

金属系接着継手の強度特性
に関する研究

昭和六十一年

今中 誠

報告番号	2 第 3082 号
------	------------

目 次

目 次	i
主要記号表	iv
緒 論	1
第1章 金属系接着継手の強度特性に関する既往の研究	4
1-1 緒 言	4
1-2 重ね合せ接着継手に関する研究	4
1-3 突合せ接着継手に関する研究	12
1-4 薄肉円筒突合せ接着継手に関する研究	14
1-5 接着継手への破壊力学の応用	15
1-6 接着継手の疲労強度特性	24
1-7 総 括	44
参考文献	44
第2章 静的強度特性	47
2-1 緒 言	47
2-2 薄肉円筒突合せ接着継手試験片	47
2-3 実験装置および方法	48
2-4 ねじりせん断強度に及ぼす接着層厚さの影響	49
2-5 ねじりせん断強度に及ぼす被着体表面粗さの影響	55
2-6 総 括	62
参考文献	63
第3章 突合せ接着継手の疲労強度特性	64
3-1 緒 言	64
3-2 実験装置および実験方法	64
3-3 疲労強度に及ぼす衝撃荷重の影響	67
3-4 CTBN添加による衝撃疲労強度特性の改善	73
3-5 充てん材添加による接着継手の疲労強度改善	78
3-6 総 括	84
参考文献	85

第 4 章	接着継手の疲労強度に及ぼす接着欠陥の影響	8 6
4-1	緒 言	8 6
4-2	接着継手試験片および接着条件	8 6
4-3	実験方法	8 8
4-4	疲労強度に及ぼす分散気泡の影響	8 9
4-5	疲労強度に及ぼす界面欠陥の影響	9 5
4-6	総 括	9 9
	参考文献	1 0 1
第 5 章	重ね合せ接着継手の疲労強度特性	1 0 2
5-1	緒 言	1 0 2
5-2	接着継手試験片および接着条件	1 0 2
5-3	実験装置および実験方法	1 0 3
5-4	重ね合せ接着継手のせん断強度特性	1 0 3
5-5	重ね合せ接着継手の疲労強度特性	1 0 5
5-6	継手疲労強度に及ぼす重ね合せ長さの影響	1 0 7
5-7	応力集中係数と疲労およびせん断強度の関係	1 1 1
5-8	総 括	1 1 2
	参考文献	1 1 2
第 6 章	重ね合せ接着継手の疲労機構	1 1 3
6-1	緒 言	1 1 3
6-2	実験装置および実験方法	1 1 3
6-3	疲労寿命およびき裂発生寿命	1 1 4
6-4	重ね合せ接着継手の変位-応力解析	1 1 6
6-5	接着継手の剛性率と疲労き裂長さの関係	1 1 6
6-6	総 括	1 1 9
	参考文献	1 1 9
第 7 章	重ね合せ接着継手の疲労強度推定法	1 2 1
7-1	緒 言	1 2 1
7-2	接着継手試験片および実験方法	1 2 1
7-3	重ね合せ接着継手の応力解析	1 2 2
7-4	疲労強度推定法	1 2 6
7-5	推定値と実測値の比較	1 2 7

7-6	総括	130
	参考文献	131
第8章	FRP-鋼板重ね合せ接着継手のせん断強度特性	132
8-1	緒括	132
8-2	接着継手試験片および実験方法	132
8-3	重ね合せ接着継手の応力解析	133
8-4	せん断強度と応力分布の関係	137
8-5	総括	139
	参考文献	139
総括	140
付記	143

主 要 記 号 表

Δa_1 = き裂の成長量	(mm)
b = 被着体の板幅	(mm)
c = クラック長さ	(mm)
E_s = 被着体のヤング率	(MP a)
$E_{x, y, z}$ = x, y, z 方向の弾性係数	(MP a)
f = 応力繰返し速度	(H z)
f_b = 単位幅あたりの破壊荷重	(N/mm)
F = 作用荷重	(kN)
F_a = 荷重振幅	(kN)
F_b = 破断荷重	(kN)
F_{max} = 単位幅あたりの最大荷重	(kN/m)
G_a = 接着層のせん断弾性係数	(MP a)
G_{app} = みかけのせん断弾性係数	(MP a)
G_{xy} = せん断弾性係数	(MP a)
g_I = 破壊じん性	(MN/m)
g_{IC} = 臨界破壊じん性	(MN/m)
Δg = エネルギー開放率の範囲	(MN/m)
Δg_{eff} = 有効エネルギー開放率の範囲	(MN/m)
h = 接着層厚さの 1/2	(mm)
$H_{1, 2}$ = 被着体の板厚	(mm)
i = 順位数	(-)
I_p = 薄肉円筒の断面二次モーメント	(mm ⁴)
$K_{I, II, III}$ = 応力拡大係数	(MP a · mm ^{1/2})
$K_{IC, IIC, IIIC}$ = 臨界応力拡大係数	(MP a · mm ^{1/2})
ΔK = 応力拡大係数の範囲	(MP a · mm ^{1/2})
K_b = 曲げモーメント係数	(-)
K_j = 継手の剛性率	(N/m)
ℓ = 重ね合せ長さ	(mm)
ℓ_d = 欠陥深さ	(mm)
N = 応力繰返し数	(-)
N_f = 破断応力繰返し数	(-)
N_i = き裂発生応力繰返し数	(-)

P = 累積破壊確率	(%)
P = 負荷荷重	(kN)
P_0 = 臨界負荷荷重	(kN)
$P_{\max, \min}$ = 最大、最小荷重	(kN)
R = 応力比	(-)
R_{\max} = 表面粗さ (最大高さ)	(μ)
r_0 = 突合せ接着継手の接着半径、薄肉突合せ接着継手の外半径	(mm)
r_i = 薄肉突合せ接着継手の内半径	(mm)
r_{av} = 平均半径	(mm)
r_d = 欠陥半径	(mm)
r_y = 塑性域の大きさ	(mm)
t = 接着層厚さ	(mm)
T = トルク	(Nm)
ΔT = 温度変化	($^{\circ}\text{C}$)
t_m = 最大強さをもたらす接着層厚さ	(mm)
u = x 方向の変位	(mm)
U_{a1} = ひずみエネルギー	(J)
ΔU = 変位振幅	(mm)
v = y 方向の変位	(mm)
W_f = 累積履歴エネルギー	(J/m ³)
x = ラップ端からの距離	(mm)
$\Delta W = 1$ サイクルあたりの履歴エネルギー	(J/m ³)
ΔW_{mean} = 平均履歴エネルギー	(J/m ³)

ギリシャ文字

α = 応力集中係数	(-)
δ = 継手接着部の変位	(mm)
δ = 接着層の損失角	(rad)
$\delta_{A, B}$ = A、B 部の変位	(mm)
Δ = 開口変位	(mm)
$\epsilon_{x, y, z}$ = x, y, z 方向のひずみ	(strain)
$\Delta \epsilon_{i, i0}$ = 非弾性ひずみ幅、初期の非弾性ひずみ幅	(μ strain)
$\Delta \epsilon_{t, t0}$ = 全ひずみ幅、初期の全ひずみ幅	(μ strain)
$\Delta \epsilon_{i\text{mean}}$ = 平均非弾性ひずみ幅	(μ strain)

τ =せん断応力	(MP a) · (kg/mm ²)
τ_{ave} =平均せん断応力	(MP a)
τ_b =せん断強度	(MP a) · (kg/mm ²)
τ_{max} =最大せん断応力	(MP a)
$\tau_{xy, yz, zx}$ = xy、yz、zx 方向のせん断応力	(MP a)
τ_{rz} = r z 方向のせん断応力	(MP a)
τ_{oz} =ねじりせん断応力	(MP a)
$\Delta\tau$ =せん断応力の範囲	(MP a)
σ =引張応力	(MP a)
σ_a =応力振幅, 公称引張応力	(MP a)
σ_{aa} =みかけの引張応力範囲	(MP a)
σ_{ar} =実引張応力範囲	(MP a)
σ_{ba} =曲げ応力振幅	(MP a)
σ_r =半径方向応力	(MP a)
σ_{01} =炭素鋼の強度	(MP a)
σ_{max} =最大引張応力	(MP a) · (kg/mm ²)
σ_z =軸方向応力	(MP a)
$\Delta\sigma$ =引張応力範囲	(MP a) · (kg/mm ²)
$\gamma_{xy, yz, zx}$ = xy、yz、zx 方向のせん断ひずみ	(strain)
$\nu_{xy, yz, zx}$ = xy、yz、zx 方向のポアソン比	(-)

化学装置は、一般の産業用機械装置と比較してより過酷な環境下で運転されている。さらに、最近の新しいプロセス開発に伴い、従来より以上の耐熱性、耐食性、耐摩耗性等が要求されつつある。また、化学プラントの大型化に伴い、構造物の軽量化が必要となっている。これらの要求に対応するため、耐熱性・耐食性の観点から耐熱合金やセラミック、また、耐食性・軽量化の観点からFRP等の材料の化学装置への適応が求められている。しかし、このような素材のみで装置を作製するのは不可能であり、例えば、FRP-鋼とか鋼-セラミックといった異種材料の複合化が装置を製造する上で必要となる。しかし、これらの接合には、従来、機械工業において広く用いられていた溶接、ボルト締結、リベット締結等の方法では困難であるため、適切な接合技術の開発が急務となっている。

最近、これらの要望に対応しうる有望な接合法として、航空機産業において機体の接合に使用されている接着接合技術が注目を集めている。しかし、航空機産業における接着施工は極度に厳しい施工条件のもと、独自の経験に基づき行われているため、他の産業分野への応用は限定されていた。したがって、本接合技術をより一般化するためには接着継手の強度設計法ならびに品質管理技術の確立が必要となり、そのため、接着継手の強度特性の明確化が求められている。

接着継手の強度特性に関する研究は、Bruyne¹⁾ Volkersen²⁾ によって1940年頃から始められ、現在まで静的強度特性や応力分布の解析などが主として行われている。しかし、機械構造物の設計に必要な動的荷重下での挙動、特に疲労強度に関する研究は、静的強度特性の研究に比べて少ない。

そこで本研究では、まず、接着継手の基礎的な強度特性を明らかにするため、均一な応力分布の得られる突合せ接着継手を用いて、継手設計の基礎となる接着層厚さや被着体表面粗さのせん断強度に及ぼす影響について調べた。さらに、接着層厚さや接着剤の改質が衝撃ならびに正弦波荷重下での疲労強度に及ぼす影響に加えて、接着欠陥の疲労強度に及ぼす影響についても検討を行った。

次に、これら接着継手の基礎的な強度特性をふまえて実用上、最も多用されている重ね合せ接着継手の衝撃ならびに正弦波荷重下での疲労強度特性、さらには疲労劣化機構について検討を行った。また、これらの結果に基づき、重ね合せ端部での最大引張応力を規準とした重ね合せ接着継手の疲労強度推定法を提示した。

最後に、上述の推定法が今後、応用分野の拡大が期待されているFRP-鋼板といった異種材料の重ね合せ接着継手のせん断強度推定にも適用できることを示した。

以下、本論文は次の各章からなる。

第1章においては、接着継手の基礎となる重ね合せならびに突合せ接着継手の応力分布につい

て述べ、次いでこれら接着継手の強度特性について概説した。静的強度特性と並んで接着継手強度を考える上で基礎となる破壊力学の応用については、Riplingら³⁾⁻⁴⁾の実験的研究例ならびにErdoganら⁵⁾⁻⁷⁾の解析的研究例を中心に述べた。さらに、本研究の中心となる疲労強度特性については、疲労強度に影響を与える諸因子および疲労き裂の進展等、疲労機構に関する研究を中心に概説した。

第2章においては、均一なせん断応力分布が得られる薄肉円筒突合せ接着継手を用いて、接着継手設計の基礎となる接着層厚さと被着体表面粗さのせん断強度に及ぼす影響を調べた。その結果、接着層の硬化収縮が接着層厚さの増加に伴うせん断強度低下の一因となっていること、さらに被着体表面粗さとせん断強度の関係には接着層のじん性値が大きく影響することを示した。

第3章においては、均一な引張応力分布が得られる突合せ接着継手の衝撃ならびに正弦波荷重下での疲労強度特性を調べ、衝撃荷重下では正弦波荷重下とは異なる疲労強度特性を示すことを明らかにした。またCTBN (Carboxy-terminated butadien acrylonitrile) による接着剤の改質は衝撃疲労強度特性を改善することを示した。さらに、接着強度向上に用いられる充てん材の疲労強度に及ぼす影響を明らかにした。

第4章においては、接着継手の強度評価ならびに品質管理を行う上で重要な接着欠陥の疲労強度に及ぼす影響について検討した。ここでは、接着層内の分散気泡ならびに接着層界面における未接着部の疲労強度に及ぼす影響を突合せ接着継手について調べた。その結果、破断繰返し数の増加に伴い両接着欠陥の疲労強度に及ぼす影響が低下することを示した。

第5章においては、実用上、最も多用されている重ね合せ接着継手の継手設計時に基礎となる重ね合せ長さとの関係、衝撃ならびに正弦波荷重下において調べた。その結果、正弦波荷重下の疲労強度と重ね合せ長さの関係は、せん断強度より推定できることを示した。しかし、衝撃荷重下では、衝撃疲労強度と重ね合せ長さの関係は、正弦波荷重下の疲労強度ならびにせん断強度と重ね合せ長さの関係とは異なることを明らかにした。

第6章においては、接着継手の疲労特性を考える上で重要な疲労機構について検討を行った。ここでは、疲労過程における重ね合せ接着継手の剛性率の変化ならびに疲労き裂の進展挙動を測定し、疲労き裂の進展特性について検討した。さらに、有限要素法を用いてき裂長さとの関係、接着継手の剛性率の関係について解析を行った。これらの解析に基づき、接着層の疲労裂化特性が疲労寿命により異なることを示した。

第7章においては、接着継手の強度設計の際の規準となる接着継手の応力状態と疲労強度の関

係について検討を行った。さらに、前章までの接着継手の疲労強度特性に関する研究をふまえて、重ね合せ接着継手の疲労強度推定法を提示した。すなわち、重ね合せ接着継手の疲労強度を支配する応力分布の代表値として最大引張応力を仮定し、均一な応力分布が得られる薄肉円筒突合せ接着継手のS-N関係から、重ね合せ接着継手の疲労強度を推定した結果、より安全側で疲労強度を推定することができた。

第8章においては、今後、応用分野の拡大が期待されているFRP-鋼板重ね合せ接着継手のせん断強度特性と応力分布の関係について、FRP-FRPや鋼板-鋼板重ね合せ接着継手のそれと比較することにより検討した。その結果、第7章で示したように引張応力の最大値がこれら重ね合せ接着継手の強度を規定する共通の指標となることを示すことができた。

参 考 文 献

- 1) Bruyne, N.A.: Aircraft Engin., **16**, 115 (1944)
- 2) Volkersen, O.: Luftfahrntforsch, **15**, 41 (1938)
- 3) Ripling, E.J., S. Mostovy and H.T. Corten: J. Adhesion, **3**, 107 (1971)
- 4) Mostovy, S. and E.J. Ripling: J. Appl. Polym. Sci., **10**, 1351 (1966)
- 5) Erdgan, F. and G.D. Gupta: Int. J. Solid Struc., **7**, 1089 (1971)
- 6) Erdgan, F.: Eng. Frac. Mech., **3**, 231 (1972)
- 7) Erdgan, F. and K. Arin: Int. J. Eng. Sci., **18**, 115 (1972)

第1章 金属系接着継手の強度特性に関する既往の研究

1-1 緒言

接着接合法は、機械構造物の軽量化、生産工程の大幅な合理化をもたらすことから、最近、種々の構造物の接合に応用されている。しかし、その強度特性についての研究は、他の継手類に比して少なく、Volkersen¹⁾, Goland²⁾の先駆的研究はあるものの1960年代後半になってようやく注目されはじめた。

接着継手強度に関する研究例は、大別して、静的強度に関する研究と、耐久性に関連した動的強度に関する研究とに分類することができる。

本章では、まず静的強度特性についてその基礎となる接着継手の応力解析ならびに強度特性について述べ、さらに最近、注目を集めている破壊力学の応用についても示した。次に動的強度特性の中でも機械装置設計の基礎となる疲労強度特性についても概説した。また、本研究の意義について述べた。

1-2 重ね合せ接着継手に関する既往の研究

接着継手として最も広く使われているのは Fig. 1-1 に示す重ね合せ接着継手である。

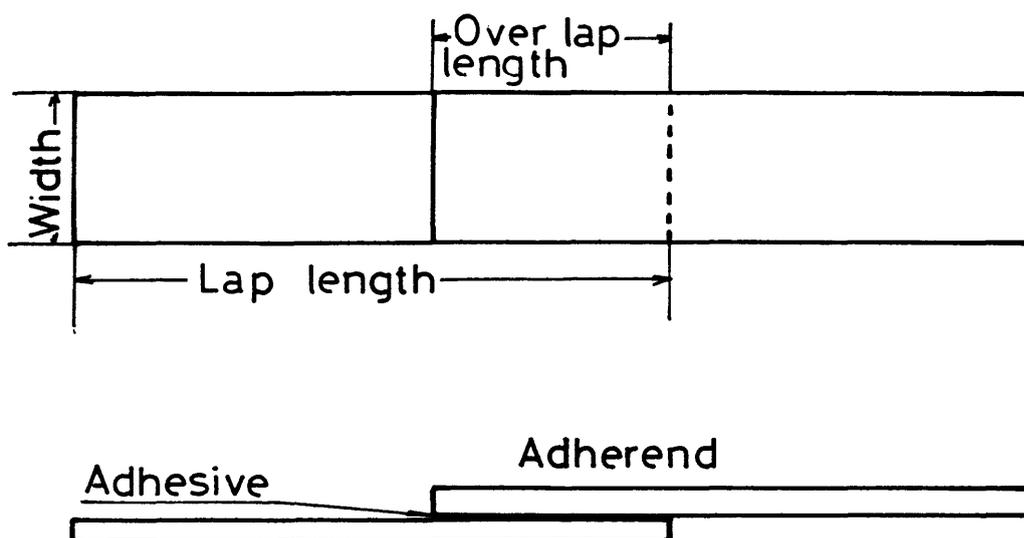


Fig. 1-1 Shape of the adhesive lap joint.

この継手は接着層にせん断力が負荷されていることから ASTM、JIS において金属接着継手の引張せん断強度測定法に採用されている。しかし、重ね合せ接着継手では重ね合せの両端部に応力集中

が生じ、せん断荷重以外にも曲げ荷重が接着層に負荷されるため、接着継手の応力状態は複雑なものになっている。そのため、過去において重ね合せ接着継手の応力分布の解析ならびに破壊基準の検討に関する多くの研究がなされている。以下、主要な研究例^{1), 2)}について概説する。

1-2-1 重ね合せ接着継手の応力解析

重ね合せ接着継手の応力分布について最初に研究を行ったのは、Volkersen¹⁾である。本解析では接着層に負荷される曲げモーメントを無視し、Fig. 1-2 に示す座標系においてX方向に

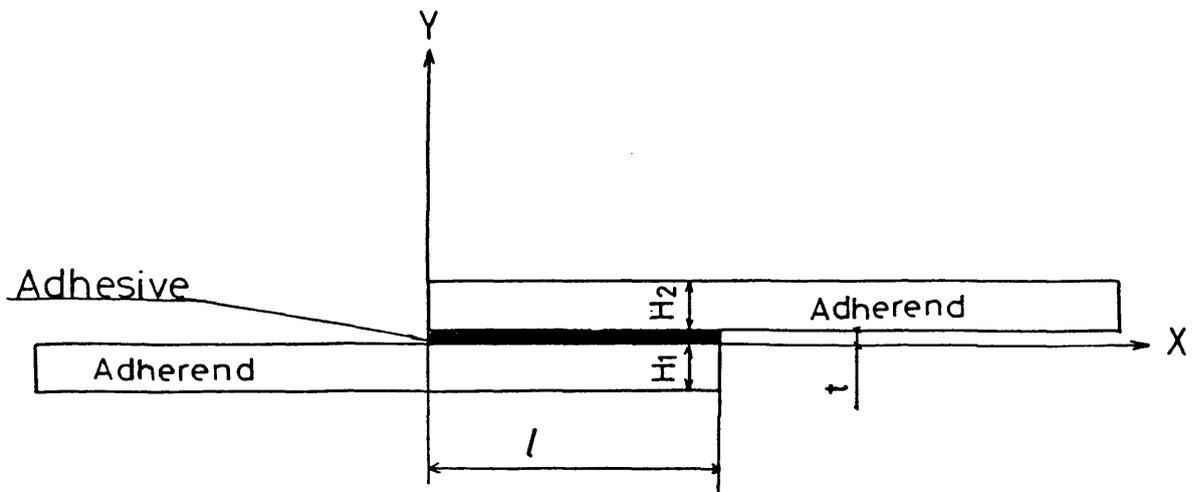


Fig. 1-2 Explanation of the coordinate of the lap joint specimen.

沿ったEq. (1-1)に示すせん断応力分布を求めている。

$$\tau = \frac{CF (H_1 \cosh (C \ell (1-x/\ell)) + H_2 \cosh C x)}{(H_1 + H_2) \sinh C \ell}$$

$$C = (G_a / (E_s t) \cdot (1/H_1 + 1/H_2))^{1/2} \quad (1-1)$$

ℓ ; 重ね合せ長さ (mm)、 F ; 作用荷重 (kN)、 H_1 、 H_2 ; 被着体厚さ (mm)、 G_a ; 接着層の横方向弾性係数 (MPa)、 E_s ; 被着体の縦方向弾性係数 (MPa)、 t ; 接着層厚さ

Eq. (1-1)より求めた応力分布をFig. 1-3に示す。これより、せん断応力については重ね合せ両端部に応力集中が生じていることが認められる。また、応力集中係数は、Eq. (1-2)で示される。

$$\alpha = \tau_{\max} / \tau_{\text{ave}} = (\Delta / W) \left((W - 1 + \cos \Delta W) / (\sinh (\Delta W))^{1/2} \right)$$

$$\Delta = (G_a L^2) / (E_s H_2 t)$$

$$W = H_1 + H_2 / H_1 \quad (1-2)$$

ここで、Eq. (1-2)より同じ板厚の場合について応力集中を求めると

$$\alpha = (\Delta / 2)^{1/2} \coth (\Delta / 2)^{1/2} \quad (1-3)$$

となり△のみの関数であることがわかる。

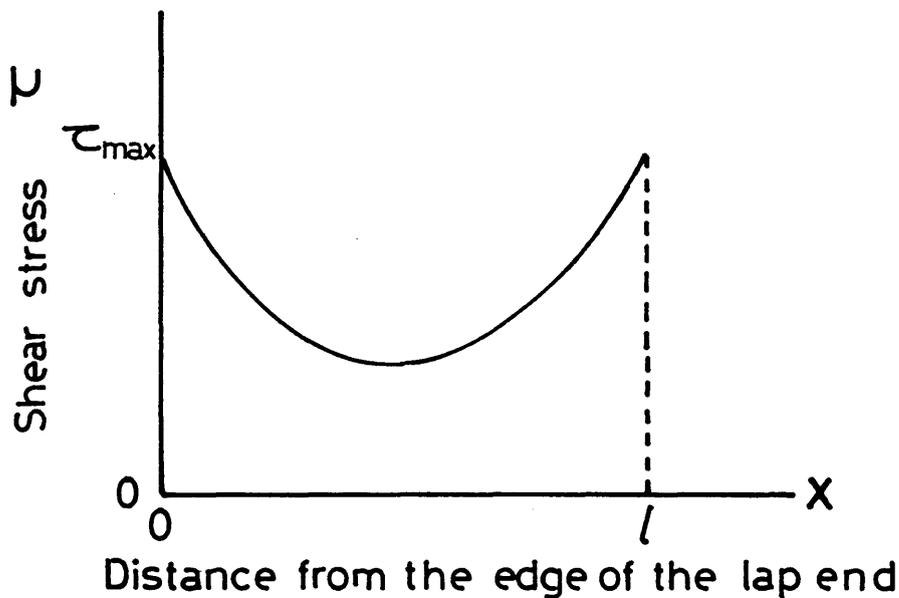


Fig. 1-3 Shear stress distribution along the shear plane as a function of the distance from the edge of the over lap.

Eq. (1-3)より、重ね合せ長さ l の減少、接着層の剛性率 G_a の低減、接着層厚さ t の増加、被着体剛性率 G の増加が応力集中係数 α の低下をもたらすことがわかる。しかし、実際には応力集中係数以外に接着強度に影響を与える因子が存在するので、上述の応力集中係数 α の低下が必ずしも接着強度の向上につながらない場合もある。

Goland²⁾らはVolkersen¹⁾の解析をさらに発展させ、接着層に生じる曲げの影響を考慮に入れた応力解析を行っている。ここでは曲げの影響を示すパラメータとして、重ね合せ部の裏側に生ずる曲げモーメントを剛体の曲げモーメントで除した値 K_b を用いている。 K_b 値は継手の剛性を示す値とも考えられ次式で示される。

$$\frac{1}{K_b} = 1 + 2 \cdot 2^{1/2} \tanh\left\{ \left(\frac{3}{2} \left(1 - \nu_s^2 \right) \right)^{1/2} (l/2d) (\sigma/E_s)^{1/2} \right\}$$

$$d = H_1 + H_2 \tag{1-4}$$

さらに、Goland²⁾は接着継手を2つの場合に分けて応力解析を行っている。すなわち

- (1) 接着層が非常に薄く、接着層の剛性率が被着体の剛性率に近い値を取り、接着層の変形が応力分布にあまり影響を与えない場合。例えば木材接着継手など。
- (2) 接着層は薄くその変形が応力分布に影響を与える場合。例えば金属接着継手など。

(1)の場合について、 $K_b = 1$ のときの応力分布をFig. 1-4に示す。図から引張応力 σ が重ね合せ端部で高い値を示すことが認められる。また、 K_b に対する応力集中係数 α の変化をFig. 1-5に示す。これより K_b の増加につれて応力集中係数 α が増加していることが認められる。

(2)の場合について τ の応力集中係数は次式で表される。

$$\tau / \tau_{ave} = 1/4 \cdot (1 + 3K_b) (2\Delta)^{1/2} + 3/4 \cdot (1 - K_b) \tag{1-5}$$

さらに $K_b = 1$ のときの応力集中係数は次式で表される。

$$\tau / \tau_{ave} = (2\Delta)^{1/2} \coth(2\Delta)^{1/2} \quad (1-6)$$

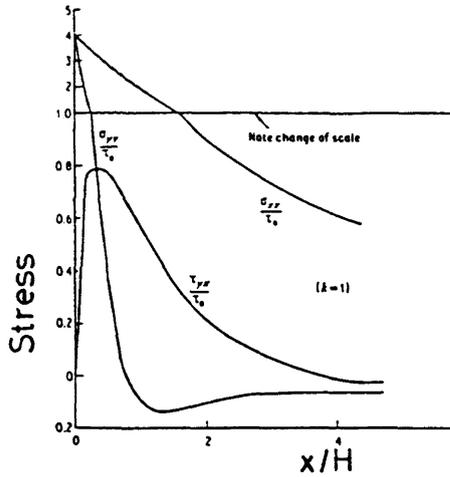


Fig. 1-4 Stress distribution along the shear plane as a function of distance from the edge of the overlap (bending moment factor $K=1$).

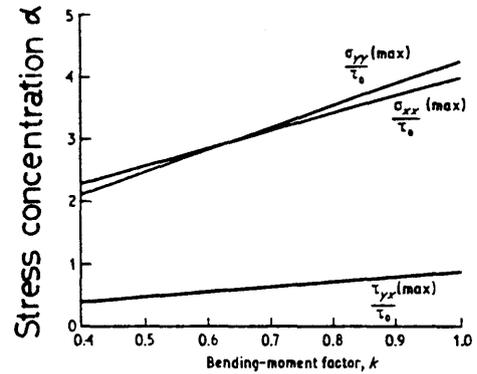


Fig. 1-5 Reduction of the maximum stress in the shear plane of a single-lap joint from bending of the substrate.

E_q (1-3) の Volkersen¹⁾ の解析例と比較すると、集中応力係数は曲げの影響を考慮することにより約 2 倍大きくなっていることが認められる。また、最近では接着継手の応力解析に有限要素法を導入した研究が増加しており、重ね合せ接着継手の 2 次元モデル³⁾ や 3 次元モデルによる数値計算結果⁴⁾⁵⁾ が提示されている。

1-2-2 重ね合せ接着継手の強度特性

重ね合せ接着継手の強度特性として最もよく知られているのは、重ね合せ長さ l とせん断強度 τ_b の関係である。その代表例を Fig. 1-6 に示す。図に示されるように、重ね合せ長さ

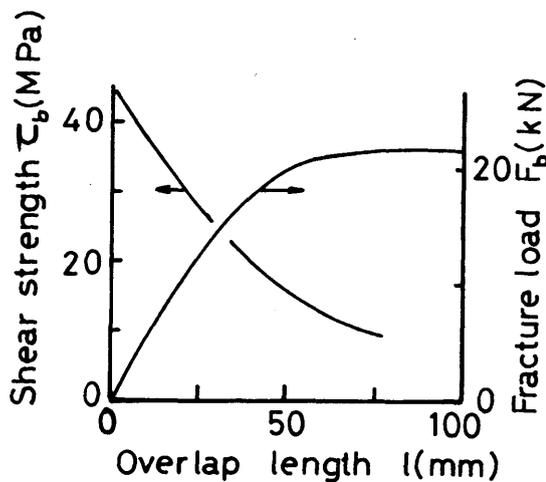


Fig. 1-6 Failing load, F_b and shear stress, τ_b , of single-overlap joint as a function of overlap length.

l の増加によるせん断強度 τ_b の低下が一般的傾向⁶⁾ として知られている。この理由としては、前節で示した重ね合せ両端部における応力集中係数が重ね合せ長さの増加により増大するためとされている。

次に、接着層厚さの影響について述べる。前節で示した Volkersen¹⁾、Goland²⁾ らの解析結果によれば、せん断強

度は重ね合せ接着継手の接着層厚さ t の増加に伴い低下する傾向にある。Adams⁷⁾らは、破壊則として最大応力説を用い接着層厚さ t と破壊荷重 F_b の関係について、上述の Volkersen¹⁾、Goland²⁾らの解析結果ならびに自身の有限要素法による解析結果に基づき理論強度を求め、さらに実験結果との比較を行っている。この結果を Fig.1-7 に示す。同図から、理論値はすべて

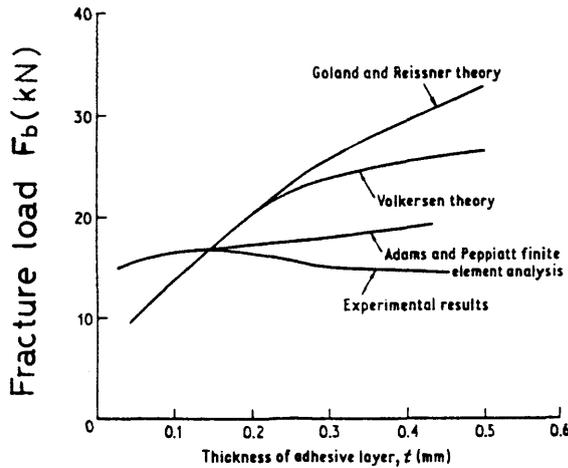


Fig. 1-7 Influence of thickness, t of adhesive layer upon experimental and theoretical failing load of epoxy-aluminium alloy single lap joint.

接着層厚さ t の増加に伴いせん断強度が増大することを示しているが、実際の実験結果はせん断強度の低下を示している。この原因は、接着層厚さ増加に伴う欠陥の増大ならびに残留応力の増加によるものと推察されている。

1-2-3 重ね合せ接着継手の破壊則

重ね合せ接着継手の応力解析や強度特性を調べた研究例は多数あるが、これに破壊則を導入し、理論強度の解析を行った研究は少数である。ここでは重ね合せ接着継手の破壊則として Griffith の理論を導入した川田⁸⁾らの研究例、ならびにミーゼスの条件式の

研究例、ならびにミーゼスの条件式を導入した池上⁹⁾らの研究例について概説する。

1) 川田らの研究⁸⁾

Fig. 1-8 に川田らが解析に用いた重ね合せ接着継手の形状ならびに応力状態を示す。

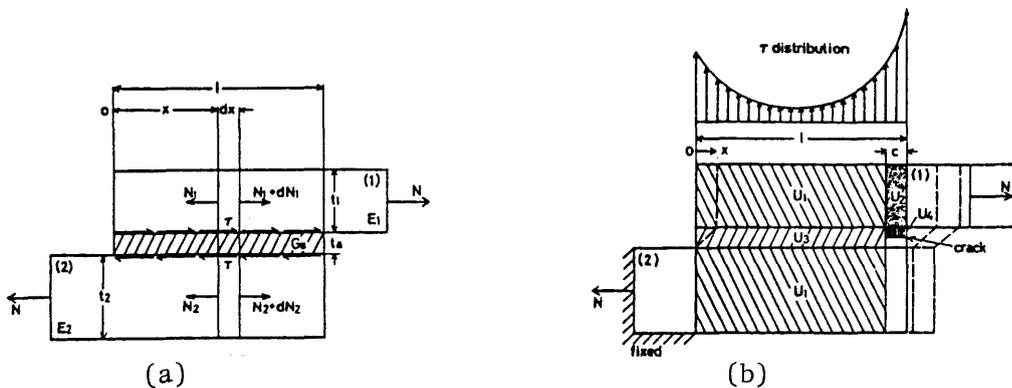


Fig. 1-8 (a) Stress in a single-lap adhesive joint. (b) The distribution of the elastic strain energy.

Griffith 理論によれば、Fig. 1-8 に示されるクラック長さ C の接着継手の破壊基準は次式で示される。

$$dW/dC + dU/dC + dL/dC = 0$$

W ; 表面エネルギーで $W = 2\gamma C$

U ; 弾性ひずみエネルギー

L ; ポテンシャルエネルギー

これらのW、U、LをEq.(1-6)に代入するとクラック長さに対する荷重の臨界値 N_{or} が求まる。ここで接着継手にクラックがない場合の破壊荷重 N_{or} は次式で求まる。

$$N_{or} = \lim_{c \rightarrow 0} N_{or} = \sqrt{4\gamma E_{1s} H_1} f(P, (K\ell / (E_{1s} H_1))^{1/2}) \quad (1-8)$$

ただし、 $P = E_{1s} H_1 / E_{2s} H_2$ の場合

ここで、 $f(P, (K\ell / (E_{1s} H_1))^{1/2})$ を無次元破断強度と定義する。

Eq.(1-8)において、 p をパラメータとして無次元化された重ね合せ長さの関係を示したものがFig. 1-9である。

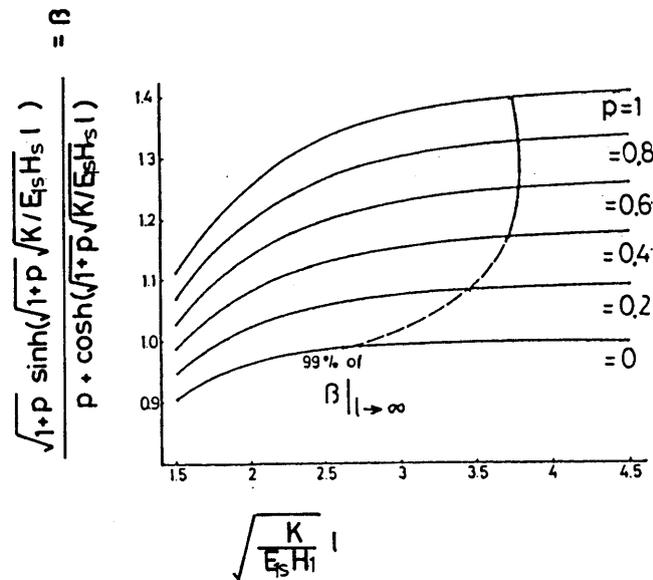


Fig. 1-9 Dimensionless shearing fracture load vs. over lap length.

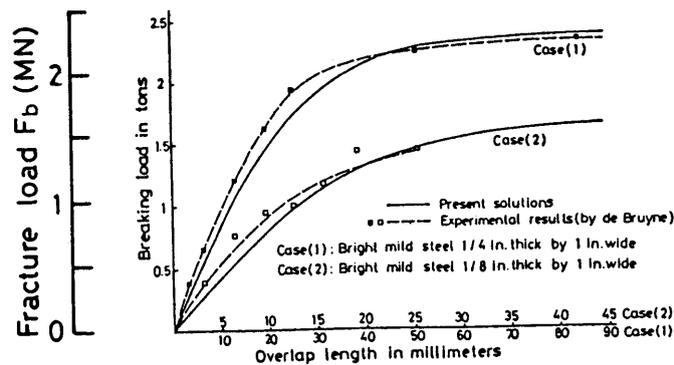


Fig. 1-10 Comparison between present solution and De Brune's results ($G_a = 1127 \text{ MPa}$, $t = 0.16 \text{ mm}$, $\rho = 1/120 \text{ kg/mm}$, $E_s = 205.8 \text{ GPa}$ are assumed.)

また、Eq. (1-8)に基づく計画値とBruyne⁶⁾らの実験結果との比較を行った結果がFig. 1-10であり、両者の非常に良好な一致が得られている。ここで示した川田⁸⁾らの解析は接着層を弾性体と仮定しているため、この解の適用は弾性的な接着層に限定される。今後、接着層の粘弾性挙動をも考慮に入れた解析が望まれる。

2) 池上⁹⁾らの研究

池上⁹⁾らは、ミーゼスの条件式に基づき重ね合せ接着継手の強度を求めるための線図を提示している。

まず、接着層に均一な応力分布が得られる薄肉円筒突合せ接着継手試験片に組合せ応力を負荷させることにより、被着体に対して F_1 、接着層に対して F_2 、界面に対しては F_3 で与えられる破壊の条件式を求める。

$$\begin{aligned}
 F_1 &= (\sigma_x^2 - \sigma_x \sigma_z + \sigma_z^2 + 3 \tau_{xz}^2) / \sigma_{01} && \text{(被着体)} \\
 F_2 &= (\tau_x^2 - \sigma_x \sigma_z + \sigma_z^2 + 3 \tau_{xz}^2) / \sigma_{02} && \text{(接着層)} \\
 F_3 &= |\sigma_x / \sigma_{03}|^m + |\sigma_z / \sigma_{04}|^m + |\tau_{xz} / \tau_{01}|^m && \text{(界面)}
 \end{aligned} \tag{1-9}$$

ここで、 σ_{01} は炭素鋼の強度、 σ_{02} は接着剤自体の強度を示す。

上述の破壊則を以下の方法により重ね合せ継手への応用を試みる。すなわち、重ね合せ継手をFig. 1-11に示すような要素に分割し、それぞれの要素について一定荷重を負荷させた時の F_1 、 F_2 、 F_3 を計算しその中の最大値を示す要素を基準にして

$$F_i(i) = 1 \quad i = 1 - 3 \tag{1-10}$$

となるように破断荷重を被着体、接着層、界面について求めたものである。

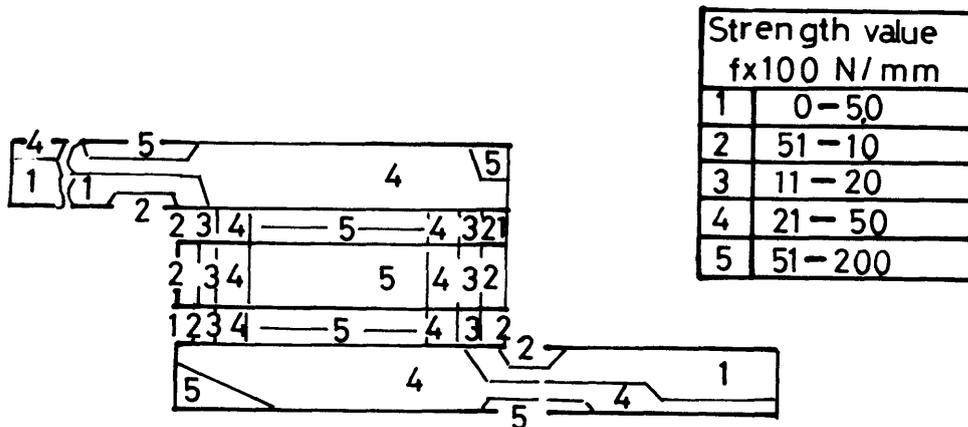


Fig. 1-11 Element division of the adhesive lap joint.

Fig. 1-12に本解析結果ならびに実験結果を示す。同図から、被着体厚さの増加とともに接着層と界面強度はほぼ等しくなり、実験値と理論値がよく一致することが認められる。

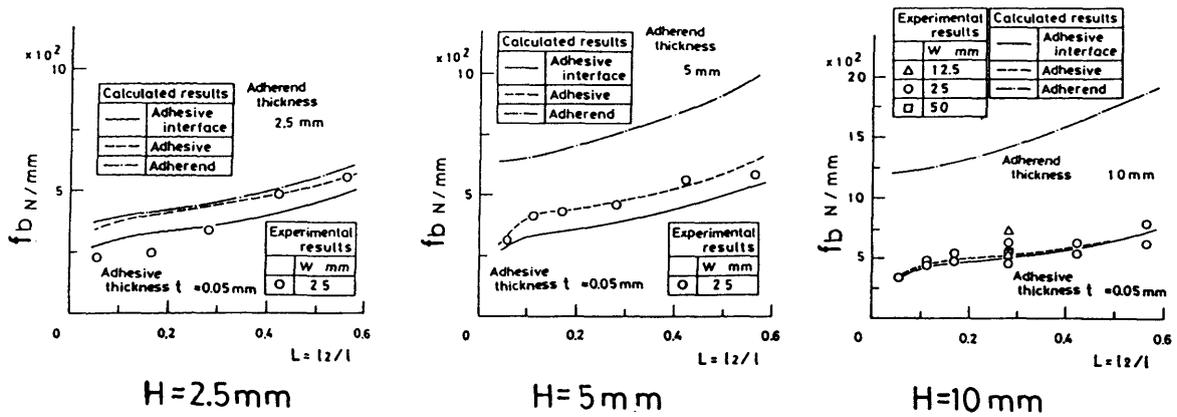


Fig. 1-12 Shear strength of the lap joint specimen.

これらの解析に基づき Fig. 1-13 に示すような強度線図が求まる。この線図で用いられている

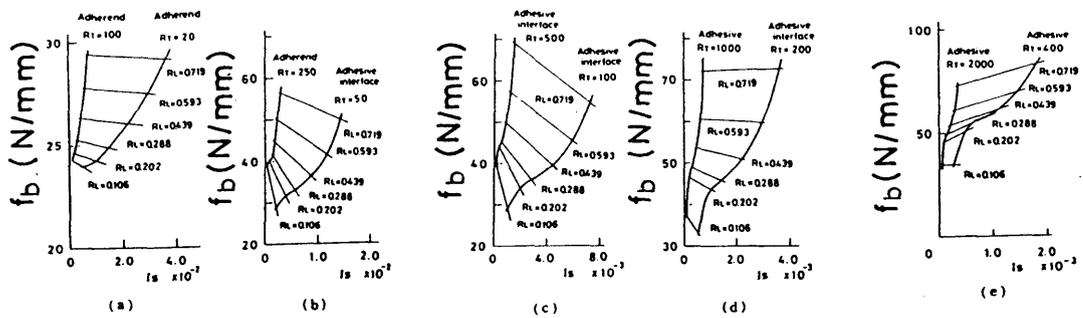


Fig. 1-13 Shear strength diagram of the lap joint specimen.

I_S , R_L , R_T の値は、それぞれ次式で示される。

$$I_S = (l_2 t_1) / (l_1 t_1)$$

$$R_L = l_2 / l_1$$

$$R_T = t_2 / t_1$$

$$(1-11)$$

以上、代表的な強度則に関する 2 つの研究例を示したが、この方面の研究例は継手の応力解析に関する研究例に比して少なく、今後、粘弾性項の導入や曲げ応力の検討などより詳細な研究が期待されている。

なお、上述の解析はすべて欠陥のない理想的な継手に関するものである。き裂、欠陥をもつ接着継手については最近、破壊力学を応用した研究が多くなされている。このような研究例については 1-4 節において概説する。

1-3 突合せ接着継手

突合せ接着継手は実用上使用されることが少ないため、本継手に関する研究例は重ね合せ継手に比して少ない。しかし、突合せ接着継手は基礎的接合様式であるためその応力分布や強度特性は接着継手の基礎的な特性として重用な意味をもつ。以下、突合せ接着継手の応力解析ならびに強度特性についての研究例について述べる。

円筒突合せ接着継手の単軸引張荷重下の応力分布の解析解は、最近、田中¹⁰⁾らにより求められている。Fig.1-14に本応力解析に用いたモデルを示す。

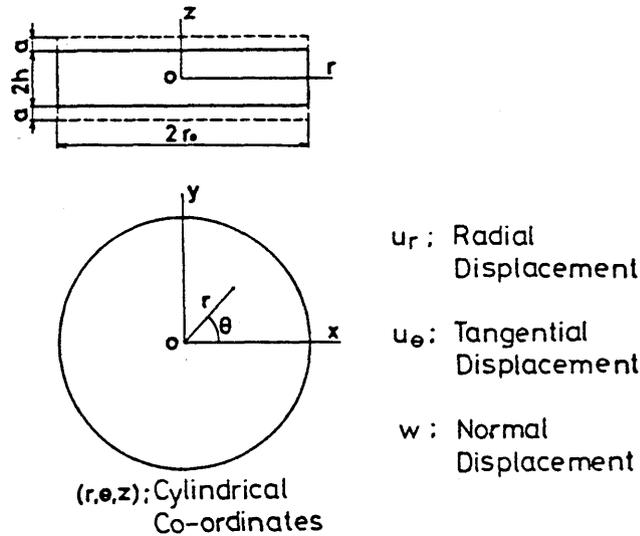


Fig. 1-14 Explanation of the coordinate of the butt joint specimen.

座標は円筒座標系を用いている。

ここで $r = r_0$ は自由界面、接着層界面 $z = +h$ では平面が保たれる境界条件を満たす接着層界面における応力分布は次式で与えられる。

$$\begin{aligned}
 (\sigma)_h &= \frac{-(3-k) \mu \epsilon_0 r \cos \gamma I_0(\gamma \rho)}{(k-1) \sin \gamma g(\gamma \rho)} \\
 (\tau_{zr}) &= \frac{-(3-k) \mu \epsilon_0 r I_1(\gamma \rho)}{(k-1) g(\gamma \rho_0) I_0(\gamma \rho_0)} \quad (1-12)
 \end{aligned}$$

ただし、 $\rho = r/h$ 、 $\rho_0 = r_0/h$ 、 $\eta = z/h$

$$\text{また、} g(\gamma \rho_0) = 1 - \frac{2(k-1) I_1(\gamma \rho_0)}{(k+1) \gamma \rho_0 I_0(\gamma \rho_0)} \quad (1-13)$$

I_1 、 I_0 は修正ベッセル関数。

また、 γ は、 $2\gamma = K \sin(2\gamma)$ の解である。

また、最近では有限要素法による突合せ接着継手の応力分布の解析が、Alwar¹¹⁾ら、Adams¹²⁾らにより行われている。

突合せ接着継手の強度特性として最もよく知られているのは、接着層厚さと引張強度の関係である。その代表例として先の田中らの実験例を Fig. 1-15 に示す。図から接着層厚さの増加につれて引張強度の低下が認められる。この原因について田中らは、接着層界面の応力分布より検討を行っている。Fig. 1-16 に Eq. (1-12) に基づき、接着層厚さをパラメータとして求めた

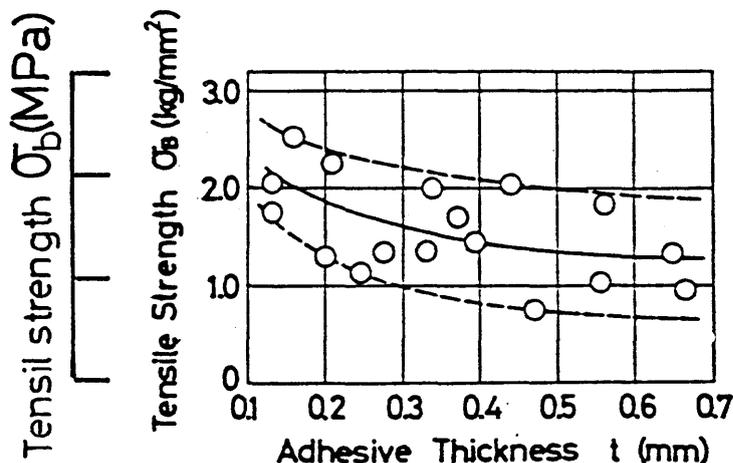


Fig. 1-15 Relation between tensile bond strength and adhesive thickness of Steel/Nylon Copolymer/Steel butt joint.

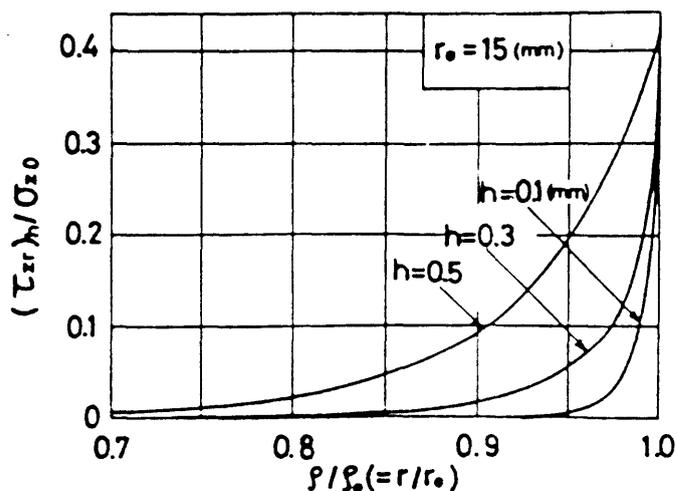


Fig. 1-16 The effect of adhesive thickness on shearing stress at the interface.

接着層界面におけるせん断応力分布を示す。同図から接着層厚さの増加に伴い自由表面近傍のせん断応力が増大していることが認められる。田中らは、このような応力分布の差異が、接着層厚さの増加に伴う引張強度低下の原因の一つであると推定している。

筆者も突合せ接着継手において、引張荷重下ならびに疲労荷重下において接着層厚さ増加に

伴う強度低下傾向を確認している。

1-4 薄肉円筒突合せ接着継手

薄肉円筒突合せ接着継手にねじり荷重を加えた際の接着層のせん断応力分布は、他の継手で得られる応力分布に比べて非常に均一な分布が得られる。そのため、より高精度なせん断強度を求めるため本試験片によるせん断強度測定法が開発された。

本試験片の一例をFig.1-17に示す。また本試験片にトルクTが負荷された場合のせん断応力

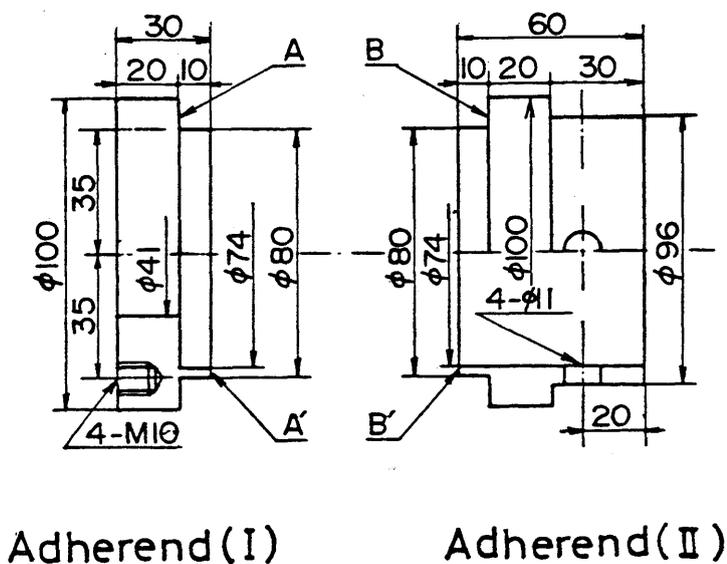


Fig. 1-17 An example of shape and sizes of the Napkin ring test specimen.

分布は次式で与えられる。

$$\tau_{20} = (2Tr) / (\pi(r_o^4 - r_i^4)) \quad (1-14)$$

本試験片を用いて、せん断強度を求めた研究例には次のものがある。せん断強度と接着層厚さの関係については、Bryant¹³⁾、Foulkes¹⁴⁾らにより求められている。Fig.1-18にBryant¹³⁾

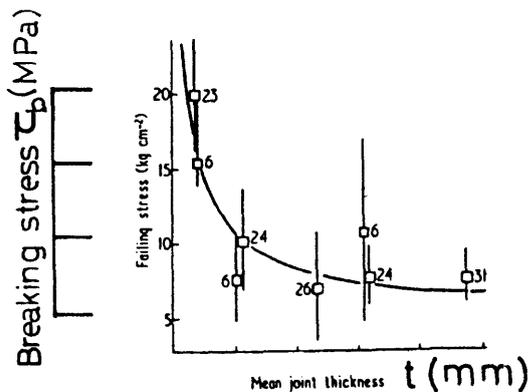


Fig. 1-18 The effect of the joint thickness on the shear strength.

ら結果を示す。同図より接着層の増加に伴うせん断強度の低下が認められる。また、Foulkes¹⁴⁾らも同様の傾向を得ている。Bryantらはこの原因について残留応力の影響を示唆しているが、十分な検討はなされていない。被着体表面粗さの影響については、池上らにより数種の被着体材料について検討されているが、統一的な傾向を見出すには至っていない¹⁵⁾。

試験温度の影響については、Hypidge¹⁶⁾が検討している。また、最近、接着層における未接着部の影響について池上らにより検討されている¹⁷⁾。なお、前節1-1で示したように池上らは本試験片にねじり荷重のみならず引張荷重も負荷しうる装置を開発し、組合せ応力下における実験結果から、Eq.(1-9)に示したようなミーゼス型破壊則を導いている⁹⁾。さらに、本破壊則の重ね合せ継手への適用に一部、成功している。

このように、本試験装置は、高精度の接着強度を求めたり、接着強度に及ぼす種々の因子について詳細に調べるのに適した試験法である。筆者も、本試験片を用い、接着層厚さならびに被着体表面粗さの影響についても検討を行った。

1-5 接着継手への破壊力学の応用

クラックが存在していたり、あるいはそれらの発生が予測される場合の材料の破壊の理論的取扱いは、破壊力学と呼ばれている。現在では、構造物の強度設計、安全設計、事故診断などに対して不可欠な工学的手法である。

最近、接着継手の構造物としての重要度が高まっていること、ならびに接着継手は通常、き裂の発生・伝播によって破壊することから、接着継手についてもこの方面の研究例が増加している。また、本研究においても接着継手の疲労ならびに欠陥の問題を取扱っていることから、破壊力学的検討は不可欠である。

ここでは、まず接着継手の破壊じん性 g を測定した実験的研究例を、次に接着層の応力拡大係数の理論的解析例について概説する。

1-5-1 実験的研究例

1) 破壊じん性について

接着継手における破壊じん性の測定について述べる前に、応力拡大係数 K ならびに破壊じん性 g について概略を説明する。

線形破壊力学によれば、き裂をもつ弾性体の変形は Fig.

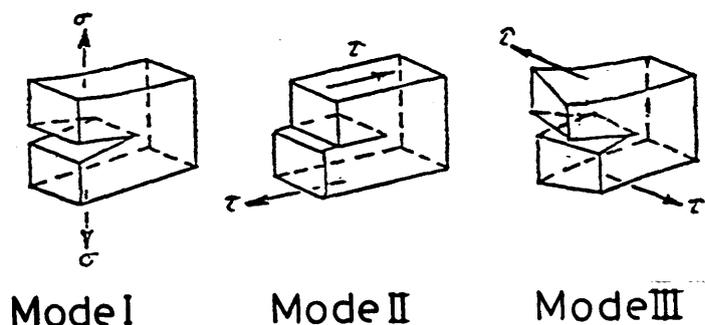


Fig. 1-19 Fracture mode under which a crack can extend.

1-19に示すような3形式に分類できる。例えば最も取り扱いの多いモードIの変形について二次元問題を考えると、き裂先端付近の応力分布は次式で与えられる。

$$\begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{pmatrix} = K_I / (2\pi r) \cos \beta/2 \begin{pmatrix} 1 - \sin \beta/2 - \sin 3\beta/2 \\ 2 + \sin \beta/2 + \sin 3\beta/2 \\ \sin \beta/2 \cos 3\beta/2 \end{pmatrix}$$

$$K_I = \sigma (\pi a)^{1/2} \quad (1-15)$$

ここで K_I はき裂先端の応力分布を代表する値であり、モードIの応力拡大係数と定義されている。 E_q (1-15)において、応力が大きくなるにつれ、またクラック長さが増加するに伴い K 値は増大する。 K 値のある臨界値においてそれまでゆっくり成長したクラックの成長はぜい性破壊に転化する。この時の値 K_{IC} は臨界応力拡大係数と定義され、材料のじん性値に対応した値として広く用いられている。

次にひずみエネルギー開放率について説明する。

Fig. 1-20に示すき裂をもつ試料に荷重 P が負荷される場合について考える。

ここでき裂の成長 Δa_I によって減少するひずみエネルギーは

$$U_a = P \Delta a_I / 2 \quad (1-16)$$

で与えられる。またコンプライアンス C_{aI} をEq. (1-17)で定義する。

$$C_{aI} = \Delta a_I / P_0 \quad (1-17)$$

C_{aI} を用いると U_a はEq. (1-18)となる。

$$U_a = P_0^2 C_{aI} / 2 \quad (1-18)$$

板幅を b とすると単位面積あたりのひずみエネルギー解放率 g はEq. (1-19)で示される。

$$g = dU/dA = dU/bda = P_0 / 2b (\partial C / \partial a)_p \quad (1-19)$$

K_{IC} 同様、ぜい性破壊に進展するエネルギー開放率を破壊じん性値 g_{IC} と定義される。

なお、応力拡大係数 K とエネルギー解放率 g の間には理論的に次式が成立する。

$$g = (k+1) K_I^2 / (8G) \quad (1-20)$$

2) 接着継手の破壊じん性値の測定

Ripling¹⁸⁾¹⁹⁾らに接着継手におけるモードIの破壊じん性値 g_{IC} の測定を行い、これに及ぼす接着剤の硬化条件や環境条件の影響について検討し、この種の研究の先駆けとなった。

実験に用いた試験片状はFig. 1-21に

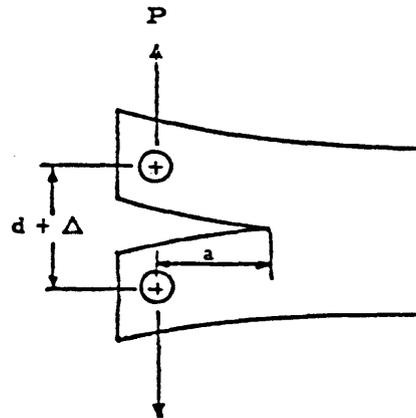


Fig. 1-20 Schematic drawing of crack extending under load.

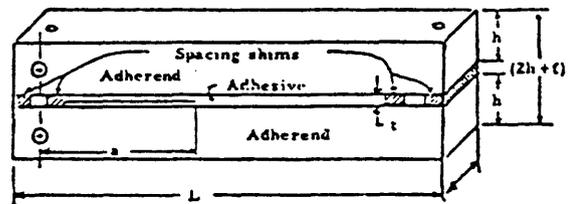


Fig. 1-21 Adhesive specimen for measuring g_{IC} .

示すとおりである。同図に示すように、き裂があらかじめ入れられた試験片における荷重-変位線図より P_0 を導出した。その求め方は以下のとおりである。

g_{IC} の決定に際しては、クラックの先端から破壊が進行するときの荷重を P_0 として次式より求められる。

$$g_{IC} = P_0 / 2b (dC/da)_p \quad (1-21)$$

ここで Fig.1-21 で示される形状の試験片では dC/da は次式で与えられる。

$$dC/da = 8/Eb (3a/h + 1/h) \quad (1-22)$$

本試験片による荷重-変位の測定例を Fig.1-22 に示す。P- Δ の各直線は荷重が極大値に達しクラックが急成長したのち、再荷重を繰り返したときの荷重と変位の関係を示している。

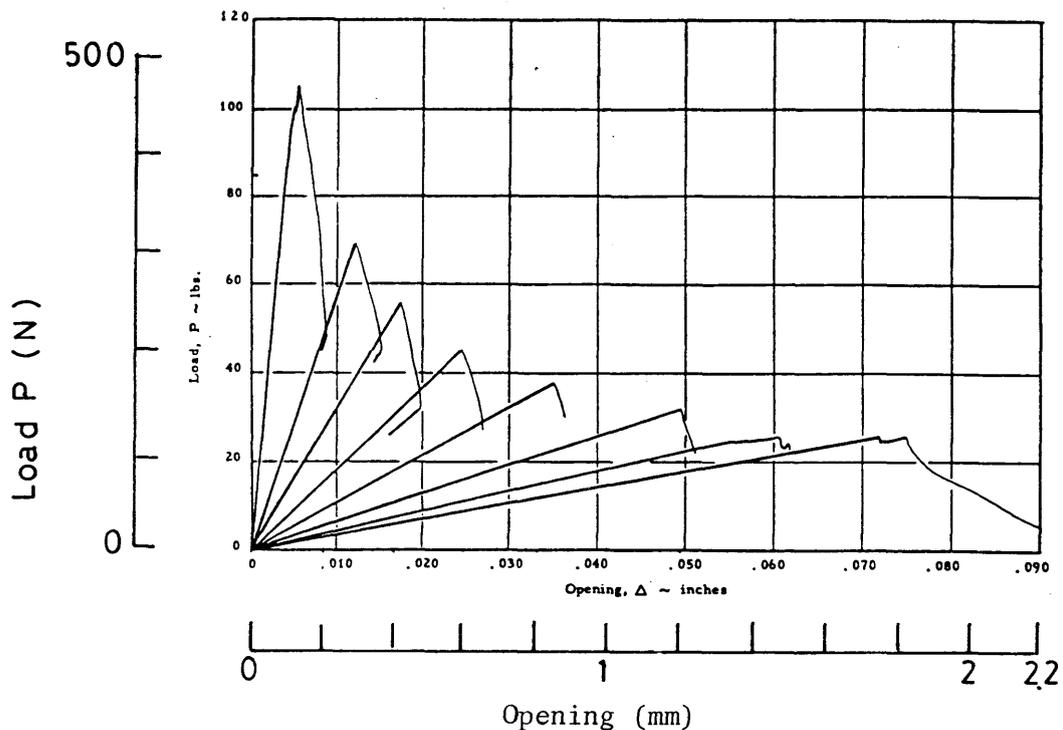


Fig. 1-22 Eight load-opening curves obtained on a single sample at room temperature for aluminum-epoxy-aluminum.

同図より、クラック長さの増加に伴い、ピーク荷重値 P_0 が減少することが認められる。このため、 g_{IC} を得るためには測定ごとに P_0 と a の2つの値を測定しなくてはならない。そこで、Ripling¹⁸⁾ らはこの点を改良して

$$3a/h + 1/h = m \quad (\text{一定}) \quad (1-23)$$

となるような試験片を考案した。改良された試験片形状を Fig.1-23 に示す。

これは被着体に7度の勾配をつけたものである。本試験片による P- Δ 線図を Fig.1-24 に示す。図から荷重 P がクラック長さによらず、ほぼ一定値で極大値を示していることが認められる。同図の P の極大値 P_0 から破壊じん性値 g_{IC} が求められる。

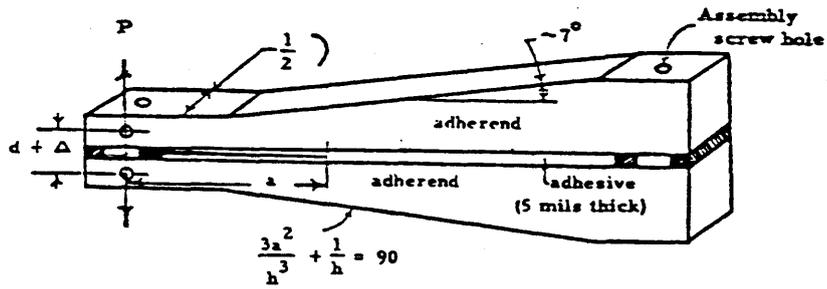


Fig. 1-23 Contoured double cantilever beam adhesive specimen.

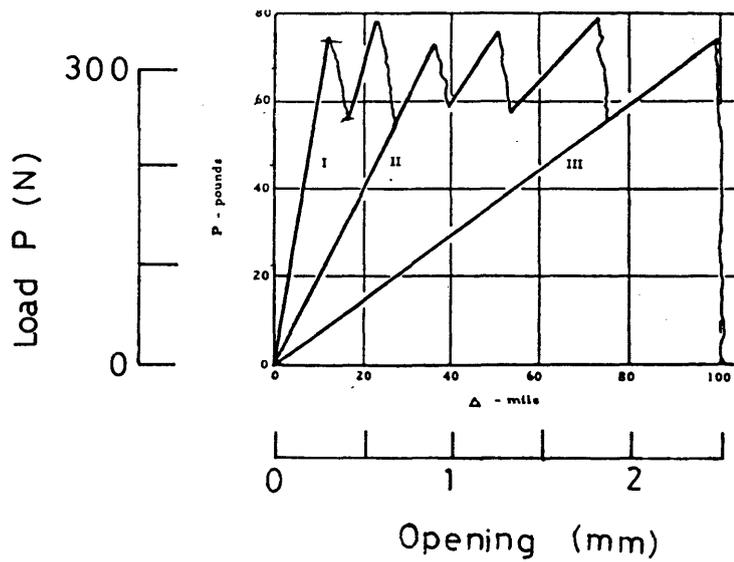


Fig. 1-24 Load-opening curves obtained on a single sample at room temperature.

ここでは、モードⅡの破壊じん性値 g_{IIc} についても導出している。

導出に用いた試験片形状を Fig.1-25に示す。この場合 g_{IIc} は次式で与えられる。

$$g_{IIc} = PC/bhE \quad (1-24)$$

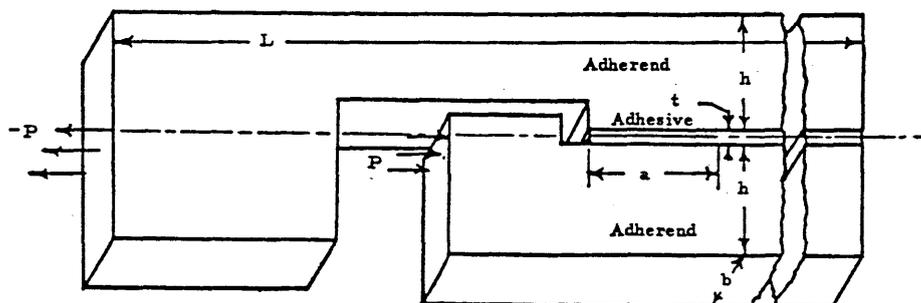


Fig. 1-25 Test specimen configuration for g_{IIc} measurement.

Riplingらは本試験片を用いて、クラックの成長速度 a と g_{IIc} の関係¹⁸⁾、接着層厚さの g_{IIc} に及ぼす影響ならびに g_{IIc} とヤング率の関係¹⁹⁾を求めている。また、Bascom²⁰⁾らは本試験片のCTBN改質による接着剤の破壊じん性について研究を行っている。特に、試験温度をパラメータとして破壊じん性値 g_{IC} と接着層厚さ t の関係を求めている。Fig.1-26に g_{IC} と t の関係を示す。同図より試験温度 - 40

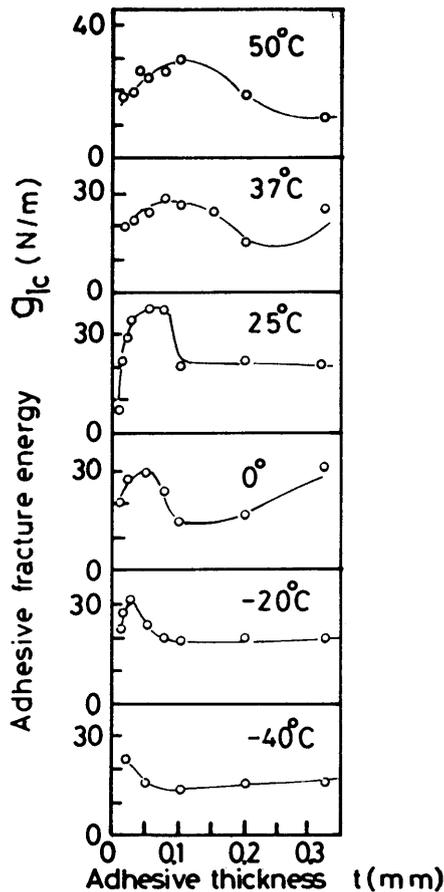


Fig. 1-26 Adhesive g_{IC} vs. bond thickness and temperature for a 15% CTBN-DGEPA-piperidine epoxy resin.

1-5-2 接着層の応力拡大係数の理論的解析例

接着層にき裂をもつ場合の応力拡大係数を解析的もしくは数値的に求めることは、き裂をもつ接着継手の強度ならびに疲労強度を考える上で非常に重要である。

Erdgan²¹⁾⁻²⁷⁾らは異相界面をもつ無限平板中にき裂がある場合の応力拡大係数を解析的に導出している。これら解析結果は種々の接合構造物の応力拡大係数の算出に応用されている。

また、有限の板幅をもつ突合せ接着継手のエネルギー解放率は、Trafina²⁸⁾らにより有限要素法により求められている。

その他接着継手の Double Cantilever Beam (以下DCBと呼ぶ)試験片による応力拡大係数についてもChow²⁹⁾, Chang³⁰⁾らにより解析されている。ここでは、これらの解析の基礎となるErdoganらの解析法ならびにTranfonaらの研究結果について概説する。

1) Erdoganらの解析

同図より試験温度 - 40℃の場合をのぞいて、 g_{IC} に極大値をもたらせ t の値は試験温度の上昇により増加することが認められる。したがって、Bascomらは g_{IC} に極大値をもたらす接着層厚さ t_m は接着層のき裂先端における塑性域の大きさ r_y と関係があると仮定し、 r_y と t_m の関係を次式に提示している。

$$t_m = 2r_y \quad (1-25)$$

本関係は種々の接着継手について適正な接着層厚さを推定する際、有効な指標になると考えられる。

その他 Bascom²⁰⁾らはモード I、II を組合わせた破壊じん性値 g についても測定している。

Erdogan²¹⁾⁻²⁷⁾ らは一相界面、二相界面、ひいてはN相界面をもつ無限平板中にき裂がある場合の応力拡大係数を解析的に算出している。

ここでは、接着継手に近い条件すなわち、中間に柔らかい材料を狭む二相界面中に存在するき裂の応力拡大係数の算出法について示す。

Fig.1-27にき裂周辺の形状ならびに座標系を示す。ここではx軸上にき裂が存在し、き裂はy軸に対して位置している。

ここで、き裂上のy軸方向ならびにx軸方向の応力分布を $p_1(x)$ 、 $p_2(x)$ とする。

$p_2(x)$ とする。

$$\begin{aligned} p_1(x) &= -\sigma_{yy}^0(x, 0) \\ p_2(x) &= -\sigma_{xy}^0(x, 0) \end{aligned} \quad (1-26)$$

これらはy軸について対称であるので次式が成立する。

$$\begin{aligned} p_1(x) &= p_1(-x) \\ p_2(x) &= -p_2(-x) \end{aligned} \quad (1-27)$$

また各層 S_i ($i=1, 2, 3$) においてx方向、y方向の変位を u_i, v_i とする。

u_i, v_i を次式のフーリエ積分の形で示す。

$$\begin{aligned} u_i(x, y) &= 2/\pi \int_0^\infty \phi_i(\alpha, y) \sin \alpha x \, d\alpha \\ v_i(x, y) &= 2/\pi \int_0^\infty \phi_i(\alpha, y) \cos \alpha x \, d\alpha \end{aligned} \quad (1-28)$$

また $S_i=1, 2, 3$ は平面ひずみ状態にあることからEq.(1-29)が成立する。

$$\begin{aligned} \mu_i \nabla^2 u_i + (\lambda_i + \mu_i) \cdot \partial/\partial x (\partial u_i/\partial x + \partial v_i/\partial y) &= 0 \\ \mu_i \nabla^2 v_i + (\lambda_i + \mu_i) \cdot \partial/\partial y (\partial u_i/\partial x + \partial v_i/\partial y) &= 0 \end{aligned} \quad (1-29)$$

ここでEq.(1-28)をEq.(1-29)に代入するとEq.(1-30)が得られる。

$$\begin{aligned} u(x, y) &= 2/\pi \int_0^\infty ((A_{i1} + yA_{i2})e^{-y} + (A_{i3} + yA_{i4})e^y) \sin \alpha x \, d\alpha \\ v(x, y) &= 2/\pi \int_0^\infty ((A_{i1} + (K_i/\alpha + y)A_{i2})e^{-y} + (-A_{i3} + (K_i/\alpha - y)A_{i4})e^y) \cos \alpha x \, d\alpha \end{aligned} \quad (1-30)$$

Eq.(1-30)を用いて応力 $\sigma_{yy}^i, \sigma_{xy}^i$ を求めると

$$\begin{aligned} \sigma_{yy}^i/2\mu_i &= 2/\pi \int_0^\infty (-(\alpha(A_{i1} + yA_{i2}) + 2(1-\nu_i)A_{i2})e^{-y} + (-\alpha(A_{i3} + yA_{i4}) + 2(1-\nu_i)A_{i4})e^y) \cos \alpha x \, d\alpha \\ \sigma_{xy}^i/2\mu_i &= 2/\pi \int_0^\infty (-(\alpha(A_{i1} + yA_{i2}) + 2(1-2\nu_i)A_{i2})e^{-y} + (\alpha(A_{i2} + yA_{i4}) - (1-2\nu_i)A_{i4})e^y) \sin \alpha x \, d\alpha \end{aligned} \quad (1-31)$$

ここで $y=0$ 、ならびに $y=-h$ の異相界面において次式が成立しなくてはならない。

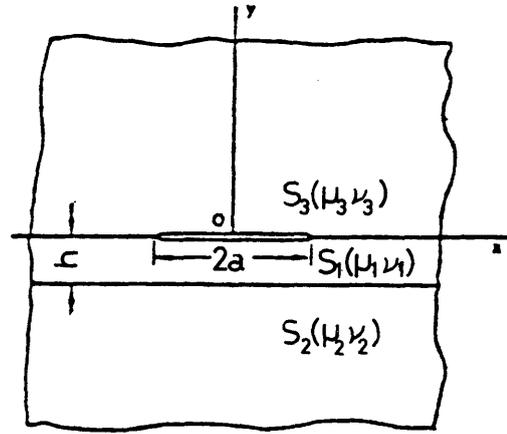


Fig. 1-27 Crack geometry and notation.

$$\lim_{y \rightarrow 0} \sigma_{yy}^1(x, y) = p(x)$$

$$\lim_{y \rightarrow 0} \sigma_{xx}^2(x, y) = q(x)$$

$$u_3^+ - u_1^- = 0, \quad v_3^+ = 0 \quad (y = 0, \quad |x| > 1)$$

$$\sigma_{yy}^1 = \sigma_{yy}^2, \quad \sigma_{xy}^1 = \sigma_{xy}^2 \quad (y = 0, \quad |x| > 0)$$

$$\sigma_{yy}^1 = \sigma_{yy}^2, \quad \sigma_{xy}^1 = \sigma_{xy}^2 \quad (y = -h, \quad |x| > 0)$$

$$u_1 = u_2, \quad v_1 = v_2 \quad (y = -h, \quad |x| > 0)$$

(1-32)

Eq.(1-32)の關係式をEq.(1-31)に代入して $A_{i1} - A_{i4}$ を消去すると最終的に次の關係式が得られる。

$$1/\pi \int_{-1}^1 f_1(t)/(t-x) dt + \gamma f_2(t) = q(x)/2\mu_0$$

$$1/\pi \int_{-1}^1 f_2(t)/(t-x) dt - \gamma f_1(t) = p(x)/2\mu_0$$

$$\gamma = \frac{\mu_2(1-2\nu_1) - \mu_1(1-2\nu_2)}{2\mu_2(1-\nu_1) + 2\mu_1(1-\nu_2)} \mu_0$$

(1-33)

但し $f_1(t)$ 、 $f_2(t)$ は次式で示される。

$$f_1(t) = \partial/\partial x (u_3(x, 0^+) - u_1(x, 0^-))$$

$$f_2(t) = \partial/\partial x (v_3(x, 0^+) - v_1(x, 0^-)) \quad (1-34)$$

Eq.(1-33)で与えられた積分方程式を解くと f_1 、 f_2 が求まり、 f_1 、 f_2 を用いてEq.(1-35)より応力拡大係数 K_I 、 K_{II} が次式で与えられる。

$$(1+K_I)/2\mu_1 = -\lim_{x \rightarrow -1} \sqrt{1-x^2} f_1(x)$$

$$(1+K_{II})/2\mu_1 = -\lim_{x \rightarrow 1} \sqrt{1-x^2} f_2(x)$$

(1-35)

Shi³¹⁾らは上述のErdoganらの解析をより接着継手に応用しやすい形に修正し接着継手の破壊力学について論じている。ここでは、アルミ-エポキシ-アルミ接着系について取扱っている。Fig. 1-28にErdoganらの解析に基づいて求めた K_I 、 K_{II} と接着層厚さの關係を示す。なお、本計算に用いた接着層ならびに被着体の物性値は次のとおりである。

	ポアソン比	ヤング率 MPa	せん断弾性係数 MPa
接着層 (エポキシ)	0.35	3100	1150
被着体 (アルミ)	0.22	68903	28250

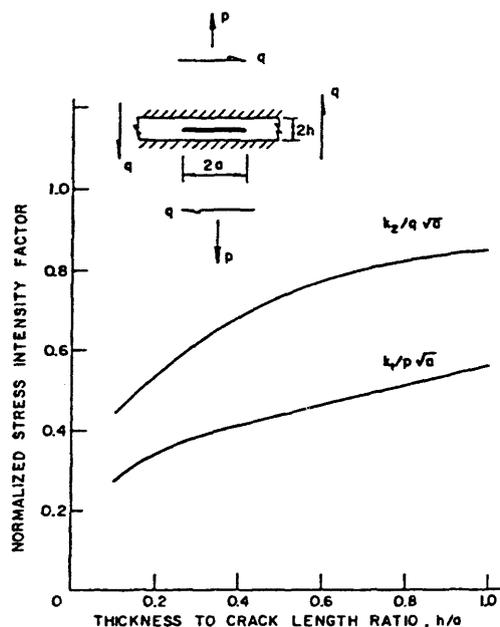


Fig. 1-28 Normalized stress intensity factor vs. h/a for an aluminum-epoxy joint.

さらに、モード I の場合、 $2a$ のき裂長さをもつ際の破断強度を以下の方法により導出している。

Fig. 1-28よりクラック長さ c に対応する $K_I \sqrt{p(2c)}$ を f とすると K_I は次式で示される。

$$K_I = f_p(2c) \quad (1-36)$$

ここでモード I の破壊則として $K = K_{IC}$ を適用する場合次式の条件を満たすとき、破壊が起こる。

$$K_{IC} = f_p(2c) \quad (1-37)$$

Eq.(1-37)により破断応力 σ_b を導き次式を与えた。

$$\sigma_b = p = K_{IC}/f(c) \quad (1-38)$$

Eq.(1-37)に基づき接着層厚さをパラメータとして、クラック長さと破断強度の関係を求めたものが Fig. 1-29である。同図よりクラック長さについては、破断強度は接着層厚さの薄い方が大きいことが認められる。

前節 1-4-1 で示したように破壊じん性値 g_{IC} は接着層厚さに対し極大値をもつことが実験的に知られている。しかし、弾性論に基づいた本解析結果は、まだ上述の実験結果を説明するに至っていない。今後、粘弾性ならびに塑性等を考慮に入れた解析が望まれる。

2) 有限要素法による解析

上述の Erdogan らは板幅が無限長の場合の応力拡大係数について述べている。Trantina²⁸⁾ は実際の接着継手を想定して、有限の板幅をもつ接着継手にき裂がある場合の応力拡大係数を求めている。

解析に用いた接着継手の形状ならびに有限要素解析時のメッシュパターンを Fig. 1-30 に示す。なお、本解析に用いた接着層ならびに被着体の剛性率は次のとおりである。

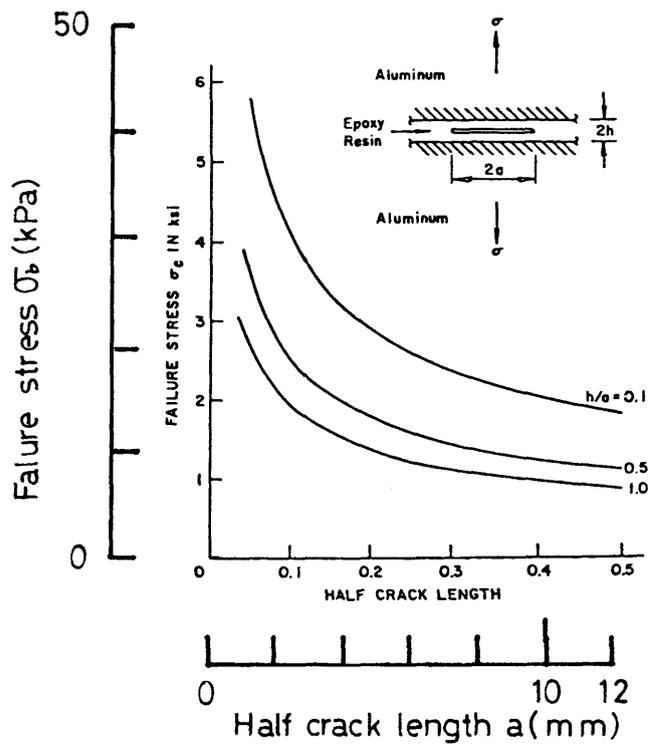
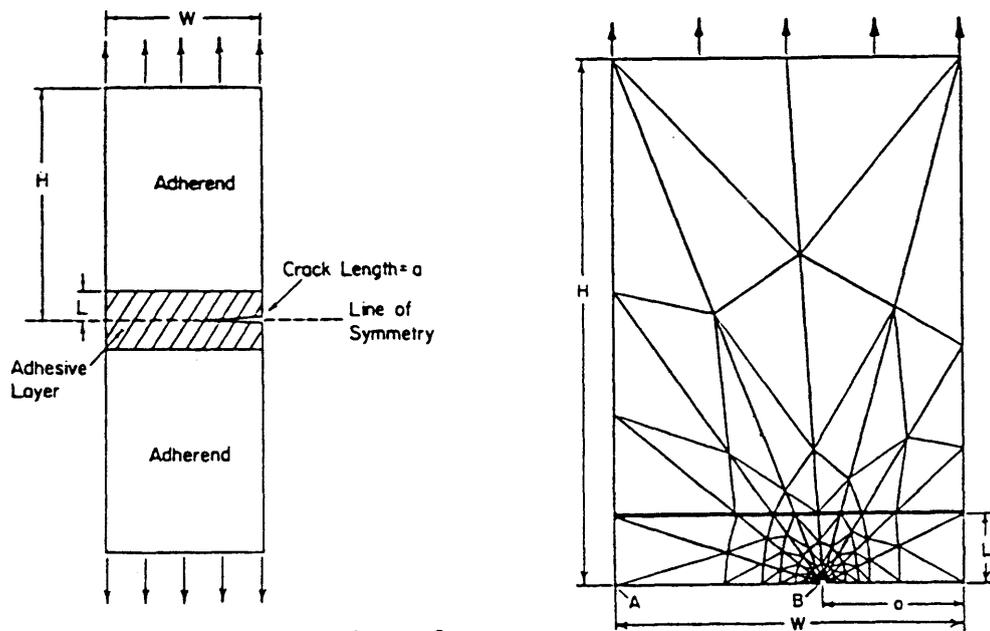


Fig. 1-29 Adhesive failure stress vs. crack length.



(a) Schematic representation of the specimen.

(b) Finite element grid pattern.

Fig. 1-30 Single-edge notch two-material plate.

接着層 $E = 3445 \text{ MPa}$

被着体 $E = 68903 \text{ MPa}$

本解析では荷重Pが負荷されたときの変位量からあるクラック長さに対するコンプライアンスを求め、これより g と直接関係する dC/da を数値的に導出している。

接着層厚さをパラメータとして、クラック長さと dC/da の関係を Fig.1-31 に示す。同図より、Erdoganらや Shi の解析結果と同様、クラック長さの増加に伴い dC/da が増大し、接着層厚さが厚いほど dC/da は大きいことが認められる。

また、本論文では dC/da の計算値が実験値とよく一致することも示されている。

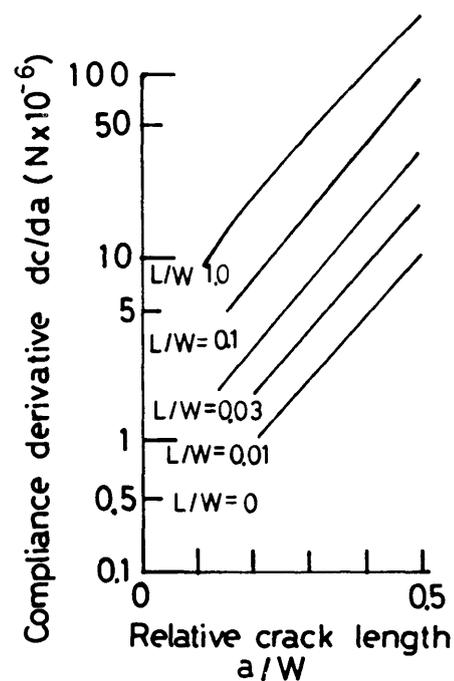


Fig. 1-31 Compliance derivative as a function of crack length at various adhesive thickness from element analysis.

1-6 接着継手の疲労強度特性

機械構造部材への接着継手の適用範囲を拡張するには、静的な強度試験データのみならず、動的な強度試験データの蓄積とそれに基づく強度評価法の確立が求められる。動的強度の中でも、疲労強度は種々の機械部品の設計基準となる場合が多いため特に重要視されている。

接着継手の疲労強度に関する研究報告を概観すると、接着剤の種類の影響、接着継手の統計的疲労強度特性、継手形状の影響、充てん材の影響、種々の荷重条件下における疲労強度特性や、最近では疲労機構について疲労き裂の進展挙動および疲労過程における継手の機械的性質の変化についての研究がみられる。しかし、接着継手の疲労特性に関する研究は他の機械材料および接合要素の疲労挙動の研究例に比べてその報告例は少なく、体系化されるに至っていない。

ここでは、まずマクロ的な接着継手の疲労強度特性に関する研究例を、次いでミクロ的な接着継手の疲労機構に関する研究例について述べる。

1-6-1 接着剤の種類の影響

接着継手強度に及ぼす接着剤の影響についての代表的研究例としては、谷川³²⁾らの疲労強度に及ぼす可塑剤の影響について調べたものや新保³³⁾らのエポキシ系接着剤の主剤ならびに硬化剤の分

子構造と疲労強度の関係について検討を行ったものがある。ここでは、上記2つの研究例について概説する。

(1) 疲労強度に及ぼす可塑剤の影響

谷口³²⁾らは Fig. 1-32 に示す ASTM D 671-51T の疲労試験機で鋼/エポキシ樹脂/鋼の重ね合せ継手の曲げ疲労試験を行い、疲労強度に及ぼす可塑剤（ポリサルファイド系 Thiokol-LP3）の影響を調べている。

Fig. 1-33 に応力振幅をパラメータとして、破断繰返し数と Thiokol-LP3 の添加量の関係を示す。同図より、Thiokol-LP3 の添加量が接着剤に対して 40-60% 付近で破断に至る繰返し数の極大値を示している。一般に、Thiokol-LP3 の添加量は接着剤の粘弾性的性質を系統的に変化させる。Fig. 1-34 は、自由ねじり振動法により求めた対数減衰率と Thiokol-LP3 の添加量の関係である。

D: Dial gauge
S: Spring
T: Test specimen

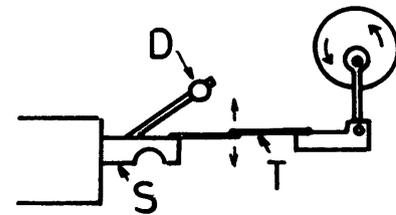


Fig. 1-32 Principle of the fatigue testing machine.

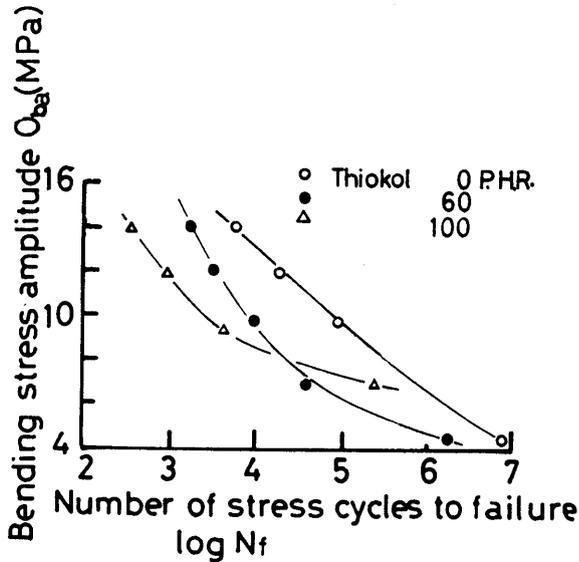


Fig. 1-33 S-N curves.

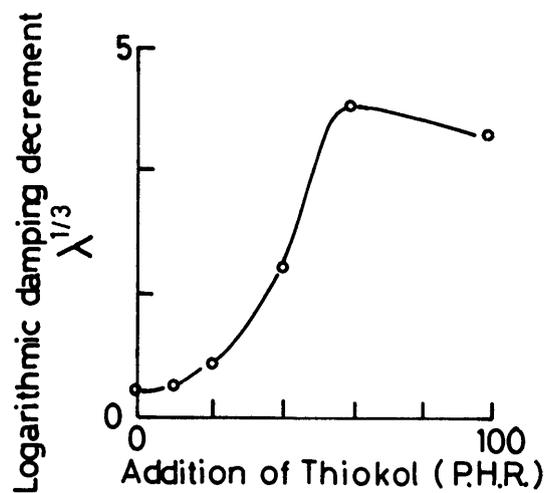


Fig. 1-34 Relation between addition of Thiokol

同図より、対数減衰率は Thiokol-LP3 の添加量 40-60% で極大値を示しており、このことから谷口ら是对数減衰率と疲労強度の間には相関性があると推察している。そこで、応力レベル $S = 6.3 \text{ MPa}$ の場合について、破断繰返し数と対数減衰率の関係を Fig. 1-35 に示した。同図より $\log N = k_1 + k_2 \lambda^{1/3}$ 関係があることを確かめている。

(2) エポキシ系接着剤の化学構造と疲労強度の関係

新保³⁸⁾らは Fig. 1-32と同様の疲労試験機を用いて鋼/エポキシ樹脂/鋼の重ね合せ継手の疲労試験を行った。ここでは、エポキシ樹脂の主剤ならびに硬化剤の分子構造を系統的に変化させることにより、接着剤の分子構造と疲労強度の関係を探求している。

Fig. 1-36は、主剤のエポキシ樹脂オリゴマー鎖の長さの違った5種類の接着剤からなる接着継手の疲労強度をS-N線図上に示したものである。これより、オリゴマー鎖の長さや橋かけ密度ならびにガラス転移温度の関係を求めると Fig. 1-37のようになり、橋かけ密度やガラス転移温度の低い接着剤ほど疲労強度が大きいことを予想している。

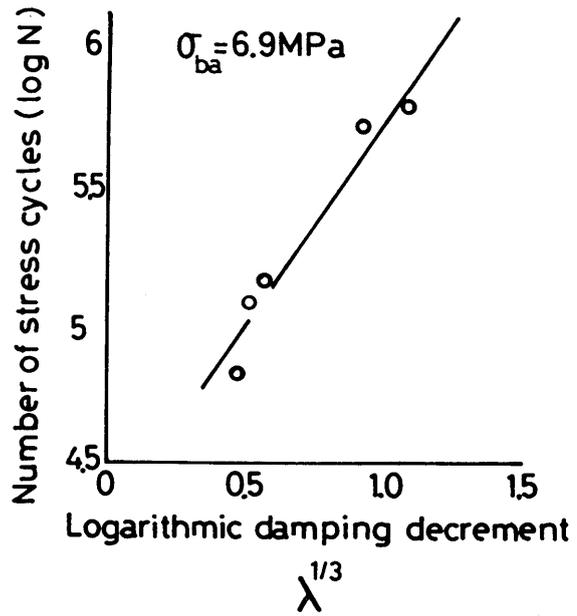


Fig. 1-35 Relation between log N and $\lambda^{1/3}$.

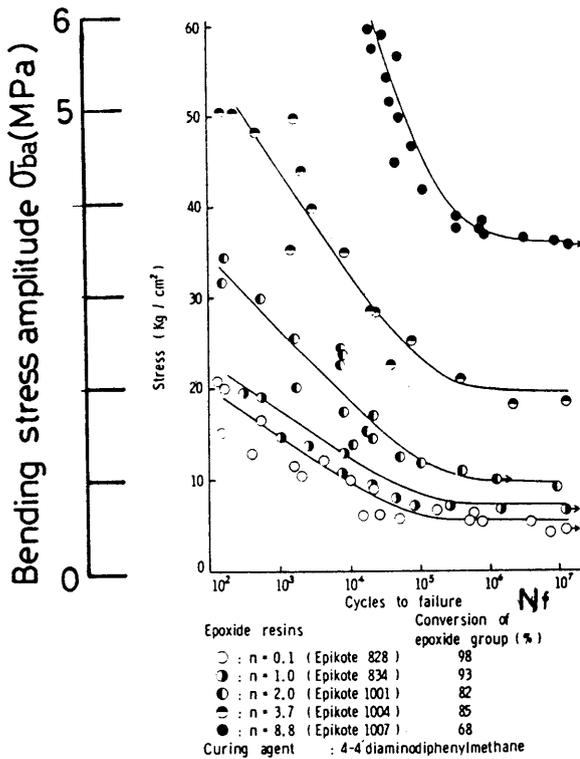
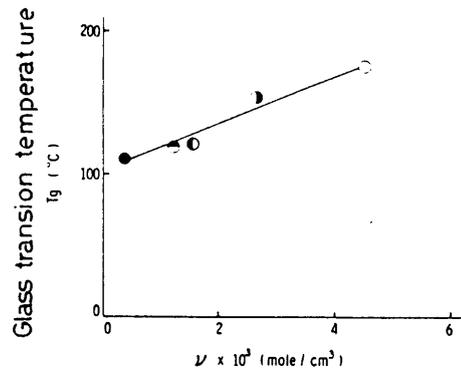


Fig. 1-36 Stress vs. cycles to failure for cured epoxide resins.



Epoxide resins	Conversion of epoxide group (%)
○ : n = 0.1 (Epikote 828)	98
● : n = 1.0 (Epikote 834)	93
⊙ : n = 2.0 (Epikote 1001)	82
⊗ : n = 3.7 (Epikote 1004)	85
⊕ : n = 8.8 (Epikote 1007)	68

Curing agent : 4-4'diaminodiphenylmethane
Curing condition : 80°C 2hrs / 180°C 6hrs

Fig. 1-37 Tg vs. crosslinkage density of cured epoxide resins.

次に、Fig. 1-38は硬化剤としてジカルボン酸を選び、その種類を変えた場合の接着継手の疲労強度を示している。これより、硬化剤のメチレン鎖の長さの増加に伴って疲労強度が増加することを認めている。同様の関係をジアミン硬化剤について求め、メチレン鎖の長さや10⁷時間強

度との関係について整理したものが Fig. 1-39 である。これよりメチレン鎖の長さの増加につれて 10^7 時間強度が増加することを認めている。また、エポキシ硬化物の物性と疲労強度の関係を調べるため、Fig. 1-40 に橋かけ密度と 10^7 時間強度の関係、Fig. 1-41 に内部粘性と 10^7 時間強度の関係を求めている。Fig. 1-40、1-41 より、橋かけ密度が低く、内部粘性の高い接着剤ほど 10^7 時間強度が大きいことを認めている。

これらの結果より新保らは、オリゴマー鎖の長さを変えた場合ならびに硬化剤のメチレン鎖の長さを変えた場合ともに、橋かけ密度が低く緩和能の大きい接着剤ほど疲労強度が大きいことを確かめている³⁴⁾。

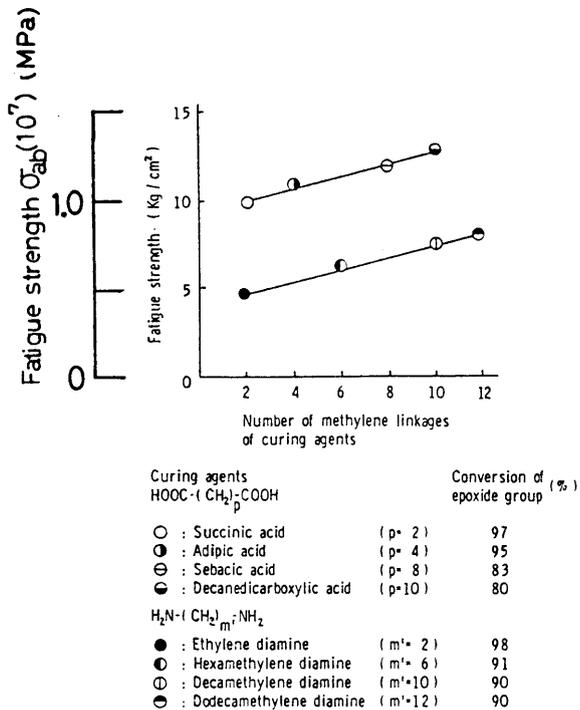


Fig. 1-39 Fatigue strength vs. number of methylene linkages of curing agents.

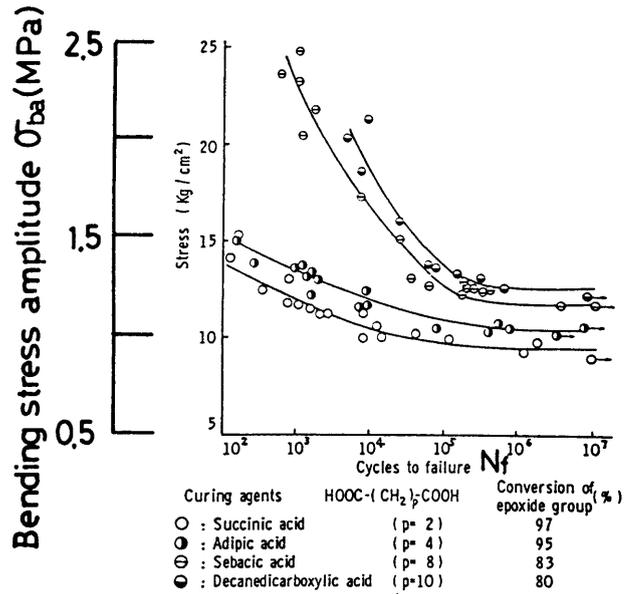


Fig. 1-38 Stress vs. cycles to failure for cured epoxide resins.

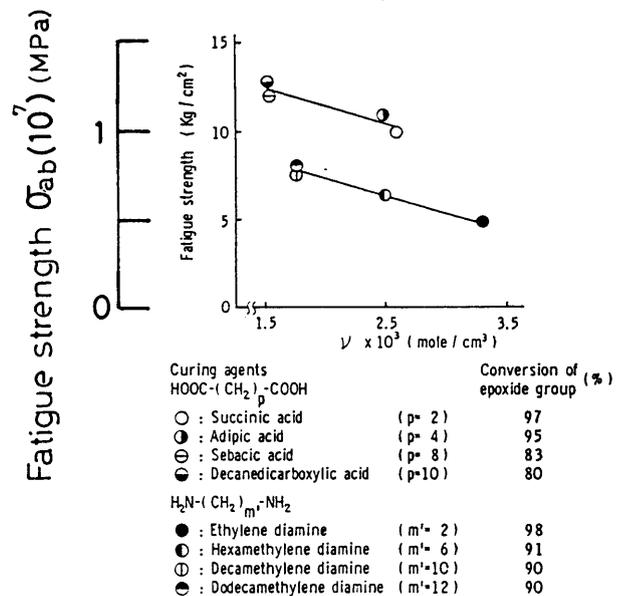


Fig. 1-40 Fatigue strength vs. ν for cured epoxide resins.

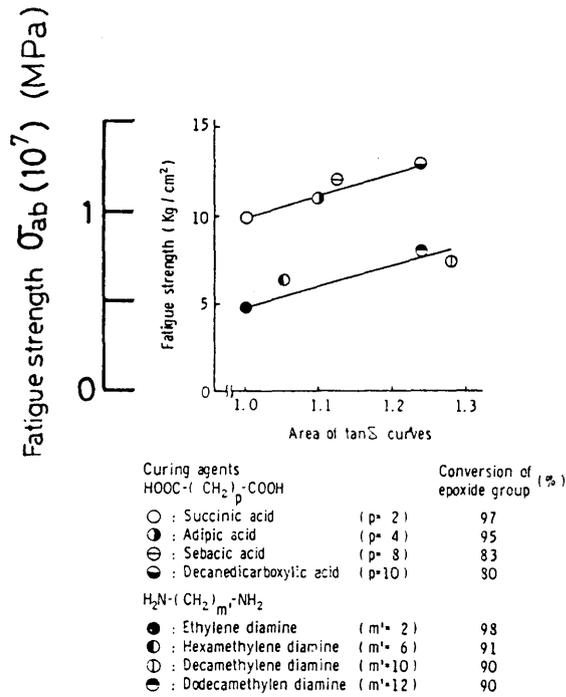


Fig. 1-41 Fatigue strength vs. area of $\tan\delta$ curves for cured epoxide resins.

1-6-2 接着継手形状ならびに接着層厚さの影響

接着継手形状の疲労強度に及ぼす影響を調べた研究例としては、池田³⁵⁾ら、Renton³⁶⁾らの報告が、また接着層厚さと疲労強度の関係については、中山³⁷⁾らの報告がある。

(1) 接着継手形状と疲労強度の関係

前節で、重ね合せ接着継手の静的強度と重ね合せ長さの関係について示した。ここでは、まず池田³⁵⁾らの重ね合せ長さとの疲労強度の関係についての研究例を、次にRenton³⁶⁾らの被着体形状を改善することにより、疲労強度向上を図った研究例について概説する。

池田³⁵⁾らはFig.1-42に示す形状で、Table 1-1に示す試験片寸法のアルミ合金を被着体とする重ね合せ接着継手について、重ね合せ長さ、板幅、みぞ幅が静的引張強度ならびに疲労強度に及ぼす影響について検討を行った。

Fig.1-43は、種々の重ね合わせ接着継手の静的引張強度を継手係数 $H^{1/2}/l$ で整理した結果を示している。図中の計算値はエポキシまたはフェノール系接着剤を用いた単純重ね合せ接着継手の引張強度 τ_b の推算式であり次式で与えられる。

$$\tau_b = \frac{1.5H^{1/2}/l}{1+1.5H^{1/2}/l} \quad (1-39)$$

但し、Hは被着体厚さ、lは重ね合わせ長さである。図より、実験値と推算値がよく一致して

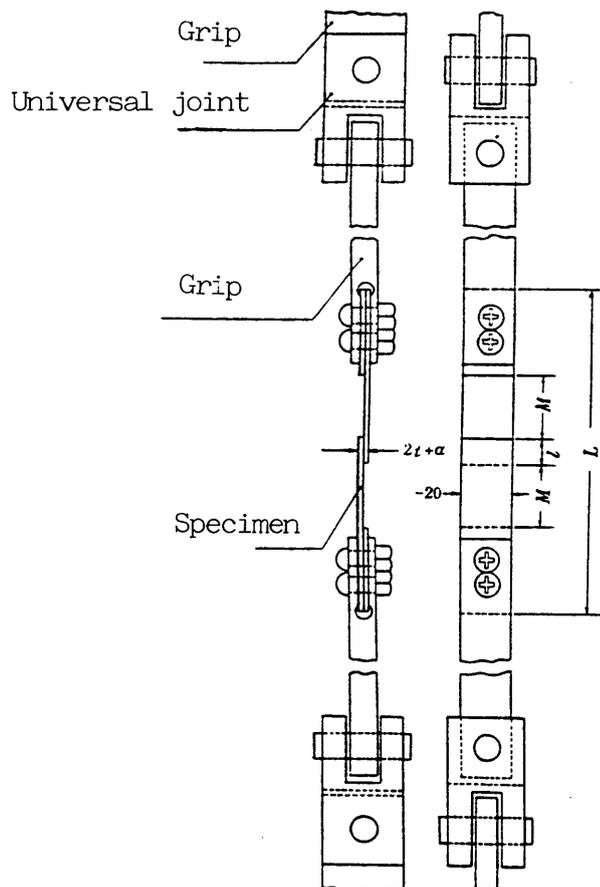


Fig. 1-42 Shape of the test specimen.

Table 1-1 Sizes of the test specimen

Adherend thickness (mm)	lap length (mm)	specimen length (mm)	Specimen width (mm)	Adhesive thickness (mm)
1.6	9.5	52.8	20.0	0.26
		94.5		
		344.5		
38.0	81.3			
	123.0			
	373.0			
0.8	9.5	52.8		
		94.5		
		344.5		
27.0	27.0	70.3		
		112.0		
		362.0		

いることが認められている。

Fig.1-44は、重ね合せ接着継手の疲労強度を示したものである。図中の実線は母材破断であり、破線が接着部の破断、二点破線は母材と接着部の破断がまじりあった場合を示している。

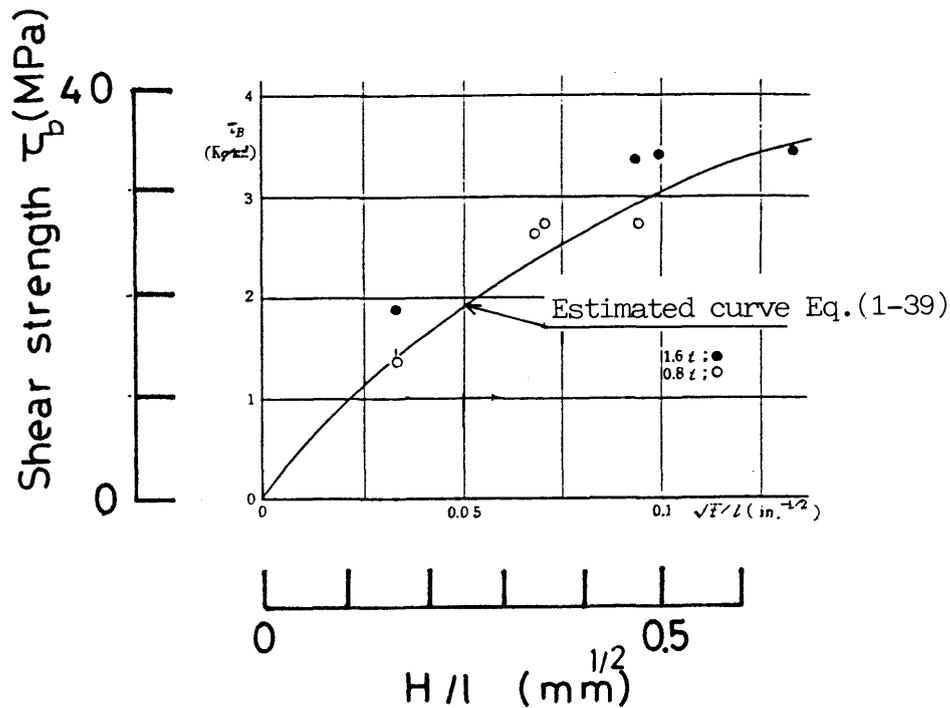


Fig. 1-43 Static strength of the adhesive joints.

ここで、接着部で破断する場合について、静的強度と対比させて、重ね合せ長さならびに板厚の影響をより詳細に調べるため、応力振幅を τ_a/τ_b で無次元化し Fig. 1-45 を与えている。これより、種々の形状の重ね合せ継手について

$$\tau_a/\tau_b = 1 - 0.129 \log N \quad (1-40)$$

但し、 τ_a は応力振幅、 τ_b はせん断強度。

Eq. (1-40) の実験式でほぼ近似できることを認めている。したがって、疲労強度に及ぼす重ね合せ長さの影響は静的強度と重ね合せ長さの関係とほぼ対応することを認めている。

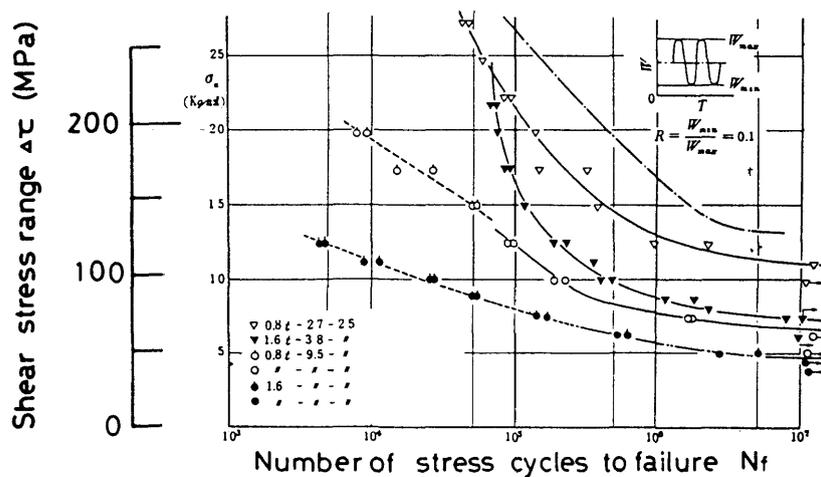


Fig. 1-44 S-N curves.

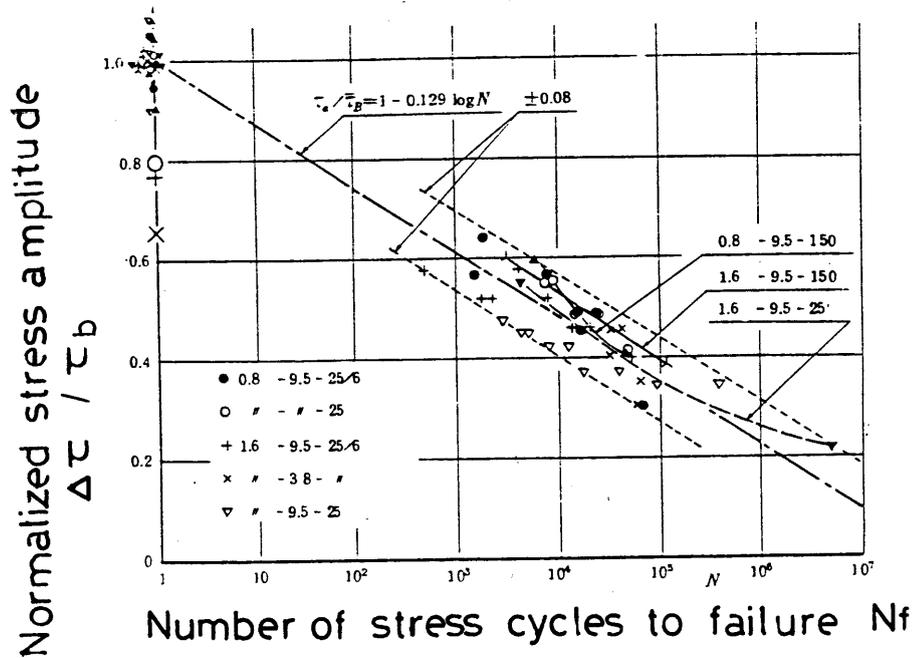


Fig. 1-45 $\Delta\tau/\tau_b$ vs. number of stress cycles to failure.

次に、重ね合せ継手の被着体の形状を改善することにより、疲労強度の向上を図った Renton³⁶⁾らの研究例を示す。Rentonらは、Fig.1-46に示すように重ね合せ継手を改良して3種類のテーパ付き接着継手を作成した。これら接着継手のテーパは接着継手の端部に生ずる応力集中を緩和し、応力分布をより均一にする働きがある。

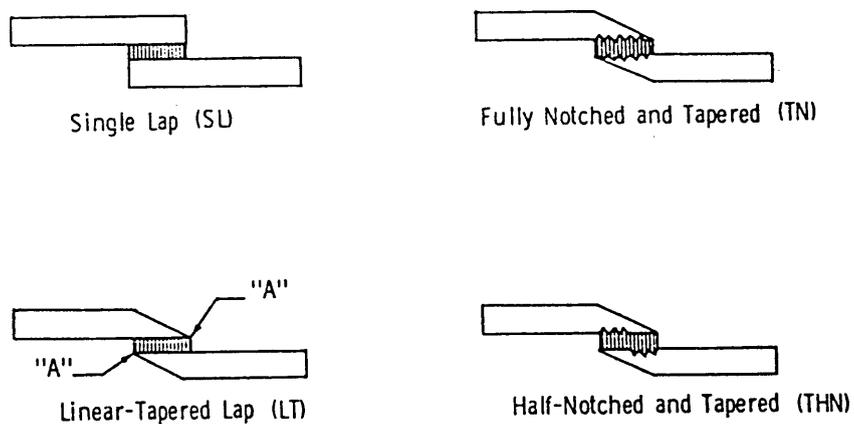


Fig. 1-46 Typical lap-joint configurations.

Table 1-2にこれら4種類の接着継手の引張強度を示す。なお、ここで用いている継手効率とは(継手強度/母材の強度)である。Table 1-2より被着体のテーパを付けることは静的強度向上にさほど寄与していないことを認めている。

Table 1-2 Static test results

Type of joint	Over-lap length (mm)	Adhesive thickness (mm)	Ave. Ult. joint load (kN)	Joint efficiency (%)	Type of failure
Single lap	13.2	0.11	11.5	52.5	Adhesive
Single lap	19.6	0.13	16.7	82.5	Adhesive
Tapered	13.2	0.17	11.5	52.7	Adhesive
Tapered	17.8	0.05	18.8	85.0	Adhesive
Tapered and Grooved	13.2	0.10	16.1	73.0	Adherend and Adhesive
Tapered and Grooved	19.6	0.07	20.0	91.0	Adherend and Adhesive
Tapered and Grooved along 1/2 overlap	19.6	0.17	18.4	84.0	Adherend and Adhesive

Fig. 1-47はこれら接着継手試験片の疲労試験結果である。図より、特に高繰返し数領域ではテーパーを付けることにより接着継手の疲労強度が増加することを認めている。ここで、静的強度との比較を行うため、 4×10^6 時間強度で継手効率を整理し、Table 1-3に与えた。これよりテーパーを付けることにより継手効率が20%も向上しており、疲労強度の改善効果は静的強度の場合に比べて大きいことを認めている。

上述の結果より、Renton³⁶⁾らは疲労荷重下において接着継手の接着層における応力分布が静的荷重下に比べてより大きく接着継手強度に影響を与えるものと推察している。

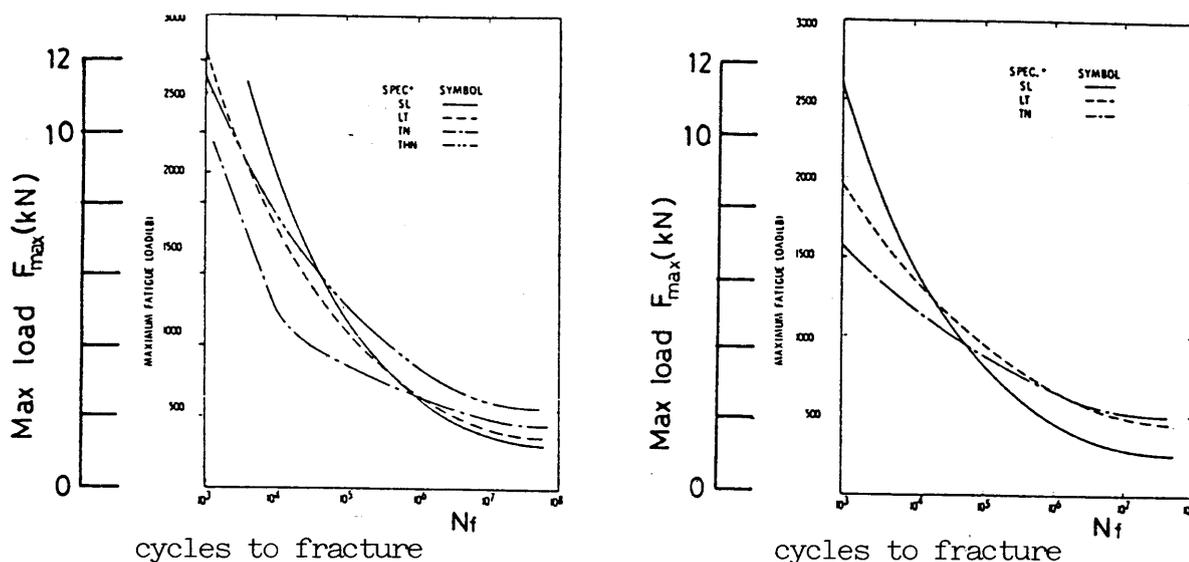


Fig. 1-47 Fatigue-test results.

(2) 接着層厚さの影響

前節でも示したように、接着層厚さの接着継手強度に及ぼす影響は接着継手設計上重要な問題である。そのため、接着層厚さの静的強度に及ぼす影響は、重ね合せ接着継手ならびに突合せ接

Table 1-3 Summary of fatigue test results at 4×10^6 cycles

Type of joint	Over-lap length (mm)	Joint efficiency (%)
Single lap	13.2	33.5
Single lap	19.6	38.4
Tapered	13.2	52.5
Tapered	17.8	39.7
Tapered and Grooved	13.2	52.9
Tapered and Grooved	19.6	41.3
Tapered and Grooved, along 1/2 over-lap	19.6	54.5

R=0.10 , 30Hz, All failures in adherends adjacent to over-lap.

着継手について実験的ならびに応力解析の面からの研究が行われているが、疲労強度に及ぼす影響については、中山³⁷⁾らの突合せ接着継手についての研究例があるに過ぎない。

中山らは、被着体試験片として直径26mmの丸棒を用いている。Fig.1-48は接着層厚さを1mmから3mmに変化させた場合の疲労試験結果である。同図より、前節で示した静的引張試験の場合と同様、接着層厚さの増加に伴い疲労強度の低下を認めている。さらに各接着層厚さに対する応力繰返し数 5×10^7 回時の時間強度と静的引張強度の比を求めると

$$\sigma_{5 \times 10^7} / \sigma_b = 0.23 (t=1\text{mm}), 0.23 (t=2\text{mm}), 0.18 (t=3\text{mm})$$

となり厚さの大きい領域でわずかに疲労限度比が低下するものの、ほぼ一定値を示すことを確かめている。したがって、中山らは接着層厚さの異なる接着継手の疲労強度は静的強度特性からほぼ推察できるものと考えている。

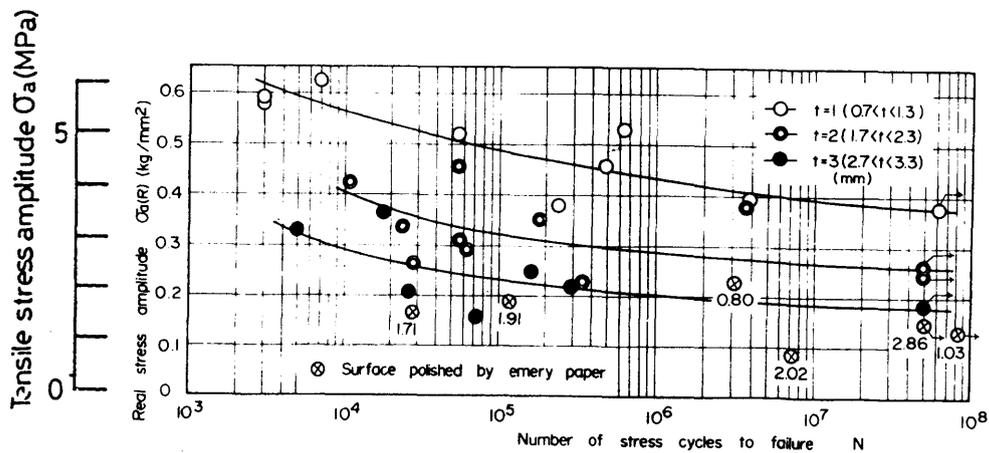


Fig. 1-48 S-N curves for three sorts of adhesive layer thickness.

1-6-3 充てん材添加による接着継手の疲労強度改善

接着剤を高強度の単繊維で複合化することにより、接着継手の疲労強度を向上させようとする試みが Klapportt³⁸⁾ら、Kuhbander³⁹⁾らによってなされている。以下、それらの研究例を概説する。

Klapportt³⁸⁾らは、Boron/Epoxy、Graphite/Epoxyからなる航空機用の軽量複合材料を被着体を選び、炭素繊維 WCG (Union Carbide)、グラファイト繊維 PWA (Stacpolep)、ポリアミド繊維 ケブラー (Du Pont)を複合化させた接着剤を用いて Fig.1-49 に示す重ね合せ接着継手を作成し、 $R = 0.1 (P_{max}/P_{min})$ の引張-引張疲労試験を行った。その結果を Fig. 1-50 に示す。

これより、Boronをのぞいて比強度の高いグラファイト、ケブラー等を複合化させた試験片の疲労強度は、比強度の低いナイロンで複合化させた試験片の疲労強度より高くなっており、比強度の高い単繊維の複合化は疲労強度改善に効果があることを示している。

また、Kuhbander³⁹⁾らは、アルミニウム合金 2024、チタン合金、Ti-6Al-4Vを被着体に、接着剤としてはエポキシフェニレンジアミン系を、さらに高強度のグラファイト繊維 HT-S (Hercules) を充てん剤として選り重ね合せ接着継手試験片を作製した。なお、疲労試験は Klapportt³⁸⁾と同様、 $R = 0.1$ の条件で行っている。

Fig.1-51にHT-Sの添加が疲労強度に与える影響を示す。これより、HT-Sを39%含んだ場合の疲労強度が最大で、48%までHT-Sを含有させると疲労強度が低下することを認めている。このことから、HT-Sの含有量には最適の割合があること、また本接着剤において

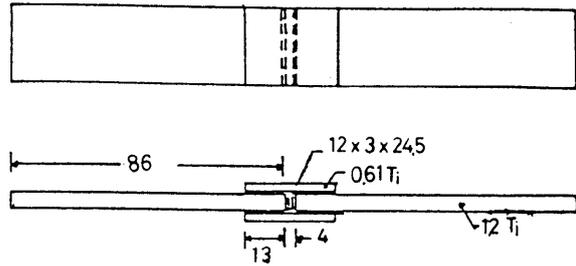


Fig. 1-49 Double lap shear specimen used in the screening of fatigue properties.

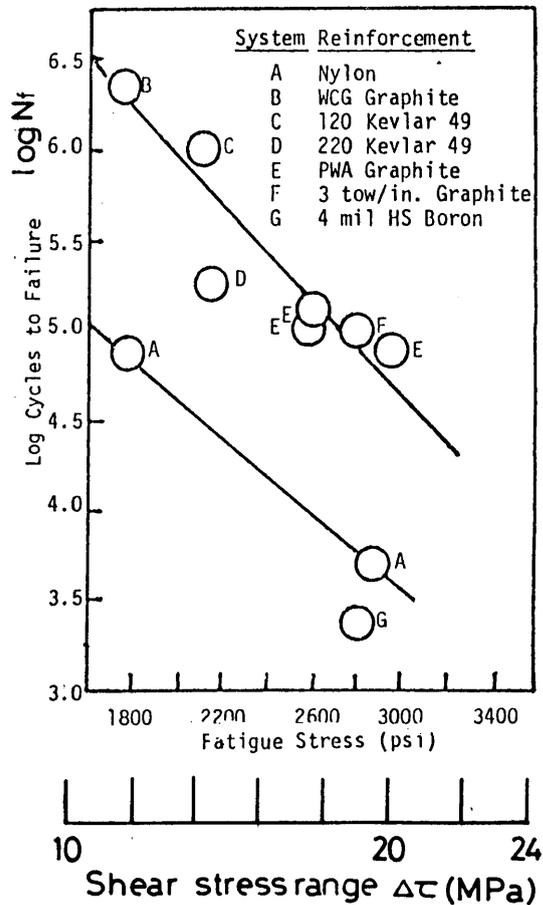


Fig. 1-50 Correlation of fatigue resistance with fatigue stress level.

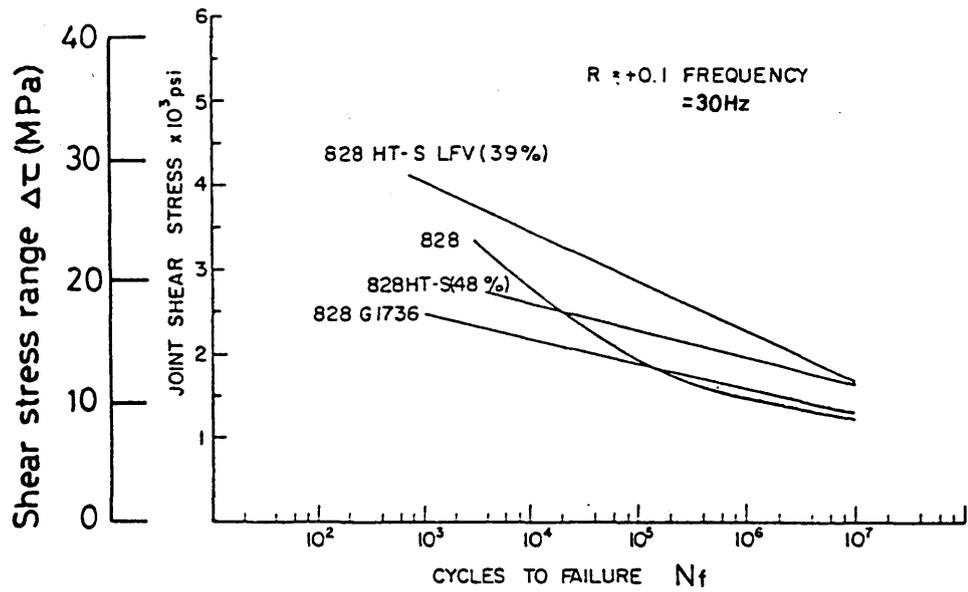


Fig. 1-51 S-N curves for Aluminum to Aluminum 1812.

もグラファイト単繊維の複合化により疲労強度の向上を認めている。

Fig. 1-52には、接着剤の種類を変えた場合のHT-Sの影響を示した。同図から、Fig. 1-51の場合とは異なり、HT-Sの添加により高サイクル領域では疲労強度が向上しているものの、低サイクル領域では疲労強度の低下を認めている。このことから、Kuhbenderらは接着剤の種類により充てん材の添加効果が異なるものと考えている³⁹⁾。

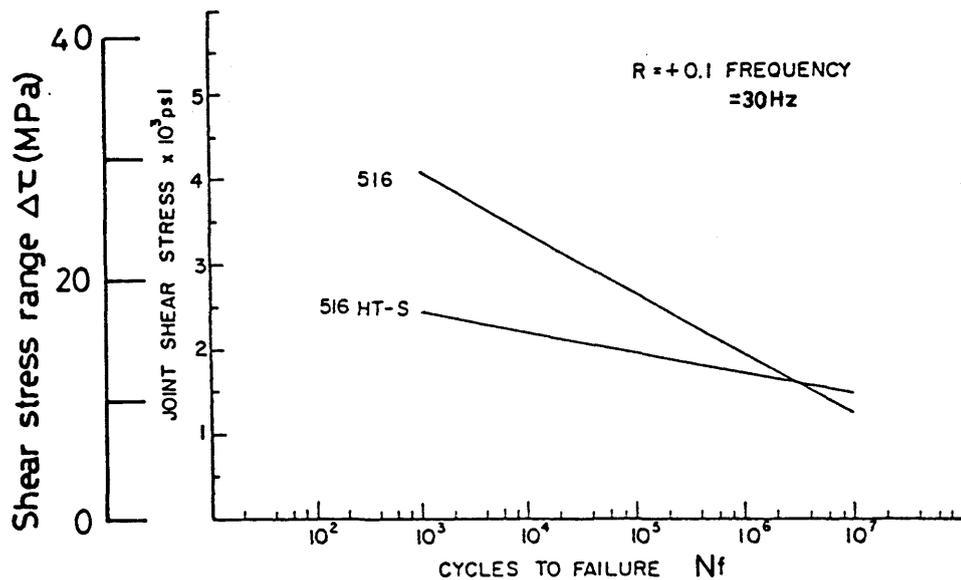
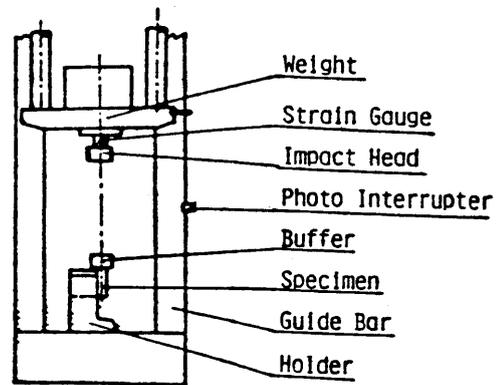


Fig. 1-52 S-N curves for Aluminum to Aluminum 1516.

1-6-4 衝撃荷重の影響

衝撃繰返し荷重は、種々の機械構造物に負荷され、特に金属材料においてその衝撃疲労強度特性は正弦波荷重下の疲労強度特性とは異なった傾向を示す。そこで最近、特に注目を集め、金属材料を中心に研究例が増加している。しかし、接着継手についての衝撃疲労に関する研究例は、以下に概説する碓井⁴⁰⁾の研究例のみである。



碓井らは、Fig. 1-53に示す装置を用いて、Fig. 1-53 Schematic diagram of drop weight impact test apparatus. 最大荷重繰返し数1000回の低サイクル領域における衝撃疲労強度を求めている。Fig. 1-54は本試験機による衝撃荷重波形を示している。ここでは、ダンパーの調節により、A(0.7ms)、B(2ms)、C(9ms)、の3種類の荷重荷重時間を得るとともに、荷重荷重時間の影響についても検討を行っている。

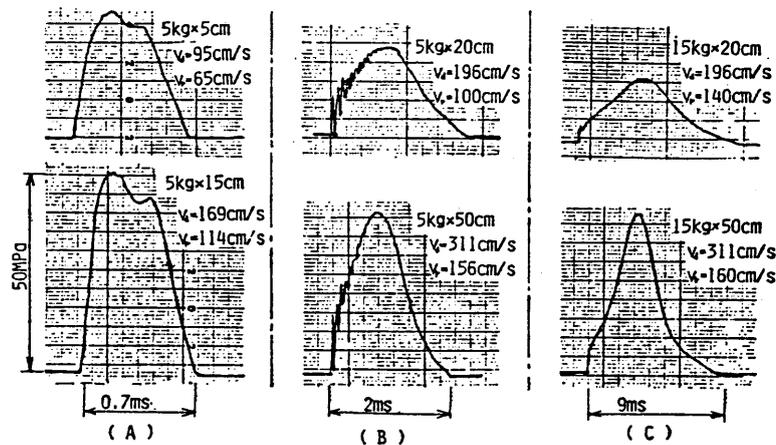


Fig. 1-54 Impact wave-forms (impact fatigue test).

Fig. 1-55に試験片が破断するまでの繰返し衝撃回数と最大せん断応力の関係を示している。同図より、荷重荷重時間の増加につれて衝撃疲労強度は低下するが、直線の勾配はほとんど変化していないことを認めている。ここで衝撃回数をN、最大せん断応力値を τ_{max} として次式を得ている。

$$10 \log N + \tau_{max} = a \quad (1-41)$$

但し、aの値はa=59(0.7ms)、48(2ms)、45(9ms)である。

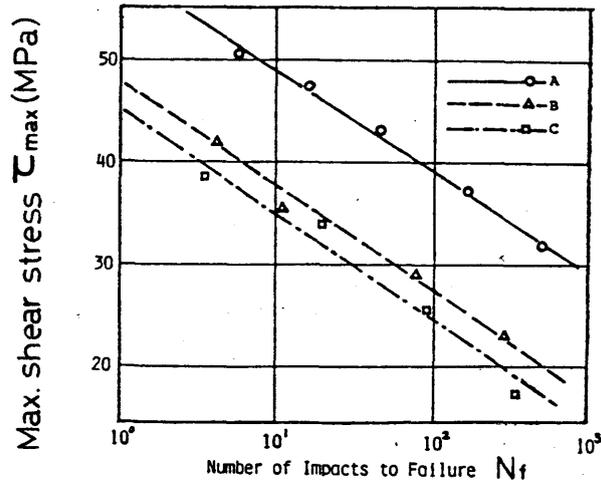


Fig. 1-55 Low cycle impact fatigue curve for adhesive joint (maximum stress vs. number of impact failure).

1-6-5 統計的疲労強度特性

最近、構造物の信頼性という観点から、強度の分布状態の検討が確率統計的な立場から行われている。特に、金属材料の疲労寿命に関してバラツキの問題を対象とした確率統計的な立場からの研究例はわずかであり、疲労強度に関する研究例は Berens⁴¹⁾ の研究例があるにすぎない。以下、その研究について概説する。

Berens らは、Fig.1-56に示す重ね合せ接着継手試験片を用いて、静的引張強度ならびに疲労強度を求め、これら強度分布を次式の2母数ワイブル分布で近似し、強度分布特性について論じている。

$$F(x) = 1 - \exp\left(-\left(\frac{x - \gamma}{\alpha}\right)^m\right) \quad (1-42)$$

ここで m は形状係数、 α は尺度係数、 γ は位置係数である。
 まず、Table 1-4 に -40°C から 148°C までの静的引張試験によるワイブル分布のパラメーター α と m を示す。これより、破壊モードに関係する形状係数は、試験温度によらずほぼ一定値を示すことを認めている。

Table 1-5 は、 22.7°C における $13.7 - 88.80\text{ kN}$ の荷重レベルの尺度係数と形状係数ならびに 93.3°C 、荷重レベル 88.8 kN の尺度係数と形状係数を示し

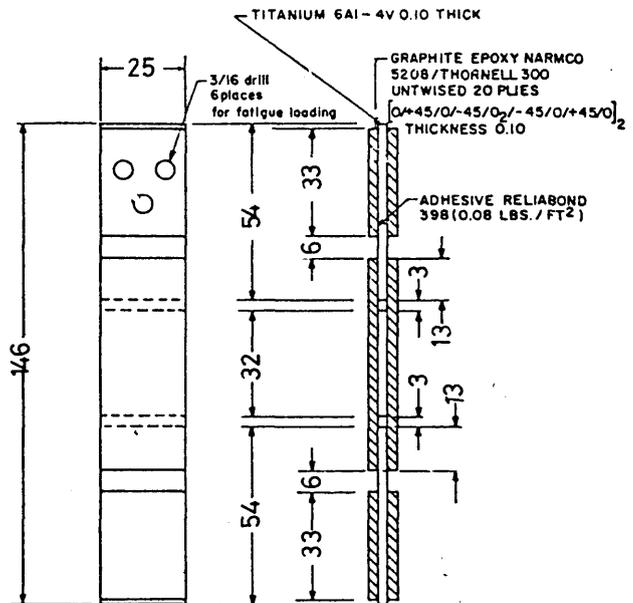


Fig. 1-56 Test specimen configuration.

Table 1-4 Weibull parameter estimated for static test

Temperature °C	Loading rate (kN/min)	Specimen size	Scale Parameter F(0) (MPa)	Shape parameter
-40	533	24.5	38.2	8.01
	5330	24.5	42.6	11.37
	53300	24.5	41.7	13.87
22.7	533	24.5	37.4	12.42
	5330	24.5	36.6	8.44
	53300	24.5	38.0	14.41
65.5	533	24.5	39.2	11.37
	5330	24.5	33.3	8.88
	53300	24.5	34.2	14.26
93.3	533	24.5	29.2	12.98
121	533	24.5	21.0	22.06
	5330	24.5	23.2	13.68
	53300	24.5	25.7	16.01
148	533	24.5	12.5	10.95
	5330	24.5	15.8	9.08
	53300	24.5	21.3	16.51

Table 1-5 Weibull parameter estimated for fatigue tests

Temperature °C	Max. load (kN)	Specimen sizes	Scale parameter (MPa)	Shape parameter
22.7	13.7	24.5	0.39	2.62
22.7	12.8	24.5	1.03	2.22
22.7	11.9	24.5	0.91	1.99
22.7	11.1	22.0	7.54	1.43
22.7	10.4	14.7	5.74	0.92
22.7	9.5	19.6	3.58	1.56
22.7	8.8	22.0	21.20	0.69
93.3	8.8	36.7	2.71	1.34

ている。同表より、尺度係数は荷重レベルの低下すなわち疲労寿命の増加とともに低下することが認められる。このような疲労寿命の増加に伴う尺度係数の低下、すなわち強度のバラツキが増加する傾向は、種々の金属材料においても認められている。

さらに、Berens らは疲労強度分布を静的強度分布より理論的に導出し次式を提示し、実験値との良好な一致を得ている。

$$P(F(t) > F_{\max}) = \exp(-t/t_f)$$

$$t_f = F(0)^2 (\gamma - 1) / (\gamma - 1) A F_{\max}^{2\gamma}, \alpha_f = \alpha_0 / 2 (\gamma - 1) \quad (1-43)$$

但し、 α_f は静的強度分布における形状係数、 $F(0)$ は尺度係数、 A は材料常数、 F_{max} は疲労試験における荷重レベル。

1-6-6 疲労き裂の進展挙動

疲労現象において、疲労き裂の進展挙動は材料の疲労特性を決定する重要な因子である。近年、破壊力学の進歩に伴って、き裂先端の応力拡大係数 K ならびにひずみエネルギー解放率 g とき裂進展速度との関係について、金属材料を中心に多くの研究が行われている。最近では、接着継手についてもこのような検討が行われ始めている。

以下、疲労き裂の進展挙動に関する研究について概説する。

(1) 接着積層板の中央より生ずる疲労き裂の進展挙動

金属板を接着接合した積層板中央より生ずる疲労き裂の進展挙動については Retwani⁴²⁾、船橋⁴³⁾ら、Johnson⁴⁴⁾らにより研究されている。ここでは、積層板に繰返し引張荷重のみが負荷される場合について検討を行った船橋⁴³⁾らの研究例について示す。

実験に用いた試験片は、 $1.0\text{mm} \times 0.2\text{mm}$ の大きさの欠陥をもつアルミ合金の薄板を接着接合したものである。試験片の形状を Fig. 1-57 に示す。また、疲労試験は荷重繰返し数 30Hz 、荷重比 P_{min}/P_{max}

(応力比) = 0.1 の条件で行っている。

接着剤 (Araldite AW-106) により接合された 2 種の接着積層板について応力振幅と疲労き裂生成時の応力繰返し数 N_i および破断時の応力繰返し数 N_f の関係を Fig. 1-58 に示す。同図より、接着積層板の疲労強度が薄板単体の疲労強度より大きいこと、また両者とも疲労寿命の約 80% がき裂生成に、 20% がき裂進展に費やされることを認めている。

一方、薄板単体中に長さ $2C$ のき裂がある場合の応力拡大係数は次式で与えられる。

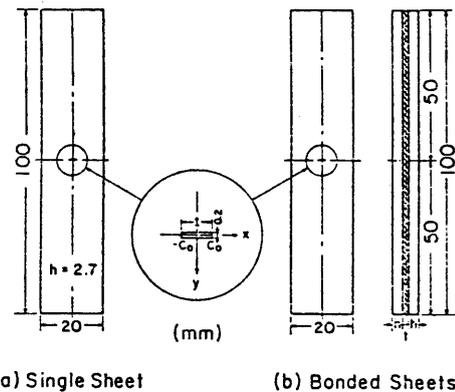


Fig. 1-57 Geometry of the bonded sheet.

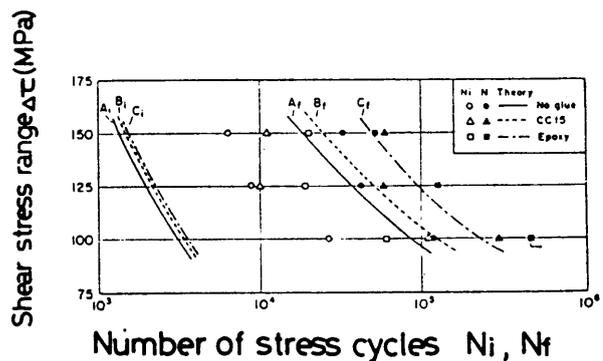


Fig. 1-58 Experimental data and theoretical curves for number of stress cycles needed for crack initiation N_i , and failure N_f at various stress levels.

$$K^* = (\pi c \sigma)^{1/2} f(c) \quad (1-44)$$

但し、 $f(c)$ は板幅による補正係数

また、接着積層板と薄板の応力拡大係数の間には次式の関係がある。

$$K/K^* = g(s^{1/2}c) \quad (1-45)$$

但し、 $s = 2G/\mu$ th

したがって接着積層板の応力拡大係数は次のようになる。

$$K = (\pi c \sigma)^{0.5} f(c) g(s^{0.5}c) \quad (1-46)$$

上述の応力拡大係数の比率 K/K^* と $s^{1/2}c$ の関係をFig.1-59に示す。

これより、 $s^{1/2}c$ が小さいほど接着接合による応力拡大係数の低減効果が大きいことを認めている。

さて、Eq.(1-46)に基づいて応力拡大係数 K を計算し、き裂成長速度 $\log(dc/dn)$ mm/cycleと K の関係を求めたものがFig.1-60である。ここで、直線は次式で与えられる理論線である。

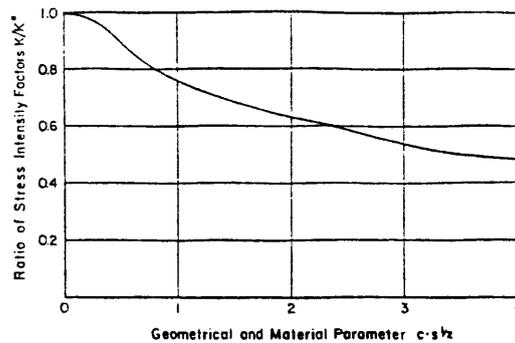


Fig. 1-59 Ratio of the stress intensity factors for a bonded sheet and a single sheet. C is the half length of a crack and s is proportional to the strength of the adhesive.

$$\frac{dc}{dn} = \frac{\pi(1+K)}{256 \mu U_0 \sigma_y^2} \quad (1-47)$$

ここで U_0 はクラック成長に必要な表面エネルギー

同図より、船橋らは理論線と実験値の良好な一致を確認しており、接着積層板における疲労き裂成長速度は応力拡大係数で整理できることを示している。なお、疲労き裂成長速度と応力拡大係数の関係については、Johnson⁴⁴⁾らも、幅10.18mm、厚さ0.25mmのアルミ合金の接着積層板を用いて求めており、次式の関係を得ている。

$$dc/dn = 4.1282(\Delta K)^{2.86} \quad (1-48)$$

(2) DCB試験片による疲労き裂進展挙動

前節で示したようにDCB試験片ではエネルギー解放率 g はき裂長さに依存せず一定となる。したがって、本試験片はき裂成長速度 dc/dn と Δg の関係を調べるのに有利である。

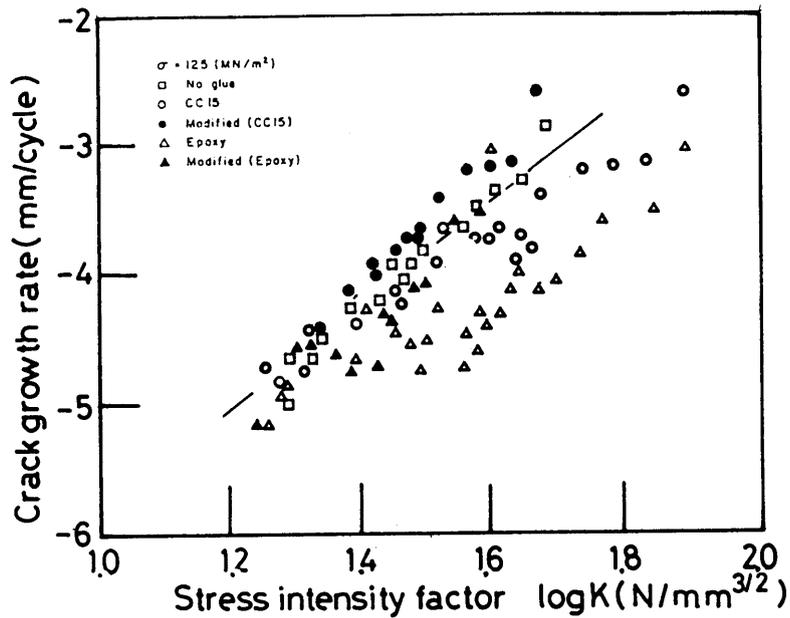


Fig. 1-60 Crack growth rates vs. stress intensity factor.

ここでは、ゴム変成接着剤 A F - 1 6 3 (3M Company) ナイロン系接着剤 E A - 9 6 4 9 (Hysol Company) によって接着接合した接着継手の疲労き裂進展挙動について取扱った Jablonski⁴⁵⁾ らの研究例について概説する。

Fig.1-61は EA-9649 を用いて接着層厚さ 0.24mm の場合および 0.51mm の場合の疲労き裂成長速度 dc/dn とエネルギー解放率 Δg の関係を示したものである。同図より、接着層厚さの厚い継手の方が、同じレベルの Δg に対するき裂成長速度は 10 倍以上大きいことが認められる。

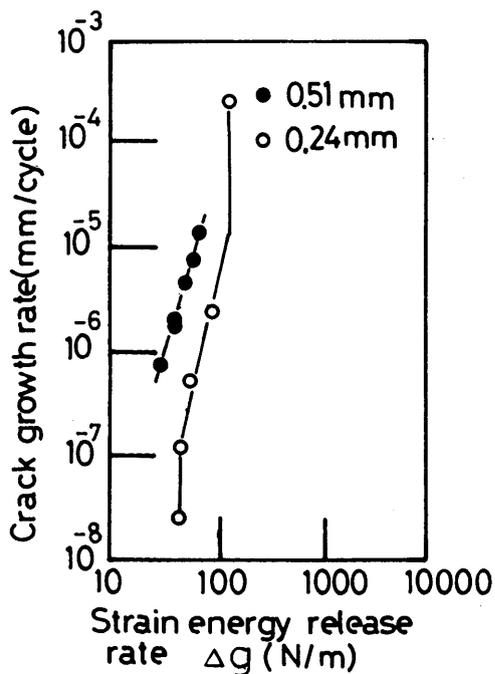


Fig. 1-61 Fatigue crack growth rate vs. Δg for EA-9646 with 0.25 and 0.50mm bond lines.

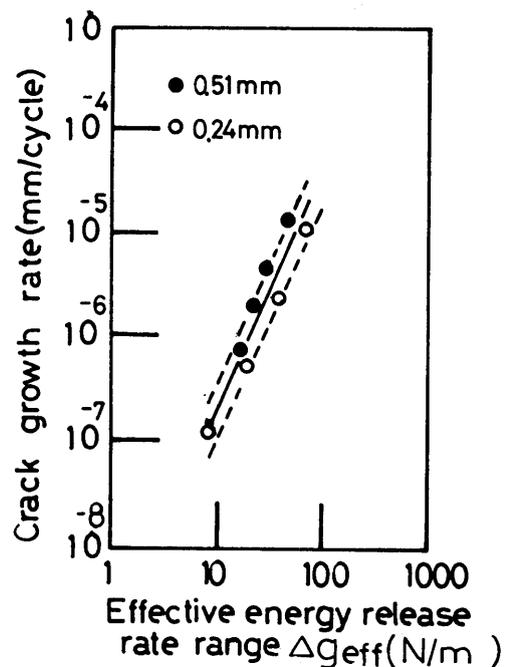


Fig. 1-62 Fatigue crack growth rate vs. Δg_{eff} for EA-9649 with 0.25 and 0.50mm bond lines.

Jablonskiらはこの原因は疲労き裂の開閉挙動に起因するものと考え、次式で示す Δg を有効エネルギー解放率 Δg_{eff} により補正し、再整理した結果をFig. 1-62に示した。

$$\Delta g_{\text{eff}} = K (P_{\text{max}} - P_0)^2 \quad (1-49)$$

但し P_c はき裂が開く荷重値

これより、Fig. 1-61に比して接着層厚さによる疲労き裂成長速度の差が縮小していることが認められる。また、AF-163により接着された試験片については

$$\frac{\partial c}{\partial n} = 3.05 \times 10^{-5} \Delta g_{\text{eff}}^{5.02} \quad (1-50)$$

なる関係を得ている。

また、Bascom⁴⁶⁾らは、同様のDCB試験片を用いて、7種類のエポキシ系接着剤の疲労き裂進展速度を求め、エネルギー解放率 Δg により整理を行い次式の関係を得ている。

$$dc/dN = A \Delta g^n \quad (1-51)$$

Table 1-6に、A、nの値を示す。

Table 1-6 Comparison of power law constants

Adhesive Chemical type support	A	n
CTBN-DGEBA/none	4.85×10^{-17}	3.56
CGEBA-MPDA/none	8.87×10^{-13}	2.76
Nitrile-epoxy/none	6.28×10^{-14}	3.78
Nylon-epoxy/none	4.56×10^{-14}	2.99
Nitrile-phenolic/none	2.42×10^{-22}	5.80
Modified-epoxy/glass	1.20×10^{-16}	3.90
Modified-epoxy/none	2.05×10^{-16}	3.58

$$da/dN = Ag^n \text{ } \mu\text{m/cycle and j/m units.}$$

(3) 重ね合せ接着継手の疲労き裂進展挙動

重ね合せ接着継手は最も広く使用されている継手様式であるが、疲労き裂の進展挙動についての研究例はRomanko⁴⁷⁾らの研究例のみであり、疲労過程における重ね合せ接着継手の劣化を疲労き裂の成長ならびに接着継手の剛性率低下の面から検討している。

Fig. 1-63に疲労試験に使用した接着継手試験片の形状・寸法を示す。なお接着継手の剛性率は接着部の変位をクリップゲージにより次式で求めている。

$$K_j = F / \delta \quad (1-52)$$

Fは負荷荷重、 δ は継手接着部の変位。

一般に、疲労過程において接着層の機械的性質に変化がないものと仮定すると、き裂長さから理論的に接着継手の剛性率を求めることは可能である。ここでは、実験を行うに先だち、2次元

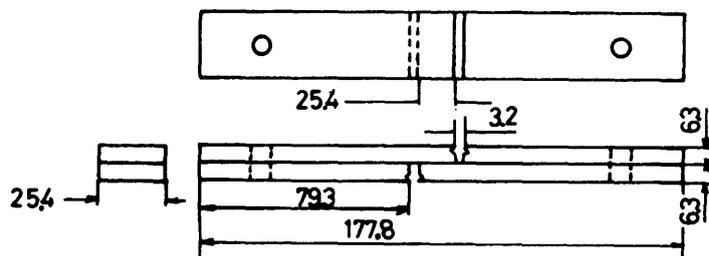


Fig. 1-63 Model thick-adherend of single lap shear specimen with notched slots for compliance gage.

有限要素解析により接着層のヤング率をパラメータとして、き裂長さとき裂進展速度の関係を数値的に求めている。Fig. 1-64に疲労過程における応力繰返し数とき裂長さの関係について、乾燥条件下ならびに高湿条件下の結果を示している。これより、湿度の影響をうけて疲労き裂の進展速度の増加が認められる。さらに、これらデータに基づき疲労き裂の長さを接着継手の剛性率の再整理したものがFig. 1-65である。これより、乾燥条件下ならびに高湿条件の場合、双方とも剛性率の低下は前述した有限要素法による理論値とよく一致していることを認めている。このことより、Romankoらは疲労過程における継手の剛性率低下は、接着層の劣化によりむしろき裂の進展によるものと推論してい

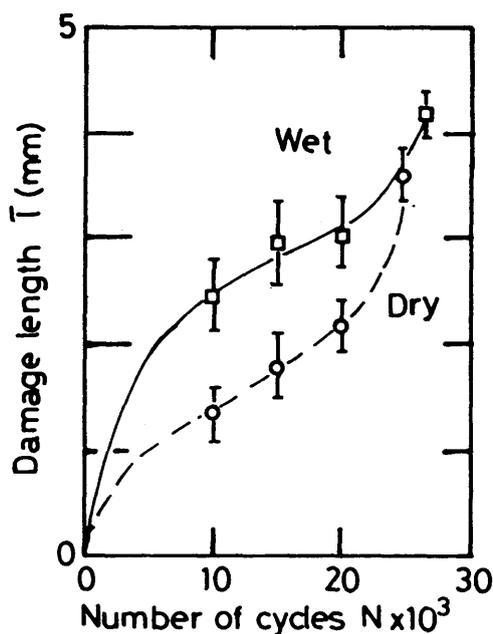


Fig. 1-64 Dependence of debonded length on number of cycles at 1 Hz for dry and wet FM-73 model joint (24°C 8.8kN (dry), 6.6kN (wet)).

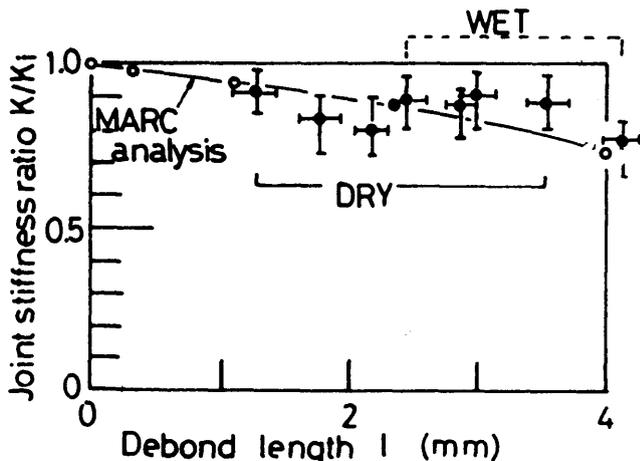


Fig. 1-65 MARC predicted and experimental joint stiffness ratio vs. debonded length for dry and wet FM-73 model joint at 1 Hz and 24°C.

る。

なお、重ね合せ継手について応力拡大係数 K と d_c/d_n の関係については、ここでは検討されていないが、今後、この方面からの研究も期待されている。

1-7 総括

以上、接着継手の静的強度特性、破壊力学の応用および疲労特性に関する既往の研究例を概説した。ここでは、既往の研究と本研究との関連についてまとめて示す。

(1) 静的強度特性

1-4で示したように、接着継手のせん断強度測定法として薄肉円筒突合せ接着継手試験片のねじりせん断試験法が注目されており、接着強度に及ぼす種々の因子について検討されている。本研究では、その中でも特に重要な接着層厚さの問題ならびに被着体表面粗さの問題について検討を行った。特に前者については接着剤の硬化収縮に伴う残留応力に、また後者については接着剤のじん性に注目した研究を行い、それらの影響をより明確化した。

(2) 疲労強度特性

- 1) 1-6-4で示したように、接着継手の衝撃疲労強度は、最大繰返し数1000回までの結果が提示されているにすぎなかった。本研究では、最大 2×10^6 回までの衝撃疲労試験を行い、高繰返し数領域と低繰返し数領域での疲労強度特性が異なることを示した。さらに、1-5で示したように接着剤のじん性を向上させる効果があるため注目されているCTBNによる接着剤の改質が衝撃疲労強度に及ぼす影響を明らかにした。
- 2) 1-6-3では、種々の充てん材の疲労強度に及ぼす影響を述べたが、本研究では接着層厚さならびに接着剤を変えた場合について充てん材添加の疲労強度に及ぼす影響を明らかにした。さらに、充てん材の添加が疲労過程における接着層の剛性率の変化挙動に及ぼす影響についても検討を行った。
- 3) 1-6-2では、重ね合せ接着継手の重ね合せ長さならびに継手形状の疲労強度に及ぼす影響の既往の研究について述べた。本研究では、重ね合せ長さの正弦波荷重下の疲労強度のみならず、衝撃荷重下における影響についても検討を行った。さらに、継手の応力分布に基づいた疲労強度の推定法を提案した。
- 4) 1-6-6では、重ね合せ接着継手について疲労き裂長さと継手の剛性率の関係についての既成の研究について述べた。本研究では、より広範囲の応力レベルにおいてこのような関係を求め、継手の剛性率低下には、疲労き裂の成長のみならず接着層の裂化が大きな要因となることを明らかにした。

参考文献

- 1) Volkersen, O.: Luftfahrtforsch **15**, 41 (1938)
- 2) Goland, M. and E. Reissner: J. Appl. Mech. **2**, A-1y (1944)
- 3) Amijima, S., T. Fujii, and A. Yoshida: Proc. of 20th Jap. Cong. on Mat. Res. 275 (1977)
- 4) Adams, R.D., and N.A. Peppiatt: J. Strain Anal, **8**, 134 (1973)

- 5) Adams, R.D., S.H. Chamber, P.J.A. Delstrother, and N.A. Peppiatt: J. Strain Anal. **8**, 52 (1973)
- 6) Mylonas, C. and N.A. de Bruyne: "Adhesion and Adhesives", ed. by N.A. de Bruyne and R. Houmik p.91, Elsevier Amstrerdam New York and Oxford (1951)
- 7) Adams, R.D. and N.A. Peppiatt: J. Strain Anal. **9**, 185 (1973)
- 8) Kamata, K. and N. Takeda: Trans. JSCM, **2**, 26 (1976)
- 9) 杉林俊雄, 池上皓三: 日本機械学会論文集, **50**, C-17 (昭59)
- 10) Tanaka, T. and K. Taniyama: Proc. of 19th Jap. Cong. on Mat. Res, 179 (1976)
- 11) Alwar, R.S. and Y.R. Nagaraja: J. of Adhesion, **7**, 279 (1976)
- 12) Adams, R.D., J. Coppendule and N.A. Peppatt: J. Strain Anal. **13**, 1 (1978)
- 13) Bryant, R.D. and W.A. Duke: Brit. J. of Appl. Phys., **16**, 101 (1965)
- 14) Foulkes, H., J. Shields and W.C. Wake: J. Adhesion, **2**, 254 (1970)
- 15) 池上皓三, 神谷公二, 白鳥英亮, 梶山雅章: 日本接着協会, **11**, 338 (1975)
- 16) Humpidge, R.T. and B.J. Taylor: J. Sci. Instrum., **44**, 457 (1967)
- 17) 池上皓三, 神谷公二: 日本接着協会, **18**, 60 (1982)
- 18) Repling, E.J., S. Mostovy and H.T. Corten: J. Adhesion, **3**, 107 (1971)
- 19) Mostovy, S. and E.J. Repling: J. Appl. Polym. Sci., **10**, 1351 (1966)
- 20) Basoom, R.D.: Army Mater. Tech. Conf.: 4th, 265 (1975)
- 21) Erdogan, F. and G.D. Gupta: Int. J. Solid Struc., **7**, 1089 (1971)
- 22) Erdogan, F.: Eng. Frac. Mech., **3**, 231 (1972)
- 23) Erdogan, F. and K. Arin: Int. J. Eng. Sci., **18**, 115 (1972)
- 24) Arin, K. and F. Erdogan: Int. J. Eng. Sci., **9**, 213 (1971)
- 25) Cook, T.S. and F. Erdogan: Int. J. Eng. Sci., **10**, 677 (1972)
- 26) Erdogan, F.: Eng. Frac. Mech., **4**, 811 (1972)
- 27) Erdogan, F.: Int. J. Solid Struc., **7**, 39 (1971)
- 28) Trantina, G.C.: J. Comp. Mat., **6**, 192 (1972)
- 29) Chow, C.C., C.W. Woo and J.L. Sykes: J. of Strain Anal., **14**, 37 (1979)
- 30) Chang, D.J., R. Muki and R.A. Westmann: Int. J. of Solid Struc., **17**, 13 (1976)
- 31) Shi, G.C.: Polym. Eng. Sci., **20**, 977 (1980)

- 32) 谷口利久雄，元起 巖，時光富士雄：工業化学雜誌， **67**, 1944 (1964)
- 33) 新保正樹，越智光一，田中 博，小西康雄：日本接着協会誌， **14**, 456 (1978)
- 34) 新保正樹，越智光一，小西康雄：材料， **28**, 319 (1979)
- 35) 池田為治，藤沢良昭：航空宇宙技術研究所報告， 432号 (1975)
- 36) Renton, W.J., J. Pajeroski and J.R. Vinson: Army Mater Technol Conf., 4th, 305 (1975)
- 37) 中山英明，兔沢健三，平野明彦，大久保修：日本接着協会誌， **15**, 4 (1976)
- 38) Klapprott, D.A., C.L. Mahoney, T.F. Mika, P.M. Stifel and T.J. Aponyi: Natul. SAMPE Symp. Exhib., **20**, 563 (1975)
- 39) Kuhbander, R.J. and T.J. Aponyi: Natul. SAMPE Symp. Exhib., 20, 589 (1975)
- 40) 碓井雄一，坂田興亜：精密機械， **48**, 498 (1982)
- 41) Berens, A.P. and B.S. West: ASTM STP580, 90 (1975)
- 42) Retwani, M.M.: Trans. ASME Ser. H **100**, 46 (1978)
- 43) Funabashi, N., T. Mura and L.M. Keer: J. of Adhesion, **9**, 229 (1978)
- 44) Johnson, W.S., W.C. Rister and T. Spamer: Trans. ASME Ser. H, **100**, 57 (1978)
- 45) Jablonski, D.A.: J. of Adhesion **11**, 125 (1980)
- 46) Bascom, W.D. and S. Mastovy: Amer. Chem. Soc. Organic Coating Plastics Chem, Prepr. **38**, 152 (1978)
- 47) Romanko, J. and W. G. Knauss: "Developments in Adhesive 2", p. 173, Applied Science Publishers, London (1981)

第 2 章 静 的 強 度 特 性

2-1 緒 言

接着継手は、せん断荷重条件下で使用される場合が多く、第 1 章で示したようにせん断強度は、接着継手設計時に最も重要視されている。現在、J I S・A S T Mにおいても平板の重ね合せ接着継手における引張りせん断強度が、金属接着継手の強度を代表する値として最も広く用いられている。しかし、重ね合せの両端部に応力集中が生じるため、接着層に均一なせん断応力を加えることは困難である。したがって、接着構造物のより厳密な設計に引張りせん断強度を用いるのは不適當とされており、より高精度の接着せん断強度の測定法が望まれている。

最近、第一章で示したように薄肉円筒の被着体を接着して作成された接着継手のねじり試験よりせん断強度を測定する方法が、接着層により均一な応力を負荷できるため、より高精度な測定法として注目を集めている^{1) 2)}。

本章では、上述の薄肉円筒接着継手試験片を用いて、接着継手設計時に基礎的問題となる接着層厚さならびに被着体表面粗さのせん断強度に及ぼす影響について検討した。

2-2 薄肉円筒突合せ接着継手試験

被着材としては機械構造用炭素鋼 J I S・S 4 5 C を用い、これを Fig. 2-1 に示す形状および寸法に機械加工し、被着体試験片とした。被着体は A'、B' 部を種々のコランダムペーパーを用いて研磨し、接着に供した。

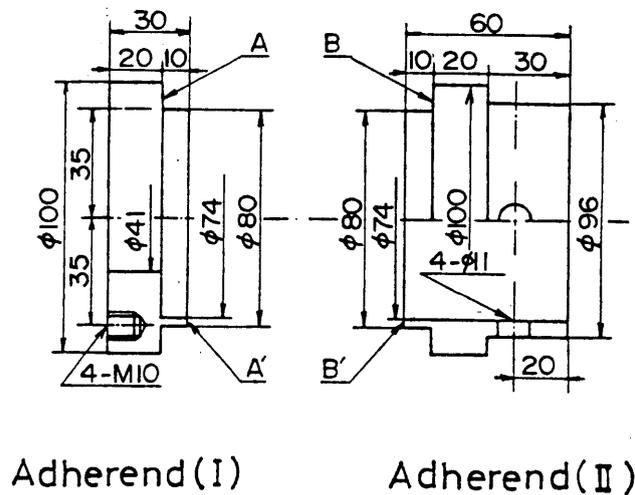


Fig. 2-1 Dimensions and shape of butt joint of thin wall tube.

接着層厚さは、被着体の外側に軸心を合わせるためのリングを通し、図の A 部、B 部の間に種

々の厚さの隙間ゲージをはさむことにより設定し、さらに接着後、光学顕微鏡により接着層厚さを測定し、この値を接着層厚さとした。

2-3 実験装置および方法

本研究に用いたねじり試験機の模式図を Fig.2-2 に示す。これは、ねじり負荷装置を万能試験機（オートグラフ、島津製）に組みこんだものである。試験片の取り付けについては固定側被

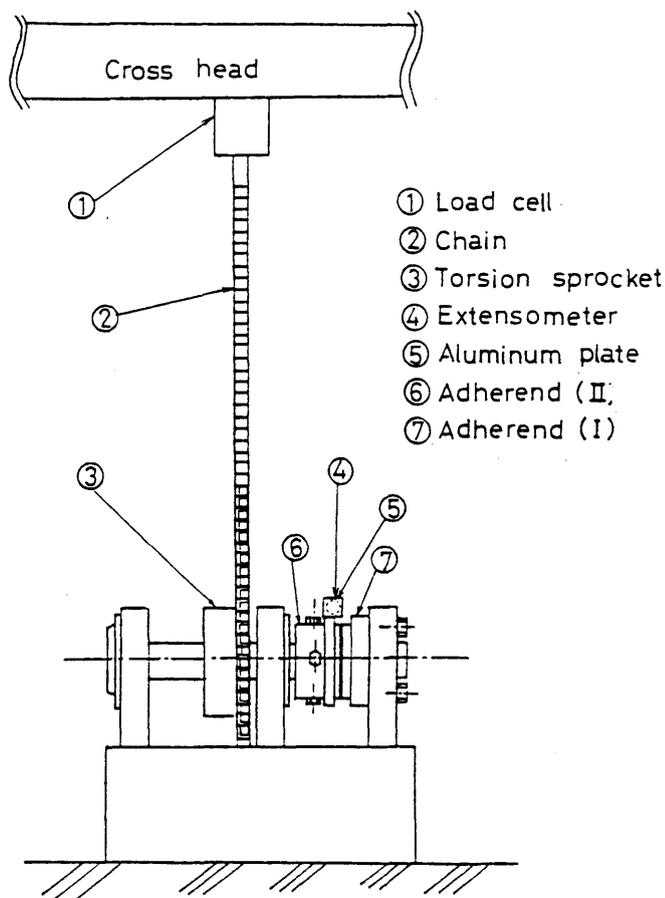


Fig. 2-2 Schematic representation of shear test apparatus.

着体(I)⑦をボルトで固定端に取り付け、一方、被着体(II)は回転軸に固定されたブッシュにボルトで取り付けられている。また、このブッシュの他端にねじり負荷のためのsprocket③がある。このsprocketをチェーン駆動により回転させることにより試験片接着部にトルクが負荷される。なお、トルクの大きさはクロスヘッドに取り付けられたロードセル①により検出した。また、ひずみ量はアルミニウム板⑤を基準とし、非接触のうず電流式変位計④により測定した。ここで、ねじり変形速度は、 0.025 rad/sec の一定値で行った。なお、以下で述べるねじりせん断応力は次式を用いて計算した。

$$\tau = T (r_i + r_o) / (\pi (r_o^4 - r_i^4)) \quad (2-1)$$

T トルク N · m

r_i 円筒の内半径 37 mm

r_o 円筒の外半径 40 mm

τ せん断応力 MPa

2-4 ねじりせん断強度に及ぼす接着層厚さの影響

第1章で示したように、薄肉円筒接着継手試験片にトルクを負荷した場合、接着層厚さによらず接着層の応力分布は一定となる。しかし、実際には接着層厚さの増加によりせん断強度は低下する。この原因としてBryant¹⁾らは硬化収縮による残留応力の影響を示唆しているが、明確化されていない。そこで、本章では接着層厚さの増加によるせん断強度の低下は硬化収縮による残留応力とその主な原因となっていることを理論的に確認するため、有限要素法を用いて接着層の残留応力分布を計算した。さらにこのことを実験的に確かめるため硬化収縮に対して抑制効果のある充てん材を混入し、せん断強度に及ぼす影響についても検討を行った。

2-4-1 接着剤および接着条件

接着剤として主剤にはエポキシ樹脂 (Araldite (AW106), Ciba Co., Ltd.) を、硬化剤にはポリアミド樹脂 (Hardner (Hv953)), Ciba Co., Ltd.) を用い、主剤と硬化剤を重量比 10 : 8 の割合で混合した。硬化時間は 80 °C で 2 時間とし、接着後 20 °C、相対湿度 60 % の恒温恒湿室に 1 日間放置したのち、実験に供した。

2-4-2 ねじりせん断強度に及ぼす接着層厚さの影響

ねじりせん断強度と接着層厚さの関係を Fig.2-3 に示す。同図によりねじりせん断強度は接着層厚さの増加につれて低下することが認められる。このような強度特性は、単軸引張荷重下においても認められており、その場合には、接着層-被着体界面でのせん断応力分布の観点より説明されている。しかし、本実験のような薄肉円筒接着継手試験片にねじりせん断荷重を負荷させた場合、単軸引張荷重下の場合と異なり 3 軸応力状態とならないことから、応力分布は接着層厚さに依存しないものと考えられる。そこで、これを確かめるため接着層厚さと見掛けのねじり剛性の関係を求めた。ここで、見掛けのねじり剛性はトルク T と変位量 x により次式を用いて算出する。

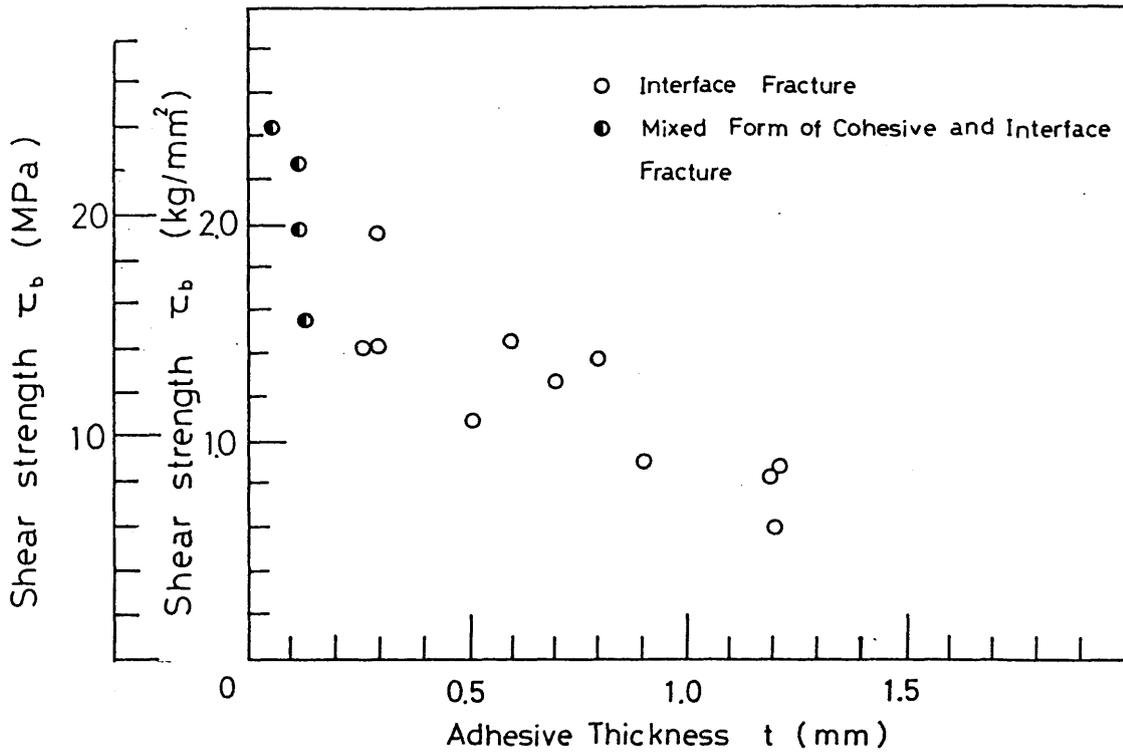


Fig. 2-3 Effect of adhesive thickness on shear strength.

$$G_{app} = T / (x (I_p / r_{av} t)) \quad (2-2)$$

但し、 I_p は薄肉円筒の断面 2 次モーメント

t は接着層厚さ

r_{av} は平均半径

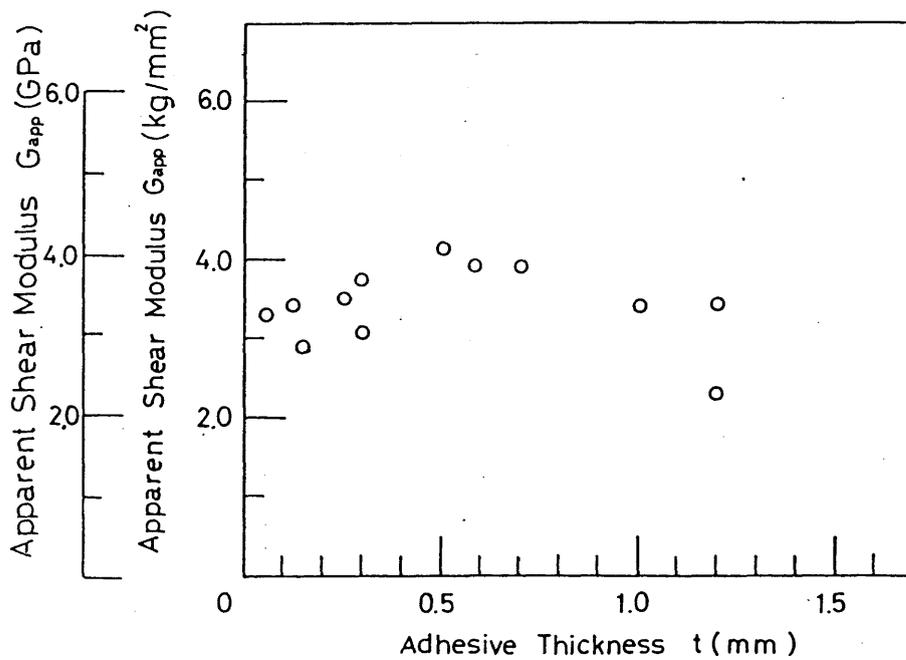


Fig. 2-4 Relation between adhesive thickness and apparent shear modulus.

見掛けのねじり剛性と接着層厚さの関係を Fig.2-4 に示す。同図より、トルクが接着層厚さによらず均一に接着層に負荷されるため厚さの変化に対してみかけのねじり剛性が一定値を示すことが認められる。

ねじりせん断荷重下で Fig.2-3 に示したような接着強度低下の傾向は、緒言で述べたように、Bryant¹⁾ら、Foulkes²⁾らにより確認されている。しかし、その原因については Bryant らにより硬化収縮による残留応力の強度への影響が示唆されているに過ぎない。

そこで、接着層厚さと接着剤の硬化収縮に伴う残留応力の関係を明確化するため、有限要素法を用いて残留応力分布の数値解析を行った。

2-4-3 残留応力解析

接着層の残留応力と接着層厚さの関係を求める目的で、Fig.2-5 に示す薄肉円筒の一部分を矩形断面をもつ突合せ継手モデルで近似した。さらに、接着層の硬化収縮を熱応力の問題におきかえ、有限要素法を用いて残留応力の計算を行った。計算に用いた諸量を Table 2-1 に示す。

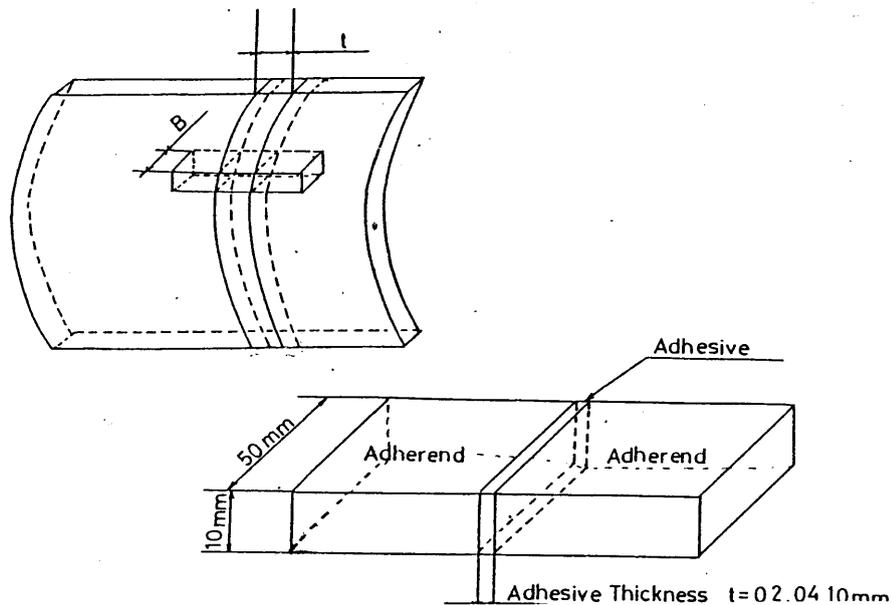


Fig. 2-5 Schematic representation of butt joint having rectangular endface.

ヤング率とポアソン比はエポキシ-ポリアミド系接着剤に近い値を、また線膨脹係数と温度変化は3%の硬化収縮量に対応する値に設定する。

なお、有限要素法解析には、Fig.2-6 に示すような四辺形要素を用いた。各要素での変位関数ならびに剛性マトリックスは次式で示される。ここで S 、 t は各要素を自然座標系で示した値

Table 2-1 Mechanical properties of adhesive used for calculating residual stress

Young's modulus	Poisson's ratio	Expansion coefficient	Temperature difference	Schrinkage
E(kg/mm)	ν	(1/°C)	T(°C)	V(%)
1000	0.33	0.0001	100	3.0

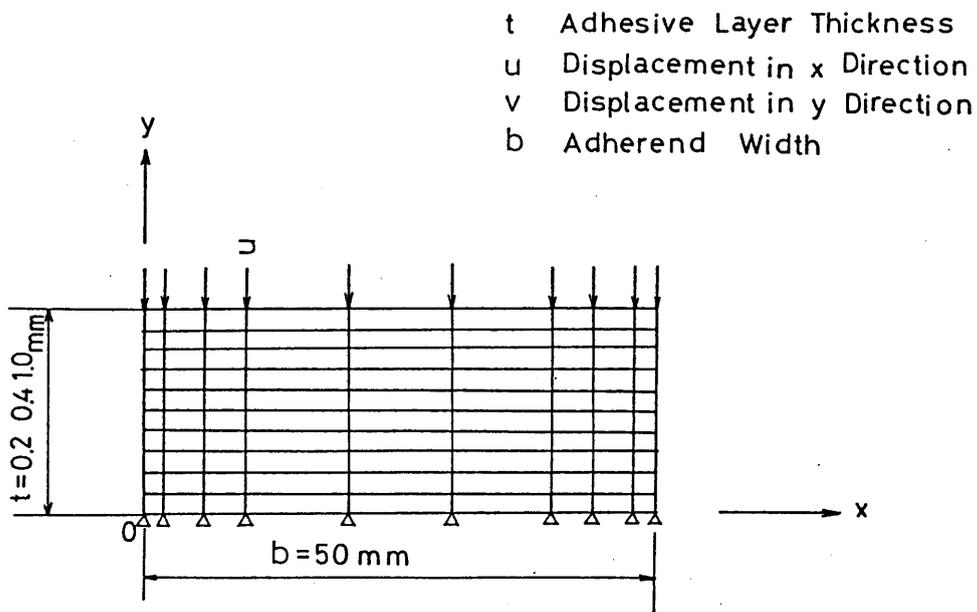


Fig. 2-6 Mesh pattern for FEM.

である。

要素内の変位は各節点変位を Eq. (2-3) で示すと Eq. (2-4) のようになる。

$$(d)' = (U_{x1}, U_{y1}, \dots, U_{x4}, U_{y4}) \quad (2-3)$$

$$(U) = \begin{pmatrix} U_x \\ U_y \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} N_1, 0, N_2, 0, N_3, 0, N_4, 0 \\ 0, N_1, 0, N_2, 0, N_3, 0, N_4 \end{pmatrix} \quad (2-4)$$

但し、 $N_i = 1/4 (1 + \xi \xi_i) (1 + \eta \eta_i)$

となり、ひずみは Eq. (2-5) で示される。

$$(\epsilon) = ((B_1), (B_2), (B_3), (B_4)) \quad (d) \quad (2-5)$$

ここで

$$(B_i) = \begin{pmatrix} \partial/\partial x, 0 \\ 0, \partial/\partial y \\ \partial/\partial y, 0 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} N_i, 0 \\ 0, N_i \end{pmatrix} \quad (2-6)$$

$$\begin{aligned} \text{但し } (N_i^*) &= (N_i/S, N_i/t) \\ &= 1/4 (S_i(1+tt_i), t(1+SS_i)) \end{aligned} \quad (2-7)$$

また、ヤコビアンは Eq. (2-8) で示される。

$$\begin{aligned} J &= 1/8 ((x_{13}y_{24} - x_{24}y_{13}) + S(x_{34}y_{12} - x_{14}y_{23})) \\ x_{ij} &= x_i - x_j, \quad y_{ij} = y_i - y_j \end{aligned} \quad (2-8)$$

したがって、各要素の剛性マトリックス(k)は(D)を剛性マトリックスとして次式のようにになる。

$$(k) = h \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 (B)(D)(B)^T J ds dt \quad (2-9)$$

また、境界条件は次のとおりである。

1) $Y = 0$ 界面では変形がおこらない。

$$u = 0, \quad v = 0 \quad \text{at } Y = 0 \quad (2-10)$$

2) $Y = t$ 界面では被着体は y 軸方向へ界面として平面を保ちながら接着剤の収縮量だけ y 軸方向へ U_y だけ変位する。

$$u = 0, \quad v = \alpha \Delta T \cdot t \quad \text{at } Y = t \quad (2-11)$$

3) 自由表面である $x = 0, 50$ では、変位は拘束されない。

上記の境界条件で接着層に $\Delta T = -100^\circ\text{C}$ の均一な温度変化を与えた場合に生ずる接着層界面での残留せん断応力分布を Fig. 2-7 に示す。図から、最も残留せん断応力が大きい位置は自

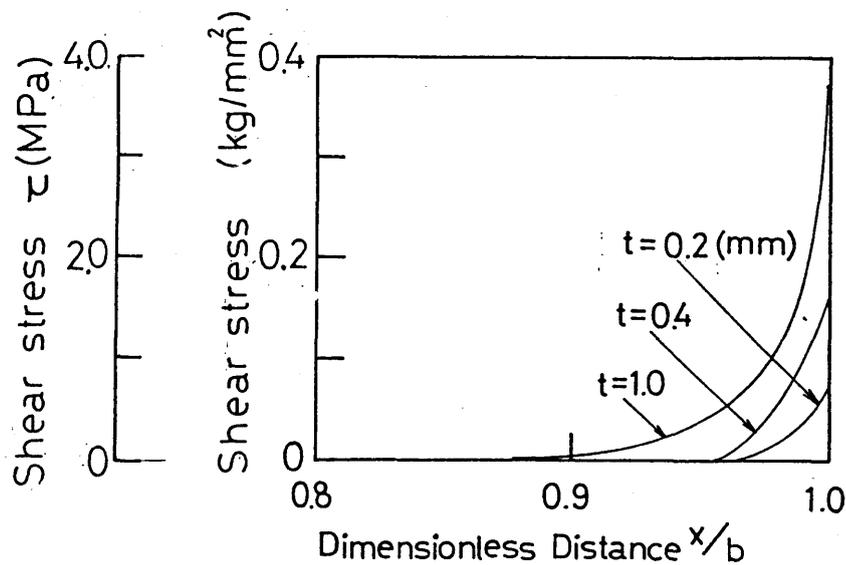


Fig. 2-7 Effect of adhesive thickness on shear stress at the interface.

由表面付近の接着層界面であり、この値は接着層厚さが増加するにつれて増大することが認めら

れる。このことは、Fig.2-3 に示したように接着層厚さの増加につれて接着強度が増大する傾向や、自由表面付近の接着層界面から破壊が進行しやすくなることを硬化収縮による残留応力の観点より説明するものと考えられる。

2-4-4 充てん材添加による硬化収縮の抑制効果

Fig.2-8 は接着剤に硬化収縮の抑制効果のある充てん材 (Al_2O_3) を添加した場合について

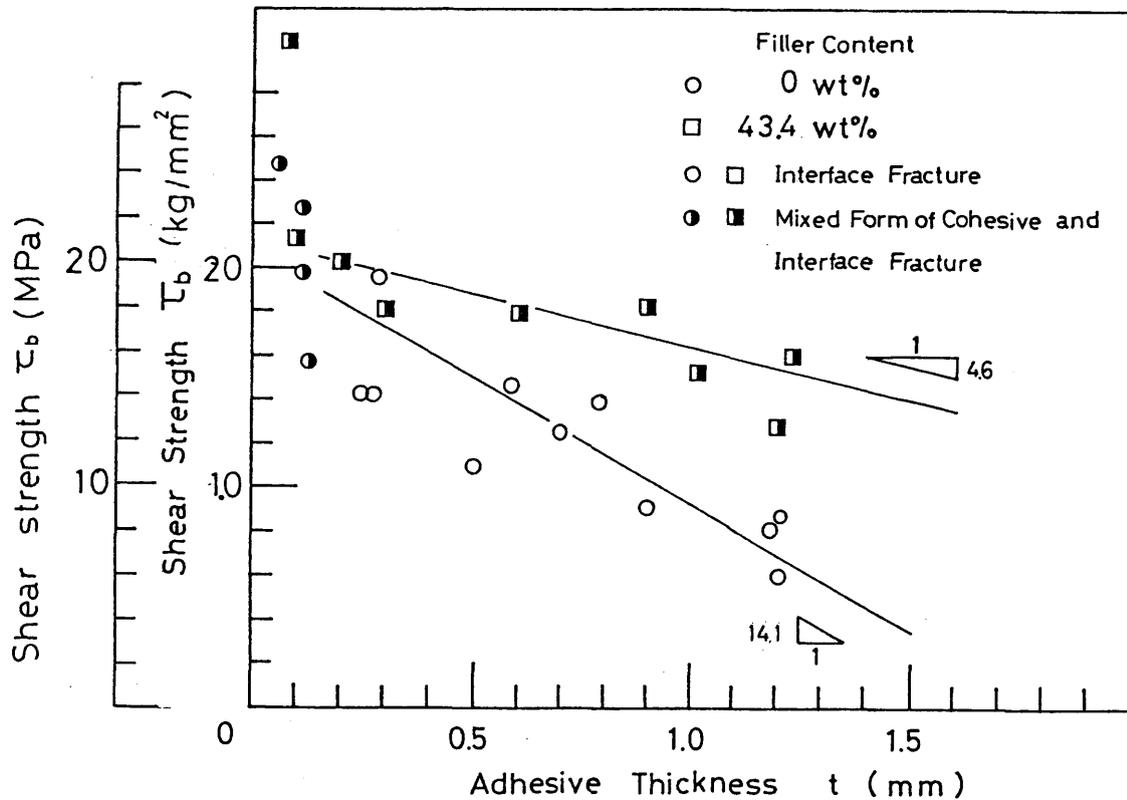


Fig. 2-8 Effect of filler addition on shear strength.

充てん材の添加がせん断強度に及ぼす影響を示したものである。図から接着層厚さの増加による強度低下率を求めると、充てん材を含む場合は4.6 MPa/mm、含まない場合は14.1 MPa/mmとなり、充てん材の添加により接着層厚さ増加に伴うせん断強度低下の割合が減少することが認められる。このことは、上述したように充てん材の添加により硬化収縮が抑制され、接着層界面での残留せん断応力が低下するためと考えられる。

Fig.2-9 に充てん材を含む場合と含まない場合の代表的な破断面を示す。図から、充てん材を含まない場合 $t = 0.1\text{mm}$ においてほぼ全面で界面破壊が生じているのに対し、充てん材を含む場合には $t = 1.2\text{mm}$ の厚さにおいても、ほぼ全面で凝集破壊を起こしていることが観察される。このように充てん材を含む場合、凝集破壊が接着層の厚い範囲まで及ぶのは、前述したように充てん材の添加が硬化収縮による残留応力を低下するためと考えられる。

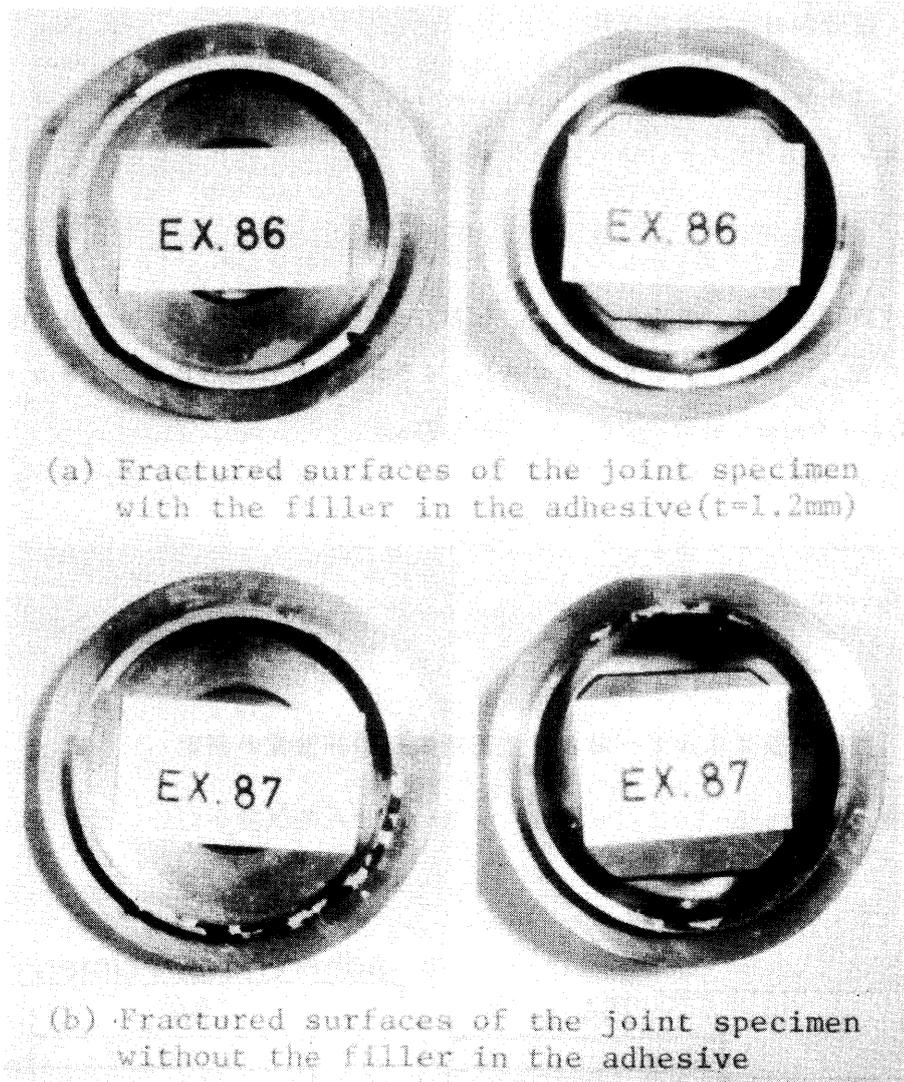


Fig. 2-9 Fracture surfaces of the butt joints of thin wall tube.

2-5 ねじりせん断強度に及ぼす被着体表面粗さの影響

接着強度に及ぼす被着体表面粗さの影響について検討した既往の研究では、荷重の負荷条件は種々の条件で行われているが、使用されている接着剤は一種類に過ぎない^{4), 5)}。したがって、接着剤の機械的性質との関連で表面粗さの問題を議論した例はなく、粗さの問題について一般的評価法を示せる段階に至っていない。

そこで、ここでは接着継手作成の際の後硬化温度の変化および可塑剤の添加により、接着層のじん性の異なる継手を作成し、これらの接着継手を用いて、被着体表面粗さの接着継手強度に及ぼす影響について接着層の機械的性質を考慮して検討を加えた。

2-5-1 接着剤および接着条件

接着剤としては主剤にエポキシ樹脂 Epikote 828 (Shell Co., Ltd.)、硬化剤にテトラエチレンペンタミン (TEPA) を、さらに可塑剤としてポリサルファイド系の Thiocol LP-3 (東レ製) を用いた。

被着体試験片は No. 320 # mesh のコランダムペーパーおよび No. 40 # mesh のコランダムクロスにより乾式研磨した後、接着に供した。なおこの際の表面粗さを接触式表面粗さ計で調べた結果、最大高さ R_{max} で、コランダムクロス No. 40 # mesh による場合は $13 \mu m$ 、コランダムペーパー No. 320 # mesh 場合は $0.6 \mu m$ であった。

ここでは、後硬化温度の変化および可塑剤の添加により、機械的性質の異なる "A", "B", および "C" と区別される 3 種類の接着継手試験片をねじりせん断試験に供した。なお、接着層厚さはすべて $0.1 mm$ に設定した。

2-5-2 衝撃吸収エネルギーおよび接着剤の機械的性質の測定

また、本実験では Fig. 2-10 に示す試験片を用いてせん断試験を行い、衝撃吸収エネルギーを

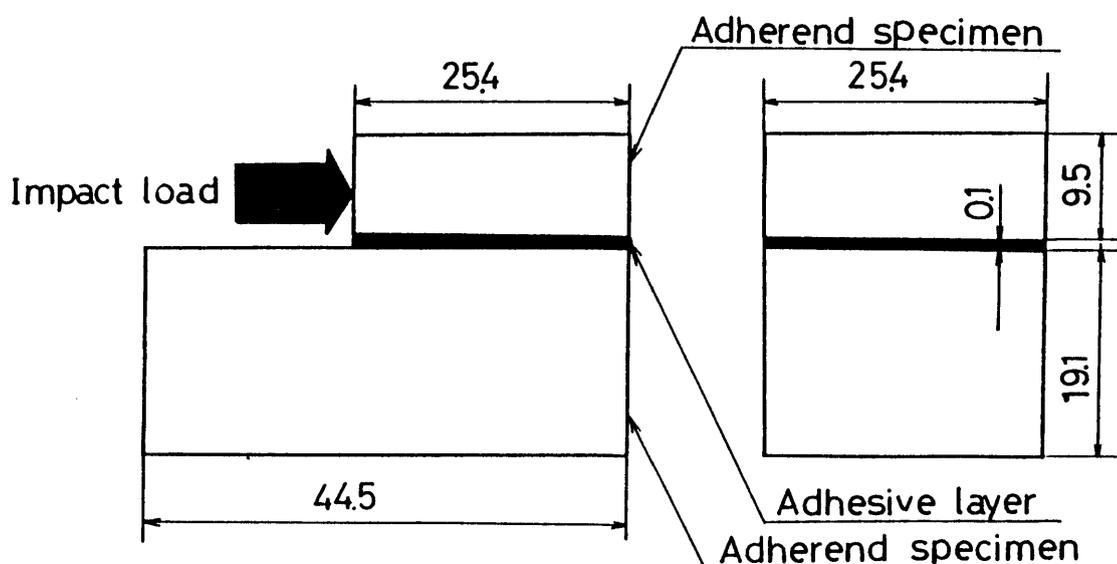


Fig. 2-10 Shape and sizes of the specimen for shear impact test.

測定した。なお、衝撃吸収エネルギーの測定には $300 kg \cdot cm$ のアイゾット型衝撃試験機を用い、推奨規格 (ASTM-D950-54) に従い測定した。

さらに、接着剤の剛性率および内部摩擦損失の測定にはねじり振子型粘弾性測定装置 (レスカ社) を用い、温度 $25^{\circ}C$ で行った。

2-5-3 ねじりせん断強度に及ぼす硬化温度の影響

Table 2-2 に示した接着継手の接着剤自体の剛性率、内部摩擦損失および接着継手の衝撃吸収エネルギーを Table 2-3 に示す。表から、これらの値はエポキシ硬化物の一般的性質と一致して、硬化温度の上昇に伴い剛性率ならびに衝撃吸収エネルギーの増加が認められる。また、可塑剤の添加によっても衝撃吸収エネルギーが増加することが確かめられた。

Table 2-2 Type of adhesive-bonded specimen

Combination of adhesive	Epikote 828(10g) +TEPA(3g)		Apikote 828(10g)+TEPA(3g) +Thiocol (2g)
	Curing condition	80°C, 2hr 80°C, 5hr	80°C, 2hr 150°C, 5hr
Notation of specimen	A	B	C

Table 2-3 Mechanical properties of the adhesives and absorbed energy of the adhesive-bonded specimen in Izot impact test

Type of specimen	Rigidity G (MPa)	Loss tangent $\tan \delta$	Impact absorbed energy E (J/cm)
A	858	0.013	1.90
B	1055	-	2.77
C	840	0.018	4.18

D C B 試験片を用いた Mostovy⁶⁾ らの研究では、本研究に使用したのと同じ接着剤による破壊じん性値 G_{IC} が硬化温度の上昇とともに増加することが示されている。また、Table 2-3 に示した衝撃吸収エネルギーに及ぼす硬化温度の影響は、 G_{IC} に与える硬化温度の影響と一致することから、衝撃吸収エネルギーと破壊じん性値の間には密接な相関関係があるものと予想される。したがって、衝撃試験における衝撃吸収エネルギーを以下の議論ではじん性値の大小と考え検討を進める。

Table 2-2 に分類された A 試験片および B 試験片について、表面粗さをパラメータとして累積破壊確率を正規確率紙上にプロットし、Fig. 2-11 および 2-12 に示した。なお、累積破壊確率 P の算出には次式を用いた。

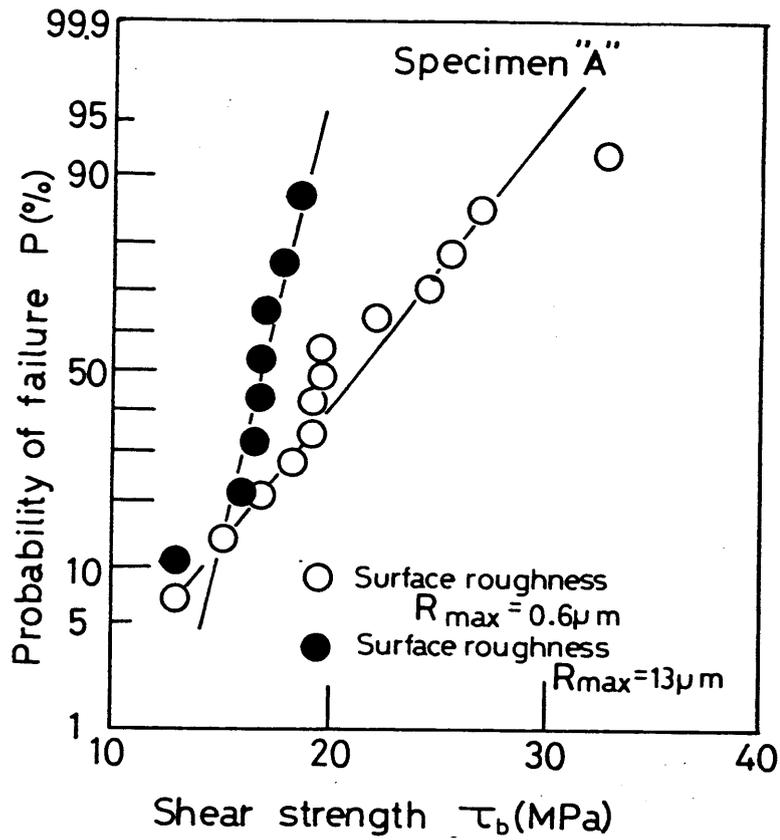


Fig. 2-11 Effect of surface roughness on shear strength distribution (post curing temperature of 80°C)

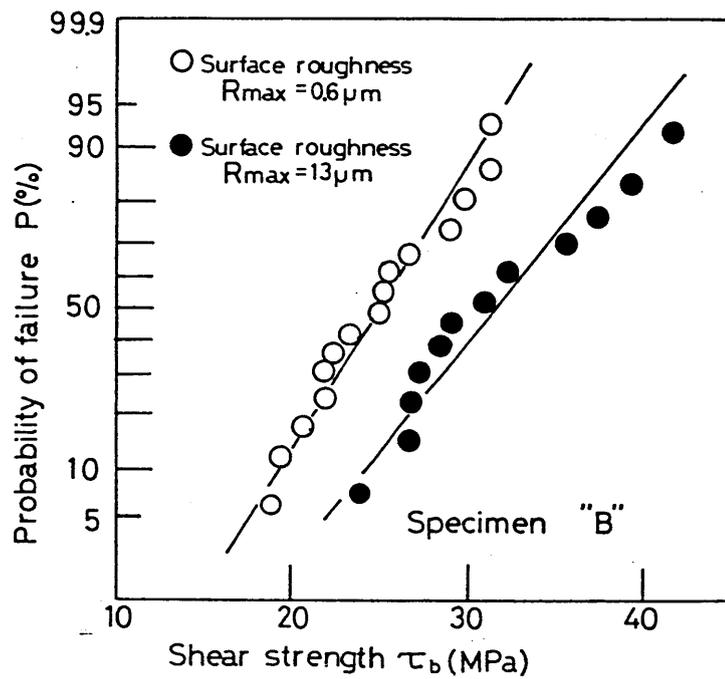


Fig. 2-12 Effect of surface roughness on shear strength distribution (post curing temperature of 150°C)

$$P(\%) = \frac{100i}{n+1} \quad (2-12)$$

ここで、 n は試験片総数、 i は順位数である。

A試験片の実験結果を示すFig.2-11から、表面粗さが小なるほど平均的にみて高いせん断強度が得られるが、強度のばらつきも大きくなっていることが認められる。一方、硬化温度を高めたB試験片の結果を示すFig.2-12は、表面粗さが大なるほど高いせん断強度が得られ、強度のばらつきも大きくなることを示している。これらの結果から、硬化温度の低い80℃の接着層の低じん性の場合には、表面粗さが小なるほど平均せん断強度が高い。一方、150℃の接着層の高じん性の場合には、表面粗さが大なるほど平均せん断強度が高いことが確認された。

そこで、上述したせん断強度特性について継手のじん性の面から、被着体/接着層界面付近の様子を模式的に示すFig.2-13に基づいて検討を行った。

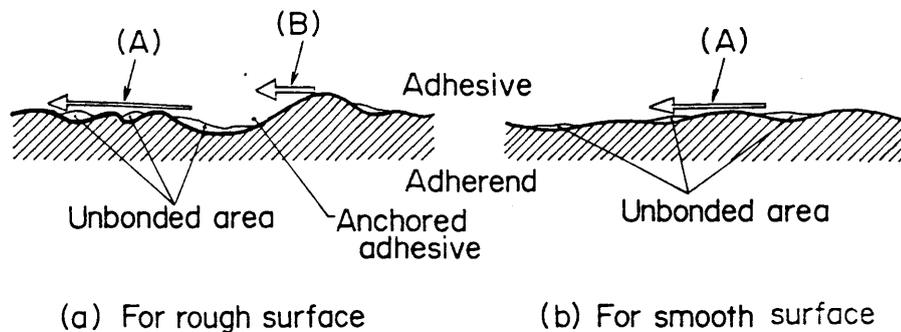


Fig. 2-13 Schematic illustration of the interfacial feature for the rough and smooth surfaces of the adherend specimen

Fig.2-13(a)は被着体表面粗さが大なる場合、(b)はその小なる場合である。また図中の()内の文字A、Bは接着継手に想定される以下に述べる破壊様式を意味する。すなわち破断面は巨視的にみて界面破壊を起していることから非接着部の合体による破壊を(A)、応力集中箇所となる突起部を初期破壊の生成点とする破壊を(B)と分類する。なお、ここで高、低じん性継手とは比較的小さい表面粗さ($R_{max} = 0.6 \mu m$)をもつ被着体から成る接着継手の衝撃吸収エネルギーの大小を意味している。したがって、継手のじん性は(A)様式の破壊の生じやすさに対応している。

Fig.2-11に強度結果を示したA試験片の場合は、継手のじん性が低く、非接着部の合体破壊を生じ易いことから、欠陥部の大きさや分布密度が強度に大きな影響をもたらす。したがって、表面粗さが大なる場合ほど界面における欠陥部の大きさ、分布密度ともに大きくなり(A)様式の破壊が進行しやすくなり、強度が低下するものと考えられる。

一方、Fig.2-12のB試験片の場合には継手のじん性が高い、そのためA試験片に比べて欠陥部から始まるき裂の進展に対する抵抗力すなわち合体破壊に対する抵抗力が大きい。このため、B試験片においては粗さが大なる場合の方が被着体の凹部に入りこみ投錨された接着剤による機械的結合効果、さらに被着体表面積の増大により高強度が得られるものと考えられる。

また、同一表面粗さ ($R_{\max} = 0.6 \mu\text{m}$) をもつ接着継手のねじりせん断強度に及ぼす硬化温度の影響を調べるため、Fig. 2-11、12 に対応するプロットを再整理し、Fig. 2-14 に示した。

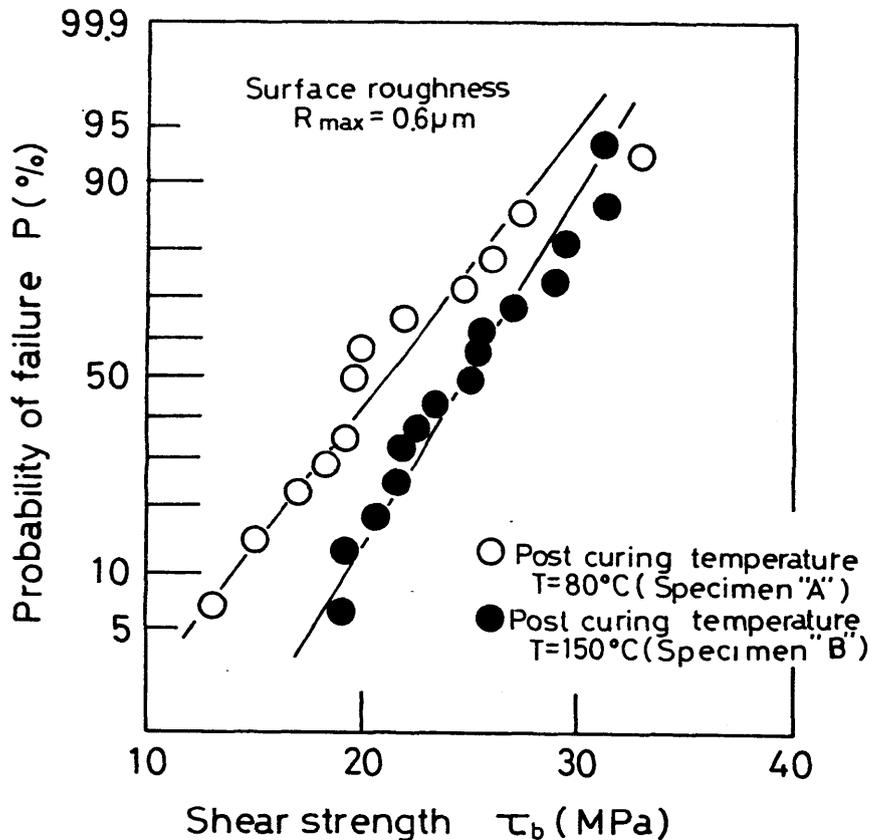


Fig. 2-14 Effect on the post curing temperature on shear strength distribution (surface roughness $R_{\max}=0.6\mu\text{m}$).

図から硬化温度の上昇、すなわち剛性率の増加に伴うせん断強度の増加が認められる。このような傾向はエポキシ系接着剤による接着継手の一般的性質とよく一致している。

2-5-4 可塑性を添加した場合の強度特性

Table 2-3 に示したように可塑性の添加は、接着材の剛性率の低下および内部摩擦損失の増加により、柔軟な力学的性質をもたらす。さらに、この種の接着剤を用いた継手は高い衝撃吸収エネルギーを示し、高じん性継手が得られる。参考のため、本実験における接着剤への可塑性添加の有無による衝撃吸収エネルギーの大小関係を I11ka⁹⁾ によるほぼ同じ組成をもつ接着剤を用いた結果と比べたものが Fig. 2-15 である。筆者は常温でのみ測定を行ったが、I11ka らの常温付近での特性とよく一致していることが認められる。

Fig. 2-16 は接着剤へ可塑性チオコールを添加し、接着継手のじん性を向上させた場合について、被着体表面粗さのせん断強度に及ぼす影響を示したものである。図より表面粗さの大なるほど高いせん断強度が得られることが認められる。

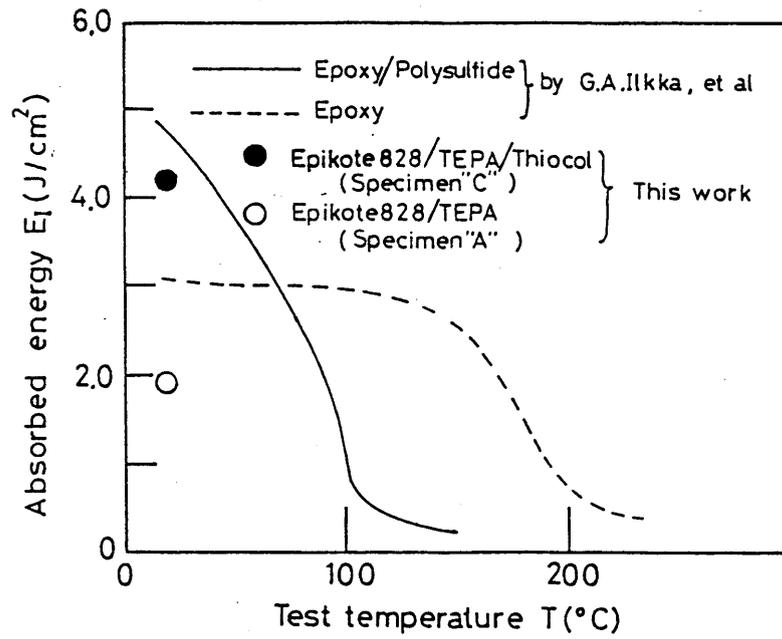


Fig. 2-15 Effect of plasticizer addition on absorbed energy of the adhesive bonded specimen in shear impact test.

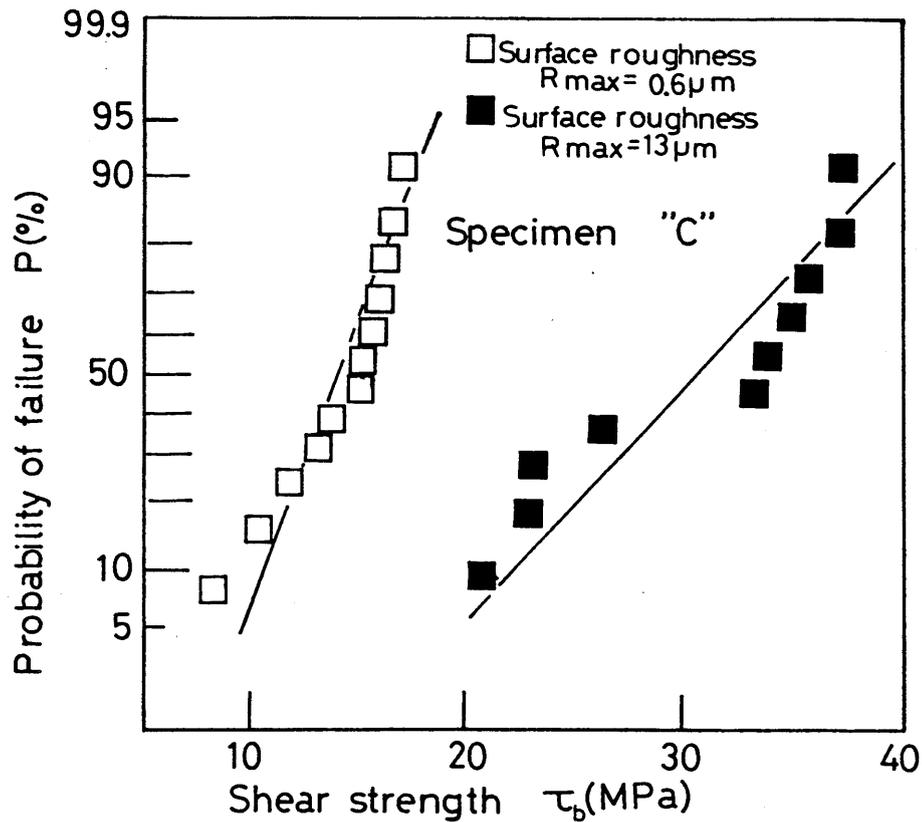


Fig. 2-16 Effect of surface roughness on shear distribution (proper amount of plasticizer "Thiocol" was added in the adhesive).

このような強度特性は可塑剤を添加した接着剤による接着継手は、無添加のそれに比べて柔軟性に富み高じん性を示すため、低じん性の接着継手で起こりやすい種々の破壊を内部仕事として吸収する。そのため、接着界面欠陥もしくは応力集中個所からの破壊の進行を抑制し、機械的結合効果が優位に作用するためと考えられる。

2-6 総括

薄肉円筒突合せ接着継手のねじりせん断強度に及ぼす接着層厚さおよび被着体表面粗さの影響について検討を行った。

以下、本章で得られた主な結果を示す。

(1) 接着層厚さの影響

- 1) 接着継手のねじりせん断強度は、接着層厚さの増加とともに減少した。また、接着層厚さの増加につれて界面破壊が生じやすくなる傾向が認められた。
- 2) 接着剤の硬化収縮による接着層界面における残留応力分布を有限要素法により求めた。その結果、接着層厚さが増加するほど自由表面付近の接着層界面における残留せん断応力が大きくなり、自由表面から深部まで残留応力が分布することを確認した。このことから、硬化収縮による残留応力が接着層厚さ増加による強度低下をもたらすものと推察される。
- 3) 充てん材を接着剤に混入することにより、接着層厚さ増加によるせん断強度低下の割合が減少することを確認した。これより、接着層の硬化収縮が接着層厚さ増加に伴うせん断強度低下の要因であることを実験的に確かめた。

(2) 被着体表面粗さの影響

- 1) 後硬化温度を上げることにより、接着剤自体の剛性率が増加し、接着継手の衝撃吸収エネルギーが増大する。また、可塑剤の添加により接着剤自体の剛性率が低下し衝撃吸収エネルギーが顕著に増加する。
- 2) 後硬化温度の低い場合（低じん性継手）は、被着体表面粗さの大なる場合の方がせん断強度が低い。一方、後硬化温度の高い場合（高じん性継手）は被着体表面粗さの大なる場合の方がせん断強度が高い。すなわち、低じん性継手では界面欠陥がせん断強度に優位に作用し、高じん性継手では機械的結合効果および表面積効果が優位に作用する。
- 3) 接着剤に可塑剤を添加して継手のじん性を大きく向上させた場合、後硬化温度の高い場合と同様、被着体表面粗さが大なるほどせん断強度が高くなった。このことは、ねじり負荷の際に生じる接着層／被着体界面付近の変形が柔軟性に富む接着層の内部仕事として吸収されるため、機械的結合効果および表面積効果が優位に作用するためと推測される。

参 考 文 献

- 1) Bryant, W.A. and W.A. Duke: J. Appl. Phys., **16**, 101 (1965)
- 2) Foulkes, H., J. Shield and W.C. Wake: J. of Adhesion, **2**, 254 (1970)
- 3) Tanaka, T. and K. Taniyama: Proc. of the 20th Jap. Cong. on Mat. Res., 179 (1976)
- 4) 池上皓三, 白鳥英亮, 梶山雅章: 日本接着協会誌, **11**, 338 (1975)
- 5) 杉林俊雄, 池上皓三, 白鳥英亮: 日本接着協会誌, **14**, 1351 (1978)
- 6) Mostovy, S. and E.L. Ripling: J. of Appl. Polym. Sci., **10**, 1351 (1966)
- 7) Bikerman, J.J.: "The Science of Adhesive Joint", p. 29, Academic Press New York (1968)
- 8) 新保正樹, 越智光一, 岡崎正敏, 瀬下雅博: 第18回接着研究発表会講演要旨集, 55、(1980)
- 9) Ilka, G.A. and R.L. Scott: "Adhesion and Cohesion", p.69, Publishing Co. (1961)

第3章 突合せ接着継手の疲労強度特性

3-1 緒言

接着継手の機械構造物への応用を拡大するためには、静的強度の把握だけでは不十分である。特に、機械要素への応用を考えると、接着継手の疲労強度特性ならびに疲労機構の研究が要求される。しかし、第1章でも概説したように接着継手の疲労強度に関する研究例は他の機械材料や接合要素の研究例に比べるとその報告例は極めて少数である。特に、種々の機械要素に作用し、各種金属材料に特異な影響を与えることから注目されている衝撃疲労強度に関しては、1000回以下の低繰返し数領域で報告があるにすぎない¹⁾。

本章では、接着層の応力分布が比較的均一な突合せ接着継手試験片を用いて、正弦波荷重下の疲労強度と比較することにより、衝撃荷重下での疲労強度特性について検討を行った。さらに、衝撃疲労強度特性改善のための方法の一例として、接着剤のCTBNによる改質効果について、また静的接着強度改善や増量材として使われている充てん材の疲労強度に及ぼす影響について検討を行った。

3-2 実験装置および実験方法

本実験では被着体試料に機械構造用炭素鋼、JIS S15Cを使用し、Fig.3-1に示す形状・寸法に機械加工した後、接着端面をコランダムペーパー $\#320$ meshで乾式研磨を行い、接着に供した。この際の被着体表面粗さは最大高さ R_{max} で約 $1.6\mu m$ である。

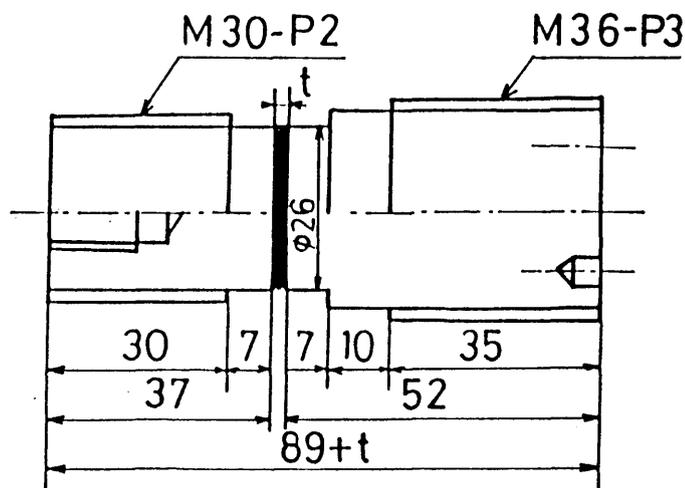


Fig. 3-1 Shape and sizes of the adhesive-bonded butt joint specimen.

なお、接着層厚さの調節は両接着面間に直径 0.5 もしくは 0.1 mm のガラスビーズを数個挿入することにより行った。

次に本実験で使用した引張圧縮疲労試験機の原理図を Fig. 3-2 に示す²⁾。本試験機は回転軸の両端にそれぞれ 2 個ずつの偏心質量を取り付けた振動モーターを荷重源とする荷重繰返し速度

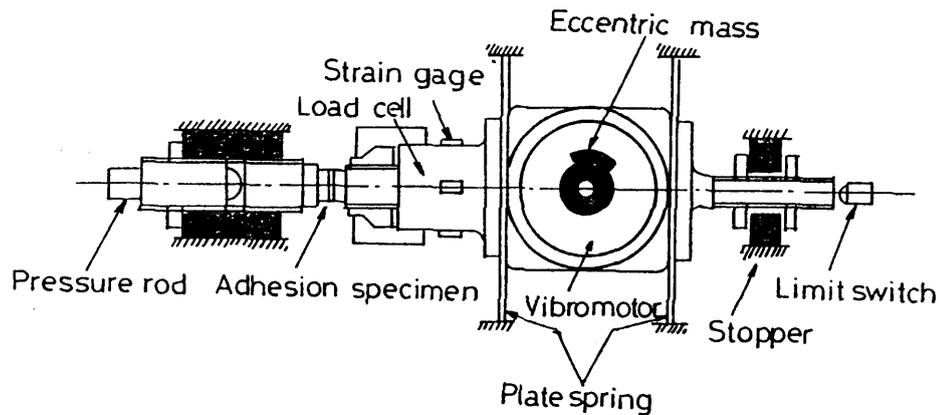


Fig. 3-2 Principle of the push-pull fatigue testing machine.

60 Hz の引張圧縮完全両振型疲労試験機である。これは、偏心質量の種類とその組合せにより種々の大きさの荷重を得ることができる。なお、荷重の大きさはロードセルに貼り付けられたひずみゲージにより検出した。

また、衝撃疲労試験機の原理図は Fig. 3-3 のとおりである。本試験機はスライダの作動に

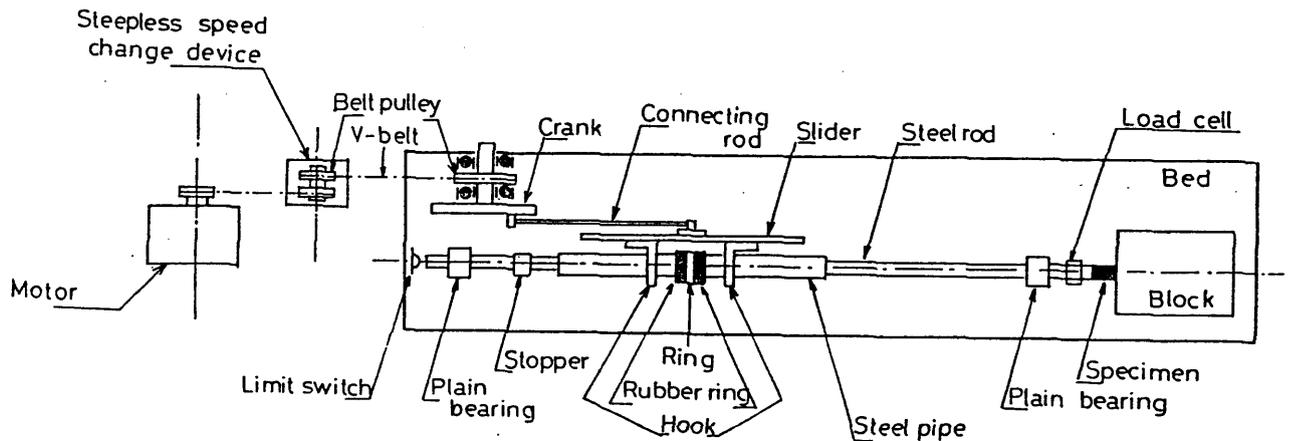


Fig. 3-3 Principle of the tensile impact fatigue testing machine.

より長さ 850 mm の鋼管を強制的に鋼棒左端に固定したストッパーに衝突させ、この時に生じる衝撃引張荷重を鋼棒右端とブロックの間に固定した試験片に伝ばさせる機構になっている。なお、本実験における衝撃繰返し速度は、約 6-10 Hz とした。また荷重の大きさはクランクの偏心量およびプーリーの回転速度を無段変速機により変化させ、鋼管ストッパの衝突速度を変えることにより調節した。

試験片に負荷される応力の検出部の詳細を Fig.3-4 に示す。同図の鋼棒上に貼り付けられたひずみゲージにより衝撃荷重の測定を行った。ここで鋼棒上に貼り付けられたひずみゲージにより検出される衝撃荷重波形と試験片上におけるそれとの差異を調べるため、Fig.3-4 にみられるように試験片接着層近傍にもひずみゲージを貼り付け、荷重波形を検出した。Fig.3-5 は鋼

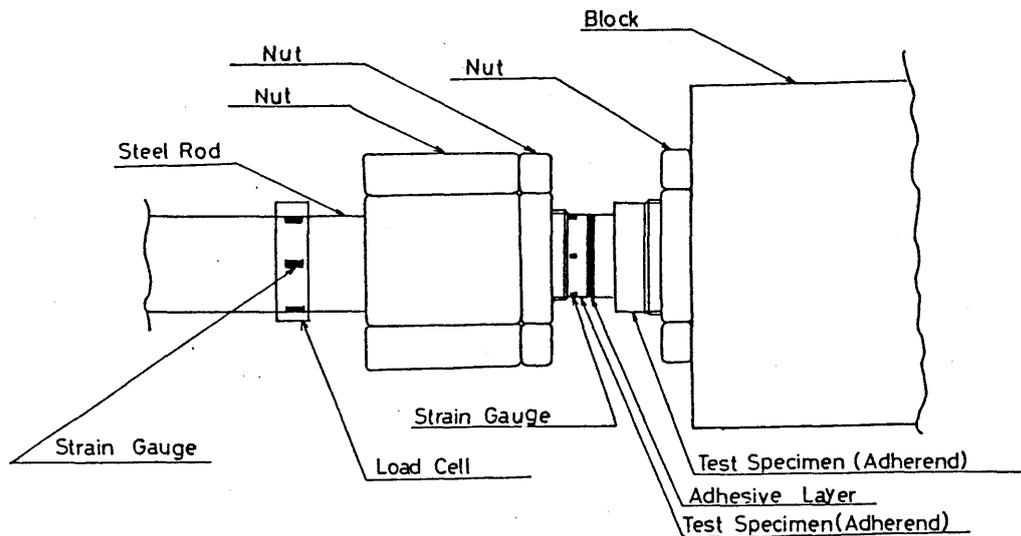


Fig. 3-4 Details of chuck device and load cell.

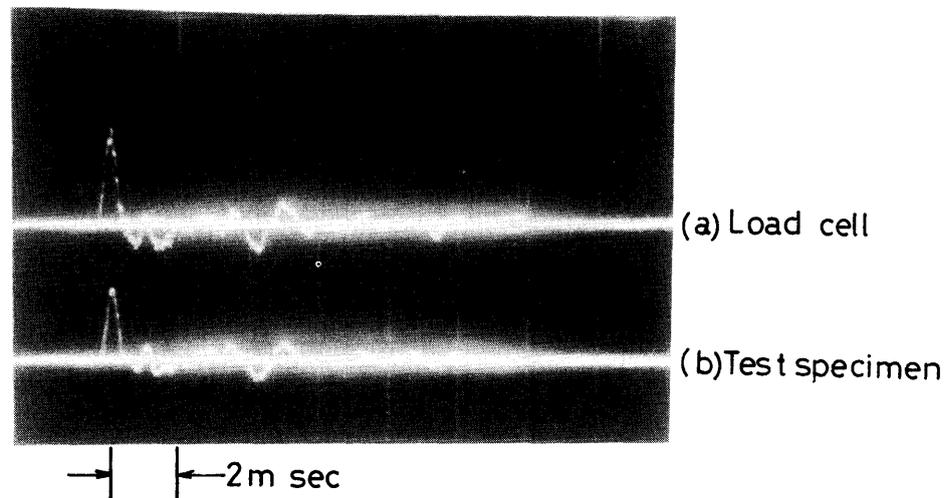


Fig. 3-5 Impact stress patterns.

棒および試験片上における衝撃波の一例である。これより両測定箇所における荷重波形に差異がないことが認められる。また鋼棒および接着継手試験片に貼り付けたひずみゲージの出力を比較すると、鋼棒に貼り付けたひずみゲージの出力に対する試験片上のその比は約 0.85 となった。したがって、以下の実験では 0.85 を荷重伝達係数とし、鋼棒に貼り付けたひずみゲージの出力にこの係数を乗じて試験片に加わる衝撃荷重の大きさを決めた。

さらに、ここでは疲労強度特性のみならず非弾性ひずみ挙動の面からも検討を行うため接着継

手試験片の接着層に直接ひずみゲージを貼り付け両荷重下における応力-ひずみ履歴曲線を求めた。その一例を Fig.3-6 に示す。このような履歴曲線に対して Fig.3-7 に示す非弾性ひずみ

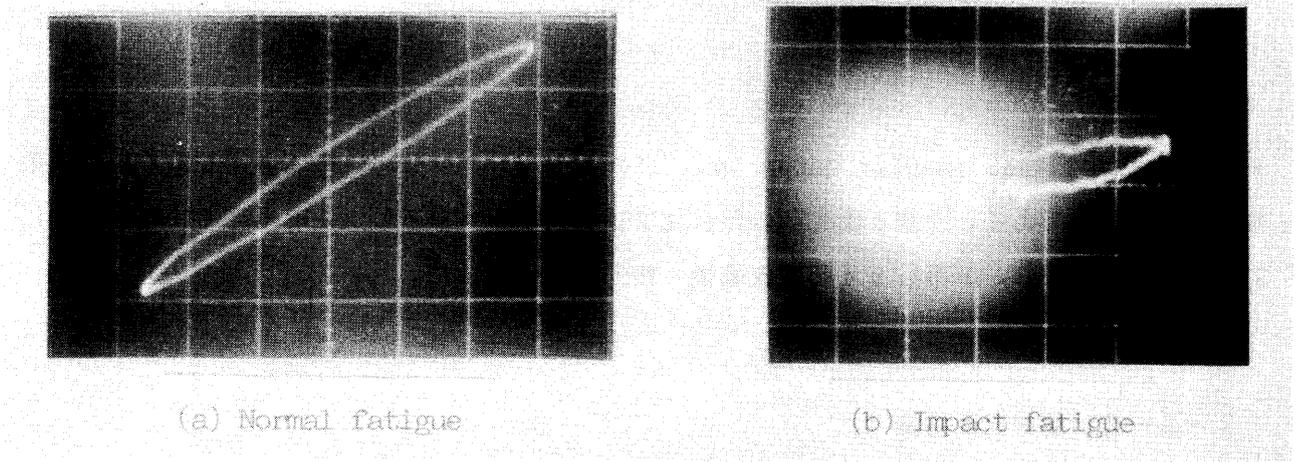


Fig. 3-6 Examples of hysteresis loop.

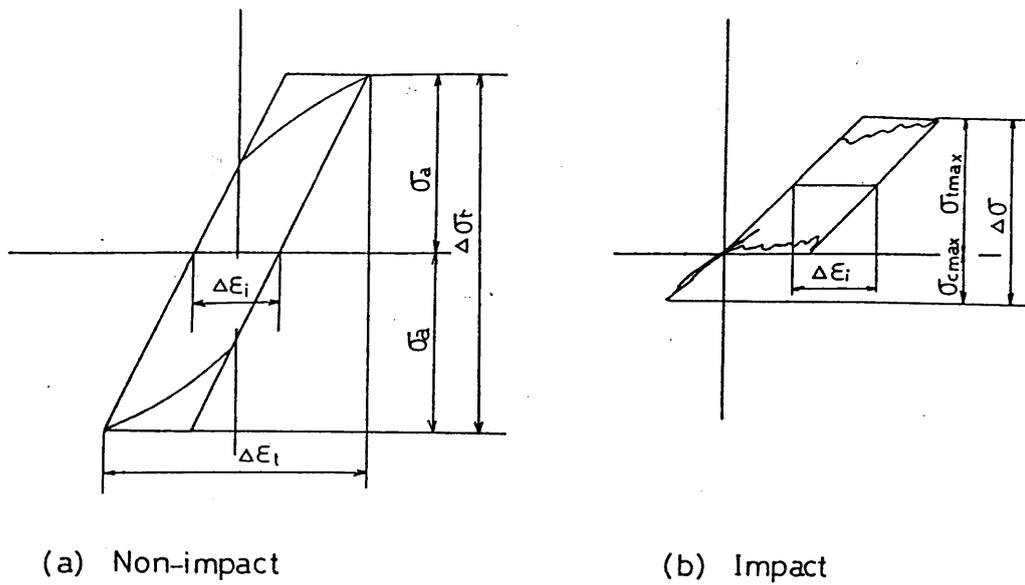


Fig. 3-7 Illustration of hysteresis loop.

幅 $\Delta\epsilon_i$ 、全ひずみ幅 $\Delta\epsilon_t$ および実際の履歴曲線を平行四辺形で近似し、その面積により定めた1サイクルあたりの履歴エネルギー ΔW 、さらに破断までの積算量である累積履歴エネルギー W_f を用いて以下、疲労挙動について検討を加えた。

3-3 疲労強度に及ぼす衝撃荷重の影響

ここでは、エポキシ-ポリアミド系接着剤により接着された突合せ接着継手の衝撃疲労強度特性について検討を行うとともに、疲労過程における非弾性ひずみ挙動の面からも疲労機構につ

いて検討を行った。

3-3-1 供試材料

接着剤としては、主剤にエポキシ樹脂 Epikote 828 (Shell Co., Ltd.)、硬化剤にポリアミド樹脂 Versamid 115 (Henkel Japan Co., Ltd.) を用いた。なお、接着継手試験片の作製条件は次のとおりである。主剤と硬化剤の混合比は重量比で 6 : 4 とし、100℃で1時間保持により硬化させたのち、炉冷し24時間放置後、疲労試験に供した。

3-3-2 疲労強度特性

接着層厚さ 0.1 および 0.5 mm の突合せ接着継手の正弦波および衝撃荷重下での疲労試験結果を Fig. 3-8 に S-N 線図として示した。図の縦軸には、両荷重条件下とも引張応力の最大値 σ_{max} を用いており、正弦波荷重の場合は応力振幅 σ_a に相当する。

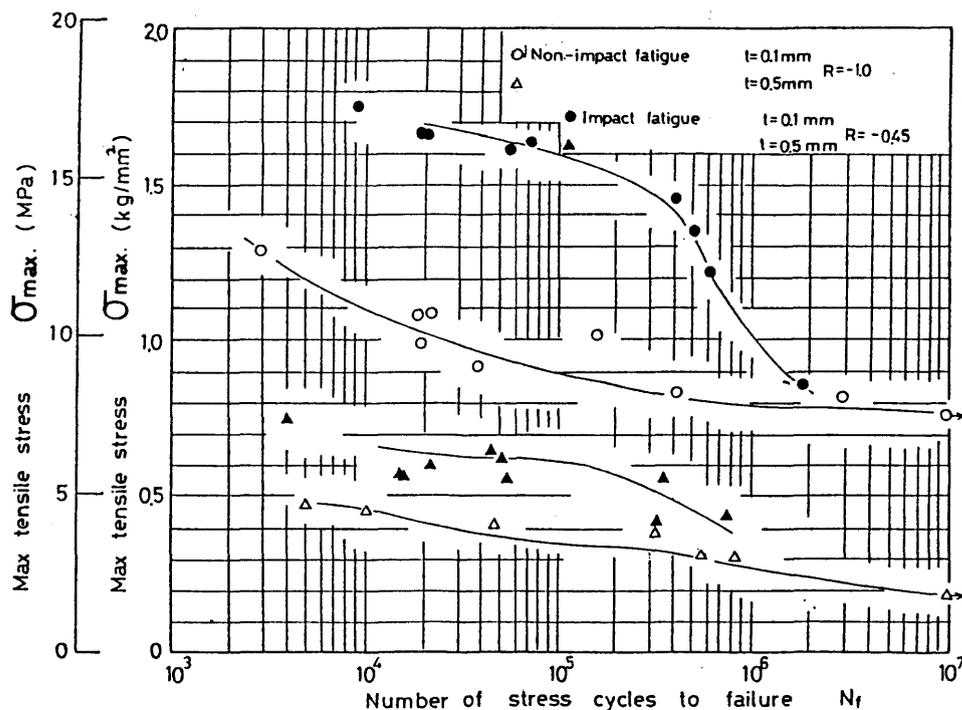


Fig. 3-8 S-N curves for non-impact and impact fatigue.

Fig. 3-8 から疲労強度に及ぼす接着層厚さの影響は、静的試験の一般的傾向に対応して接着層厚さが小なるほど高い強度を示すことが認められる。さらに $t=0.1, 0.5$ mm の試験片とも低繰返し数領域では衝撃疲労強度が正弦波荷重下のそれを上回り、高繰返し数領域で両荷重下の疲労強度が漸近する傾向を示す。また、このような衝撃疲労に特有な傾向は、接着層厚さの小さな試験片ほど顕著なことが認められる。この原因の一つには接着層厚さが大きいほど、衝撃応力が

伝ばする際の界面および接着層内部での応力立ち上がり速度が低いことが考えられる。このことを確認するため、Fig.3-9 に示すように応力 σ のステップ状応力波が接着層に入射した時の接着層内のA界面近傍の応力波の立ち上がりを図式計算³⁾により求めた。本計算に用いた材料常数

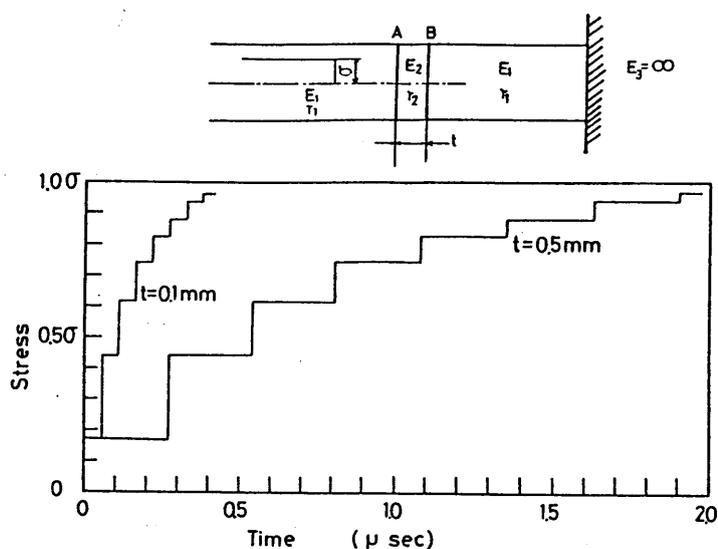


Fig. 3-9 Aspect of stress rising process.

は、鋼のヤング率 205.8 kPa、接着層のヤング率 1.47 kPa、鋼の比重 8 g/cc、接着層の比重 1.06 g/ccである。図より $t=0.5\text{mm}$ 試験片の場合は、 $t=0.1\text{mm}$ 試験片に比べて5倍の立ち上がり時間を要することが認められる。したがって、 $t=0.5\text{mm}$ 試験片では $t=0.1\text{mm}$ 試験片に比して繰返し数の増加による疲労強度低下の割合が緩和されたものと推察される。

一般的に、高分子材料および金属材料の強度特性として、衝撃引張強度が静的引張強度を上回ることが知られており、接着継手についても同様の強度挙動が報告されている^{4), 5)}。また、本実験と同じ接着剤を用いた接着継手による繰返し数 1000 回までの衝撃疲労試験では、衝撃疲労強度は正弦波荷重下のそれを上回ることが報告されている¹⁾。本実験の結果は、上述した繰返し数 1000 回までの範囲で認められていた衝撃疲労特性が 10^6 回程度の高繰返し領域まで維持されること、また $t=0.1\text{mm}$ 試験片に典型的に見られたように、 10^5 回を超える繰返し数領域では衝撃疲労強度は急激に低下し、 2×10^6 回付近で両荷重下の強度関係が逆転する傾向にあることを示している。

このような高繰返し数領域での衝撃疲労強度の低下傾向は、各種金属材料においては指摘されているが、接着継手や高分子材料についてはこのような傾向は確認されなかった。そのため、ここで明らかにした衝撃疲労強度特性は、接着継手を機械部品に応用する際に留意すべき重要な問題と考える。なお、3-4節において、高繰返し数領域における衝撃疲労強度向上のための一方法について示す。

3-3-3 全ひずみ幅および非弾性ひずみ幅の変化傾向

前節で示した衝撃荷重下および正弦波荷重下での疲労強度特性の差異を疲労過程における接着層のひずみ挙動の観点から検討するため、接着層厚さ 0.5mm の試験片の接着層にひずみゲージ (ゲージ長さ 0.2 mm) を貼り付け、全ひずみ幅および非弾性ひずみ幅の変化の様子を観察した。

衝撃荷重下および正弦波荷重下における全ひずみ幅 $\Delta\epsilon_t$ および非弾性ひずみ幅 $\Delta\epsilon_i$ と繰返し数 N の関係を Fig. 3-10, 3-11 に示した。両図から、両荷重下での $\Delta\epsilon_t$ と $\Delta\epsilon_i$ は繰返し数の増加に伴い増大しながら破断に至っていることが観察される。また、正弦波荷重下での非破断試験片の場合には疲労硬化現象が観察される。すなわち、破断に至る場合は繰返し数の増加につれて剛性率の低下とともに非弾性ひずみ幅の増加が、一方、破断しない場合は、繰返し数の増加に伴い剛性率の増加および非弾性ひずみ幅の低下が認められる。疲労過程における剛性率の低下現象は種々の高分子材料において確認されており、疲労過程におけるボイドの生成・成長⁷⁾、ないしは内部発熱に伴う温度上昇などの因子^{8), 9)}により検討されている。ここでは、疲労過程における温度上昇が認められないため、剛性率の低下はボイドの生成、成長に起因すると考えられる。

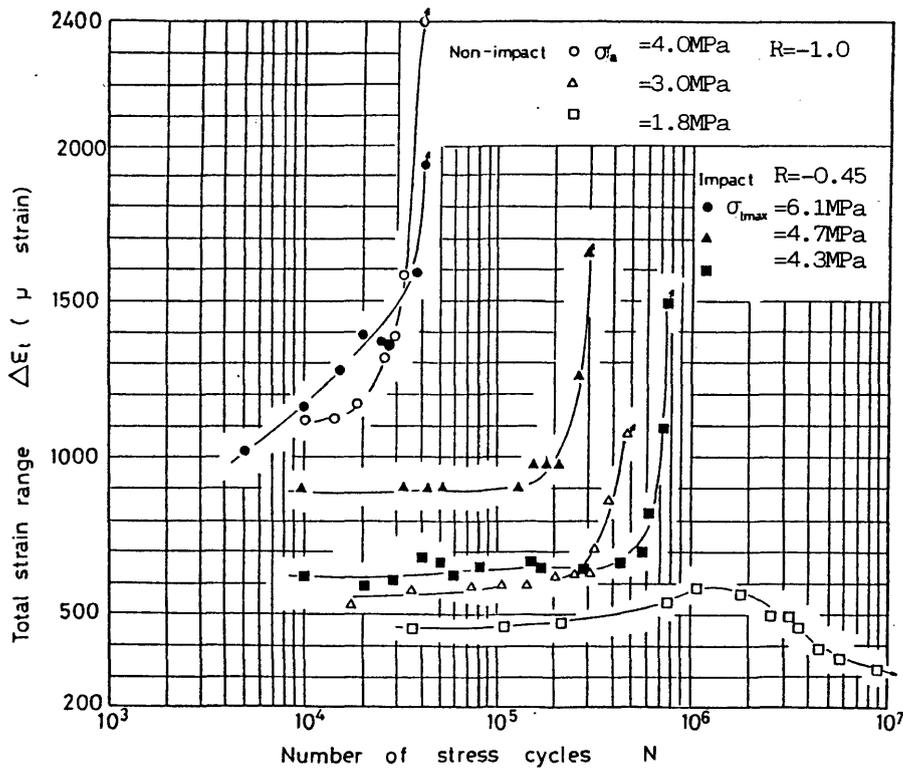


Fig. 3-10 Variation of total strain range against number of stress cycles.

次に、上述した $\Delta\epsilon_t$ ならびに $\Delta\epsilon_i$ の変化傾向をより詳細に調べるため、 $\Delta\epsilon_t$ と $\Delta\epsilon_i$ をそれらの実験開始時の値で除した $\Delta\epsilon_t / \Delta\epsilon_{t0}$ 、 $\Delta\epsilon_i / \Delta\epsilon_{i0}$ を寿命比 N / N_f に対してプロットし、Fig. 3-12、3-13 に示した。ここで N_f は破断繰返し数もしくは実験打ち切り時の繰返し数で

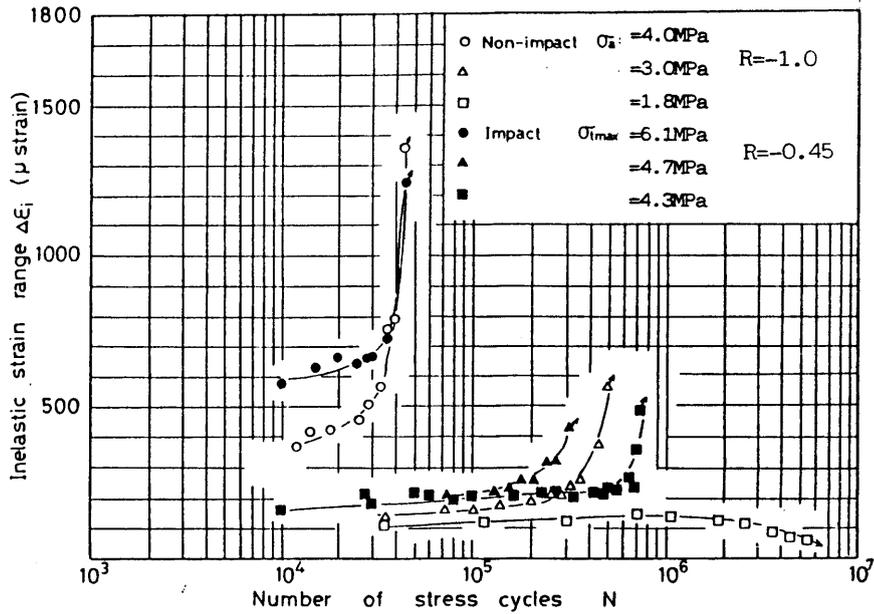


Fig. 3-11 Variation of inelastic strain range against number of stress cycles.

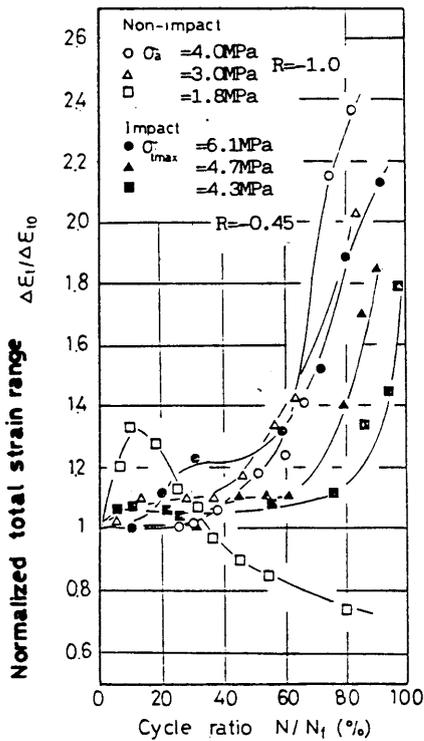


Fig. 3-12 Variation of normalized total strain range.

ある。両図から、正弦波荷重下で破断する場合には寿命比が50%付近より急激な $\Delta \epsilon_t / \Delta \epsilon_{t0}$ と $\Delta \epsilon_i / \Delta \epsilon_{i0}$ の増加すなわち疲労軟化現象が認められるが、非破断の場合には比較的早期に疲労硬化が生じている。一方、衝撃荷重下では、疲労軟化の開始点が応力の大きさに依存しており、低応力レベルのものほど高い寿命比で軟化し始める傾向が認められる。特に高繰返し数領域で破断する試験片については、正弦波荷重下のそれに比べて全ひずみ幅の変化が急激であることが観察される。

このことより、正弦波荷重下ならびに衝撃荷重下では、疲労強度特性だけでなく疲労過程におけるひずみ幅の変化挙動にも差異があることが認められた。

3-3-4 履歴エネルギーおよび非弾性ひずみ幅と疲労寿命の関係

金属材料の場合、熱疲労および塑性疲労条件のもとでは、塑性ひずみ幅または非弾性ひずみ幅

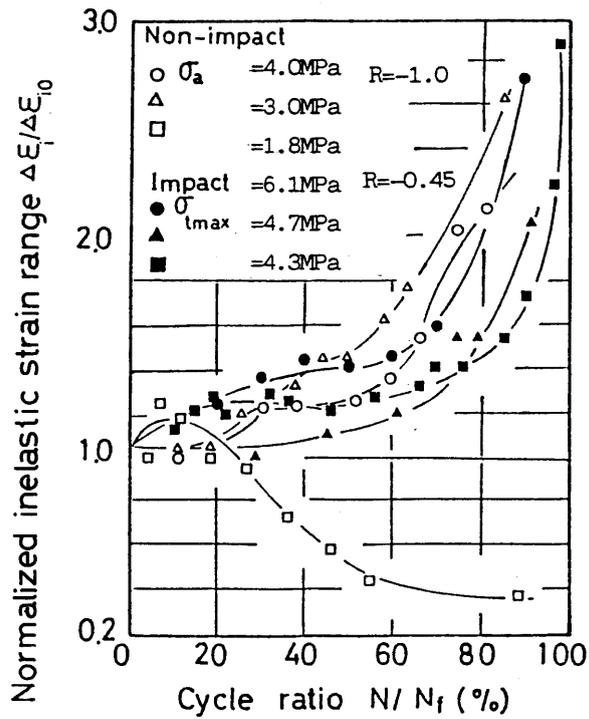


Fig. 3-13 Variation of normalized inelastic strain range.

が破壊の規準であることが Coffin-Manson 則¹⁰⁾として知られている。しかし、高分子材料や接着継手の疲労破壊の場合には破壊の規準として本法則の適用性を検討した報告はない。

Fig. 3-14には累積履歴エネルギー W と繰返し数 N の関係を示す。同図より、ほぼ同一の寿命

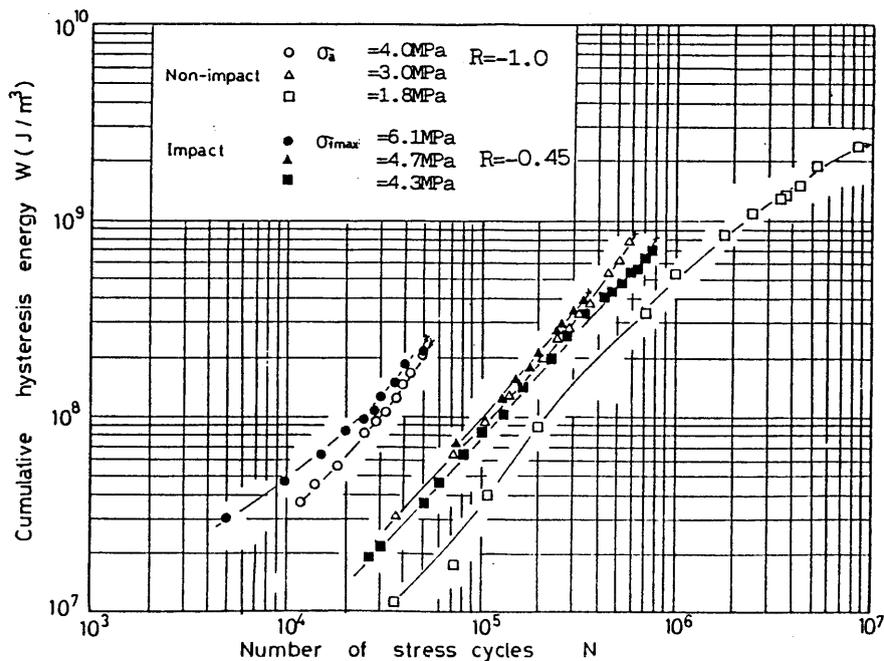


Fig. 3-14 Relation between cumulative hysteresis energy and number of stress cycles.

の正弦波荷重下と衝撃荷重下の線図を比較すると、両者ともほぼ等しい累積履歴エネルギー W_f で破断していることが認められる。

さらに Fig. 3-15 に疲労寿命 N_f と平均累積履歴エネルギー ΔW_{mean} および平均非弾性ひずみ幅 $\Delta \epsilon_{i, \text{mean}}$ の関係を示す。

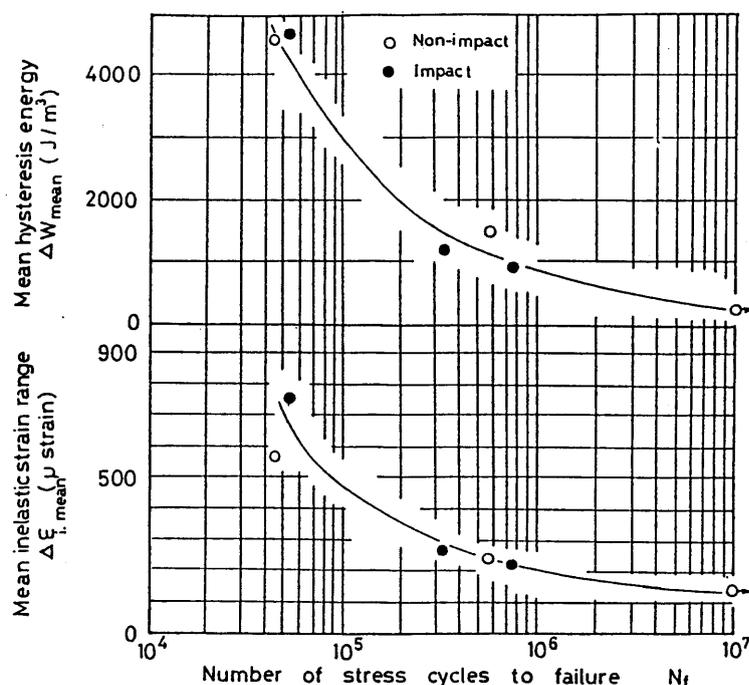


Fig. 3-15 Relation between number of stress cycles to failure and mean inelastic strain range or mean hysteresis energy.

$$\Delta \epsilon_{i, \text{mean}} = \Delta W_{\text{mean}} / (2 \sigma_a \quad \text{or} \quad \sigma_{t \text{max}}) \quad (3-1)$$

但し、 $\Delta W_{\text{mean}} = W_f / N_f$

同図より平均累積履歴エネルギー ΔW_{mean} もしくは平均非弾性ひずみ幅 $\Delta \epsilon_{i, \text{mean}}$ が正弦波ならびに衝撃の荷重形態によらず、疲労寿命を規定する統一のパラメータとなり得ることを示している。すなわち、本実験に用いた接着継手試験片については、平均非弾性ひずみ幅あるいは平均累積履歴エネルギーが正弦波ならびに衝撃荷重下の疲労破壊の規準になりうるものと考えられる。

3-4 CTBN 添加による衝撃疲労強度特性の改善

前節では、エポキシ-ポリアミド系接着剤を用いて接着された突合せ接着継手の衝撃疲労強度特性について述べた。本節では、衝撃疲労強度を改善させる目的で、接着剤の耐衝撃性を向上

させるためにしばしば利用される液状合成ゴム (Carboxy-terminated butadiene acrylonitrile) の添加による接着剤の改質効果について検討した。さらに、接着層厚さによって衝撃疲労強度がいかに変化するかについて実験を行い、接着層厚さの衝撃疲労強度に対する効果が正弦波荷重下の場合とは著しく異なることを見出した。

3-4-1 供試材料

接着剤としては主剤にエポキシ樹脂 (Epikote 828, Shell Co., Ltd.)、硬化剤にポリアミド樹脂 (Versamid 140, Henkel Japan Co., Ltd.)を、またエポキシ樹脂の改質剤としては液状合成ゴム CTBN (Carboxy-terminated butadiene acrylonitrile)を、被着体材料には機械構造用炭素鋼 JIS. S15C を用いた。

エポキシ樹脂の改質条件は、エポキシ樹脂とCTBNを同量混合したのち、180℃で1.5hr窒素気流下でカクハンした。なお反応後、遊離カルボキシル基の定量を行い、EPA (equivalent per hundred of acid)が0.01以下であることを確認した。本実験では、エポキシ樹脂と硬化剤および改質エポキシ樹脂と硬化剤よりなる2種類の接着剤を用いて接着継手試験片を次の条件で作成した。エポキシ樹脂-硬化剤系の混合比は重量比で、エポキシ/硬化剤=3/2、また、改質エポキシ樹脂/硬化剤=3/1とした。またこれら接着剤の混合時には気泡の混入をさけるため、主剤と硬化剤の混合は、減圧下(15mmHg)でカクハンしながら行った。また、硬化条件は双方の接着継手ともに110℃、2hr硬化後、炉冷、24hr放置後、疲労試験に供した。

3-4-2 改質剤添加による疲労強度への影響

本研究に用いた3種類の接着剤自体の機械的性質をTable 3-1に示す。これより3種類の接着剤の中で剛性率が最も高いものはエポキシ樹脂をVersamid 140で硬化させた接着剤であり、剛性率が最も低いのは、エポキシ樹脂をVersamid 115で硬化させた接着剤であることが認められ

Table 3-1 Mechanical properties of bulk adhesives

Adhesives	Tensile strength σ_b (MPa)	Shear modulus G (MPa)	Loss tangent tan δ
Epikote 828-Versamid 115	14.3	500	0.350
Epikote 828-Versamid 140	61.0	7810	0.023
Epikote 828-Versamid 140-CTBN	16.1	1580	0.073

る。また、剛性率の増加に伴い引張強度が向上し、緩和能 $\tan \delta$ が低下するというエポキシ硬化物の一般的傾向が確認された¹¹⁾。一方、CTBNにより改質された接着剤は、他の2種類の接着剤が均一系であるのに対して、数 μm から数 $10\mu\text{m}$ のゴム粒子が接着剤内部に分散している不均一系である^{12), 13)}。

3種類の接着剤を用いた接着層厚さ 0.1mm の突合せ接着継手による正弦波荷重下での疲労試験結果を Fig. 3-16 に示す。同図より、CTBNによる改質により疲労強度が向上している。また、最も疲労強度の高い接着継手は接着剤の緩和能 $\tan \delta$ が最大のエポキシ樹脂を Versamid 115 で硬化させた接着剤による接着継手であることが認められる。

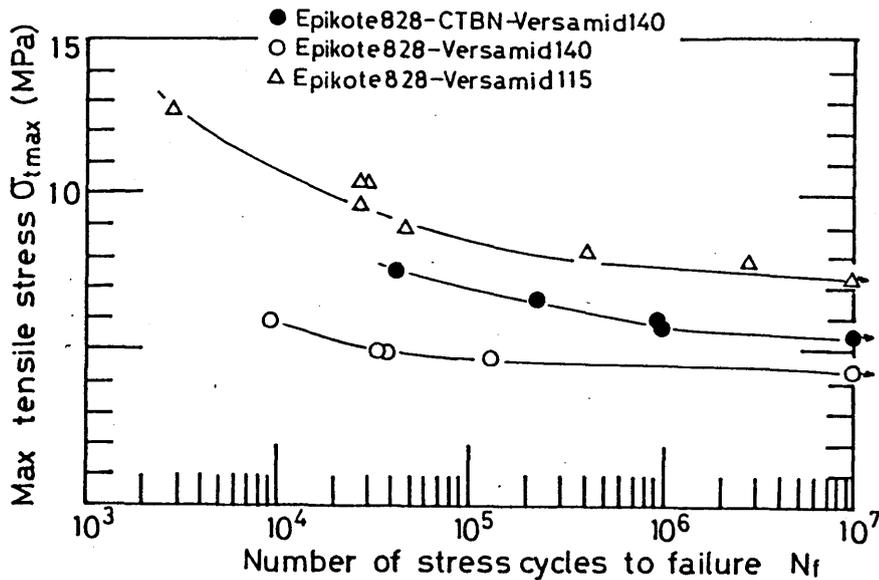


Fig. 3-16 S-N curves for non-impact fatigue (adhesive thickness $t=0.1\text{mm}$).

ここで、接着剤の緩和能 $\tan \delta$ と疲労強度の関係を調べるため、 $\tan \delta$ と疲労限の関係を求め Fig. 3-17 に示した。図から、本実験で用いた接着剤についても新保¹¹⁾らが指摘しているように

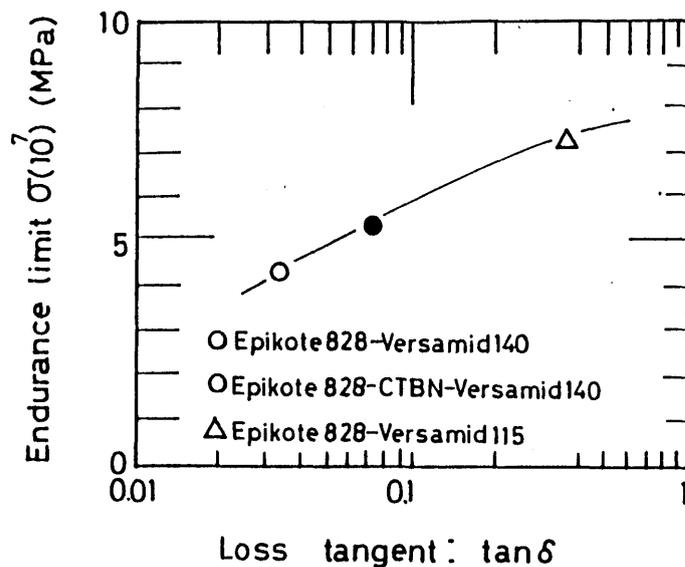


Fig. 3-17 Relation between endurance limit and $\tan \delta$.

$\tan \delta$ の増加による疲労強度の増大が認められる。一般に、CTBN改質により、接着継手の破壊じん性が増加すること¹³⁾や衝撃強度の向上¹⁴⁾が知られている。したがって、CTBN改質により接着剤の $\tan \delta$ が増加すると考えられ、このことが疲労強度向上の一因になっていると推察される。

次に、これら 3 種類の接着剤を用いた接着継手の衝撃荷重下における疲労試験結果を Fig. 3-18 に示す。これら接着継手の正弦波荷重下および衝撃荷重下における疲労強度特性の比較を

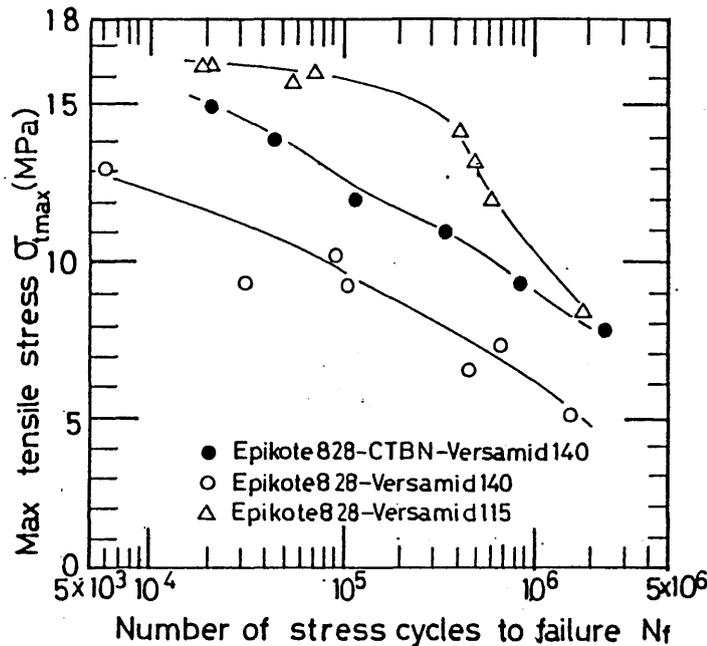


Fig. 3-18 S-N curves for impact fatigue (adhesive thickness $t=0.1\text{mm}$).

Fig. 3-17、3-18から行くと、これら 3 種類の接着継手に共通して次のことが認められる。

前節の Fig. 3-8 で示した結果と同様、これら接着継手についても低繰返し数領域では、衝撃荷重下の疲労強度が正弦波荷重下の疲労強度を上回るが、繰返し数の増加に伴う疲労強度の低下傾向は、衝撃荷重下の場合には正弦波荷重下のそれに比べ顕著である。このことから、前節で 1 種類の接着剤について示した衝撃荷重下における急激な疲労強度の低下傾向は、種類を変えた接着剤から成る接着継手においても確認された。

次に、CTBNによる接着剤の改質が衝撃疲労強度特性に及ぼす影響について検討を行う。Fig. 3-18に示した衝撃疲労強度の大小関係は、Fig. 3-17で示した正弦波荷重下のそれと同じであるが、改質エポキシ樹脂より成る接着継手の衝撃疲労強度は他の接着継手に比べて繰返し数の増加に伴う疲労強度の低下の割合が低い。すなわち、CTBNによる接着剤の改質は単に接着剤の緩和能を高めるだけでなく、高繰返し数領域における衝撃疲労強度をも向上させることが認められる。この原因については、CTBNにより改質された接着剤ではゴム状粒子が分散されているため接着継手の衝撃吸収能がよいこと、また、その分散ゴム状粒子が衝撃疲労き裂の進展に対して停留効果をもつことなどが推察される。

3-4-3 接着層厚さの疲労強度に及ぼす影響

前節 Fig.3-18では、Epikote 828-Versamid 115 から成る接着継手により、接着層厚さの疲労強度に及ぼす影響について検討を行った。ここでは、改質されたエポキシ樹脂と Versamid 140 から成る接着継手についても接着層厚さの疲労強度に及ぼす影響を調べ、未改質の接着剤からなる接着継手の疲労特性と比べ検討を行った。

Fig.3-19に正弦波荷重下の疲労強度に及ぼす接着層厚さの影響を、改質された接着剤から成る接着継手と非改質の接着剤から成る接着継手について示した。図から、双方の接着継手ともに、その静的強度挙動に対応して、接着層厚さの増加に伴う疲労強度の低下が認められる。さらに、接着層厚さの増加による疲労強度の低下の割合は、改質された接着剤より成る接着継手の方が非改質の接着剤より成る接着継手に比べて小さい。この原因の一つとしては、CTBN改質により硬化収縮に伴う内部応力の低下が考えられる。

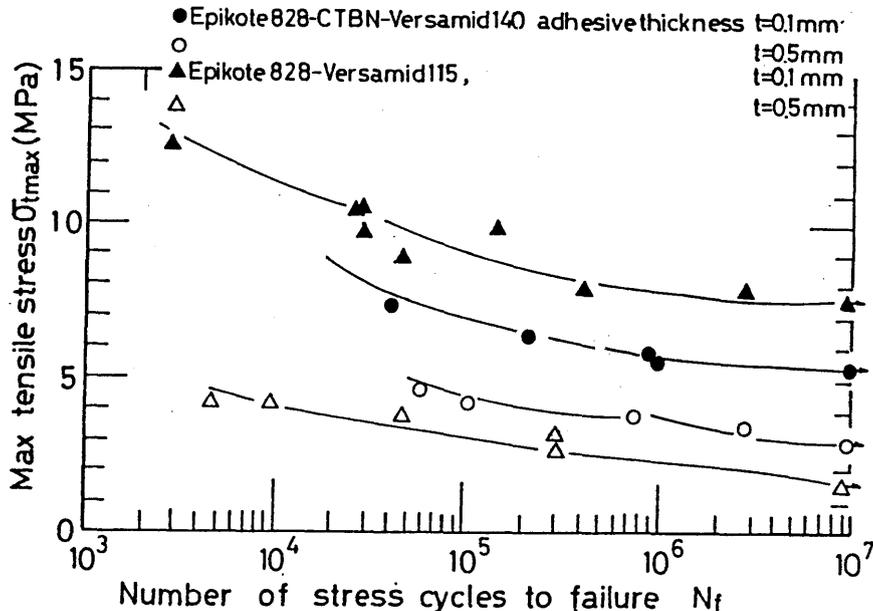


Fig. 3-19 Effect of adhesive thickness on fatigue strength under non-impact stress condition.

次に、Fig.3-19と同じ接着継手について、衝撃荷重下の疲労強度に及ぼす接着層厚さの影響を Fig.3-20に示す。図から、両接着継手ともに、比較的低繰返し数領域では正弦波荷重下の場合と同様に接着層厚さの増加に伴う疲労強度の低下が認められる。しかし、繰返し数の増加による疲労強度の低下は接着層厚さの小さい場合の方が著しい。このことは、前節 3-3 で示した傾向と一致しており、上述の接着層厚さの衝撃疲労強度に及ぼす影響がより一般的な傾向であることが認められた。さらに、改質された接着剤より成る接着継手では接着層厚さ $t=0.5\text{mm}$ の接着継手の疲労強度が $N=10^6$ 回付近で $t=0.1\text{mm}$ のそれを上回るといった正弦波荷重下の疲労強度特性とは異なる傾向が認められた。この原因の一つとして、改質された接着剤より成る接着継手では、接着層厚さの増加に伴う疲労強度の低下の割合が低いことが考えられる。以上の結果より、

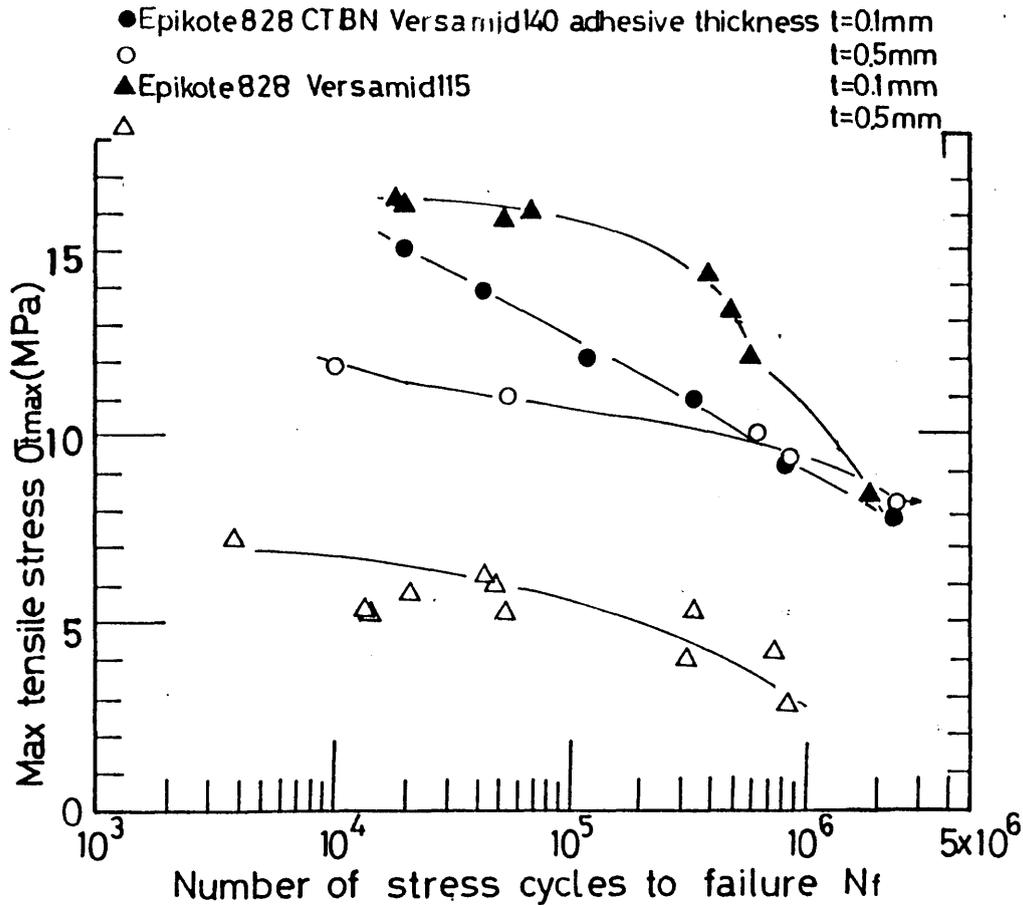


Fig. 3-20 Effect of adhesive thickness on fatigue strength under impact stress condition.

正弦波荷重下の場合、接着層厚さと疲労強度の関係は静的引張試験の際の関係と相関関係がある。しかし、衝撃荷重下では接着層厚さと疲労強度の関係は、静的引張強度や正弦波荷重下の疲労強度の場合の関係と必ずしも一致しないことが認められた。

3-5 充てん材添加による接着継手の疲労強度改善

前節では、接着剤のCTBNによる改質が接着継手の疲労強度に及ぼす影響について述べた。本節では、接着剤に増量材および補強材として多用されている¹⁵⁾にもかかわらず、その接着強度に及ぼす影響が十分調べられていない充てん剤添加の疲労強度に及ぼす影響について検討を行う。なお、ここで用いる充てん材は単繊維の強度が高く、アスペクト比が大きいことから接着強度向上に効果があるとされている温石綿を用いた。

3-5-1 接着剤および接着条件

接着剤としては主剤にエポキシ樹脂 (Epikote 828 Shell Co., Ltd.)、硬化剤にポリアミド

樹脂 (Versamid 115, および 125, Henkel Japan Co., Ltd.) を用い、充てん材としては比強度 2940 MPa、アスペクト比 10-30 の温石綿 (W25、ノザワ製) を用いた。

接着剤の調製法は次のとおりである。主剤と硬化剤の混合比は重量比で 12 : 8 とした。また、本実験に供する充てん材は 120 °C の乾燥器内で 2 hr 乾燥させた後、主剤と硬化剤の混合物に対し、0 % および 15 % の割合で混入した。なお主剤、硬化剤および充てん剤の混合に際してはすべて脱泡のため、10 mmHg の減圧下、ミキサー型のカクハン機により 10 min 行った。さらに硬化条件としては 110 °C、2 hr とし、そののち常温まで炉冷させ、24 hr 放置後、疲労試験に供した。

3-5-2 充てん材添加の疲労強度に及ぼす影響

充てん材添加の疲労強度に及ぼす影響を示す前に、充てん材添加が接着剤自体ならびに接着継手の静的引張強度に及ぼす影響を示す。

Fig. 3-21 に Epikote 828-Versamid 115 から成る接着剤自体の硬化物、ならびにそれに充てん材を 15 % 添加した接着剤自体の硬化物の単軸引張試験時の応力-ひずみ線図を示す。同図から、充てん材の添加により引張強度ならびに剛性率が増加し、破断時のひずみが低下することが認められる。さらに、同様の接着剤について接着層厚さ 0.1 mm の接着継手の引張試験を行ったところ、充てん材を含む接着継手の引張強度は 33.5 MPa、充てん材を含まないそれは 21.1 MPa となり、充てん材の添加により引張強度は 57 % 増加する。したがって、本充てん材は接着層内の欠陥として作用するよりむしろ、接着剤に対して補強効果をもたらすことが認められる。

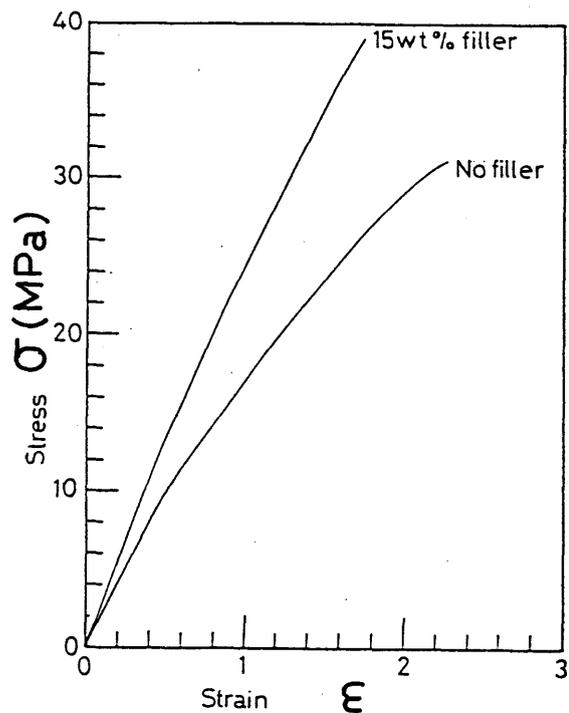


Fig. 3-21 Static stress-strain relations of the filled and unfilled materials from Epikote 828-Versamid 125.

次に、充てん材の添加が疲労強度に与える影響について検討を行う。Fig. 3-22 に Epikote 828 と Versamid 125 より成る接着剤について、充てん材添加の疲労強度に与える影響を示す。同図から疲労強度は、厚さによらず充てん材添加により増加していること、また疲労強度に及ぼす充てん材添加の効果は接着層厚さの違いにより異なることが認められる。すなわち接着層厚さ $t=0.1\text{mm}$ の場合には、充てん材の添

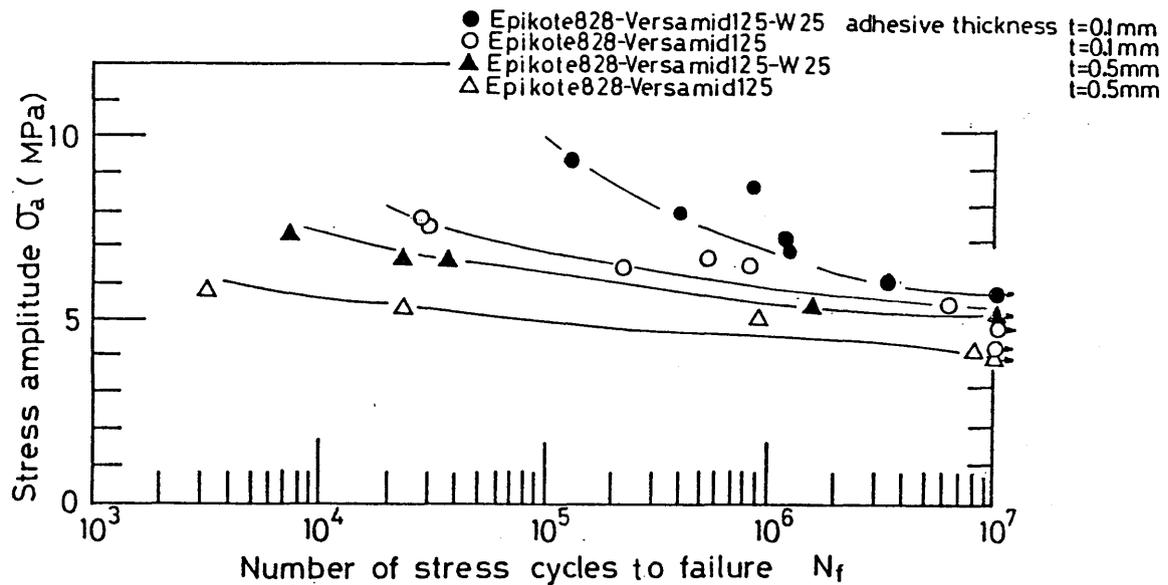


Fig. 3-22 Effect of filler addition on fatigue strength for the Epikote 828-Versamid 125 specimens.

加により特に低繰返し数領域において疲労強度が大きく増加しているが、繰返し数の増加に伴い充てん材を含む継手と含まない継手の疲労強度の差が縮小している。また接着層厚さ $t=0.5\text{mm}$ の場合には疲労強度は、繰返し数に依存せず充てん材の添加により一様に増加している。このことから、接着層厚さが増加すると充てん材添加の疲労強度に及ぼす影響はより顕著になることが認められる。

この原因として次のことが考えられる。一般に、接着層の硬化収縮に伴う残留応力の影響は接着層厚さの増加につれて大きくなり、さらに残留応力は充てん材の添加により緩和され、これにより接着層厚さの増加に伴う強度低下の割合が減少することが知られている¹⁶⁾。したがって、充てん材の添加は補強効果のみならず接着層厚さが大きい場合、残留応力の緩和により疲労強度を増加させる要因の一つになっているものと考えられる。

上述の効果をより明確化する目的で、硬化剤としてじん性がより高い Versamid 115 を用いて接着層厚さ $t=0.5\text{mm}$ の場合について充てん材添加の疲労強度に及ぼす影響を求め、Fig. 3-23 に示した。図から充てん材添加により全繰返し数領域で疲労強度が増加しており、その増加率は Versamid 125 を硬化剤として用いた場合より大きいことが認められる。以上のことから、充てん材添加による疲労強度に及ぼす効果は接着層厚さが大きいものほど顕著であり、このような効果は硬化剤の種類によって異なることが確認された。

3-5-3 疲労過程における全ひずみ幅の変化挙動

ここでは、疲労強度のみならず疲労過程における全ひずみ幅 $\Delta \epsilon_t$ の変化、すなわち剛性率の変化挙動を接着層厚さ $t=0.5\text{mm}$ の試験片の接着層に貼り付けられたひずみゲージ（ゲージ長さ

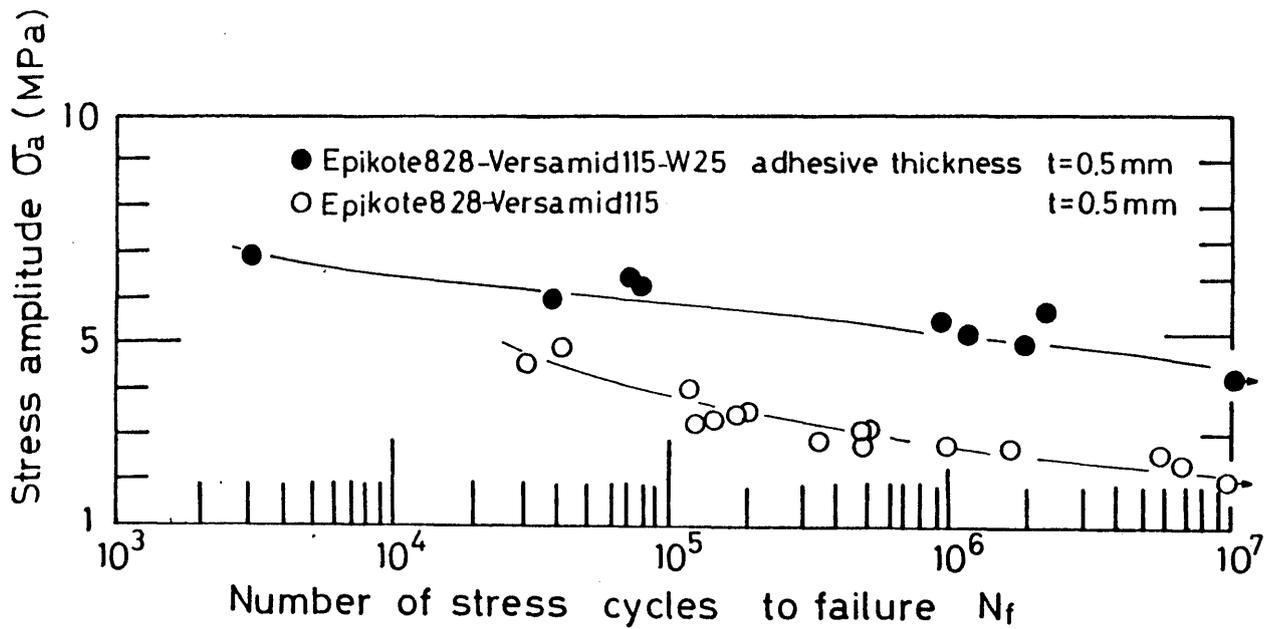


Fig. 3-23 Effect of filler addition on fatigue strength for the Epikote 828-Versamid 115 specimens.

0.2mm)により検出した。

Fig.3-24に Epikote 828とVersamid 125より成る接着剤について、充てん材添加が全ひずみ幅の変化特性に及ぼす影響を示す。なお、図中に示したように両試験片ともほぼ同じ寿命で破断している。同図から充てん材添加により全ひずみ幅が低下し、疲労硬化現象が認められる。

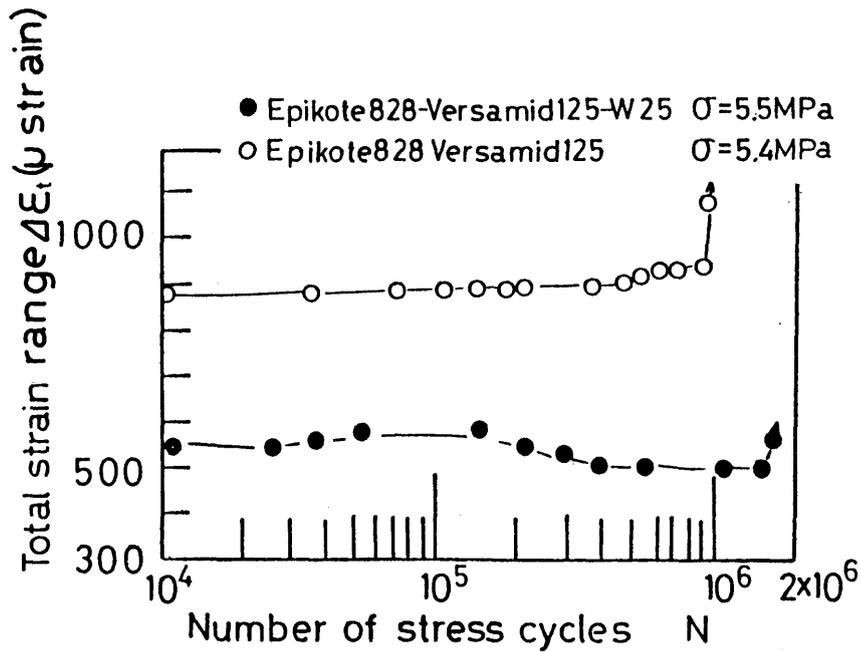


Fig. 3-24 Relation between total strain range and number of stress cycles for the Epikote 828-Versamid 125 specimens.

ここで、双方の接着継手の全ひずみ幅の変化挙動の差異をより明確にするため、全ひずみ幅 $\Delta\varepsilon_t$ を初期の全ひずみ幅 $\Delta\varepsilon_{t0}$ により、また繰返し数 N を破断繰返し数 N_f で正規化させ Fig. 3-25 に示した。これより充てん材を含まない接着継手では繰返し数の増加につれて接着層は軟化する。しかし、充てん材を含む接着継手では初期にいくぶん剛性率が低下するものの、繰返し数の増加につれて疲労硬化現象を示すことが認められる。このような接着層の疲労硬化現象は前節 3-3 において 10^7 回非破断試験片で確認しているが、ここでは破断に至る試験片においてもこのような疲労硬化現象が観察された。

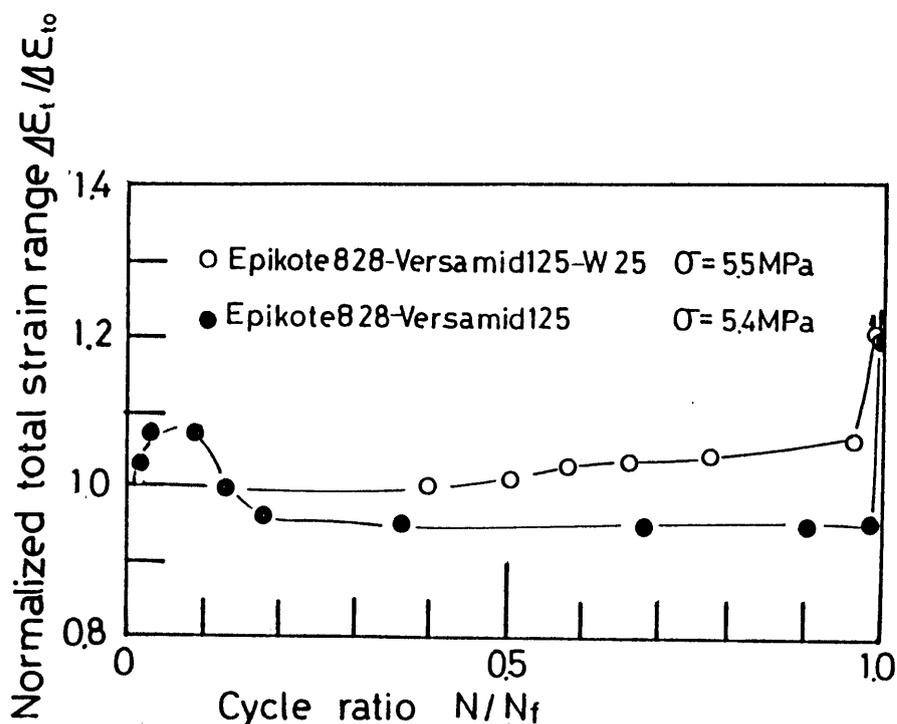


Fig. 3-25 Variation of normalized total strain range for the Epikote 828-Versamid 125 specimens.

Fig. 3-26、3-27に Epikote 828 と Versamid 115 より成る接着剤についても充てん材添加の全ひずみ幅の変化特性に及ぼす影響を示す。Fig. 3-26は Fig. 3-24と同様に全ひずみ幅と繰返し数の関係を示している。図にみられるように充てん材を含まない接着継手ではすべて軟化現象を伴って破断に至っている。

一方、充てん材を含む継手では低繰返し数で破断する場合には軟化現象を伴うが、 10^6 を超え高繰返し数で破断する場合には Epikote 828 と Versamid 125 より成る接着継手と同様に疲労硬化現象が観察される。

Fig. 3-27に Fig. 3-25と同様に正規化された全ひずみ幅と繰返し数の関係を示す。図から充てん材を含まない接着継手では繰返し数の増加につれて徐々に全ひずみ幅は増大するが、充てん材を含む継手では破断直前に全ひずみ幅の急増が認められる。したがって、このような破断直前の急激な全ひずみ幅の増大や高繰返し数で破断する際の疲労硬化現象は充てん材を含む接着継手に特有な傾向であると考えられる。

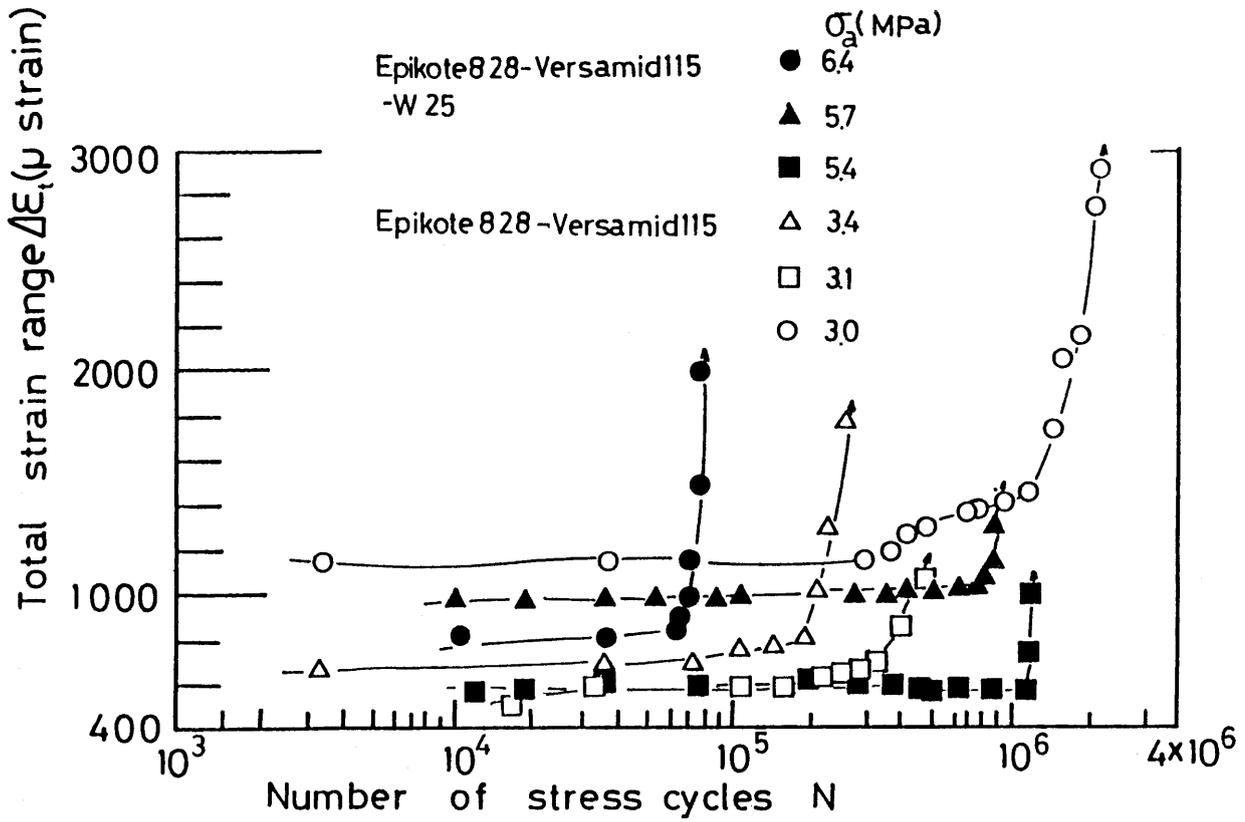


Fig. 3-26 Relation between total strain range and number of stress cycles for the Epikote 828-Versamid 115 specimens.

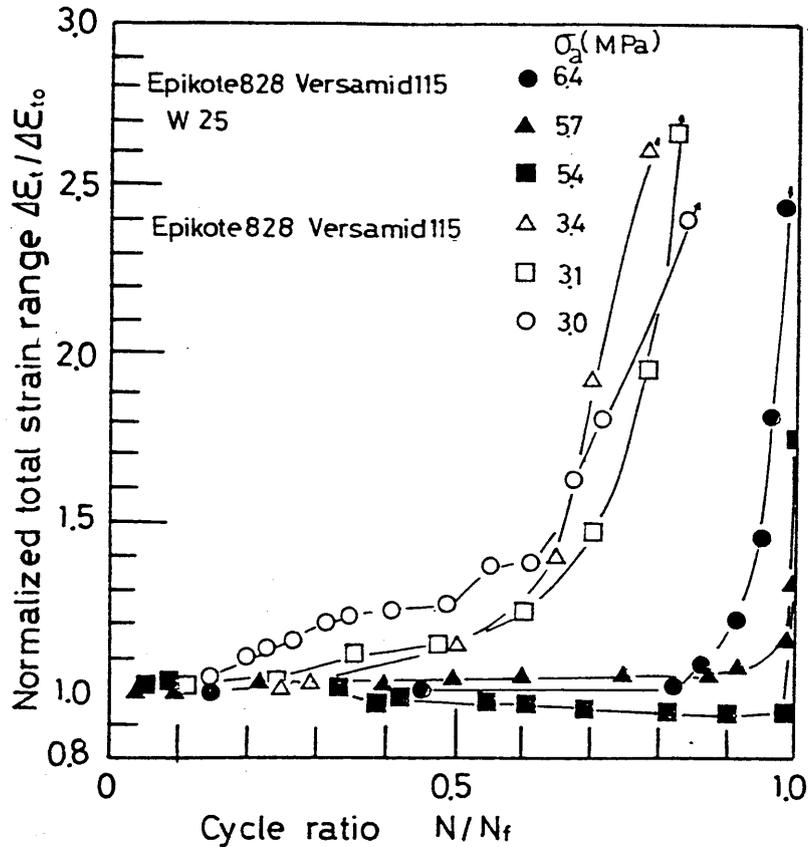


Fig. 3-27 Variation of normalized total strain range for the Epikote 828-Versamid 115 specimen.

なお、充てん材を含む高分子材料においても、破断直前の急激な剛性率の低下が確認されている¹⁷⁾。この場合には、疲労過程における温度上昇が認められていることからこの面からも検討されている。しかし、本実験では、接着層は熱伝導率の高い鋼に接しているため、疲労過程における温度上昇は認められなかった。したがって、充てん材を含む接着継手ではボイドもしくはき裂の生成・成長が破断直前に急激に起こるものと推察される。

3-6 総括

エポキシポリアミド系接着剤から成る突合せ接着継手の衝撃疲労強度特性について、正弦波荷重下の疲労強度特性と比較することにより検討した。さらに、接着剤のCTBNによる改質の衝撃疲労強度特性に及ぼす影響についても検討を行った。また、接着剤に充てん材を添加した際の正弦波荷重下における疲労強度特性を調べた。以下、本章で得られた主な結論を示す。

(1) エポキシポリアミド系接着剤からなる突合せ接着継手の疲労強度特性について

- 1) 正弦波および衝撃荷重下における疲労強度の比較を行ったところ、低繰返し数領域では衝撃疲労強度の方が大きい。繰返し数の増加に伴い衝撃疲労強度は急激に低下し、 2×10^6 回ではほぼ正弦波荷重下の疲労強度に漸近する。
- 2) 両荷重における前ひずみ幅と非弾性ひずみ幅の変化挙動を比べると、破断に至る場合は、両ひずみ幅とも繰返し数の増加につれて増大し、その増加傾向は衝撃疲労の場合の方が顕著なことが認められた。一方、破断しない場合には正弦波荷重下で疲労硬化現象を示すことを確認した。
- 3) 接着層の非弾性ひずみ挙動より得られる平均非弾性ひずみ幅ならびに累積履歴エネルギーは正弦波および衝撃の荷重形態によらず疲労寿命を決める統一的規準となることが認められた。

(2) CTBNにより改質された接着剤よりなる突合せ接着継手の疲労強度特性について

- 1) 正弦波および衝撃荷重下において、接着剤の改質は接着継手の疲労強度を向上させることを確認した。特に、それは、高繰返し数領域における急激な衝撃疲労強度の低下傾向を緩和させる。
- 2) 正弦波では、接着層厚さの増加に伴い疲労強度の低下が認められる。一方、衝撃荷重下では接着層厚さの増加に伴い低繰返し数領域での疲労強度は低下するものの、繰返し数の増加に伴う疲労強度の低下傾向は緩和される。特に、CTBN改質接着剤からなる接着継手では、 10^6 回以上の高繰返し数領域で $t=0.5\text{mm}$ の接着継手の疲労強度が $t=0.5\text{mm}$ のそれを上回ることが確認された。

(3) 充てん材を含む接着剤からなる突合せ接着継手の疲労強度について

- 1) 接着層厚さが小さい場合は充てん材の添加により低繰返し数領域での疲労強度が増加し、接着層厚さが大きい場合は繰返し数に依存せずほぼ均一に疲労強度が増加する。
- 2) 充てん材の添加により疲労過程における接着層のひずみ幅は破断直前に急増する傾向を示す。また、 10^6 回以上の繰返し数領域で破断する場合には疲労硬化現象が認められた。

参 考 文 献

- 1) 薄井雄一, 坂田興亜: 精密機械, **48**, 489 (1982)
- 2) 茶谷明義: 日本機械学会講演論文集, №737-1, 33 (1973)
- 3) 松本浩之, 三室 弘, 松森保雄, 中原一郎: 日本機械学会論文集, **29**, 49 (1963)
- 4) 石井博之, 山口章三郎: 日本接着協会誌, **11**, 59 (1975)
- 5) Amijima, S., T. Fujii, A. Yoshida and H. Amino: Proc. of the 20th Jap. Cong. on Mat. Res 110 (1977)
- 6) 例えば、田中道七, 中山英明: 材料, **23**, 678 (1974)
- 7) Schragar, M.: J. Appl. Polym. Sci., **8**, 1999 (1970)
- 8) Takahara, A., Y. Yamada, T. Kajiyama and M. Takayanagi: J. Appl. Polym. Sci., **26**, 1085 (1981)
- 9) Furue, H. and S. Shimamura: Int. J. of Frac., **16**, 553 (1980)
- 10) Tarerhelli, J.F. and L.F. Coffin: Trans ASM, **51**, 438 (1959)
- 11) 新保正樹, 越智光一, 小西康雄: 材料, **28**, 319 (1977)
- 12) Dark, R. and A. Siebert: SAMPE Q, 6 (1977)
- 13) Nikos, K.K. and H.L. Williams: J. Appl. Polym. Sci., **17**, 1377 (1973)
- 14) 新保正樹, 越智光一, 岡崎正敏: 日本接着協会誌, **17**, 192 (1981)
- 15) 日本接着協会編 "接着ハンドブック", p. 532 (1980) 日刊工業新聞
- 16) 岸本和一郎, 今中 誠, 網島貞男: 日本接着協会誌, **16**, 501 (1980)
- 17) Nielsen, L.E.: J. of Comp. Mat., **9**, 149 (1975)

第4章 接着継手の疲労強度に及ぼす接着欠陥の影響

4-1 緒言

前章で突合せ接着継手の疲労強度特性について述べたが、これらは接着欠陥のない理想的な接着継手を取扱ったものである。しかし、実際の接着施工時においては実験室で行うような理想的な状態で接着することは困難であり、接着層への気泡の混入や接着層/被着体界面における未接着部分等、各種の接着欠陥を生ずることが予想される。そのため、このような接着欠陥が接着強度に及ぼす影響を把握することは実際の接着継手の強度評価ならびに品質管理を行う上で重要になる。

既往の接着欠陥に関する研究には、はく離強度に及ぼす気泡の影響¹⁾ やせん断強度に及ぼす未接着部分の影響^{2), 3)} について検討したものが見られるが、これらの研究は静的強度挙動のみに限られる。

そこで、本章では機械構造部材として接着継手を使用する際に重要となる疲労強度について接着欠陥の影響を調べた。ここでは特に接着欠陥として代表的な接着層内の分散気泡ならびに接着界面の未接着部を取扱い、それら接着欠陥の疲労強度に及ぼす影響について検討を行った。

4-2 接着継手試験片および接着条件

接着剤は、前章と同じく主剤にエポキシ樹脂 (Epikote 828, Shell Co., Ltd.)、硬化剤にポリアミド樹脂 (Versamid 115 および 125, Henkel Japan Co., Ltd.) を、被着体材料としては機械構造用炭素鋼 JIS S15C を用いた。

被着体試験片ならびに被着体の表面処理法は前章におけるそれと同様である。Fig. 4-1 に突合せ接着継手試験片の寸法・形状を示す。なお、本章では2種類の接着欠陥、すなわち接着層内の分散気泡と接着界面における未接着部を取扱っている。以下、分散気泡を含んだ接着継手ならびに未接着部をもつ接着継手の作製法について示す。

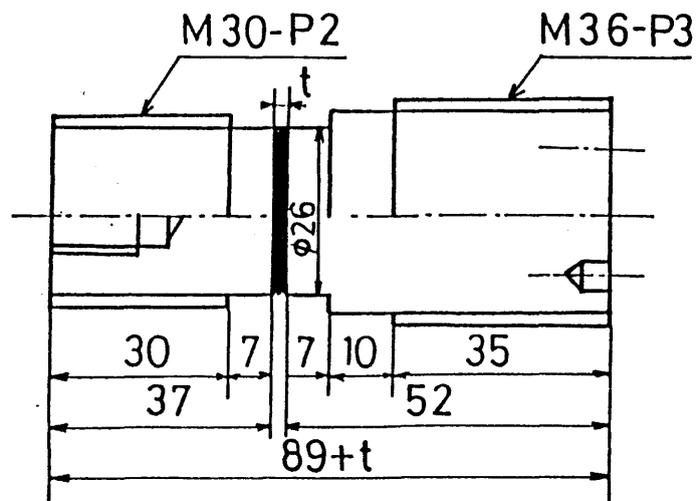


Fig. 4-1 Shape and sizes of the adhesive bonded butt joint specimen.

4-2-1 分散気泡を含む接着継手の作製法

接着剤に気泡を混入させるため、主剤と硬化剤を重量比12:8でミキサ型のかくはん機(エマルジョン用)に入れ、かくはん速度580rpmで15分間かくはんした。参考のため、Fig.4-2に静的引張試験の破面写真から気泡の粒径分布を求め、対数正規確率紙上に示した。

一方、気泡を含まない接着継手は、接着剤の混合を10mmHgの減圧下で脱泡することにより作製した。ここでは気泡を含む試験片を気泡分散試験片、気泡を含まないものを脱泡試験片と呼ぶことにする。また、接着層厚さは接着時にガラスビーズ(直径0.5mmおよび0.1mm)を面接着面間に数個挿入することにより調節した。

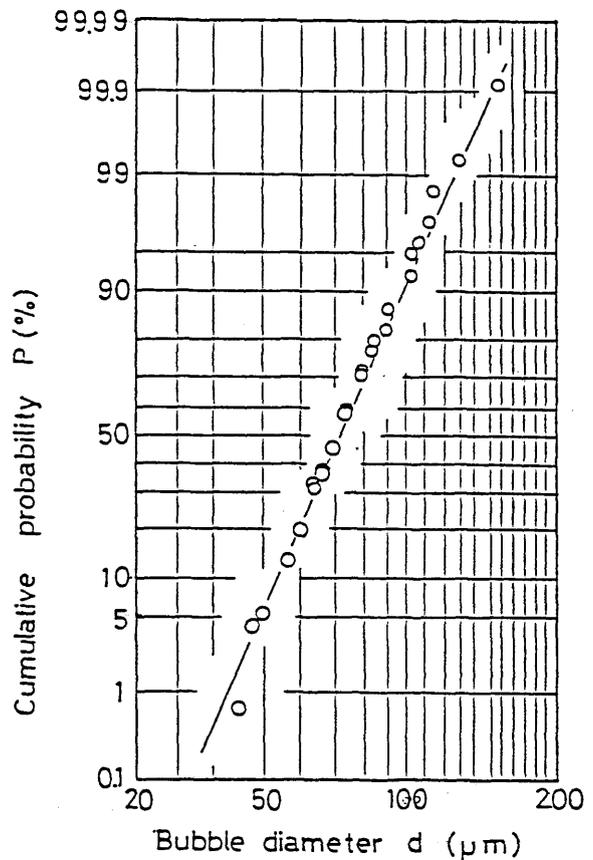


Fig. 4-2 Distribution of bubble diameter plotted on log-normal probability paper.

4-2-2 界面欠陥を持つ接着継手の作製法

接着剤の調節法は、前述の脱泡試験片作成時のそれと同様である。被着体界面に界面欠陥、すなわち未接着部を作成する方法は次のとおりである。ここでは、最も接着継手強度に大きな影響を与えるとされている外部との境界を持つ未接着部を接着界面に作った。その様子をFig.4-3に示す。本未接着部は斜線部に示す形状の粘着テープ(厚さ0.06mm)で一方の被着体表面の対称な2カ所をマスキングし、その後、一対の被着体を接着接合することにより作成した。ここで、図中に示す r を欠陥半径、 $2r$ を欠陥口幅、 l を欠陥深さと呼ぶことにする。なお、ここでは $r=1.5\text{mm}$ で $l=4.5\text{mm}$ および 7mm 、 $r=2.5\text{mm}$ で $l=4.5\text{mm}$ 、 7mm の4種類の欠陥形状をもつ接着継手試験片を作製し疲労試験に供した。

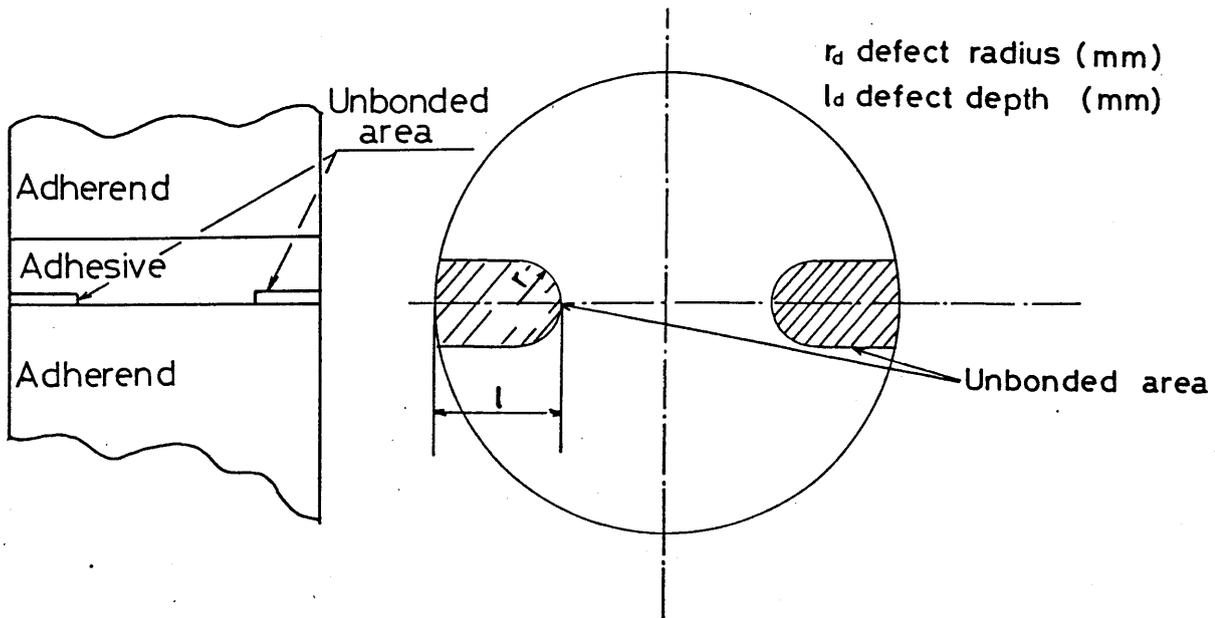


Fig. 4-3 Shape of the interfacial defects.

4-3 実験装置および実験方法

ここでは、第3章に用いたと同様の引張圧縮完全両振り疲労試験機を使用した。

また、気泡分散試験片については接着層厚さ $t=0.5\text{mm}$ の場合について接着層に直接ひずみゲージを貼り付け軸方向のひずみを検出した。これより Fig. 4-4 に示すような応力-ひずみ履歴

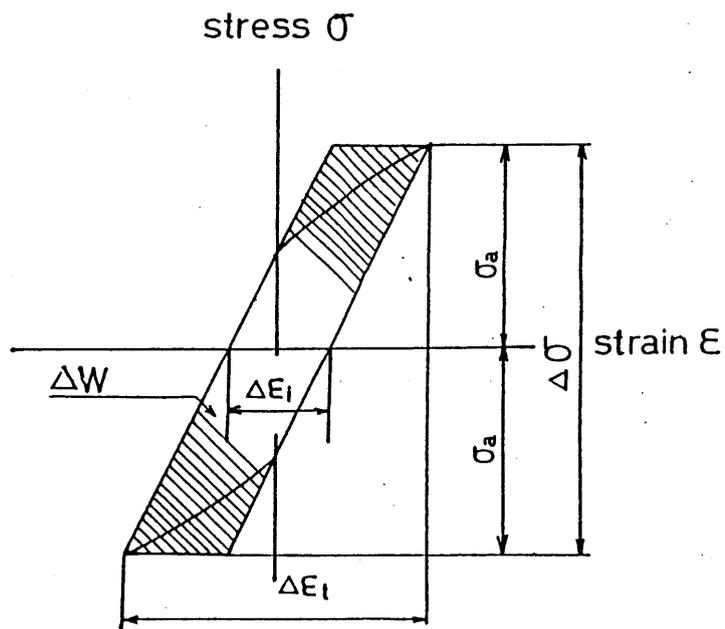


Fig. 4-4 Illustration of hysteresis loop.

曲線を求め、3章と同様に非弾性ひずみ幅 $\Delta \epsilon_i$ 、全ひずみ幅 $\Delta \epsilon_t$ 、および実際の履歴曲線を

平行四辺形で近似しその面積をもって定めた1サイクルあたりの履歴エネルギー ΔW 、さらにその破断までの積算量である累積履歴エネルギー W_f を求めた。

また、接着剤の剛性率はねじり振子型粘弾性測定装置（レスカ社）により、接着剤自体の引張強さはテンシロンUTM-3（東洋ボールンウイン社製）を使用してASTMの推奨規格（ASTM-D-980-66）に従い引張速度1mm/minの条件下で求めた。さらに本突合せ接着継手試験片の引張強度は、万能材料試験機（島津製）を用いて引張速度1mm/minの条件で測定した。

4-4 疲労強度に及ぼす分散気泡の影響

ここでは、気泡分散試験片と脱泡試験片の疲労強度を比較することにより分散気泡の疲労強度に及ぼす影響を調べるとともに、疲労過程における非弾性ひずみ挙動の面からも疲労機構について検討した。なお、接着剤としては前節に示したEpikote 828 およびVersamid 115を用いた。

4-4-1 接着剤の機械的性質および接着継手の引張強度

Table 4-1に脱泡接着剤および気泡分散接着剤の両硬化物の機械的性質を示す。同表から気泡

Table 4-1 Mechanical properties of bulk adhesives

	Density ρ (g/cm ³)	Rigidity G(MPa)	Tensile strength σ (MPa)	Elongation δ (%)
Containg no bubbles	1.06	500	14.4	2.3
Containg bubbles	0.95	424	7.2	4.8

分散硬化物の空隙率を、脱泡した硬化物と気泡分散硬化物の密度より求めると約10%となる。この値は気泡分散による剛性率の低下に近いことから、複合材に体する複合則が認められる。しかし、気泡分散による引張り強度は1/2に低下し、複合則⁴⁾が認められない。このことは気泡による応力集中効果、もしくは自由表面を内部に多くもつことから多重くびれが生じやすくなるためと推察される。

次に、突合せ接着継手試験片の引張試験結果をTable 4-2に示す。これより接着剤硬化物の引張強度と同様に、気泡分散による継手の引張強度の低下が認められる。しかし、その低下の割合はTable 4-1に示した接着剤硬化物のそれに比べて小さい。これは、被着体による変形拘束によるものと考えられる。

Table 4-2 Tensile strength of the adhesive butt joints

	Adhesive thickness $t=0.1\text{mm}$ σ (MPa)	Adhesive thickness $t=0.5\text{mm}$ σ (MPa)
Containing no bubbles	4.92	2.84
Containing bubbles	4.53	2.52

4-4-2 疲労強度特性

気泡分散試験片と脱泡試験片の疲労強度をS-N線図に示したものがFig. 4-5である。図から接着層厚さ $t=0.1\text{mm}$ および 0.5mm の場合とも低サイクル領域では気泡分散により疲労強度は低下するが、高サイクル領域において両者の疲労強度の差異は縮小し、 10^7 回時間強度では、両者はほぼ同一の値をとることが認められる。

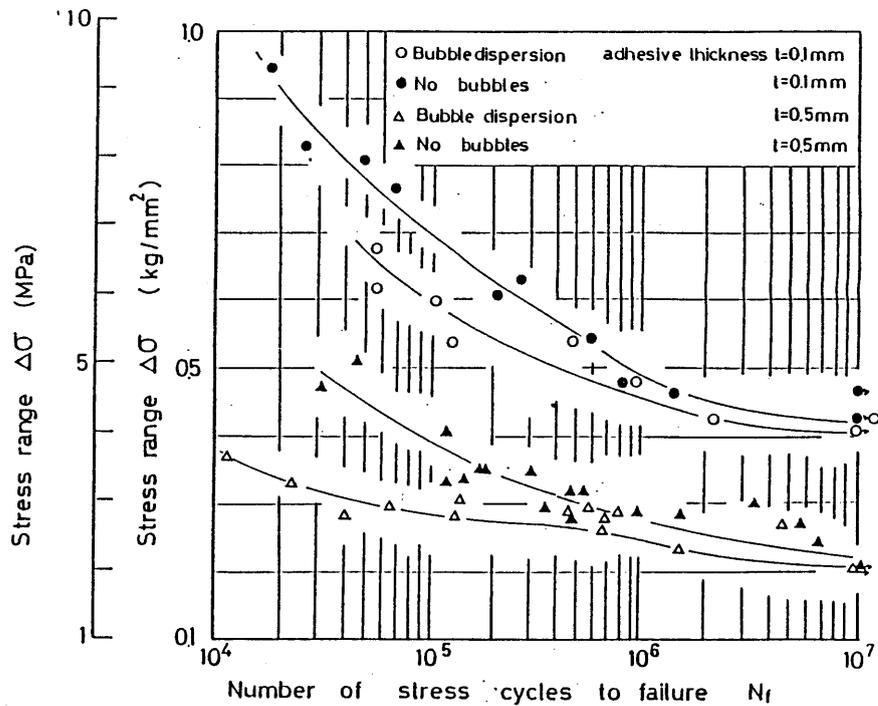
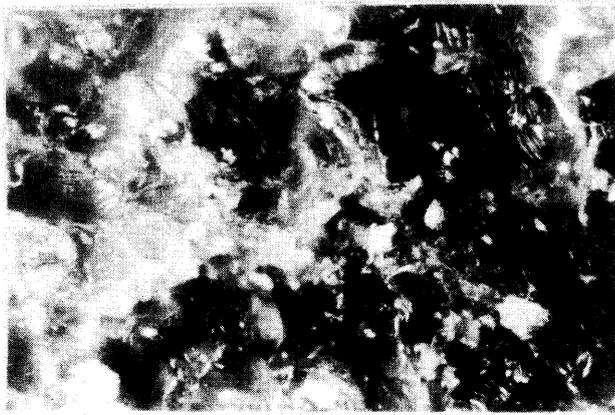


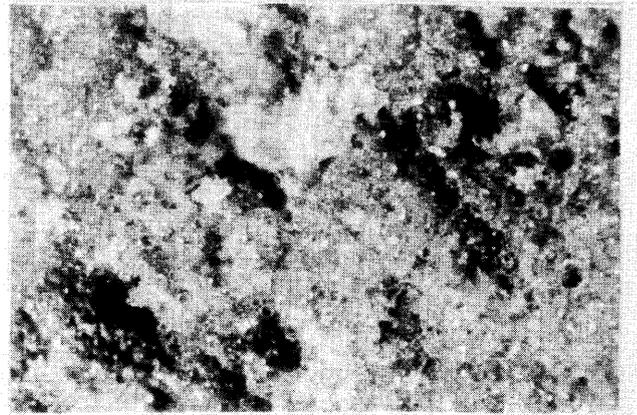
Fig. 4-5 S-N curves.

このような高サイクル側で両者の疲労強度の差異が縮小するのは、応力振幅の低いことから、疲労破壊核の生成・成長に対して接着層内に分布する気泡が抑止効果をもたらすためと推察される。

また、両試験片の疲労破面を Fig. 4-6 に示す。これより、気泡分散試験片では、破面に気泡



(a) No bubbles



(b) Bubble dispersion

Fig. 4-6 Example of fatigue fractured surface.

の分散が認められることから、気泡の合体ないしは連結により破壊するものと推察される。一方、脱泡試験片ではガラス状の破面が認められることから比較的ぜい性な破壊が生じているものと考えられる。

4-4-3 疲労過程での接着層の非弾性ひずみ挙動

ここでは、接着層厚さ 0.5mm の試験片の接着層にひずみゲージを貼り付けたときの疲労過程における全ひずみ幅および非弾性ひずみ幅の測定結果について示す。

気泡分散試験片と脱泡試験片について、全ひずみ幅 $\Delta\epsilon_t$ と非弾性ひずみ幅 $\Delta\epsilon_i$ を繰返し数 N について示したものが Fig.4-7、4-8 である。これらの図から疲労過程全域にわたって気泡分散試験片の方が脱泡試験片よりも $\Delta\epsilon_t$ 、 $\Delta\epsilon_i$ とも大きいことが観察される。このような現象は、気泡分散試験片の場合には自由表面を多くもつことにより疲労過程での全ひずみ幅と非弾性ひずみ幅が大きく現われやすく、一方、脱泡試験片ではひずみ挙動が拘束されているため現れにくいと考えられる。また、同図より両試験片ともかなりの $\Delta\epsilon_t$ 、 $\Delta\epsilon_i$ の増加を伴って破断することが認められる。

次に脱泡試験片の場合にみられるように非破断試験片については接着層に硬化現象が生じていることが観察される。このような非破断試験片の非弾性ひずみ幅の低下傾向は第3章においてもまた接着剤に共重合ナイロンを用いた場合においても確認されている⁵⁾。

ここで、両試験片の全ひずみ幅の変化挙動の差異をより明確化するため、正規化された全ひずみ幅 $\Delta\epsilon_t/\Delta\epsilon_{t0}$ の変化挙動を寿命比 N/N_f に対して整理し、Fig.4-9 に示した。なお、 N_f は破断繰返し数もしくは実験終了時の繰返し数を、 $\Delta\epsilon_{t0}$ は実験開始時の全ひずみ幅を意味する。同図から、気泡分散試験片では脱泡試験片よりもゆるやかな増加傾向を示すことが認められる。

接着層におけるひずみ幅の変化挙動は、前章でも示したように接着層内部でのボイドの成長・

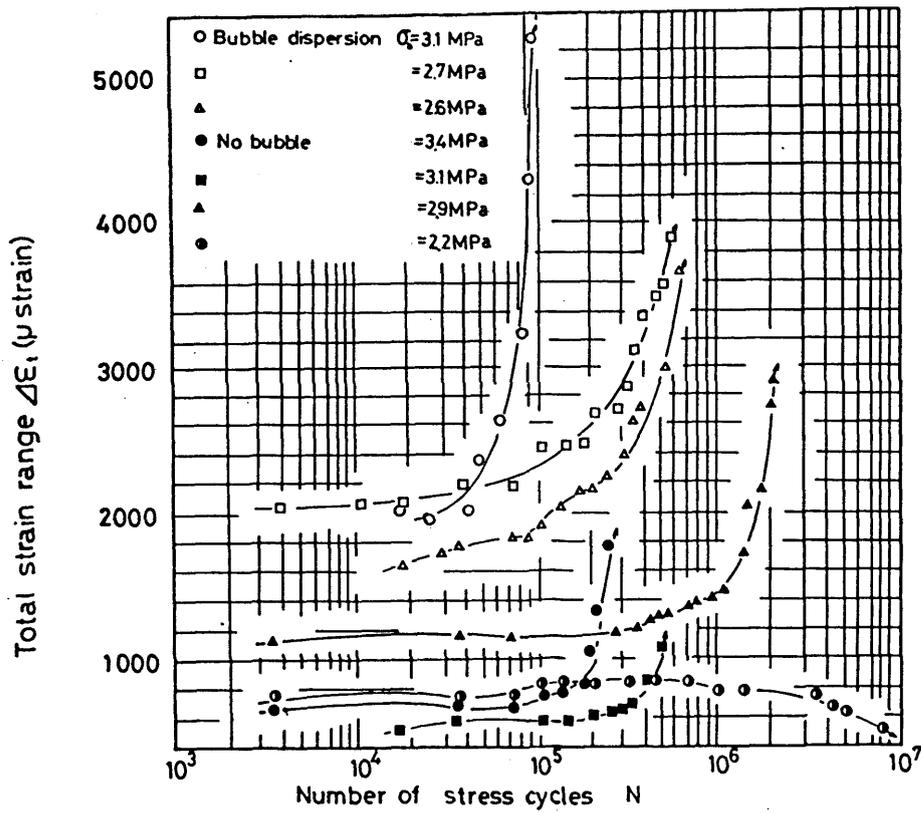


Fig. 4-7 Relation between total strain range and number of stress cycles.

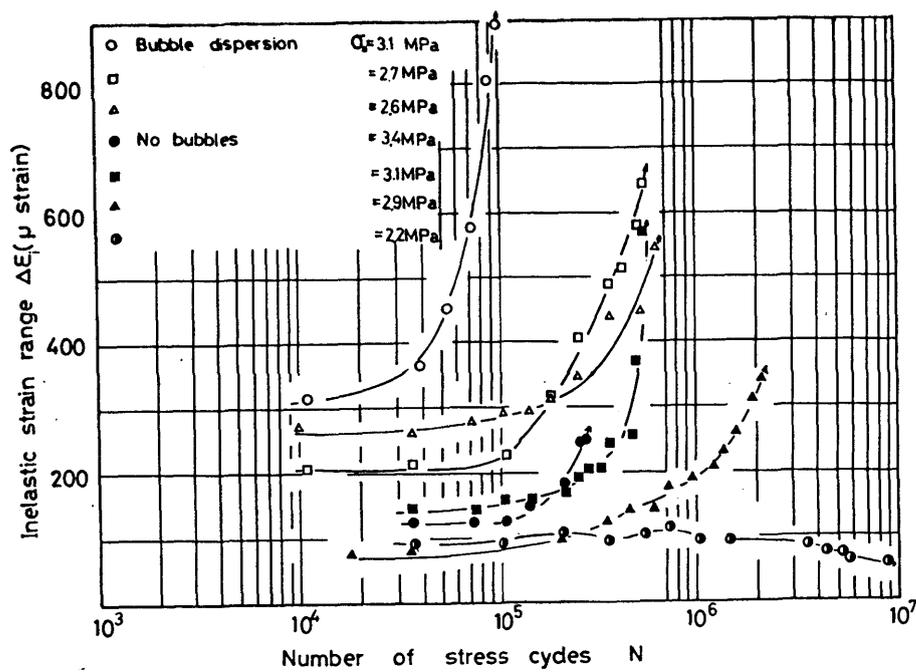


Fig. 4-8 Relation between inelastic strain range and number of stress cycles.

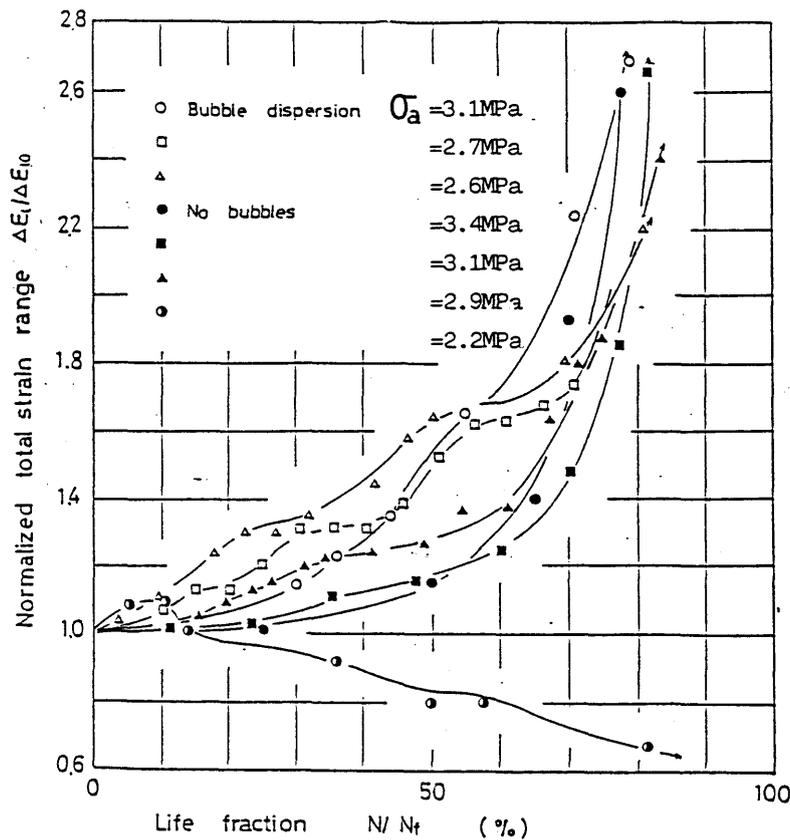


Fig. 4-9 Variation trend of normalized total strain range.

合体と密接な関係があるものと推察される。したがって、このようなひずみ幅の変化挙動は前述した分散気泡による疲労破壊核の生成・成長に対する抑制効果との関連を示唆する。

4-4-4 累積履歴エネルギーおよび平均非弾性ひずみ幅と疲労寿命の関係

前章では、衝撃ならびに正弦波荷重の疲労過程において Coffin-Manson 則の成立を確認した。ここでは、気泡分散試験片と脱泡試験片について本法則の適応性を検討する。

疲労過程における履歴エネルギー W の累積の様子および破断境界線を、気泡分散試験片と脱泡試験片について示したものが Fig. 4-10 である。図から、 $S-N$ 線図上の強度差の顕著な破断繰返し数 10^7 回以下の領域では、気泡分散試験片の方がより大きな累積履歴エネルギーを要して破断していることが観察される。さらに、Fig. 4-11 に疲労過程での $\Delta\epsilon_i$ を累積加算し、破断繰返し数 N_f で除して得られた平均非弾性ひずみ幅 $\Delta\epsilon_{i\text{mean}}$ および同様の方法で求めた平均履歴エネルギー W_{mean} と破断繰返し数 N_f の関係を示す。同図から、気泡分散試験片の方が脱泡試験片に比べ、特に低サイクル領域において破断に必要な平均非弾性ひずみ幅および平均履歴エネルギーともに大きいことが認められる。

先に述べたように、同じ接着剤を用いた場合には接着継手の疲労寿命は正弦波荷重や衝撃荷重といった荷重形態の差異によらず W_{mean} ないしは $\Delta\epsilon_{i\text{mean}}$ により評価できることを示した。しかし、気泡の混入といった接着剤の状態の異なる場合には Coffin-Manson 則は適応できないことが明らかになった。

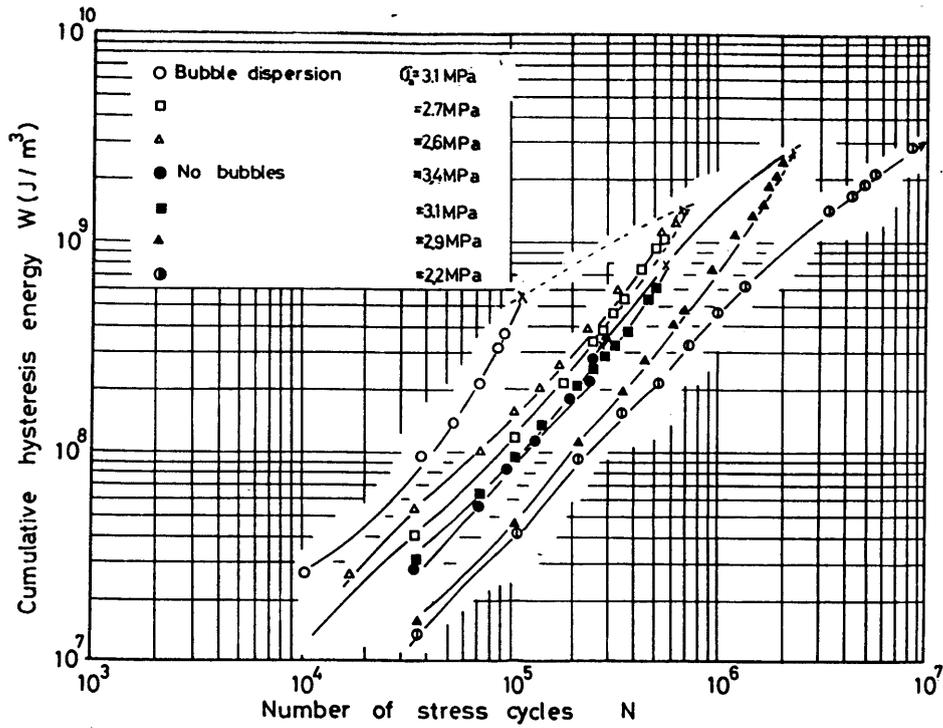


Fig. 4-10 Relation between cumulative hysteresis energy and the number of stress cycles.

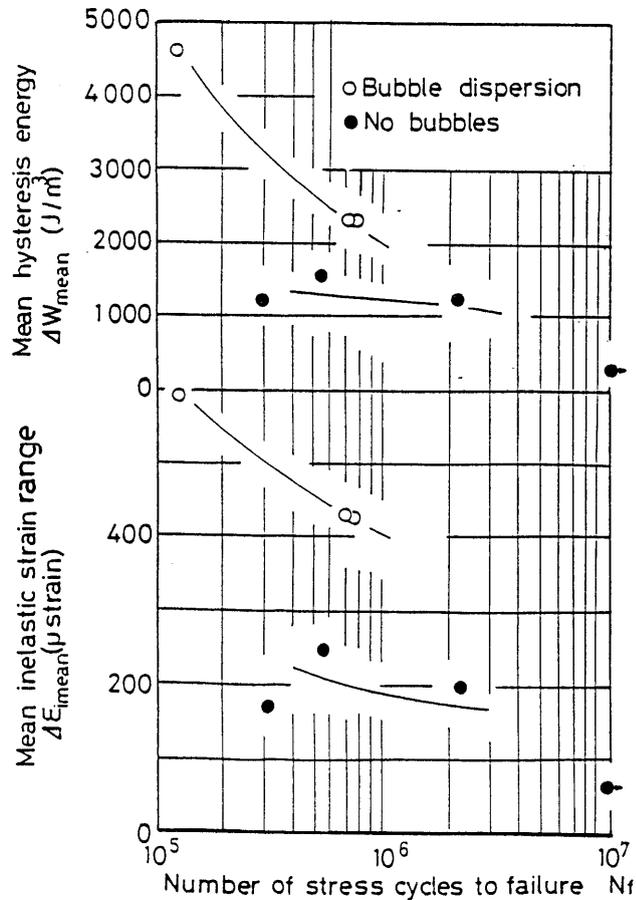


Fig. 4-11 Plot of inelastic strain range and hysteresis vs. number of stress cycles.

4-5 疲労強度に及ぼす界面欠陥の影響

次に、未接着部の形状が疲労強度に及ぼす影響について、表面に露出する未接着部をもつ突合せ接着継手試験片と欠陥のないその疲労強度を比較から検討した。なお、接着剤としては主剤に Epikote 828、硬化剤に Versamid 125 を使用した。

4-5-1 未接着欠陥部の口幅が静的強度に及ぼす影響

本節では未接着部の口幅が静的引張強度に及ぼす影響について検討した。ここでは欠陥深さ l が等しく、欠陥口幅 $2r$ が 3mm、5mm の場合について引張試験を行った。その結果を Table 4-3 示す。表に示した公称引張強度 σ_a は破断荷重を欠陥部も含めた公称接着面積で除したものであり、実引張強度 σ_r は破断荷重を欠陥部の面積をさし引いた実接着面積で除したものである。同表から、欠陥口幅の増加による実引張強度の低下が認められる。

4-5-2 未接着欠陥形状の疲労強度に及ぼす影響

1) 欠陥口幅 $2r=3\text{mm}$ の場合

欠陥口幅 $2r=3\text{mm}$ の欠陥をもつ試験片を用いて、欠陥深さ l をパラメータとして引張圧縮完全両振り疲労試験の結果を S-N 線図上に示したのが Fig. 4-12、4-13 である。両図において縦軸にとられたみかけの応力振幅 σ_{aa} と実応力振幅 σ_{ar} の決め方は、前節の公称引張強度ならびに実引張強度の決め方と同様である。みかけの応力振幅により整理した Fig. 4-12 から、みかけの疲労強度は欠陥深さ l の増加、すなわち実接着面積の減少に伴い低下することが認められ、このような低下傾向は低繰返し数領域において顕著である。しかし、繰返し数が 10^7 回以上では、無欠陥の試験片および 2 種類の欠陥をもつ試験片の疲労強度の差異は縮小する傾向がみられる。こうした傾向は、実応力振幅で整理した Fig. 4-13 ではより明確化される。すなわち、欠陥の有無による疲労強度の差異は $N_f < 10^6$ 回で認められ、それ以上の繰返し数領域では両者の疲労強度はほぼ一致する。

Table 4-3 Tensile strength of the adhesive butt joint

	Apparent tensile strength σ_a (MPa)	Real tensile strength σ_r (MPa)
No defect	28.1	
Defect sizes $r=1.5\text{mm}$ $l=4.5\text{mm}$	21.1	22.2
Defect sizes $r=2.5\text{mm}$ $l=4.5\text{mm}$	16.4	17.7

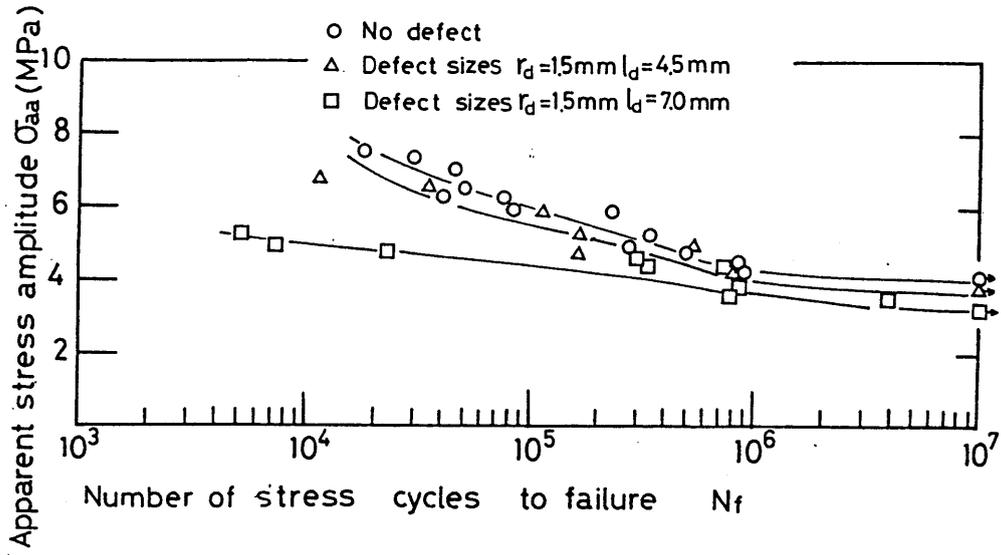


Fig. 4-12 Effect of defect depth on apparent fatigue strength ($2r=3\text{mm}$).

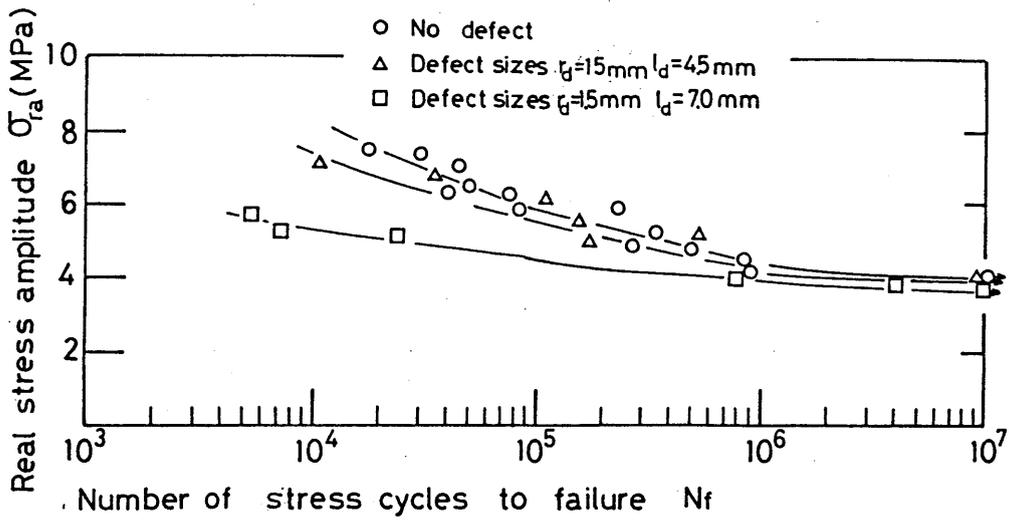
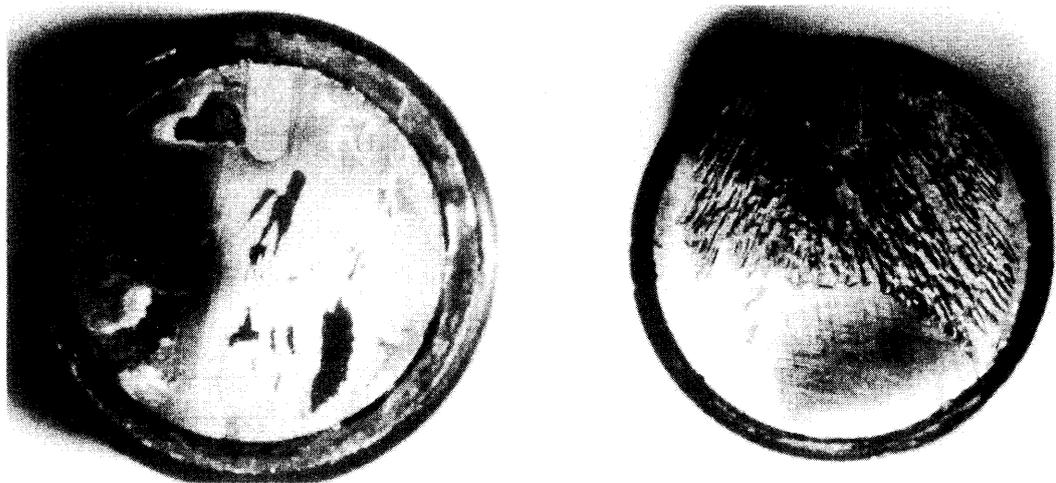


Fig. 4-13 Effect of defect depth on real fatigue strength ($2r=3\text{mm}$).



(a) $N_f = 1.80 \times 10^6$ cycles

(b) $N_f = 3.83 \times 10^3$ cycles

Fig. 4-14 Fracture surfaces of the adhesive bonded specimen.

次に、Fig. 4-14(a)、(b)に $2r = 3\text{mm}$ 、 $l = 7\text{mm}$ の欠陥をもつ接着継手試験片の疲労破面を示す。図中(b)は低寿命領域での疲労破面であり、(a)は比較的高寿命領域での破面である。図から、(b)の場合には欠陥部より破壊の進行した様子がみられるが、(a)の場合には破壊開始箇所は特定できない。すなわち、応力振幅の大きい低寿命で破断する際には、本界面欠陥が破壊の起点となり、疲労強度低下の要因となる。しかし、応力振幅の小さい高寿命で破断する際には、本欠陥は破壊の起点とはならない。そのため高寿命の場合の疲労強度は本欠陥の影響をうけにくいものと推察される。

2) 欠陥口幅 $2r = 5\text{mm}$ の場合

$2r = 5\text{mm}$ の欠陥をもつ試験片の疲労試験結果を、前項と同様に欠陥深さ l をパラメータとして Fig. 4-15、4-16 に示す。 $2r = 5\text{mm}$ の欠陥をもつ試験片の場合には、未接着部の公称接着面積に対する比が、 $l = 4.5\text{mm}$ に対して約 4%、 $l = 7\text{mm}$ に対して約 6% とかなり大きくなる。したがって、みかけの応力振幅 σ_{aa} で整理した Fig. 4-15 に示されたように、無欠陥の試験片および 2 種類の欠陥をもつ試験片の S-N 曲線は、実験繰返し数全域で明白な強度差が見られる。また、実応力振幅により整理した Fig. 4-16 においても、Fig. 4-13 に示した $2r = 3\text{mm}$ の欠陥をもつ試験片と比べて欠陥深さの影響をより鋭敏に受けることが認められる。すなわち、 $2r = 5\text{mm}$ の欠陥をもつ試験片では、 $l = 4.5\text{mm}$ のときには $N_f > 10^6$ 回の範囲で無欠陥の試験片の疲労強度と一致するが、 $l = 7\text{mm}$ のときには 10^7 回時間強度で無欠陥の試験片のそれより約 1 MPa 程度の強度低下を示している。したがって、 $2r = 5\text{mm}$ で $l = 7\text{mm}$ の欠陥をもつ試験片で

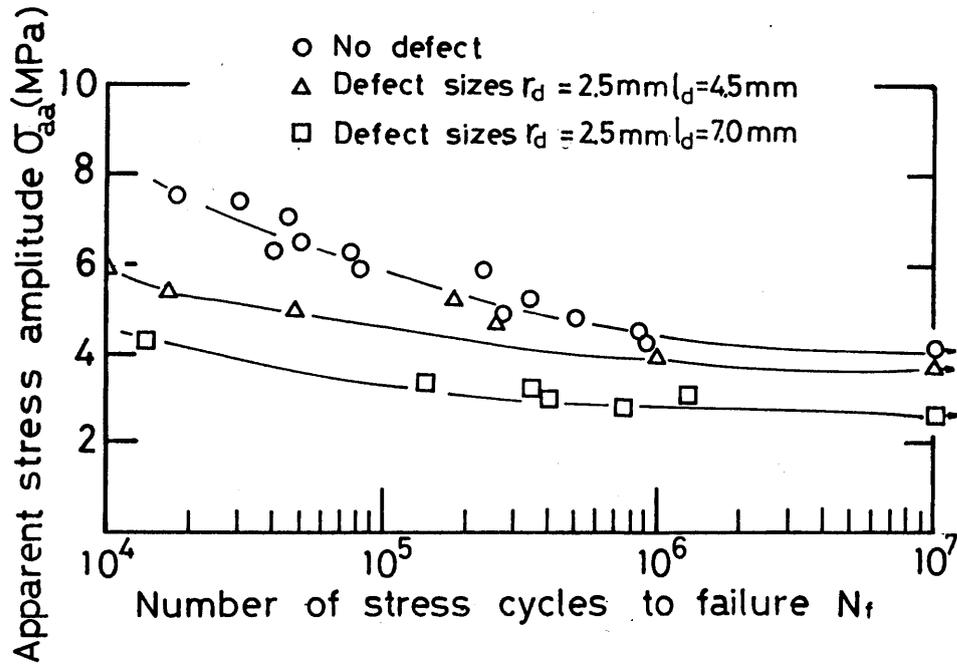


Fig. 4-15 Effect of defect depth on apparent fatigue strength ($2r=5\text{mm}$).

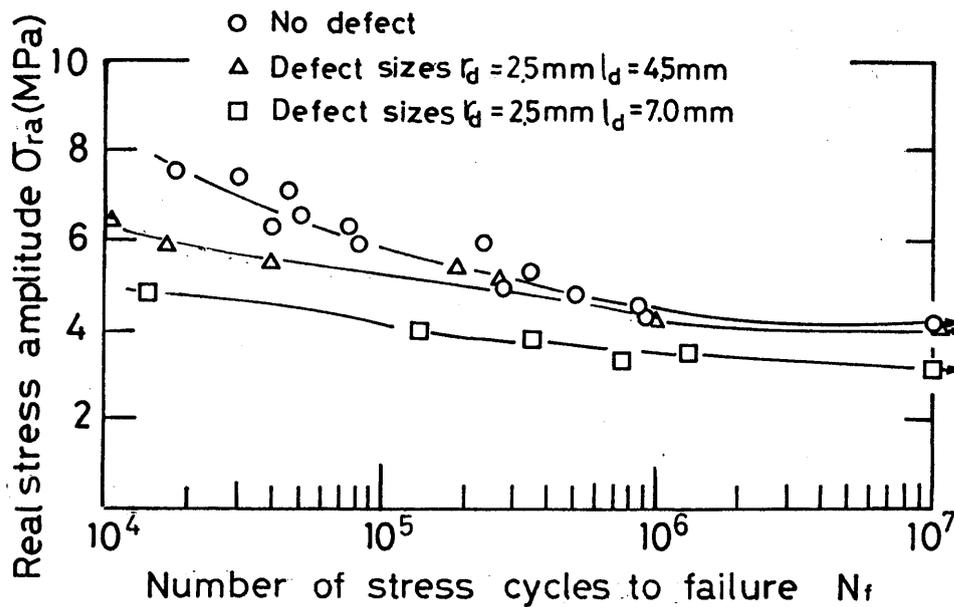


Fig. 4-16 Effect of defect depth on real fatigue strength ($2r=5\text{mm}$).

は、高寿命で破断する場合においても、接着欠陥が他の微視的接着欠陥よりも優先的に破壊核としての役割を果たしているものと考えられる。

4-5-3 欠陥口幅の疲労強度に及ぼす効果

前2項では欠陥口幅 $2r=3\text{mm}$ および 5mm の欠陥をもつ試験片について、欠陥深さ l をパラ

メータとして、それぞれのS-N特性を示した。ここでは、時間強度に着目して欠陥口幅 $2r$ の効果を検討する。

Fig. 4-17に欠陥口幅 $2r=3\text{mm}$ および 5mm の試験片について、欠陥深さ l と時間強度の関

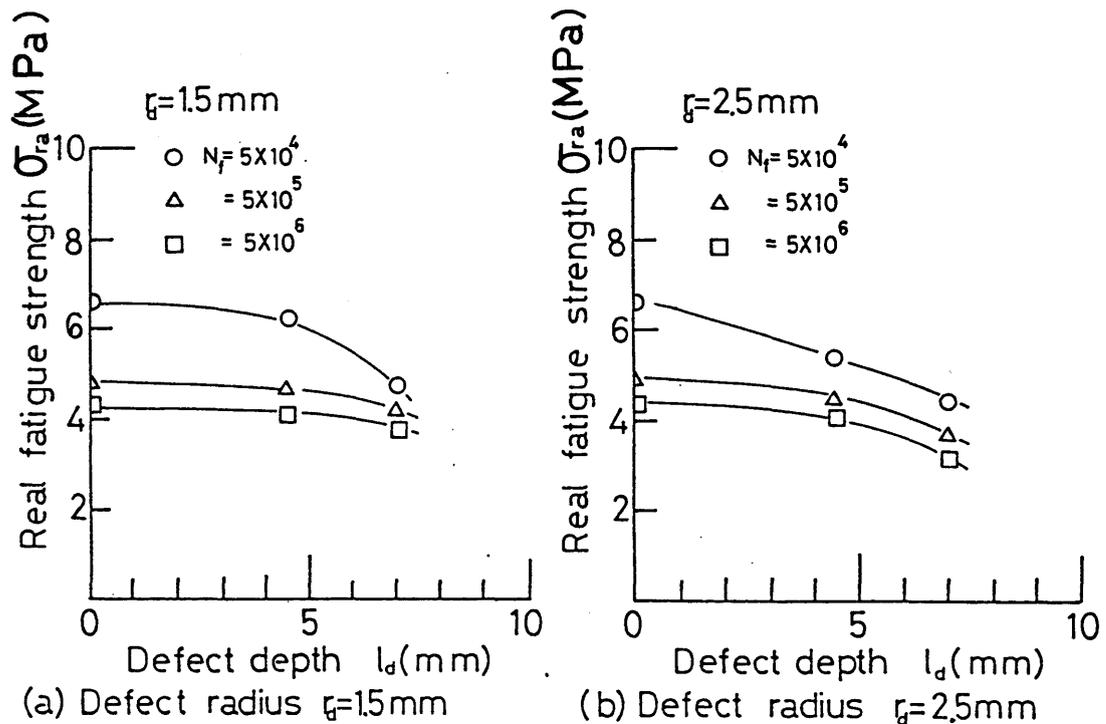


Fig. 4-17 Defect depth vs. real fatigue strength.

係を破断繰返し数をパラメータとして示す。 $2r=3\text{mm}$ の場合について示したFig. 4-17(a)より $N_f > 5 \times 10^5$ 回では無欠陥の試験片と $l=4.5\text{mm}$ および 7mm の欠陥をもつ試験片の疲労強度に差異は認められないが、 $N_f = 5 \times 10^4$ 回程度になると欠陥深さの増加に伴い疲労強度の顕著な低下が認められる。このような欠陥口幅 $2r$ が比較的小さい場合には、欠陥深さ l の大きいところで特に低寿命領域における疲労強度の低下が認められる。一方、 $2r=5\text{mm}$ の場合についてはFig. 4-17(b)に見られるように、 $2r=3\text{mm}$ の場合と比較して全ての時間強度について欠陥深さの影響が観察される。

以上の結果から、接着界面欠陥は特に低寿命領域の疲労強度の低下をもたらすこと、さらに欠陥口幅の大きさは疲労強度低下のみならず欠陥深さの効果をも敏感に受けることが確かめられた。

4-6 総括

エポキシ-ポリアミド系接着剤より成る突合せ接着継手試験片を用いて、代表的接着欠陥である接着層内の分散気泡ならびに接着界面における未接着部の疲労強度に及ぼす影響について検討を行った。得られた主な結論は次のとおりである。

(1) 分散気泡の疲労強度に及ぼす影響

- 1) 疲労試験に先だって、気泡分散試験片ならびに脱泡試験片の静的引張試験を行った結果、脱泡試験片の方が気泡分散試験片より引張強度が大であることを確認した。
- 2) 脱泡ならびに気泡分散試験片の疲労強度を比較すると、低繰返し数領域では静的強度に対応して気泡分散試験片の方が疲労強度は低い。しかし、高繰返し数領域では両者の疲労強度の差が縮小し、 10^7 回時間強度はほぼ一致することを見出した。
- 3) 脱泡ならびに気泡分散試験片の疲労挙動の差異を疲労過程における全ひずみ幅および非弾性ひずみ幅の変化挙動より検討した。その結果 $\Delta\varepsilon_t$ 、 $\Delta\varepsilon_i$ ともに破断に至る場合は増加し、その値は気泡分散試験片の方が脱泡気泡分散試験片より大きいことを見出した。また、 10^7 回で未破断の場合には疲労硬化現象を示すことを確認した。さらに $\Delta\varepsilon_t$ の増加傾向は両試験片における初期値 $\Delta\varepsilon_{t_0}$ で正規化すれば、気泡分散試験片の方がゆるやかな増加傾向を示すことを確認した。
- 4) 平均累積履歴エネルギーと平均非弾性ひずみ幅について、疲労寿命との関係を求めた。その結果、脱泡ならびに気泡分散試験片を比較すると気泡分散試験片の方がより大きな平均非弾性ひずみ幅および平均累積履歴エネルギーを要して破断していることが認められる。このことから、本実験に用いた状態の異なる2種類の接着試験片については、Coffin-Manson則が統一的破壊規準として使用し得ないことを認めた。

(2) 界面欠陥の疲労強度に及ぼす影響

- 1) 疲労試験に先立って、未接着部をもつ試験片の静的引張試験を行った。その結果、本接着欠陥により実引張強度が低下することを確認した。
- 2) 欠陥口幅 $2r=3\text{mm}$ の試験片の場合、疲労強度差は 10^6 回以前においてのみ認められ、 10^6 回時間強度での差は無視しうる。また、破面観察の結果、低寿命の試験片は欠陥部付近の接着層より破壊が進行しているが、長寿命のそれは欠陥にさほど影響されない破面形態を呈した。このことは 10^6 回時間強度で無欠陥の試験片との疲労強度に差異がないことと対応している。
- 3) 欠陥口幅 $2r=5\text{mm}$ の試験片において、特に欠陥深さ $l=7\text{mm}$ の場合には、全繰返し数領域で疲労強度低下が認められた。
- 4) 疲労強度に及ぼす欠陥口幅 $2r$ と欠陥深さ l の相乗効果を考察すると、欠陥口幅の大きさは疲労強度低下の要因となるだけでなく、欠陥深さの効果も敏感に受けることが明らかになった。これらの結果より、本実験で用いた気泡分散欠陥および界面における未接着欠陥ともに、特に低寿命領域の疲労強度低下をもたらし、寿命の増加とともにその影響が小さくなることが認められた。

参 考 文 献

- 1) Adam, T., T.R.G. Evans and Puckham: J. of Adhesion, **10**, 279 (1980)
- 2) 池上皓三, 神谷公二: 日本接着協会誌, **18**, 60 (1982)
- 3) Tsuey, T.W., F.W. Ryam and H. Schowhorn: J. of Appl. Polym. Sci., **16**, 1901 (1972)
- 4) 例ば、複合材料技術集成編集委員会編: "複合材料技術集成" (1976) 産業技術センター
- 5) 中山英明, 兔沢健三, 平野明彦, 大久保修: 日本接着協会誌, **15**, 4 (1975)

第5章 重ね合せ接着継手の 衝撃疲労特性

5-1 緒言

第3、4章では、比較的均一な応力分布の得られる突合せ接着継手を用いて、接着層のひずみ幅の変化挙動や接着欠陥の影響など、接着継手の基礎的な疲労挙動について検討を行った。しかるに、接着継手として最も多用されているのは第1章でも述べたように重ね合せ接着継手である。そのため、本継手設計に際しては疲労強度特性の明確化が求められている。そこで本章以後、重ね合せ接着継手の疲労強度特性について述べる。

本章では、重ね合せ接着継手設計時の基礎となる重ね合せ長さ^{1),2)}と疲労強度の関係について、衝撃ならびに正弦波荷重下において検討を行った。その結果、特に重ね合せ長さの衝撃疲労強度に及ぼす影響が、正弦波荷重下での疲労強度特性とは異なることが認められた。

5-2 接着継手試験片および接着条件

接着剤としては前章と同様、主剤にエポキシ樹脂 (Epikote 828)、硬化剤にはポリアミド樹脂 (Versamid 115) を、被着体材料としては厚さ 3mm、長さ 100mm の冷間圧延鋼板を用いた。重ね合せ接着継手の形状・寸法は Fig. 5-1 に示すとおりである。

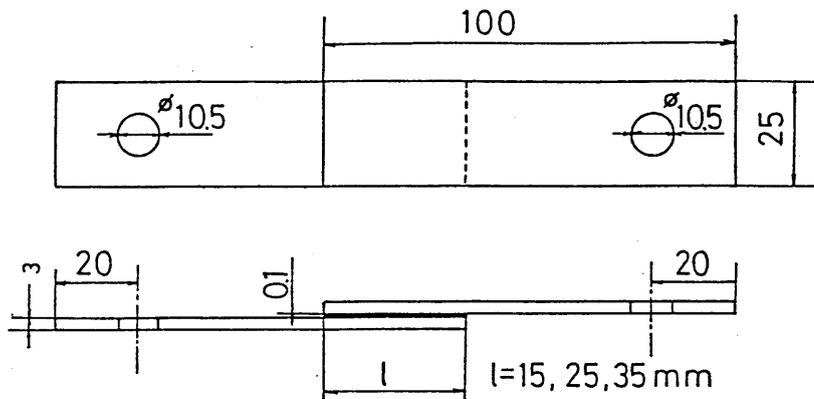


Fig. 5-1 Shape and sizes of the adhesive lap joint specimen.

次いで、重ね合せ接着継手の作製条件を示す。主剤と硬化剤の混合比は重量比で 6 : 4 とし、混合に際しては気泡の混入を防ぐため 10 mmHg の減圧下で行った。また、被着体試験片は表面をコランダムペーパー No. 320 #mesh により乾式研磨したのち接着に供した。この際、被着体の表面粗さは最大高さ R_{max} で約 $2.4 \mu\text{m}$ であった。なお、硬化条件は 110°C に 3 時間保持後、

炉冷とし室温に24時間放置後、疲労試験および引張試験に供した。また、接着層厚さは両接着面間に直径0.1mmのガラスビーズを数個挿入することにより0.1mmに設定した。

5-3 実験装置および実験方法

ここで使用した衝撃疲労試験機は、第3章で示した突合せ接着継手用の衝撃疲労試験機のチャック部を重ね合せ接着継手用に改造したものである。

また、正弦波荷重下での疲労試験には、Fig. 5-2に機構図を示す電気油圧サーボ型試験装置

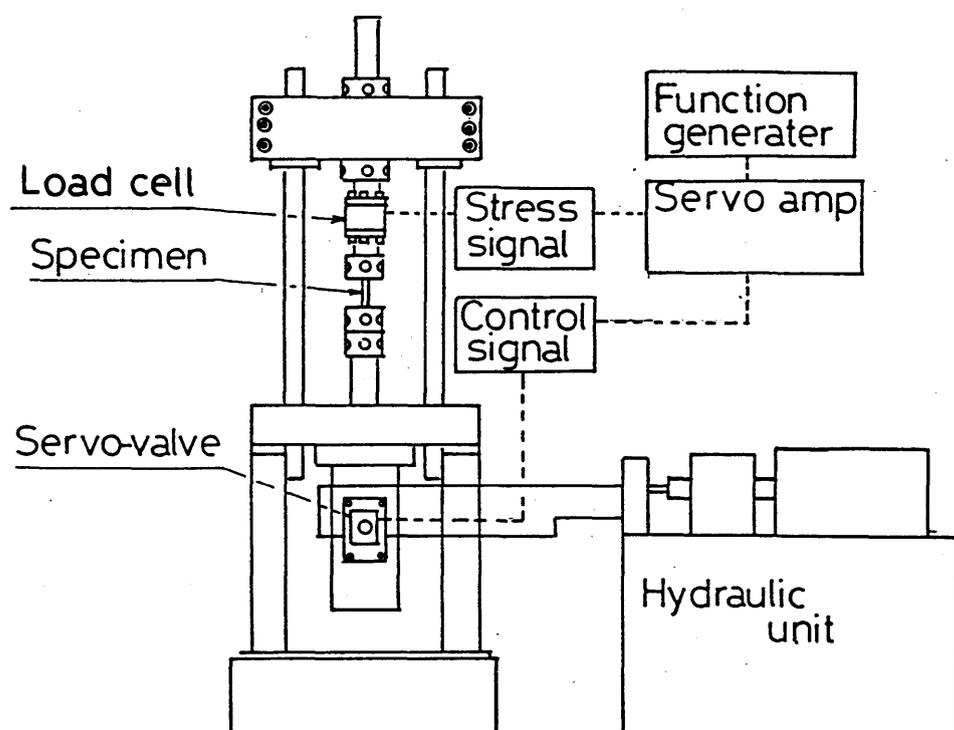


Fig. 5-2 Principle of the hydraulic fatigue testing machine.

を用いた。これは、ロードセルより検出される荷重信号をコントロールユニットにフィードバックして閉ループを構成し、信号発生器から出た基準電圧信号とフィードバック信号の差が零となるように制御するものである。この制御信号によりサーボバルブを用いてアクチュエータに送られる圧力油の流量を調整し、所定の荷重を試験片に負荷するようになっている。なお、試験機の最大荷重は30kNであり、疲労試験に際しては応力比 $R=0.1$ 、荷重繰返し数 $f=30\text{Hz}$ の条件で行った。

5-4 重ね合せ接着継手のせん断強度特性

疲労強度特性について述べる前に、重ね合わせ接着継手のせん断強度 τ_b および破断荷重 F_b

と重ね合せ長さ l の関係を Fig.5-3 に示す。図より、重ね合せ長さ l の増加に伴い破断荷

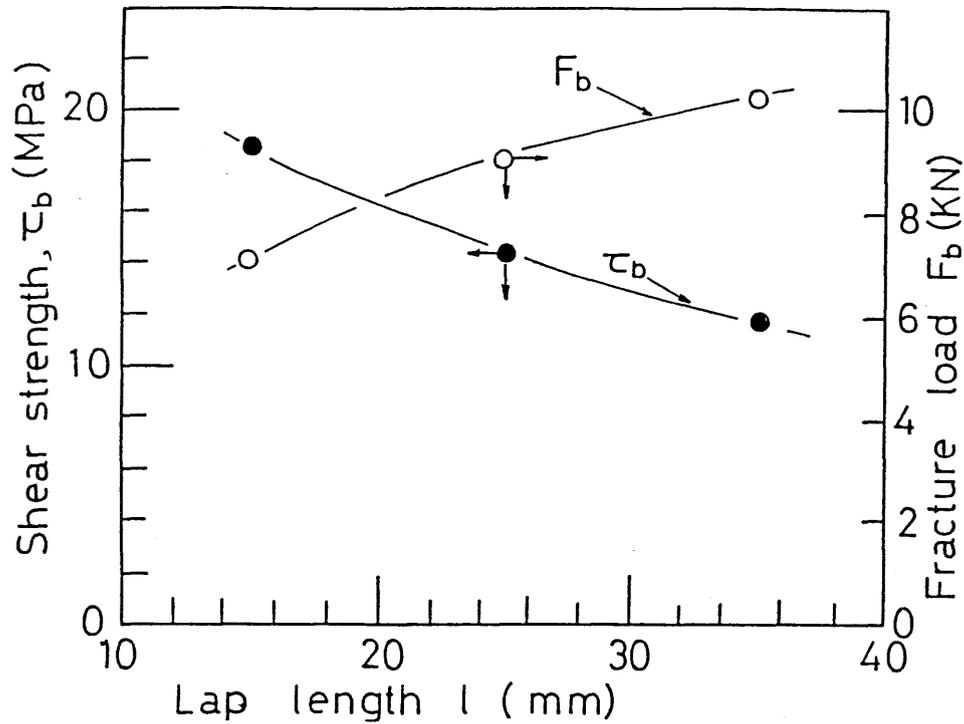


Fig. 5-3 Fracture stress, τ_b and fracture load F_b as a function of over-lap length.

重 F_b は増加するが、せん断強度 τ_b の低下が認められる。また、前章で示したように同一の接着剤からなる突合せ接着継手の引張強度 σ_b は 49 MPa であり、重ね合せ接着継手の 2 倍以上となっている。このようなラップ長さの増加に伴うせん断強度 τ_b の低下ならびに引張強度 σ_b がせん断強度 τ_b を上回るといった強度特性は、第 1 章でも示したように、接着継手に特有の現象であり、重ね合せ端部の応力集中係数の変化によるものとされている³⁾。

ここでは、本実験に使用した 3 種類の重ね合せ長さの接着継手の応力集中係数 α を Goland⁴⁾ らによる E_q (5-1) から導出し、その結果を Fig.5-4 に示す。

$$\alpha = \frac{1}{4} (1 + 3K_b) \sqrt{2D} \coth \sqrt{2D} + \frac{3(1 - K_b)}{K_b} \quad (5-1)$$

$$D = G_a \ell^2 / E_s t_s t_a$$

ここで、 G_a は接着層のせん断弾性係数 500 MPa、 ℓ は重ね合せ長さ (mm)、 E_s は被着体 (鋼) のヤング率 210 GPa、 t_a は接着層の厚さ 0.1 mm、 t_s は被着体の厚さ 3 mm、 K_b は曲げモーメント係数である。

Fig.5-4 より重ね合せ長さ l の増加に伴う応力集中係数 α の増加が認められる。なお、比較に用いた突合せ接着継手のように接着層厚さが 0.1 mm と小さく、アスペクト比 (半径 / 接着層厚さ) が 130 と大なる場合の突合せ接着継手の応力集中係数は 1 にきわめて近いことが

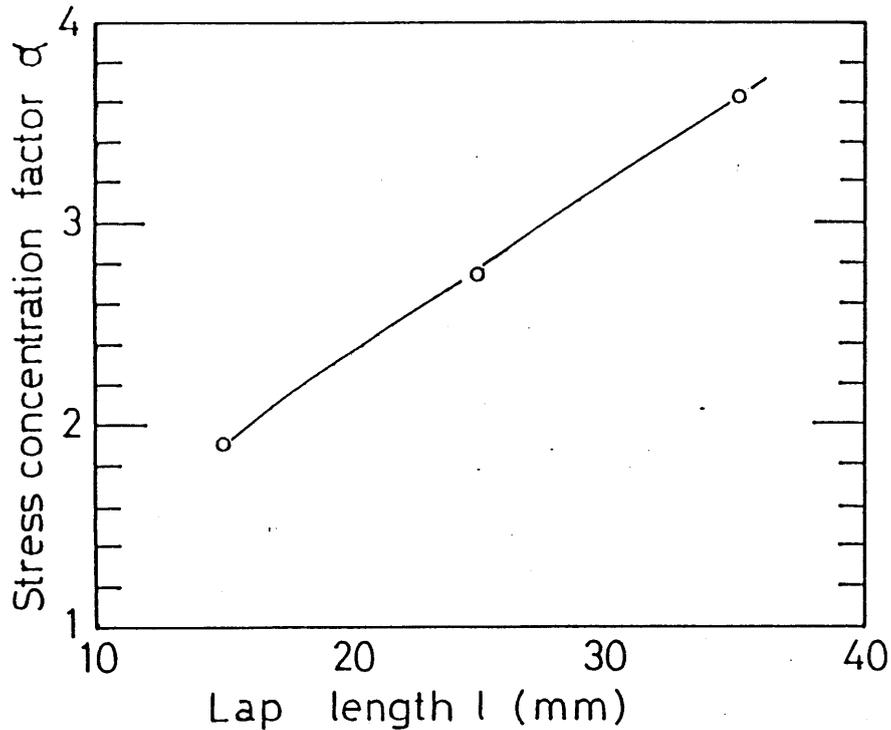


Fig. 5-4 Stress concentration factor α vs. over-lap length l .

知られている⁵⁾。このことから、本実験で用いた接着継手の静的強度特性は応力集中の影響を大きく受けることが認められた。

5-5 重ね合せ接着継手の疲労強度特性

Fig.5-5 に重ね合せ長さ l を 15、25 および 35 mm とした場合の重ね合せ接着継手の正弦波荷重下における引張-引張疲労試験（応力比 $R = 0.1$ ）の結果を示す。なお、図中には比較のため前章の突合せ接着継手による引張圧縮疲労試験（応力比 $R = -1.0$ ）の結果を併せて示している。また破線は次節に述べる疲労強度推定式による推定線である。図より、重ね合せ接着継手の疲労強度をみると、せん断強度と同様に重ね合せ長さの増加につれて疲労強度の低下が、特に低繰返し数領域で顕著に認められる。さらに、破断繰返し数 N_f の増加に伴い、疲労強度低下の割合は減少する。

次に、負荷形式および応力比は異なるが、最大応力で突合せ接着継手の疲労試験結果と比較した。同図から、低繰返し数領域においては $l = 15$ mm の重ね合せ接着継手の疲労強度より低い値を示すものの、 10^7 時間強度においては重ね合せ接着継手の 2 倍近い強度を示していることが認められる。

Fig.5-6 は重ね合せ接着継手の衝撃荷重下での $S-N$ 関係を示している。図から、重ね合せ長さの増加に伴う疲労強度の低下は、Fig.5-6 の正弦波荷重下の場合とほぼ同じ傾向を示している。また、突合せ接着継手との強度差は全繰返し数領域において 2 倍近い差があること

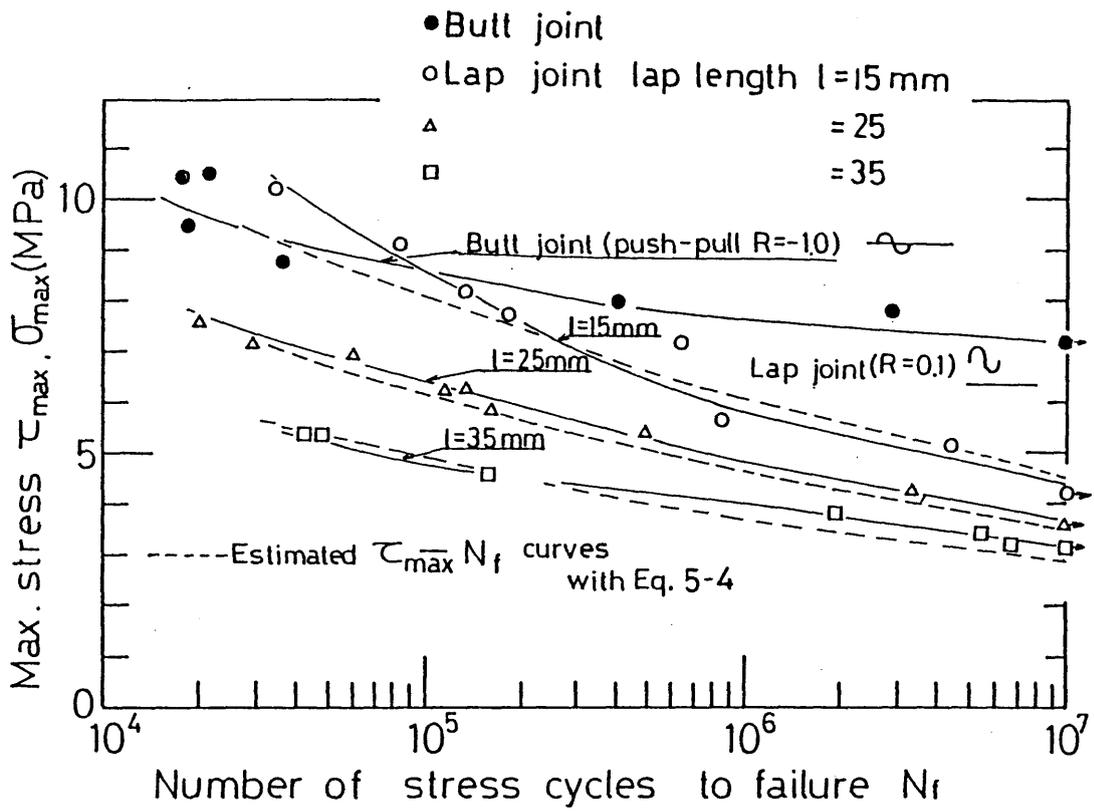


Fig. 5-5 S-N curves for lap and butt joint specimen in non-impact fatigue.

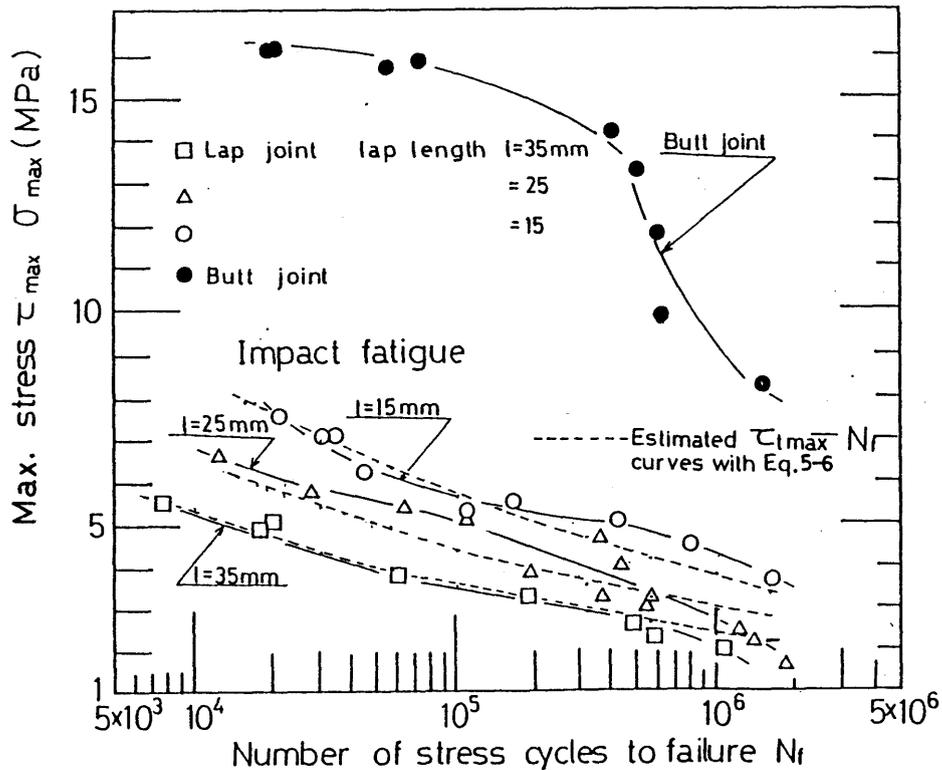


Fig. 5-6 S-N curves for lap and butt joint specimen in impact fatigue.

が認められる。しかし、S-N曲線の形態を正弦波荷重下のそれと比較すると、次に示す特徴的な相違点が認められる。すなわち、衝撃荷重下でのS-N曲線の勾配は特に高繰返し数領域において正弦波荷重下の場合に比べて大きく、さらに本実験の範囲では耐久限度に至る様子を示さない。なお、このような高繰返し数領域における顕著な衝撃疲労強度の低下傾向は、第3章において接着系の異なる2種類の突合せ接着継手についても確認している。このように、上述の衝撃疲労強度に特有の傾向は、重ね合せおよび突合せといった接着継手様式によらないことから、衝撃疲労に特有な傾向と考えられる。

次に、重ね合せ接着継手の静的破断面および正弦波と衝撃荷重下での疲労破面の巨視的様子を観察した。それらの代表的破断面をFig.5-7に示す。同図(a)、(b)より正弦波荷重下の低繰返し数領域における疲労破面は、せん断試験における破面と同様、破面全体に界面破壊と凝集破壊が混在した起伏に富む破面形態を呈している。また、破断繰返し数の増加に伴い比較的平滑な界面破壊を占める割合の増加が観察される。一方、同図(c)に示す衝撃疲労破面を正弦波荷重下のそれと比較すると、低繰返し数領域においても比較的平滑な界面破壊のしめる割合が多く、正弦波荷重下での破面形態との差異は明らかである。

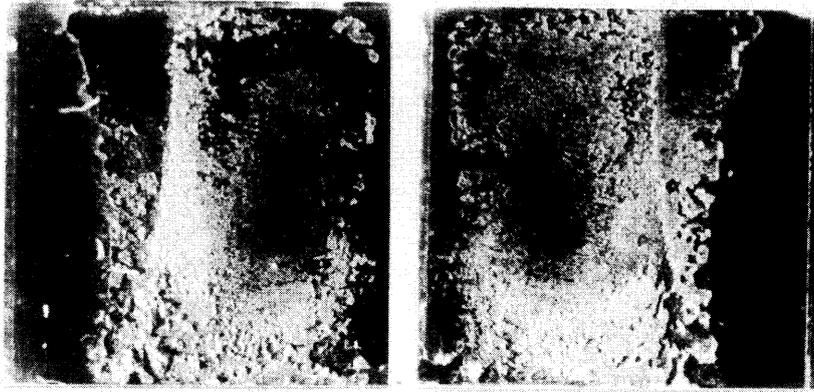
5-6 継手疲労強度に及ぼす重ね合せ長さの影響

継手の疲労強度に及ぼす重ね合せ長さの影響を調べるため、Fig.5-5、5-6の縦軸を単位重ね合わせ幅あたりの最大荷重 F_{max} (KN/m)で再整理したものをFig.5-8、5-9に示す。5-5節の最大応力に基づいた疲労強度の評価と区別して、 F_{max} に基づいた疲労強度をここでは継手疲労強度と仮称する。

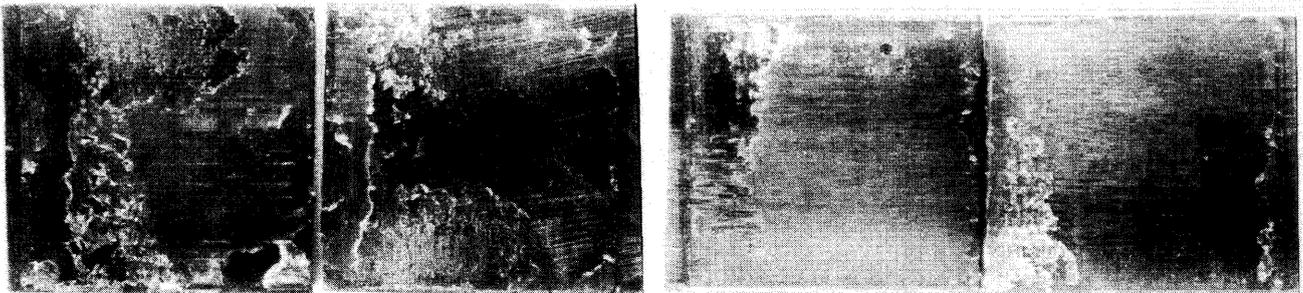
Fig.5-8は正弦波荷重下での継手疲労強度に及ぼす重ね合せ長さの影響を示している。同図から、重ね合せ長さの増加に伴い、全破断繰返し数領域で継手疲労強度の増加が認められる。しかし、重ね合せ長さの継手疲労強度への寄与は、重ね合せ長さが増加するにつれて減少する。

一方、衝撃荷重下ではFig.5-9に見られるように、低繰返し数領域においては重ね合せ長さの増加による継手疲労強度の増大が認められる。しかし、重ね合せ長さの大なるほど $F_{max}-N_f$ 線図上での破断繰返し数の増加に伴う継手疲労強度の低下が著しくなり、 $N_f > 10^6$ 回の高繰返し数側では重ね合せ長さを大きくとることによる継手疲労強度の向上はごくわずかである。さらに、 $N_f > 10^6$ 回の領域では衝撃疲労強度が正弦波荷重下の疲労強度を下回ることが認められる。

次に、疲労強度ならびにせん断強度に及ぼす重ね合せ長さの影響を評価するため、それぞれの重ね合せ長さについて衝撃および正弦波荷重下の疲労強度をせん断強度で除して再整理したものをFig.5-10(a)、(b)に示す。正弦波荷重下での結果を示すFig.5-10(a)から、 $\tau_{max}/\tau_b - N_f$ 関係は重ね合わせ長さに依存せずEq.(5-2)で示す実験式により近似できる。また、Fig.



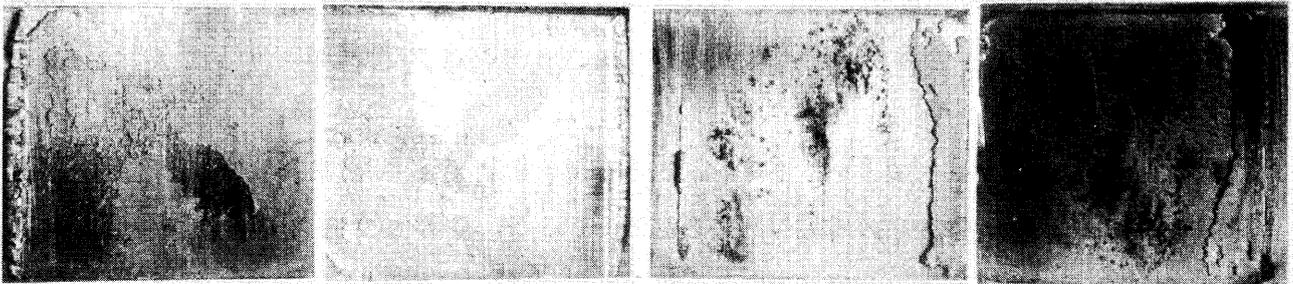
(a) Static shear



$N_f = 3.76 \times 10^4$

$N_f = 2.99 \times 10^6$

(b) Non-impact fatigue



$N_f = 8.78 \times 10^4$

$N_f = 1.11 \times 10^6$

(c) Impact fatigue

Fig. 5-7 Macroscopical views of fracture surfaces of adhesive lap joint specimen.

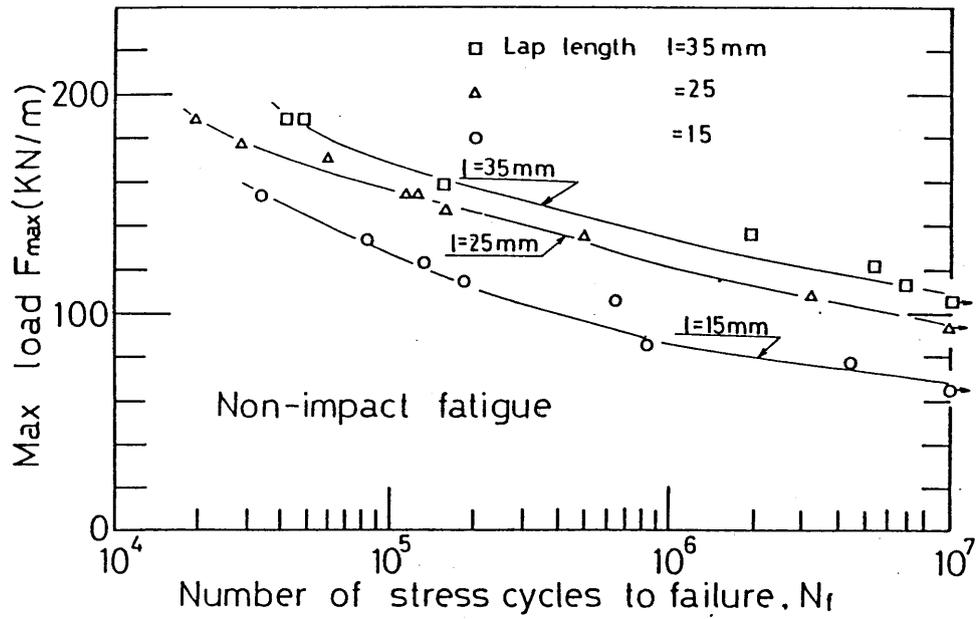


Fig. 5-8 Effect of lap length on non-impact fatigue strength.

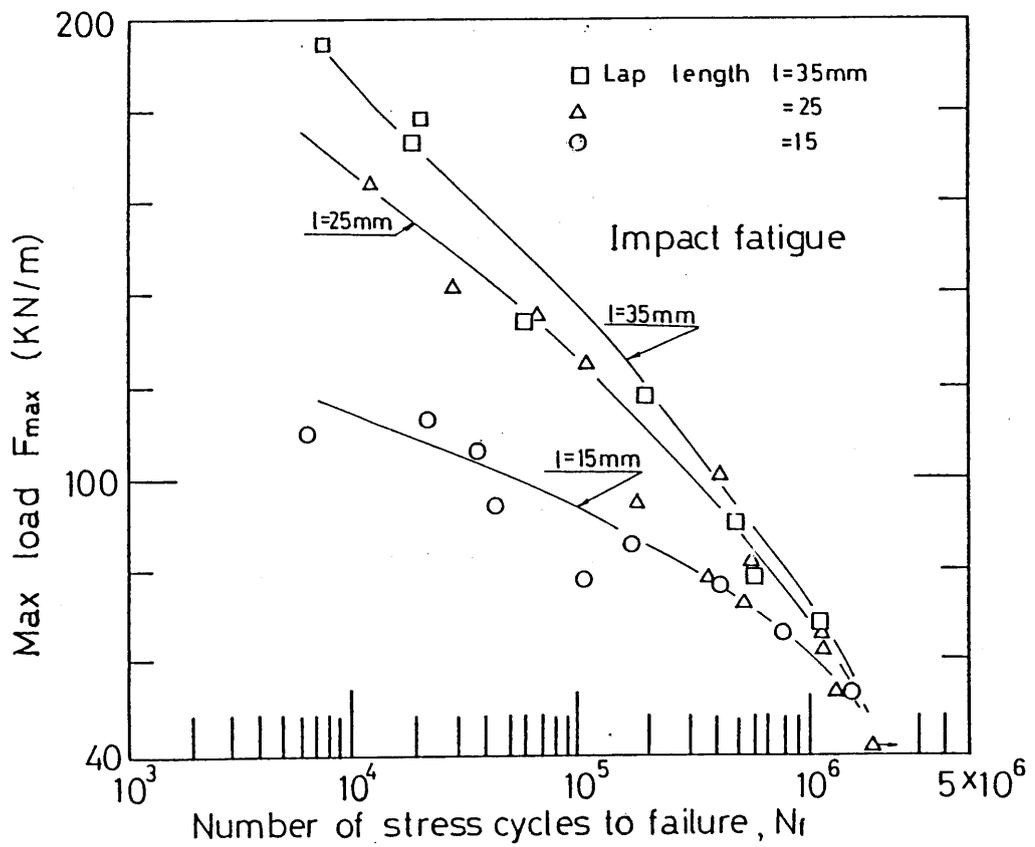


Fig. 5-9 Effect of lap length on impact fatigue strength.

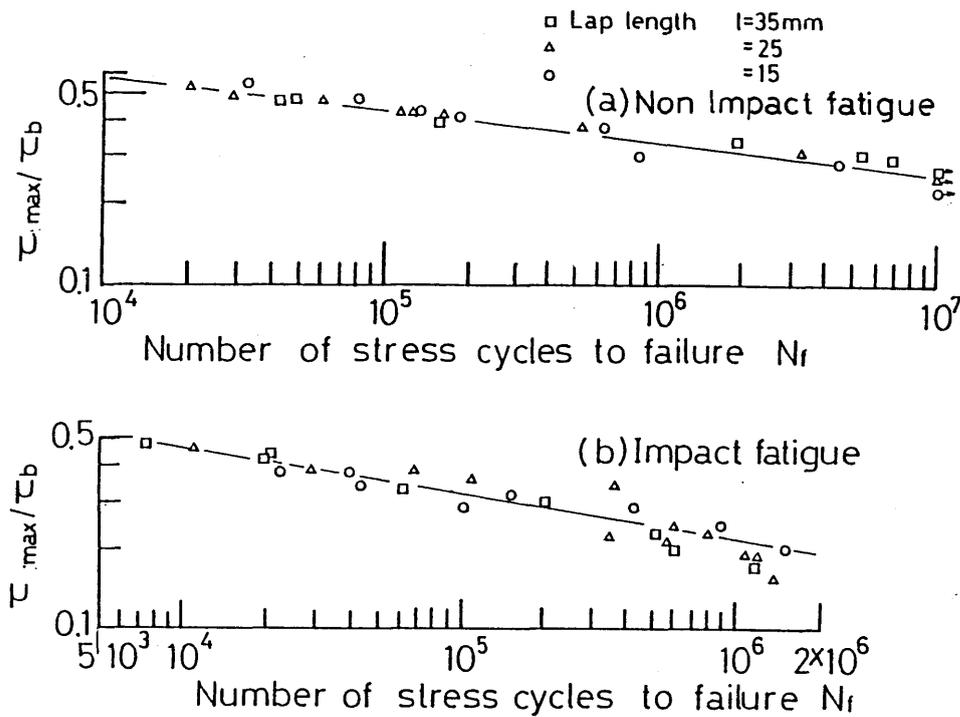


Fig. 5-10 Relation between normalized fatigue strength ratio and number of stress cycles to failure.

5-3 で示した重ね合せ長さ l とせん断強度 τ_b の関係を Eq. (5-3) により近似すると、 $\tau_{max}-N_f$ の関係は Eq. (5-4) で示す推算式で近似的に表わされる。

$$\tau_{max}/\tau_b = 1.71 \cdot N_f^{-0.12} \quad (5-2)$$

$$\tau_b = 28.74 - 0.79l + 0.0085l^2 \quad (5-3)$$

$$\tau_{max} = 1.71 \cdot (28.74 - 0.79l + 0.0085l^2) \cdot N_f^{-0.12} \quad (5-4)$$

なお、前節 Fig.5-5 中の破線は Eq. (5-4) による計算値を示したものである。ここで、本実験の範囲において $\tau_{max}/\tau_b - N_f$ 関係は重ね合せ長さに依存しないことから、ある重ね合せ長さをもつ試験片で少数の疲労データが得たのち、また、Eq. (5-3) のように $\tau_b - l$ 関係を表示すれば任意の重ね合せ長さの試験片の疲労強度が Eq. (5-4) 式の形で推定される。

一方、Fig.5-10(b)は衝撃荷重下における $\tau_{max}/\tau_b - N_f$ の関係を示している。図中の実験点に対する回帰線を求めると Eq. (5-5) が得られる。

$$\tau_{max}/\tau_b = 2.46 \cdot N_f^{-0.18} \quad (5-5)$$

同図より、低繰返し数領域では Eq. (5-5) が実験値とよく一致しているが、破断繰返し数の増加につれて実験値が Eq. (5-5) で示される直線の下側に偏在するようになる。また、正弦波荷重下の場合と同様の方法で $\tau_{max}-N_f$ の関係を示す推算式を求めると Eq. (5-6) のようにな

る。

$$\tau_{\max} = 2.46(28.74 - 0.79 + 0.0085) \cdot N_f^{-0.18} \quad (5-6)$$

なお、Eq.(5-6)による計算値をFig.5-6に破線で示す。これより低繰返し数領域では実験値と推算値がよく一致するが、破断繰返し数の増加に伴い推定値からの偏差が増大することが観察される。

5-7 応力集中係数と疲労およびせん断強度の関係

前節では、疲労およびせん断強度に及ぼす重ね合せ長さの影響を明らかにしてきた。ここでは、これらの関係を5-4節において求めた重ね合せ端部のせん断応力集中係数 α により、再整理してFig.5-11に示す。なお、同図において正弦波ならびに衝撃荷重下の疲労強度としては

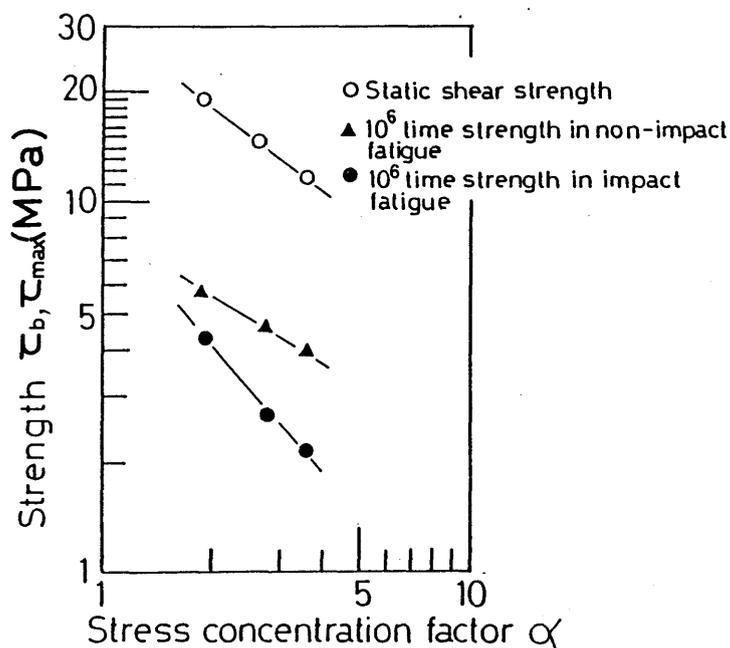


Fig. 5-11 Effect of stress concentration factor, α on shear and fatigue strength.

10^6 回時間強度を用いている。同図より、せん断強度および正弦波荷重下の疲労強度は、せん断応力集中係数 α の増加に対してほぼ同じ割合で低下する。一方、衝撃疲労強度低下の割合は、せん断強度および正弦波荷重下の疲労強度に比べて大きいことが認められる。したがって、衝撃疲労強度は静的せん断強度および正弦波の疲労強度と比較して、重ね合せ端部における応力集中の影響をより鋭敏に受けることが確かめられた。このような傾向は接着継手の疲労設計を行う上で留意すべき点である。

5-8 総括

重ね合せ接着継手設計時に求められる重ね合せ長さ と 疲労強度 の関係について検討を行うため、衝撃ならびに正弦波荷重下で重ね合せ長さをパラメータとして疲労試験を行った。得られた主な結果は次のとおりである。

(1) 疲労試験に先立って、重ね合せ接着継手の引張せん断試験を行い、重ね合せ長さの増加、すなわち重ね合せ端部における応力集中の増加に伴いせん断強度の低下が認められた。

(2) 重ね合せ接着継手の衝撃疲労強度は、突合せ接着継手の場合と同様、正弦波荷重下の疲労強度に比べて S-N 線図上での勾配は大きく、本実験の範囲では耐久限度に至る様子を示さない。さらに両荷重下における巨視的な疲労破面形態に差があることが確かめられた。

(3) 正弦波荷重下における継手疲労強度は、重ね合せ長さの増加に伴い全破断繰返し数領域で増加することが認められた。さらに重ね合せ長さ ℓ をパラメータとして次式で示す疲労強度の推算式が得られた。

$$\tau_{\max} = (1.71 \cdot (28.74 - 0.79\ell + 0.0085\ell^2)) \cdot N_f^{-0.12}$$

一方、衝撃荷重下における継手疲労強度は低繰返し数領域では、重ね合せ長さの増加に伴い増大するが、 10^6 回以上の高繰返し数領域では重ね合せ長さによる継手疲労強度の差はほとんど無視できるようになる。

(4) 重ね合せ端部の応力集中係数の増加に伴うせん断強度ならびに正弦波荷重下での疲労強度低下の割合はほぼ等しい。しかし、応力集中係数の増加に伴う衝撃疲労強度低下の割合は、せん断強度および正弦波荷重下での疲労強度のそれと比べて大きいことが認められた。

参考文献

- 1) Wang, D.Y.: Experimental Mech., **4**, 173 (1964)
- 2) 池田為治, 藤原良昭: 航空宇宙研究所報告, TR-432 (1975)
- 3) 例えば Bikerman, J.J.: "The Science of adhesive joints" p. 246, Academic Press New York (1968)
- 4) Goland, M., and E. Reissner: J. Appl. Mech., **2** A-17 (1944)
- 5) 杉林俊雄, 池上皓三, 白鳥英亮: 日本接着協会誌, **17**, 136 (1981)

第 6 章 重ね合せ接着継手の疲労機構

6-1 緒 言

前章では重ね合せ接着継手の疲労強度特性について、継手設計上必要な重ね合せ長さや疲労強度の観点から考察した。しかし、接着設計を行う際には、このような疲労強度特性のみならず微視的な疲労機構の明確化も必要であり、最近では疲労機構に関して接着継手のき裂進展挙動に着目した研究が行われ始めている¹⁾⁻⁴⁾。しかるに、現状ではき裂以外の疲労劣化因子に着目した研究は極めて少なく、現在、より詳細な疲労機構の解明が求められている。

そこで本章では、疲労過程における重ね合せ接着継手の剛性率の変化ならびに疲労き裂の進展挙動を測定し、さらに F E M によりき裂長さと接着継手の剛性率の関係について解析を行った。

上述の解析に基づき、重ね合せ接着継手の疲労機構について、疲労き裂の進展挙動のみならず接着層自体の劣化現象の面から検討した。

6-2 実験装置および実験方法

接着剤は前章と同様に主剤にエポキシ樹脂 (Epikote 828)、硬化剤にポリアミド樹脂 (Versamid 115) を用いた。被着体材料としても同じく厚さ 3mm、幅 25mm、長さ 100mm の冷間圧延鋼板を用いた。Fig.6-1 に接着継手試験片の形状・寸法を示す。

接着継手試験片の接着層厚さを 0.3mm に調整したほか、接着継手試験片の作製条件は前章と同じである。

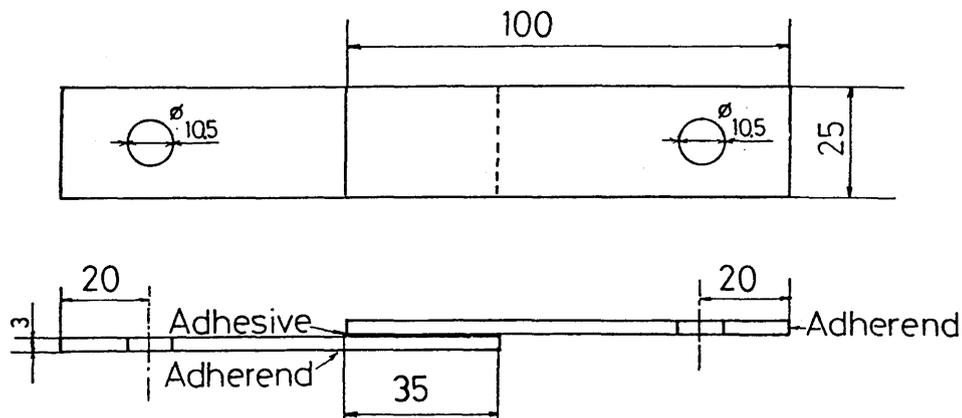


Fig. 6-1 Shape and sizes of the adhesive bonded lap joint specimen.

また、疲労試験には前章と同様の電気油圧サーボ型疲労試験機を用い、応力比 ($R=0.1$) の引張-引張荷重条件下で、荷重繰返し数 15 Hz で行った。

次に、疲労き裂ならびに重ね合せ接着継手の剛性率の測定法を Fig.6-2 に示す。き裂の長さは10倍の読取り顕微鏡から試験片の側面より測定を行った。また、継手の剛性率 K_j は、接着継手のA B間にはさまれたクリップゲージの変位振幅 U により E_q 、(6-1)から求めた。ここで、A B間の距離は14mmとした。

$$K_j = (F_a/b)/\Delta U \quad (6-1)$$

但し、 F_a は荷重振幅、 b は試験片の板幅、 ΔU はクリップゲージより検出された変位振幅である。

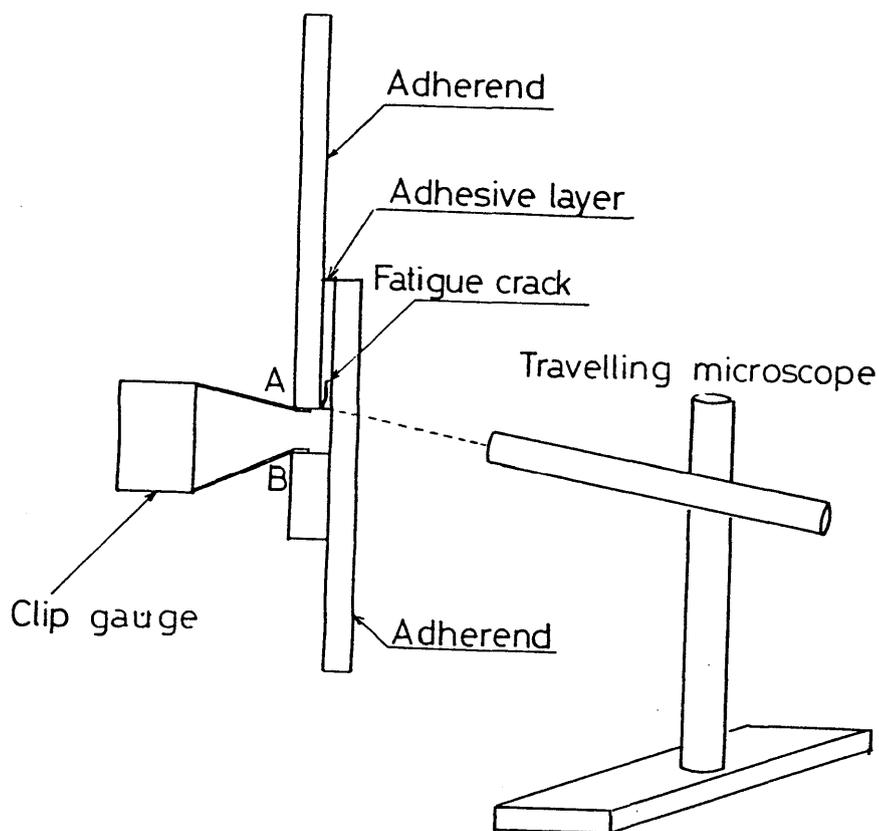


Fig. 6-2 Principle of the apparatus for measurement of fatigue crack and joint stiffness.

さらに、接着層自体のせん断弾性率 G_a はねじり振子型粘弾性測定装置(レスカ社)により測定した。

6-3 疲労寿命およびき裂発生寿命

Fig.6-3 に応力振幅と破断繰返し数ならびに疲労き裂発生時の応力繰返し数の関係を示す。なお、疲労き裂発生時の応力繰返し数 N_i はFig.6-4の疲労き裂長さ l と応力繰返し数 N の関

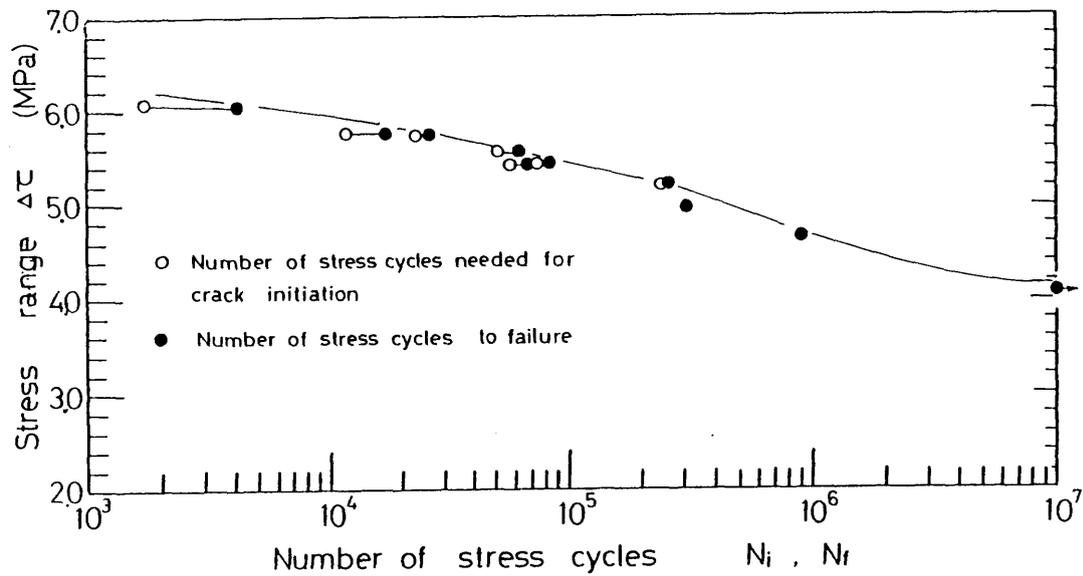


Fig. 6-3 Number of stress cycles needed for crack initiation and failure at various stress range.

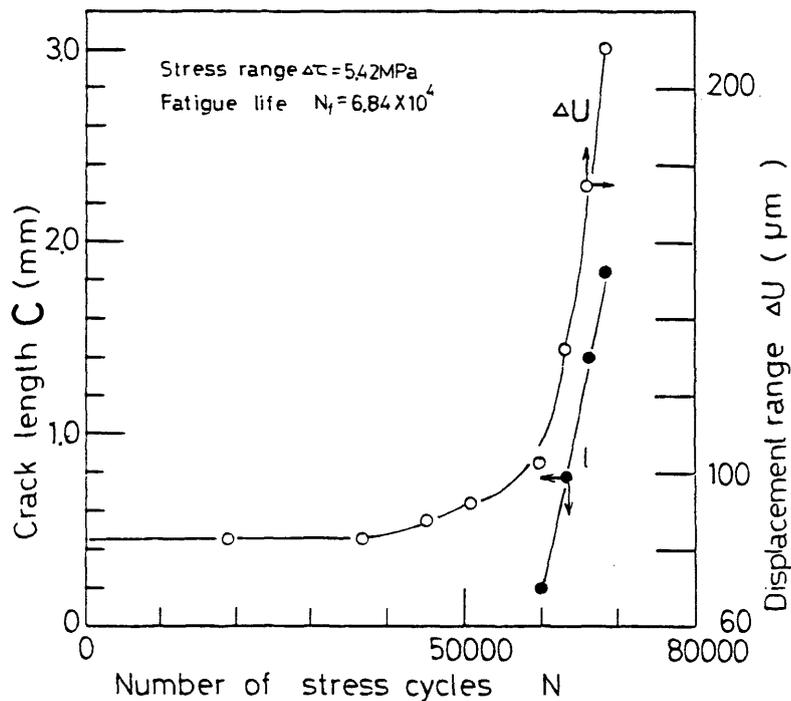


Fig. 6-4 Relation between number of stress cycles and crack length or displacement range.

係より、 $C = 0$ への外挿値として求めた。

Fig.6-3 より、 10^7 回付近ではほぼ疲労限に近い挙動を示していること、さらに 10^7 回時間強度 σ (10^7) はほぼ4MPaである。さらに、同図より、破断繰返し数の大なるほど破断直前に疲労き裂が発生することが認められる。

6-4 重ね合せ接着継手の変位-応力解析

前節の Fig.6-4 は疲労き裂の進展挙動と同時に接着継手の変位振幅 ΔU を示している。同図のき裂発生寿命 N_i 以上で変位振幅 ΔU の急激な増加が認められる。

ここでは、接着継手の疲労過程における剛性率の低下が疲労き裂の成長によるコンプライアンスの低下によるものか、接着層自体の剛性率の低下によるものかを調べるため、Fig.6-5 に示

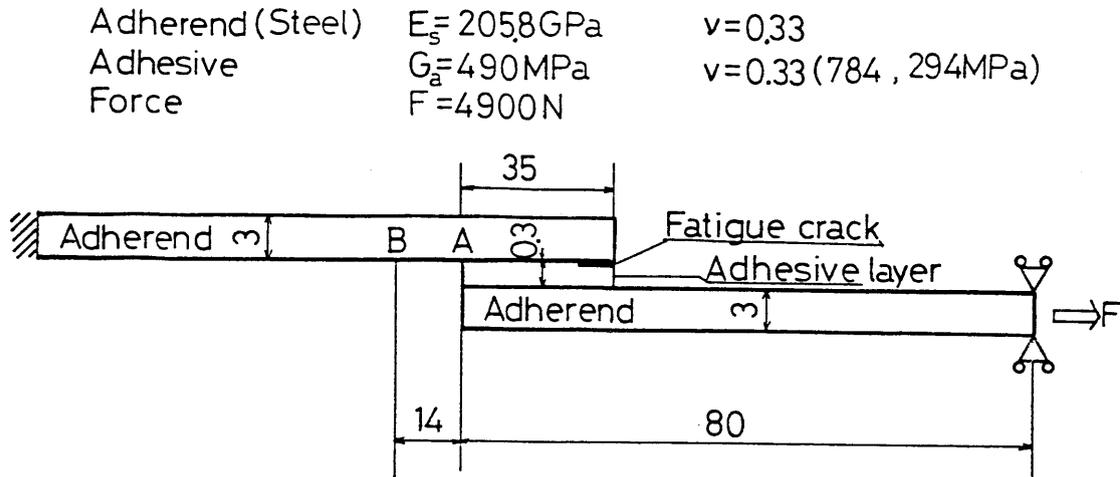


Fig. 6-5 Model of the adhesive lap joint for FEM analysis.

す解析モデルに基づく FEMにより数値的に界面き裂長さと接着継手の剛性率の関係を求めた。ここでは実験に用いた継手に合わせて、接着層厚さは 0.3 mm、被着体のヤング率は 205.8 GPa、接着層のせん断弾性率は 490 MPa とした。また、接着層のせん断弾性率が 784 MPa、294 MPa の場合についても同様の関係を求めた。なお、接着継手の剛性率 K は Eq.(6-2)より導かれる。

$$K_j = (F_a / b) / (\delta_A - \delta_B) \quad (6-2)$$

ここで F は作用荷重、 b は継手の板幅、 δ_A と δ_B はA点およびB点の解析により求められた変位である。

Fig.6-6 に接着層のせん断弾性率をパラメータとして、本解析により求めた接着継手の剛性率 K とき裂長さ C の関係を示す。同図から、接着層のせん断弾性率の低下による接着継手の剛性率の減少が認められるが、き裂長さの増加に伴う接着継手の剛性率の低下傾向は接着層のせん断弾性率によらずほぼ等しいことが認められる。

6-5 接着継手の剛性率と疲労き裂長さの関係

Fig.6-7 に接着層に生じた疲労き裂の一例を示す。同図より、前節 Fig.6-5 で示したモデ

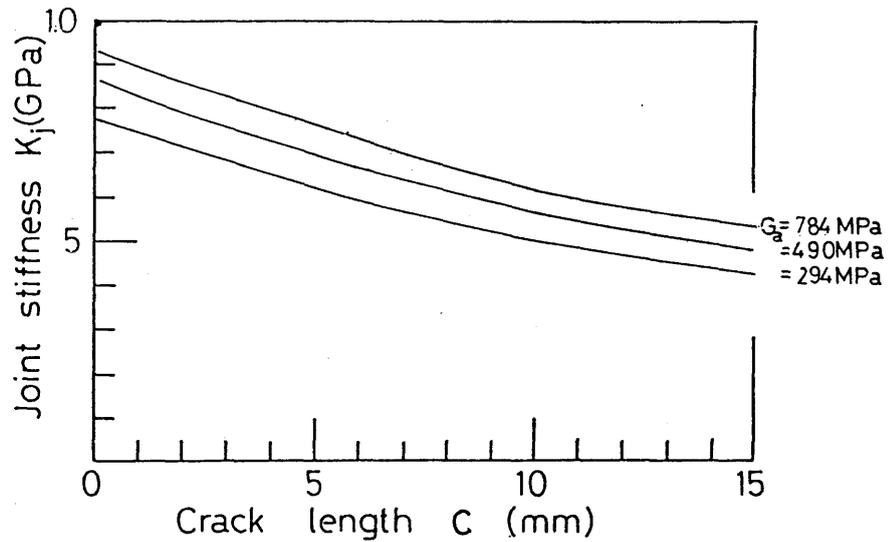


Fig. 6-6 Dependence of model joint stiffness on crack length and adhesive modulus.

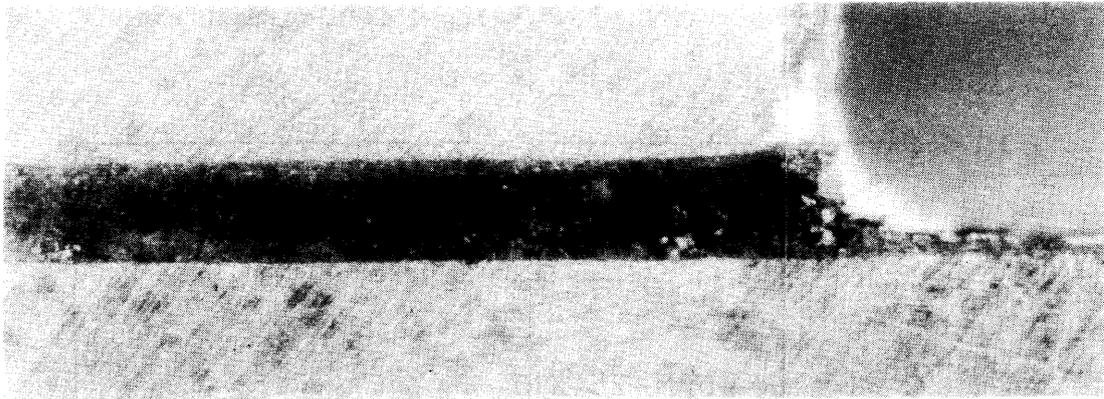


Fig. 6-7 An example of fatigue crack propagation behavior originating at the end of overlap.

ル同様、疲労き裂は応力集中箇所となる接着層先端部で発生し接着層/被着体界面に沿って進行していることが認められる。

次に、疲労過程における接着継手の剛性率の変化傾向を Fig.6-8 に示す。ここで縦軸は初期の変位振幅 ΔU により、また横軸は疲労寿命 N_f で正規化された値を用いた。同図によれば、低寿命の場合には疲労過程の初期から剛性率の低下が生じ、疲労寿命の増加につれて剛性率は破断直前に急激に減少する傾向が認められる。このことから、接着継手の疲労劣化機構は疲労寿命の差により異なることが予想される。

そこで、接着継手の疲労劣化機構を疲労き裂発生前と疲労き裂進展時の2つの過程に分けてより詳細な検討を行うため、Fig.6-9 に正規化された接着継手の剛性率 K_j/K_{j0} (K_{j0} は初期の接着継手の剛性率)とき裂長さの関係を求めた。図中の破線は接着層のせん断弾性率 $G_a = 490$ MPa の場合についての理論線である。

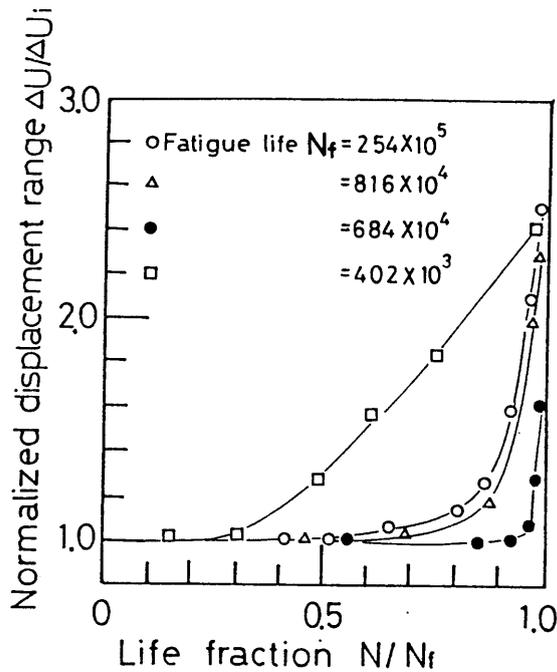


Fig. 6-8 Variation of normalized displacement range.

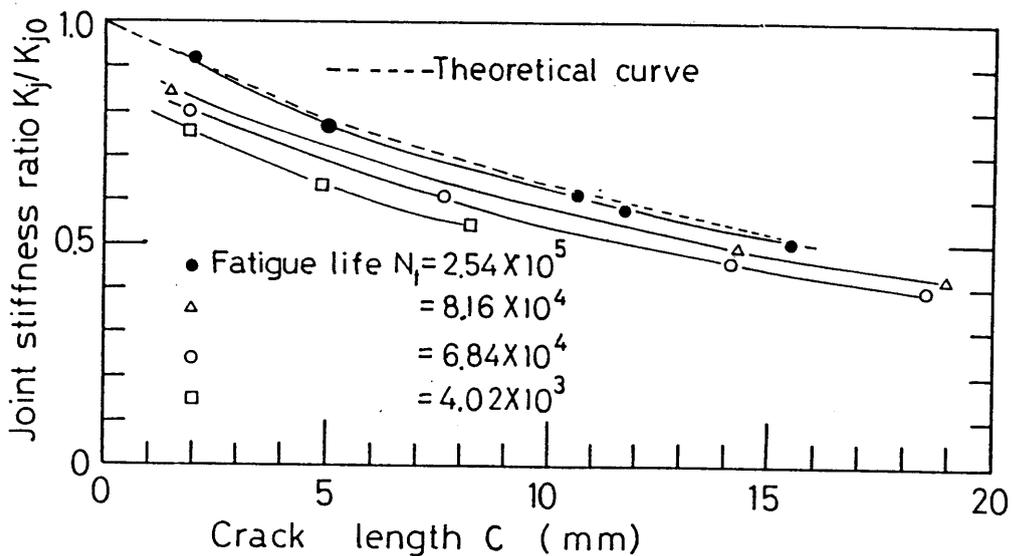


Fig. 6-9 Effect of crack length on joint stiffness ratio. Dashed line is for the evaluation by FEM analysis.

同図において、理論線と実験値の比較を行うと、疲労き裂発生前に接着継手の剛性率の低下が認められる。さらに、その減少量は疲労寿命の低下に伴って増加することが観察される。しかしながら、き裂長さの増加に伴う接着継手の剛性率の低下の割合は、疲労寿命によらず理論線のそれとほぼ等しいことが認められる。

一般に、疲労過程における剛性率の低下は種々の高分子材料において確認されている⁵⁾。また、第3章で示したように突合せ接着継手においても接着層の剛性率の低下を認めている⁶⁾⁻⁸⁾。こ

のような疲労過程における高分子材料の剛性率低下の原因としては、疲労過程での発熱、マイクロボイド・マイクロクラックの発生・成長、および巨視的疲労き裂の成長によるコンプライアンスの低下によるとされている⁵⁾。本実験では、突合せ接着継手の場合と同様に接着層の温度上昇が認められなかったことから、疲労過程における剛性率の低下はマイクロボイド・マイクロクラックの発生・成長および巨視的疲労き裂の成長によるものと考えられる。

以上のことから、本重ね合せ接着継手の疲労機構について以下のことが推察される。

疲労寿命が短い場合には、巨視的疲労き裂発生以前にマイクロボイド・マイクロクラックの発生・成長による接着層自体の劣化が大きく、しかもそれらは、疲労過程の初期より生じている。しかし、疲労寿命の増加に伴い巨視的疲労き裂発生前の接着層自体の劣化は減少する。また、巨視的疲労き裂発生後は接着層自体の劣化は疲労寿命の大小によらず進行せず、接着継手の剛性率の低下は巨視的疲労き裂の成長にほぼ対応する。すなわち、巨視的疲労き裂発生後には接着継手に加わる繰返し荷重は、ほぼ巨視的疲労き裂進展にのみついやされるものと考えられる。

6-6 総 括

重ね合せ接着継手の疲労機構について疲労過程における接着継手の剛性率ならびに疲労き裂の進展挙動の両面より検討を行い以下の結論を得た。

- 1) 接着継手の剛性率は応力繰返し数の増加とともに減少する。また、低寿命のものほど疲労過程の初期より剛性率の低下が起これ、疲労寿命の増加につれて接着継手の剛性率が破断直前に急増する傾向が認められる。
- 2) 疲労寿命の短い場合には、巨視的疲労き裂発生前における接着層自体の劣化が大きい。しかし、疲労寿命の増加に伴い巨視的疲労き裂発生前の接着層自体の劣化は減少する。
- 3) 巨視的疲労き裂発生後は、疲労寿命の大小によらず接着層自体の劣化は認められない。すなわち、接着継手の剛性率低下は疲労き裂成長に伴うコンプライアンスの減少量に対応する。

参 考 文 献

- 1) Ratwani, M.M.: Trans. ASME Ser. H, **100**, 46 (1978)
- 2) Johnson, W.S., W.C. Rister and T. Spamer: Trans. ASME Ser. H. **100**, 57 (1978)
- 3) Funabashi, T., T. Mura and L.M. Keer: J. Adhesion, **9**, 229 (1978)
- 4) Romanko, W.G. and W.G. Knanss: "Development in Adhesion 2", p. 173 Applied Science Publishers London (1981)

- 5) 例えば、成沢郁夫：“高分子材料強度学”、オーム社、p. 796 (1983)
- 6) 今中 誠、岸本和一郎、沖田耕三、中山英明：材料、**32**, 796 (1983)
- 7) Imanaka M., W. Kishimoto, K. Okita and H. Nakayama: Proc. of the 26th Jap. Cong. on Mat. Res., 275 (1983)
- 8) 今中 誠、岸本和一郎、沖田耕三、中山英明：材料、**33**, 216 (1983)

第7章 重ね合せ接着継手の疲労強度推定法

7-1 緒言

機械構造物の接着構造化には、接着継手の強度設計法が必要となる。そのため、接着継手の応力状態と継手強度の関係の明確化、すなわち接着継手強度の推定法の確立が求められている。このような観点から、最近、杉林らにより、組合せ荷重下での薄肉円筒突合せ接着継手の強度に基づく重ね合せ接着継手の推定法の提案もなされている¹⁾。しかし、機械構造物の設計に必要な疲労荷重下での強度推定法に関する研究は皆無である。

そこで、本章では前章までの接着継手の疲労強度特性についての研究を踏まえ、重ね合せ接着継手の疲労強度推定法について述べる。ここでは、重ね合せ接着継手の疲労強度を支配する応力分布の代表値として最大引張応力を考え、均一な応力分布の得られる薄肉円筒突合せ接着継手のS-N関係から重ね合せ接着継手の疲労強度を推定する方法を提案した。

7-2 接着継手試験片および実験方法

接着剤には前章と同様に主剤にエポキシ樹脂(Epikote 828)、硬化剤にはポリアミド樹脂(Versamid 115)を用いた。接着継手試験片としてはFig.7-1に示す冷間圧延鋼板を重ね合せて接着した重ね合せ接着継手およびFig.7-2に示す機械構造炭素鋼(JIS・S45C)からなる外径40mm、内径30mmの薄肉円筒突合せ接着継手試験片(以下、突合せ接着継手と仮称する)を用いた。

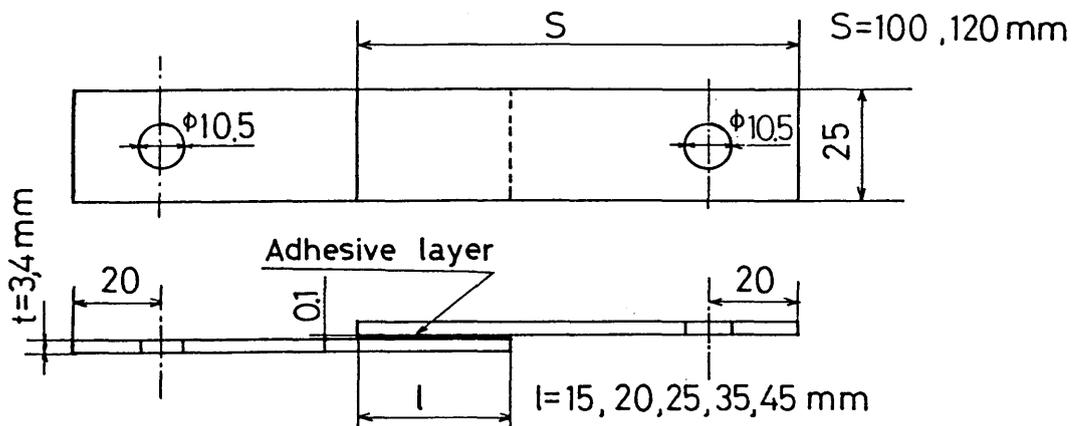


Fig. 7-1 Shape and sizes of the adhesive bonded lap joint specimen.

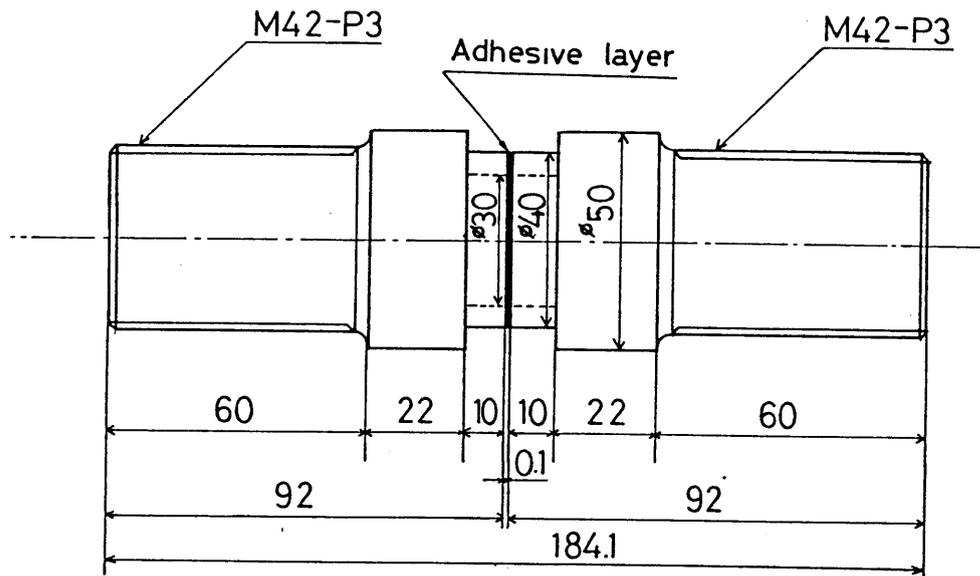


Fig. 7-2 Shape and sizes of the adhesive bonded butt joint of thin wall tube.

重ね合せ接着継手試験片の作製条件は第5章に示した方法と同じである。突合せ接着継手についても接着剤の調製法、被着体試験片の表面処理条件および硬化条件は重ね合せ接着継手の場合と同様である。なお、被着体試験片の表面粗さは最大高さ $R_{max} = 2.0 \mu m$ であった。また、接着層厚さは重ね合せ接着継手ならびに突合せ接着継手ともに $0.1 mm$ とした。

また、疲労試験についても第4章と同じ容量 $30 kN$ の電気油圧サーボ式疲労試験機を用い、応力比 $R=0.1$ の引張-引張荷重条件下で行った。なお、荷重繰返し速度は $30 Hz$ とした。また、突合せ接着継手の疲労試験では軸心のずれを防ぐため、試験片の上下端にそれぞれユニバーサルジョイントを介して疲労試験機に取り付けた。

接着剤の剛性率はねじり振子型粘弾性測定装置（レスカ社製）を用いて測定した。

7-3 応力解析

接着継手の形状と疲労強度の関係を調べるためには、荷重を加えた際の継手の応力分布を求めておくことが必要である。そこで、ここでは杉林ら^{2), 3)}により接着継手のひずみ分布の実測値と良好な一致が確認されている Fig. 7-3、7-4 の境界条件を用いて、有限要素法により本実験で用いた形状・寸法の重ね合せ接着継手および突合せ接着継手の応力分布を数値計算した。

重ね合せ接着継手の要素分割は、Fig. 7-3 において x 軸方向は 58 分割、 z 軸方向は上下被着体で 6 分割、接着層で 4 分割とした。また、本試験片の応力解析は平面ひずみ状態を仮定して行った。なお、本計算にはねじり振子型粘弾性測定装置により実測した接着剤の剛性率を用いた。その値は Table 7-1 に示している。さらに境界条件は Fig. 7-3 に示すように、先端部 A のみ x 軸方向および z 軸方向固定とし、先端部 B は z 軸方向のみ固定として、外力 F は集中荷重と

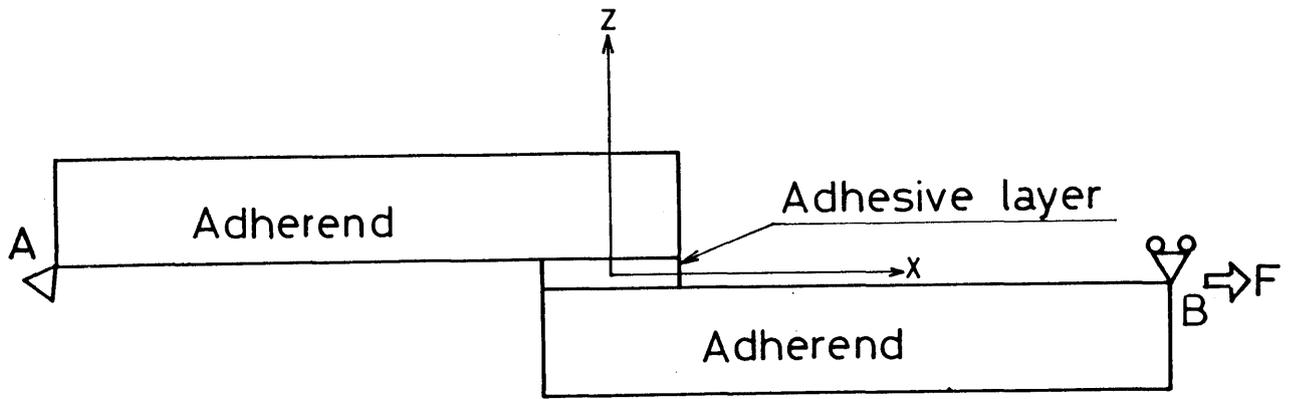


Fig. 7-3 Coordinate system and boundary condition for the lap joint specimen.

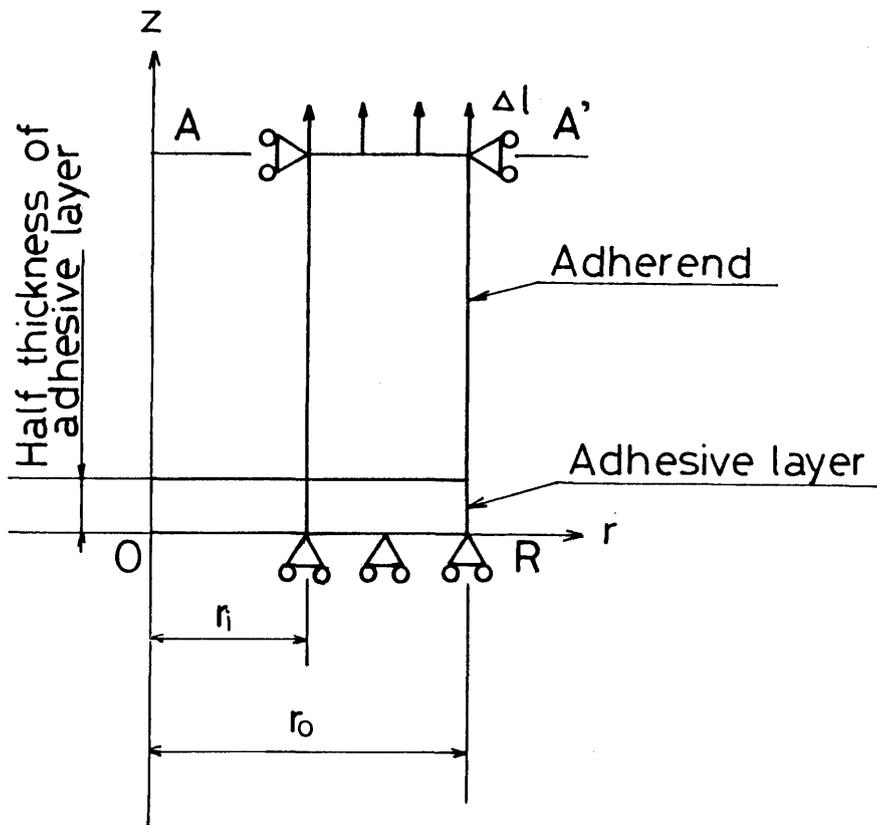


Fig. 7-4 Coordinate system and boundary condition for the butt joint of thin wall tube.

して先端部Bに加えた。

突合せ接着継手の要素分割は Fig. 7-4 に示すように r 軸方向は 2 3 分割、z 軸方向は被着体で 7 分割、接着層で 6 分割とした。また、応力解析は軸対称問題として取扱い、接着層の弾性係数は重ね合せ接着継手の場合と同様に Table 7-1 の値を用いた。なお、境界条件は Fig. 7-4 において、AA' 面に強制変位 $\Delta l = 0.1 \text{ mm}$ を与えた。

Table 7-1 Mechanical properties of the adhesives

Shear modulus	490 MPa
Poisson's ratio	0.33

7-3-1 せん断荷重を受ける重ね合せ接着継手の応力分布

Fig.7-3 に示した境界条件による重ね合せ接着継手の接着層界面での応力分布を Fig.7-5、7-6に示す。なお、両図において縦軸は平均せん断応力 τ_{ave} により、横軸は端部からの距離をそれぞれの重ね合せ長さで無次元化したものである。

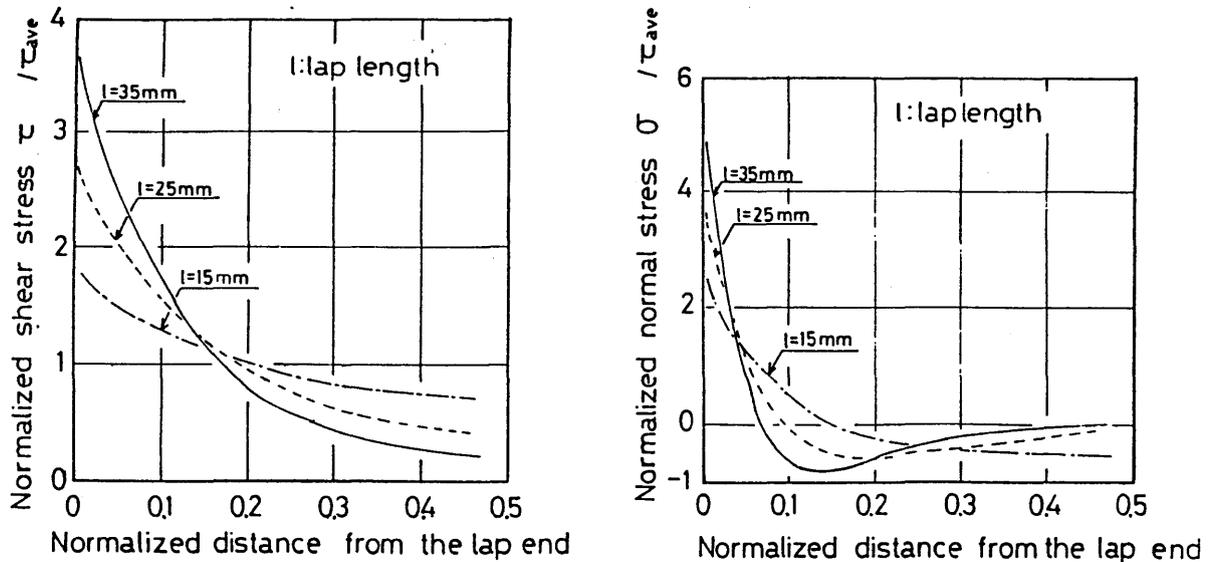


Fig. 7-5 Effect of lap length on shear and tensile stress distributions (adherend thickness $t=3\text{mm}$).

Fig.7-5 (a)、(b)は被着体厚さ $H=3\text{mm}$ の場合のせん断および引張応力分布を、重ね合せ長さをパラメータとして示したものである。同図(a)から、せん断応力は重ね合せ端近傍で最大値をとり、重ね合せ長さが 15mm から 35mm に増加するに伴い最大せん断応力は約2倍に増加し、重ね合せ端部での応力集中の顕著な増加が認められる。次に、同図(b)より、引張応力も重ね合せ端部近傍で最大値を示し、その大きさと重ね合せ長さの関係は同図(a)のせん断応力の場合とほぼ同様であることが認められる。しかし、 τ_{ave} に対する最大引張応力の比は、同図(a)の最大せん断応力のそれより大きいことが特徴的である。このことから、本実験で使用したせん断荷重を受ける重ね合せ接着継手では、重ね合せ端での引張応力成分が破壊を規定する重要な因子となることが推察される。

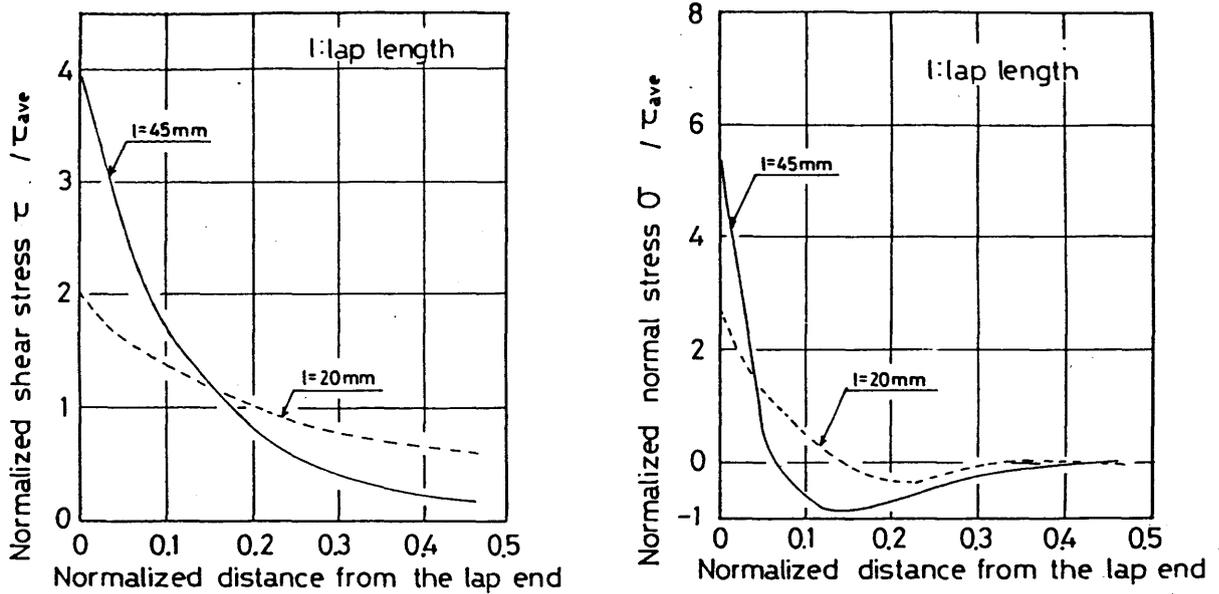


Fig. 7-6 Effect of lap length on shear and tensile stress distributions (adherend thickness $t=4\text{mm}$).

Fig.7-6 (a), (b)は被着体厚さ $H=4\text{mm}$ の場合について、Fig.7-5 の場合と同様の結果を示したものである。同図より、重ね合せ先端部からの距離に対するせん断および引張応力 τ 、 σ の様子ならびに重ね合せ長さによるそれぞれの最大応力 τ_{\max} 、 σ_{\max} の変化の様子はFig.7-5 の場合とほぼ同じである。すなわち、 $H=4\text{mm}$ で $l=20\text{mm}$ の場合の τ_{\max} と σ_{\max} はFig.7-5の $H=3\text{mm}$ で $l=15\text{mm}$ の場合とほぼ同じであり、さらに $H=4\text{mm}$ で $l=45\text{mm}$ の場合の τ_{\max} と σ_{\max} はFig.7-5の $H=3\text{mm}$ で $l=35\text{mm}$ の結果をわずかに上回る程度である。このことは、被着体の板厚効果、すなわち被着体の剛性によるものであり、被着体厚さの薄いものほど重ね合せ端部の応力集中が大きくなることを示している。

7-3-2 引張荷重を受ける突合せ接着継手の応力分布

Fig.7-2 に示した突合せ接着継手の接着層界面での応力分布を、Fig.7-4 の境界条件に基づいて算出した結果をFig.7-7 に示す。同図において、縦軸は強制変位を与えた場合に接着層中央面ORに生ずる応力を積分して接着面積で除した平均垂直応力 σ_{ave} で各応力成分を無次元化したものである。また横軸は円筒肉厚 r_o-r_i で円筒内径からの距離を除して無次元化している。同図より、垂直応力 σ_z は両端付近でわずかに低下する傾向を示すが、半径方向には一樣に σ_z/σ_{ave} は1に近い値を示している。また、円周方向応力 σ_θ 、半径方向応力 σ_r も類似した応力分布を示し、半径方向に対してほぼ一定値を示す。さらに、せん断応力は両端付近でわずかに生ずるものの、それ以外の部分では $\tau_{rz}=0$ となる。これらの解析結果から、本実験に用いた形状・寸法の突合せ接着継手は、前節に示した重ね合せ接着継手とは異なり、応力集中がわずかで垂直応力が支配的となっていることが認められる。

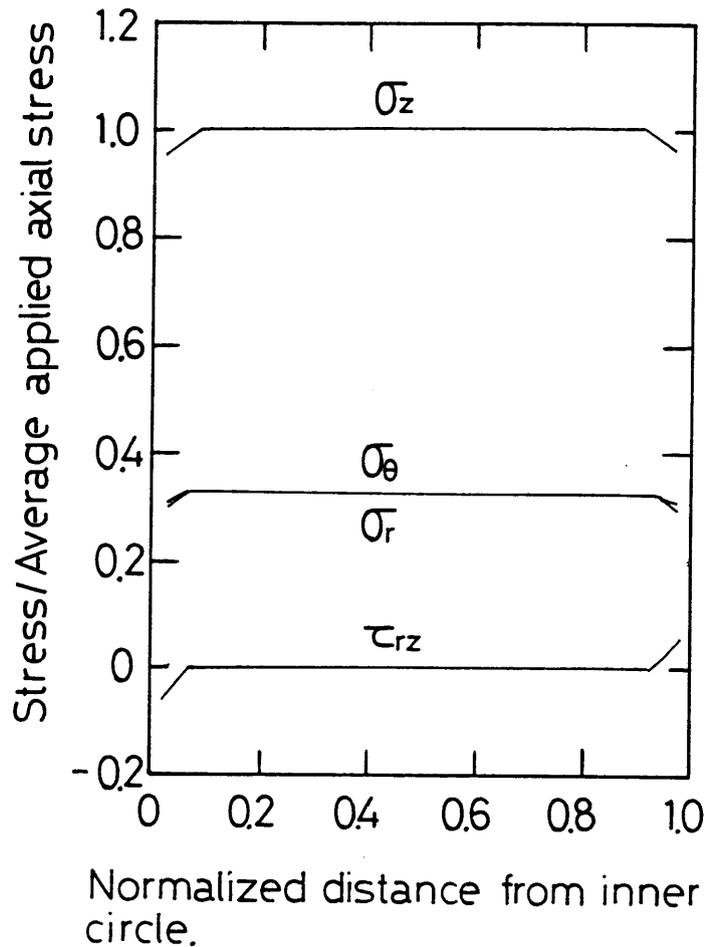


Fig. 7-7 Stress distributions for the butt joint of thin wall tube.

7-4 疲労強度推定

接着層に均一な応力を与えることができる突合せ接着継手のS-N関係を基準とした重ね合せ接着継手の疲労強度の推定法について検討する。

機械構造物の疲労強度を推定する際には応力解析で得られる最大応力をその基準値と考える場合が多い。例えば、スポット溶接継手において、板厚、板幅、重ね合せ長さが異なる数種類の継手について、最大引張応力を基準に継手の疲労強度推定が可能なが示されている⁴⁾。

前節ではせん断荷重を受ける重ね合せ接着継手において、重ね合せ端近傍の最大引張応力が最大せん断応力を上回ることを示した。このことより、ここでは疲労強度を規定する代表値として重ね合せ端近傍での最大引張応力を考えた。前節のFig.7-5, 7-6 に示した応力解析結果より、重ね合せ接着継手の最大引張応力 σ_{max} と平均せん断応力 τ_{ave} の比を求めて示したものがTable 7-2である。

本表の値に基づき、重ね合せ接着継手のせん断応力範囲 $\Delta\tau$ を突合せ接着継手の同一破断繰返し数に対する引張応力範囲 $\Delta\sigma$ から決定し、重ね合せ接着継手のS-N関係を推定した。

Table 7-2 Stress ratios ($\sigma_{\max}/\tau_{\text{ave}}$) of the lap joints

Adherend thickness H(mm)	Lap length l(mm)	Stress ratio $\sigma_{\max}/\tau_{\text{ave}}$
3.0	15	2.42
	25	3.90
	35	5.25
4.0	20	2.72
	45	5.69

7-5 推定値と実測値の比較

Fig.7-8 に本推定法の基準となる突合せ接着継手の S-N 関係を示す。なお、縦軸は引張荷重範囲を接着面積で除した応力範囲 $\Delta\sigma$ で示している。

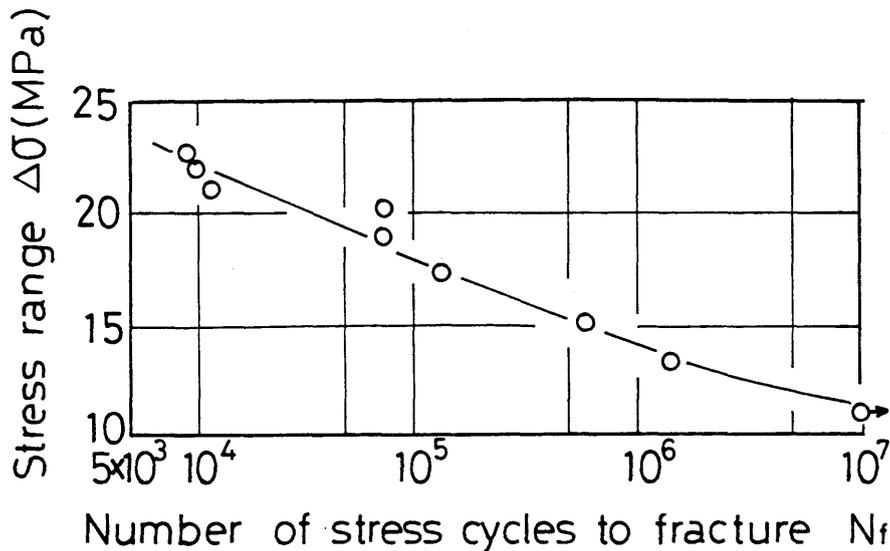


Fig. 7-8 S-N curve of the butt joint of thin wall tube.

Fig.7-9 は被着体板厚および重ね合せ長さの異なる重ね合せ接着継手の S-N 関係を示している。ここで図中の破線は Fig.7-8 および Table 7-2 より推定した S-N 曲線である。すなわち、Fig.7-8 から読み取った S-N 関係を Table 7-2 の値を用いて $\Delta\tau-N_f$ 関係に変換すれば、各形状の重ね合せ接着継手に対してそれぞれ一本の曲線が図のように求まる。

Fig.7-9 に示す実験結果より、重ね合せ長さの増加に伴い疲労強度が低下すること、また $H=3\text{mm}$ で $l=35\text{mm}$ の疲労強度と $H=4\text{mm}$ で $l=45\text{mm}$ の疲労強度を比較すると、後者の方が重ね合せ長さが大きいにもかかわらず両者は近い値を示すことが認められる。このような傾

向は Fig.7-5, 7-6 に示した応力解析結果と良く対応している。すなわち前者は重ね合せ長さの増加により応力集中が増大すること、また後者は被着体剛性の増加により応力集中が低下することに対応している。なお、このような傾向は一般の重ね合せ接着継手のせん断強度特性とも一致している⁵⁾。

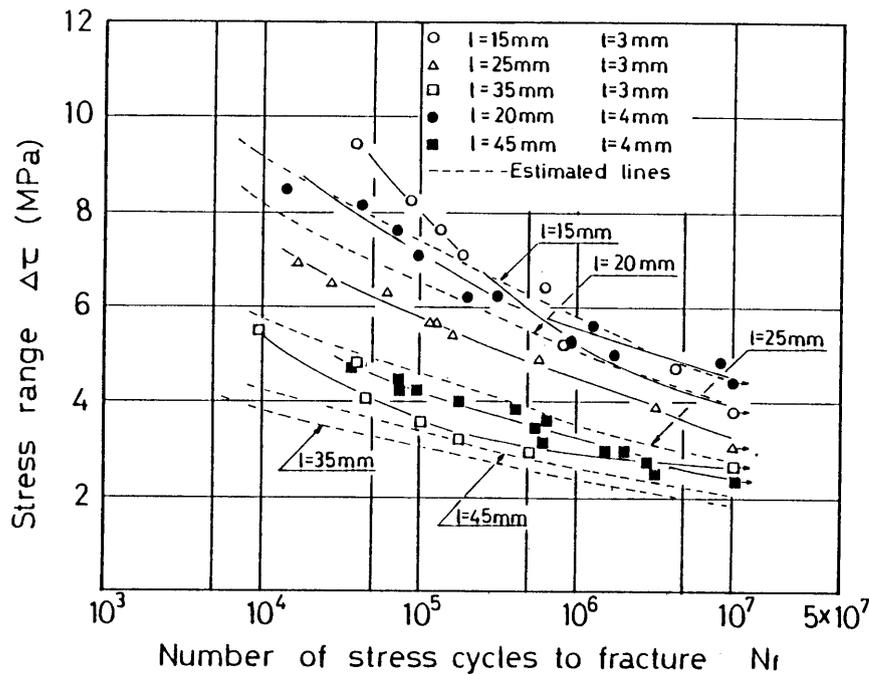


Fig. 7-9 Experimental and estimated S-N curves of the lap joints.

次に、重ね合せ接着継手の実験結果と推定線の比較を行う。Fig.7-9 では実験結果と推定線の間には幾分の開きはあるものの、許容範囲内で推定可能なことを示しており、また推定線は実験点の安全側にあり、このような点を考慮しても、本推定法は妥当であると考えられる。

ここで、Fig.7-9 に見られるように、 $\Delta\tau-N_f$ 線図上では特に重ね合せ長さによる応力状態が異なるために、各形状の試験片ごとに異なったS-N曲線が対応するが、 $\Delta\tau$ の値をTable 7-2により $\Delta\sigma_{max}$ に変換すれば、重ね合せ長さもしくは被着体板厚の影響は消去され、疲労強度は標準化される。このような観点からの整理結果をFig.7-10に示す。なお、図中にはFig.7-8の突合せ接着継手の実験結果も示している。同図より、重ね合せ接着継手の $\Delta\sigma_{max}-N_f$ 関係のばらつき帯に対して、突合せ接着継手の $\Delta\sigma-N_f$ 曲線はこれの低寿命帯の線にほぼ一致し、傾向的にみて重ね合せ長さの大なるほど長寿命側に位置することが認められる。

このような挙動について以下の考察を行う。応力解析より得られる最大応力は、疲労き裂の発生に良く対応するとされている。さらに、本突合せ接着継手は薄肉であるため、き裂の発生から破断までの期間は短いと考えられる。

また、Fig.7-11, 7-12に突合せ接着継手と重ね合せ接着継手の代表的な疲労破面を示す。Fig. 7-11に見られるように、突合せ接着継手では接着層が分散して破断面に残ってお

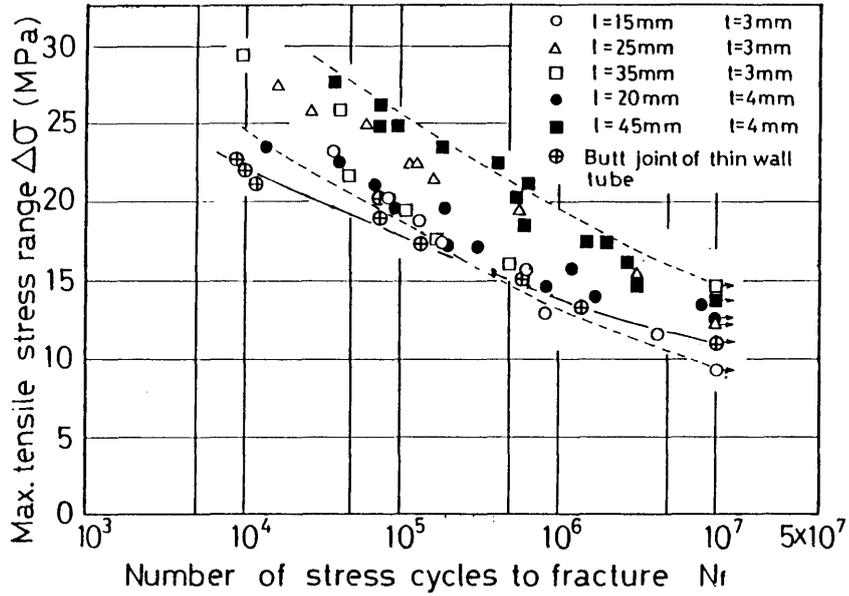


Fig. 7-10 S-N relations arranged by tensile stress to standardized experimental results.

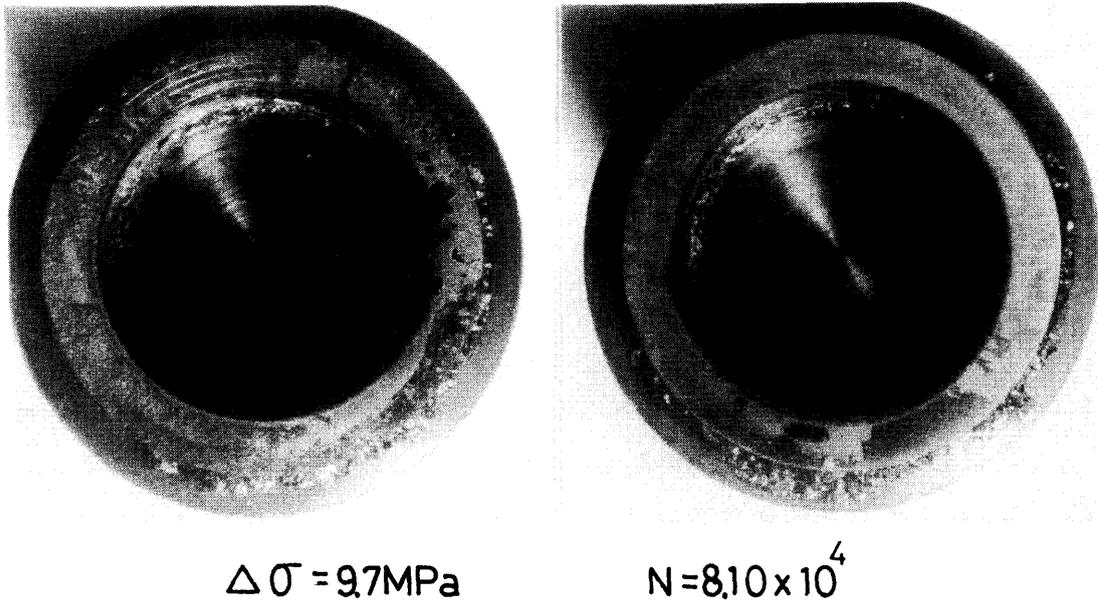


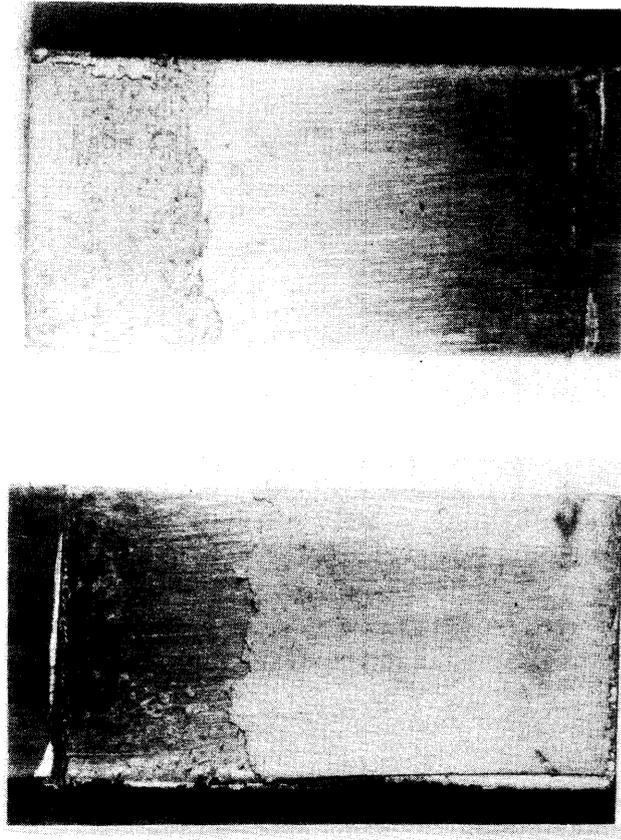
Fig. 7-11 Fatigue fracture surfaces of the butt joint of thin wall tube.

り、疲労き裂進展の形跡は認められない。しかし、Fig.7-12に示す重ね合せ接着継手では、疲労き裂の進展に伴う平滑な面と、破断時の接着層が分散した2つの面に分かれていることが観察される。このことから、重ね合せ接着継手については、疲労き裂の進展挙動を考慮する必要があると示唆される。すなわち、重ね合せ長さの増加に伴い実験値が推定値より長寿命側に移行することは、疲労き裂の伝ば過程に影響されたものと考えられる。

Crack propagation



Crack initiation



$$\Delta\tau = 3.2\text{MPa}_5$$
$$N_f = 6.15 \times 10^5$$

Fig. 7-12 Fatigue fracture surfaces of the lap joint.

7-6 総括

せん断荷重を受ける重ね合せ接着継手について有限要素法による応力解析を行い、継手寸法と重ね合せ端における最大引張応力の関係を求めた。その結果をもとに、均一な引張応力分布が得られる突合せ接着継手の疲労強度に基づく任意の寸法をもつ重ね合せ接着継手の疲労強度の推定法を提案した。得られた主な結果は次のとおりである。

(1) 有限要素法による応力解析の結果より、本実験で使用した重ね合せ接着継手では重ね合せ端近傍において最大引張応力および最大せん断応力を示し、そこにおける最大引張応力の方が最大せん断応力より大きいことが認められた。また、重ね合せ長さの増加は、最大引張応力と最大せん断応力を増加させ、被着体厚さの増加はこれらの応力値を低下させることが確認された。

(2) 重ね合せ接着継手のS-N関係から、重ね合せ長さの増加および被着体厚さの減少による疲労強度の低下を確認した。

(3) 重ね合せ接着継手の疲労強度を支配する代表値として最大引張応力を仮定し、突合せ接着継手のS-N線図を規準として任意寸法の重ね合せ接着継手の疲労強度の推定を試みた。

その結果、推定値は重ね合せ接着継手の疲労強度の実測値より安全側に偏るが、特に重ね合せ長さが短い場合について推定値と実測値の良好な一致が認められた。

参 考 文 献

- 1) 杉林俊雄，池上皓三，日本機械学会論文集：**50**-449，C17（1984）
- 2) 杉林俊雄，池上皓三，日本機械学会論文集：**50**-451，A373（1984）
- 3) 杉林俊雄，池上皓三，白鳥英亮，日本接着協会誌：**17**，50（1981）
- 4) 佐久間茂，森 信行，藤本正男，日本機械学会論文集：**49**-445，A1055（1983）
- 5) 例えば、Kinloch, A.J.: J. Mater Sci., **17**, 67 (1982)

第8章 FRP-鋼板重ね合せ接着継手のせん断強度特性

8-1 緒言

繊維強化プラスチック材料（以下FRPと呼ぶ）は軽量で耐食性にすぐれているため、構造物、中でも特に塔槽類等の化学装置材料としての利用が急増している。そのため、これら化学装置の組立時に必要となるFRPの接合技術が重要な問題となっている¹⁾。最近、FRPの接合法の中でも特に接着接合法が施工の簡便さや装置の気密性といった観点から注目を集め²⁾、それに伴いFRPの接着強度に関する研究が増加している³⁾⁻⁵⁾。しかし、FRP-金属といった異種材料の接着強度についての研究は、突合せ接着継手についての一例⁶⁾が見られるにすぎない。今後、このような接合は化学装置の製造過程において、さらには新しい機能を持った機械装置の開発に必要なものと考えられる。

そこで、本章では前章までの重ね合せ接着継手の強度特性や応力解析についての研究をふまえて、FRP-鋼板重ね合せ接着継手のせん断強度特性について、FRP-FRPや鋼板-鋼板重ね合せ接着継手のそれと比較することにより検討した。その結果、これら重ね合せ接着継手の強度評価に共通の指標を示すことができた。

8-2 接着継手試験片および実験方法

Fig.8-1 に本実験に供した重ね合せ接着継手の形状と寸法を示す。被着体試験片としてFRPおよび冷間圧延鋼板を使用した。なお、接着層厚さは0.1mm一定とし、重ね合せ長さ

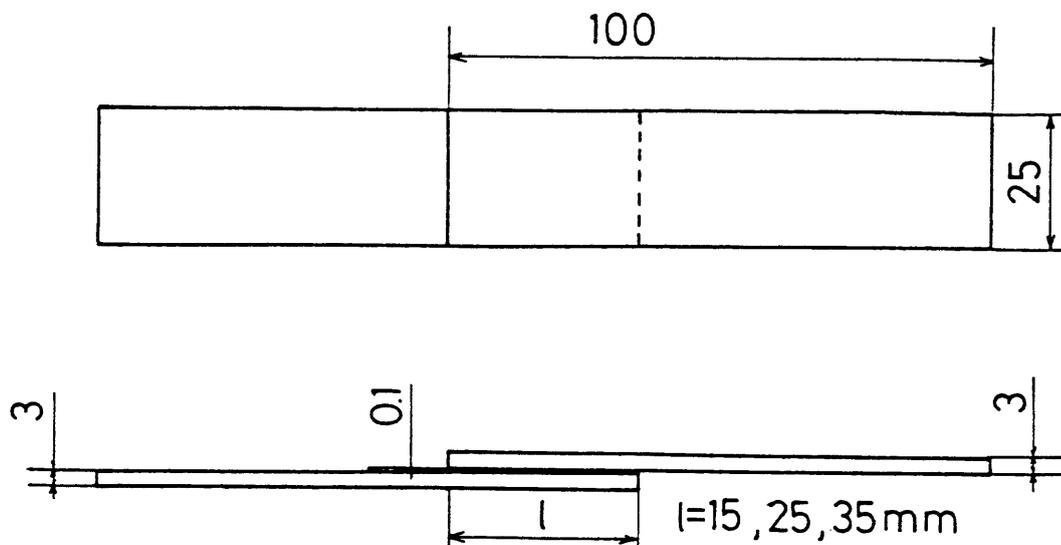


Fig. 8-1 Shape and sizes of the adhesive bonded specimen.

は 15, 25, 35mmとした。また、被着体 F R P 積層板を構成する繊維はガラスロービングクロス（日東紡製）で樹脂にはエポキシ樹脂を用いた。積層板は金型を用いてハンドレイアップ法により成型した。なお、積層板の繊維体積含有率は約 0.46 である。

接着剤は主剤のエポキシ樹脂 (Epikote 828) とポリアミド樹脂 (Versamid 115) を重量比 6 : 4 で 10mmHg の減圧下で混合したものである。また、接着剤の硬化条件は 110℃ で 3 時間保持した後、炉冷した。なお、試験片の接着は被着体表面をエミリーペーパー # 320 mesh で研磨したのちに行った。特に、F R P 被着体の研磨に際しては、表面の離形剤の塗布されている層が除去されるように留意した。

重ね合せ接着継手の引張せん断強度は万能材料試験機 (Instron 1175) を用いて、引張速度 1mm/min、試験温度 25℃ の条件で測定した。

8-3 重ね合せ接着継手の応力解析

重ね合せ接着継手の引張せん断強度と応力分布の関係を調べるため、7章と同様の方法で有限要素法で接着層の応力分布を求めた。

Fig. 8-2 に本解析に用いた座標系ならびに境界条件を示す。座標軸は長手方向を x 軸、厚さ方向を y 軸、幅方向を z 軸とした。境界条件としては上部被着体の A 部は x および y 方向固定、

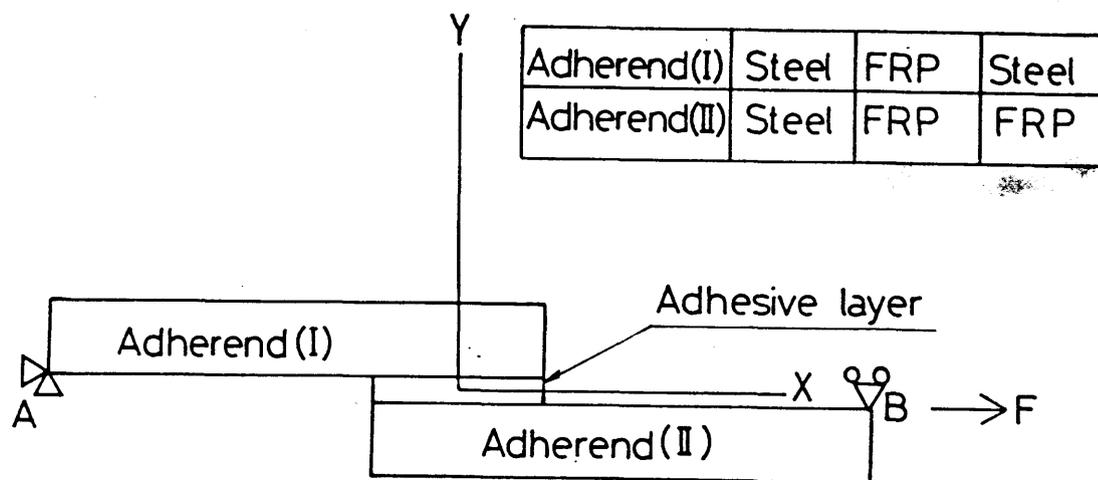


Fig. 8-2 Coordinate system and boundary condition.

下部被着体の B 部は y 方向のみ固定とし、外力は B 部に集中荷重として負荷した。また、応力解析は平面ひずみ状態を仮定して弾性解析で行った。

F R P 積層板の応力解析に際しては x z 平面内で等方性と仮定した。応力-ひずみ関係は次式で示される⁷⁾。

$$\begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{pmatrix} = \frac{E_y}{(1+\nu_{yx})(1-\nu_{yx}-2n\nu_{xz}^2)} \begin{pmatrix} n(1-n\nu_{xz}^2), n\nu_{xz}^2(1+\nu_{yz}), 0 \\ n\nu_{xz}(1+\nu_{yz}), 1-\nu_{yz}^2, 0 \\ 0, 0, m(1-\nu_{yz})(1-\nu_{yz})(1-\nu_{yz}-2n\nu_{xz}) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{pmatrix} \quad (8-1)$$

ただし、 $n=E_x/E_y$, $m=G_{xy}/E_y$

また、鋼板と接着層は等方性材料として解析した。本解析に用いた材料常数は Table 8-1 に一括して示す。

Table 8-1 Mechanical properties of the adherends and adhesive

	FRP	Steel	Adhesive
Young's modulus E_x, E_y (GPa)	25.5	205.8	1.47
Young's modulus E_y (GPa)	11.2	205.8	1.47
Poisson's ratio ν_{xz}	0.10	0.33	0.33
Poisson's ratio $\nu_{yz,yx}$	0.15	0.33	0.33
Shear modulus G_{xy} (GPa)	4.3	77.3	0.55

Fig. 8-3 ~ 8-6 に本解析による引張ならびにせん断応力分布を、重ね合せ長さ 15mm および 35mm の場合について示す。なお、横軸はそれぞれの重ね合せ長さで、また縦軸は平均せん断応力で正規化されている。これらの図から、FRP-FRP の鋼板-鋼板の同種接着継手では応力分布は重ね合せの中央よりほぼ対称であるが、FRP-鋼板の異種接着継手では非対称となっている。これは FRP の剛性率が鋼板のそれに比べて小さいために、FRP 側での変形が鋼板側でのそれに比べて大きいためと考えられる。

引張応力分布を示す Fig. 8-3, 8-5 から明らかなように重ね合せ端部近傍の引張応力の最大値は、FRP-FRP 接着継手が最も大きく次いで FRP-鋼板、鋼板-鋼板の順に減少し、被着体剛性率低下に伴う応力集中の増加が認められる。なお、重ね合せ長さが 35mm のときの

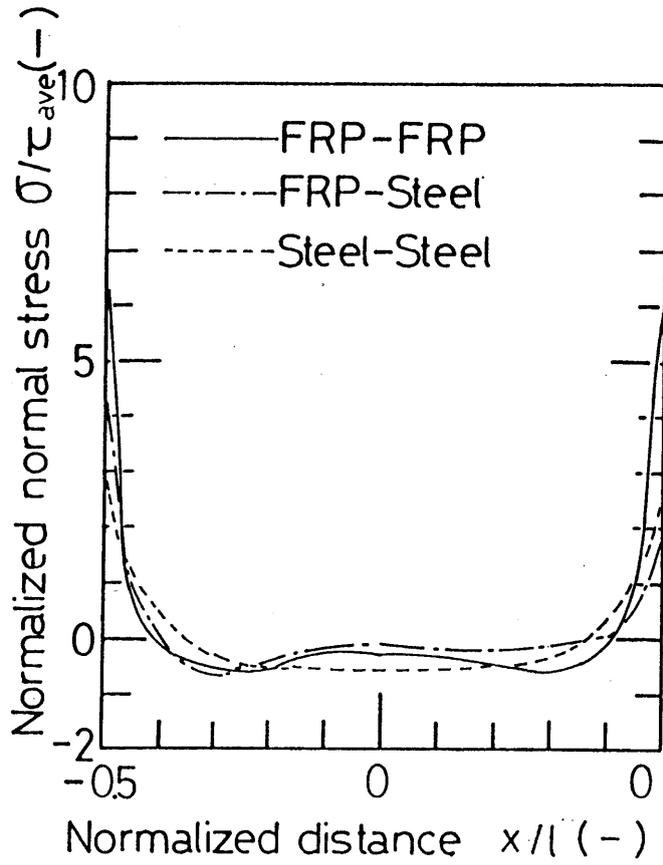


Fig. 8-3 Normal stress distribution along adhesive layer (lap length $l=15\text{mm}$).

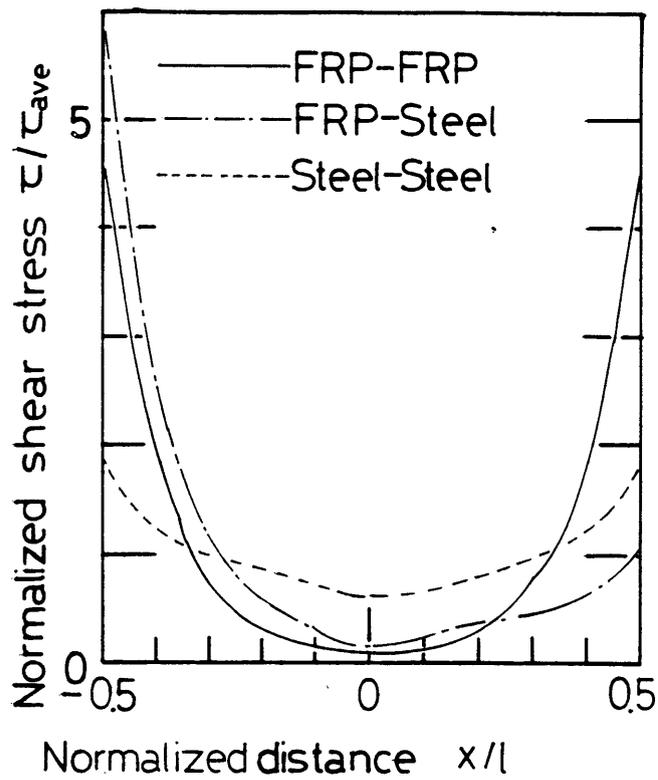


Fig. 8-4 Shear stress distribution along adhesive layer (lap length $l=15\text{mm}$).

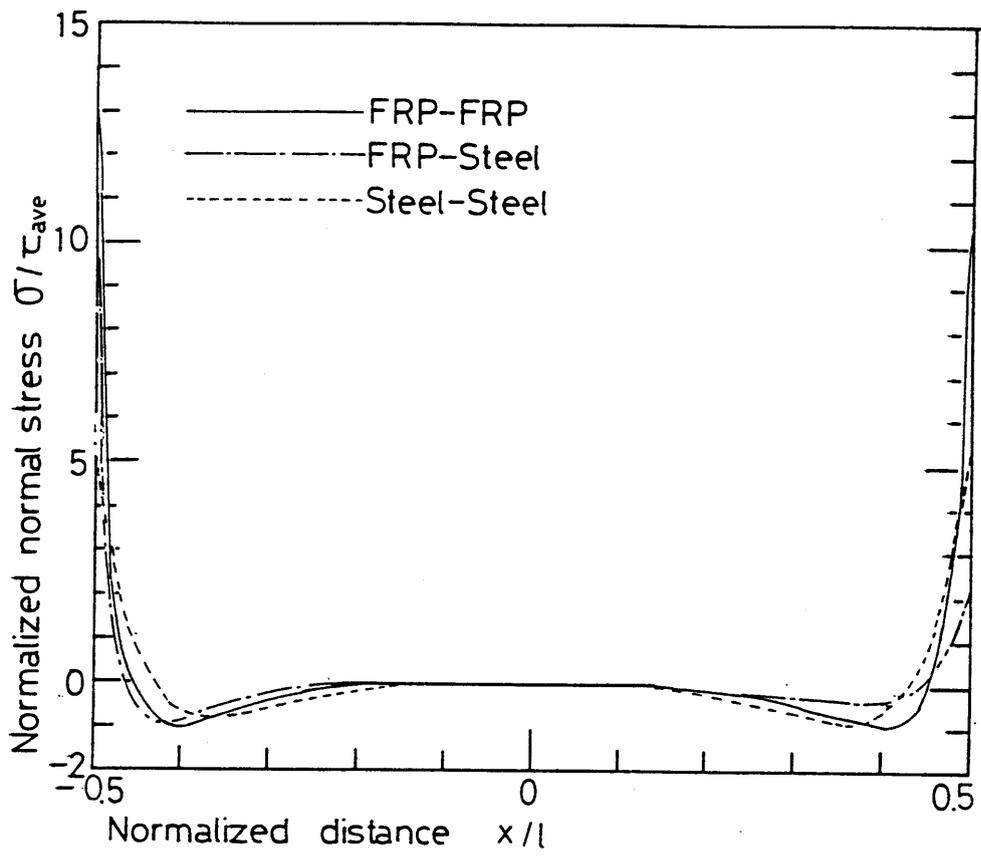


Fig. 8-5 Normal stress distribution along adhesive layer (lap length $l=35\text{mm}$).

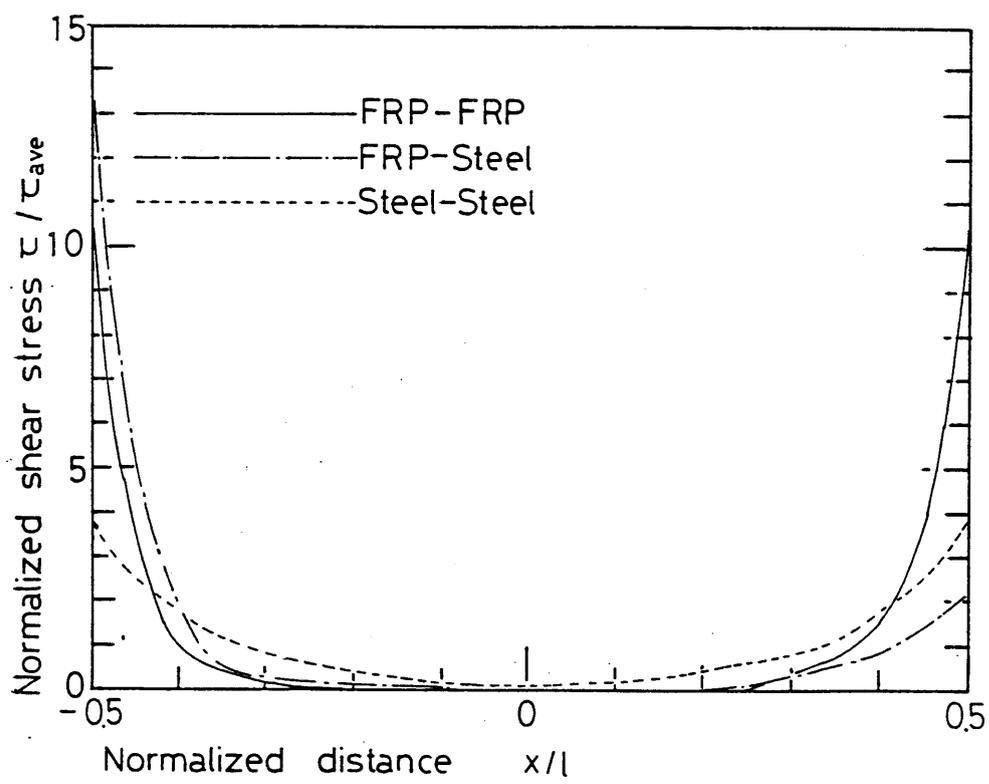


Fig. 8-6 Shear stress distribution along adhesive layer (lap length $l=35\text{mm}$).

引張応力の最大値は、接着継手の種類によらず15mm の場合の2倍以上になっている。一方、せん断応力分布を示す Fig.8-4, 8-6 から、せん断応力の最大値はFRP-鋼板が最も大きく、FRP-FRP、鋼板-鋼板の順に低下し、引張応力分布とは異なった傾向を示している。

8-4 せん断強度と応力分布の関係

Fig.8-7 に破断荷重を接着面積で除した平均せん断強度と重ね合せ長さの関係を示す。図から、全種類の試験片について重ね合せ長さの増加に伴うせん断強度の低下が認められる。こ

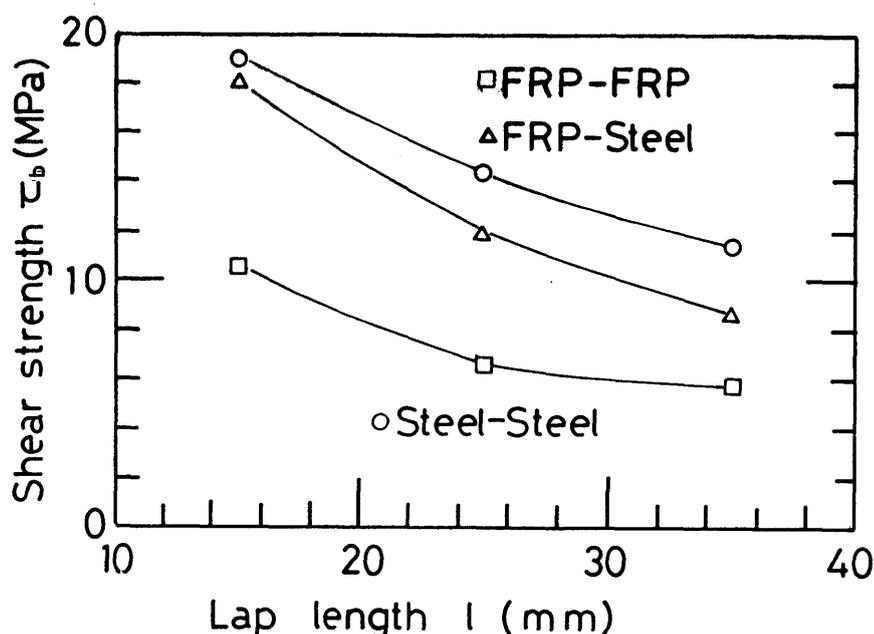


Fig. 8-7 Effect of lap length on shear strength.

れは、Fig.8-3, 8-6 で示したように重ね合せ長さの増加に伴う端部での応力集中係数の増加によるものと考えられる。また、これら試験片の中で鋼板-鋼板接着継手のせん断強度が最大で、FRP-鋼板、FRP-FRP 接着継手の順にせん断強度の低下が認められる。この傾向は Fig.8-3, 8-5 から見られる試験片端部での正規化された引張応力の最大値の増加傾向と一致する。

また、FRP-鋼板接着継手の代表的破壊面を Fig.8-8 に示す。図より、FRP-鋼板接着継手では被着体樹脂層の強度と接着層の強度が同等であるため、一部、被着体FRPの樹脂層ではく離が生じ、内部の繊維が露出している。すなわち、これら継手の破壊様式は第5章で示したような鋼板-鋼板接着継手のそれとは異なることが観察された。

ここでは、上述のように破壊様式の差異が認められるが、7章で行ったように引張応力の最大値より、これら重ね合せ接着継手のせん断強度の統一的整理を試みた。その結果を Fig.8-9

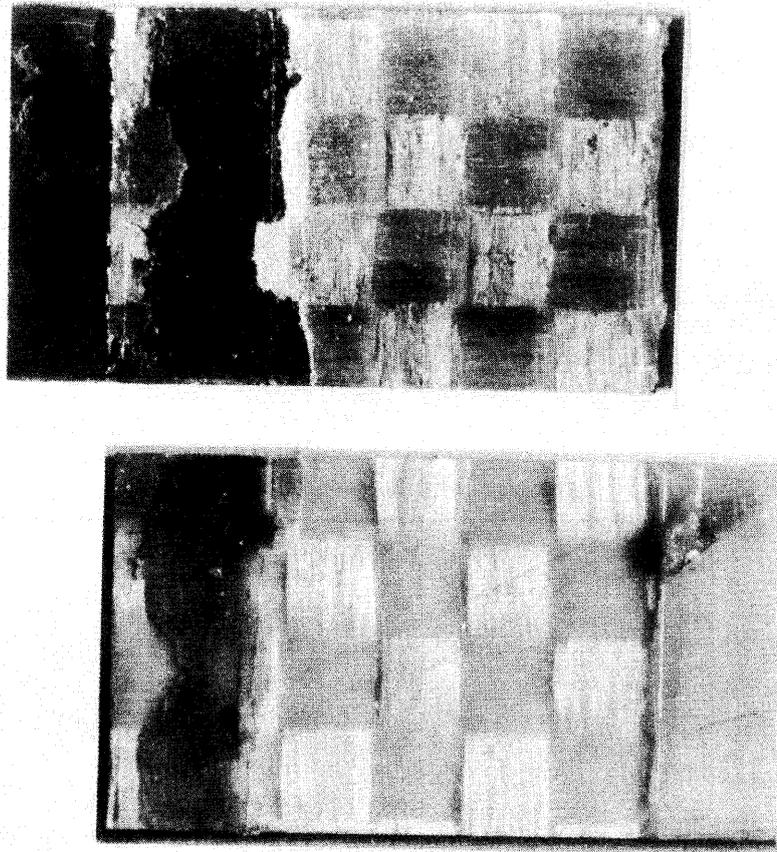


Fig. 8-8 Fracture surfaces of FRP-Steel lap joint specimen.

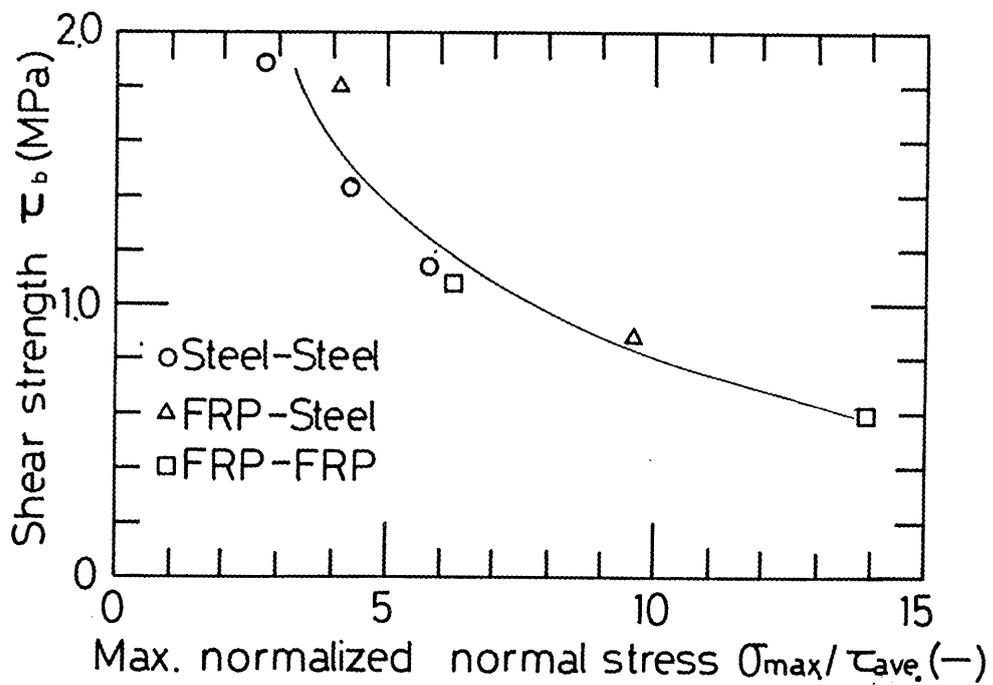


Fig. 8-9 A correlation of shear strength with normalized maximum tensile strength.

に示す。図から、せん断強度は正規化された引張応力の最大値によりほぼ一意的に決まることが認められる。このことは、破壊様式や被着体の材質の相違によらず、破壊の規準値に引張応力の最大値が適用できることを示唆する。

8-5 総 括

FRP-鋼板重ね合せ接着継手のせん断強度と重ね合せ長さの関係について、FRP-FRPと鋼板-鋼板重ね合せ接着継手の強度特性と比較することにより検討した。また、有限要素法により応力解析を行い応力分布とせん断強度の関係についても調べた。

- 1) 有限要素法による解析より、FRP-FRPならびに鋼板-鋼板の同種重ね合せ接着継手では引張およびせん断応力分布は重ね合せ中央部よりほぼ対称である。しかし、FRP-鋼板の異種重ね合せ接着継手ではFRP側の変形が鋼板側での変形に比べて大きくなっているため応力分布は非対称となっている。
- 2) 重ね合せ端での引張応力の最大値は、FRP-FRP接着継手が最も大きく、次いでFRP-鋼板、鋼板-鋼板接着継手の順に、すなわち被着体剛性率の低下に伴い減少している。一方、せん断応力の最大値はFRP-鋼板接着継手が最大でFRP-FRP、鋼板-鋼板接着継手の順に減少している。
- 3) 3種類の接着継手について重ね合せ長さの増加に伴うせん断強度の低下が認められた。また、これら接着継手の中で鋼板-鋼板接着継手のせん断強度が最大で、FRP-鋼板、FRP-FRP接着継手と順にせん断強度が低下した。これは引張応力の最大値の増加傾向と一致する。
- 4) 正規化した引張応力の最大値でこれら接着継手のせん断強度を整理した結果、せん断強度は正規化した引張応力の最大値によりほぼ一意的に決まることが認められた。これより、引張応力の最大値は接着継手の強度を支配する重要な因子であると考えられる。

参 考 文 献

- 1) 日本複合材料学会編：「複合材料を知る事典」，p. 118、アグネ（1982）
- 2) 日本接着協会編：「接着ハンドブック」，p. 843、日刊工業新聞社（1980）
- 3) 宮入裕夫，福田秀昭，永井正洋，松村篤良：材料，**30**，206（1981）
- 4) 吉田松夫，杉林俊雄，池上皓三：材料，**4**，87，（1980）
- 5) Adams, R.D.: J. of Adhesion, **4**, 87 (1980)
- 6) Macander, A.B. and D.R. Mulville: Trans. ASME Ser. H, **100**, 64 (1978)
- 7) Zienkiewicz, O.C.: "The Finite Element Method in Engineering Science",
邦約、吉識雅夫，山田嘉昭：「基礎工学におけるマトリクス有限要素法」 培風館(1975)
- 8) Bikerman, J.J.: "The Science of Adhesion Joint", p. 215 Academic Press New York

総 括

金属接着技術は、機械構造物の軽量化ならびに生産工程の合理化をもたらすことから、最近、種々の構造物の接合に応用されつつある。そのため、接着継手の強度特性を明確化することとともに、接着継手設計法の確立が求められている。

本研究では、まず継手作製時の重要な因子である接着層厚さ^{1), 2)}ならびに被着体表面粗さの強度に及ぼす影響^{3), 4)}を静的荷重下において検討した。次いで、重ね合せならびに突合せ接着継手を用いて、繰返し荷重下における金属接着継手の疲労特性について、継手設計時に必要な接着層厚さ、試験片の寸法効果および衝撃荷重の影響を検討した⁵⁾⁻¹²⁾。これらの結果に基づき、継手の応力分布と疲労強度の関係について検討を行い、重ね合せ接着継手の疲労強度推定法を提案した¹³⁾。

さらに今後、特に化学装置分野で応用が期待されるFRP-鋼板接着継手の強度評価についても検討を行った¹⁴⁾。以上の結果を要約すると次の通りである。

1) 接着層に均一な応力分布を与えることの可能な薄肉円筒突合せ接着継手を用いて、接着継手設計時に基礎となる継手強度に及ぼす接着層厚さと被着体表粗さの影響について検討した。すなわち、有限要素法による応力解析により、硬化収縮に伴う残留せん断応力が接着層厚さの増加に伴うねじりせん断強度低下の原因となっていることを明らかにした。また、充てん材を混入し、硬化収縮を低下させる接着剤を用いて、上述の残留せん断応力の影響を実験的に確認した。

次いで、被着体表面粗さのねじりせん断強度と接着層のじん性値の関係について調べた。すなわち、硬化条件の変化ならびに可塑剤の添加により接着層のじん性値を変化させた結果、じん性値が高い場合は表面粗さが大なるほどせん断強度が高く、じん性値が低い場合は表面粗さが小なるほどせん断強度が高くなることを見出した。(2章)

2) 比較的均一な応力分布が得られる突合せ接着継手の衝撃ならびに正弦波荷重下での疲労強度特性を調べた。その結果、突合せ接着継手の衝撃疲労強度は低繰返し数領域では正弦波荷重下の疲労強度を上回るが、繰返し数の増加につれて衝撃疲労強度が急激に低下する傾向を見出した。また、このような傾向に関連して正弦波ならびに衝撃荷重下の疲労過程における接着層のひずみ幅の変化傾向に差異があることを確認した。次いで、CTBNによる接着剤の改質は、正弦波ならびに衝撃荷重下の疲労強度を向上させ、特に高繰返し数領域における急激な衝撃疲労強度の低下傾向を緩和させることを認めた。また、正弦波荷重下の疲労強度は、接着層厚さの増加に伴い全繰返し数領域で低下するが、衝撃疲労強度に対しては、繰返し数増加に伴う疲労強度の低下傾向が緩和されることを示した。さらに、充てん材添加により、接着層厚さが小なる場合、低繰返し数領域の疲労強度を増大させ、接着層厚さが大なる場合には全繰返し数領域の疲労強度を

増加させることを認めた。(第3章)

3) 接着継手の強度評価・品質管理を行う上で重要な接着欠陥としての接着層内の気泡ならびに接着層界面における未接着部の疲労強度に及ぼす影響について検討を行った。その結果、突合せ接着継手の接着層における分散気泡は、低繰返し数領域の疲労強度を低下させるが、高繰返し数領域においては分散気泡を含む接着継手と含まない接着継手の疲労強度の差異が縮小することを見出した。このような傾向と関連して、分散気泡を含む接着継手と含まない接着継手の接着層での疲労過程におけるひずみ幅の変化傾向を比べると、分散気泡を含む接着継手は含まない接着継手よりゆるやかな増加傾向を示すことを確認した。さらに、疲労強度に及ぼす接着層界面の未接着部の影響については、分散気泡を含む場合と同様に、特に低繰返し数領域で疲労強度低下をきたし、繰返し数の増加に伴いその影響が低下することを確認した。(第4章)

4) 重ね合せ接着継手の設計の際に基礎となる重ね合せ長さ l と疲労強度の関係を、衝撃ならびに正弦波荷重下において調べた。その結果、正波荷重下における重ね合せ接着継手の荷重規準の継手疲労強度は、重ね合せ長さ l の増加に伴い全繰返し数領域で増大することが認められた。さらに、重ね合せ長さ l をパラメータとして次式で示す疲労強度の推定式を得ることができた。

$$\tau_{\max} = 1.71(28.74 - 0.79l + 0.0085l^2) \cdot N_f$$

一方、衝撃荷重下では低繰返し数領域の継手疲労強度は重ね合せ長さ l の増加に伴い増大するが、繰返し数の増加につれて重ね合せ長さ l の差による疲労強度差は縮小する。さらに、重ね合せ先端部における応力集中係数で疲労強度を整理すると、応力集中係数の増加に伴う衝撃疲労強度低下の割合が正弦波荷重下のそれに比して大きいことが認められた。(第5章)

5) 重ね合せ接着継手の疲労機構について、疲労過程における接着継手の剛性率ならびに疲労き裂の発生前の接着層自体の劣化が減少することを見出した。しかし、疲労き裂発生後は疲労寿命に関係せず接着層自体の剛性率は一定で、接着継手の剛性率の低下は疲労き裂成長に伴うコンプライアンスの低下に対応することを確認した。(第6章)

6) 均一な応力分布の得られる突合せ接着継手の疲労強度に基づき、任意の寸法をもつ重ね合せ接着継手の疲労強度の推定法を提案した。すなわち、重ね合せ接着継手の疲労強度を支配する代表値として最大引張応力を仮定し、突合せ接着継手のS-N線図を規準にして、任意寸法の重ね合せ接着継手の疲労強度の推定を行った。その結果、推定値は重ね合せ接着継手の疲労強度の実測値より安全側に偏り、特に重ね合せ長さ l の短い場合について推定値と実測値の良好な一致が認められた。(第7章)

7) FRP-鋼板重ね合せ接着継手のせん断強度特性と応力分布の関係について、FRP-FRPや鋼板-鋼板重ね合せ接着継手のそれと比較することにより検討した。その結果、7章で得られたように重ね合せ端近傍の引張応力の最大値がこれら重ね合せ接着継手の強度を決定する共通の指標となることを見出した。(第8章)

文 献

- 1) 岸本和一郎, 今中 誠, 網島貞男: 日本接着協会誌, **16**, 501 (1980)
- 2) Kishimoto, W., M. Imanaka, S. Amijima and H. Nakayama: Proc. of the 24th Jap. Cong. on Mat. Res., 335 (1981)
- 3) 今中 誠, 岸本和一郎, 沖田耕三, 中山英明: 材料, **31**, 397 (1982)
- 4) Imanaka, M., W. Kishimoto, K. Okita, H. Nakayama and S. Amijima: Proc. of the 25th Jap. Cong. on Mat. Res., 190 (1982)
- 5) 今中 誠, 岸本和一郎, 沖田耕三, 中山英明: 材料, **32**, 796 (1983)
- 6) Imanaka, M., W. Kishimoto, K. Okita, and H. Nakayama: Proc. of the 26th Jap. Cong. on Mat. Res., 275 (1983)
- 7) Imanaka, M., W. Kishimoto, K. Okita, and H. Nakayama: J. of Appl. Polym. Sci., **29**, 373 (1984)
- 8) Imanaka, M., W. Kishimoto, K. Okita, H. Nakayama and M. Shirato: J. of Comp. Mta., **18**, 412 (1984)
- 9) 今中 誠, 岸本和一郎, 沖田耕三, 中山英明: 材料, **33**, 365 (1984)
- 10) 今中 誠, 岸本和一郎, 沖田耕三, 中山英明: 材料, **34**, 377 (1985)
- 11) 今中 誠, 岸本和一郎, 沖田耕三, 中山英明, 白戸紋平: 材料, **34**, 1296 (1985)
- 12) Imanaka, M., W. Kishimoto, K. Okita, H. Nakayama and M. Shirato: Proc. of the 4th Int. Conf. on Structural Safety and Reliability, Kobe 3-713 (1985)
- 13) 今中 誠, 岸本和一郎, 沖田耕三, 中山英明, 白戸紋平: 材料, **35**, 623 (1986)
- 14) 今中 誠, 岸本和一郎, 沖田耕三, 白戸紋平: 化学工学論文集, 印刷中

付 記

本研究に当り、終始御懇切なる御指導・御授教を賜りました名古屋大学工学部教授白戸紋平先生に心からなる感謝の意を表します。

また、本研究に対して終始御好意と御援助をいただきました名古屋大学工学部助教授竹内寛先生に厚く感謝いたします。

本研究の実施を許された兵庫県立工業試験場元場長 (故)田中稔博士、前場長 柏原太郎博士、次長兼機械電子部長 岸本和一郎氏、普及指導部次長 沖田耕三博士、並びに関係各位に深く感謝いたします。

研究の遂行に際して、絶大な御支援を賜った兵庫県立工業試験場機械電子部および兵庫県商工部並びに企画部情報管理課の各位に厚く御礼を申し上げます。

本研究の遂行過程において、有益な御助言並びに実験上の種々の御援助を賜りました大阪産業大学 中山英明教授に感謝の意を表わすとともに、御助言・御討論を賜った関西大学工学部 新保正樹教授、東京工業大学精密工学研究所 池上皓三教授、セメンダイ工業(株)経営企画部次長 永田宏二氏、川崎重工(株)開発本部企画部課長 永井裕善博士、関西大学工学 越智光一博士、東京工業大学精密工学研究所 杉林俊雄博士に心から御礼申し上げます。