の強さ ( $H_{\tau c (\lambda=0.28)}$ ) はテーパ継手とガラスマットで補強したテーパ継手でほぼ等しくなった。また、はく離発生時の垂直応力の特異場の強さ ( $H_{\sigma c (\lambda=0.28)}$ ) もテーパ継手とガラスマットで補強したテーパ継手でほぼ等しくなった。

次に、SUS304 と接着剤の界面ではく離が発生すると同時に、ガラスマットが接着端からはく離して継手が破断した T-type reinforced with glass mat-(30)と T-type reinforced with glass mat-(90)について、 $H_{\tau c (\lambda=0.28)}$  と  $H_{\sigma c (\lambda=0.28)}$  を求めた。その結果、 $H_{\tau c (\lambda=0.28)}$  と  $H_{\sigma c (\lambda=0.28)}$  の値は T-type reinforced with glass mat-(30) と T-type-(30) でほぼ等しくなった。また、T-type reinforced with glass mat-(90)と T-type-(90)で  $H_{\tau c (\lambda=0.28)}$  と  $H_{\sigma c (\lambda=0.28)}$  の値はほぼ等しくなった。しかし、T-type-(30), T-type-(90), T-type reinforced with glass mat-(30), T-type reinforced with

glass mat-(90)の  $H_{\tau c (\lambda=0.28)}$  と  $H_{\sigma c (\lambda=0.28)}$  の値は、テーパ継手、ガラスマットで補強したテーパ継手の  $H_{\tau c (\lambda=0.28)}$  と  $H_{\sigma c (\lambda=0.28)}$  の値より少し小さいことが分かる。これは継手製作時の熱応力が原因であると考えられる。

以上より、ガラスマットで補強した継手とガラスマット補強なしの継手の  $H_{\tau c (\lambda=0.28)}$  と  $H_{\sigma c (\lambda=0.28)}$  の値を比較することにより、ガラスマットで補強した継手の強度は応力特異場パラメータで評価することができると考えられる。

## 5.5 ガラスマット補強が変形に及ぼす影響

ガラスマットで接着端を補強する効果が変形に及ぼす影響を考察する。

T-type-(30)と T-type reinforced with glass mat-(30)の荷重方向(Z方向)の変形をFEM解析結果から求めた結果を図5.19に示す。最下面中央点の変位を求めた結果、T-type-(30)では  $1.37 \times 10^{-2}$ mm, T-type reinforced with glass mat-(30)では  $1.26 \times 10^{-2}$ mmとなった。また、T-type-SUS-(30)では  $5.90 \times 10^{-4}$ mm, T-type-SUS reinforced with glass mat-(30)では  $5.73 \times 10^{-4}$ mmとなった。T-type継手ではガラスマットで補強することにより、変形は8%減少したが、T-type-SUS型継手では変形は3%しか減少しなかった。ガラスマットで補強する効果が変形に及ぼす影響はT-type-(30)の方がT-type-SUS-(30)より大きい。そのためT-type-SUS継手より、T-type継手の方が強度に及ぼす補強効果が大きくなったと考えられる。

## 5.6 結 言

3種類のGFRP/SUS304接着継手(テーパ継手, T字型継手, GFRPの底面にSUS304を接着したT字型継手)の接着端をガラスマットとポリエステル樹脂で補強する効果を応力解析と強度試験により検討した結果, 以下の結論を得た。

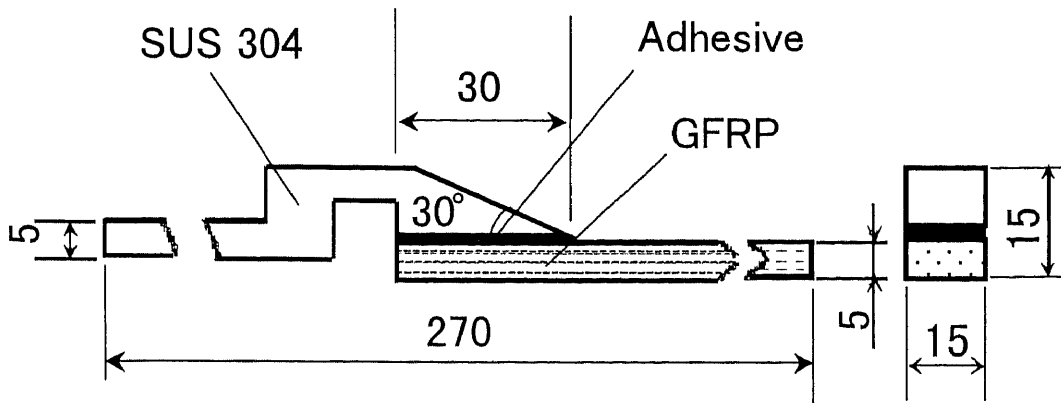
1) 接着端をガラスマットで補強することにより，テーパ継手と T 字型継手の強度は向上する。接着端をガラスマットで補強する効果は T 字型継手の方がテーパ継手より大きい。しかし，GFRP の底面に SUS304 を接着した T 字型継手ではガラスマットとポリエステル樹脂で接着端を補強する効果はほとんどなかった。

2) 接着端をガラスマットで補強した接着継手の強度は応力特異場パラメータで評価することができる。

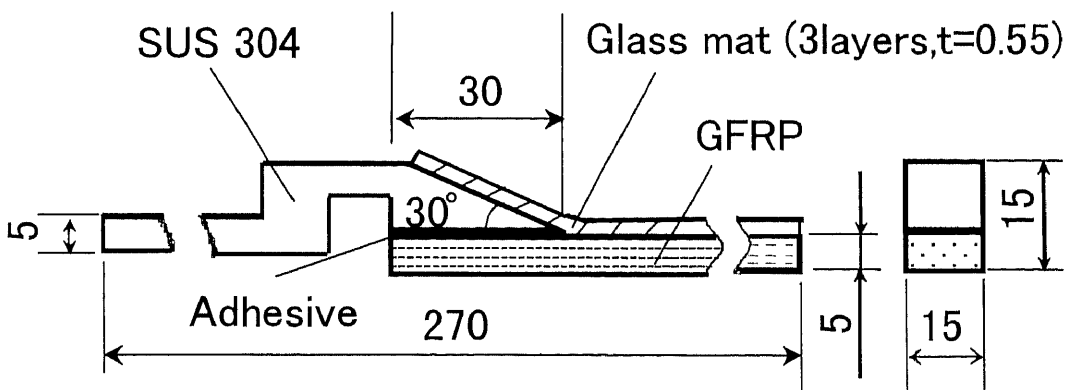
#### <参考文献>

5. 1) R. D. Adams, J. A. Harris, *Int. J. Adhesion and Adhesives*,  
7 (1987) pp. 69
5. 2) M. Y. Tsai, *Composite structure*, 32 (1995) pp. 123
5. 3) T. P. Lang, *Int. J. Adhesion and Adhesives*,  
18 (1998) pp. 167
5. 4) 木原幸一郎，森きよみ，杉林俊雄，磯野宏秋，  
日本機械学会講演論文集，1995，(1995) pp. 25
5. 5) 藤井透，大窪和也，松井隆司，  
日本接着学会誌，37-3 (2001) pp. 109
5. 6) 今中誠，岸本和一郎，沖田耕三，中山英明，  
材料，38-434 (1989) pp. 1282





(a) Taper lap joint



(b) Taper lap joint reinforced with Glass mat

Fig. 5.1 Shape and sizes of taper lap joint and taper lap joint reinforced with glass mat.

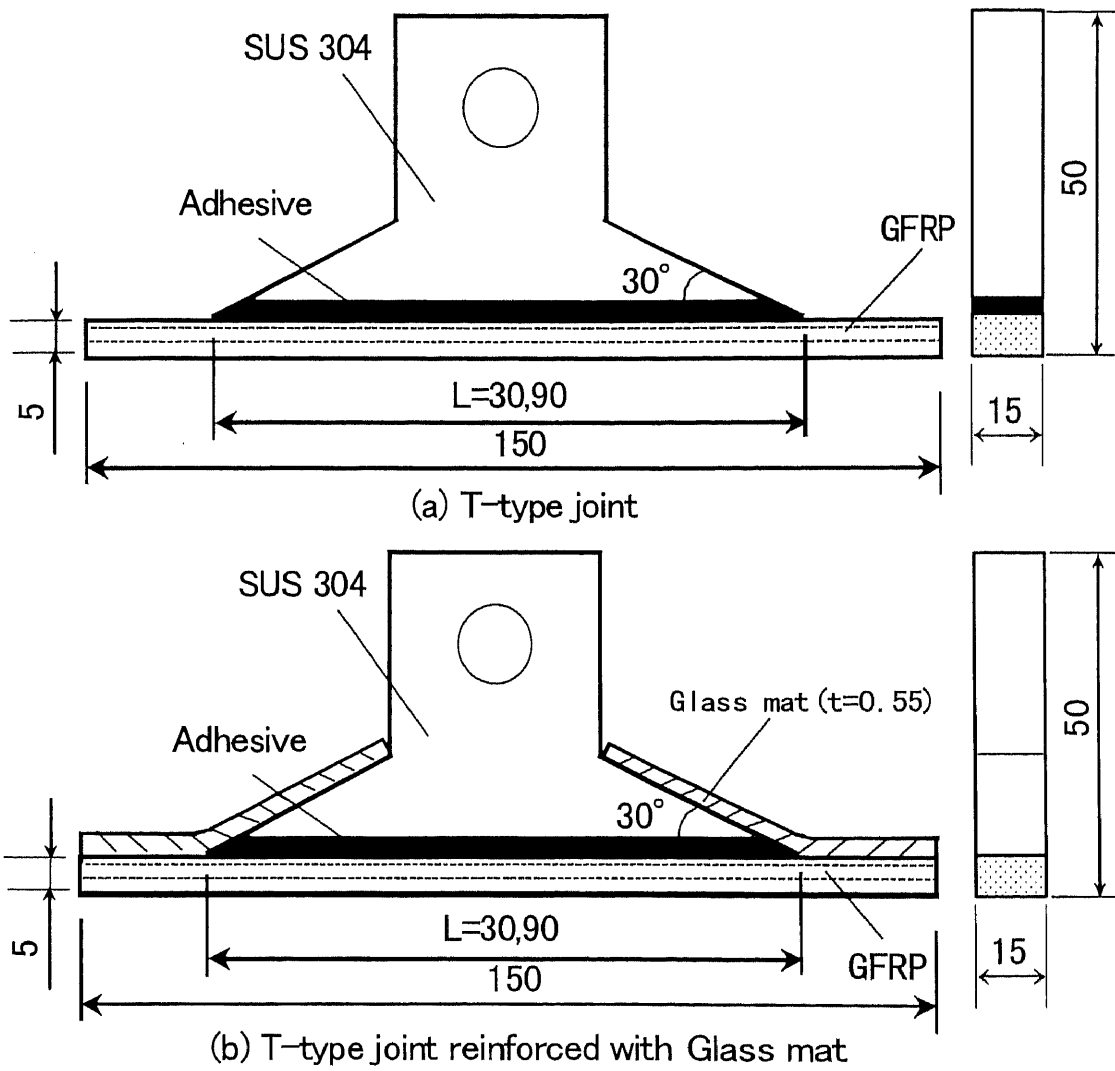


Fig. 5.2 Shape and sizes of T-type joint and T-type joint reinforced with glass mat.

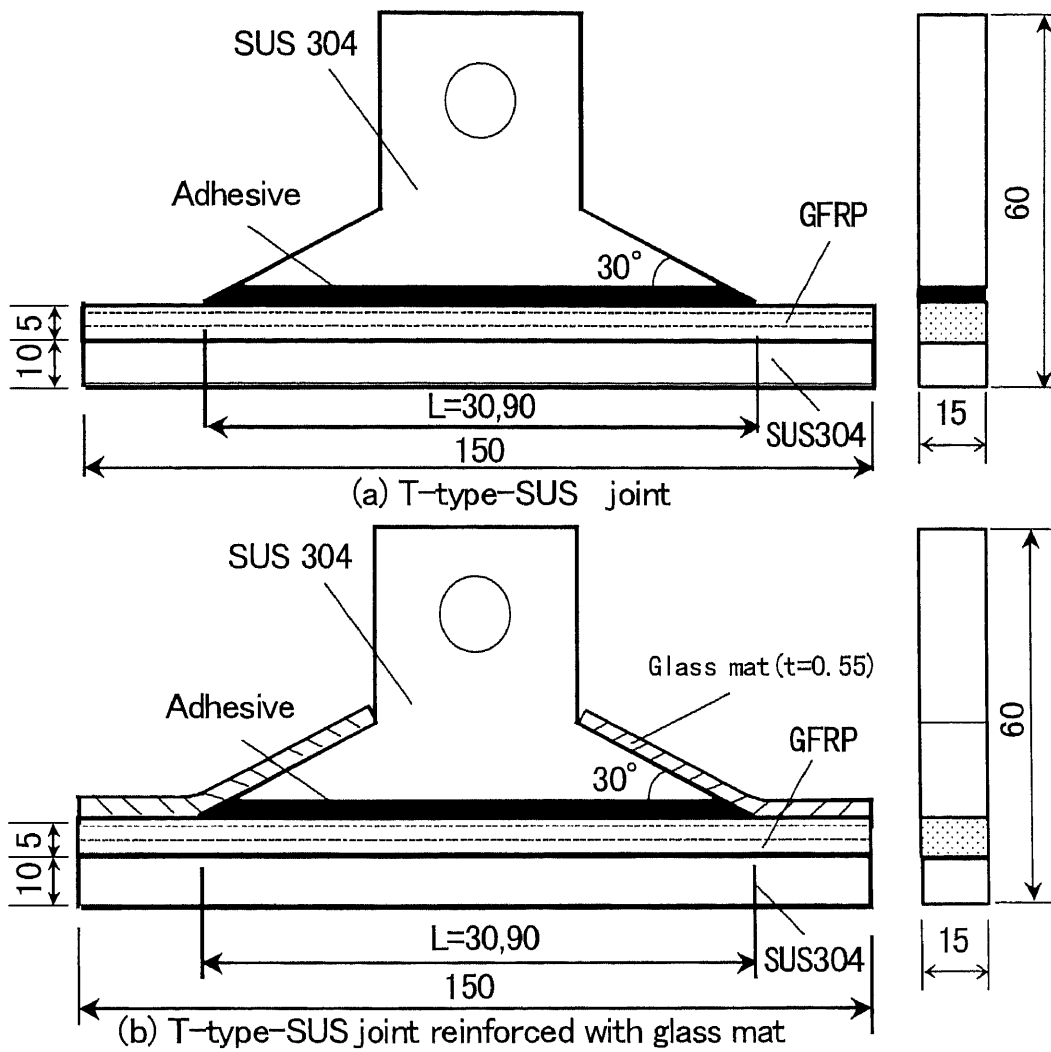


Fig. 5.3 Shape and sizes of T-type-SUS and T-type-SUS reinforced with glass mat.

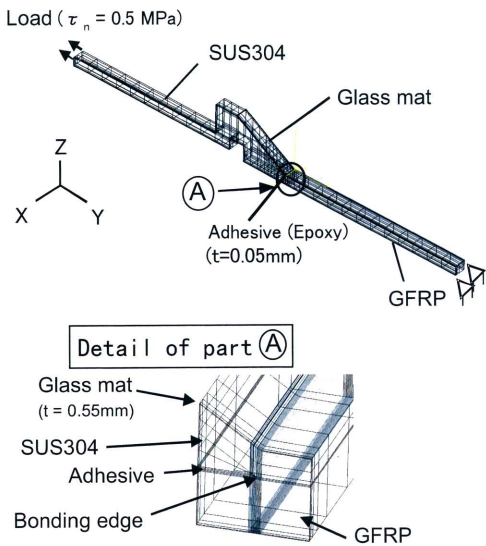


Fig. 5.4 FEM analysis model of taper lap joint reinforced with glass mat.

Table 5.1 Mechanical properties of materials.

GFRP (Uni direction, polyester resin)		
Young's modulus (MPa)	Poisson's ratio	Shearing modulus (MPa)
$E_x=4100$	$\nu_{xy}=0.031$	$G_{xy}=2280$
$E_y=42800$	$\nu_{yz}=0.32$	$G_{yz}=2280$
$E_z=4100$	$\nu_{zx}=0.3$	$G_{zx}=1580$
SUS304		
Young's modulus (MPa)	Poisson's ratio	Shearing modulus (MPa)
210000	0.3	81000
Adhesive (Epoxy resin)		
Young's modulus (MPa)	Poisson's ratio	Shearing modulus (MPa)
7600	0.3	2900
Glass mat (polyester resin)		
Young's modulus (MPa)	Poisson's ratio	Shearing modulus (MPa)
10000	0.3	3800

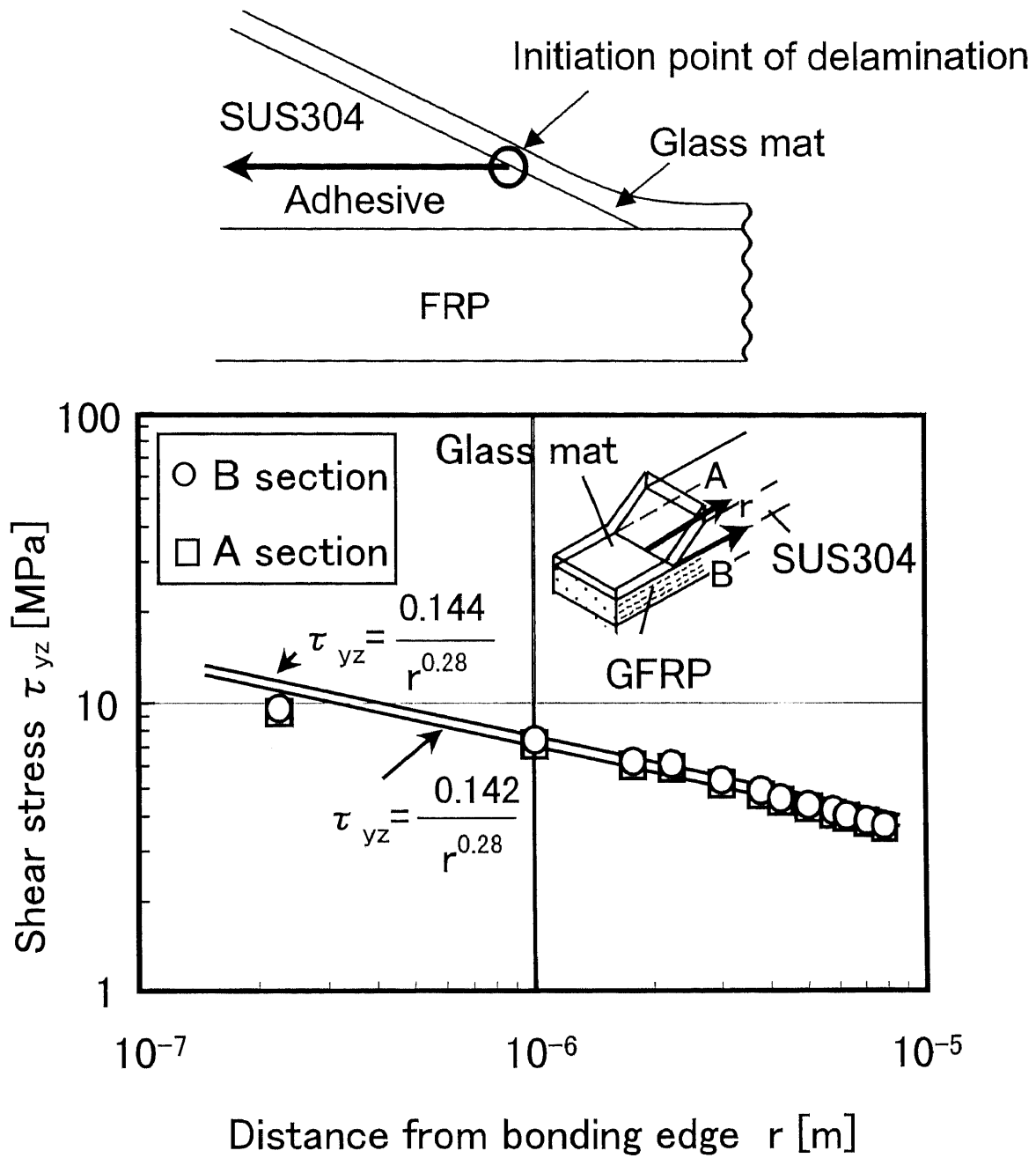


Fig. 5.5 Shear stress distributions near the bonding edge of taper lap joint reinforced with glass mat ( $\tau_n = 0.5$  MPa).

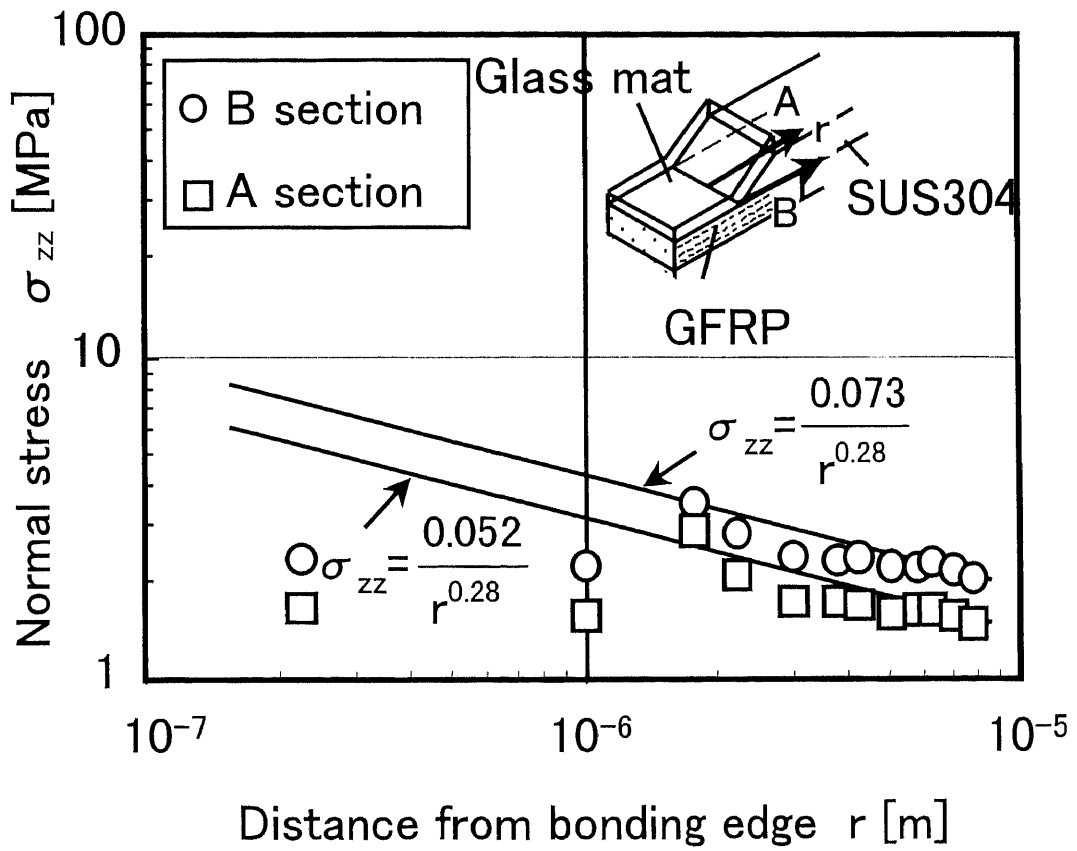
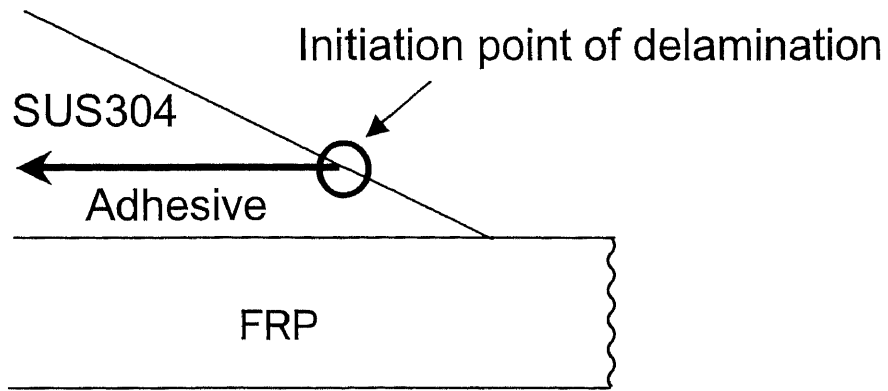


Fig. 5.6 Normal stress distributions near the bonding edge of taper lap joint reinforced with glass mat ( $\tau_n = 0.5$  MPa).

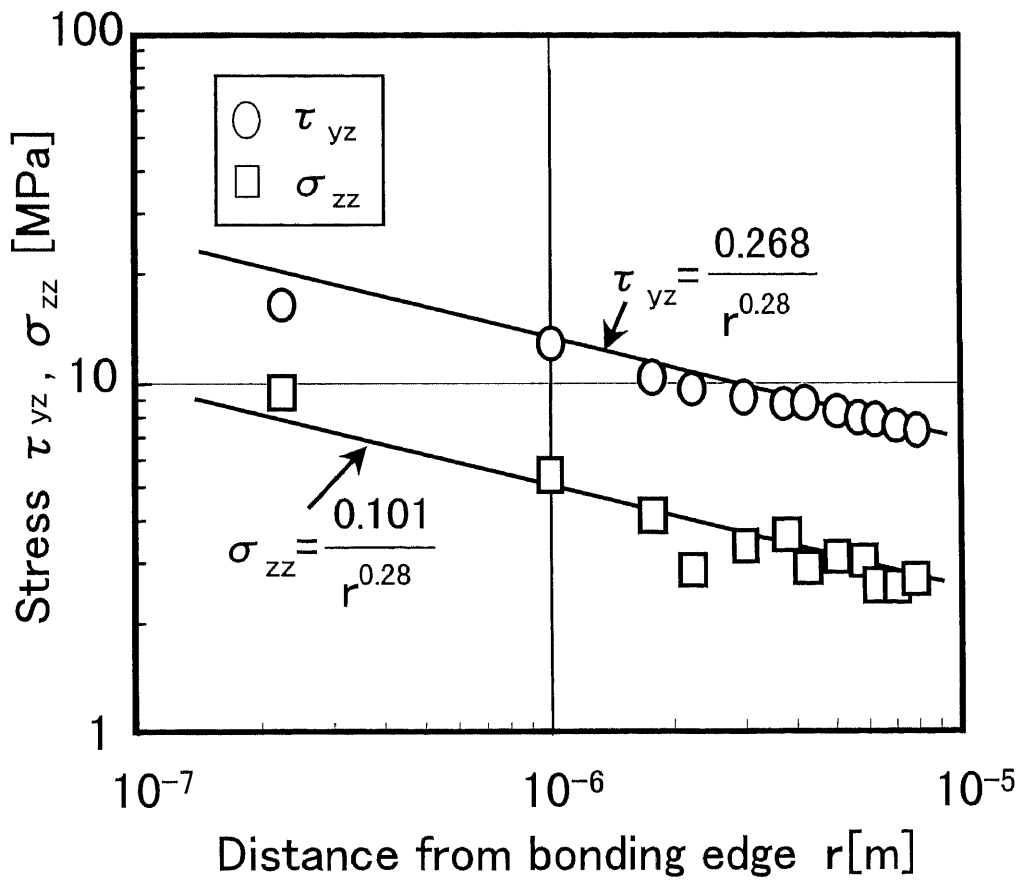
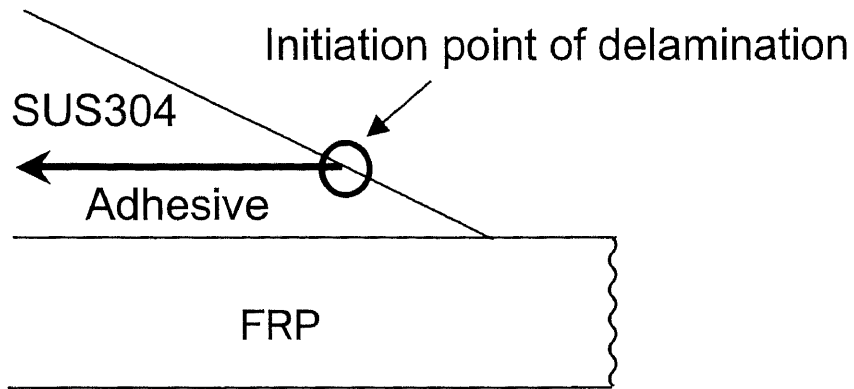


Fig. 5.7 Stress distributions near the bonding edge of taper lap joint ( $\tau_n = 0.5$  MPa).



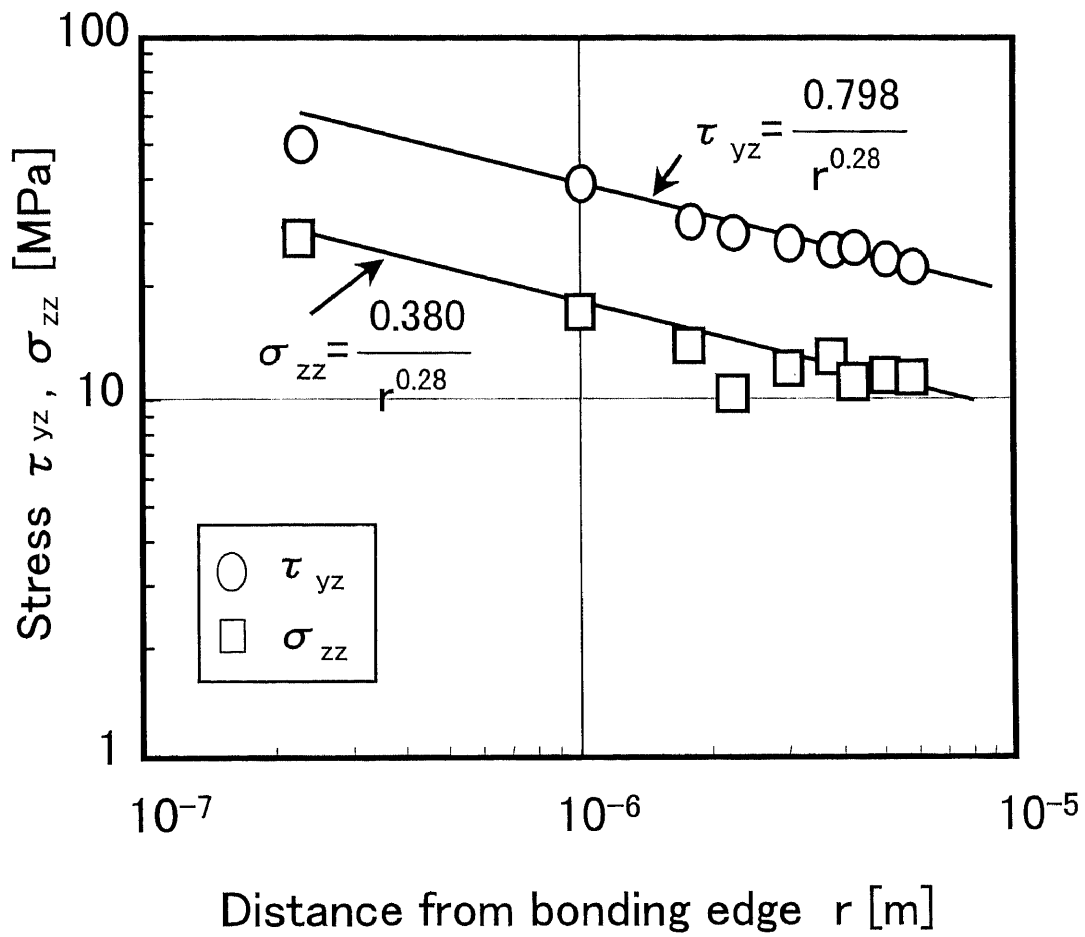


Fig. 5.8 Stress distributions near the bonding edge of T-type-(30) ( $\sigma_n = 0.5$  MPa).

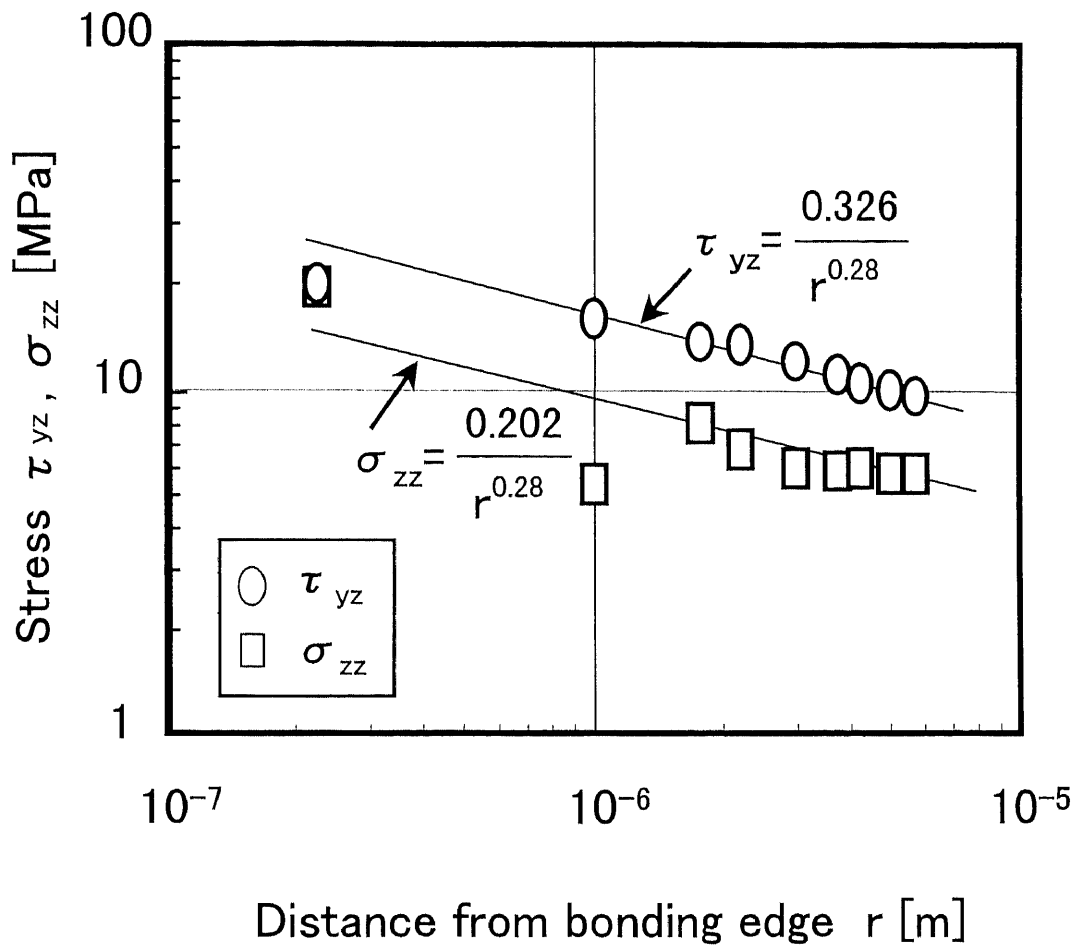


Fig. 5.9 Stress distributions near the bonding edge of T-type reinforced with glass mat-(30) ( $\sigma_n = 0.5$  MPa).

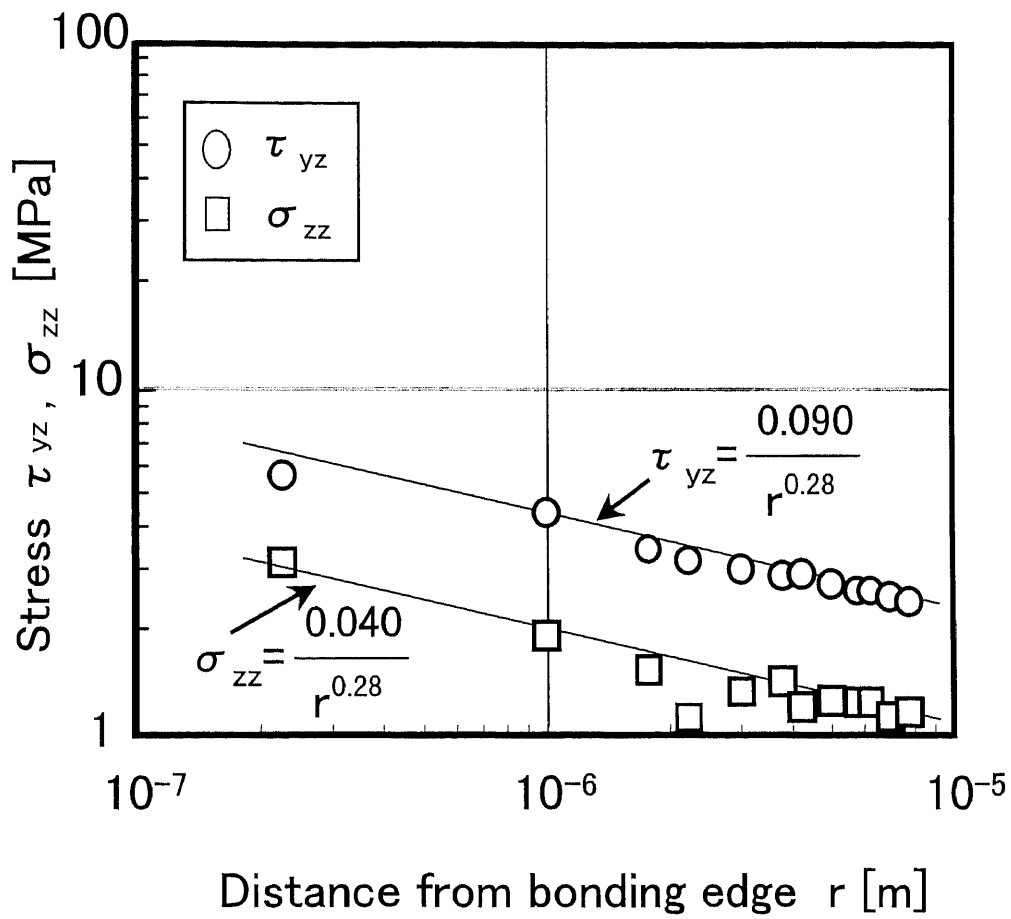


Fig. 5.10 Stress distributions near the bonding edge of T-type-SUS-(30) ( $\sigma_n = 0.5$  MPa).

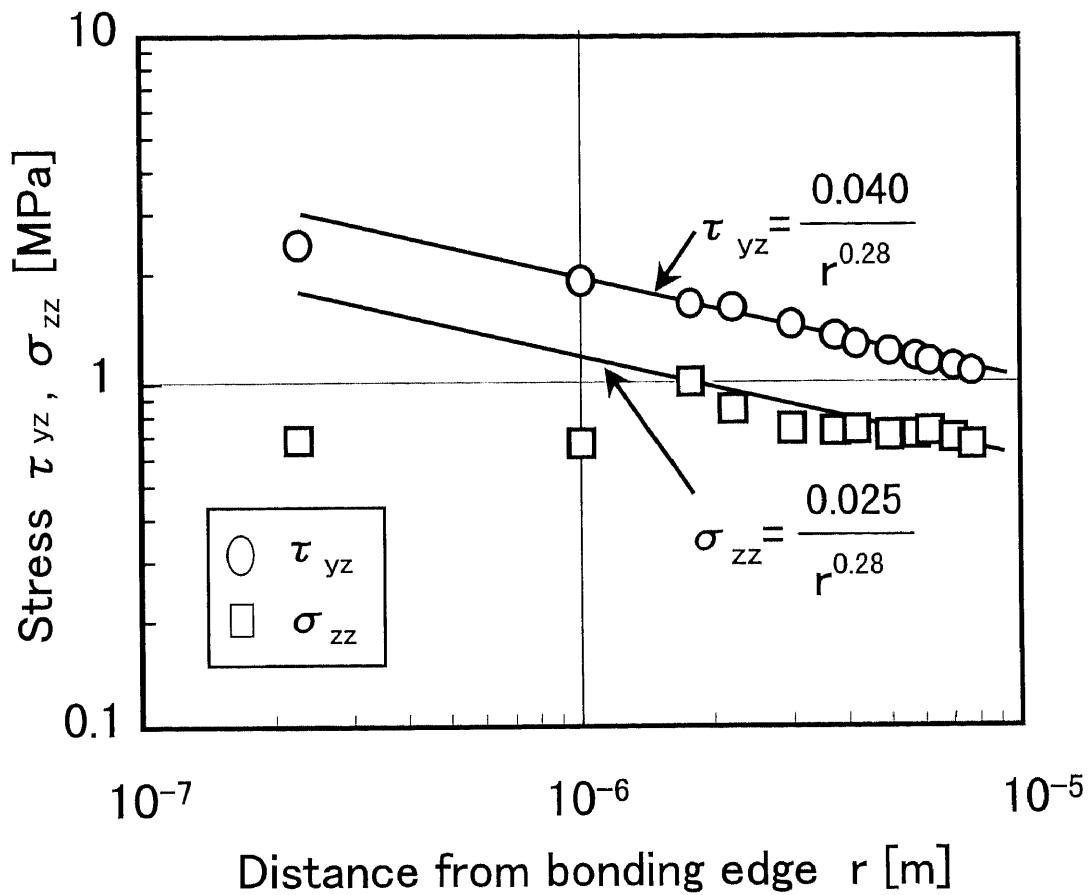


Fig. 5.11 Stress distributions near the bonding edge of T-type-SUS reinforced with glass mat-(30) ( $\sigma_n = 0.5$  MPa).

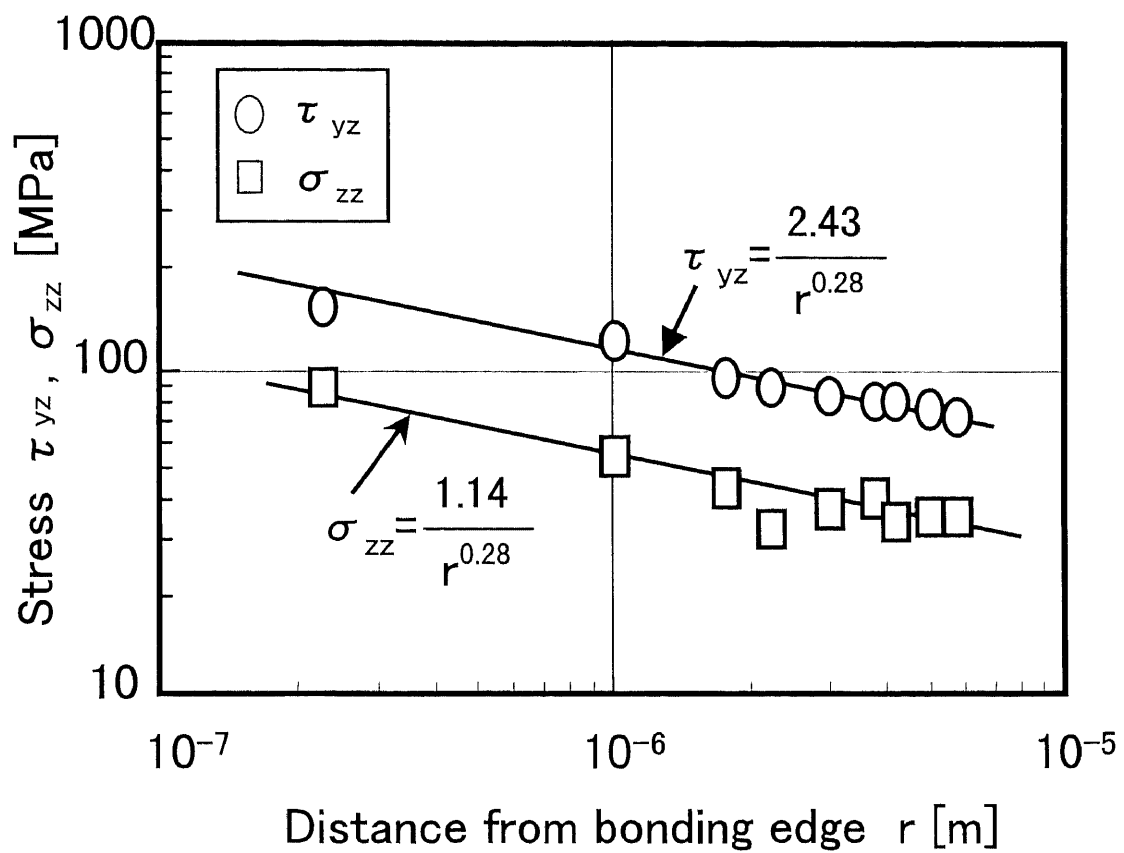


Fig. 5.12 Stress distributions near the bonding edge of T-type-(90) ( $\sigma_n = 0.5$  MPa).

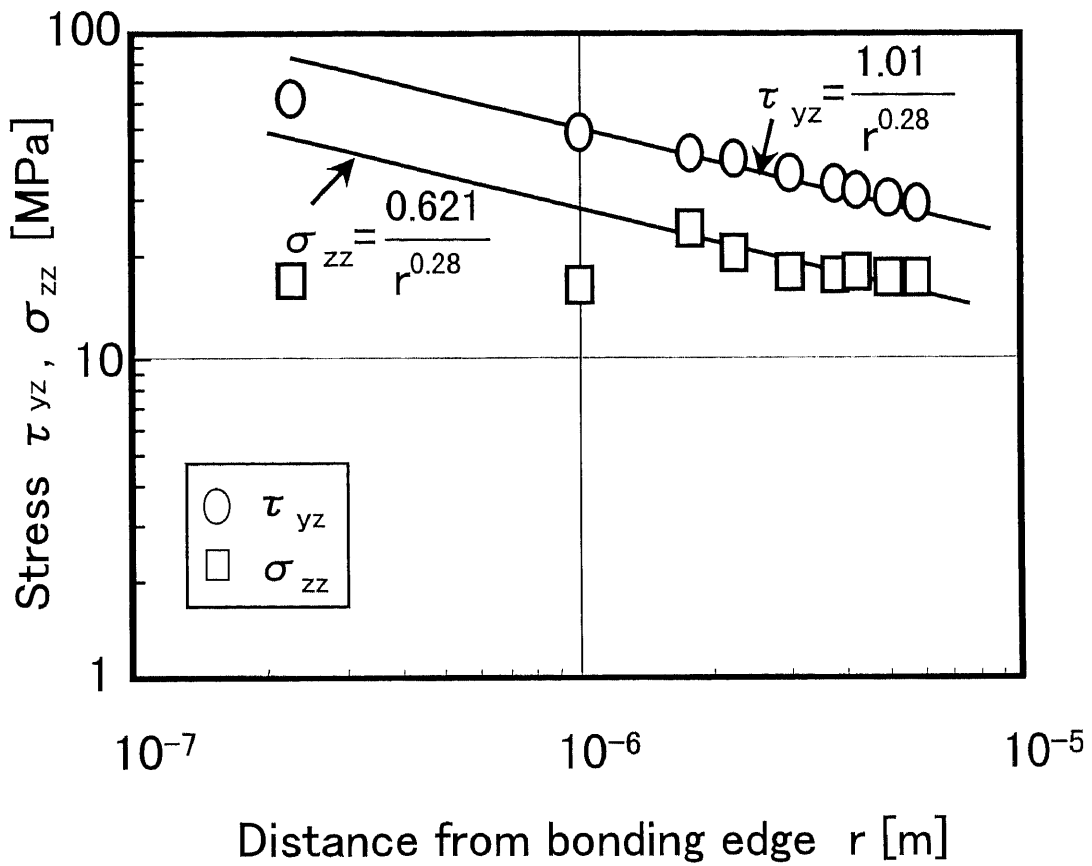


Fig. 5.13 Stress distributions near the bonding edge of T-type reinforced with glass mat-(90) ( $\sigma_n = 0.5$  MPa).

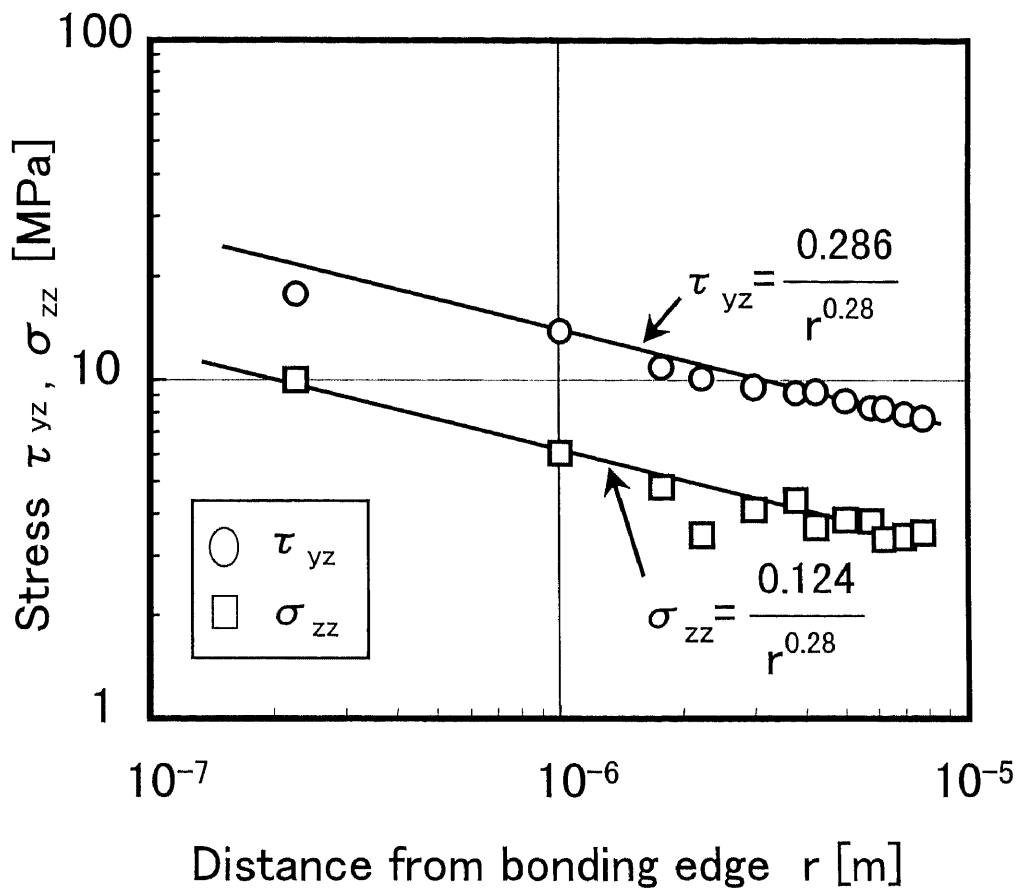


Fig. 5.14 Stress distributions near the bonding edge of T-type-SUS-(90) ( $\sigma_n = 0.5$  MPa).

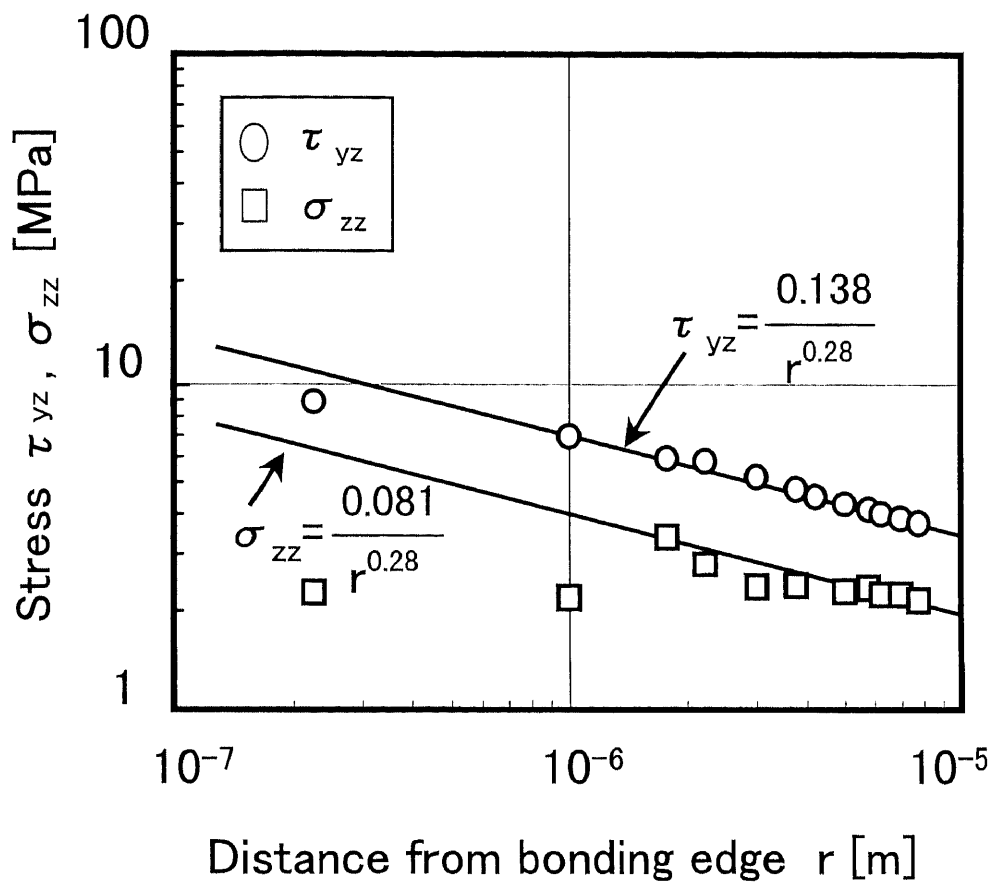


Fig. 5.15 Stress distributions near the bonding edge of T-type-SUSreinforced with glass mat-(90) ( $\sigma_n = 0.5$  MPa).



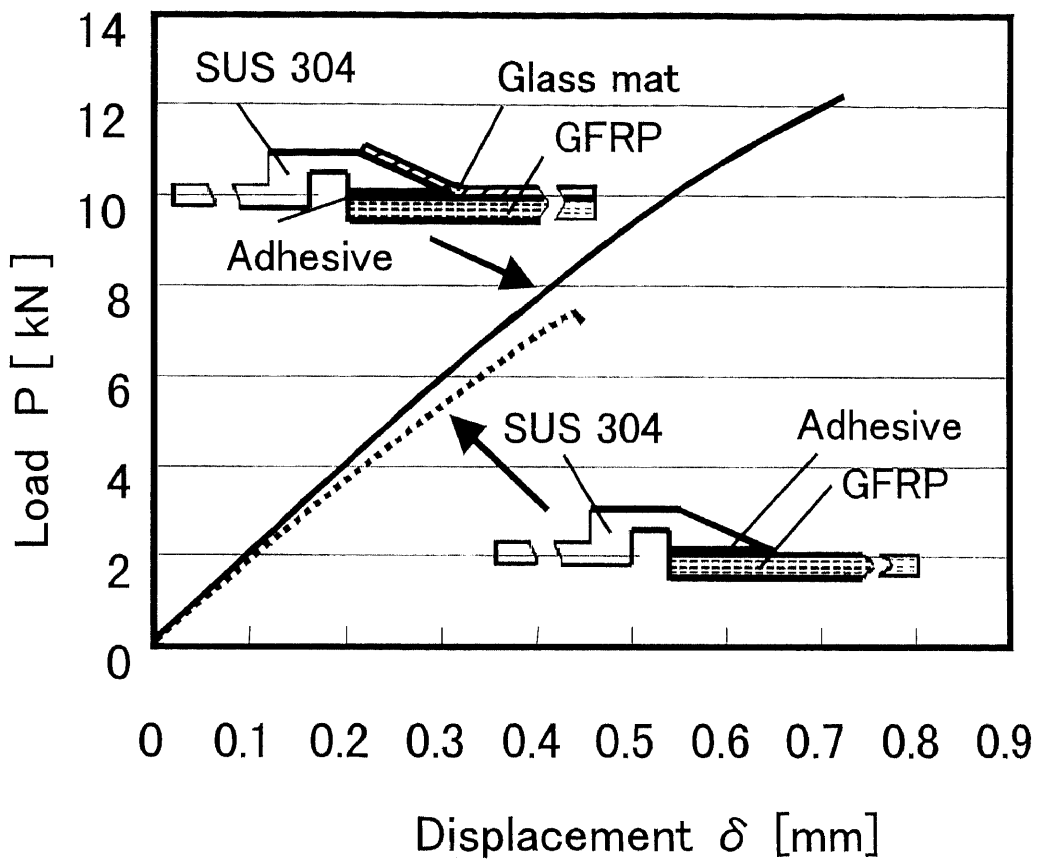


Fig. 5.16 Relationship between load and crosshead displacement of taper lap joint and taper lap joint reinforced with glass mat.

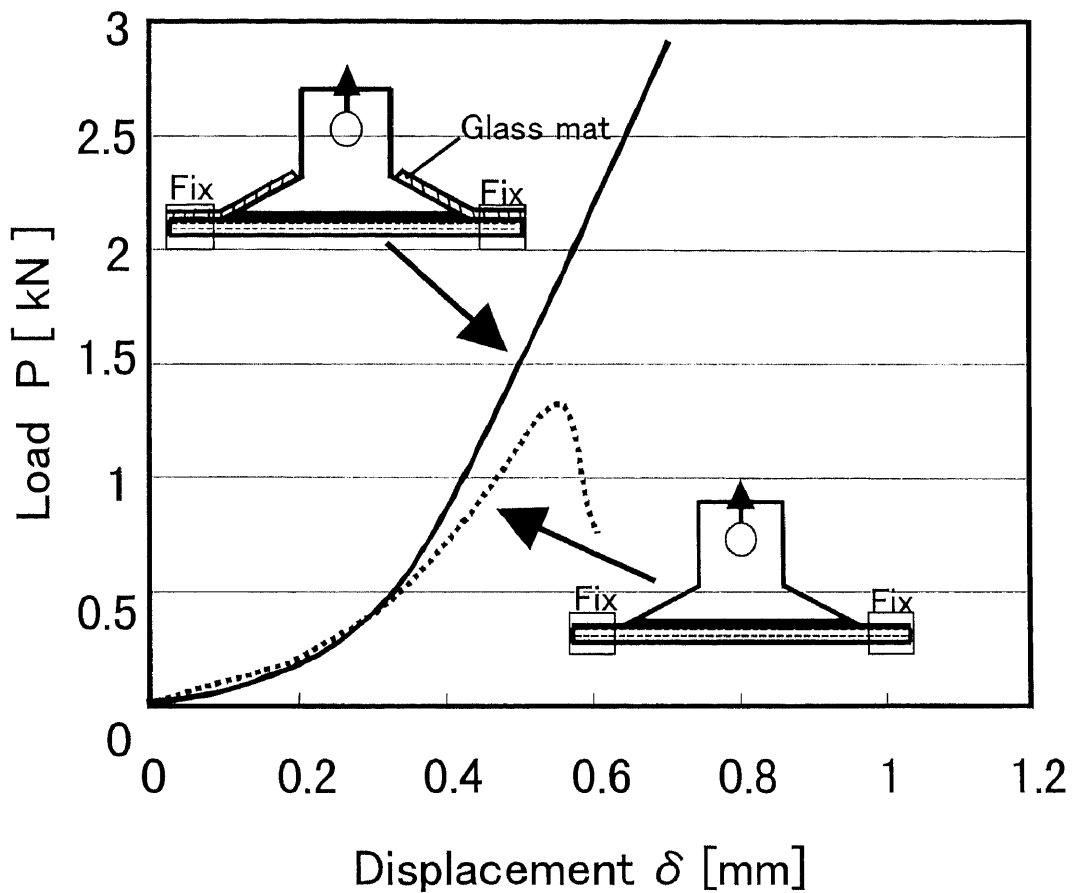


Fig. 5.17 Relationship between load and crosshead displacement of T-type-(30) and T-type reinforced with glass mat-(30).

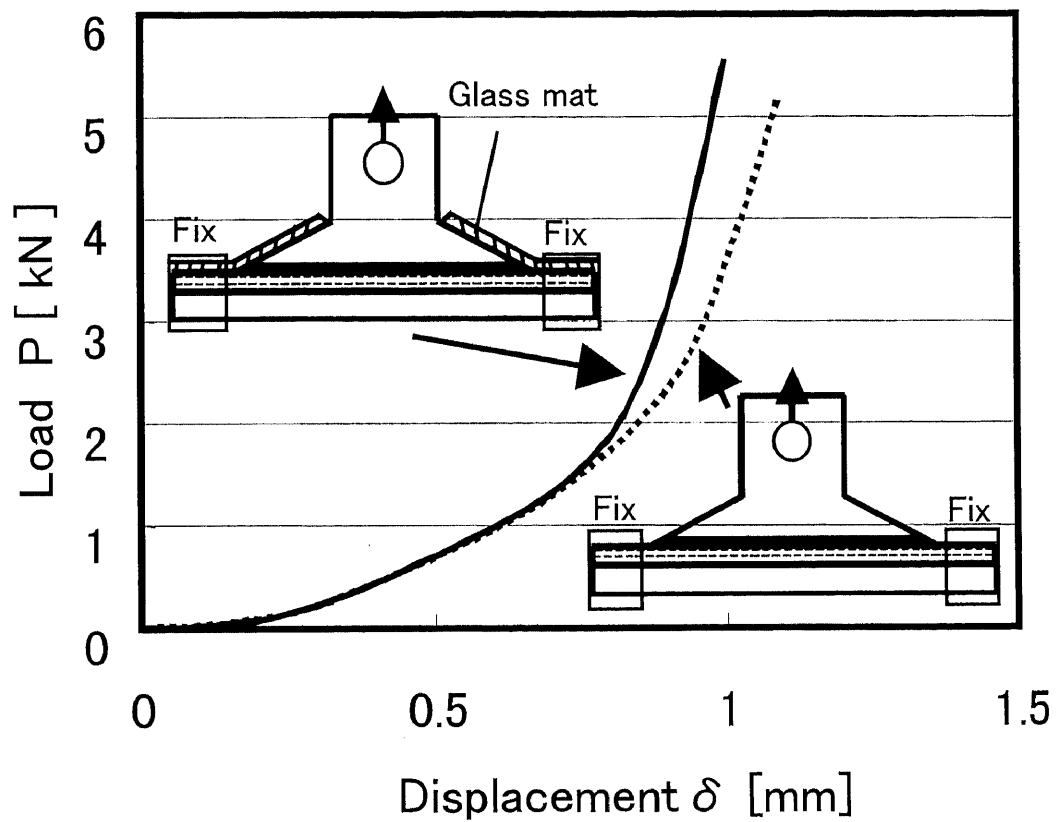


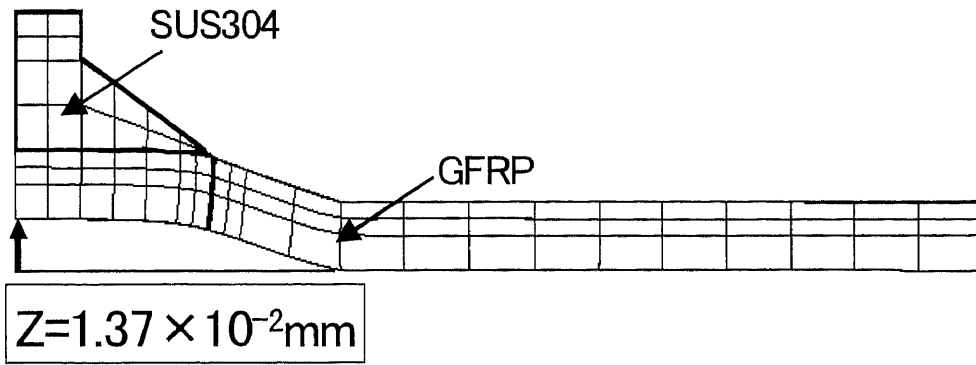
Fig. 5.18 Relationship between load and crosshead displacement of T-type-SUS-(30) and T-type-SUS reinforced with glass mat-(30).

Table 5.2 The improvement ratio of adhesive joint strength and fracture mode.

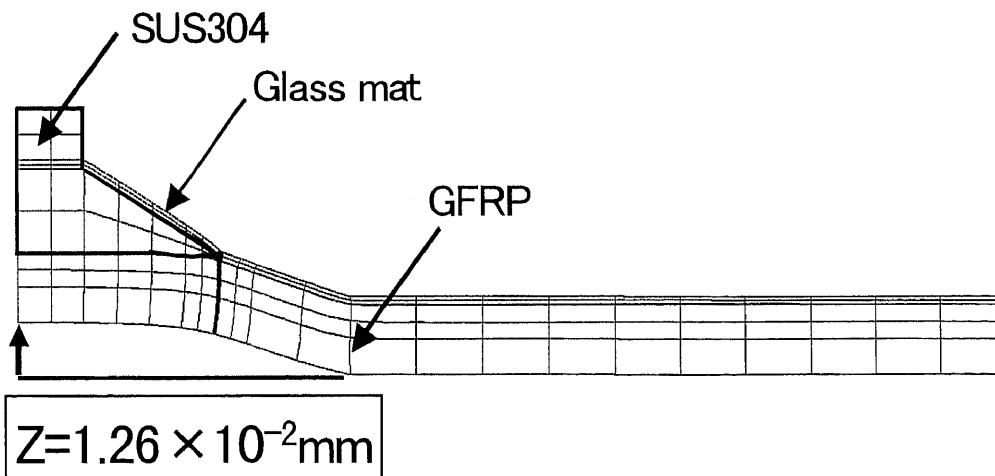
	Improvement ratio of adhesive joint strength [%]	Fracture mode
Taper lap joint reinforced with glass mat	60	Adhesive interface between SUS304 and adhesive
T-type reinforced with glass mat-(30)	120	Adhesive interface between SUS304 and adhesive
T-type reinforced with glass mat-(90)	140	Adhesive interface between SUS304 and adhesive
T-type-SUS reinforced with glass mat-(30)	6	Glass mat delamination
T-type-SUS reinforced with glass mat-(90)	10	Glass mat delamination

Table 5.3 The calculate results of  $H_{\tau c(\lambda=0.28)}$  and  $H_{\sigma c(\lambda=0.28)}$ .

	$H_{\tau c(\lambda=0.28)}$ [MPam <sup>0.28</sup> ]	$H_{\sigma c(\lambda=0.28)}$ [MPam <sup>0.28</sup> ]
Taper lap joint	8.9	3.3
Taper lap joint reinforced with glass mat	8.1	4.1
T-type-(30)	4.9	2.3
T-type reinforced with glass mat-(30)	4.5	2.8
T-type-(90)	5.4	2.5
T-type reinforced with glass mat-(90)	5.7	3.5



(a) T-type-(30)



(b) T-type-SUS reinforced with glass mat-(30)

Fig. 5.19 Results of deformation on T-type-(30) and T-type-SUS reinforced with glass mat-(30).

## 第六章

# FRP/金属接着継手の環境劣化強度 に及ぼす温度と水分の影響

## 第 六 章 GFRP/金属接着継手の環境劣化強度に及ぼす 温度と水分の影響

### 6.1 緒 言

樹脂系複合材料は軽量で高強度，高剛性であり，耐食性に優れているという金属材料にない優れた特性をもっている<sup>(6.1)</sup>。この優れた特性を用いて，ポンプ部品等の産業機器に FRP を用いようとする機運がある。近年，FRP として，安価なガラス繊維強化樹脂（GFRP）をこの産業機器の構造部材として用いることが多くなってきている。ポンプ部品等の構造部材に GFRP/金属接着構造を用いるためには，高温，高湿度，水中での強度劣化特性を把握する必要がある。そこで，本章では金属材料としてオーステナイト系ステンレス鋼（SUS304）を用いた GFRP/SUS304 接着継手の強度劣化に及ぼす温度，湿度，水の影響について検討した。また，高分子材料の劣化評価法として用いられているアレニウスプロット<sup>(6.2)～(6.4)</sup>が本研究で対象としているエポキシ系接着剤を用いた GFRP/SUS304 接着継手に対しても有効であるか検討した結果についても述べる。

### 6.2 温度，湿度，水環境下に暴露後の疲労強度

#### 6.2.1 供試材と実験方法

被着体には図 6.1 に示す GFRP とステンレス鋼を用いた。GFRP 平板はガラス繊維としてロービングクロスを積層し，不飽和ポリエステルを母材樹脂とした構成とした。接着剤は前章と同一の 2 液混合形のエポキシ系接着剤を用いた。試験片は二重重ね合せ継手とし，第三章と同様の手順により接着継手を作製した。

製作した接着継手を次の 3 つの環境下に暴露させた。

- ①温度
- ②温度，湿度
- ③温度，水



各条件で接着継手を暴露させた後，室温にて応力比 0 で疲労試験を行った。水は精製水とし，温度，湿度と暴露時間条件を表 6.1 に示す。試験片は各条件で 2 から 5 本とした。疲労試験は接着継手に引張りせん断荷重の正弦波を与え，繰返し数とはく離長さの関係を室温・大気中で測定した。試験周波数は 5Hz で行った。はく離長さは二重重ね合せ継手の接着端近傍両側面にクラックゲージ (KV-25B, 共和電業製) を貼付して測定した。また，接着端から 20mm 離れた位置の GFRP の表面と裏面にひずみゲージ (KFG-5-120-C1-11L3M2R, 共和電業製) を貼付し，チャック時に試験片に曲げ荷重が作用しないように試験機に取り付けた。クラックゲージとひずみゲージ貼付位置を図 6.2 に示す。

暴露後に疲労試験を行い，予め実施した未劣化材の疲労強度と劣化材の疲労強度から，次式に従って劣化材の疲労強度保持率  $D$  を求めた。

$$D = \frac{\text{劣化材の疲労強度} (10^5 \text{回})}{\text{未劣化材の疲労強度} (10^5 \text{回})} \quad (6 \cdot 1)$$

### 6.2.2 温度環境下に暴露後の疲労強度

温度 50, 60, 70, 85℃ の環境に 100 時間暴露後に室温で疲労試験を行った結果を未劣化材の疲労強度と比較して図 6.3 に示す。図 6.3 は疲労強度をはく離発生強度でプロットしたものである。ここで，せん断応力振幅  $\tau_a$  は荷重振幅を全接着面積で除した値であり，はく離発生繰返し数は接着端近傍の両側面に貼付したクラックゲージが 2mm に達した繰返し数とした。温度 50℃ の環境に 100 時間暴露した継手の疲労強度は未劣化材とほぼ同じであり，60℃ と 70℃ の環境に 100 時間暴露した継手はそれぞれ 3 本のうち，1 本の継手で疲労強度が向上したが，2 本の継手は未劣化材の疲労強度とほぼ同じであった。これに対し，温度 85℃ の環境に 100 時間暴露した継手は未劣化材より疲労強度が向上した。

これは接着剤の硬化温度の 66℃より高い 85℃の温度環境に接着継手を暴露するとアフターキュアが進み、疲労強度が向上するためと考えられる。また、接着剤の硬化温度近辺の 60 から 70℃は接着継手の疲労強度が向上する遷移温度であると考えられる。

### 6.2.3 温度，湿度環境下に暴露後の疲労強度

湿度 85%で温度を 40℃，50℃，60℃，65℃に変化させて 100 時間暴露後に室温で疲労試験を行った結果を未劣化材の疲労試験結果と合わせて図 6.4 に示す。40℃，85%の環境に 100 時間暴露材の疲労強度は未劣化材の疲労強度とほぼ同じであるが，50℃と 60℃で 85%の環境に 100 時間暴露材の疲労強度は未劣化材の疲労強度より向上していることが分かる。これに対し 65℃，85%の環境に 100 時間暴露材の疲労強度は未劣化材の疲労強度より 4%低下し，疲労強度保持率  $D$  は 0.96 となった。これは，本実験で用いた接着剤は比較的高強度タイプであるが，接着剤の硬化温度より少し低い温度で短時間適度に湿度を与えると，接着剤に延性が付与されるために疲労強度が向上すると考えられる。

次に，温度 50℃，湿度 85%の環境に暴露後，室温で疲労試験を行った結果を図 6.5 に示す。296 時間劣化材は未劣化材と疲労強度は変わらなかったが，626 から 1800 時間劣化材は未劣化材に比べて疲労強度が 3 から 10%低下し，626, 1298, 1800 時間で  $D$  の値はそれぞれ 0.97, 0.94, 0.90 となった。

次に，60℃，85%の環境に暴露後に疲労試験を行った結果を図 6.6 に示す。60℃，85%の環境で 216 時間以上暴露させた試験片は未劣化材より疲労強度は 4 から 18%低下し，216, 298, 502, 702 時間で  $D$  の値はそれぞれ 0.96, 0.93, 0.87, 0.82 となった。

次に，65℃，85%の環境に暴露後に疲労試験を行った結果を図 6.7 に示す。65℃，85%では 100 時間や 298 時間という短時間でも疲労強度はそれぞれ 4%, 12%と大きく低下し， $D$  の値はそれぞれ 0.96, 0.88 となった。

以上より、85%の高湿度環境に長時間接着継手を暴露すると、水分の影響により、暴露温度が高くなるほど接着継手の疲労強度は低下することが分かる。

#### 6.2.4 温度、水環境下に暴露後の疲労強度

湿度によりエポキシ系接着剤の強度が低下することが分かったので、次に水環境下での強度劣化を検討した。

60℃の水環境下に100, 216時間浸漬後に室温で疲労試験を行った結果を図6.8に示す。また、図6.8には60℃、85%の環境に100, 216時間暴露後に室温で疲労試験を行った結果を合わせて示す。60℃、85%の環境に100, 216時間暴露させた継手より、60℃の水環境に100, 216時間暴露させた継手の方が疲労強度は大きく低下し、100時間で12%、216時間で34%未劣化材より疲労強度は低下した。この実験結果より、強度劣化に及ぼす影響は、湿度より水の方が大きいことが分かる。

これらの結果より、水分は界面強度を低下させる重要な因子であることが分かる。

エポキシ系接着剤を用いたGFRP/SUS304接着構造を水環境に浸漬させると疲労強度は湿度環境より大きく低下するので、接着端部にコーティング等の水分浸入防止策が必要である。

#### 6.2.5 破面観察

GFRP/SUS304接着継手の環境劣化強度評価を行う上で、破面観察は重要である。そこで、疲労試験後の破面観察を行った。

図6.9に未劣化材をせん断応力振幅 $\tau_a=2MP_a$ で疲労試験を行った継手の破壊状況を示す。接着端から発生したはく離はGFRPとSUS304の界面で発生して進展後、GFRP内で層間はく離が起きている。これははく離が小さいうちはGFRP層内の垂直応力が圧縮なのでGFRPとSUS304界面ではく離が進展するが、はく離が長くなるとGFRP層内の垂直応力が引張りになり、GFRP層内で層間はく離が起きるためであ

る。

50℃, 85%で 1298 時間暴露後に, せん断応力振幅  $2MP_a$  で疲労試験を行った継手の破面を図 6. 10 に示す。破面を観察すると, 接着面中央部で GFRP が少し層内破壊を起こしているだけで, 接着端から発生したはく離は GFRP と SUS304 の界面を大部分進展して破断している。これは接着面の四隅から水分が浸入していることを示している。次に, 65℃, 85%で 298 時間暴露後にせん断応力振幅  $2MP_a$  で疲労試験を行った継手の破面を図 6. 11 に示す。はく離は GFRP と SUS304 界面で起こっていることが分かる。温度 65℃に暴露させると水分の浸入が早く, 接着面中央まで水分が到達していることが分かる。

60℃の水環境下で 216 時間劣化させた試験片をせん断応力振幅  $2MP_a$  で疲労試験を行った継手の破面を図 6. 12 に示す。接着面中央部で接着剤が SUS304 に貼りついており, 接着端および両側面から水が浸入し, 界面が劣化していることが分かる。

これらの破壊状況は同じ条件に暴露させた継手ではほぼ同じであった。以上より, 水分の影響により接着剤とステンレス鋼界面が劣化し, 温度が高く, 暴露時間が長いほど水分が内部まで到達し, 継手強度が低下することが分かる。

### 6. 3 アレニウス則に基づく環境劣化評価

温度, 湿度環境下で劣化させたデータを対象として, 湿度 85%における疲労強度保持率を式 (6・1) に従って各温度で算出した結果を図 6. 13 に示す。湿度 85%で, 未劣化材より疲労強度が低下した 50, 60, 65℃の温度で実験を行ったデータを対象とした。温度が高く, 劣化時間が長いほど疲労強度は低下する傾向があることが分かる。図 6. 13 を基にアレニウス則に基づく劣化評価法が本研究で対象としているエポキシ系接着剤を用いた GFRP/SUS304 接着継手に対しても有効であるか検討する。

温度劣化は構成分子の化学変化に基づく特性の変化であることから, 特性値  $P$  には対応する一定の化学構造が存在すると考える。一

般に、化学反応は濃度  $c$  を用いて次式のように表される。

$$\frac{dc}{dt} = -kc^n \quad (6.2)$$

ここで  $k$  は反応速度定数、 $n$  は反応速度の次数を示す。特性値  $P$  が濃度  $c$  と同様に上式を満たすと仮定すると、 $c=P$  とすることができる。一次反応の場合、特性値  $P$  の初期値を  $P_0$  とすれば、

$$\ln P = -kt + \ln P_0 \quad (6.3)$$

と書くことができる。ここで、 $k$  は絶対温度  $T$  を用いて次式のように表される。

$$k = A \exp\left(-\frac{E}{RT}\right) \quad (6.4)$$

ここで、 $A$  は頻度因子、 $E$  は見かけの活性化エネルギー、 $R$  は気体定数を表す。式 (6.4) を式 (6.3) に代入して整理すると次式が得られる。

$$\ln t = \ln\left\{\frac{1}{A} \ln\left(\frac{P_0}{P}\right)\right\} + \frac{E}{RT} \quad (6.5)$$

特性値  $P$  がある値  $P_e$  に低下するまでの時間を寿命  $t_e$  と定義すれば、

$$\ln t_e = A' + \frac{E}{RT} \quad (6.6)$$

と書くことができる<sup>(6.2)</sup>。これは寿命の対数  $\ln t_e$  と絶対温度の逆数  $1/T$  の間に直線関係が成り立つことを表している。これが、アレニウス則と呼ばれるもので、縦軸に  $\ln t_e$ 、横軸に  $1/T$  をとったグラフがアレニウスプロットである。

アレニウスプロットを作製するために、図 6.13 の縦軸を疲労強度保持率  $D$  の自然対数とし、 $\ln D$  と劣化時間  $t$  の関係を求めた結果を図 6.14 に示す。式 (6.3) が成り立つ場合、疲労強度保持率  $\ln D$  と劣化時間  $t$  には直線関係がある。図 6.14 から、ある疲労強度保持率での劣化時間を各温度について求め、疲労強度保持率  $D$  をパラメータとして、劣化温度と劣化時間の関係を示したのが図 6.15 である。横軸

に  $1/T$ ，縦軸に  $\ln t$  をとって同じ疲労強度保持率  $D$  の点を結ぶと直線関係が成り立つことから，湿度環境下での劣化温度と劣化時間の関係は式 (6・6) によって表されることが分かる。この図から，評価温度  $40^{\circ}\text{C}$ ，時間  $26000\text{hours}$  では，疲労強度保持率は  $0.7$  になると予測することができる。

以上より，アレニウス則による劣化推定法は本研究で対象としたエポキシ系接着剤を用いた GFRP/SUS304 接着継手に対しても有効であると考えられる。

#### 6.4 結 言

エポキシ系接着剤を用いたガラス繊維強化ポリエステル樹脂/オーステナイト系ステンレス鋼接着継手を温度，湿度，水環境下に暴露させた後，室温にて疲労試験を行った結果，以下の結論を得た。

- 1) 接着継手に 100 時間で  $85^{\circ}\text{C}$  の温度あるいは  $50$  から  $60^{\circ}\text{C}$  の温度と  $85\%$  の湿度を与えると，疲労強度は向上する。
- 2) 水環境下で劣化させた接着継手の疲労強度は，高湿度で劣化させた接着継手の疲労強度より大きく低下する。よって，水環境下で使用する場合には，接着端をコーティングするなどの対策が必要である。
- 3) エポキシ系接着剤を用いたガラス繊維強化ポリエステル樹脂/オーステナイト系ステンレス鋼接着継手の環境劣化評価方法として，アレニウスプロットに基づく環境劣化加速試験法が成り立つ。

#### <参考文献>

- 6.1) 日本複合材料学会編；“複合材料活用事典”，産業調査会，(2001)，pp. 324
- 6.2) 早川 浄；”高分子材料・製品の寿命予測”，アイピーシー，(1997)，pp. 487
- 6.3) R. R. Dixon; Polymer Engineering and Science, 33-2, (1993), pp. 65

6. 4) 大沢善次郎, 成澤郁夫; “高分子の寿命予測と長寿命化技術”  
エヌ・ティーエス, (2002) pp. 416

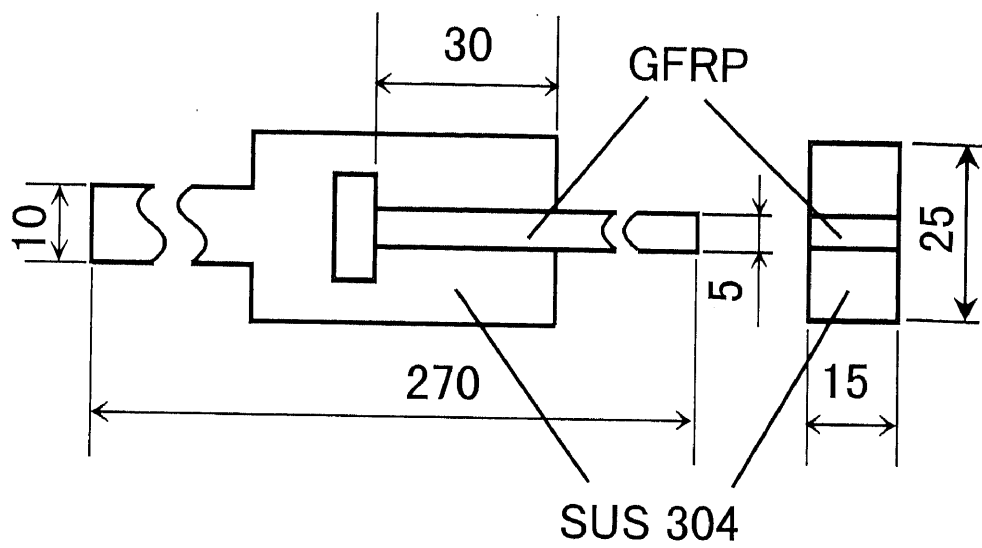


Fig. 6.1 Shape and size of double lap adhesive joints.



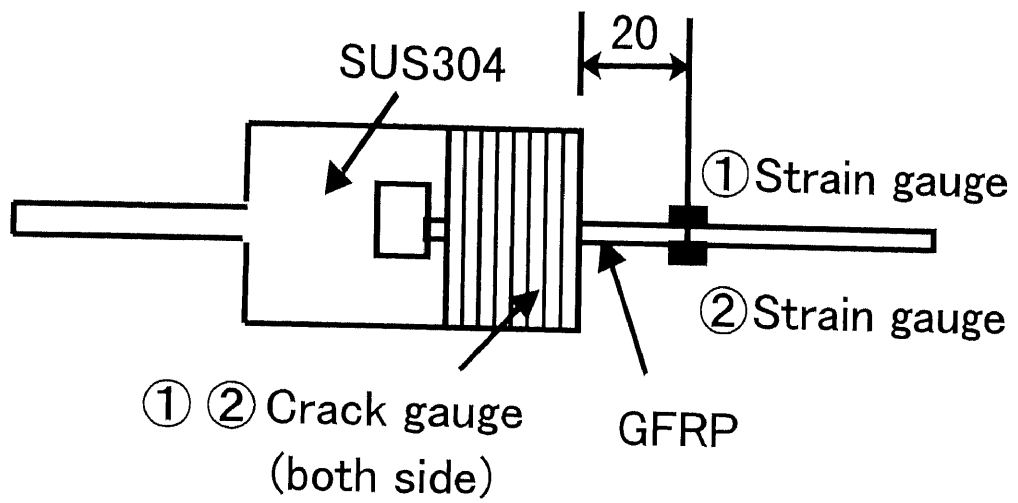


Fig .6.2 The location of crack gauges and strain gauges on double lap joints.

Table 6.1 Degradation conditions for fatigue tests

Temperature(°C)	Humidity(%)	Time (hours)
50	–	100
60	–	100
70	–	100
85	–	100
40	85	100
50	85	100~1800
60	85	100~702
65	85	100, 298
60	water	100, 216

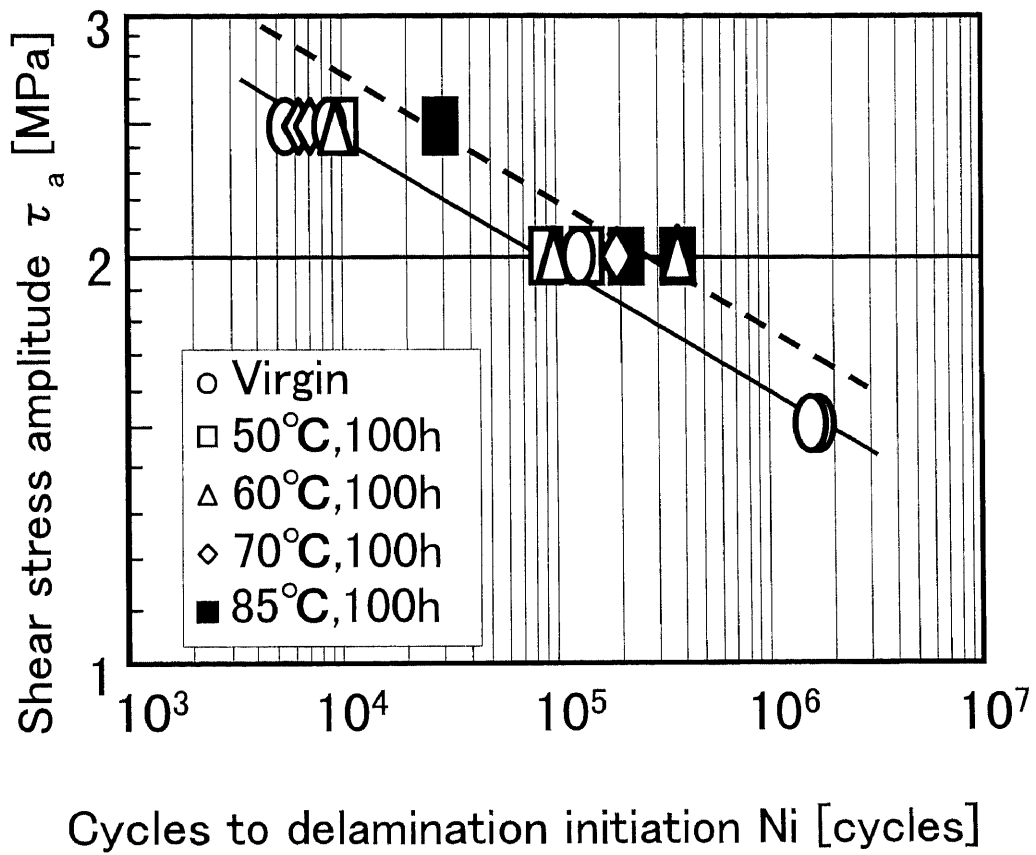


Fig. 6.3 Fatigue strength after degradation at temperature condition.

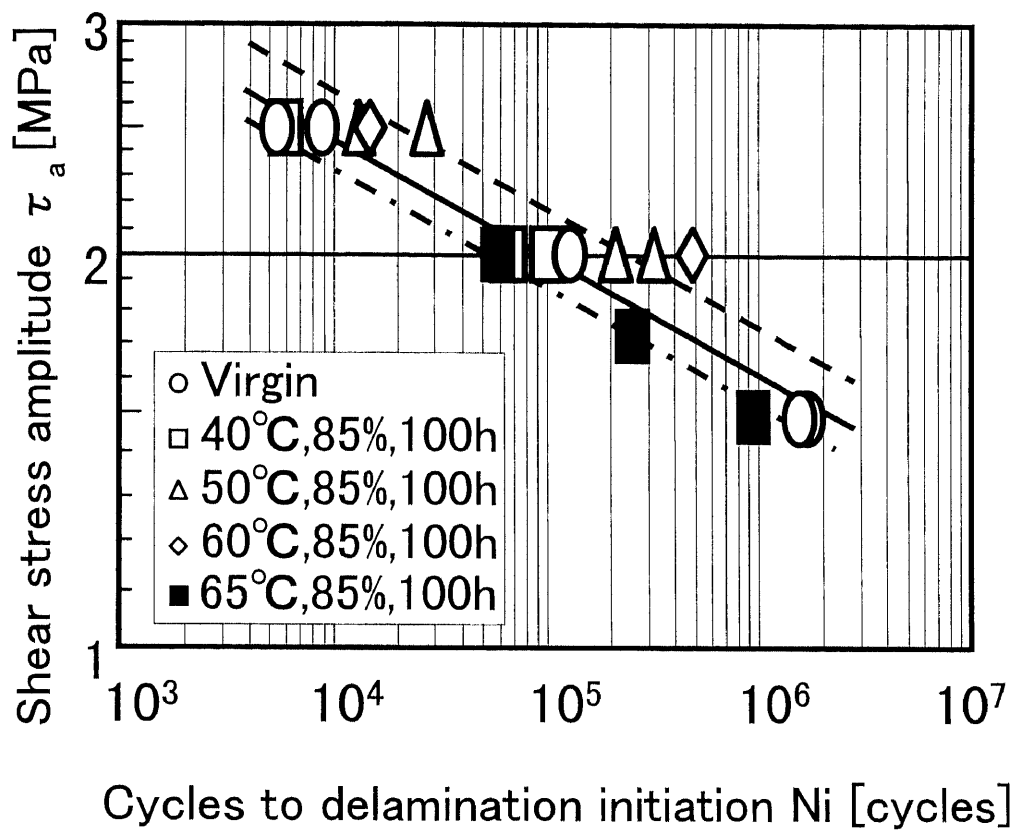


Fig. 6.4 Fatigue strength after degradation at high humidity condition.

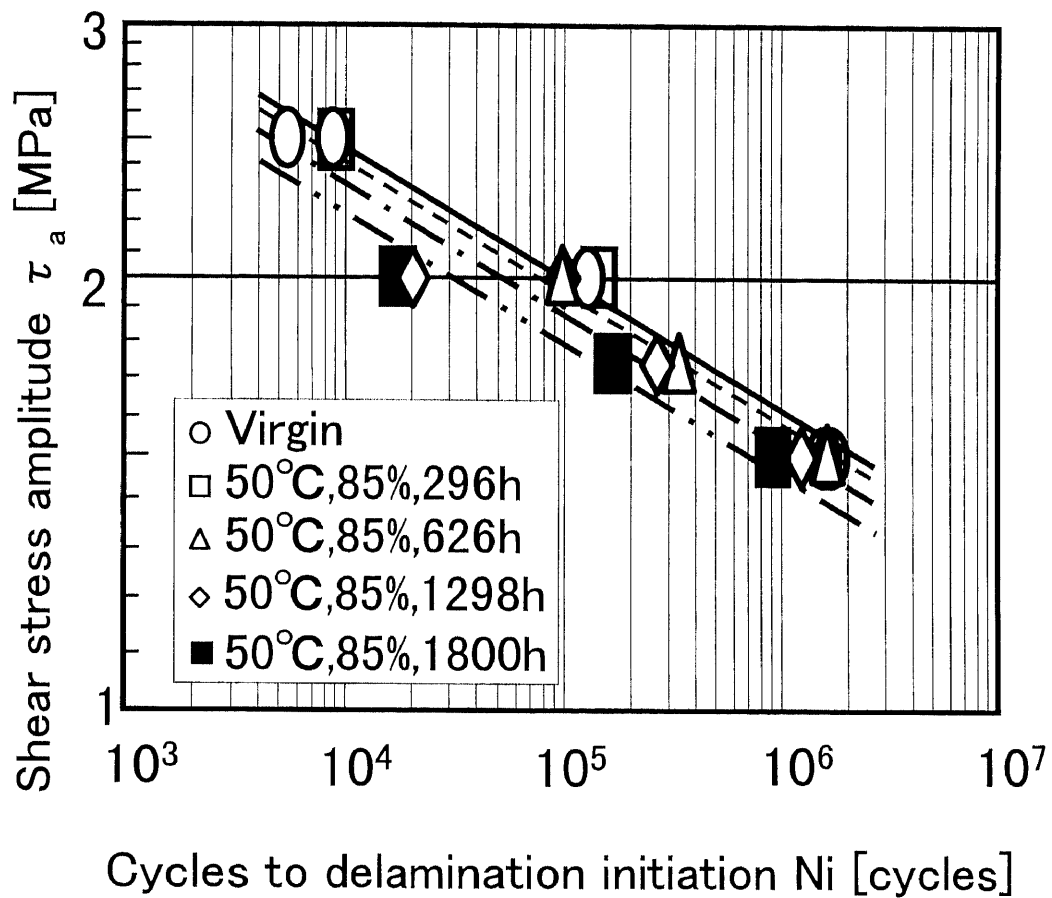


Fig. 6.5 Fatigue strength after degradation at 50 °C and 85 %.

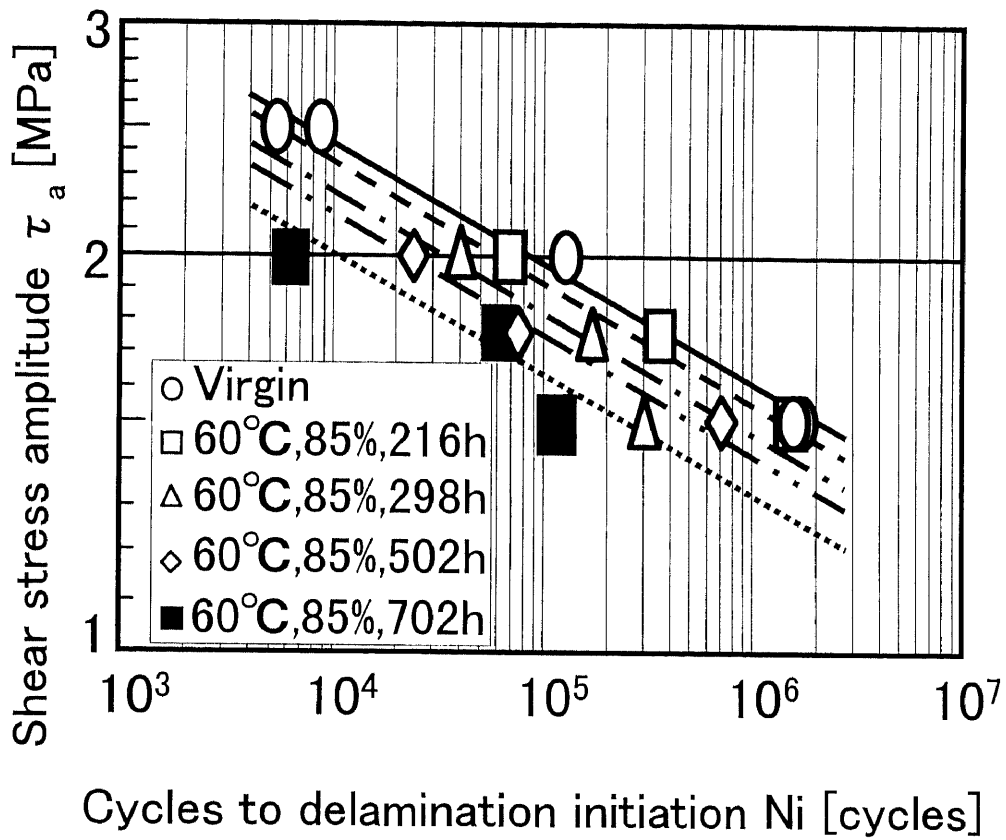


Fig. 6.6 Fatigue strength after degradation at 60 °C and 85 %.

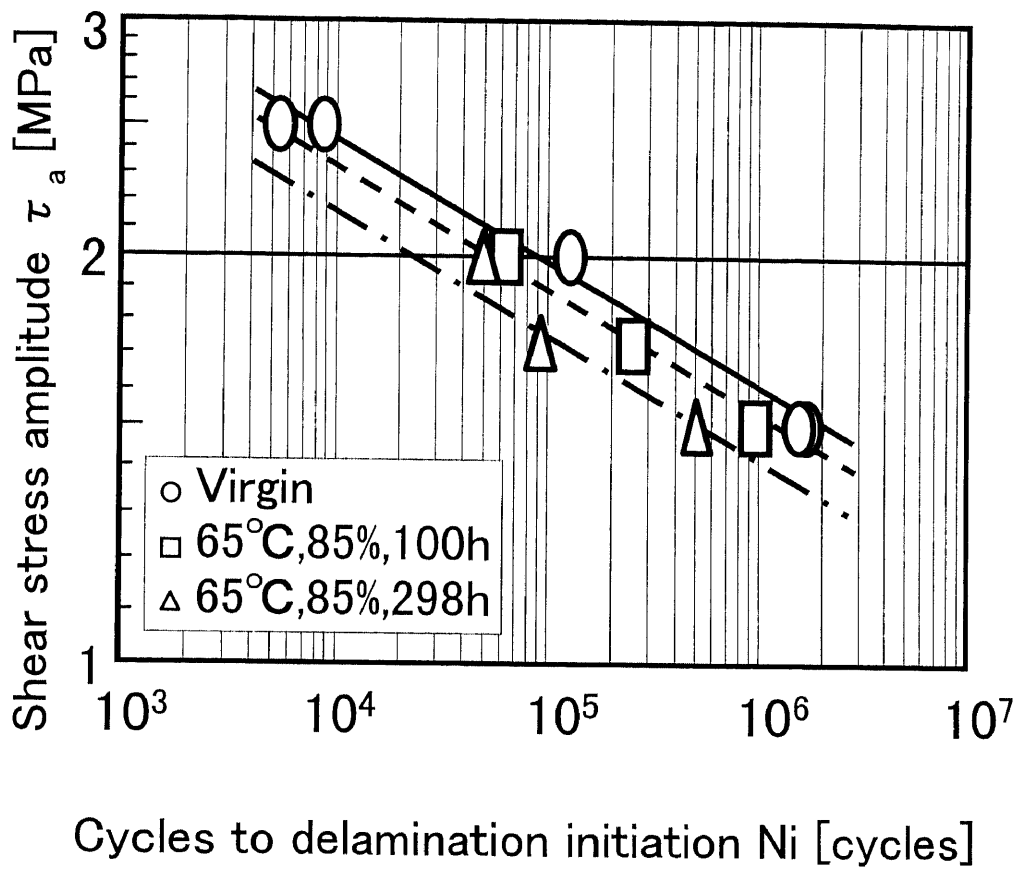


Fig. 6.7 Fatigue strength after degradation at 65 °C and 85 %.

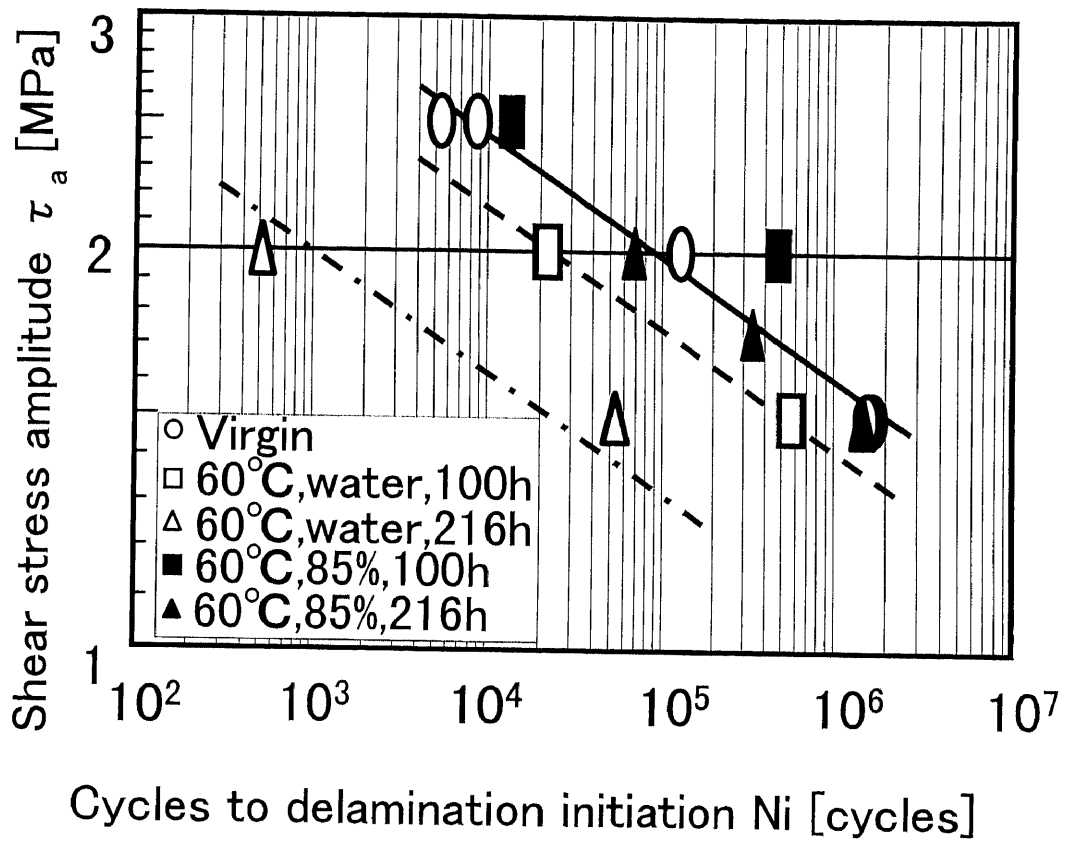


Fig. 6.8 Comparison of fatigue strength at 60 °C in the water with fatigue strength at 60 °C and 85 %.



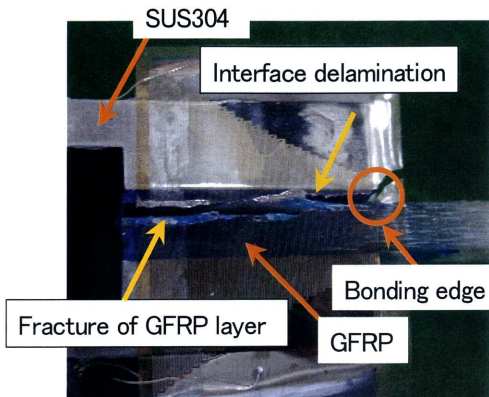


Fig. 6.9 Fracture surface of virgin adhesive joints.

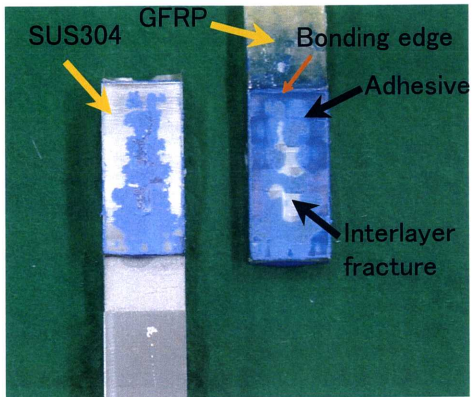


Fig. 6.10 Fracture surface of adhesive joints degraded at 50 °C and 85 % for 1298 hours.

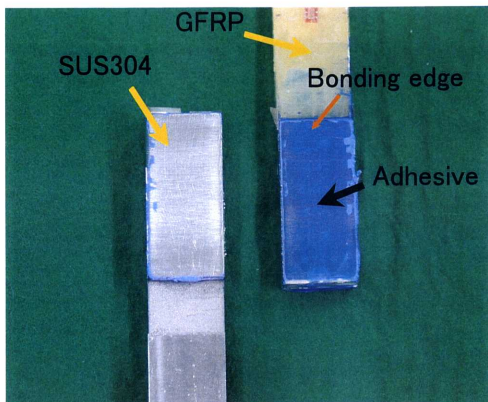


Fig. 6.11 Fracture surface of adhesive joints degraded at 65 °C and 85 % for 298 hours.

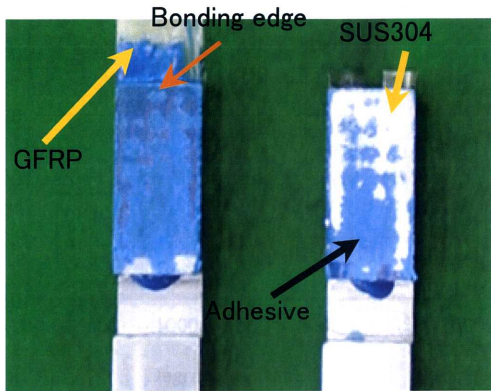


Fig. 6.12 Fracture surface of adhesive joints degraded at 60 °C in the water for 216 hours.

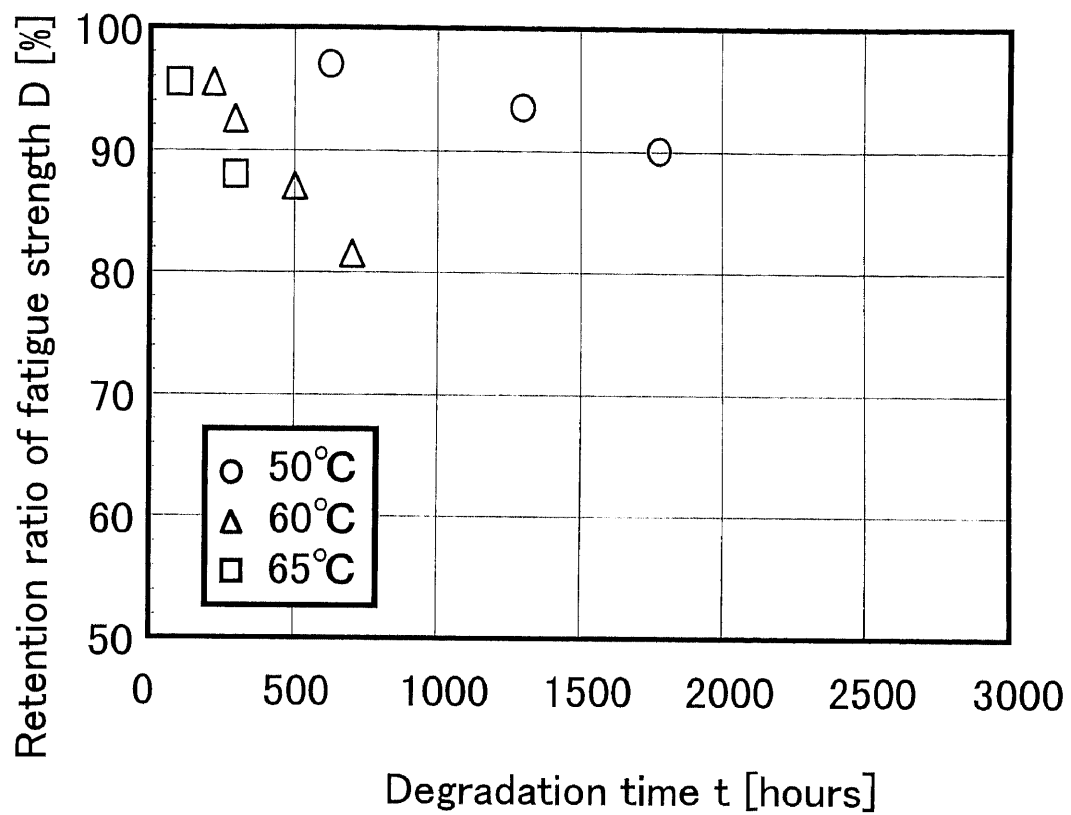


Fig. 6.13 Relationship between retention ratio of fatigue strength and degradation time.

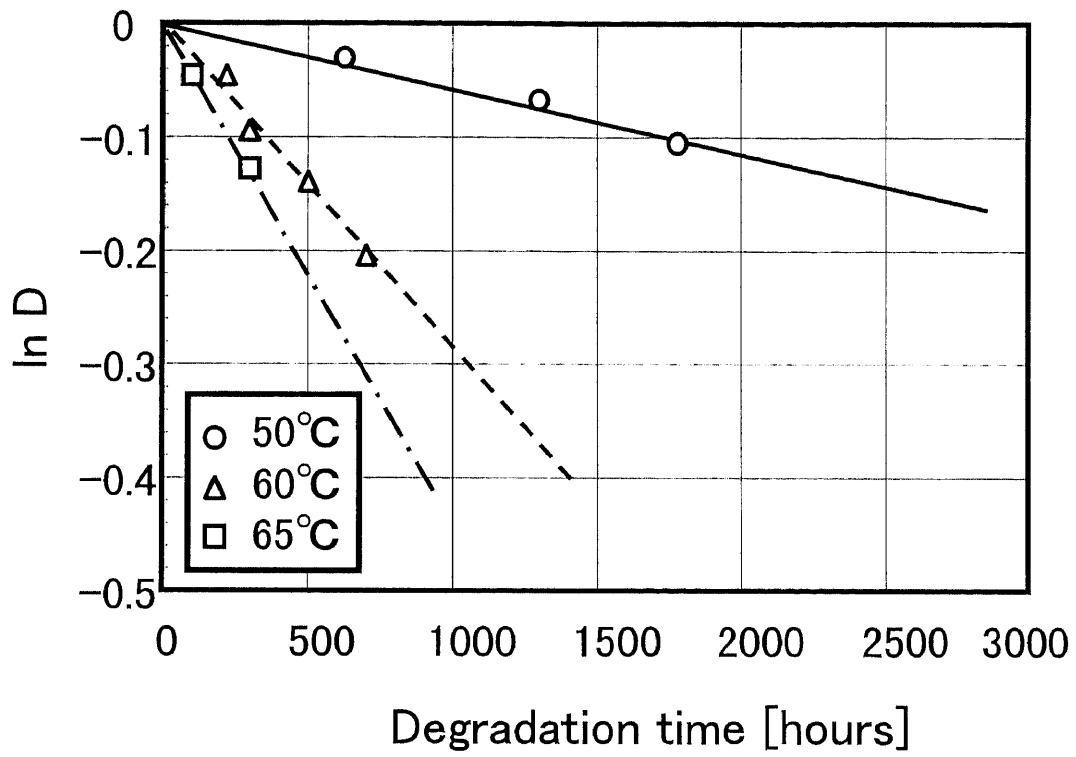


Fig. 6.14 Relationship between  $\ln D$  and degradation time.

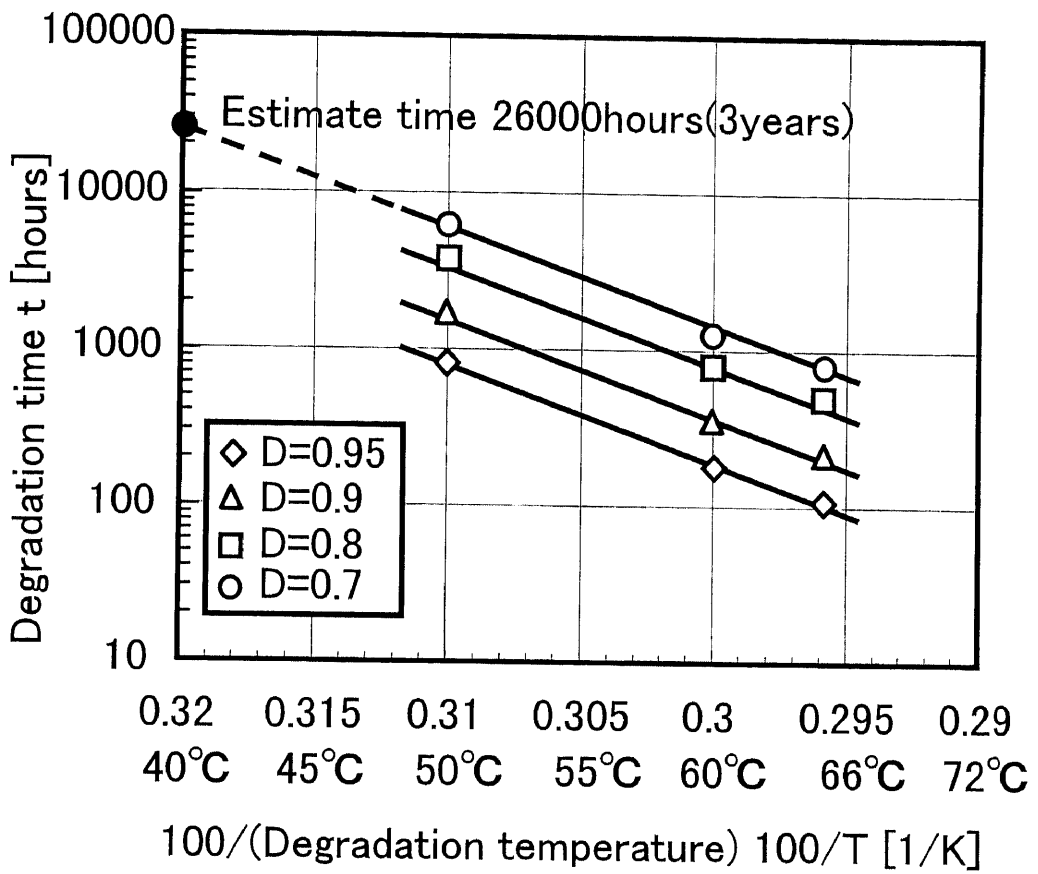


Fig. 6.15 Evaluation results of degradation time by using arrhenius plots.

## 第七章

### 総括



## 第七章 総括

第一章では、本研究の対象である縦軸斜流ポンプと超電導磁気浮上式鉄道の概要について述べた。そして、本研究の目的を明確化した。

第二章では、接着構造の強度評価技術に関する既往の研究を調査した。まず、接着構造の強度評価法については、接着継手のはく離強度評価法、熱応力下での接着継手の疲労強度評価法について調査を行い、本研究で開発した応力特異場パラメータを用いた強度評価法の優位性を述べた。

次に、接着強度向上法に関する調査を行い、フィレット形状をコントロールする従来技術に比べて、ポリエステル樹脂とガラスマットを用いて接着端を補強する技術を開発し、その優位性を述べた。

温度、湿度環境での接着継手の耐久性評価法に関する調査を行い、長期環境劣化後の疲労強度評価法として、アレニウスプロットを用いる方法が優れていることを述べた。

第三章では、GFRP/SUS304 接着構造のはく離評価手法について述べた。まず、接着構造が負荷を受けると、接着界面にはせん断応力と垂直応力が働く。そのため接着界面のはく離強度評価にはせん断応力と垂直応力の影響を考慮した混合モード破壊基準が必要になる。

引張せん断荷重を受ける二重重ね合せ継手の接着界面にはせん断応力と垂直応力が働く。この接着界面に働く垂直応力の影響を明らかにするために、接着界面に面圧を負荷することができる装置を開発した。この面圧付与装置はボルト式とし、ボルトの中心にひずみゲージを貼付する構成とした。そして、荷重とひずみの関係の校正をあらかじめ行い、ひずみの値から接着界面に負荷している荷重を算出した。この装置を用いて二重重ね合せ継手の接着界面に面圧を与えた状態で引張せん断試験を行った結果、二重重ね合せ継手の引張せん断はく離強度は面圧の増加とともに増大した。そして、この二重重ね合せ継手の面圧下での引張せん断試験結果を応力特異場の

強さで整理した結果、接着端から発生するはく離は垂直応力による応力特異場の強さで評価できることが分かった。

次に、面圧を与えた状態での二重重ね合せ継手の引張せん断試験、圧縮せん断試験および T 字型継手の引張試験結果を応力特異場の強さで整理した結果、せん断応力の特異場の強さと垂直応力の特異場の強さをを用いた 2 パラメータはく離評価線図により、接着継手のはく離強度を評価できることが分かった。

本章では GFRP と SUS304 を被着体として用いたが、開発した応力特異場パラメータを用いた 2 パラメータはく離評価線図は、他の被着体を用いた接着構造のはく離評価にも用いることができる汎用的な方法である。

第四章では、超電導磁気浮上式鉄道用荷重支持体を対象とし、 $Al_2O_3$ FRP/SUS304 接着構造の極低温下での疲労強度評価方法について述べた。第三章で本研究で用いたエポキシ系接着剤を用いた FRP/SUS304 接着構造に引張せん断荷重が負荷されると、垂直応力が支配的であることが分かったので、疲労強度の評価は垂直応力の特異場の強さをを用いた。接着継手としては熱応力が異なる二重重ね合せ継手と埋込み継手を用いた。まず、この 2 種類の接着継手のはく離端の応力特異場の強さを求めた結果、二重重ね合せ継手ははく離の発生、埋込み継手ははく離の停留で疲労強度が決まることが分かった。次に、二重重ね合せ継手のはく離進展試験結果からはく離進展速度と応力特異場の強さ範囲の関係を求め、この結果から埋込み継手の室温での疲労限を予測した結果は実験結果とよく一致した。また、二重重ね合せ継手と埋込み継手の液体窒素温度での疲労試験結果を応力特異場の強さで評価した結果、極低温での接着継手の疲労強度を、熱応力による強度低下と、強度そのものの温度依存性に分離して評価可能であることが分かった。

第五章では、接着端をガラスマットで補強することによる接着継手の強度向上法について述べた。接着はく離強度は第三章で述べたように、せん断応力の特異場の強さと垂直応力の特異場の強さによ

る2パラメータはく離評価線図により、評価できる。しかし、接着継手の更なる強度向上が要求されるため、接着端をガラスマットとポリエステル樹脂で補強する強度向上法について述べた。接着端をガラスマットで補強することにより、接着継手の強度は向上し、その効果はテーパ継手よりI字型継手の方が大きい。また、接着端をガラスマットで補強した接着継手の強度は応力特異場パラメータで評価できることが分かった。

第六章では、GFRP/SUS304接着構造の環境劣化について述べた。まず温度、湿度、水環境が接着疲労強度に及ぼす影響を調査した。その結果、温度85℃あるいは温度50から60℃と湿度85%を100時間接着継手に与えると、接着疲労強度は向上することが分かった。次に、水環境に暴露した継手の疲労強度を同じ温度で85%の湿度環境下に暴露した継手の疲労強度と比較した結果、湿度85%の環境より、水環境に暴露した接着継手の方が疲労強度は大きく低下することが分かった。よって、水環境下で使用する場合には、接着端をコーティングするなどの対策が必要である。次に、湿度85%の環境に長時間接着継手を暴露すると、接着強度が低下することが分かったので、アレニウス則を本研究で対象としたエポキシ系接着剤を用いたGFRP/SUS304接着継手の疲労強度に適用した。その結果、低温環境で長期間使用後の疲労強度低下を高温で短時間の疲労強度データから予測できることを明らかにし、アレニウス則を用いた環境劣化評価法が本研究で対象としたエポキシ系接着剤を用いたGFRP/SUS304接着構造に対しても成り立つことが分かった。

## 今後の展望

接着構造は、接着剤と被着剤の組み合わせがほぼ無限にあり、それらの組み合わせに応じた研究が行われている。本研究で得られたはく離強度評価に関する成果は、接着剤と被着材の組み合わせに関係なく適用できる汎用的な方法であり、有用性は高いと考えられる。さらに本研究では、種々の環境下での接着疲労強度評価法を開発し

たので、それらの環境で使用される接着構造を有する産業機器の強度信頼性に寄与できる。

さらに、本研究で得られた技術は、製品の設計や接着剤の開発等に用いられることにより、広く産業分野に浸透していくことが期待される。

補章

セラミックスのプロセスゾーン寸法  
破壊基準

## 補 章 セラミックスのプロセスゾーン寸法破壊基準

### 8.1 緒 言

セラミックスは高温強度，耐食性および耐摩耗性に優れているために，エネルギー関連機器の材料として有望視されている。しかし，セラミックスは典型的な脆性材料であるために，その構造設計に際しては，検討すべき問題が多く残されている。その一例としては，セラミックスの破壊靱性直はき裂長さや切欠先端半径に依存して変化し，材料定数ではないことが上げられる<sup>(8.1) ~ (8.10)</sup>。

この点に関する線形破壊力学面からの研究例としては，次のようなものがある。き裂先端部に結晶粒径に等しい半円き裂を想定し，その部分での応力拡大係数がある限界値に達した時<sup>(8.11)</sup>，また，き裂先端のある領域の平均応力がある限界値に達した時に破壊が発生する<sup>(8.12)</sup>とのクライテリオンで上記特性を統一的に説明できることが示されている。さらに，ある長さの仮想き裂を想定することにより，上記微小き裂特性を説明できるという報告<sup>(8.4) (8.13)</sup>もある。

一方，き裂先端部のある領域内では，多数のマイクロクラックが形成されたり<sup>(8.14)</sup>，応力誘起相転移が生じて体積増加が起こったりする<sup>(8.15)</sup>。そのために，その領域内の応力は低下して， $1/\sqrt{r}$ の特異性を示さなくなる。このような領域はプロセスゾーンと呼ばれている。プロセスゾーンは，力学的にはちょうど塑性域に類似したものであり，セラミックスの強靱化上重要なものである<sup>(8.15)</sup>。

このプロセスゾーン寸法そのものに注目した破壊のクライテリオンがいくつか提案されている<sup>(8.16) ~ (8.18)</sup>。その一例として塑性域寸法をクライテリオンにすることにより，鉄鋼材料の脆性破壊特性に及ぼす予荷重の効果が説明されている。また，プロセスゾーンモデルに基づいて軟鋼材の $K_{Ic}$ の温度や切欠先端半径依存性が検討されている。しかし，プロセスゾーン寸法破壊基準のセラミックスへの適用性を検討した研究例は見当たらないようである。そこで，本論文においては，セラミックスの靱性値のき裂長さおよび切欠先端半径

依存性に関する既往のデータ<sup>(8.1)~(8.10)</sup>を収集して、それをプロセスゾーン寸法破壊基準で検討した結果について述べる。

## 8.2 セラミックスのプロセスゾーン

セラミックスのき裂や切欠きの先端部には、図 8.1 のようなプロセスゾーンが形成される。このプロセスゾーン内では、前述のごとく、多数のマイクロクラックが形成されたり、応力誘起相転移が生じて体積増加が起こったりするために、その領域内の応力が低下して、 $1/\sqrt{r}$ の特異性を示さなくなる。プロセスゾーン内の応力分布は、図 8.1 の AO あるいは CO のように加工硬化や加工軟化に類似した特性を示す場合もあると考えられるが<sup>(8.11)</sup>、ここでは、簡単のために、図 8.1 の BO のごとく一定応力 $\sigma_p$ であるとする。

このプロセスゾーンの寸法  $D$  がき裂長さ等に比べて小さくて、小規模降伏に類似した応力状態が成立している場合には、 $K_{Ic}$  一定の破壊条件が成立する。しかし、プロセスゾーンの寸法  $D$  が大きくて、小規模降伏に類似した応力状態が成立していない場合には、 $K_{Ic}$  一定の破壊条件は成立しない。その限界条件は、ASTM規格の下式で与えられる。

$$W - a, B, a \geq 2.5 \left( \frac{K_{Ic}}{\sigma_p} \right)^2 \quad (8.1)$$

ここで、 $W$ は試験片幅、 $a$ はき裂長さ、 $B$ は板厚である。

そこで、式(8.1)を既往の実験データに適用して $\sigma_p$ の値を検討することとした。解析の対象とした材料と機械的性質等を表 8.1 に示す。表 8.1 の  $a_c^*$ とは  $K_{Ic}$  あるいは  $K_{Ih}$  一定条件が成立する限界の等価き裂寸法である。文献(8.5)、(8.6)の  $a_c^*$ は図 8.4 や図 8.5 から読取ったが、その他の  $a_c^*$ は文献(8.1)から引用した。ここで  $K_{Ih}$ とは、静疲労限に対する下限界応力拡大係数である。この限界き裂寸法  $a_c^*$ とその材料の  $K_{Ic}$  あるいは  $K_{Ih}$  を式(8.1)に代入して得られた  $\sigma_p$  を平滑材の破壊応力  $\sigma_F$  あるいは静疲労限応力  $\sigma_{lh}$  と比較して図 8.2 に示す。

これより，プロセスゾーン形成応力  $\sigma_p$  は平滑材の破壊応力  $\sigma_F$  あるいは静疲労限応力  $\sigma_{th}$  にほぼ等しい値であることが分かる。したがって，以下では式 (8.2) のごとく，プロセスゾーン形成応力  $\sigma_p$  は平滑材の破壊応力  $\sigma_F$  あるいは静疲労限応力  $\sigma_{th}$  に等しいものとして議論を進めることとする。

$$\sigma_p = \sigma_F \text{ OR } \sigma_{th} \quad (8.2)$$

き裂材の場合，プロセスゾーンの寸法  $D$  が小さくて，小規模降伏に類似した応力状態が成立している場合には，プロセスゾーンの寸法  $D$  は下式で与えられる。

$$D = \frac{\pi}{8} \left( \frac{K}{\sigma_F} \right)^2 \quad (8.3)$$

一方，プロセスゾーンの寸法  $D$  が大きくて，小規模降伏に類似した応力状態が成立していない場合には，プロセスゾーンの寸法  $D$  は Dugdale モデルに基づいた下式で与えられる。

$$D = a \left\{ \sec \left( \frac{\pi \sigma}{2 \sigma_F} \right) - 1 \right\} \quad (8.4)$$

一方，切欠材の場合の弾性応力分布は M・Creager により下式のように与えられている。

$$\sigma_x = \frac{K}{\sqrt{\pi}} \cdot \frac{2(r+\rho)}{\sqrt{(2r+\rho)}} \quad (8.5)$$

安藤らは式 (8.5) と荷重平衡法を用いて，塑性域寸法  $R$  を切欠先端半径  $\rho$ ，降伏応力  $\sigma_y$  および応力拡大係数  $K$  の関数として，平面応力と平面ひずみの場合について求めている<sup>(8.17)</sup>。一方，セラミックスのプロセスゾーン内では，多数のマイクロクラックが形成されたり，応力誘起相転移が生じているわけであるが，それらの形成条件は降伏と異なり，最大応力一定条件に従っていると考えられる。

そこで，切欠材の場合にも，図 8.3 のごとくプロセスゾーン内の応力は  $\sigma_p$  ( $\sigma_F$ ) の一定値であるとすれば，面積  $A C E F =$  面積  $B C H G$  の条件より，プロセスゾーン寸法  $D$  は下式で与えられる。



$$\frac{D}{\rho} = \frac{\pi^2}{8} \cdot \frac{\alpha_Y(1+2\alpha_Y)}{1+\alpha_Y} \quad (8.6)$$

ここで、 $\alpha_Y$  は  $r_Y/\rho$  であり、 $r_Y$  は切欠先端から  $\sigma_{yy} = \sigma_F$  となる点までの距離である。したがって、 $\alpha_Y$  は、 $K$ 、 $\sigma_F$  および  $\rho$  の関数として下式で与えられる。また、 $\pi^2/8$  は  $\rho = 0$  で  $\sigma \ll \sigma_F$  のときの Dugdale モデルの結果と対応させるために付した補正係数である。

$$\frac{K}{\sigma_F \sqrt{\rho}} = \sqrt{\pi} \frac{\sqrt{(1+2\alpha_Y)^3}}{2(1+\alpha_Y)} \quad (8.7)$$

以上より、式 (8.1) から式 (8.7) を用いて、プロセスゾーン寸法  $D$  を、き裂長さ  $a$ 、応力  $\sigma$ 、切欠先端半径  $\rho$  および応力拡大係数  $K$  の関数として評価することが可能である。

### 8.3 プロセスゾーン寸法破壊基準による先進セラミックスの強度評価

#### 8.3.1 破壊応力のき裂長さ依存性

破壊応力の等価欠陥寸法依存性に関する先駆的研究結果を文献 (8.6) から引用して図 8.4 に示す。これは窒化ケイ素に関する結果であり、○印は室温および 1000℃ における即時破壊の、また△印は 1000℃ における静疲労限の結果である。図中の点線は、 $K_{IC}$  あるいは  $K_{Ih}$  一定の破壊条件が成立するとした時のき裂材の破壊応力  $\sigma_c$  と等価欠陥寸法  $a_e$  の関係を示したものである。

一方、き裂材の破壊応力  $\sigma_c$  と等価欠陥寸法  $a_e$  の関係は、プロセスゾーン寸法を破壊基準とすることにより、式 (8.3) と (8.4) から誘導される下式で与えられる。

$$\frac{\pi}{8} \left( \frac{K_{IC}}{\sigma_F} \right)^2 = a_e \left\{ \sec \left( \frac{\pi \sigma_c}{2\sigma_F} \right) - 1 \right\} \quad (8.8)$$

また、図中の実線は式 (8.8) の  $\sigma_c$  と  $K_{IC}$  に表 8.1 に示した値を代入して、き裂材の破壊応力  $\sigma_c$  と等価欠陥寸法  $a_e$  の関係を求めたものである。これより、式 (8.8) で得られる  $\sigma_c$  と  $a_e$  の関係は実験値と極めて良い一致を示していることが分かる。文献 (8.1) では、このほかに

もアルミナ，炭化ケイ素およびサイアロンに関する一連の研究を実施している。これらの材料においても，実験値と式(8.8)による計算値は良く一致している。

図8.5はやはり窒化ケイ素に関する文献(8.5)の実験結果である。また，図8.6は窒化ケイ素とアルミナに関する文献(8.4)の結果である。この場合にも，実線は図8.4の場合と同様にして，式(8.8)から得られた計算値である。これらの場合には， $K_{IC}$ と $\sigma_F$ が明示されていなかったもので，図中に示した値を仮定した。これより，実験値と計算値は極めて良い一致を示していることが分かる。以上より，式(8.8)は静的強度および静疲労限に対して，十分な精度で適用できることが分かる。

図8.7は，文献(8.10)の複合セラミックスの破壊評価線図である。図中の点線は，下式で与えられるCOD一定の条件で得られた破壊評価線図である。

$$\frac{K_C}{K_{IC}} = \frac{\sigma_C}{\sigma_F} \left[ \frac{8}{\pi^2} \ln \left\{ \sec \left( \frac{\pi \sigma_C}{2 \sigma_F} \right) \right\} \right]^{-1/2} \quad (8.9)$$

また，図中の実線は，本研究で提案した，プロセスゾーン破壊基準に基づいて得られた破壊評価線図であり，下式で与えられる。

$$\frac{K_C}{K_{IC}} = \frac{\sigma_C}{\sigma_F} \left[ \frac{8}{\pi^2} \left\{ \sec \left( \frac{\pi \sigma_C}{2 \sigma_F} \right) - 1 \right\} \right]^{-1/2} \quad (8.10)$$

この複合セラミックスは，焼結時に一方向のみから加圧されていたために，極めて大きな異方性を示し，加圧方向に切り出された試験片は，それに直角の場合に比べて，約半分の破壊応力 $\sigma_F$ と破壊靱性値 $K_{IC}$ を示している。しかし，式(8.10)で与えられる破壊評価曲線は，いずれの方位の試験結果に対しても極めて良い一致を示している。

### 8.3.2 破壊靱性値の切欠先端半径依存性

破壊靱性値の切欠先端半径 ( $\rho$ ) 依存性に関する先進的な実験結果を文献 (8.7), (8.8), (8.9) から引用して図 8.8 と図 8.9 に示す。これより,  $\rho$  が 0.01 から 0.02 mm 以下の範囲では, 切欠材の破壊靱性値  $K_{Ic}(\rho)$  は  $\rho$  にほとんど依存せずほぼ一定値であるが, それ以上の  $\rho$  の領域では,  $\rho$  が増大するにつれて,  $K_{Ic}(\rho)$  が増大する傾向を示していることが分かる。さらに,  $K_{Ic}(\rho)$  の  $\rho$  依存性は材料によって異なっていることが分かる。図 8.8 は  $Si_3N_4$  と SiC の結果である。プロセスゾーン寸法破壊基準を作成するために, 文献 (8.7) から  $K_{Ic}$  と  $\sigma_F$  を読み取って, それらの値を式 (8.3), (8.6) および (8.7) に代入して  $K_{Ic}(\rho)$  と  $\rho$  の関係を求めた。その結果が図 8.8 中の実線である。これより, 計算値と実験値は良い一致を示していることが分かる。

図 8.9 は, 文献 (8.8), (8.9) から引用して, アルミナの  $K_{Ic}(\rho)$  の  $\rho$  依存性を示したものである。この場合には, 平滑材の破壊応力  $\sigma_F$  が不明であるので,  $\sigma_F$  をさまざまに変えた場合の結果を示した。これより,  $K_{Ic}(\rho)$  が同一の場合には,  $\sigma_F$  が大きいほど  $K_{Ic}(\rho)$  の  $\rho$  依存性が大きいことが分かる。以上より, プロセスゾーン寸法を破壊基準とし, 式 (8.3), (8.6) および (8.7) を用いることにより, セラミックスの  $K_{Ic}(\rho)$  の  $\rho$  依存性を定量的に評価可能であると結論される。

### 8.3.3 破壊特性の結晶粒径依存性

式 (8.3) の  $K$  に  $K_{Ic}$  を代入すれば限界プロセスゾーン寸法  $Dc$  が得られる。この  $Dc$  と平均結晶粒径  $d$  との関係を表 8.1 の材料について検討した結果を図 8.10 に示す。文献 (8.4) の  $Si_3N_4$  の結晶は直径 0.1 から 1  $\mu m$ , 長さ 10  $\mu m$  の柱状晶である。このような柱状晶の平均結晶粒径をどのように評価するかについては, 必ずしも明確ではない, しかし, 一般的には粒径が大きいほうが弱いことを勘案して, ここでは 0.75  $\mu m \times 10 \mu m$  の結晶粒と考えて, 平均粒径を 3  $\mu m$  とした。図 8.10 より, 限界プロセスゾーン寸法  $Dc$  は平均結晶粒径の約 5 倍となっていることが分かる。式 (8.3) に  $Dc=5d$  を代入することにより,

$K_{IC}$  と  $\sigma_F$  の関係は、下式のように与えられる。

$$K_{IC} = \sqrt{\frac{40d}{\pi}} \cdot \sigma_F \quad (8.11)$$

式 (8.11) は、当然のことながら、実験値 と 良い一致を示している。さらに、式 (8.3)、(8.8) および  $D_c = 5d$  を用いることにより、 $K_C / K_{IC}$  と  $a_e / d$  の関係は下式のように与えられる。

$$\frac{K_C}{K_{IC}} = \sqrt{\frac{a_e}{10d}} \cos^{-1} \left\{ \frac{1}{(5d/a_e) + 1} \right\} \quad (8.12)$$

この結果は、先駆的な研究結果<sup>(8.11)(8.12)</sup>とも良い一致を示している。

#### 8.4 結 言

- 1) セラミックスの破壊基準として、プロセスゾーン寸法破壊基準を提案した。これにより、多くの文献 [(8.1) から (8.10)] から引用した各種ファインセラミックスの破壊靱性値のき裂長さおよび切欠先端半径 ( $\rho$ ) 依存性を定量的に説明することができた。
- 2) 限界プロセスゾーンの寸法  $D_c$  は平均結晶粒径の 5 倍であることが分かった。

#### <参考文献>

- 8.1) 木本寛，宇佐美三郎，宮田寛，日本機械学会論文集，  
51, 471A (1985) pp. 2482
- 8.2) 三好俊郎，海老原理徳，佐々正，日本機械学会論文集，  
53, 486A (1986) pp. 267
- 8.3) 原田昭治，野田尚昭，遠藤達雄，永野光芳，材料，  
37-419, (1988) pp. 904
- 8.4) 鈴木賢治，田中啓介，山本雄司，中川平三郎，材料，  
38-429, (1989) pp. 582

8. 5) 谷口佳文, 北住順一, 山田俊郎 ; 材料, 38-430,  
(1989) pp. 777
8. 6) 町田隆志, 宇佐美三郎, 高橋一郎 ;  
日本機械学会論文集, 53, 492A (1987) pp. 1558
8. 7) 高橋一郎, 宇佐美三郎, 中門公明, 宮田寛, 志田茂,  
窯業協会誌, 93-4, (1985) pp. 186
8. 8) D. MUNZ, R. T. BUBSEY and J. L. SHANNON. Jr,  
J. Am. Ceram. Soc. , 63-5/6, (1980) pp. 300
8. 9) R. L. BERTOLOTTI, J. Am. Ceram. Soc. , 56-2, (1973) pp. 107
8. 10) E. R. De Los Rios, K. Ando and R. H. Biddulph, Fatigue  
and fracture of engineering materials  
and structures, 13-4 (1990) pp. 43
8. 11) S. Usami, H. kimoto, I. Takahashi and S. Shida,  
Eng. Fract. Mech. , 23-4 (1986) pp. 745
8. 12) 宮田寛, 中門公明, 木本寛, 日本材料強度学会誌, 21-2  
(1986) pp. 45
8. 13) 山田敏郎, 第 31 回材料強度と破壊総合シンポジウム  
論文集, 31 (1986) pp. 51
8. 14) 岸輝夫, 日本機械学会誌, 90-821 (1987) pp. 463
8. 15) 宮田寛, 材料, 37-415 (1988) pp. 361
8. 16) 越賀房夫, 日本造船学会論文集, 127 (1970) pp. 239
8. 17) 安藤柱, 小倉信和, 日本材料強度学会誌,  
10-4 (1976) pp. 193
8. 18) 安藤柱, 小倉信和, 日本材料強度学会誌,  
13-2 (1978) pp. 69

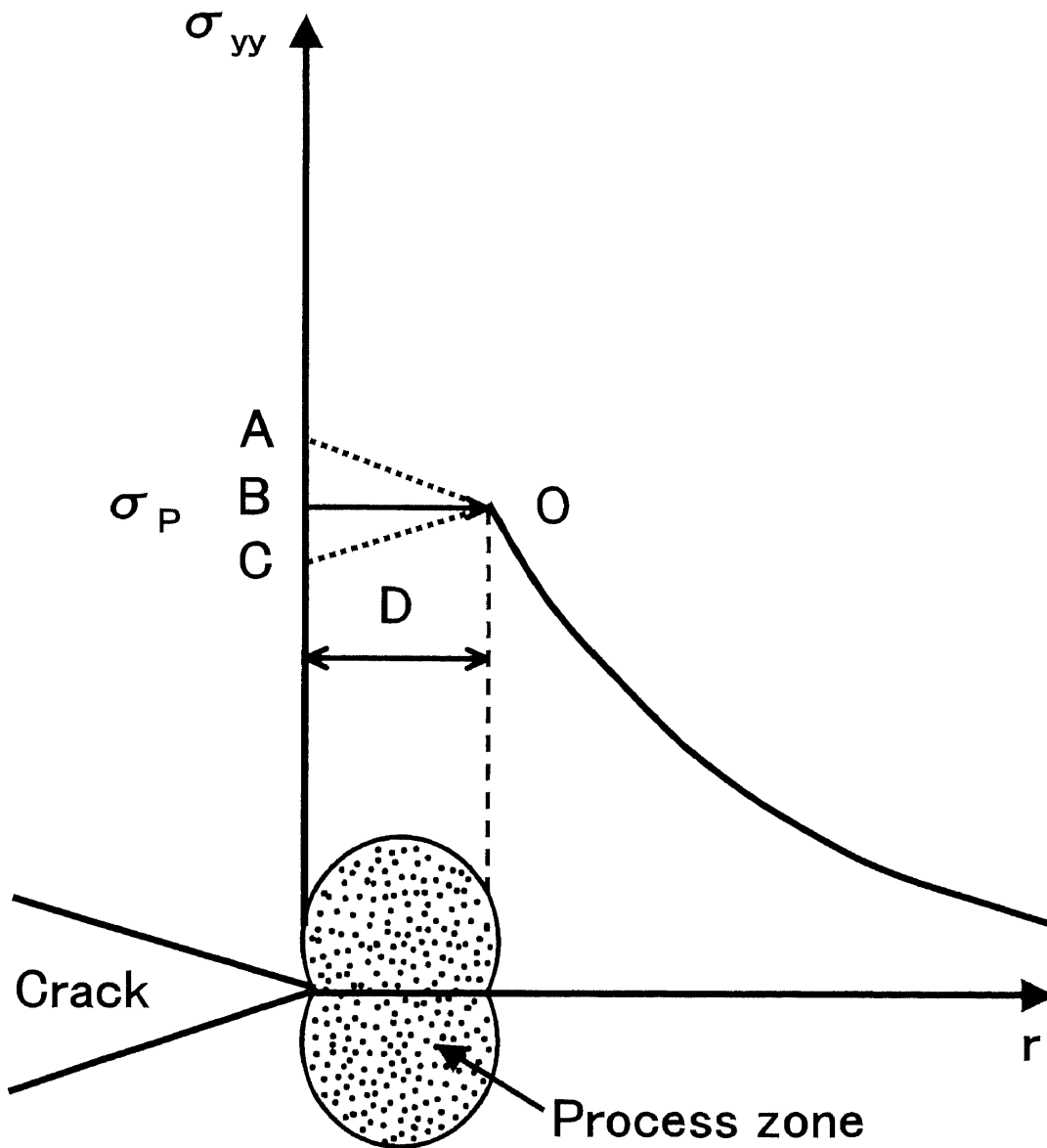


Fig.8.1 Process zone size and stress distribution near the crack edge

Table.8.1 Mechanical properties of materials

Material	$\sigma_F$ [MPa]	$K_{IC}$ [MPa $\sqrt{m}$ ]	d [ $\mu m$ ]	$D_C$ [ $\mu m$ ]	$a_e^*$ [mm]	Reference
$Al_2O_3$	200	3.1	20	94	0.40	(8.1)
$Al_2O_3$	500	3.3	3	17	–	(8.4)
$Si_3N_4$	650	4.5	4	19	0.15	(8.1)
$Si_3N_4$	580	4.3	4	22	0.14	(8.6)
$Si_3N_4$	750	5.2	3	19	–	(8.4)
$Si_3N_4$	920	5.6	–	15	0.10	(8.5)
$Si_3N_4^{(*)}$	290	2.7	4	34	0.23	(8.6)
SiC	620	3.7	3	14	0.15	(8.1)
Sialon	920	4.6	2	9.8	0.08	(8.1)

(\*) : Results of static fatigue,  $\sigma_F = \sigma_{th}$ ,  $K_{IC} = K_{th}$

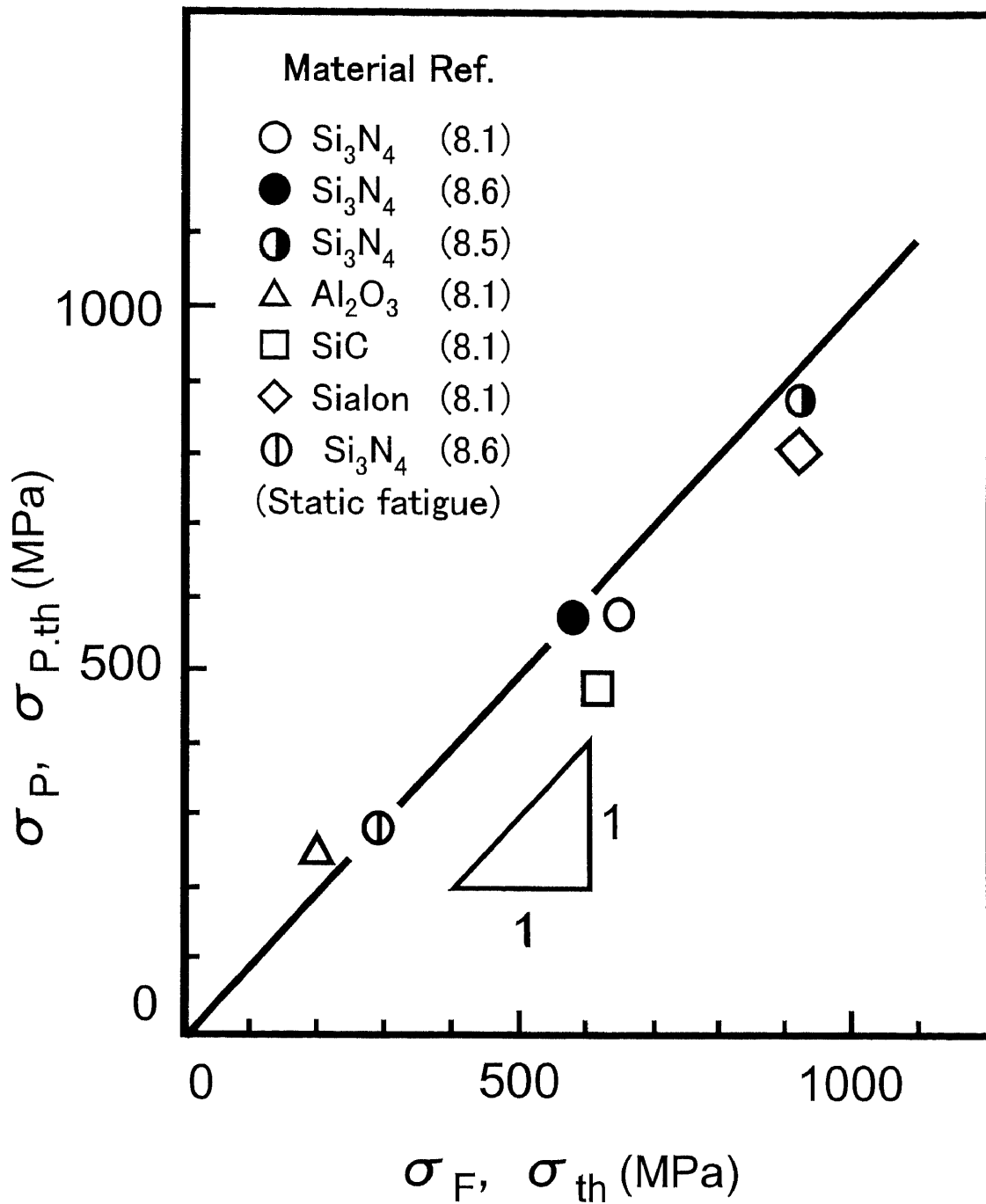


Fig.8.2 Relationship Between  $\sigma_P, \sigma_{P.th}$  and  $\sigma_F, \sigma_{th}$



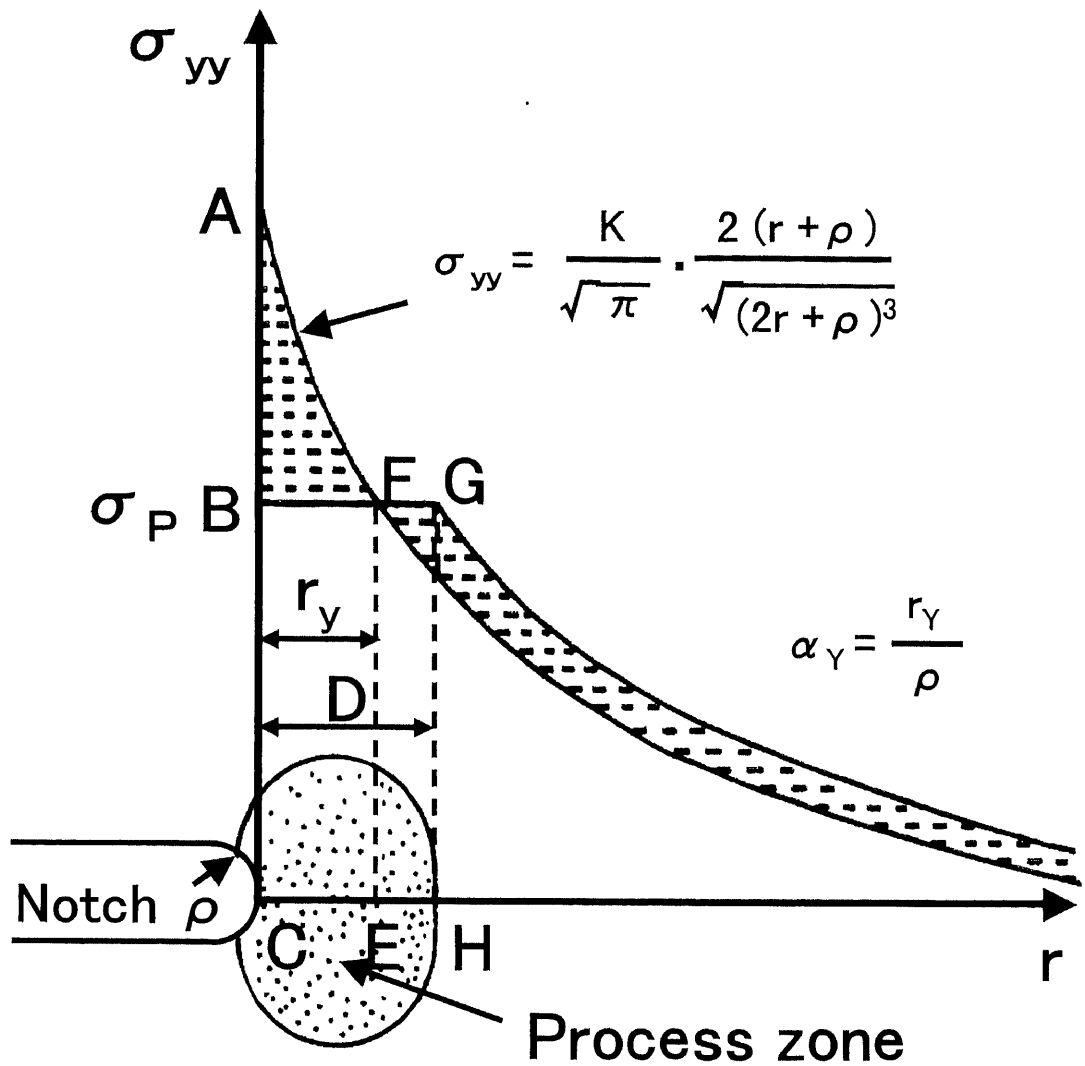


Fig.8.3 Process zone size and stress distribution near the notch edge

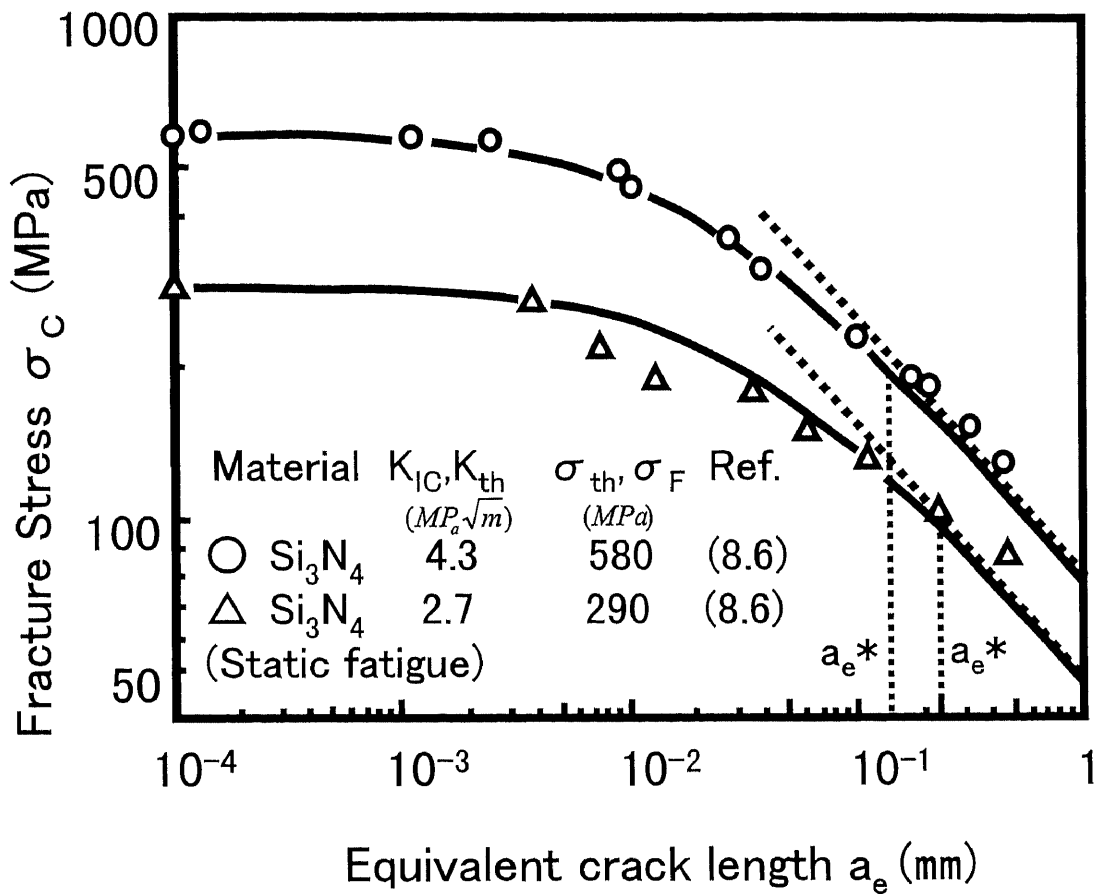


Fig.8.4 Relationship between equivalent crack length and fracture stress for  $Si_3N_4$  [Ref (8.6)]

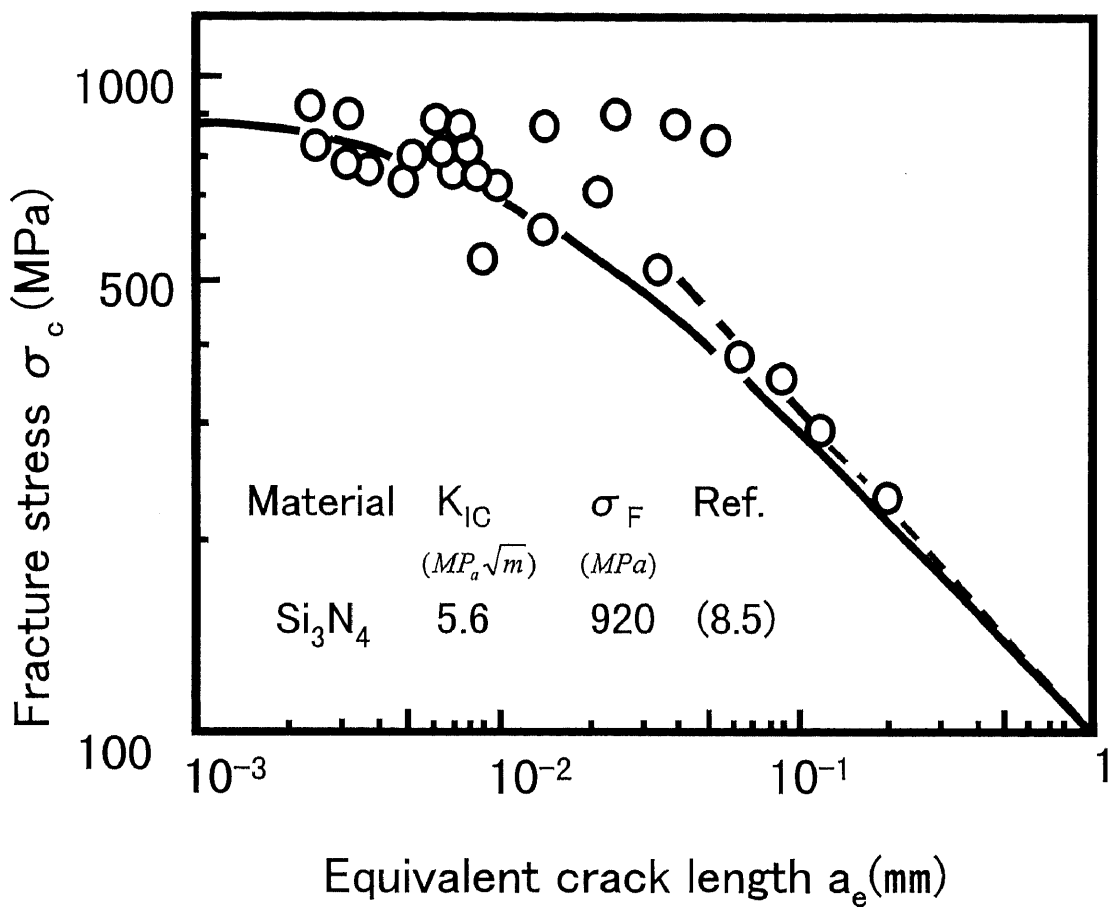


Fig.8.5 Relationship between equivalent crack length and fracture stress for  $Si_3N_4$  [Ref (8.5)]

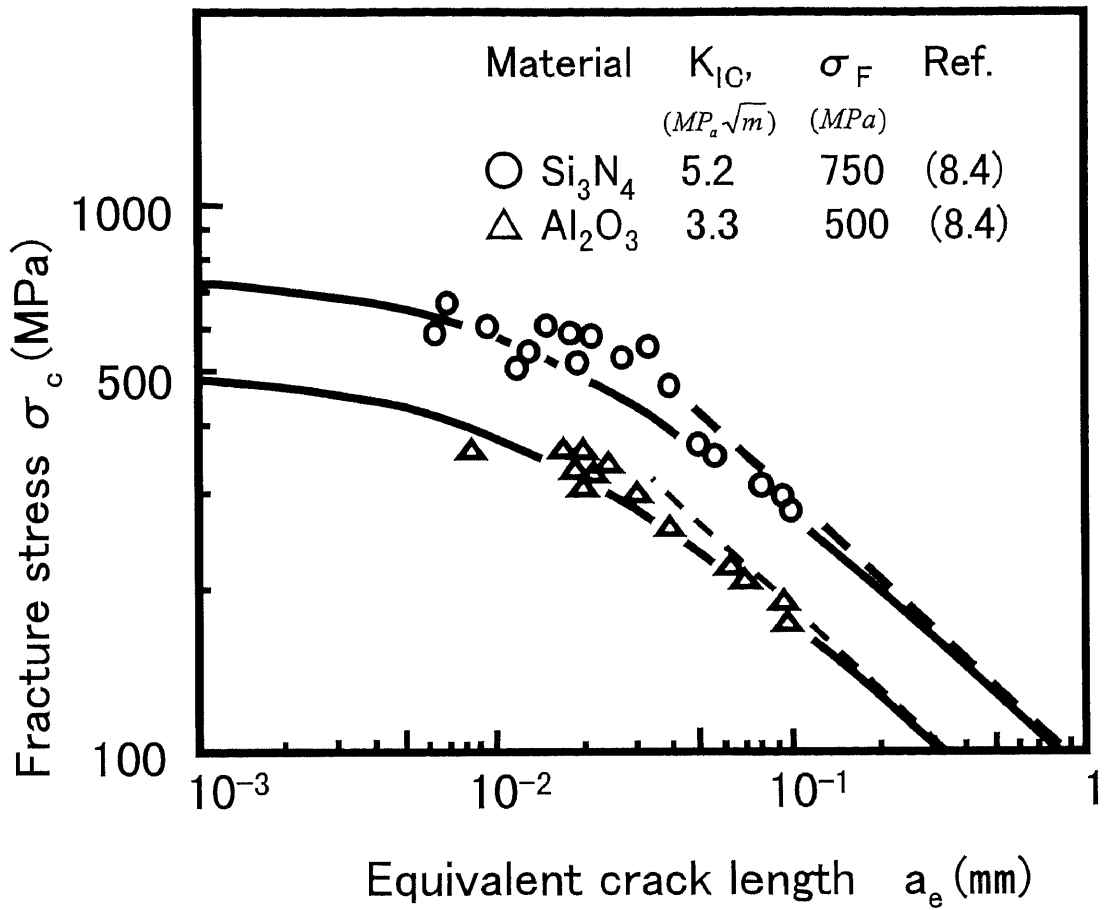


Fig.8.6 Relationship between equivalent crack length and fracture stress for  $Si_3N_4$  and  $Al_2O_3$ [Ref (8.4)]

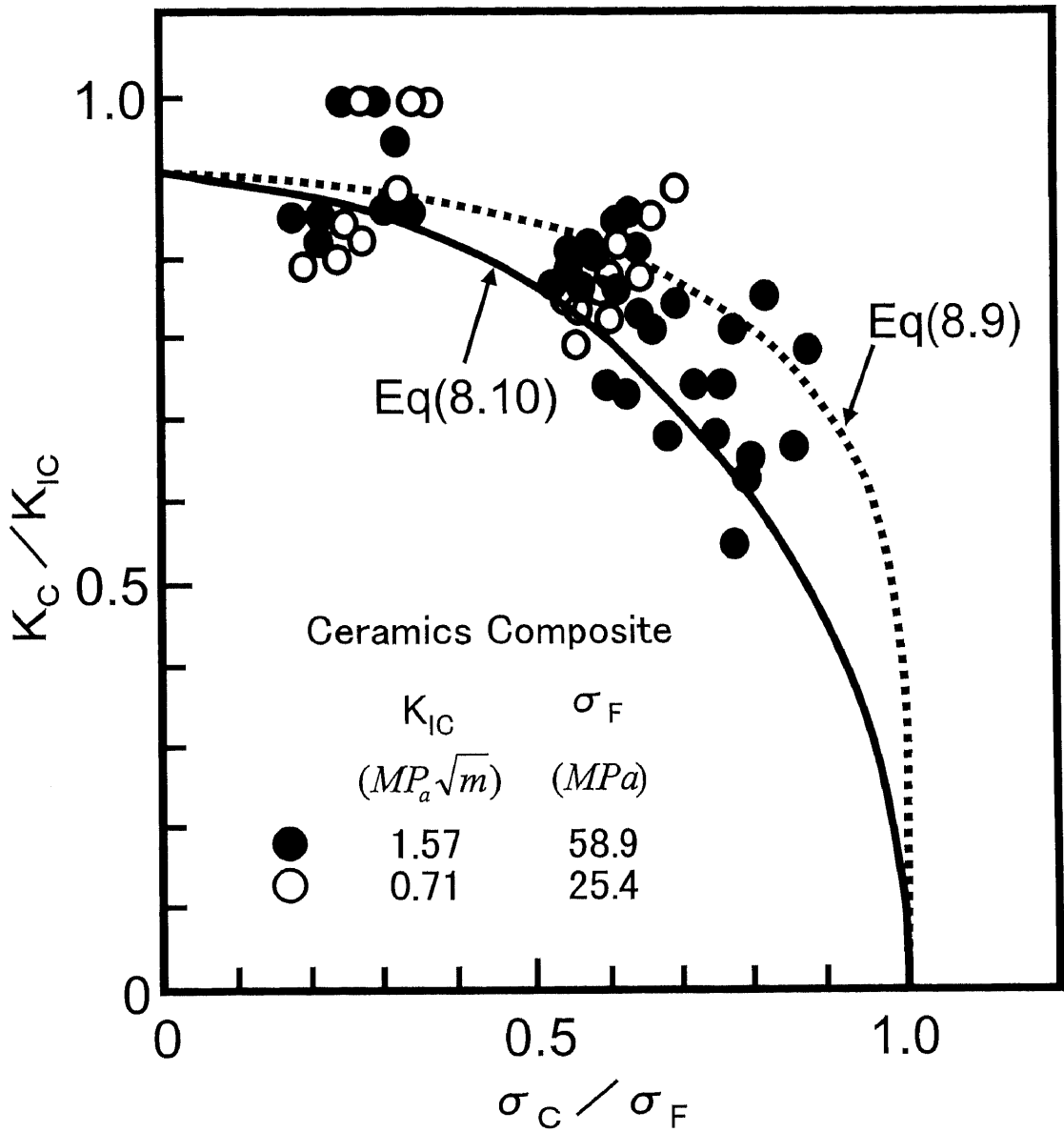


Fig.8.7 Fracture diagram for composite ceramics.

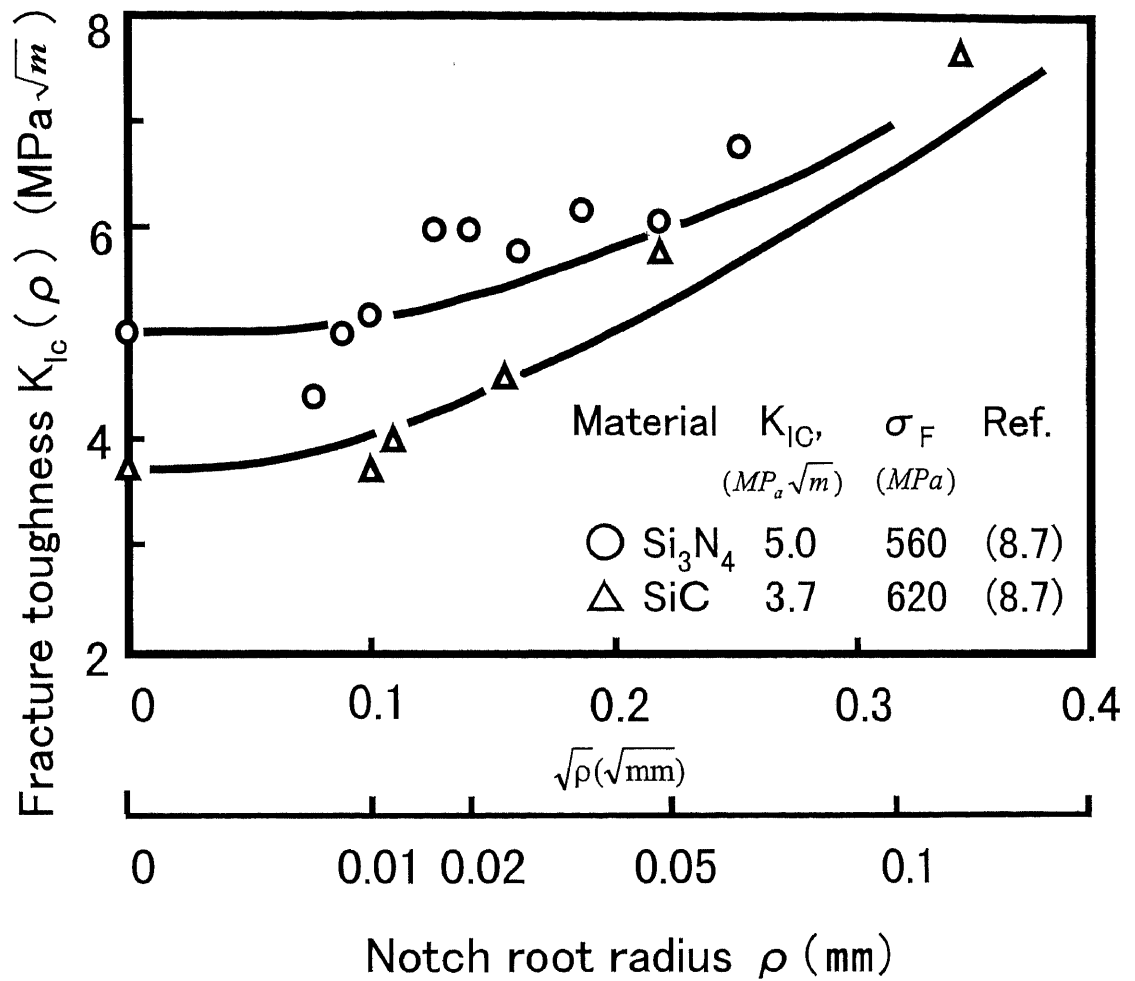


Fig.8.8 Relationship between notch root radius and fracture toughness [Ref (8.7)]

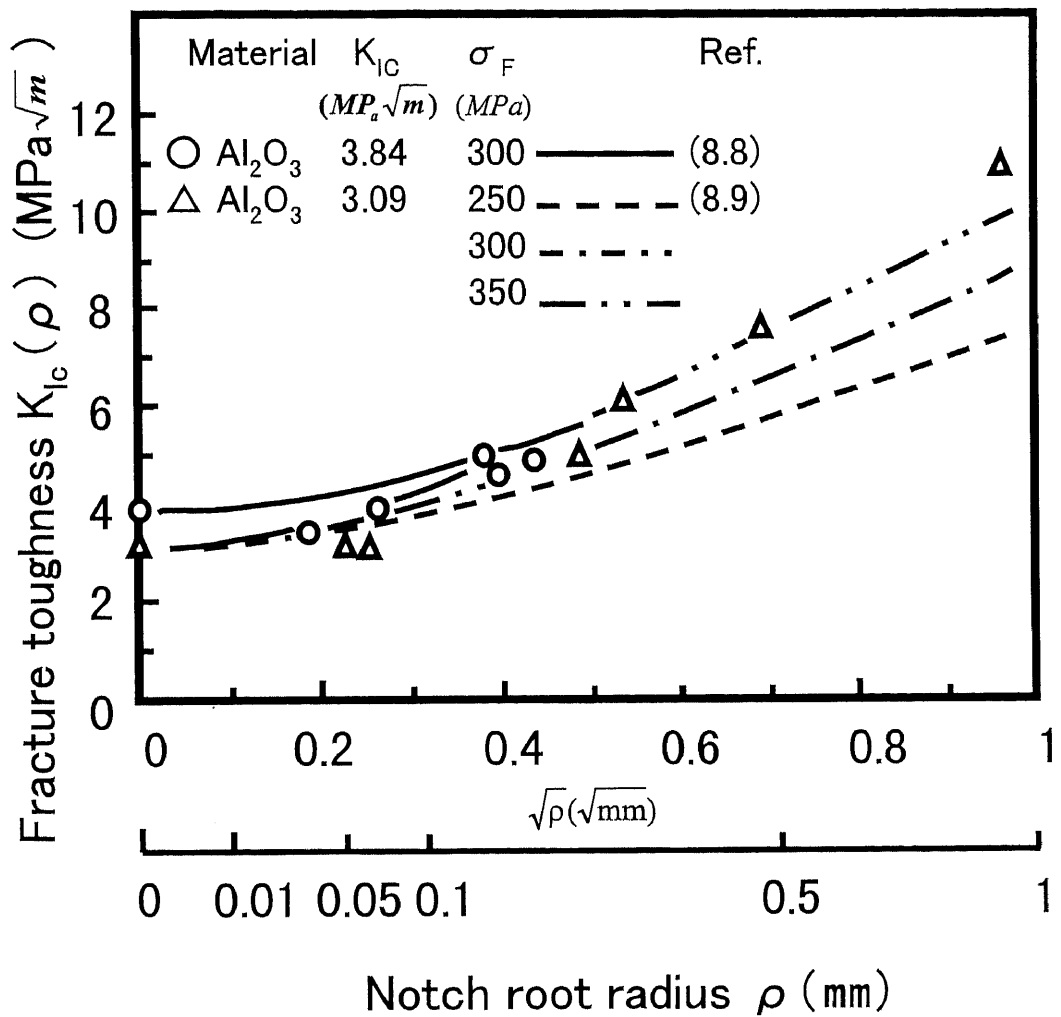


Fig.8.9 Relationship between notch root radius and fracture toughness [Ref (8.8)(8.9)]

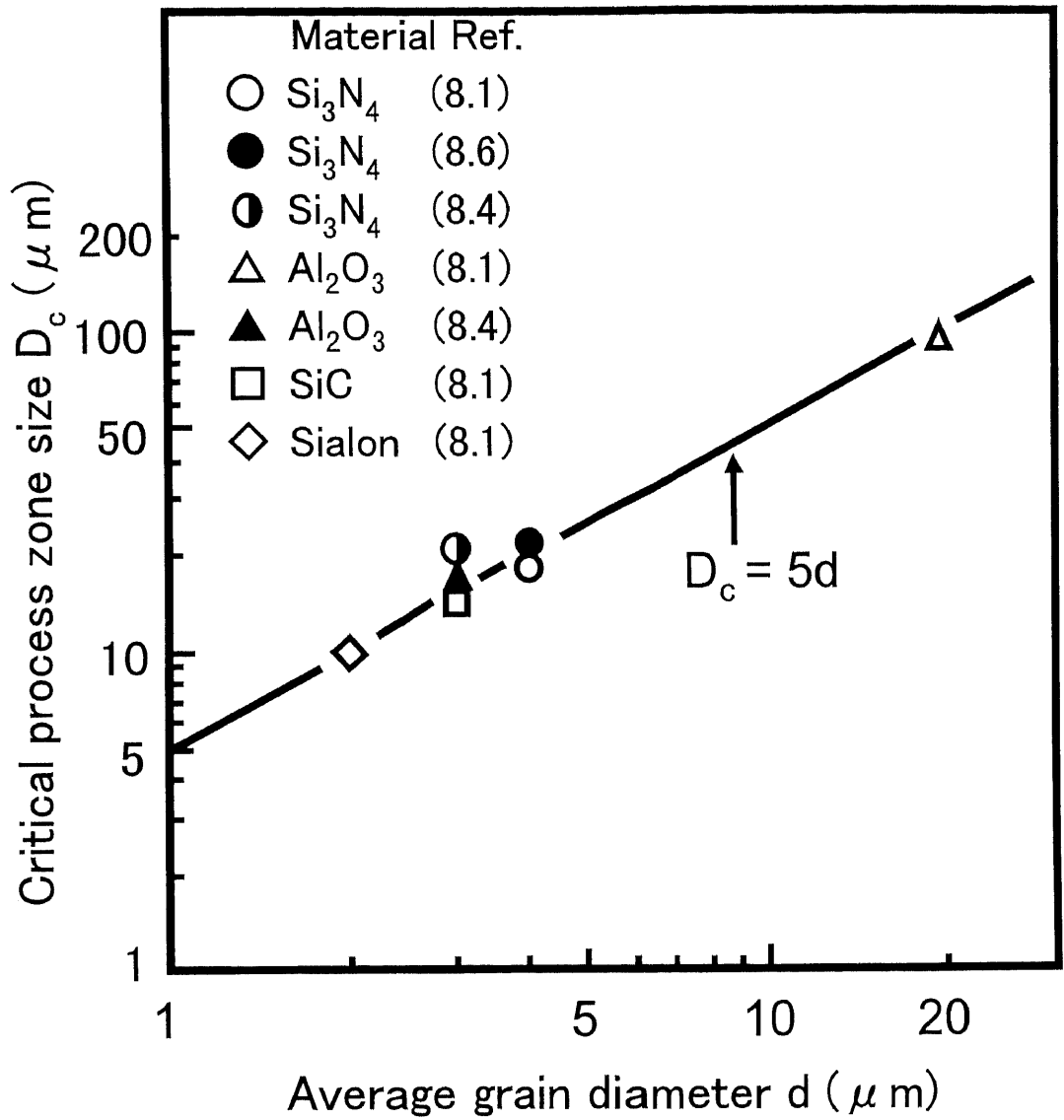


Fig 8.10 Relationship between critical process zone size and average grain size



## 発表論文・特許

### <本論文を構成する審査論文>

#### [第三章]

##### 1) 岩佐 正明

「GFRP/ステンレス鋼接着継手のはく離評価線図」

日本接着学会誌, Vol. 42, No. 10 (2006), pp401-407

#### [第四章]

##### 2) 岩佐 正明, 青山 博, 服部 敏雄

「FRP/金属接着継手の極低温下での疲労強度評価」

日本機械学会論文集, Vol. 67, No. 659A (2001), pp1162-1166

##### 2') Masaaki IWASA, Toshio HATTORI

“Evaluation Method for Fatigue Strength of FRP/Metal  
Adhesive Joints considering Mean Stress”

Journal of Engineering Materials and technology,

Vol. 125 (2003), pp402-405

#### [第五章]

##### 3) Masaaki IWASA

“Study on the Strength of GFRP/Stainless steel Adhesive  
Joints Reinforced with Glass Mat”

JSME International Journal, Vol. 48, No. 4A (2005), pp256-263

#### [第六章]

##### 4) 岩佐 正明, 服部敏雄

「GFRP/ステンレス鋼接着継手の環境劣化強度に及ぼす温度と水分  
の影響」

圧力技術, Vol. 45, No. 1 (2006), pp21-27

#### [補章]

##### 5) 岩佐 正明, 安藤 柱, 小倉 信和

「セラミックスのプロセスゾーン寸法破壊基準について」

日本機械学会論文集, Vol. 56, No. 531A (1990), pp2353-2358

<参考論文>

- [1] 服部 敏雄, 岩佐 正明  
「接着・接触端の応力特異場パラメータ」  
材料, Vol. 49, No. 1 (2000), pp123-129
- [2] 青山 博, 服部 敏雄, 岩佐 正明, 根本 武夫, 園部 正,  
滝沢 照広, 渡邊 洋之, 福士 慶滋, 一ノ瀬 道幸,  
寺井 元昭  
「超電導磁気浮上列車用 FRP 製荷重支持体の開発」  
日本機械学会論文集, Vol. 62, No. 598A (1996), pp1519-1526

<口頭発表論文>

[第三章]

- 1) 岩佐正明: GFRP/ステンレス鋼二重重ね合せ接着継手強度に  
及ぼす面圧の影響, 日本機械学会 2005 年次大会, No. 05-1,  
(2005), pp309-310
- 2) 岩佐正明: GFRP/ステンレス鋼接着継手のはく離評価線図,  
日本接着学会第 44 回年次大会, (2006), pp229-232

[第四章]

- 3) 岩佐正明, 青山博, 服部敏雄: 金属-FRP 接着継手の極低温下で  
の疲労強度評価, 第 23 回 FRP シンポジウム講演論文集,  
(1994), pp ( I -67) - (I-68)
- 4) 岩佐正明, 青山博, 服部敏雄: 応力特異場パラメータを用いた  
金属/FRP 接着継手の疲労強度評価, 第 7 回複合材料界面シンポ  
ジウム要旨集, (1999), pp (0-54) - (0-55)
- 5) M.Iwasa, H.Aoyama, T.Hattori: Structural and Bonding  
Problems on Application of FRP for Low Temperature  
Structures, ACCM-1, (1998), pp436-439
- 6) 岩佐正明, 青山博, 服部敏雄: FRP/金属接着継手の疲労強度の  
温度依存性, 日本機械学会 平成 11 年度材料力学部門講演会  
講演論文集, (1999), pp605-606

- 7) 岩佐正明, 服部敏雄 : FRP/金属接着継手の疲労強度に及ぼす平均応力の影響, 日本機械学会 第13回計算力学講演会, (2000), pp353-354
- 8) M.Iwasa, T.Hattori : Fatigue Strength Evaluation of FRP/Metal Adhesive Joints at Low Temperature, 7<sup>th</sup> Japan International SAMPE Symposium, (2001), pp267-270
- 9) M.Iwasa, T.Hattori : Evaluation Method for Fatigue Strength of FRP/Metal Adhesive Joints Considering Mean Stress, 2002 ASME International Mechanical Congress & Exposition [第五章]
- 10) 岩佐正明 : 接着端部をガラスマットで補強した GFRP/ステンレス鋼接着継手の強度評価, 日本機械学会第12回機械材料・材料加工技術講演会講演論文集, (2004), pp103-104
- 11) M.Iwasa : Study on the Strength of GFRP/Stainless steel Adhesive Joints Reinforced with Glass Mat, JSME International Journal, (2005), pp(ICS-10-1)-(ICS-10-8)

< 関連特許 >

- 1) 岩佐正明, 青山博, 服部敏雄, 五十嵐基仁, 浅原哲郎 : 磁気浮上列車用荷重支持体の損傷評価方法, 登録番号 03787751.
- 2) 岩佐正明, 青山博, 服部敏雄, 長田進 : シミュレーションライドにおけるカプセルの損傷・劣化検出方法, 登録番号 03798929
- 3) 岩佐正明, 狩谷光義 : 光ファイバ埋め込み樹脂製構造体, 特願 2006-180629
- 4) 岩佐正明, 橋本泰司 : 樹脂製ポンプ, 特願 2003-391587.
- 5) 岩佐正明, 服部敏雄, 関戸俊英 : 鉄道車両, 特願 2002-356550.
- 6) 岩佐正明, 服部敏雄, 善宗利, 長田進 : シミュレーションライドカプセル, 特願 2000-192165.

- 7) 岩佐正明, 服部敏雄: 異種材の締結方法および荷重支持体, 出願放棄 2003 年 3 月.
- 8) 岩佐正明, 青山博, 服部敏雄: 超電導磁石支持体及び修復方法, 出願放棄 2002 年 10 月.

## 謝辞

本研究をまとめるにあたり、終始懇切なるご指導とご鞭撻を賜りました横浜国立大学大学院工学研究院機能の創生部門固体の機能分野 安藤柱教授に深甚なる敬意を表します。

また、ご多忙中にもかかわらず本論文の審査の労を取って頂くとともに貴重なご意見と有益なご教授を頂きました横浜国立大学大学院工学研究院システムの創生部門システムのデザイン分野 白鳥正樹教授，于強助教授，横浜国立大学大学院工学研究院機能の創生部門過程の機能と安全分野 奥山邦人教授，横浜国立大学大学院工学研究院機能の創生部門固体の機能分野 高橋宏治助教授，原子力安全基盤機構 長谷川邦夫学外審査委員に心から厚く御礼申し上げます。

本研究に関係のある国家プロジェクト「運輸用エネルギー使用合理化先端材料開発（輸送用先進複合材料設計製造技術の研究開発）」にタイムリーに参加させて頂く機会を与えて頂いた，財団法人次世代金属・複合材料研究開発協会の溝上芳史様，山口泰弘様に感謝致します。

日本機械学会材料加工部門「締結接合部のプロセスと信頼性評価」研究会及び「締結・接合・接着部の CAE 用モデリング及び評価技術の構築」分科会では，本論文の成果の一部に関して有益なご助言，ご議論を頂きました。特に，長岡技術科学大学機械系材料システム工学大講座の武藤睦治教授，長岡工業高等専門学校機械工学科の宮下幸雄助教授には接着はく離強度評価技術に関しまして適切なお助言を頂きました。心から深く感謝致します。

本研究は主として株式会社日立製作所入社後，機械研究所にて行った研究開発の成果の一部をまとめたものであり，研究を進める過程では，多くの方々のご意見を頂きました。著者が入社以来，ご指導を頂きました服部敏雄様には，深く感謝申し上げます。また，著者が入社以来多くのご指導とご支援を頂きました河合末男様，渡邊

道弘様，林眞琴様，北野誠様，齊藤直人様に厚く御礼申し上げます。

本研究の遂行にあたっては，その他，非常に多くの日立関係者の方々のご協力がありました。私に磁気浮上列車の研究の機会を与えて頂いた株式会社日立製作所の渡邊洋之様，千葉知雄様に厚く御礼申し上げます。また，ポンプの研究の機会を与えて頂いた株式会社日立プラントテクノロジーの橋本泰司様，狩谷光義様に厚く御礼申し上げます。本研究の実験，解析，検討にご指導とご協力を頂いた青山博様，坂本茂様，有働竜二郎様，成瀬友博様，田中行平様，竹田憲生様に厚く御礼申し上げます。

また，本研究で対象としたガラス繊維強化ポリエステル樹脂とアルミナ繊維強化エポキシ樹脂による各種接着試験片の作製にあたっては，日立化成工業株式会社の遠藤顕様，飯泉久一郎様に絶大なご協力を頂きました。厚く御礼申し上げます。

液体窒素温度で疲労試験ができる極低温環境槽の製作に関しては，株式会社フジヒラの藤平誠一様にご担当頂き，貴重なデータが採取できました。心より御礼申し上げます。

最後になりましたが，本研究の遂行と論文の執筆活動を陰ながら応援してくれた妻直子，息子の将一郎，娘の理彩，私の両親と妻の両親に対し，感謝の意を表します。