

金属 - FRP 接着継手の強度に関する研究

平成4年3月

寺 強

学位論文

金属-F R P 接着継手の強度に関する研究

平成3年12月24日

指導教官 白鳥正樹 教授

工学研究科生産工学専攻
工D97 于 強

目次

概要	1
第 1 章 緒言	3
1.1 本研究の目的	4
1.2 FRP 物性の特徴	6
1.3 接着	12
1.3.1 接着	12
1.3.2 構造用接着剤	12
1.3.3 接着継手	13
1.4 接着継手の応力解析の現状	19
1.5 強度評価の方法	26
1.5.1 最大応力による評価	27
1.5.2 エネルギーバランスによる評価	28
1.5.3 応力特異場パラメータによる評価	30
1.5.4 き裂による評価	31
1.6 応力解析、強度評価の問題点	44
第 2 章 金属 - FRP 接着構造の解析システム	45
2.1 接着継手応力解析システムの構成	47
2.1.1 プリプロセッサ	47
2.1.2 ポストプリセッサ	48
2.1.3 FEM プログラム	48
2.2 接着継手における熱応力の分布	60
2.3 接着継手の非定常熱応力の解析手法	66
2.4 まとめ	72
第 3 章 金属 - FRP 接着継手の熱応力解析	73

3 . 1	異種材単純重ね合わせ接着継手の熱応力分布	75
3 . 2	熱応力に対する継手の物性の影響	84
3.2.1	接着剤の熱膨張率の影響	84
3.2.2	被着材の熱膨張率の影響	84
3.2.3	接着剤剛性の影響	84
3.2.4	被着材剛性の影響	85
3 . 3	熱応力に対する接着継手寸法の影響	94
3 . 4	T型継手の熱応力解析	99
3.4.1	解析条件	99
3.4.2	T型継手の熱応力分布	99
3 . 5	三次元熱応力解析	105
3.5.1	解析条件	105
3.5.2	熱応力分布	105
3.5.3	応力分布に対する板幅方向の熱膨張率の影響	106
3 . 6	三次元軸対称の熱応力解析	112
3 . 7	まとめ	119
第4章	金属 - F R P 接着継手の低温強度評価	120
4 . 1	接着継手の接着層における応力分布	122
4 . 2	低温強度の試験方法	127
4.2.1	試験片	127
4.2.2	強度試験	127
4 . 3	試験結果	135
4 . 4	低温強度評価	141
4 . 5	まとめ	145
第5章	金属 - C F R P 接着継手の熱疲労強度	152
5 . 1	熱疲労試験機	155
5.1.1	試験機の構成	155
5.1.2	冷却システム	155

5.1.3	加熱回路	155
5.1.4	試験機本体	156
5.1.5	熱サイクル制御回路	156
5.2	熱サイクル試験時の接着層における熱応力分布	166
5.3	熱疲労試験と結果	170
5.4	まとめ	174
第6章	機械的疲労試験による熱疲労強度の評価	175
6.1	応力解析による機械的疲労試験法の設計	177
6.2	機械的疲労試験機	182
6.2.1	試験の概要	182
6.2.2	試験機の構成	182
6.2.3	試験片	182
6.2.4	温度制御	183
6.2.5	ひずみの測定	183
6.2.6	試験方法	184
6.3	強度試験と熱疲労強度評価	189
6.4	まとめ	193
第7章	接合界面力学と界面き裂の解析	194
7.1	異材弾性力学の基礎	196
7.2	接合された異材板の接合界面の応力特性	197
7.3	界面き裂の線形力学	202
7.4	影響関数法による界面き裂の解析	210
7.5	影響関数法による接触する界面き裂の解析	214
7.6	界面き裂の応力拡大係数の解析	219
7.7	まとめ	230
第8章	結言	231
謝辞		237

参考文献	239
发表論文目録	245

概要

現在、金属-FRP接着継手構造は航空機、宇宙構造物、超伝導応用機器などの構造要素として応用されつつある。このような分野では低温環境下での使用が多く、金属-FRP接着継手の低温強度評価は非常に重要な問題である。

近年では有限要素法を用いて、様々な接着継手の応力解析が行なわれ、接着継手の常温強度評価法が提案されている。金属-FRP接着継手は異種材の組合せであり、温度変化により熱応力が生じる。低温強度評価においてはこの熱応力を評価することが必要であろう。しかし、金属-FRP接着継手に対して、種々の温度環境での接着部における熱応力集中を考慮した継手強度評価法に関する研究報告は少ない。

熱応力が生じる時の金属-FRP接着継手強度を評価するには、まず接着継手の熱応力分布を把握しておく必要がある。熱応力分布に対しては、環境温度、継手材料、継手寸法などの影響因子が非常に多いので解析ケースも多くなり、解析を効率的に行なうことが重要である。また、継手形状などの複雑化に対応するためには、2次元のみならず軸対称、3次元解析も必要である。本報では、接着継手の応力解析を効率的に行なうために、有限要素法による2次元、3次元軸対称および3次元熱応力解析、熱伝導解析プログラムを中心とする応力解析システムを開発した。

開発した応力解析システムを用いて、アルミ-CFRP単純重ね合わせ継手の熱応力解析を行なった。アルミ-CFRP接着継手の接着層端部では特にせん断応力成分 τ_{xy} とMisesの相当応力 $\bar{\sigma}$ に関して顕著な熱応力の集中が生じる。この熱応力の集中は異なる被着材の間における熱膨張率の差によって生じるものであると考えられ、金属-FRP接着継手の低温強度はこの熱応力の集中に大きく影響されると予想できる。

熱応力が生じる場合の金属-FRP接着継手の強度評価法を確立するため、常温で接着加工したアルミ-CFRPとアルミ-GFRP接着継手の低温強度試験を行なった。アルミ-CFRP単純重ね合わせ継手強度 $s_1 (=T_1/S)$ の平均値は試験温度に大きく影響されていることが分った。ここに T_1 は試験片の破壊荷重で、 S は接着面積である。したがって、接着継手に大きな熱応力が生じる場合、熱応力の集中を考慮しなければ、接着継手の強度を評価するのは困難である。すなわち、次の式で継手接着層に生じる相当応力を定義しなければならない。

$$\bar{\sigma}^2 = 1/2(\sigma'_{11} + \sigma'_{\tau 11})(\sigma'_{11} + \sigma'_{\tau 11})$$

ここに $\sigma'_{\tau 11}$ は熱応力の偏差成分である。上の式で得られた接着層最大相当応力値で金属-FRP接着継手の破壊強度を評価すると、破壊条件は次式

$$\bar{\sigma}_{max} = \sigma_1 = \text{Const}$$

のようになることを確認できた。 σ_1 の値は温度依存性があり、一定の接着系に対して各温度における固有の値 σ_1 が存在する。すなわち、ある温度で接着継手の接着層最大相当応力 $\bar{\sigma}_{max}$ がこの温度の接着系固有の値 σ_1 に達した時に継手が破壊する。

金属-FRP接着継手の使用環境に繰返しの温度変化が生じる場合、継手使用寿命が熱疲労に大きく影響されると考えられる。金属-FRP接着継手の熱疲労強度を検討するため、まず疲労試験機を試作した。試験機には各種のものが考えられるが、一般的には接着継手の熱サイクル試験の1サイクルに必要な時間は長く、大量な実験結果を得ることは困難である。ここでは、十分な実験結果を得るため、速い試験速度を望み、強制冷却直接加熱型を採用した。CFRP材料の熱膨張率は極めて小さく、温度変化に対する寸法の変化はほとんどないので、アルミ-CFRP接着継手のアルミ側を加熱、冷却することにより、接着継手に低温熱サイクルを与えることができる。直接加熱方法とは、試験片のアルミ側に直接大電流を流し、試験片自身の電気抵抗により加熱させるというものである。

妥当な低電圧大電流の出力トランスを選ぶことにより、迅速な試験速度で熱サイクル試験を行なうことを可能とした。

この時の継手接着層に生じる熱応力を正確に評価するために、有効な非定常熱応力解析方法を提案した。金属-CFRP単純重ね合わせ継手の熱疲労強度試験は継手の非定常熱応力解析の結果に基づいて行なわれた。継手疲労試験の破壊回数と応力解析で得られた接着層に生じる相当応力の最大振幅値は片対数座標系上にほぼ直線関係を示し一般のS-N曲線と同様になっている。すなわち、金属-FRP接着継手の熱疲労強度に対して、接着層における相当応力の最大振幅値 $\Delta\bar{\sigma}_{max}$ を用いて評価することができる。この $\bar{\sigma}_{max}$ は数値解析により得られる。

金属-FRP接着継手の熱疲労強度を把握するため、熱疲労の強度曲線を得る必要がある。そのため、各種の温度サイクル条件において熱疲労試験を行なわなければならない。しかし、ここで製作した熱疲労試験機を用いて試験の迅速化を図っても、十分なデータを得るためには多くの労力と時間が必要となる。これを克服するため、次の評価方法を提案する。低温熱疲労試験の代用として、熱疲労の平均温度を環境温度として試験片に両振り繰返し荷重をかけるという機械的疲労試験を行ない、その結果によって、接着継手の熱疲労強度を評価する。

ここで、機械的疲労試験法を考えてみる。環境温度は低温熱疲労試験の平均温度とする。アルミ-CFRP単純重ね合わせ接着継手にかかる繰返し荷重の振幅を決める基準は、最大荷重をかける時、接着層端部のせん断応力が熱応力（熱疲労試験の平均温度で生じる熱応力）の倍になることである。応力解析から分るように、以上のように設定した繰返し荷重を単純重ね合わせ継手にかかる時、接着層端部における応力分布は熱疲労試験時の応力分布とほぼ一致している。接着層端部に生じるせん断応力に注目すれば、短時間内に大量な実験結果が得られる低温下の機械的疲労試験が熱疲労試験の代用として利用できるのではないかと思われる。

以上の予測のもとに応力解析で求められた繰返し荷重に基づいて機械的疲労試験を行なった。環境温度（平均温度）をそれぞれ -30°C 、 -50°C 、 -80°C にした。機械的疲労試験の強度結果と熱疲労試験の強度結果を同じグラフにプロットした。機械的疲労強度は熱疲労強度と同じような傾向を示している。しかし、熱疲労試験と比べると、機械的疲労試験の破断回数がわずかに多くなっていることが分る。したがって、機械的疲労試験から得られた疲労強度に適切な安全係数をかければ、第一近似として、アルミ-CFRP接着継手の熱疲労強度を評価できると考えられる。機械的疲労試験の所要時間は熱疲労試験の時間より極めて短いため、接着継手の熱疲労強度の評価方法として有効であることを示した。

以上をまとめると、金属-FRP接着継手の強度は接着層端部に生じる最大相当応力により評価できる。熱応力が生じる場合に対しても、熱応力の集中を考慮すれば、同じ方法で強度の評価ができることが分った。金属-CFRP接着継手の熱疲労強度は接着層に生じる相当応力あるいはせん断応力の最大振幅値で評価できることを明らかにした。そして、アルミ-CFRP接着継手の熱疲労強度の評価方法を確立することを目的として、熱疲労試験の平均温度においてアルミ-CFRP接着継手に適当な振幅をもつ繰返し荷重をかけて行なった疲労試験の強度結果は熱疲労強度とほぼ一致することを確認した。したがって、このような機械的疲労試験の強度結果に適切な安全係数をかけることによって、熱疲労強度を評価できると考えられる。

最後に、接着部に界面き裂を有する異種材接着継手の強度評価を行なうため、界面き裂の応力拡大係数の解析について考察した。ここで、貫通界面き裂を有する異種材継手の3次元解析を行ない、界面き裂の板厚方向の応力拡大係数の分布が異種材料の組合せに影響されることを明らかにした。

第 1 章

緒 言

1. 1 本研究の目的

1944年に、航空機の主要強度部材の接合部に接着を用いた最初の機体の実用され、接着接合は今日では航空機体、ロケットを始めとして、電子デバイス、超伝導機器に至るまでの多くの構造に応用されるようになってきている。さらに、新素材の利用、構造のハイブリッド化とともに、構造接着剤の進歩とあいまって、接着接合の重要性は大きなものとなっている。その新素材の一種類である強化プラスチック（FRP）は軽量性、耐食性、高比強度等の優れた機能を有しており、年々その接合構造は急速に増加しつつある。

FRPと高い剛性、強度を有する金属材料を組合せ、両者の特性を生かすことにより、機能性の優れた構造部材とすることが出来、構造物の高機能化を図ることが出来る。特に重量が非常に厳しく制限される航空、宇宙関係の構造物に対して、FRPは非常に望ましい材料の一つである。そのために、金属-FRP接着構造は他の構造物に比べ、かなり環境温度変化の著しい条件で使用されつつある。

金属-FRP接着構造には、温度変化がある時、異種材料物性の違いおよびFRPの異方性によって、接着部に必ず熱応力が生じる。その熱応力が生じる場合における接着強度の評価は、金属-FRP接着構造物の耐久性、信頼性に関する重要な課題である。

本研究の目的は、温度変化により金属-FRP接着継手の接着部に生じる熱応力の解析を行ない、さらにそれに影響する因子を調べ、接着部の応力分布に対する熱応力の影響を考察する。それとともに、応力解析に基づいて低温においての金属-FRP接着継手の強度試験を行なう。そして、応力解析の結果と強度試験の結果を合せて、環境温度の変化のある金属-FRP接着継手の強度評価法を確立する。

金属-FRP接着継手の使用環境に繰返しの温度変化が生じる場合、継手の使用寿命が熱疲労に大きく影響されると考えられる。この時の継手接着層に生じる熱応力を正確に評価するため、接着部における熱応力の非定常解析を行な

う。その解析結果に基づいて熱疲労試験機を試作し、熱疲労試験を行なう。そして、解析と実験結果によって、金属-FRP接着継手の熱疲労強度の評価法を検討する。

接着継手の熱疲労強度を把握するため、熱疲労の強度曲線を得る必要がある。そのために各種の温度サイクル条件において熱疲労試験を行なわなければならない。しかし、ここで試作した試験機を用いて試験の迅速化を測っても、十分なデータを得るためには多くの労力と時間が必要となる。これを克服するため、次の評価方法を提案する。低温熱疲労試験の代用として、熱疲労の平均温度を環境温度として試験片に両振り繰返し荷重をかける機械的疲労試験を行ない、接着継手の熱疲労強度の評価を試みる。

最後に、異種材継手の接着部に界面き裂を有する問題を検討する。界面き裂に関する報告は2次元的なものが多く、3次元の解析は比較的少ない。ここでは、有限要素法と境界要素法に影響関数法を取入れて、異種材継手の接合部にある界面き裂の3次元解析を行ない、その効果について考察する。

1. 2 FRP物性の特徴

複合材料は母材と強化用繊維から様々の独自性を維持出来る状態で複合された材料である。表1-1に繊維強化複合材料の分類を示す^(1.1)。現在、工業的価値のある繊維材としてはガラス(G)、炭素(C)、アラミド(Ar)、ホウ素(B)などがある。そのなかでもっとも注目を集めるのは炭素繊維(carbon fiber)である。

表1-2にごく概括的、定性的にCFRPの特徴を列挙した^(1.2)。表1-3に一方向積層CFRPの物性をまとめた。繊維強化系複合材料では、繊維配列方向と、それからの斜角により物性が異なる(異方性)のが一般的であるが、特にCFRPの場合は顕著である。例えば、表1-3中の0°方向、90°方向の各種物性を比較すれば、大きな異方性が存在することが分る。図1-1に、一方向CFRPの繊維方向に対し、角度 θ で引張ったときの強度変化を示す。これよりCFRPの異方性を端的に知ることができる。

CFRPは繊維配列方向に極めて小さな膨張率を示す。一方、明らかに異方性があり、繊維配列に角度を持つ方向へは図1-2で示されるような変化をする。このような挙動により起こされる現象として、次のものが挙げられる。

- (1) 積層構成により実質的にゼロ熱膨張の構造体を得られ、宇宙機器のアンテナ類に重用されている。
- (2) 他材料と接合して用いる場合、膨張率の相異で内部応力を生じるおそれがある。
- (3) 異方性により、他方向積層での層間の内部応力、反り(warp)、ひび(thermal crack)を注意しなければならない。

表 1 - 1 繊維強化複合材料の分類

マトリックス	名 称	略 称	例
ゴム	繊維強化ゴム fiber reinforced rubber	FRR	タイヤ
プラスチック	繊維強化プラスチック fiber reinforced plastics	FRP	マット材
メタル	繊維強化メタル fiber reinforced metal	FRM	Al-B
セラミックス	繊維強化セラミックス fiber reinforced ceramics	FRC	鉄筋コン クリート

表 1 - 2 C F R P 物性の特徴

長短	分類	内容
長所	力学的 熱的	a. 強度、弾性率が高い b. 比強度、非弾性率が極めて高い c. 疲労特性に優れる d. クリープ特性に優れる e. 金属に比べ、抗しん性が良い f. 熱的寸法安定性が良い（設計によってはゼロ熱膨張材料が得られる） g. 耐熱性、低温性に優れる
短所	全体 力学的 熱的	a. 異方性 b. 破断伸びが小さく耐衝撃性が低い、応力集中しやすい c. 他の材料と接着する場合に熱応力が生じる

表 1 - 3 一方向 C F R P の物性

タ イ プ		T 3 0 0	T 8 0 0	M 4 0
フィアメント数	f i l	3,000 6,000	12,000	3,000
0° 引張強度	M P a	1,630	3,660	1,190
引張弾性率	G P a	136	167	206
破断伸度	%	1.2	1.6	0.5
90° 引張強度	M P a	60	84	32
引張弾性率	G P a	9.0	9.0	7.0
破断伸度	%	0.7	1.1	0.5
0° 圧縮強度	M P a	1,490	1,600	910
圧縮弾性率	G P a	125	146	205
0° 層間せん断強度	M P a	122	114	86
0° 線膨張係数	$10^{-6}/^{\circ}\text{C}$	0.2		-0.8
90° 線膨張係数	$10^{-6}/^{\circ}\text{C}$	35		35
0° 熱伝導率	$\text{W m}^{-1}\text{K}^{-1}$	4.2		55
90° 熱伝導率	$\text{W m}^{-1}\text{K}^{-1}$	0.7		1.3
比熱	$\text{kJ kg}^{-1}\text{K}^{-1}$	0.84		0.84
0° 抵抗率	Ωcm	0.004		0.002
90° 抵抗率	Ωcm	6.6		13.0

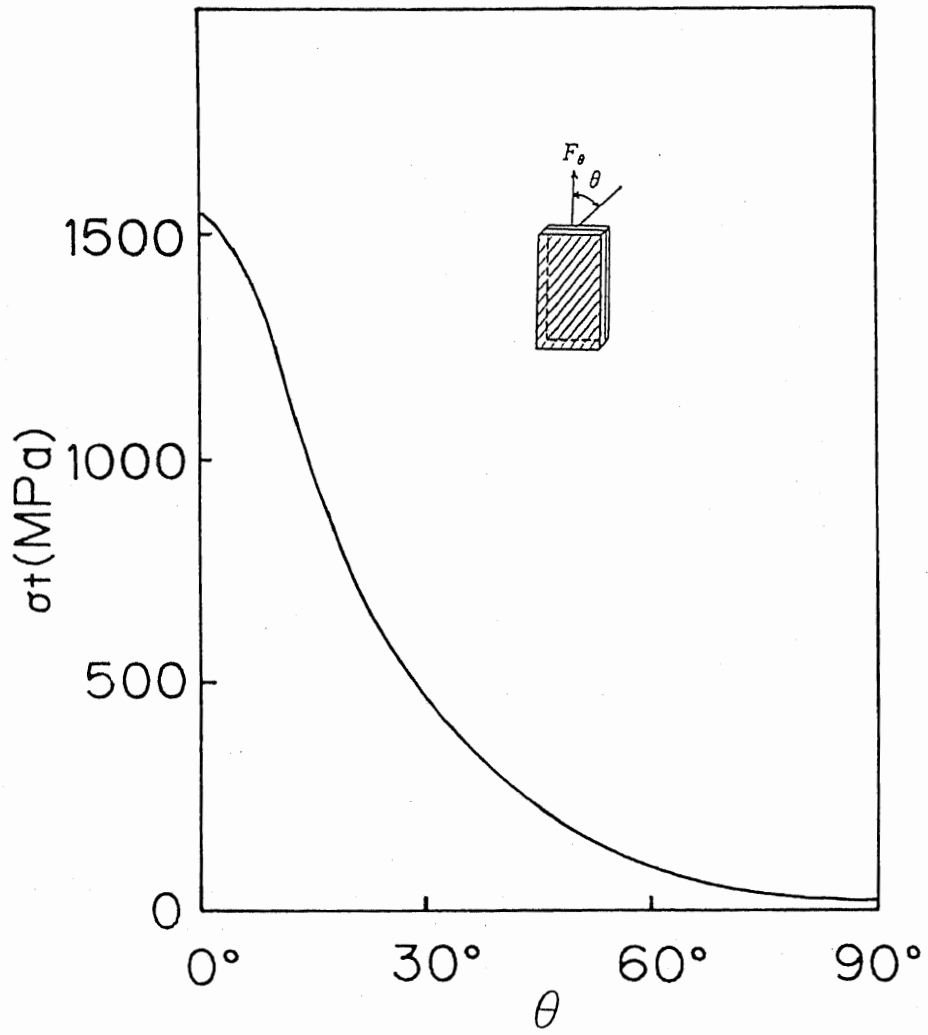


図 1 - 1 一方向積層 CFRP の強度の異方性

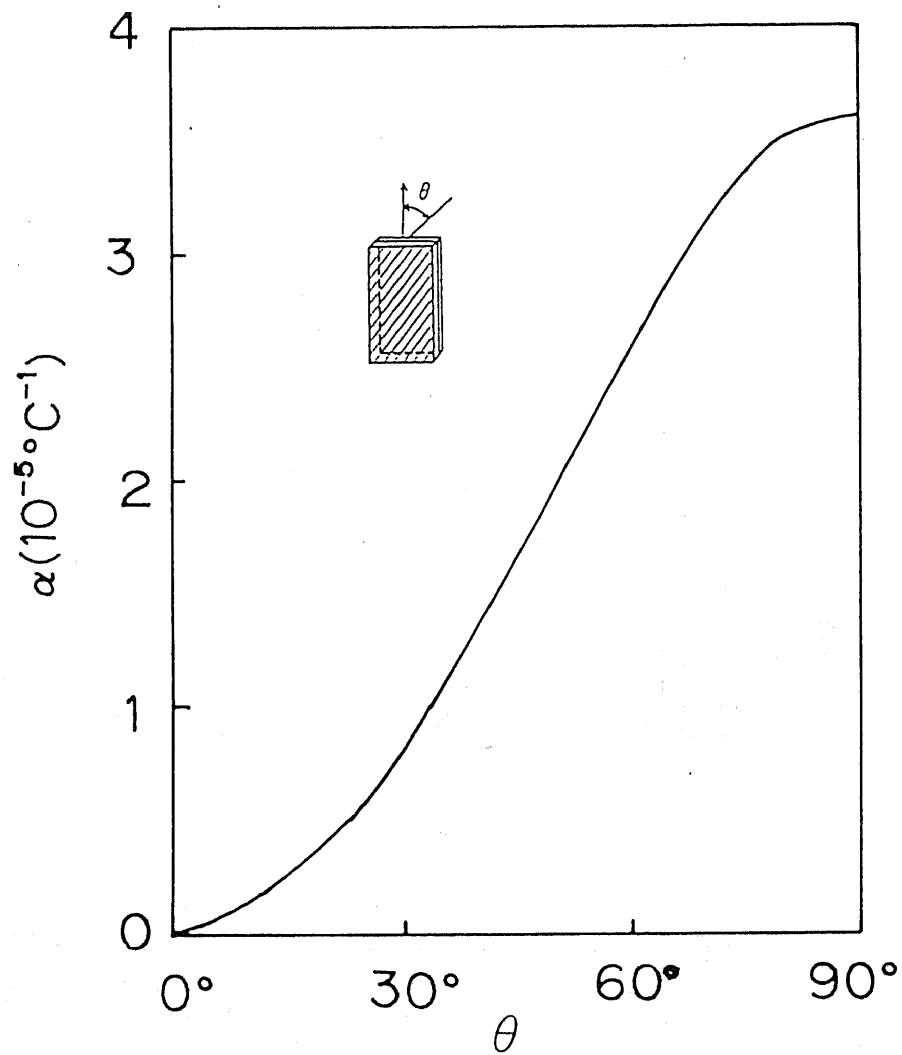


図1-2 一方向積層CFRPの熱膨張率の異方性

1. 3 接着

1. 3. 1 接着

接着接合の特色は、結合させる部材の接触面を接着させ、かつ荷重を一方からほかの接合部材へと伝えるのに十分な強さをもつ中間層にある。過去40年の間、構造接着剤は非常に広く急速な発展ができた。高温または低温下でも、また種々の化学的影響下においても、すばらしい強度特性をもつ接着剤が開発されていて、この接合方法は航空機、宇宙機製造や、多くの他の工業分野における構造物に対する合理的な継手の方法として、確実な進歩を踏み出した。図1-3にボーイング767の接着利用部分と構造材、図1-4にアポロ宇宙船、図1-5にスペースシャトルにおける応用例を示す。

接着剤の接着機構に関しては、種々の理論がある。接着剤と接着表面間の最適な付着を、実験によって明らかにしようとする数多くの研究がなされたが、この現象のすべてを説明するには至っていない。基本的には、付着現象は2種類に区別されている。機械的付着および接着剤と接合面の界面に作用する分子間力による接着剤の接着面への付着という特有付着である。表1-4に接着の特徴を示す。

1. 3. 2 構造用接着剤

構造用接着剤は、特に接着力が大きく、長期の負荷および負荷の変動に耐え、耐熱、耐湿、耐候性があり、航空機、宇宙構造その他の構造物に応用される。表1-5に構造用接着剤の性能の一例を示す。接着剤の主成分であるポリマーは、それ自体の機械的強さ、剛性の大きなもので、接着力も優れたものが良く、一般にフェノール樹脂、エポキシ樹脂などの熱硬化性樹脂が選ばれる。

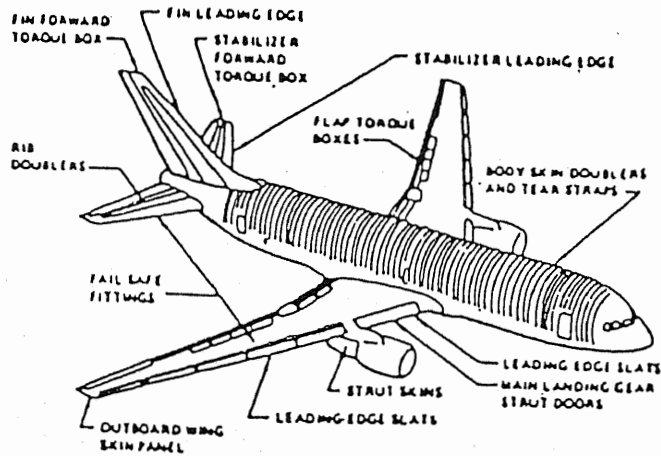
1.3.3 接着継手

接着材を何らかの方法で接着して形成される接着層界面には一般に複雑な応力状態が発生する。これは接着部の形態と加えられる応力の形態によっても異なる。そこで、接着継手として広く一般に実用化されている平面接着の場合についてその例を示すと、図1-6のような接着部の形態が挙げられる。ここに示したものは平面接着の基本的な形状のなかで、最も基本的な継手形態は下記の通り、

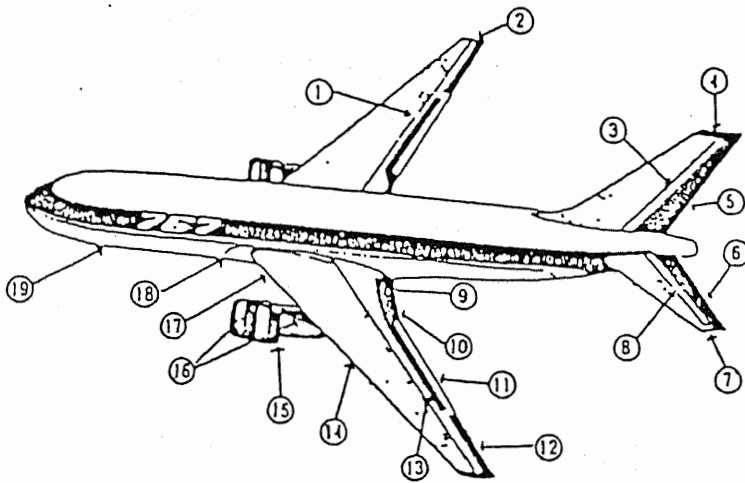
- 1 重ね合わせ継手 (Lap joint)
- 2 スカーフ継手 (Scarf joint)
- 3 突き合わせ継手 (Butt joint)

に分られる。この接合形態によって接着層に生じる応力は継手部に加える引張り荷重に対して、重ね合わせ継手はせん断応力を、スカーフ継手はせん断応力と垂直応力を、突き合わせ継手には垂直応力が作用する。したがって、接着剤と非着材との組合せで決る接着強さを調べる基礎的な接着強度試験はこのような試験法により求められる。

接着接合を構造に応用する上で、接着継手の応力解析、強度評価は不可欠な技術である。次に、接着継手の応力解析と強度評価の現状について述べる。



(a) 接着部



- ①主翼先端 (ケブラー繊維), ②主翼エッジパネル (炭素繊維/ケブラー繊維), ③垂直尾翼エッジパネル (炭素繊維/ケブラー繊維), ④垂直尾翼先端 (ケブラー繊維), ⑤垂直安定板 (炭素繊維), ⑥水平安定板 (炭素繊維), ⑦水平尾翼先端 (ケブラー繊維), ⑧水平尾翼エッジパネル (炭素繊維/ケブラー繊維), ⑨スポイラー (炭素繊維), ⑩エルロン (炭素繊維), ⑪フラップ (ケブラー繊維), ⑫エルロン (炭素繊維), ⑬スポイラー (炭素繊維), ⑭フェアリング (前フラップ支持) (ケブラー繊維), ⑮エンジンのおおい (炭素繊維), ⑯フェアリング (エンジン支柱) (ケブラー繊維), ⑰主脚とびら (炭素繊維/ケブラー繊維), ⑱フェアリング (翼一翼) (炭素繊維/ケブラー繊維), ⑳脚とびら (炭素繊維/ガラス繊維)

(b) 構造材

図 1-3 ボーイング767

熱保護カバー 第2段点火 (10万尺) ブースターと共に 脱落	コルク	Ablator
	エポキシ	
	フェノリック/ナイロンクロス	Ablator

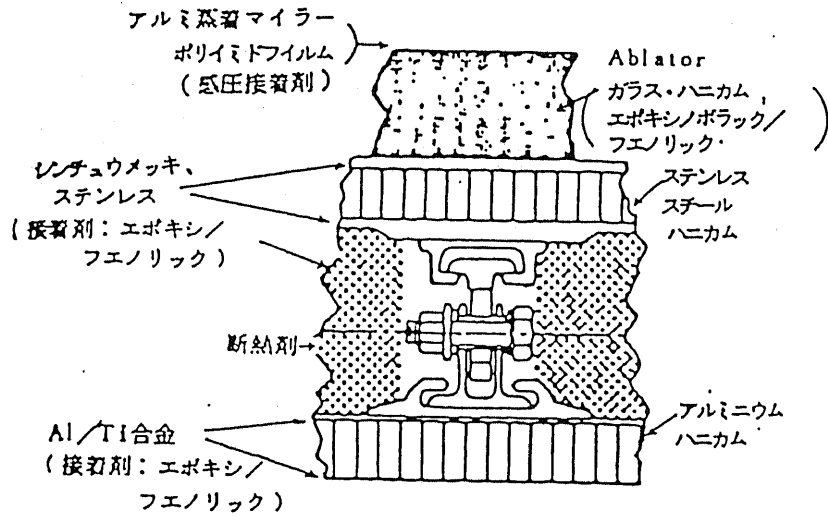


図 1 - 4 アポロ宇宙船

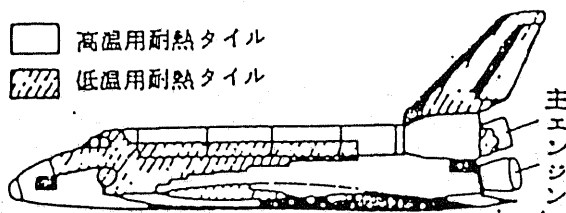


図 1 - 5 スペースシャトル

表 1 - 4 接着接合の長所と短所

<p>長 所</p>	<ol style="list-style-type: none"> 1. 軽量化と生産性向上 2. 複雑な表面間の接合が可能 3. 吸振，吸音作用がある。 4. 異種材料（金属、セラミックス、プラスチックなど）間の接合可能。 5. 気密，水密継手可能 6. 表面の凹凸のない平かな接合表面可能。
<p>短 所</p>	<ol style="list-style-type: none"> 1. 耐用年数の評価法方が確立されていない。 2. 接着強さがばらつきやすい。 3. 対高温性に限界がある。 4. 非破壊検査が確立されていない。

表 1-5 熱硬化型接着剤の特性

種類	形	接着方法		溶剤	硬化時間	実用温度(°C)				抵抗性				
		温度(°C)	圧力(kg/cm ²)			最低	最高	水	油、グリース	ガンリン	溶剤			
フェノール樹脂	液体	120~150	10~20	アルコール、アセトン、水	5~10分			-30	100	○	○	○	○	台板、木製品、金属ガラス、エラストマーおよび熱可塑性接着剤の改質剤
	粉末	120~150	10~20	アルコール、アセトン、水	5~10分		●	-30	100	○	○	○	○	
	フィルム	120~150	10~20	アルコール、アセトン、水	5~10分		○	-30	100	○	○	○	○	
レゾルシノール樹脂 フェノール-レゾルシノール樹脂	液体	24~120	0.7~14	アルコール、水	8~24時間 1分~8時間	210		-30	175	○	○	○	○	台板、あらゆる種のプラスチック製品、ボート運動用品
	液体	120~260		アセトン	16~76時間 12~48時間 10分~24時間 10分~24時間 10分~24時間 10分~24時間	70~210 70~210 140~230 210~350 210~350 210~350		-50	105	○	○	○	○	金属同士、金属とガラス、陶器、プラスチックの接着
エポキシ樹脂	液体	常温		アセトン	10分~24時間			-50	190	○	○	○	○	台板、木製品の接着
	粉末	120~260		アセトン	10分~24時間			-50	190	○	○	○	○	
ユリア樹脂	液体	常温	2~13		10分~2日			-30	50	○				台板、木製品の接着
	粉末	115~125	10~18		10分~2日			-30	50	○				
メラミン樹脂	液体	115~125	1.8~3.5		5分~12日			-30	50	○				台板、木製品の接着
	粉末	115~125	10~18		5分~12日			-30	100	○				

注 ○○△●×の順に優劣→不良

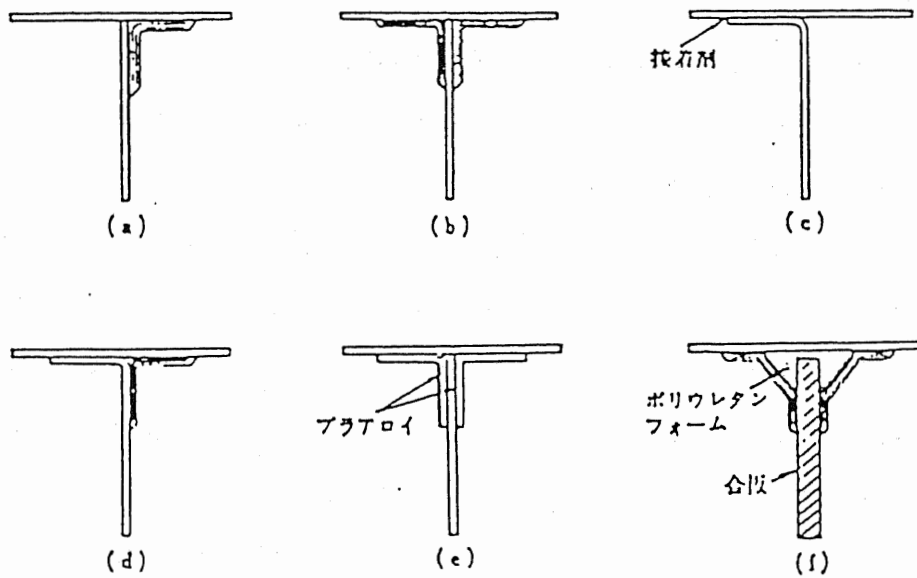
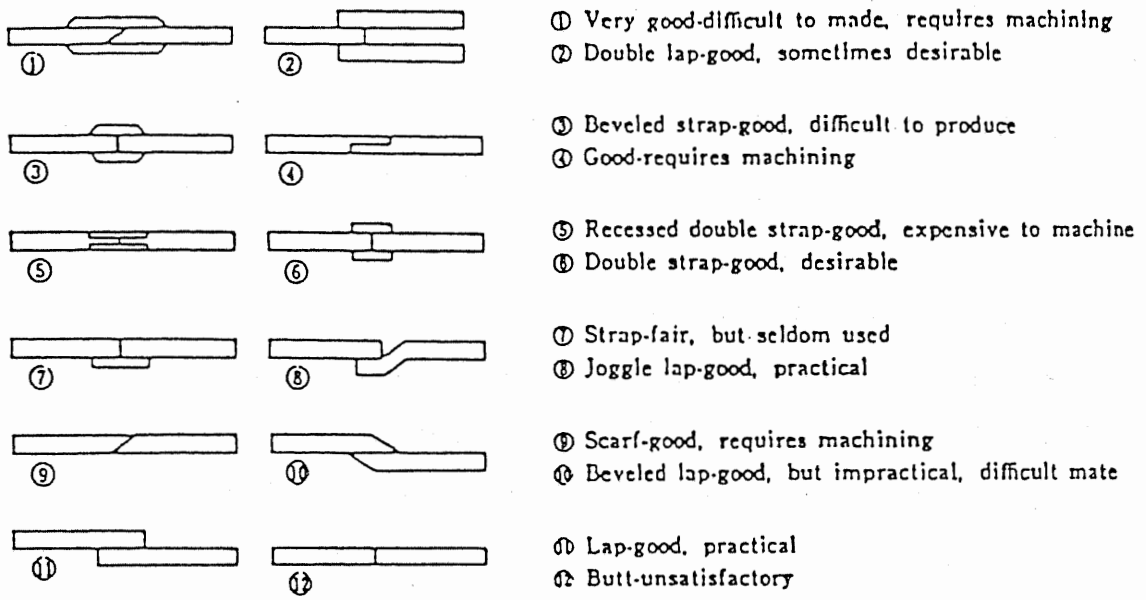


図 1 - 6 接着部の基本形態

1. 4 接着継手の応力解析の現状

接着継手に対する応力解析の方法は、大きく分けて材料力学、弾性論に基づく解析および有限要素法、境界要素法などの数値解析の二つに分けられる。これらにより、いわゆる接着層を中心とした応力分布、接着部端部の応力特異性、き裂の解析が行なわれている。

接着継手の応力解析は古く、1938年にVolkersonにより単純重ね合わせ継手に対して、接着剤のせん断変形のみを考慮した解析が行なわれている^(1.8)。その後、1944年に接着部端部に生じる曲げモーメントも考慮した解析がGolandraによって行なわれた^(1.9)。材料力学に基づく応力解析は、この解析を出発点としている。この解析の系列に属するものとしては、Lubkinら、Hart-Smith、Delaleら、能野らなどの解析が上げられる^{(1.10)-(1.27)}。この解析方法に基づいて、各種継手の応力分布が解析されるとともに、接着剤の材料非線形性、時間依存性等を考慮した解析も行なわれている^{(1.21), (1.25)-(1.27)}。

弾性論に基づき複素応力関数を用いた応力解析は、まだ少ないが、沢らによって突き合わせ継手(2次元、3次元)、ボルト-接着併用継手等の解析が行なわれ、応力分布が求められている^{(1.28)-(1.33)}。

数値解析による方法は、有限要素法(FEM)、境界要素法(BEM)によって行なわれているが、FEMによる解析が多い^{(1.34)-(1.64)}。FEMによる解析は、初期にWooleyらによって行なわれてる^(1.34)。Wooleyらは、Golandraの解の妥当性を確認し、被着体剛性、寸法などの継手パラメータを変えた解析を行ない、継手パラメータと応力分布の関係を明らかにしている。日本では、山口ら、池上らによって、FEM解析を用いた接着継手の応力解析が行なわれ始めた。その後、多くの解析が行なわれ、単純重ね合わせ継手を中心として各種形状の継手の解析、異材継手の解析、熱応力解析等が行なわれている^{(1.39)-(1.53)}。FEMを用いた解析では、被着体、接着層を板要素、ばね要素でモデル化した解析も行なわれている^{(1.54)-(1.60)}。また、接着層の特殊要素が幾

つか提案されている (1.61), (1.62)。BEMによる解析は、FEMに比較して少ないが、単純重ね合わせ継手を中心に、結城ら、西川らによって行なわれている (1.63), (1.64)。

以上は、接着端部での応力特異性、あるいはき裂の存在を考慮しない、いわゆる接着層を中心とした応力分布の解析の流れを述べたものである。一方、接着部のような接合界面の端部では、異材同志の界面が存在し、そこでの材料定数の不連続によって、接合界面端部には顕著な応力集中、あるいは応力の特異性が存在することが指摘されており、Bogyらにより応力特異性の解析が行なわれている (1.65) - (1.69)。また、接合界面にき裂が存在する場合、破壊力学による解析が必要となる。この界面き裂の弾性解析については、Erdogan, Rice, Sih, 結城らによって、基礎的研究が行なわれている (1.70) - (1.86)。

ここでは、FEMによる接着継手の解析の一例として、Wooleyらの解析を示す (1.34)。Wooleyらは、図1-7に示す単純重ね合わせ継手の解析を平面応力状態で行なっている。図1-8にはその結果の応力分布の一例である。図の縦軸の応力は、 σ_y 、 τ_{xy} を作用応力 σ で正規化した応力集中係数で示されている。Golandらの解析と同様に、接着層端部で応力が大きくなっている。表1-7はFEM解析とGolandらの結果の比較を行なったものである。同表に示すようにWooleyは被着体および接着層の寸法を一定として、被着体と接着剤の弾性係数 E 、 E_A の組合せを変えた3ケースについて比較を行なっている。最大応力集中係数 σ_{max}/σ 、 τ_{max}/σ の値は、よい一致をみている。そして、被着体および接着剤の弾性係数と厚さの組合せを変化させた場合のFEM解析をパラメトリックに行ない、接着層端部に生じる最大応力集中係数の変化を考查している。その結果の一例を図1-9に示す。 $E/E_A > 1$ の実用的な範囲では、接着層厚さ、ラップ長さが大きくなるにつれ最大応力集中係数は小さくなっている。ただし、Wooleyは最大応力集中係数を接着層の最大応力を被着体断面に作用する平均応力で除しているので、接着面に作用する平均応力で除した場合は、ラップ長さの増加とともに最大応力集中係数は増加することに留意しなければならない。Wooleyは、接着層要素のアスペクト比にも言及している。

アスペクト比 40 : 1 と 100 : 1 で τ_{xy} の分布および応力集中係数は変わらないが、 σ_y は接着層の隅部近傍のみで異なるとしている。FEM 解析では、このアスペクト比の問題は、重要であるので、注意する必要がある。

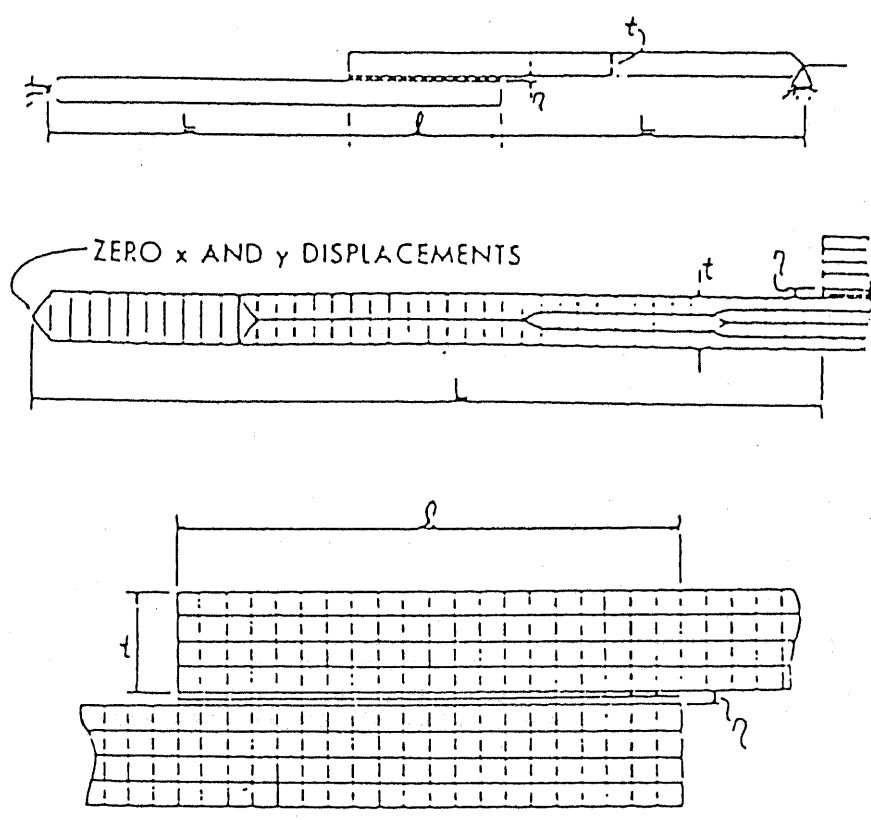


図 1 - 7 単純重ね合わせ継手 (Wooley解析) (1. 33)

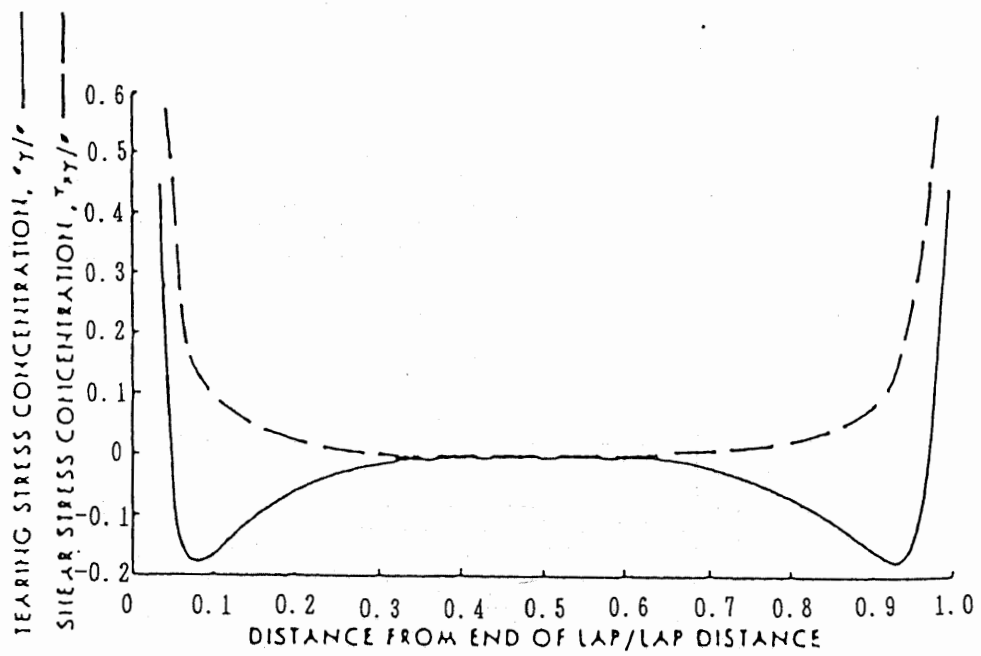
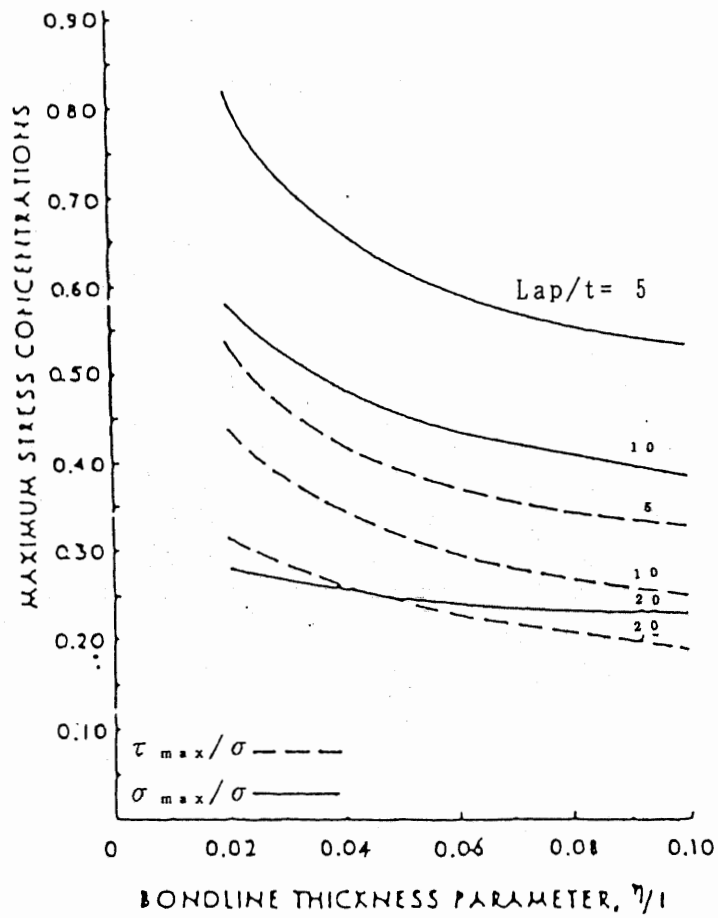


図 1 - 8 Wooleyの解析結果の一例 (1. 33)

表 1 - 6 F E M と Goland の解との比較 (1. 33)

Joint parameters			Maximum tearing stress concentrations	
			Finite element method	Goland and Reissner
E/E_A	l/l	η/l		
10	5	0.06	1.43	1.44
50	5	0.06	0.65	0.64
100	5	0.06	0.59	0.63



e) Ratio of $E/E_A = 100$.

図 1 - 9 最大応力集中係数と継手因子 (1. 33)

1. 5 強度評価の方法

強度評価の方法は、大きく分けて

- 1) 最大応力による評価 (1. 87) - (1. 94)
- 2) エネルギーバランスによる評価 (1. 95) - (1. 98)
- 3) 応力特異性パラメータによる評価 (1. 99) - (1. 101)
- 4) き裂による評価 (1. 102) - (1. 108)

に分けられる。

池上らは、接着継手を被着体、接着剤、接着界面の3つに分け、被着体、接着剤は、Misesの相当応力で、界面は界面に垂直な応力とせん断応力の組合せ応力で評価することを提案している (1. 87) - (1. 88)。白鳥らは、金属-FRP接着継手について、接着層最大相当応力で強度評価を行なうことを提案している (1. 89)。その他、鈴木ら、西川らは最大主応力で評価することを提案している (1. 90), (1. 91)。また、今中は接着継手の疲労強度を接着層の最大せん断応力で評価する方法を提案し、フィレットを有する単純重ね合わせ継手で種々の条件のS-N曲線が一本の曲線に標準化できることを示している (1. 92), (1. 94)。

河田らは、接着継手のはく離強度、せん断強度の両者をエネルギーバランスで統一的な評価を行なうことを提案している (1. 95) - (1. 98)。

服部は、応力特異場パラメータを用いた強度評価法を提案している。このパラメータを用いて、電子デバイスの界面強度および接着継手の評価を行なっている (1. 99), (1. 100)。結城らは、界面き裂の応力拡大係数を用いて界面強度を評価することを提案し、さらにき裂進展の評価基準として σ_{θ} を提案している。

また、き裂伝播についてもエネルギー開放率Gにより評価できることを示している (1. 106) - (1. 108)。

1.5.1 最大応力による評価

池上、杉林らは、接着継手の強度評価方法として、被着体、接着剤および接着界面の3種類の強度則を用いて評価することを提案している^(1.88)。

被着体と接着剤の強度則は、それぞれ強度がMisesの条件で表せるものとし、被着体に対し、

$$F1 = (\sigma_x^2 - \sigma_x \sigma_z + \sigma_z^2 + 3\tau_{xz}^2)^{1/2} / \sigma_{01} = 1 \quad (1.1)$$

とし、接着剤に対し、

$$F2 = (\sigma_x^2 - \sigma_x \sigma_z + \sigma_z^2 + 3\tau_{xz}^2)^{1/2} / \sigma_{02} = 1 \quad (1.2)$$

とする。ここで、 σ_{01} 、 σ_{02} はそれぞれ被着体、接着剤の引張り強度である。また、接着界面の接着強度則は薄肉円筒突き合わせ試験片による実験より求めている。すなわち、接着部に引張り応力とねじり応力の組合せを変えた強度試験を行なって得られる図1-10に示す強度線図から、

$$F3 = |\sigma_z / \sigma_{04}|^m + |\tau_{xz} / \tau_{01}|^m = 1 \quad (1.3)$$

とした。ここで、 σ_{04} は薄肉円筒試験片の引張り強度、 τ_{01} はねじり強度である。池上らは、被着体を軟鋼、接着剤をエポキシ系として接着層厚さ0.05mmに対して、 $\sigma_{01} = 343\text{MPa}$ 、 $\sigma_{02} = 64\text{MPa}$ 、 $\sigma_{04} = 31.5\text{MPa}$ 、 $\tau_{01} = 30.8\text{MPa}$ 、 $m = 8.66$ の値を得ている。図1-11はFEMによって得られた応力と式1.1~1.3の強度則によって予測される各部の破損荷重を示したものであり、図中の①が最も破損しやすい部位となる。図1-12は予測した強度と実験によって得られた強度を比較したものであり、上述した強度則で強度評価が行なえることを示した。池上らは、二重合せ継手、軸継手、異種金属継手等にもこの評価法

を適用している。

白鳥、森らは、金属-FRP接着継手において、接着層における最大相当応力により強度評価が行なえることを示している^(1.89)。すなわち、

$$\bar{\sigma}_{max} = \sigma_1 \quad (1.4)$$

の時、継手の破壊が生じるとしている。ここに、 σ_1 は被着体、接着剤の組合せおよび接着のプロセスで定まる破壊応力である。

一般の機械的疲労に関しても最大応力による評価法法の適用が検討されている。今中らは、金属接着継手について一連の疲労特性の実験を行なっている^(1.93)。図1-13はフィレットを有する単純重ね合わせ継手に実験によって得られたS-N曲線である。縦軸には平均せん断応力がとられており、フィレット半径による差が大きい。図1-14はFEM解析によって得られるフィレット部の最大せん断応力によって整理したものである。フィレット半径の差に依らずS-N曲線(○印、●印)は1つの曲線で示されている。なお、山本らのFRP接着継手、富岡らの金属接着継手の疲労強度に関する報告でも、最大応力によってS-N曲線の標準化が行なえる可能性のあることが示されている。

1.5.2 エネルギーバランスによる評価

河田、福田は、従来別々に取り扱われてきたせん断強度とはく離強度の両者がエネルギー・バランスの考えで統一的に扱えることを明らかにしている^(1.95)。はく離、せん断における破壊クライテリオンを、エネルギーバランスから次のように示している。

$$dW + dU + dL = 0 \quad (\text{はく離}) \quad (1.5)$$

$$\frac{dW}{dc} + \frac{dU}{dc} + \frac{dL}{dc} = 0 \quad (\text{せん断}) \quad (1.6)$$

ここに、 dW 、 dU 、 dL はそれぞれ表面エネルギー、弾性変形エネルギー、負荷のポテンシャルエネルギー変化であり、 c はクラック長さである。このクライテリアを基に、はく離強度 P/b (b は板幅)、せん断強度 N_{cr} が以下のように導かれている。

図1-15に示す θ はく離におけるはく離強度 P/b は、

$$P/b = \frac{1 - \cos \theta}{(1/Et + 1/E_m t_m)} \times \left[-1 + \sqrt{1 + \left(\frac{4\gamma}{1 - \cos^2 \theta} + \frac{1}{Et} + \frac{\cos^2 \theta}{E_m t_m} \right)} \right] \quad (1.7)$$

ただし、 γ は接着破面表面エネルギーで与えられる。また、 E 、および E_m はそれぞれ接着剤および被着体の縦弾性係数を示し、 t_m は被着体の厚さを示す。さらに、被着材の塑性を考慮した場合のはく離強度が次式で与えられている。

$$P/b = \frac{2\gamma}{(1 - \cos \theta)} \left(1 + \frac{t^2 Y}{4\rho\gamma} \right) \quad (1.8)$$

ここで、 $t^2 Y / 4\rho\gamma$ が塑性仕事を示す項である。

図1-16に示すせん断におけるせん断強度 N_{cr} は、

$$N_{cr} = \sqrt{4\gamma E_1 t_1} \cdot f(p, \sqrt{K/E_1 t_1} \cdot l) \quad (1.9)$$

で与えられ、 $p = E_1 t_1 / E_2 t_2 \leq 1$ の時、

$$f(p, \sqrt{K/E_1 t_1} \cdot l) = \frac{\sqrt{1+p} \sinh(\sqrt{1+p} \sqrt{K/E_1 t_1} \cdot l)}{p + \cosh(\sqrt{1+p} \sqrt{K/E_1 t_1} \cdot l)} \quad (1.10)$$

$$K = G_a / t_a \quad (1.11)$$

である。ここで、 E_1 、 t_1 および E_2 、 t_2 はそれぞれ被着体1、2の縦弾性係数、厚さを示し、 G_a 、 t_a は接着層の横弾性係数、厚さを示す。

1.5.3 応力特異場パラメータによる評価

服部は、接着界面の接合端部近傍の応力特異場の応力分布（特異点からの距離 r の応力）が近似的に、

$$\tau(r) = K / r^\lambda \quad (1.12)$$

で表されることに着目し、応力特異場の強さ K と特異性の指数 λ で接着面の強度評価を行なうことを提案している。服部は、電子デバイスレジンモールドのはく離強度についてその評価法の有効性を示した後、単純重ね合わせ継手に対して適用している(1.100)、(1.101)。 λ は被着体、接着剤の弾性係数、ポアソン比および接合端角度から求まる。そして、FEM解析で得られる接合端近傍の応力分布をこの λ でベストフィットさせ、 K を求める。被着体、接着剤の特性から $\lambda = 0.284$ と求められており、この λ で図1-17のようにベストフィットさせ、 K を求める。図1-18は、はく離限界曲線を示す。これから求めた接着せん断強度および破断荷重の関係が図1-19のように得られる。図で

は、Golandらの解析によって求められる最大せん断応力との比較を行なっている。図中の実線、点線はGolandらの解析を用いて τ_{max} が50MPaに達したとき破壊するとした時の接着せん断強度および破断荷重を示し、 Δ 、 \circ が特異応力場パラメータから得られた結果を示している。両者は比較的よく一致している。これらの解析結果から、服部は、応力特異場パラメータによる評価は、ラップ長さが被着体厚さ以上になるとその破断荷重がさほど向上しなくなるという実測結果をよく説明しているとして、その有効性を示している。服部は、さらに接合端角度の影響の考査も行なっている。

1.5.5 き裂の評価

き裂の評価は、通常応力拡大係数 K を用いて行なわれるが、接着継手では、き裂は混合モードになる場合が多く、一般的にはエネルギー開放率 G で評価されている。結城、石川らは、接着継手の破壊じん性、き裂の伝播パラメータとして、 G の有効性を示している^{(1.106)-(1.108)}。DCB (Double-cantilever beam) 試験片では、き裂はモードIであり、エネルギー開放率 G_I はコンプライアンスの変化から、次式で求められる。

$$G_I = \frac{P^2}{2B} \frac{dC}{da} \quad (1.13)$$

また、SLJ (Single-lap joint) 試験片では、モードIとモードIIの混合モードとなり、 G は、

$$G = G_I + G_{II} = \frac{P^2}{2B} \frac{dC}{da} \quad (1.14)$$

となる。ここに、 P は荷重、 B は試験片幅、 C はコンプライアンス、 a はき裂長さである。図1-20、1-21は、アクリル接着継手(被着体:アクリル

樹脂、接着剤：エポキシ系）のDCB試験片、SLJ試験片の限界エネルギー開放率である。DCB試験片、SLJ試験片ともにき裂長さに対して、限界エネルギー開放率は一定となっており、エネルギー開放率による接着継手の破壊じん性評価が有効であることを示している。直、SLJ試験片では、混合モードとなるため、GI、GIIもGと同様に、き裂長さに対して一定となっている。

さらに、結城、石川らは、図1-22に示す種々の接着継手試験片（被着体：アクリル樹脂、接着剤：エポキシ系）の疲労試験を行ない、き裂伝播の評価を行なっている。き裂進展速度をエネルギー開放率範囲 ΔGT （モードIとモードIIの和）との関係を図1-23に示す。これより、試験片形状に依らず、

$$da / dN = C (\Delta GT)^m \quad (1.15)$$

が成立しており、き裂伝播はエネルギー開放率範囲 ΔGT で評価できることが示された。また、 ΔGI （モードI成分のみ）、 ΔGII （モードII成分のみ）は ΔGT ほど有効なパラメータとならないことが示されている。図1-24は各種接着試験片の破壊じん性値 GTC と GII/GI の関係を示す。 GTC は GII の増加に伴って増加している。このことから、結城、石川らは、き裂を有する接着継手の静的破壊と疲労破壊とは異なるクライテリウムおよび評価法が必要であると指摘している。

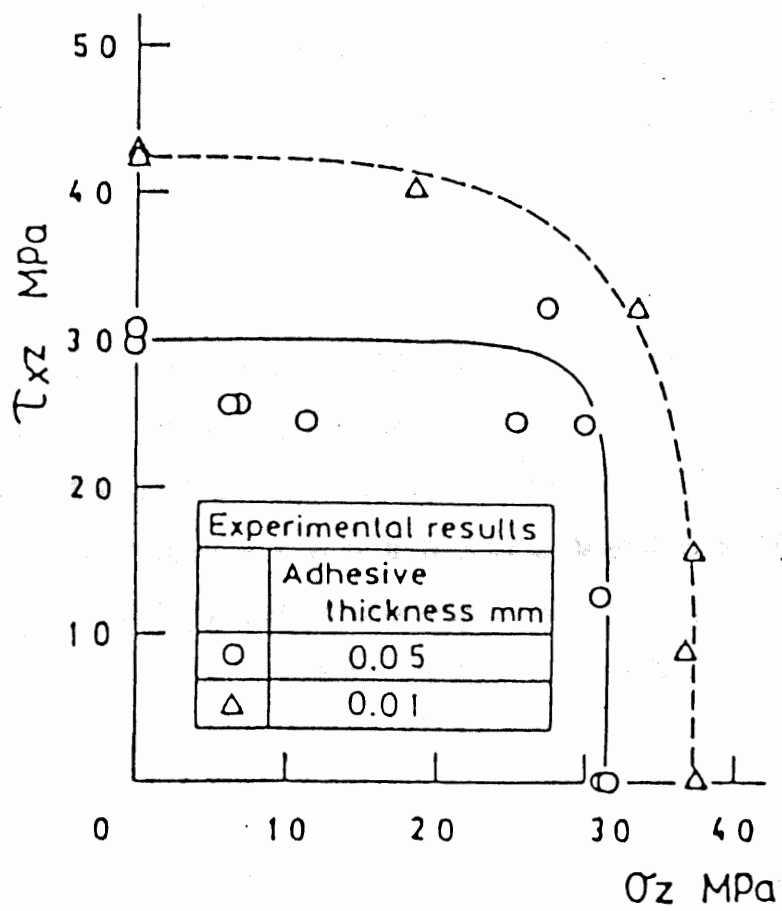


図 1 - 1 0 接着強度則の測定例 (1. 8 6)

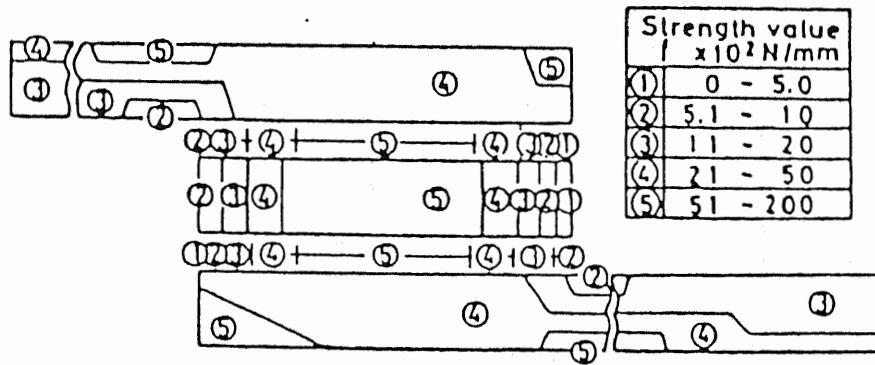


図 1 - 1 1 単純重ね合わせ継手の強度分布 (1. 86)

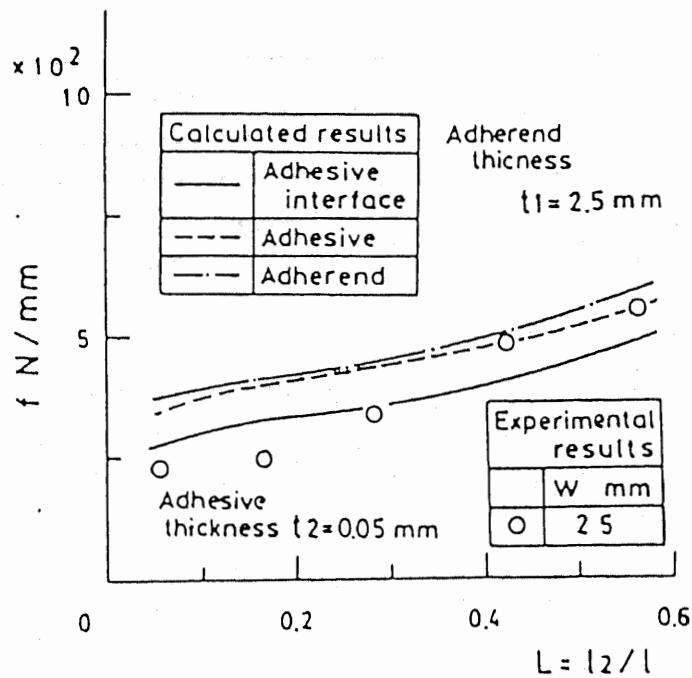


図 1 - 1 2 単純重ね合わせ継手の強度の計算値と実験値 (1. 86)

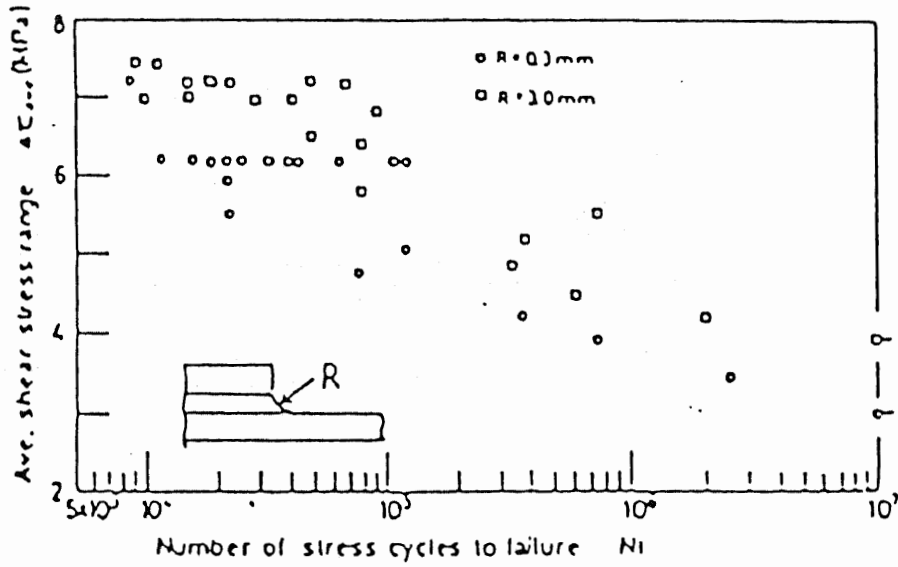


図 1 - 1 3 フィレットをもつ重ね合せ接着継手の S - N 曲線 (1. 9 1)

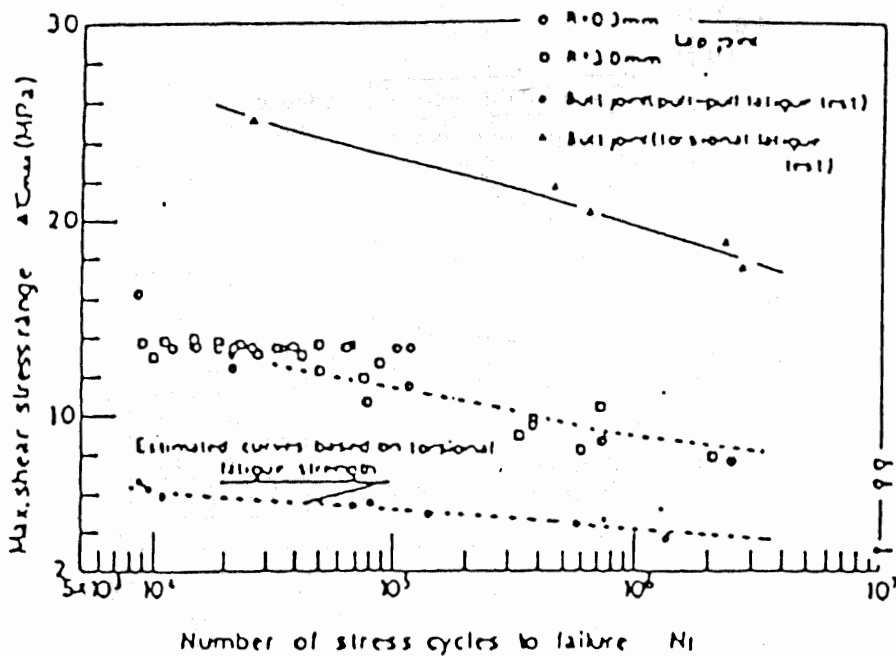


図 1 - 1 4 標準化された S - N 曲線 (1. 9 1)

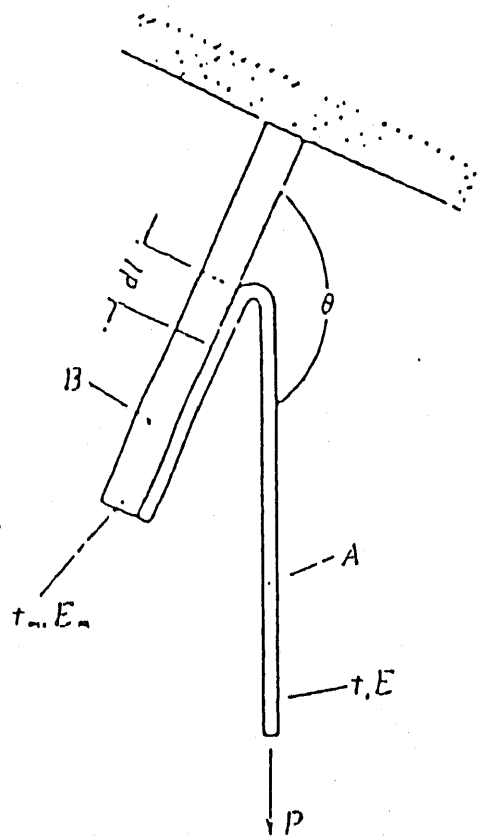


図 1 - 15 θ はく離 (1. 93)

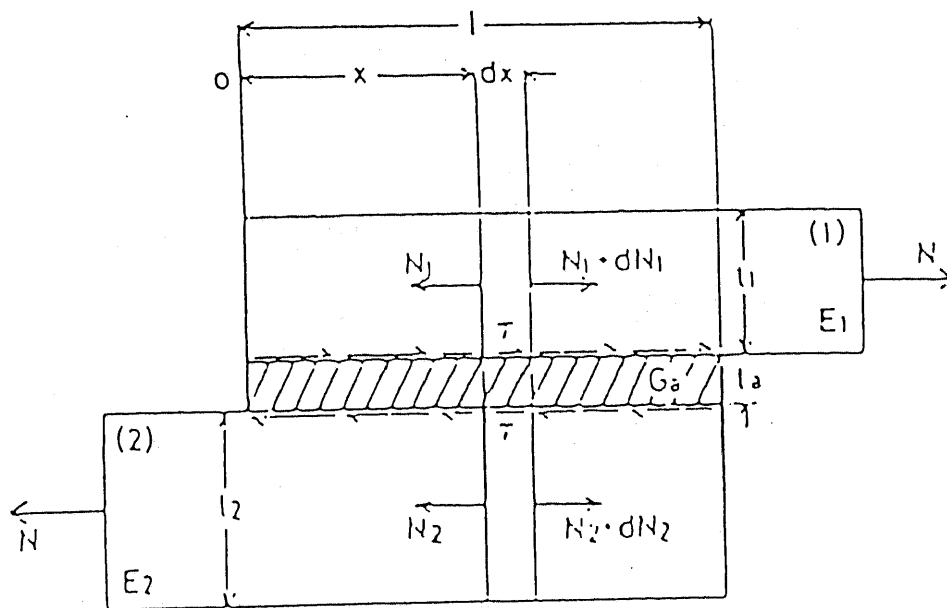


図 1 - 16 シングル・ラップ接着継手のせん断 (1. 93)

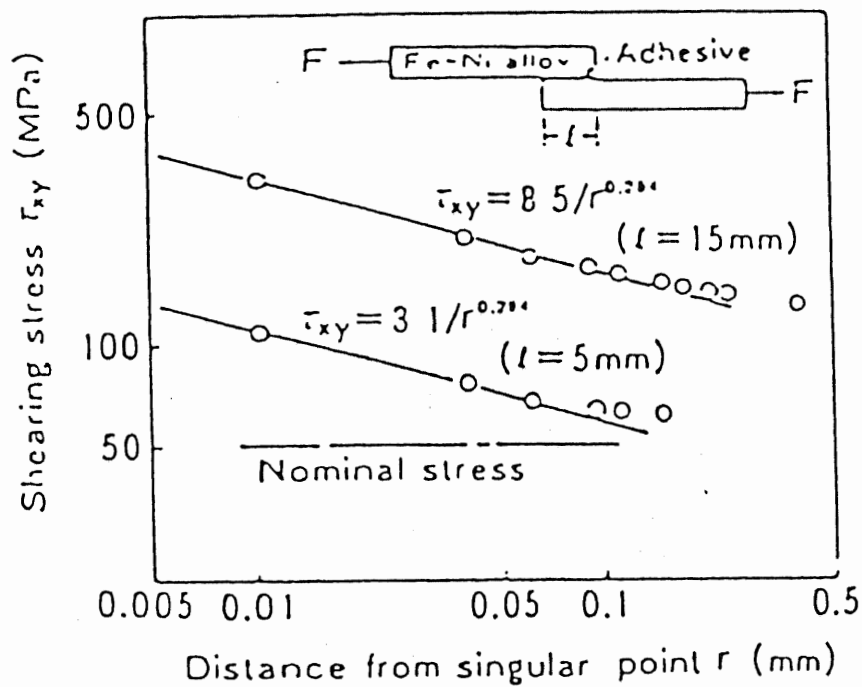


図 1 - 1 7 接着端近傍のせん断応力分布 (1.99)

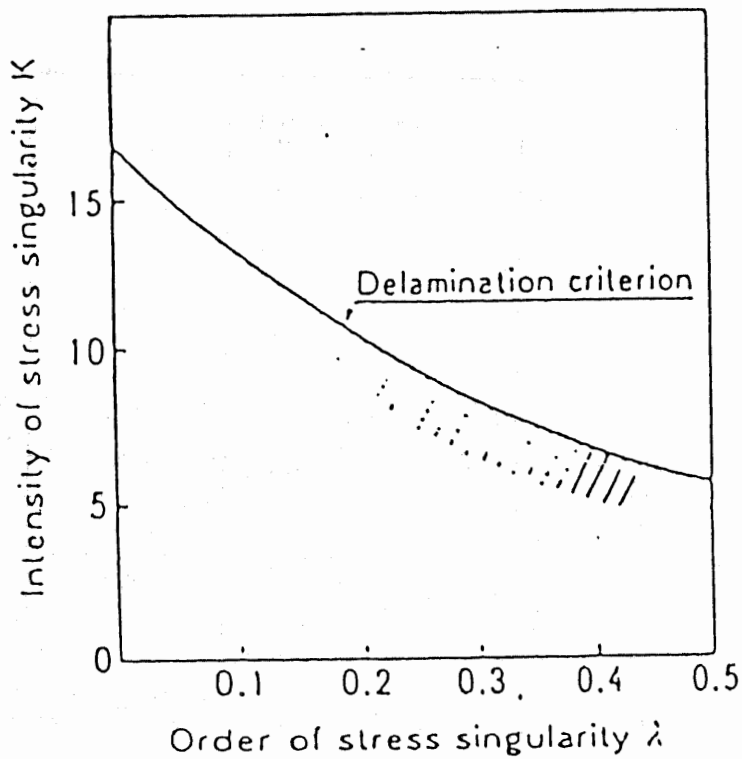


図 1 - 1 8 はく離限界曲線 (1.99)

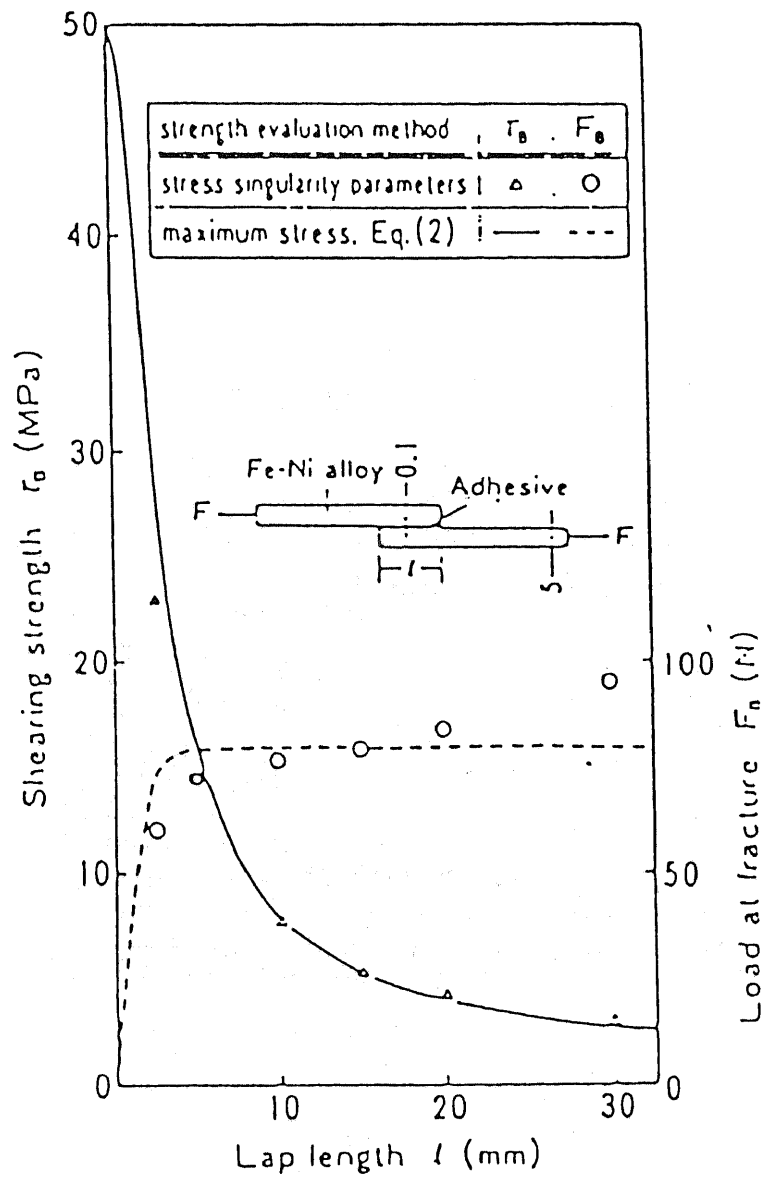


図 1 - 1 9 接着せん断強度および破断荷重とラップ長 (1. 9 9)

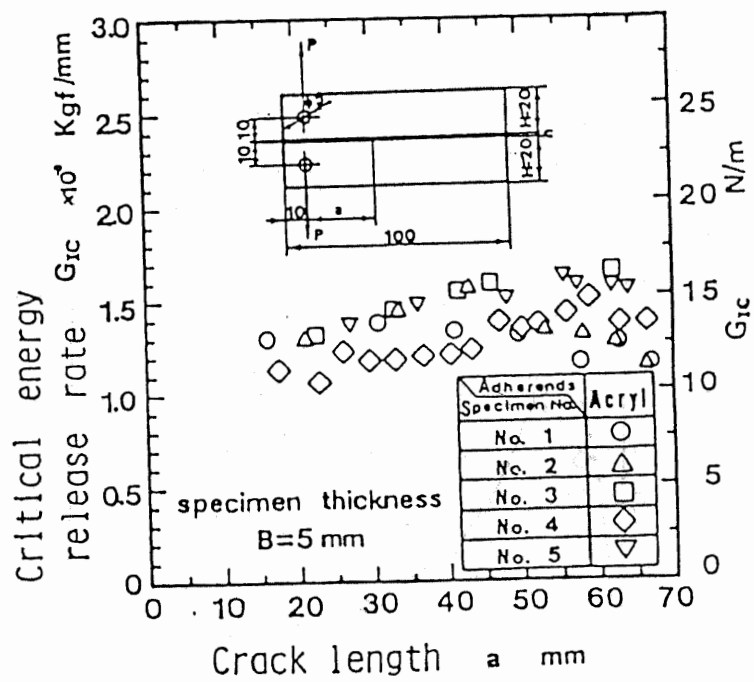


図 1 - 2 0 DCB 試験片の破壊じん性値 (1.104)

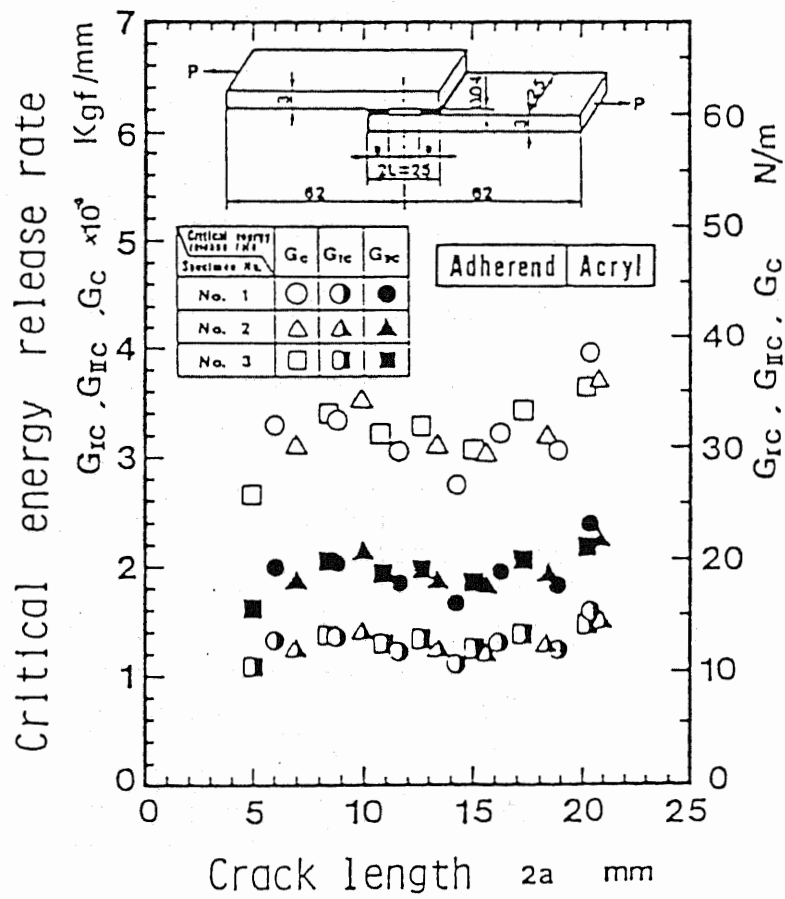
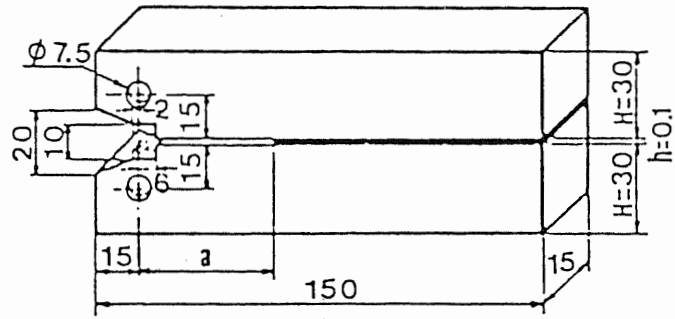
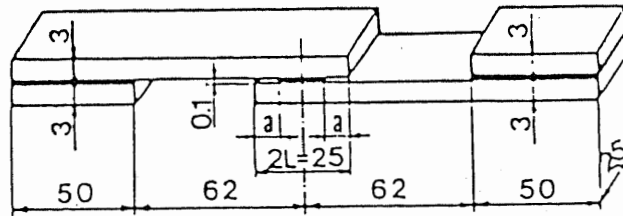


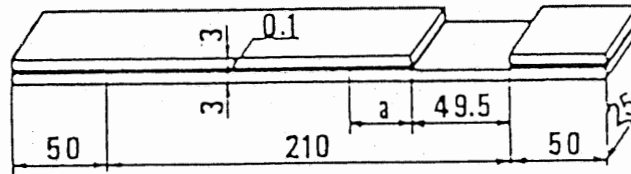
図 1 - 2 1 S L J 試験片の破壊じん性値 (1. 104)



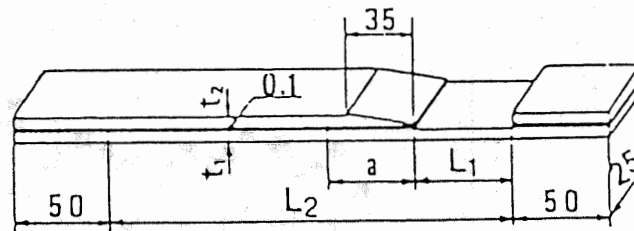
(a) Double-cantilever beam (DCB) 試験片



(b) Single-lap joint (SLJ) 試験片

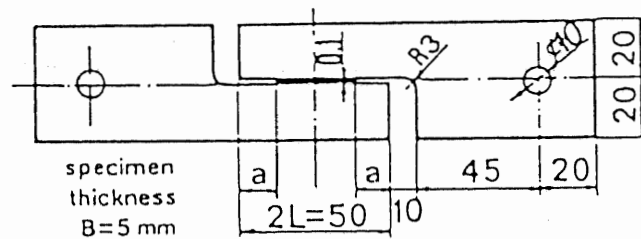


(c) Cracked-lap shear (CLS) 試験片



Dimensions Specimens	L ₁	L ₂	t ₁	t ₂
TCLS-A	49.5	210	3	3
TCLS-B	100.5	261	3	3
TCLS-C	49.5	210	1.5	3

(d) Tapered-cracked-lap shear (TCLS) 試験片



(e) Cracked-shear (CS) 試験片

図 1 - 2 2 各種接着継手試験片の形状・寸法 (1. 105)

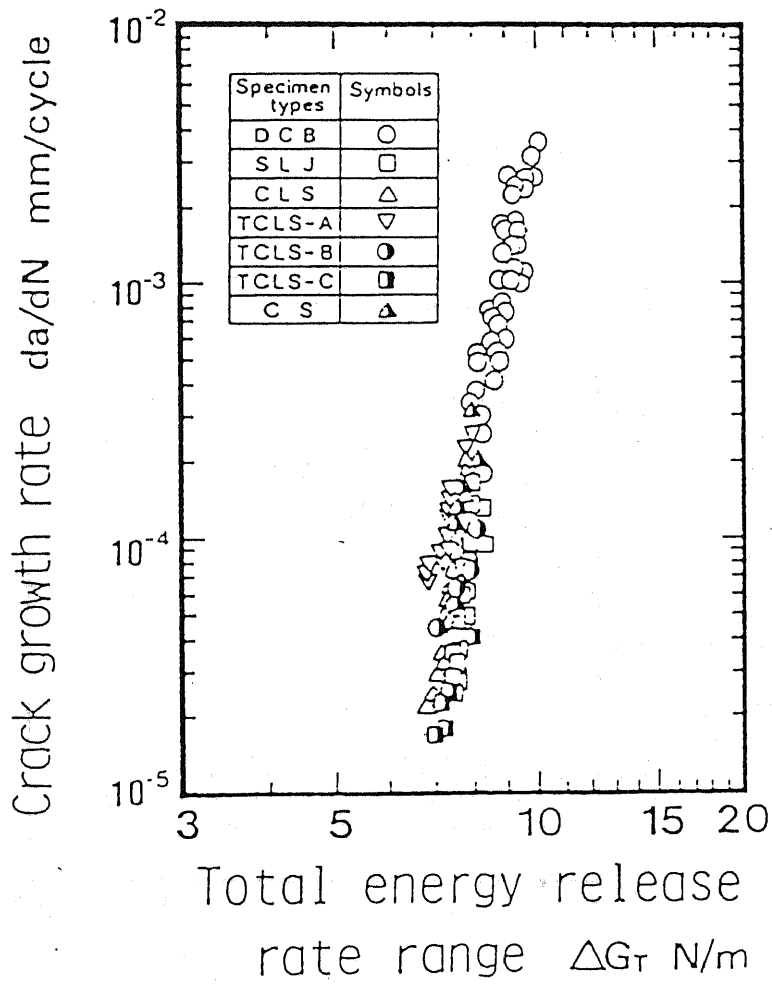


図 1 - 2 3 各種接着継手試験片の $da/dN - \Delta G_T$ 関係 (1. 105)

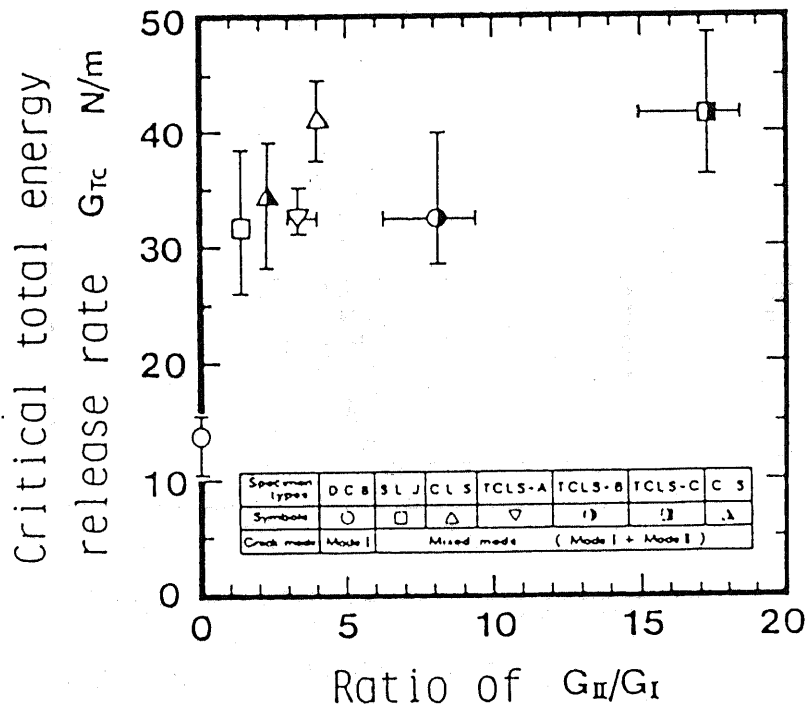


図 1 - 2 4 各種接着継手試験片の破壊じん性値 (1.105)

1. 6 応力解析、強度評価の問題点 (1.109)

これまで述べたように、接着継手の応力解析、強度評価には実に種々の方法が報告されている。現状では、強度評価に関しては統一された方法はない。したがって、種々の強度評価適用範囲を明確にしていくことが第一の重要課題であろう。次にその問題点について以下に簡単に述べる。

(1) Golandらの応力解析方法：Golandらの解析式は、継手の材料定数および形状が分れば、応力分布を簡単に求めることができ、継手の各因子の影響を把握でき設計指針が得られる。しかし、Golandらの解析では、単純化のための近似がなされており、その前提条件に留意しなければならない。また、継手形状が複雑になった場合、あるいは被着体が等方均質材ではない場合等解析は困難になると考えられる。

(2) FEM解析：FEM解析は継手形状の複雑化、各種材料特性の取扱が可能であり、有効な手段である。しかし、接着端近傍の応力は、メッシュサイズに依存するので接着端近傍の最大応力で強度評価を行なう場合は、接着端近傍の要素分割が問題となる。

(3) 特異性解析：特異性解析においては、特異性の指数 λ は解析的に求めることができるが、特異応力場の強さ K は解析的に求められない場合もある。 K が求まらなければ応力分布を得ることはできない。

(4) き裂の解析：き裂が存在する場合、破壊力学に基づく評価(K 、 G)は合理的な方法であり、疲労等の評価には有効であろう。一方、設計に際してき裂を前提とする場合、初期き裂をどのように設定するかが問題である。解析、評価技術とは異なるが、接着部の欠陥を測定する有効な非破壊検査法の確立が必要であろう。

第 2 章

金属 - F R P 接着構造 の F E M 解析システム

前章に述べたように、接着継手の応力解析が様々な方法で行なわれているが、近年では、最も盛んに使われているのは F E M、B E M 等の数値解析方法である。今後も、接着継手形状の複雑化、構成材料の多様化が進むものと考えられ、数値解析による応力解析が有利になるであろう。

熱応力が生じる時の金属 - F R P 接着継手強度を評価するには、まず接着継手の熱応力分布を把握する必要がある。熱応力分布に対しては、環境温度、継手材料、継手寸法などの影響因子が非常に多いので解析ケースも多くなり、解析を効率的に行なうことが重要である。また、継手形状などの複雑化に対応するためには、2次元のみならず軸対称、3次元解析も必要である。本章では、接着継手の応力解析を効率的に行なうために、有限要素法による2次元、3次元軸対称および3次元熱応力解析、熱伝導解析プログラムを中心とする応力解析システムを開発し、その有効性を検討する。

金属 - F R P 接着継手の材料定数、特に接着剤の材料定数が大きな温度依存性を有するため、熱応力解析を行なう時、その温度依存性を考慮しなければならない。ここで、金属 - F R P 接着継手の非定常熱応力解析を効率よく行なうために、新しい解析アルゴリズムを提案する。

2.1 接着継手応力解析システムの構成 (2.1)

図2-1には本研究で開発した解析システムの構成を示す。まず、プリプロセッサで有限要素法解析の入力データを自動的に作成する。温度分布が既知あるいは簡単に求められる場合、解析する継手の温度分布を入力する。そしてこのデータを用いて、有限要素法プログラムを実行して熱応力解析を行なう。継手の温度分布が複雑な場合あるいは非定常である場合は、熱応力解析に先立ち、熱伝導解析を行なう。非定常の熱伝導解析をすることによって、任意時間間隔の温度分布が得られる。そして、この温度分布を熱応力解析プログラムに入力すれば、任意温度環境の継手熱応力分布が得られる。さらに、解析した応力分布などの結果をポストプロセッサにより効率的に処理して、接着継手強度評価を行なう。

2.1.1 プリプロセッサ (2.2)

有限要素法 (FEM) 解析の入力データを作成するには大変な労力を必要とするために、本研究ではFEM入力データ作成の自動化をするプリプロセッサを作成した。迅速にしかも正しい入力データを作るプリプロセッサは、最も時間と労力を要する要素分割を自動化したため、従来の1/10から1/100の労力で入力データを作成できるようになった。表2-1と表2-2にそれぞれ二次元、三次元軸対称と三次元のプリプロセッサの機能を示す。図2-2、図2-3にそれぞれ二次元、三次元軸対称と三次元のプリプロセッサのフローを示す。

二次元あるいは三次元軸対称では、四角形 (長方形あるいは任意な形) のアイソパラメトリック要素の要素分割は縦、横の分割数、分割比をインプットすることにより自動的に行なわれ、さらに必要に応じて四角形要素から三角形要素に再分割が行なわれる。この機能によって、任意な形の構造でも自由に自動分割できる。この要素分割を行なった後、材料定数、境界条件、荷重、温度分布等のデータの入力を行なう。データ作成の手順は基本的に以下の通りである。

- 1) 四角形要素の自動分割および三角形要素の再分割
- 2) 要素群の併合
- 3) 反転 (単純重ね合わせ継手の接着層を自動生成)
- 4) 材料定数の入力
- 5) 境界条件の入力
- 6) 温度分布の入力 (定常の場合のみ)
- 7) データチェック
- 8) データをファイル

三次元では、二次元と同様に要素分割を自動的に行なわれ、四角柱のアイソパラメトリック要素の分割は X 方向、Y 方向、Z 方向の分割数、分割比を入力することにより自動的に行なわれる。この他ほとんど二次元と同様に行なわれる。

2.1.2 ポストプリセッサ (2.2)

有限要素法解析の結果を有効に分りやすく処理できるように、ポストプリセッサを制作した。このポストプリセッサでは、FEM 解析結果のデータを処理し、図表の作成を行なう。ポストプリセッサを用いて、応力解析で得た応力、ひずみおよび変位をそれぞれ応力分布図、ひずみ分布および変位図に作図する。それによって、FEM 解析した結果を簡単に表示できる。図 2-4、図 2-5 にそれぞれ 2 次元、軸対称と 3 次元解析のポストプリセッサのフローを示す。

2.1.3 FEM プログラム

本研究の FEM プログラムは二次元、三次元軸対称、三次元熱応力解析プログラムと二次元、三次元熱伝導解析プログラムより、構成される。表 2-3 に

本研究の F E M システムの構成を示す。二次元、三次元軸対称の F E M プログラムの仕様を表 2 - 4 と表 2 - 5 に示す。

接着継手の材料、特に接着剤の材料定数の温度依存性があるので、接着継手の熱応力解析はこの材料定数の温度依存性を考慮して行なわれる必要がある。金属 - F R P 接着継手の非定常熱応力の解析手法について後節で述べることにする。

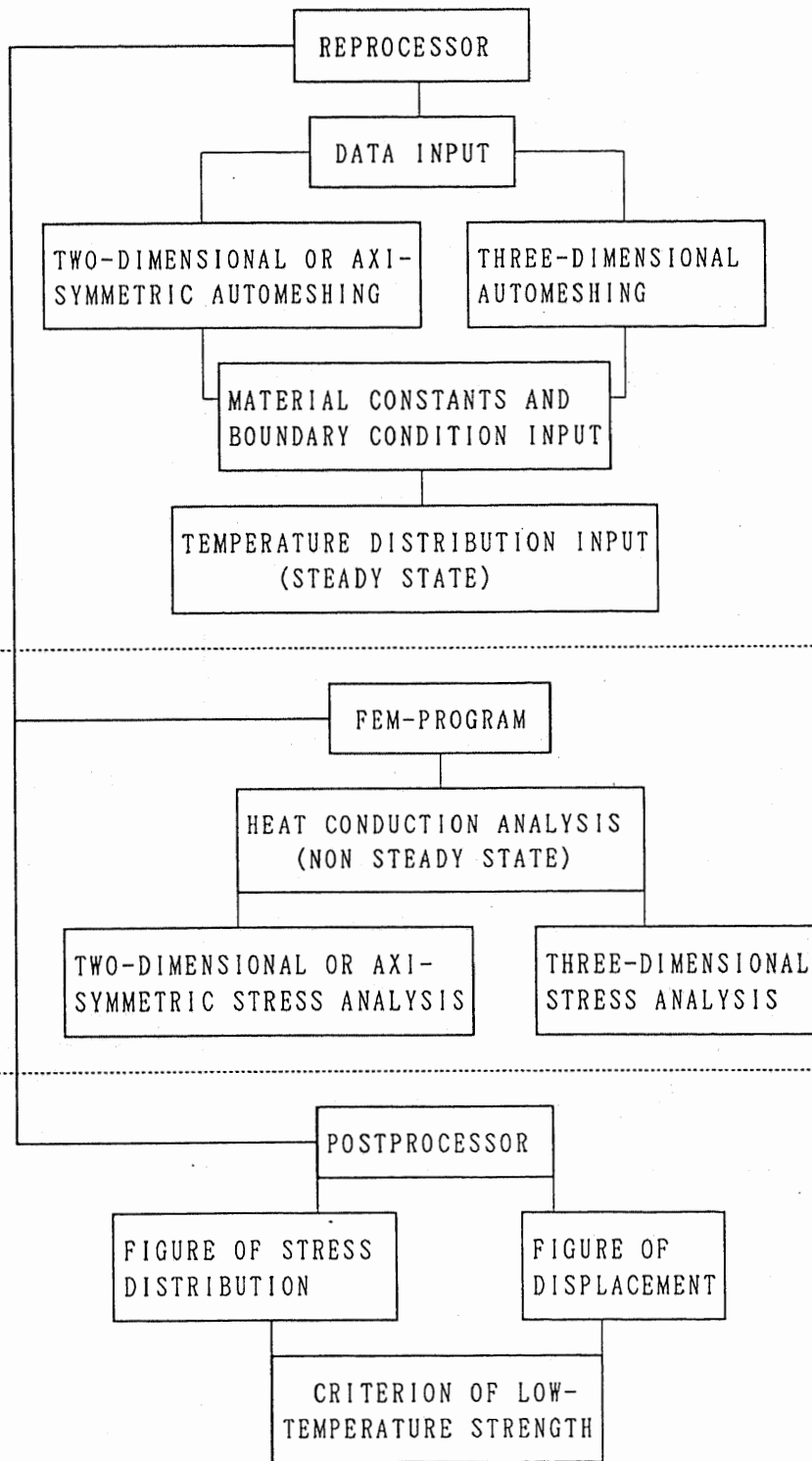
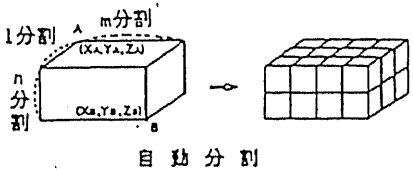
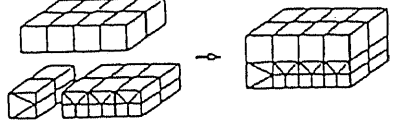
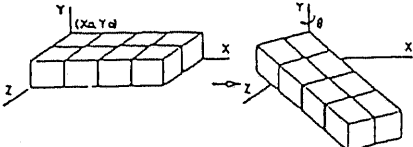
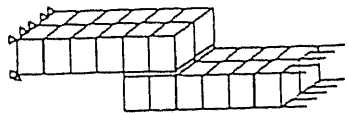


図 2 - 1 応力解析システム

表 2 - 1 プリプロセッサの機能 (2 次元)

機 能	内 容	容
自 動 分 割	<p>長方形領域の対角上の2点A, Bの座標及び縦横の分割数, 分割間隔を入力することにより四角形要素の自動分割を行う。これにより要素番号, 節点番号, 節点座標が自動的にデータとして作成される。</p>	<p>自動分割</p>
3 角 形 要 素 生 成	<p>4 角形要素を 3 角形要素に自動分割する。</p>	<p>3 角形要素生成</p>
併 合	<p>2 つ以上の要素群を 1 つに併合する。</p>	<p>併 合</p>
反 転	<p>点 (x_0, y_0) を中心として 180° 回転して接着層要素を生成しながら自動分割する。 単純重ね合わせ継手に有効。</p>	<p>反 転</p>
マニュアル入力	<p>材料定数 の 入力。 境界条件</p>	
データチェック	<p>要素分割図 の 図示。 境界条件</p>	<p>データチェック</p>

表 2-2 プリプロセッサの機能 (3次元)

機能	内 容	容 器
自動分割	<p>直方体領域の対角上の2点A、Bの座標及び縦横、高さの分割数、分割間隔を入力することにより4角柱要素の自動分割を行う。これにより要素番号、節点番号、節点座標が自動的にデータとして作成される。</p>	 <p>自動分割</p>
併 合	<p>2つ以上の要素群を1つに併合する。</p>	 <p>併 合</p>
回 転	<p>xz面において、点(x0, z0)を中心に任意の角度で回転する。</p>	 <p>回 転</p>
マニュアル入力	<p>材料定数 の 入力。 境界条件</p>	
データチェック	<p>要素分割図 の 図示。 境界条件</p>	 <p>データチェック</p>

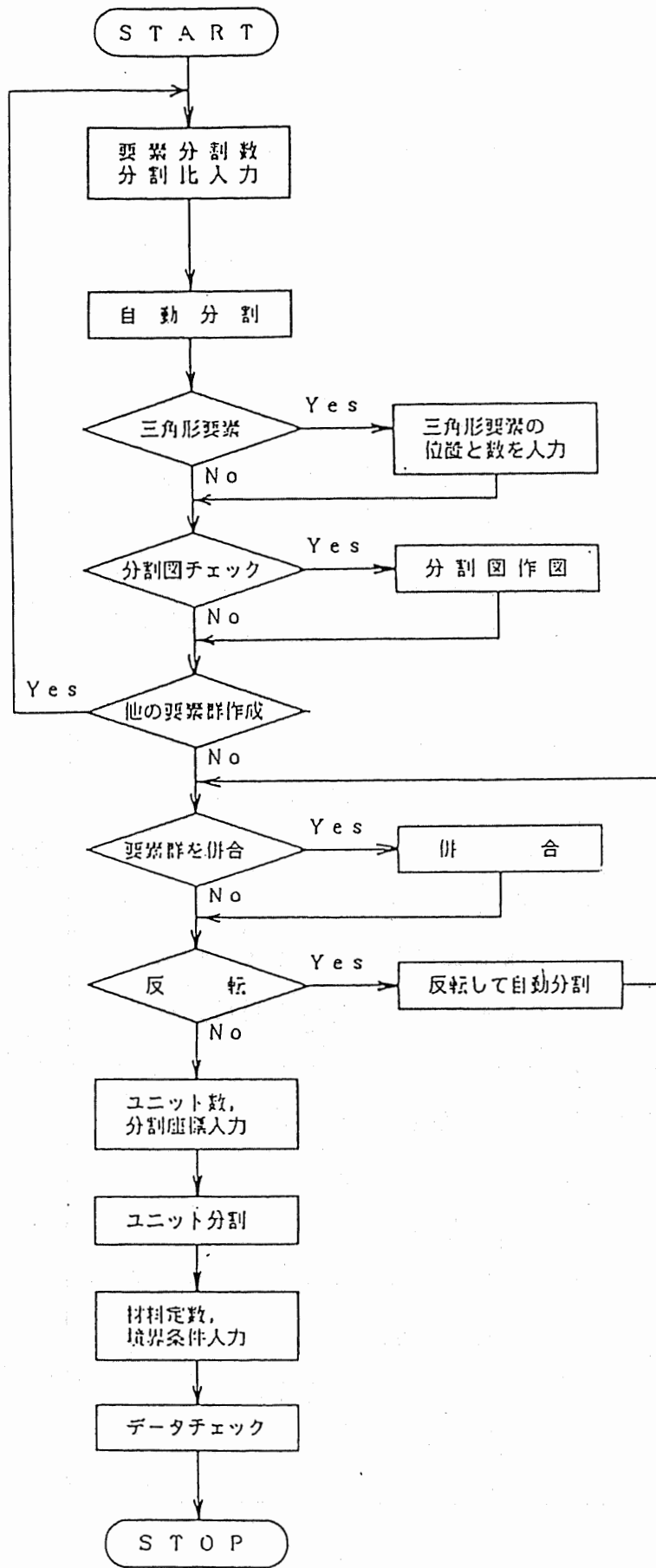


図 2-2 プリプロセッサのフロー (2次元)

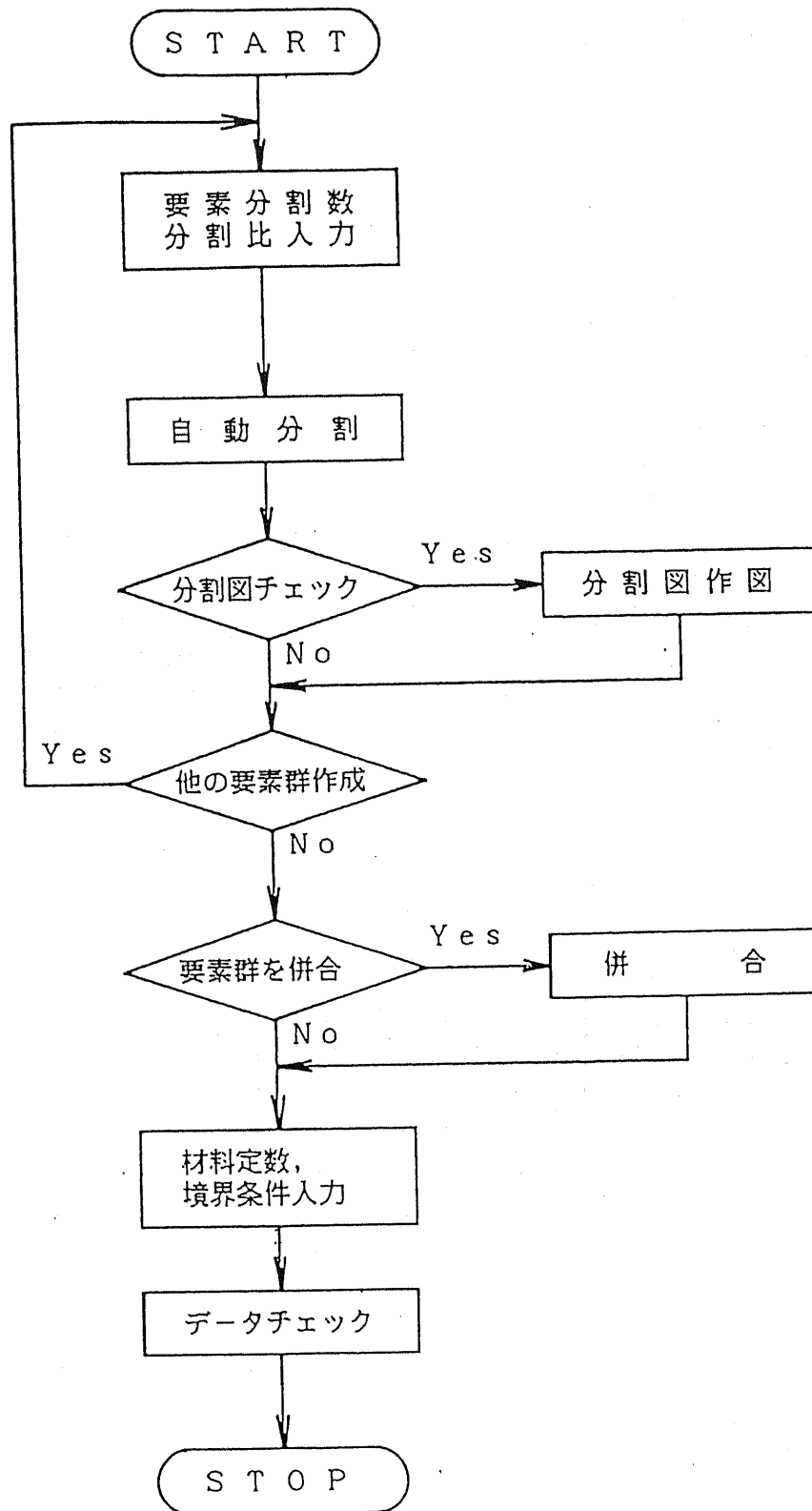


図 2 - 3 プリプロセッサのフロー (3次元)

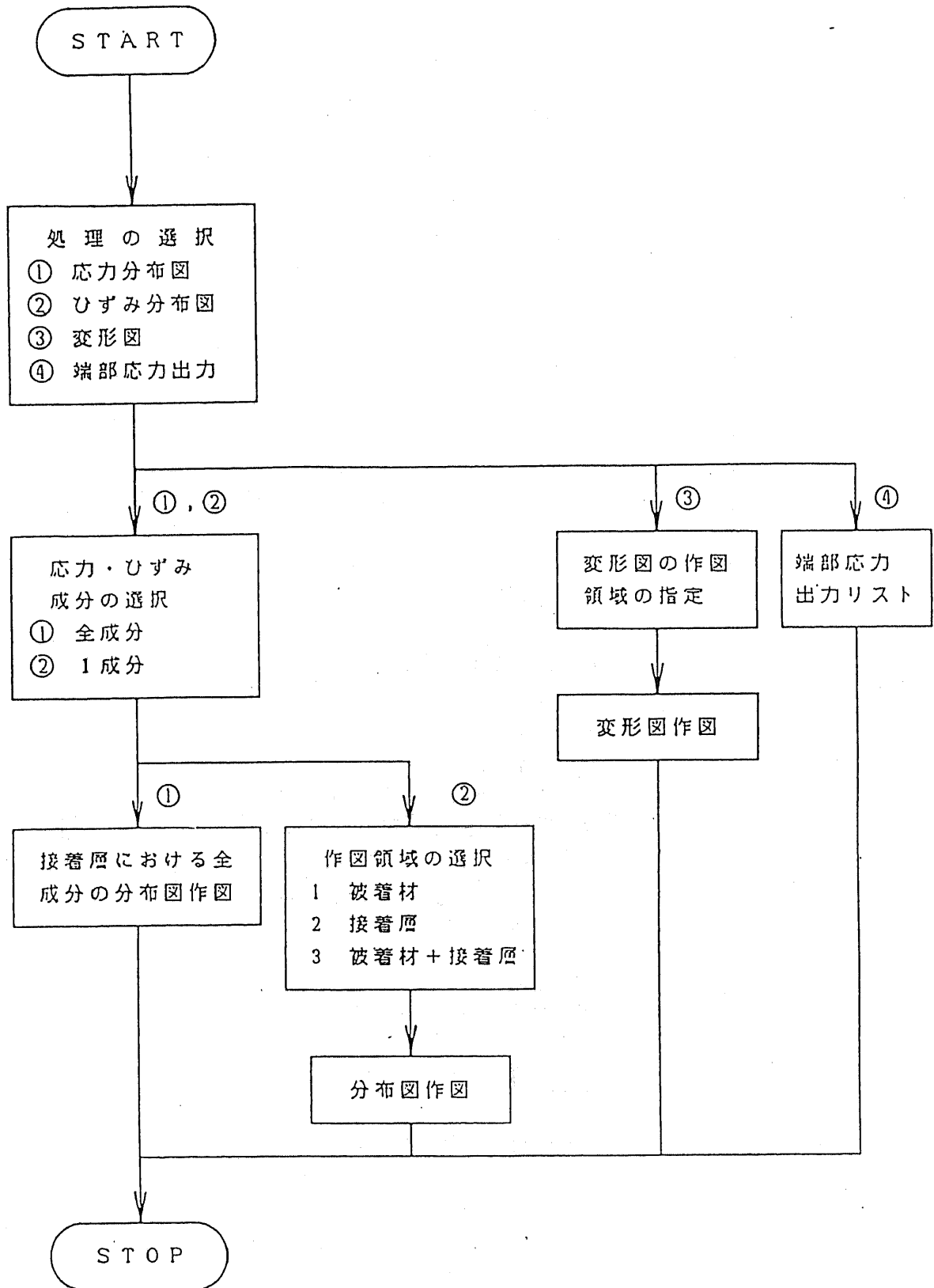


図 2 - 4 ポストプロセッサのフロー (2次元)

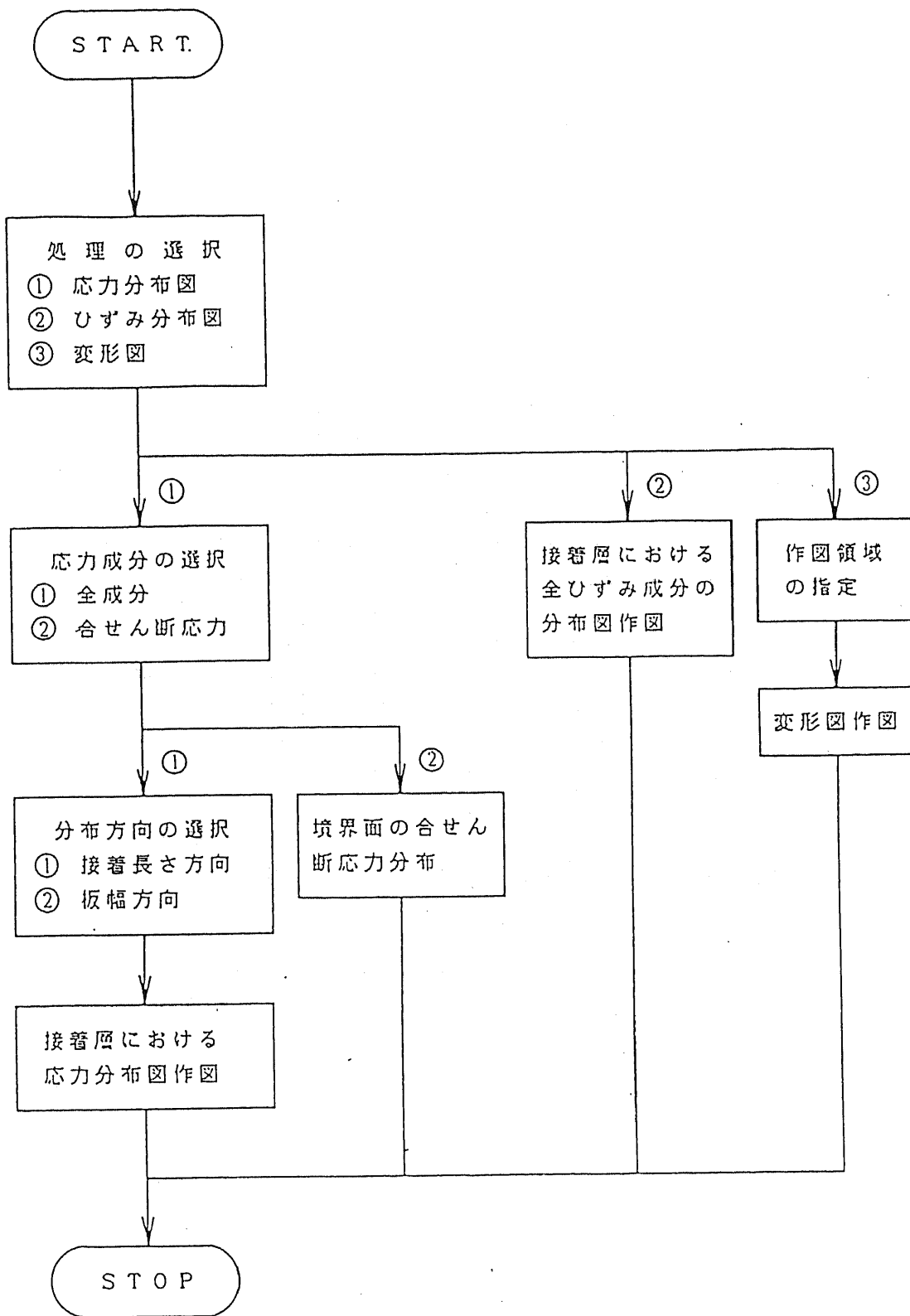


図 2 - 5 ポストプロセッサのフロー (3次元)

表 2 - 3 F E M 解析プログラム

Program	Solution	Model of material
Two-dimensional stress analysis	Skyline	Isotropic elastic or elastic-plastic material.
Axisymmetric stress analysis	Skyline	anisotropic elastic material
Three-dimensional stress analysis	Wavefront Skyline	Isotropic elastic material , anisotropic elastic material
Three-dimensional heat conduction analysis	Skyline ICCG	

表 2-4 二次元、三次元軸対称 F E M プログラム仕様

要 素	アイソパラメトリック二次要素
材料モデル	線形等方性 線形直交異方性
解析モデル	平面応力 平面ひずみ 三次元軸対称
解 法	ユニット分割法 スカイライン法
容 量	要素総数 3 0 0 0 節点総数 5 5 0 0 (以下ユニット法の場合) ユニット総数 8 0 一ユニット内要素数 4 0 一ユニット内節点数 1 8 0

表 2 - 5 三次元 F E M プログラム仕様

要 素	アイソパラメトリック二次要素 (20節点4角柱要素, 15節点3角柱要素)
材料モデル	線形等方性 線形直交異方性
解 法	ウェーブフロント法 スカイライン法
容 量	要素総数 1 5 0 0 節点総数 5 5 0 0

2. 2 接着継手における熱応力の分布

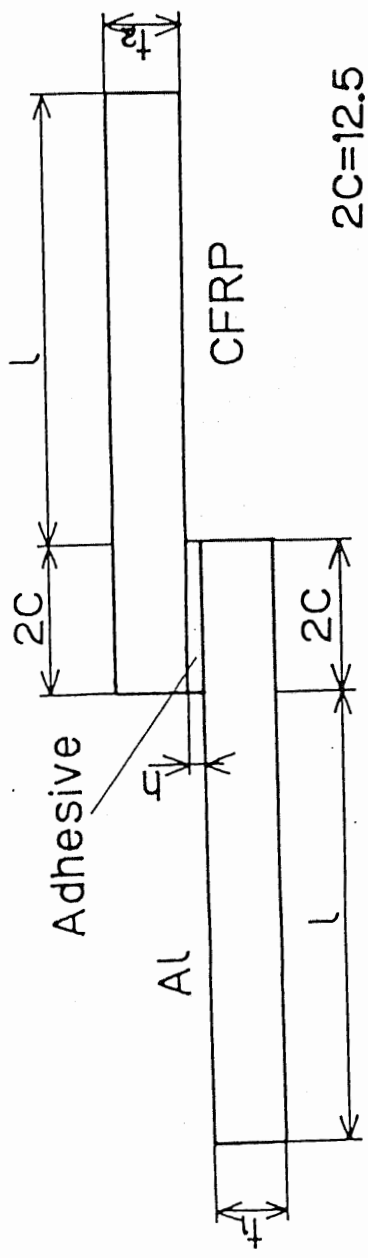
本研究では、主として表2-6に示す材料で接着された金属-FRP継手を用いて解析と強度試験を行なう。金属はアルミ、接着剤はエポキシ系接着剤、FRPはCFRPとGFRPの2種類である。

ここで、接着継手における熱応力分布を明らかにするため、まず図2-6に示す簡単なアルミ-CFRP単純重ね合わせ継手の接着部における熱応力の解析を行なった。その結果を図2-7に示す。図の横軸は接着層の長さ方向を示し、縦軸は接着層に生じる熱応力を示す。表2-7に示すようなアルミとCFRPの材料定数の違いにより、接着層端部に顕著な熱応力の集中が生じることが分った。

接着継手の接着剤の材料定数には大きな温度依存性がある。その温度依存性を調べるため、エポキシ系接着剤の一種類のアラルダイドの各温度におけるヤング率を実験で測った。その結果を図2-8に示す。低温において、接着剤のヤング率が非常に高いことが分る。この材料定数の温度依存性が継手に生じる熱応力の分布に対してどのような影響を及ぼすかを調べるため、次の解析を行なった。ヤング率の異なる接着層をもつ単純重ね合わせ継手に同じく-120℃の温度変化を与え、接着層における熱応力を解析した。その結果を図2-9に示す。縦軸は接着層端部に生じた熱応力の最大相当応力 $\bar{\sigma}_{m,x}$ を示し、横軸には接着剤のヤング率とアルミのヤング率の比をとるものである。接着剤のヤング率が大きくなるにつれて $\bar{\sigma}_{m,x}$ も大きくなる。すなわち、ヤング率の高い接着層をもつ継手における熱応力の集中も大きくなる。したがって、接着継手における熱応力を正確に評価するため、接着剤材料定数の大きな温度依存性を考慮しなければならない。

表 2 - 6 継手材料

材 料	記号	仕 様
アルミニウム	AL	A5083
アラルダイト	AA	エポキシ系常温硬化型 (チバガイギー製) 主剤 AW106 硬化剤 HV953U 重量混合比 主 : 硬 = 10 : 8
CFRP	CF	炭素繊維 (東レ) "トレカ" T300 樹脂 エポキシ樹脂 # 2500 繊維量含有率 45%
GFRP	GF	ガラス繊維 (日東紡製) チョップトストランドマット MC-600A (Eガラス) ロービングクロス WR-860B (Eガラス) 樹脂 (大日本インキ製) 不飽和ポリエステル FH-123-N 積層構成 9層 (マット5層、ロービングクロス4層) 繊維重量含有率 41%



$t_1 = 3$
 $t_2 = 3$
 $2C = 12.5$
 $l + 2C = 100$
 $h = 0.05$

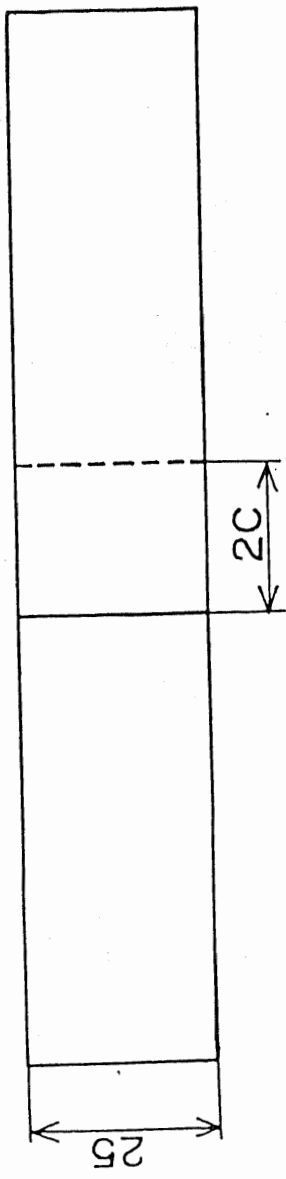


図 2 - 6 単純重ね合わせ継手

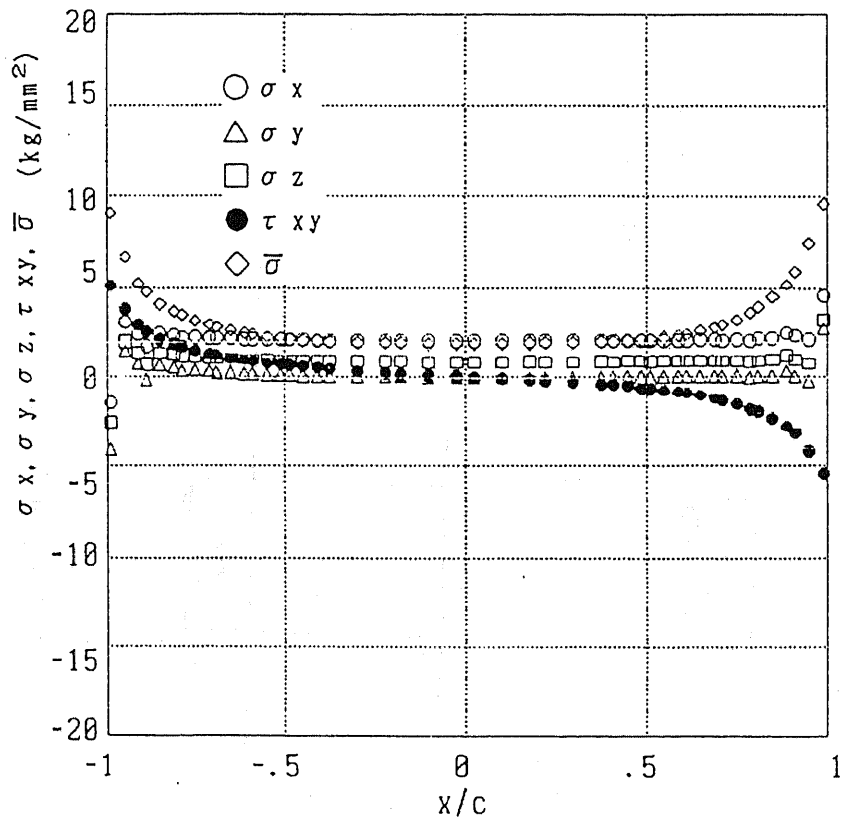


図 2 - 7 単純重ね合わせ継手の接着層の応力分布 (アルミ-CFRP)

表 2 - 7 常温材料定数

Material	Young's modulus (MPa)	Shear modulus (MPa)	Poisson's ratio	Coefficient of thermal expansion ($\times 10^{-5}/^{\circ}\text{C}$)
Aluminum	7.06×10^4	2.65×10^4	0.33	2.2
Adhesive	1.96×10^2	0.70×10^2	0.3	4.2
C F R P	1.09×10^5 (x)	3.8×10^3 (xy)	0.346	0.04
	7.6×10^3 (y)		0.33	3.2
	7.6×10^3 (z)	3.8×10^3 (zx)	0.024	2.8
G F R P	1.37×10^4 (x)	2.16×10^3 (xy)	0.4	2.6
	6.86×10^3 (y)	2.16×10^3 (yz)	0.2	4.0
	1.37×10^4 (z)	3.73×10^4 (zx)	0.25	2.6

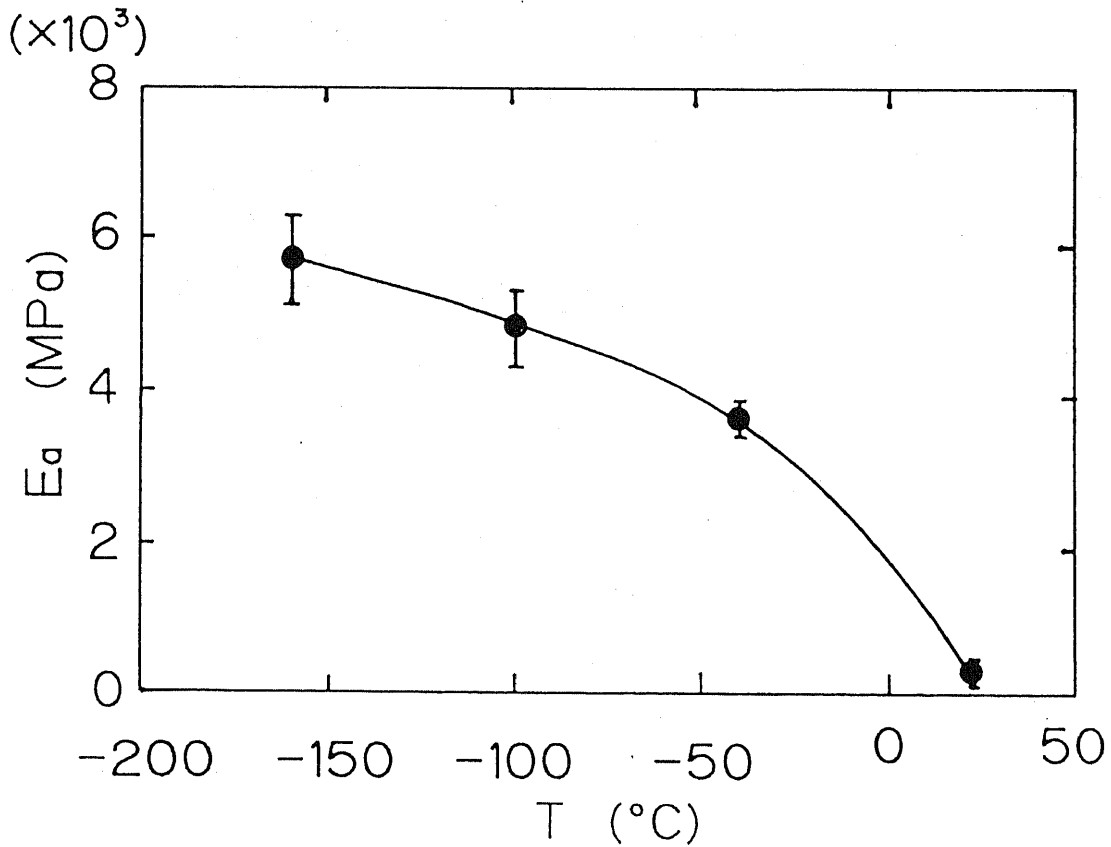


図 2 - 8 接着剤ヤング率の温度依存性

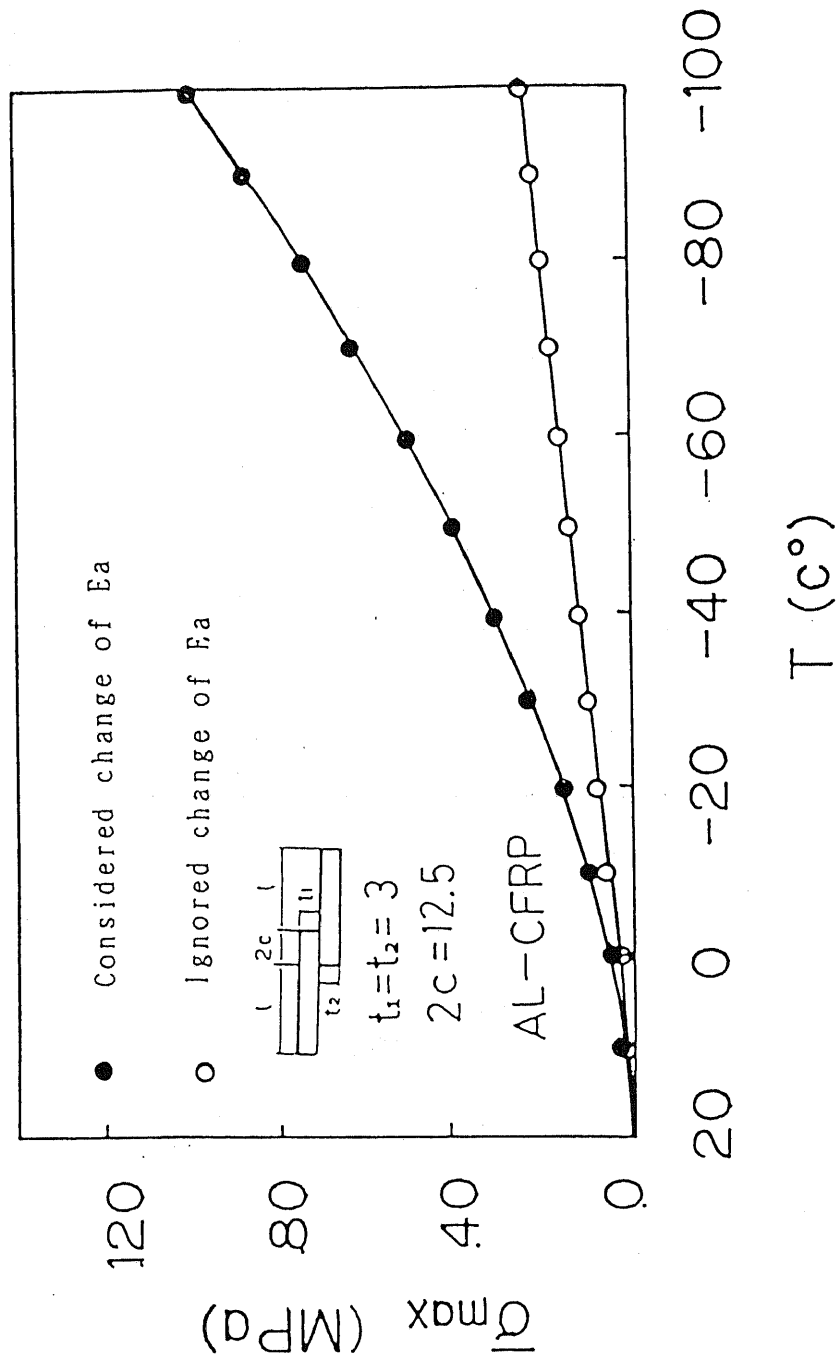


図 2 - 9 接着層に生じる最大相当応力と温度の関係

2. 3 接着継手の非定常熱応力の解析手法⁽²⁻³⁾

接着継手が繰返しの熱変動を受ける場合、熱応力を求めるには、非定常熱応力解析を行わなければならない。一般的には時間ステップ毎に非定常熱伝導解析で得られた温度分布を用いて、熱応力解析を行なう⁽²⁻⁴⁾。このような問題においては、接着継手全体における温度分布がほとんど不均一であり、材料定数の温度依存性を考慮すると、被着材および接着層の中でも場所により材料定数が全て異なる。そのため、有限要素法で熱応力解析を行なう時、解析ステップ毎に全体剛性マトリックスを作成し、またその逆マトリックスを求め直さなければならない。これは計算時間の増加をまねき、数値解析上望ましくない。

金属-FRP接着継手の場合、接着剤の材料定数は温度に大きく影響を受けるが、被着材の温度依存性は比較的小さい。したがって、被着材の材料定数の温度依存性は接着剤に比較して無視しても差し支えないのではないかと考えられる。このようにごく一部の材料定数しか変らない問題は、従来の方法で解析を行なうと、多くの不必要な計算をしなければならない。そこで、接着層に関わる節点だけを処理し、接着剤材料定数の温度依存性を考慮した非定常熱応力解析のアルゴリズムを図2-10のように提案する。まず熱伝導解析により、継手における時間ステップ毎の温度分布が得られる。熱応力を解析する前に、この温度分布から温度依存性をもつ材料と関わる節点の付加節点力を計算する。そして、初期の材料定数を用いて、熱応力解析を行なう。ただし、実際に材料定数が変化した部分の節点に計算してあった付加節点力を加える必要がある。

そこで、このアルゴリズムに用いられる付加節点力の求め方について詳しく説明する。有限要素法解析の平衡方程式を式(2.1)のように表す。マトリックス[A]は全体剛性マトリックスであり、下付添字1、2、3はそれぞれ上部被着材、接着層と下部被着材を表す。材料定数の温度依存性がある接着層に関わる節点に付加節点力 $\{F'_2\}$ を加える。ただし、接着層の材料定数が変わっていなければ、 $\{F'_2\} = 0$ 。

$$\begin{vmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{13} \\ A_{21} & A_{22} & A_{23} \\ A_{31} & A_{32} & A_{33} \end{vmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_1 \\ \delta_2 \\ \delta_3 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_1 \\ F_2 \\ F_3 \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} 0 \\ F'_2 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (2.1)$$

{F'₂} は次式で表される、

$$\{F'_2\} = ([A_{22}] - [A'_{22}]) \{\delta_2\} \quad (2.2)$$

ただし、[A'₂₂] は材料定数が変わった後の接着層の剛性マトリックスである。

[B] = [A]⁻¹とすると、式(2.1)は次式に変形できる。

$$\begin{Bmatrix} \delta_1 \\ \delta_2 \\ \delta_3 \end{Bmatrix} = \begin{vmatrix} B_{11} & B_{12} & B_{13} \\ B_{21} & B_{22} & B_{23} \\ B_{31} & B_{32} & B_{33} \end{vmatrix} \begin{Bmatrix} F_1 \\ F_2 \\ F_3 \end{Bmatrix} - \begin{Bmatrix} 0 \\ F'_2 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (2.3)$$

式(2.3)から接着層の節点変位ベクトル {δ₂} を式(2.4)で表す。

$$\{\delta_2\} = [B_{21} \quad B_{22} \quad B_{23}] \begin{Bmatrix} F_1 \\ F_2 \\ F_3 \end{Bmatrix} + [B_{22}] \{F'_2\} \quad (2.4)$$

そして、式(2.4)の {δ₂} を式(2.2)に代入すると、次式で付加荷重ベクトル {F'₂} が得られる。

$$\{F'_2\} = (([A_{22}] - [A'_{22}])^{-1} + [B_{22}])^{-1}$$

$$[B_{21} \quad B_{22} \quad B_{23}] \begin{Bmatrix} F_1 \\ F_2 \\ F_3 \end{Bmatrix} \quad (2.5)$$

したがって、接着層などの局部の材料定数が変わっても、式(2.5)で求めた付加節点荷重ベクトル $\{F_2\}$ を接着層に関わる節点に加えれば、全体剛性マトリックスの初期値 $[A]$ を使ってもよい。すなわち、初期の全体剛性マトリックスの逆マトリックスを一度だけ求めておけば、複数の荷重ベクトルに対して、FEM解析の前進消去過程(Wave Front法あるいはスカイライン法を用いている)は一回のみでよい。熱荷重を含む荷重ベクトルが n 本あることによる計算時間の増加は微小である。解析の仕方は次の式で表す。

$$\{F_1, F_2, \dots, F_j, \dots, F_n\} = [K] \{\delta_1, \delta_2, \dots, \delta_j, \dots, \delta_n\} \quad (2.6)$$

ここに $\{F_j\}$ は n 個時間点での温度変化の熱荷重と材料定数変化による付加荷重を含む荷重ベクトル、 $\{\delta_j\}$ は $\{F_j\}$ に対応する節点変位ベクトルである。また、 $[K]$ は系全体の剛性マトリックスの初期値である。式(2.6)より得た $\{\delta_j\}$ でひずみベクトル $\{\varepsilon_j\}$ 、応力ベクトル $\{\sigma_j\}$ を求めた後、同時に $\{\delta_j\}$ 、 $\{\varepsilon_j\}$ 、 $\{\sigma_j\}$ ベクトルを出力できる。こうすることによって、接着剤の温度依存性を考慮しても、接着継手には接着層の占める割合はわずかであるので、計算時間を大幅に節約できると予想される。

ここでは、提案したアルゴリズムを検証するため、アルミ-CFRP単純重ね合わせ継手の熱サイクル冷却段階の熱応力解析を例として、本手法と従来の方法を用いて解析を行ない、結果を比較してみた。従来の方法での解析においては被着材材料定数の比較的小さな温度依存性も考慮した。問題を簡単にするために、各時間段階で継手における温度分布を均一とした。図2-11に各段階で接着層に生じる熱応力の最大相当応力 $\bar{\sigma}_{m.x}$ と温度の関係を示す。被着材の材料定数の変化も考慮する従来の解析と比較して、本手法の解析では誤差3

%以下の精度のいい結果が得られたことが分った。

表2-8に20時間ステップの非定常熱応力解析のCPU時間を示す。本手法は従来の解析より、大幅に計算時間を短縮できることが分った。従来の解析では、全体の節点数が多ければ、CPU時間も長くなる。一方、本手法では、接着層の節点数が変わらなければ、CPU時間もほとんど変わらない。したがって、接着継手の接着層の材料定数の温度依存性を考慮した非定常熱応力解析に対して、本手法の有効性が示された。

同じ考えで、このアルゴリズムはき裂先端の弾塑性解析等の問題に対しても有効であると考えられる。ただし、予めき裂先端附近に塑性変形の生じる区域を設定しておく必要がある。

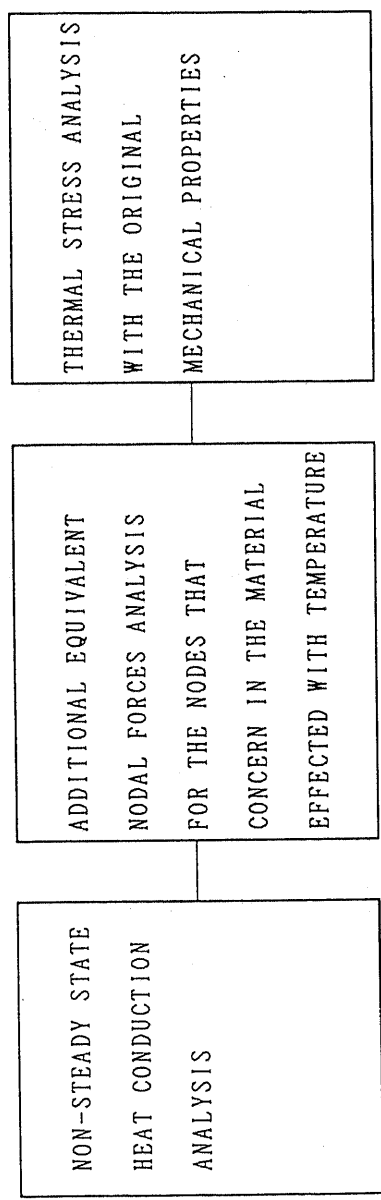


図 2 - 1 0 非定常熱応力解析のアルゴリズム

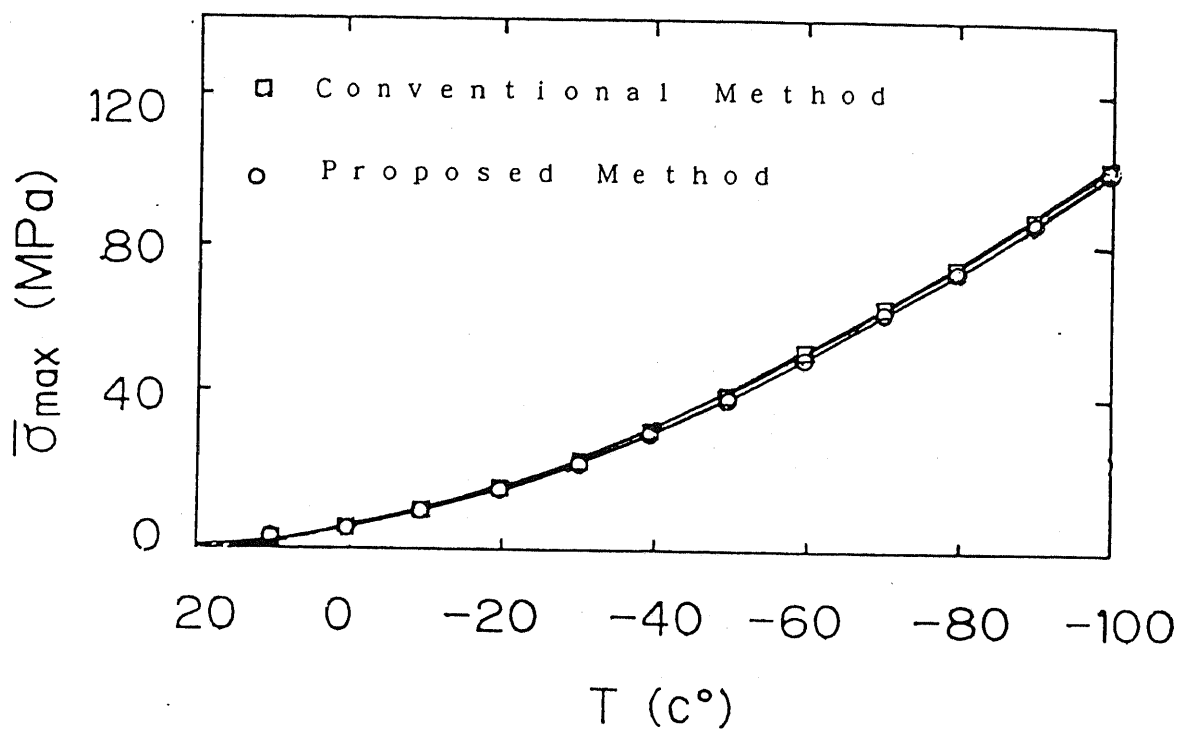


図 2 - 1 1 本手法と従来解析の比較

表 2 - 8 FEM解析のCPU時間 (s)

Number of Nodes (adhesive)	Conventional Method	Proposed Method
8 0 0 (1 5 0)	1 5 7	4 3
1 6 0 0 (1 5 0)	5 3 3	6 4
1 6 0 0 (3 0 0)	5 3 7	1 3 1

2. 4 まとめ

金属-FRP接着継手の熱応力解析を効率よく行なうために、熱応力の解析システムを開発した。本システムはプリプロセッサ、ポストプロセッサおよびFEM解析プログラムから構成される。接着継手の形状および材料物性の複雑化に対応できるように、2次元解析のみならず軸対称、3次元解析もできるようになっている。金属-FRP接着継手接着剤の材料定数はほかの材料と比較して、大きな温度依存性があるため、熱応力解析を行なう時この材料の温度依存性を考慮する必要がある。本章で継手接着剤の温度依存性を考慮した金属-FRP接着継手の非定常熱応力解析方法を提案し、従来の方法より解析時間を大きく短縮できたことを示した。したがって、本応力解析システムの開発により、金属-FRP接着継手の熱応力解析の労力と計算時間は大幅に改善された。また、ほぼあらゆる継手形状および継手の温度環境に対して応力解析ができる。金属-FRP接着継手を始めとする新素材の接着接合構造の熱応力解析には非常に有効なシステムである。

第 3 章

金属 - F R P 接着継手の 熱応力解析

厳しい温度環境に使われる金属-FRP接着継手の強度評価を考える前に、環境温度の変化によって継手に生じる熱応力分布の特性を把握しておく必要がある。接着継手の熱応力分布は温度変化、継手材料、および継手寸法などの多数の因子に影響されている。本章では、この影響因子と熱応力分布の関係を説明するため、まずFEM熱応力解析システムを用いて、一般的な接着継手のモデルの接着部の熱応力分布の特徴を調べる。そして、継手の材料定数および継手の寸法などのパラメータを変えて解析を行ない、熱応力分布に対してそれぞれの影響を考察する。解析は第2章に示した応力解析システムによって行なう。本システムは有限要素法解析のメッシュデータの作成と解析結果の整理をすべて自動化したため、短時間内で数多くの熱応力解析を行なうことが可能となっている。

まず、もっとも一般的な単純重ね合わせ継手における熱応力の解析を行なう。次に、同一方向の荷重伝達を果す単純重ね合わせ継手に対して、直交方向の荷重伝達を果せるT型継手における熱応力分布を調べる。最後に接着継手の3次元と軸対称解析を行ない、その熱応力分布を2次元解析の結果と比較する。

3. 1. 異種材単純重ね合わせ接着継手の熱応力分布

単純重ね合わせ接着継手の形状、有限要素法解析の要素分割および解析の境界条件を図3-1に示す。継手のX方向は左端部が拘束され、右端部が自由でY方向は左端部と右端部の下の一点ずつが固定される。継手の全体に $\Delta T = -200^\circ\text{C}$ 温度変化を与えて、解析を行なった。表2-7に接着継手の材料定数を示す。

図3-2に、異種材接着継手の接着層に生じる熱応力分布を示す。縦軸の σ_x 、 σ_y 、 σ_z 、 τ_{xy} 、 $\bar{\sigma}$ はそれぞれ、接着層のX、Y、Z方向の垂直応力成分、せん断応力成分、相当応力成分の値を示す。各応力成分からみると、垂直の応力成分はほとんど応力集中を生じていないことに対して、せん断応力成分は接着部端部でかなり大きな応力集中が生じる。せん断応力とともに相当応力の応力集中も大きく現れる。それに対して、被着材の応力分布は図3-3、図3-4に示すように、やや複雑になっている。図3-3に上部金属、図3-4に下部CFRPの応力分布を示す。せん断応力成分は垂直応力成分と比べて、かなり低い。しかし、X方向の垂直応力成分は接着部中央では、とても高く、端部では、上部の右側、下部の左側はほとんどなくなり、上部の左側と下部の右側の応力方向は逆になる。つまり、引張から圧縮に、圧縮から引張に変化する。また、相当応力の分布も接着部の中央で、高く、端部で小さくなる。したがって、相当応力成分に大きく影響するのは、接着層ではせん断応力成分であり、被着材の方ではX方向の垂直応力成分であると考えられる。

図3-5は、温度変化を $\Delta T = -100^\circ\text{C}$ にする時、異種材継手接着層と同種材継手接着層における熱応力分布の相違を示す。異種材継手はアルミ-CFRPであり、同種材継手はアルミ-アルミである。異種材継手の熱応力集中に対して、同種材接着継手では垂直応力と相当応力は接着層において一様分布が現れ、せん断応力はほとんど生じていないことが分かる。図3-6に変位図を示す。変位図に示されるように、異種材接着継手は被着材の熱膨張率の相違によって、接着部で熱ひずみを生じ、継手の被着材が曲げ変形を生じる。変形図

に示すように被着部材の熱膨張率が小さい方に反っている。その曲げ変形によって、被着部材の方で X 方向の垂直応力成分が生じ、熱膨張率の小さい方を圧縮し、熱膨張率の大きい方を引張る。それに対して、同種材継手は曲げ変形は生じていない。

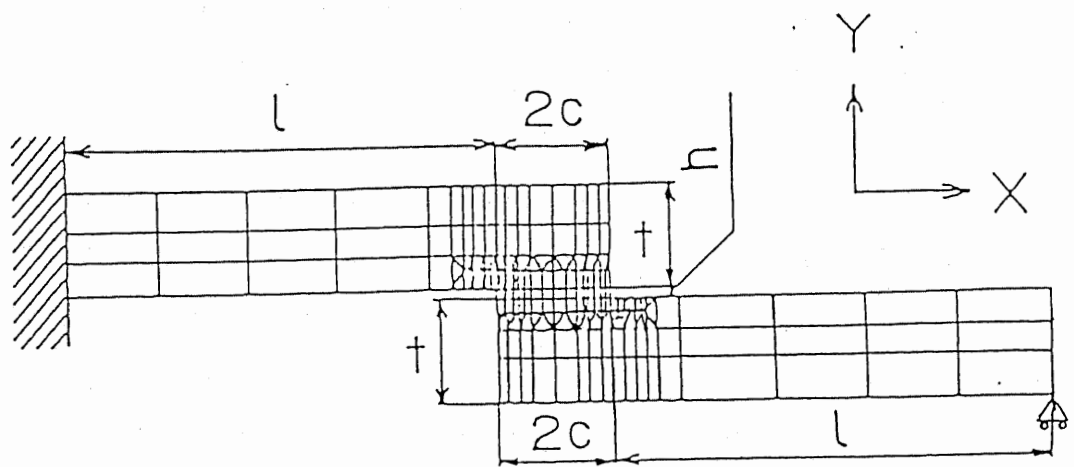
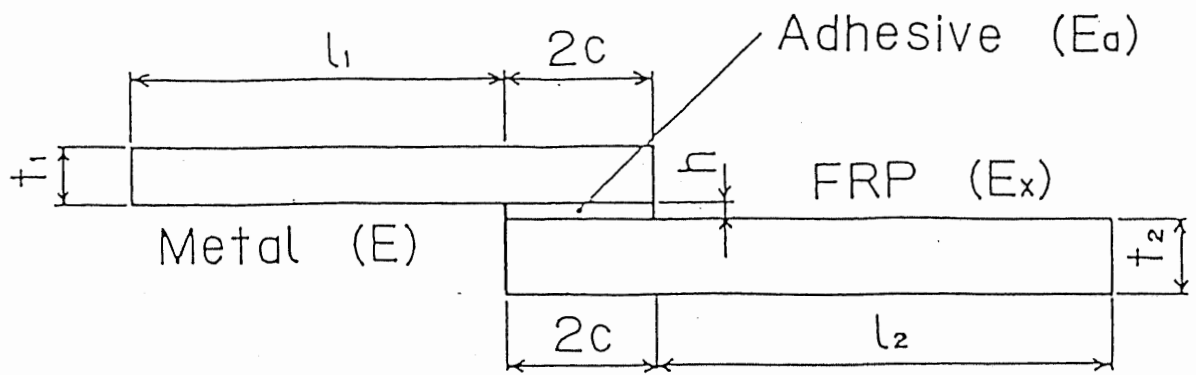


図 3 - 1 単純重ね合わせ継手と F E M 解析の要素分割

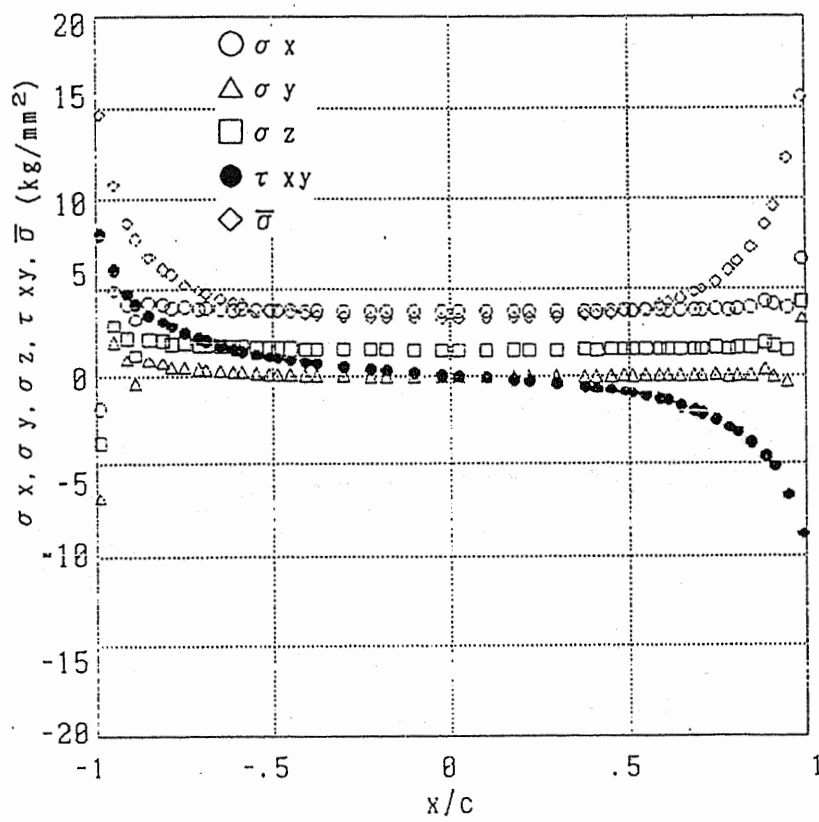


図 3 - 2 接着層の熱応力分布 ($\Delta T = -200^\circ\text{C}$)

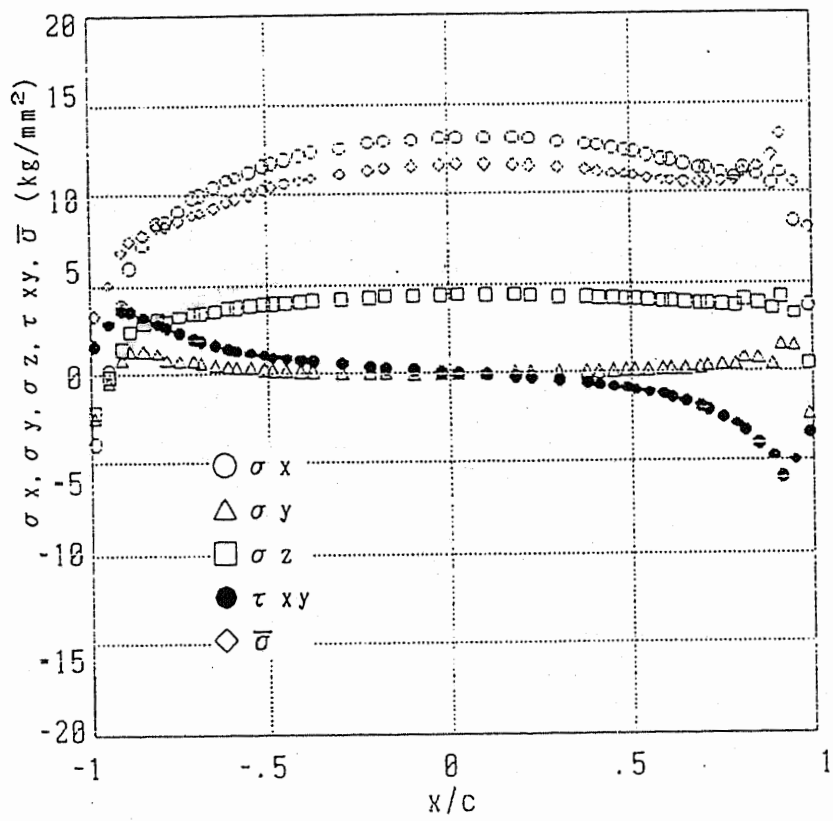


図 3 - 3 アルミ側の熱応力分布 ($\Delta T = -200^\circ\text{C}$)

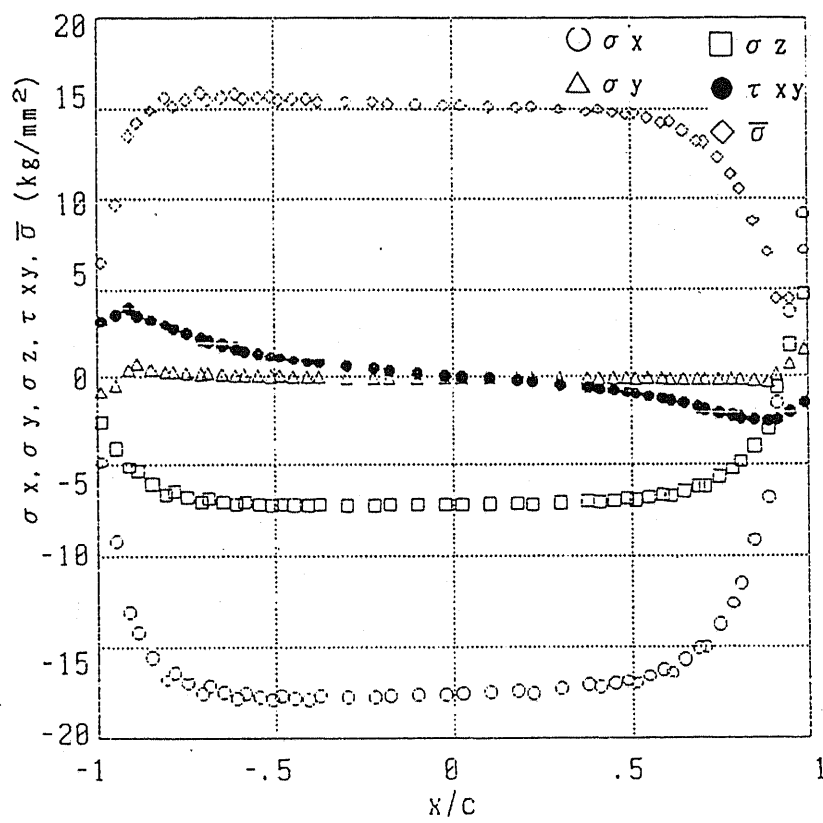
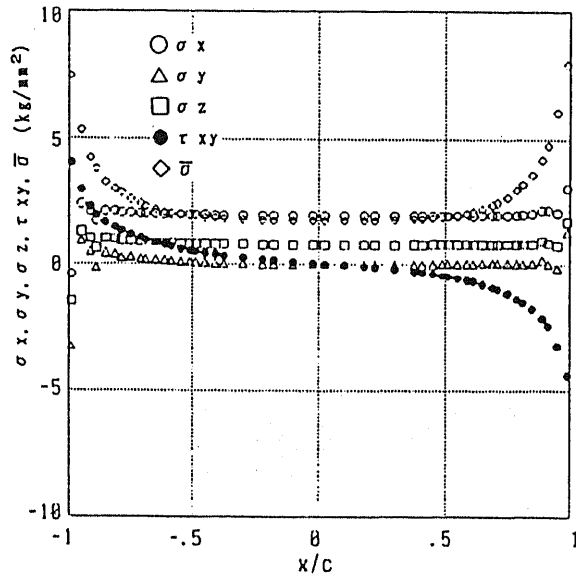


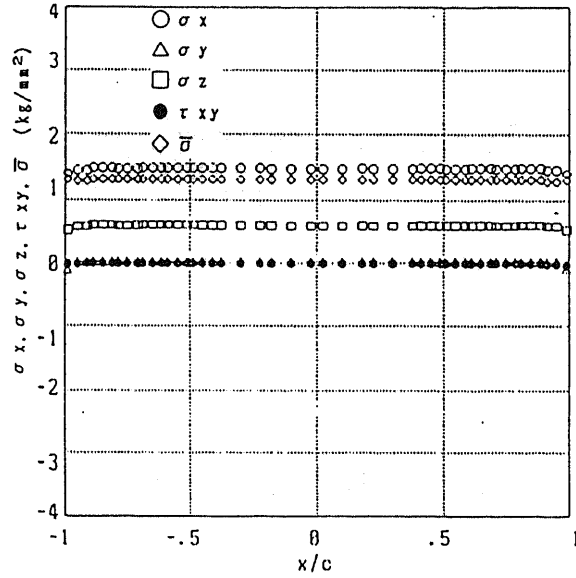
図 3 - 4 CFRP 側の熱応力分布 ($\Delta T = -200^\circ\text{C}$)

表 3 - 1 解析条件

継手因子		解析条件						
		Ea/E	Ex/E	$\alpha a/\alpha$	$\alpha x/\alpha$	2C/t	h/t	t/l
継手 材料	接着剤剛性	0.03 0.07 0.11	1.46	2.0	0.02	4.17	0.017	0.05
	F R P 剛性	0.07	3.0 1.0 0.2	2.0	0.02	4.17	0.017	0.05
	接着剤 熱膨張率	0.07	1.46	2.0 1.1	0.02	4.17	0.017	0.05
	F R P 熱膨張率	0.07	0.2	2.0	0.02 1.0 1.1 2.0	4.17	0.017	0.05
継手 寸法	接着長さ	0.07	1.46	2.0	0.02	2.1 4.17 8.3	0.017	0.05
	接着層厚さ	0.07	1.46	2.0	0.02	4.17	0.017 0.033	0.05
	被着材厚さ	0.07	1.46	2.0	0.02	4.17	0.017	0.05 0.17

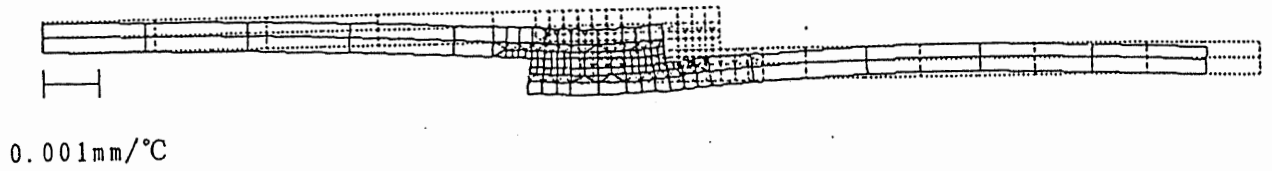


(a) アルミ-CFRP継手

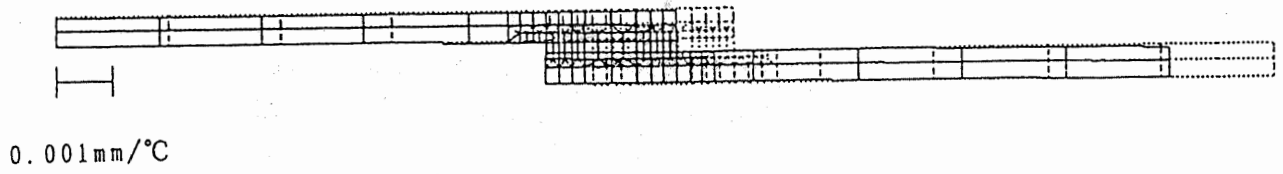


(b) アルミ-アルミ継手

図3-5 異種材と同種材継手の熱応力の比較 ($\Delta T = -100^\circ\text{C}$)



(a) アルミ-CFRP継手



(b) アルミ-アルミ継手

図 3 - 6 異種材と同種材継手の変形の比較 ($\Delta T = -100^{\circ}\text{C}$)

3. 2 熱応力に対する継手の物性の影響

3. 2. 1 接着剤の熱膨張率の影響

本研究では、異種材接着構造の接着剤として、アラルダイトが使われている。材料の物性は表 2 - 7 に示されている。また、図 3 - 7 に示すように、同種材の接着構造の接着層に生じる熱応力が接着剤の熱膨張率に大きく影響される。同種材の接着部ではせん断応力成分を生じないが、接着剤と被着材の熱膨張率の差が大きくなると、相当応力成分が垂直応力成分とともに大きくなる。しかし、図 3 - 8 に示すように、アルミ - CFRP のような異種材接着部では、接着剤と被着材の熱膨張率の差を大きくすると、接着部の垂直応力成分は多少高くなるが、接着部のせん断応力と相当応力はあまり変らない。

3. 2. 2 被着材の熱膨張率の影響

被着材熱膨張率は接着部の応力分布に対しての影響を調べるために、接着継手の被着材の力学の物性を一定として、上の被着材の熱膨張率も一定にして、下の被着材の熱膨張率だけを変えて、接着部の熱応力の影響にの影響を調べる。結果は、図 3 - 9 の応力分布図と図 3 - 10 の変位図に示す。接着部の応力分布は被着材の熱膨張率に大きく影響される。特にせん断応力成分は、 $\alpha / \alpha_x = 1$ の場合ではほぼゼロになる。被着材の熱膨張率の差が大きくなると、かなり高い応力集中が生じる。相当応力はせん断応力とほぼ同じ傾向に変化する。

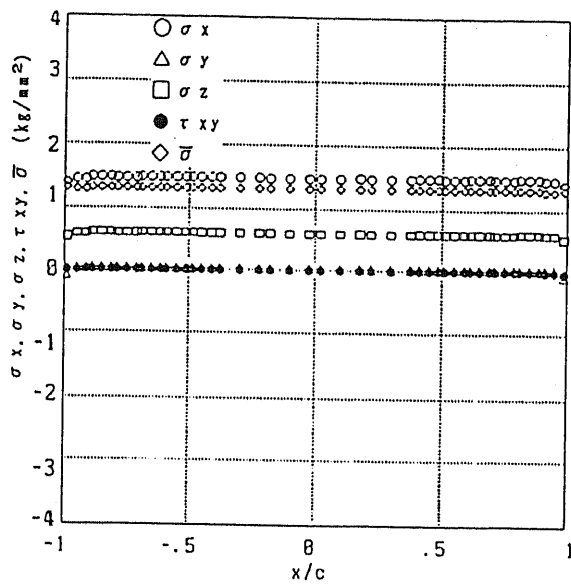
図 3 - 10 の変位図に示すように、被着材熱膨張率の差のない接着継手の変形はただ被着材の縮みに過ぎず、曲げ変形はほとんど生じていない。これに対して、熱膨張率の差の大きい継手の接着部には大きな曲げ変形は生じている。

3. 2. 3 接着剤剛性の影響

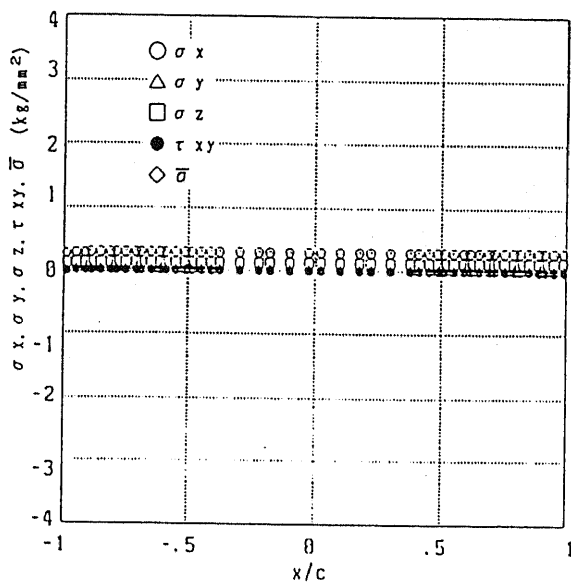
図 3 - 1 1 に、接着層熱応力分布に対する接着剤ヤング率の影響を示す。解析は被着材材料定数を一定にして行なった。図に示すように、接着層の熱応力分布が接着剤剛性に大きく影響される。接着剤剛性が高くなると、接着層に生じるせん断応力と相当応力の集中は高くなる。図 3 - 1 2 に接着継手の変形に対する接着剤の剛性の影響を示す。接着剤の剛性が高くなると、接着継手の曲げ変形はわずかに大きくなることわかる。

3.2.4 被着材の剛性の影響

図 3 - 1 3 に示すように、被着材の剛性は接着部の熱応力分布に対して大きな影響を及ぼす。ここでは、継手の金属側の材料定数を一定とし、FRPのX方向のヤング率を変えて接着部の熱応力分布を解析した。FRPの剛性が高くなるとともに接着部の熱応力、特にせん断応力成分と相当応力成分の応力集中も高くなる。図 3 - 1 4 に変位図の変化を示す。FRPの剛性が高くなると、継手の曲げ変形は大きくなる。

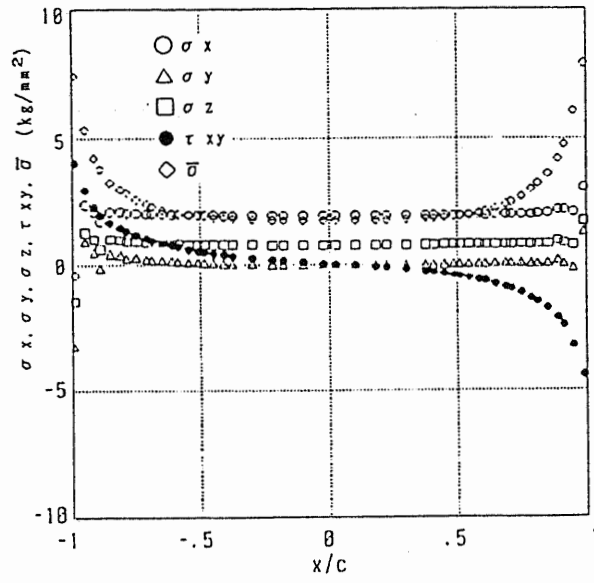


(a) $\alpha_a / \alpha = 2.1$

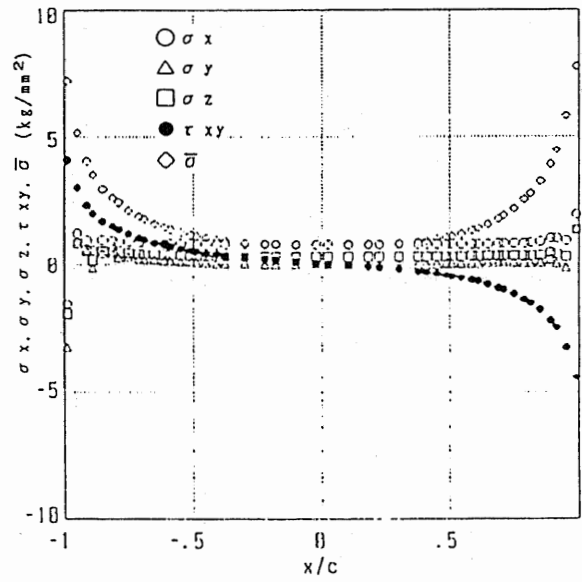


(b) $\alpha_a / \alpha = 0.1$

図 3 - 7 同種材継手に対する接着剤熱膨張率の影響 ($\Delta T = -100^\circ\text{C}$)

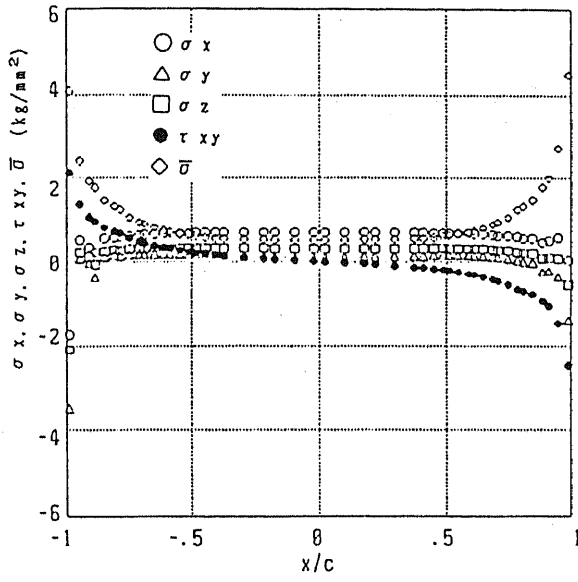


(a) $\alpha_a/\alpha = 2.1$

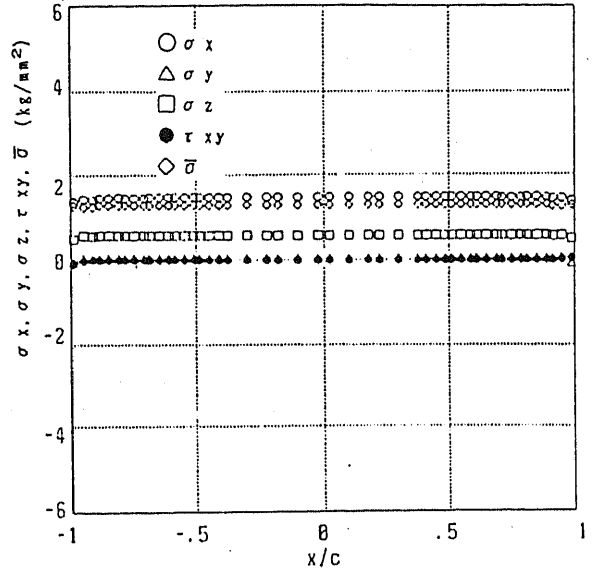


(b) $\alpha_a/\alpha = 0.1$

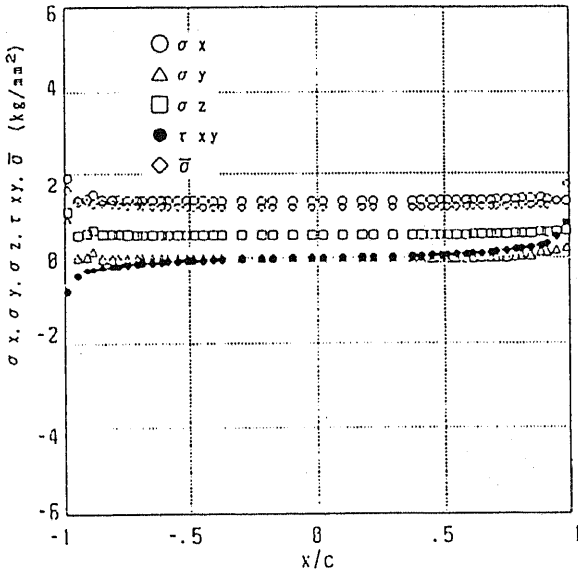
図 3 - 8 異種材継手に対する接着剤熱膨張率の影響 ($\Delta T = -100^\circ\text{C}$)



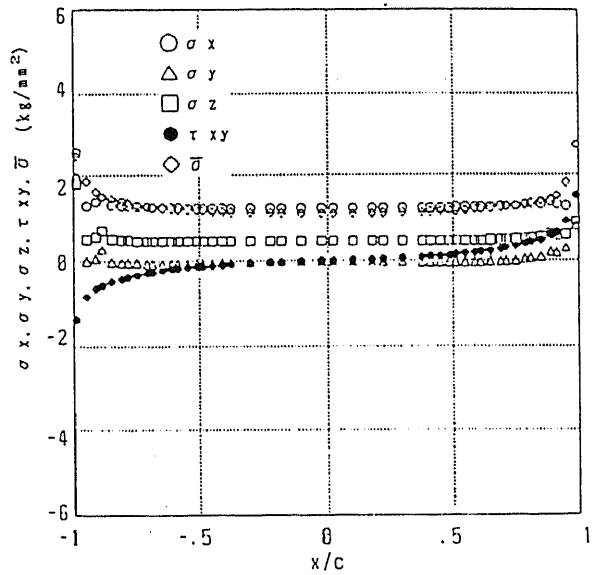
(a) $\alpha_x / \alpha = 0.02$



(b) $\alpha_x / \alpha = 1.0$

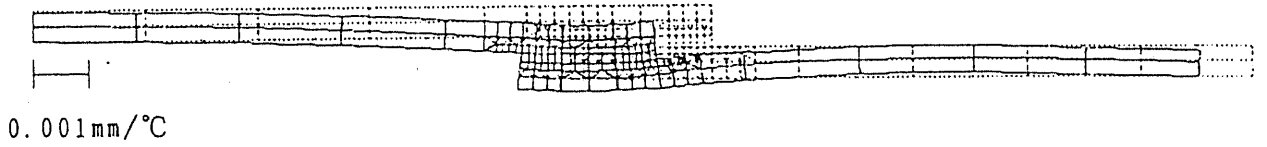


(c) $\alpha_x / \alpha = 1.1$

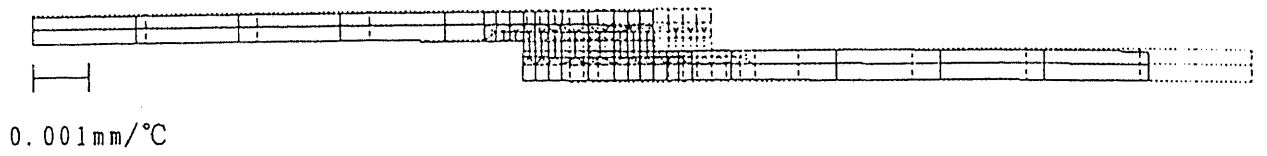


(d) $\alpha_x / \alpha = 2.0$

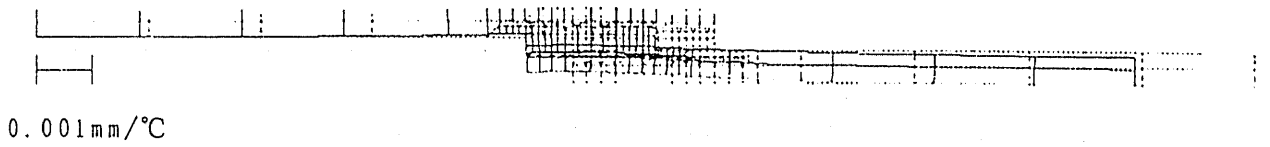
図 3 - 9 熱応力分布に対する F R P 熱膨張率の影響 ($\Delta T = -100^\circ\text{C}$)



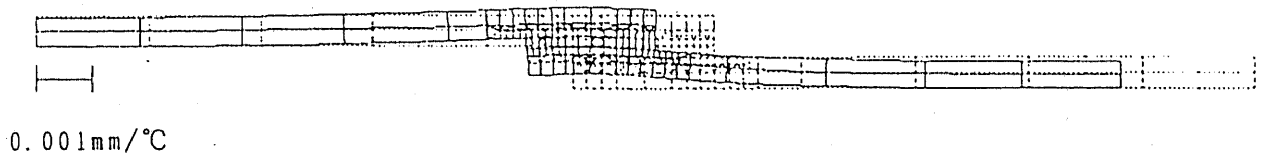
(a) $\alpha_x / \alpha = 0.02$



(b) $\alpha_x / \alpha = 1.0$

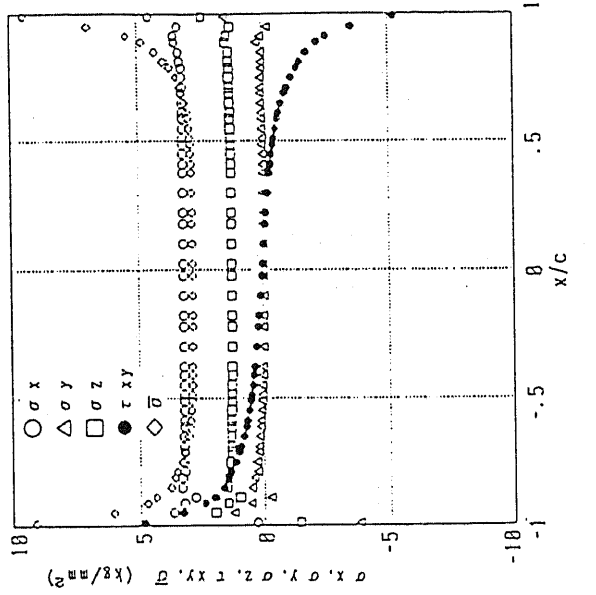


(c) $\alpha_x / \alpha = 1.1$

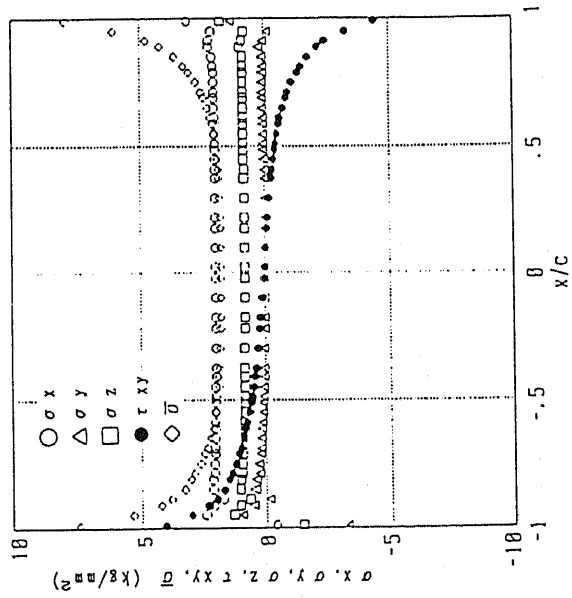


(d) $\alpha_x / \alpha = 2.0$

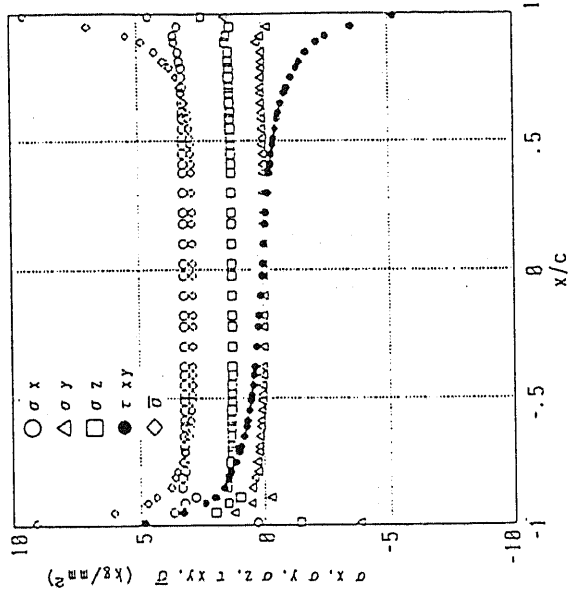
図 3 - 1 0 変形に対するFRP熱膨張率の影響 ($\Delta T = -100^\circ\text{C}$)



(a) $E a / E = 0.03$

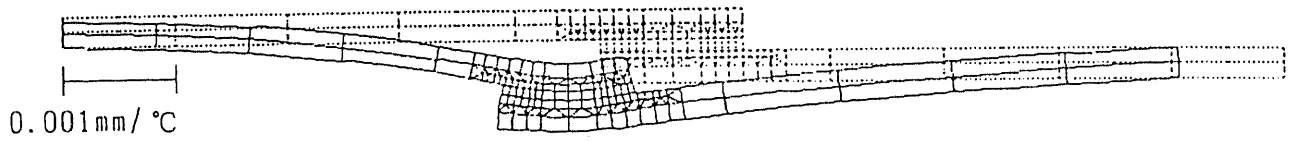


(b) $E a / E = 0.07$

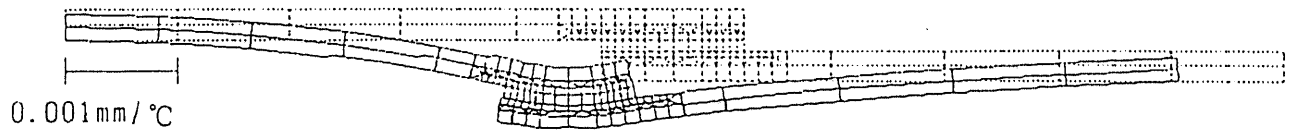


(c) $E a / E = 0.11$

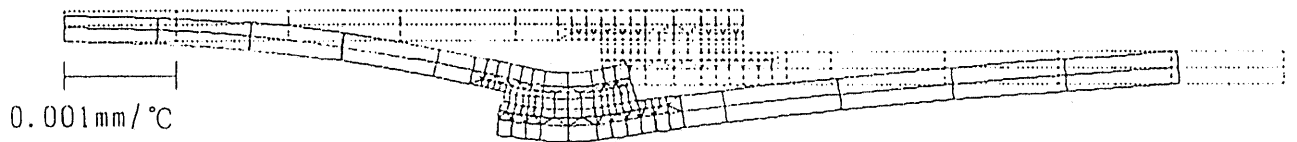
図 3 - 1 1 熱応力分布に対する接着剤剛性の影響 ($\Delta T = -100^\circ\text{C}$)



(a) $E_a / E = 0.03$

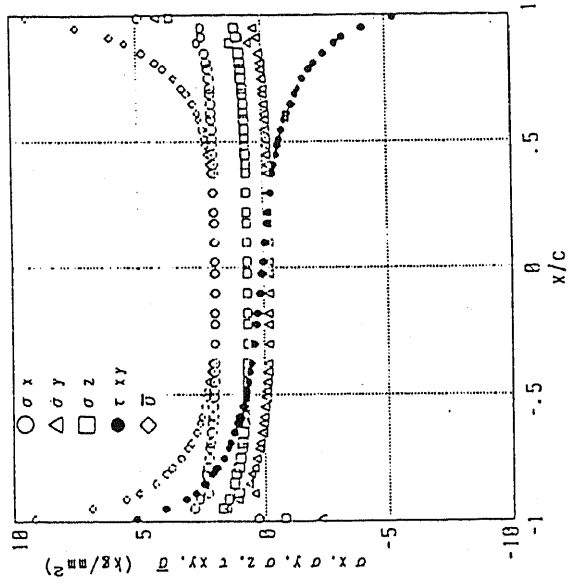


(b) $E_a / E = 0.07$

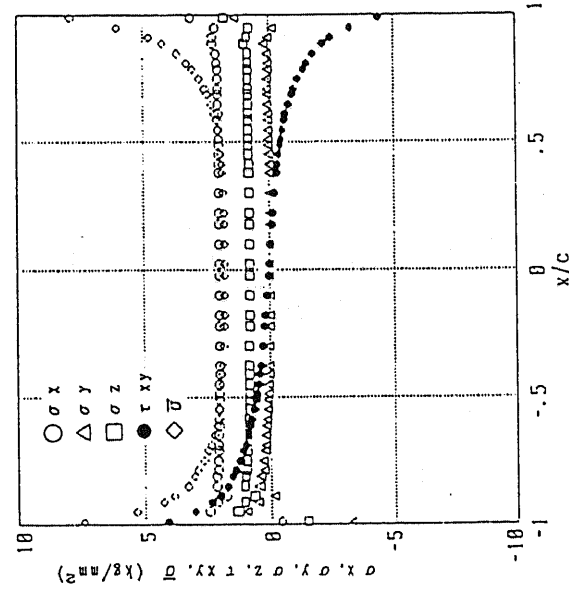


(c) $E_a / E = 0.11$

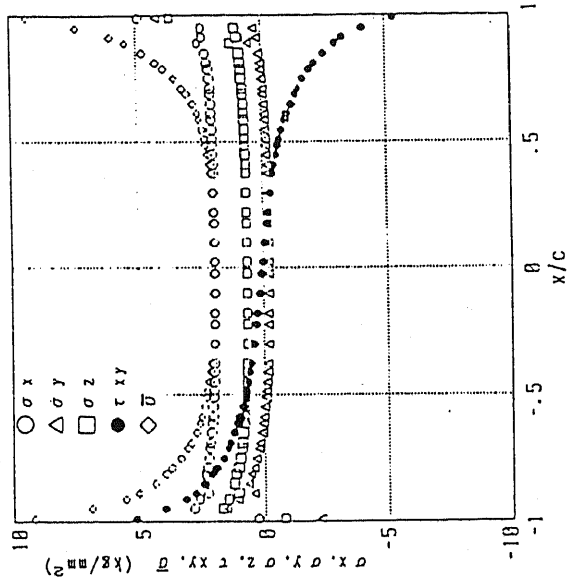
図 3 - 1 2 変形に対する接着剤剛性の影響 ($\Delta T = -100^\circ\text{C}$)



(a) $E_x/E = 0.2$



(b) $E_x/E = 1.0$



(c) $E_x/E = 3.0$

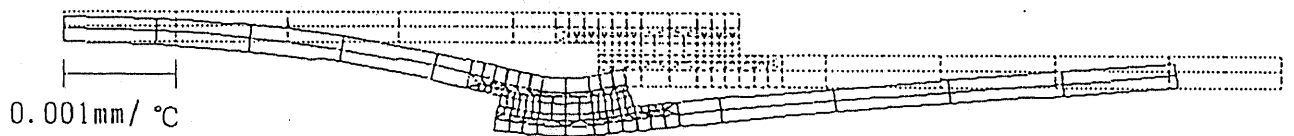
図 3-13 熱応力分布に対する E/R.P. 剛性の影響 ($\Delta T = -100^\circ\text{C}$)



(a) $E_x/E = 0.2$



(b) $E_x/E = 1.0$



(c) $E_x/E = 3.0$

図 3 - 1 4 変形に対する FRP 剛性の影響 ($\Delta T = -100^\circ\text{C}$)

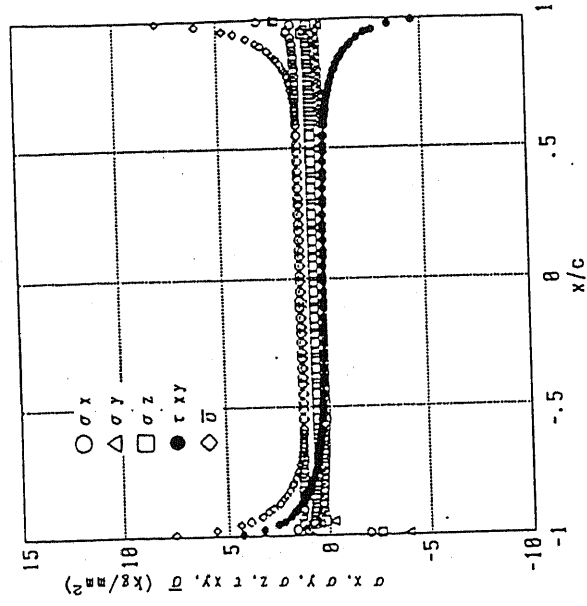
3. 3 熱応力に対する接着継手の寸法の影響

ここで、単純重ね合わせ接着継手の熱応力分布に対する接着継手寸法の影響を調べるために、接着部の長さ $2c$ と接着層の厚さおよび被着材の板厚を変えて、熱応力の解析を行なった。

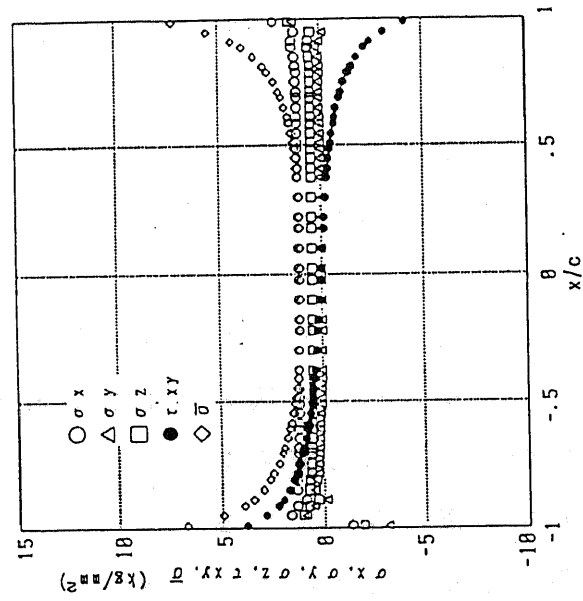
まず被着部材の厚さを一定として、接着部の長さ $2c$ と被着材の厚さ t の比をそれぞれ2.1、4.2、8.4にして、解析を行なった。継手全体の温度変化を -100°C とした。解析結果を図3-15に示す。接着長さを長くしても、接着層の垂直応力成分の分布はほとんど変わらず、接着層端部からある範囲内のせん断応力と相当応力成分の応力分布もほとんど変わらない。したがって、接着長さが変わっても、接着継手の接着層の熱応力集中に対して、大きな影響はない。図3-16に接着継手の変形の変化を示す。接着長さが大きくなると、継手の曲げ変形は大きくなる。

接着層厚さの接着層の熱応力集中に対する影響を調べるために、接着層の厚さを変えて、解析を行ない、その結果を図3-17に示す。接着層が薄くなると、接着層の垂直応力成分はほとんど変わらないが、せん断応力と相当応力成分は接着層端部での応力集中が高くなっている。

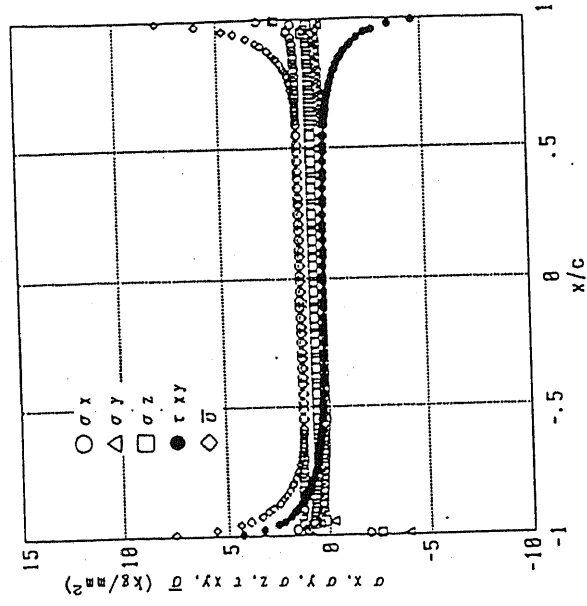
図3-18に接着継手の被着部材の厚さの接着層の熱応力分布に対する影響を示す。接着継手の被着材が厚くなると、接着層の熱応力の応力集中が高くなることが分る。



(a) $2c/t = 2.1$

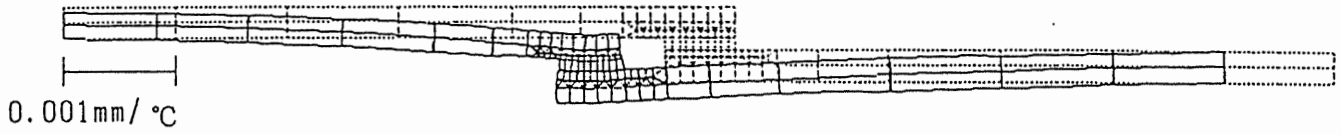


(b) $2c/t = 4.2$



(c) $2c/t = 8.3$

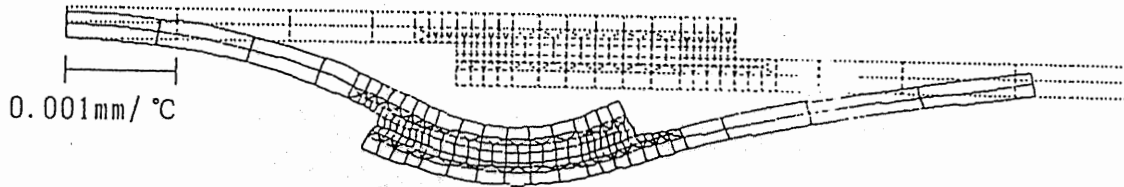
図 3 - 1 5 熱応力分布に対する接着長さの影響 ($\Delta T = 100^\circ\text{C}$)



(a) $2c / t = 2.1$

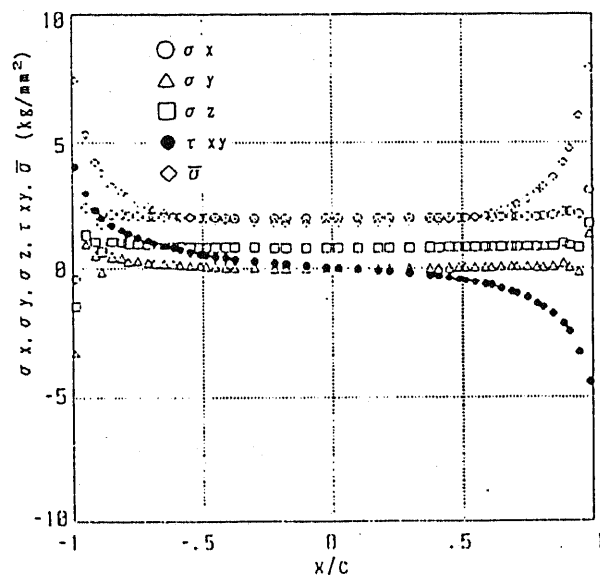


(b) $2c / t = 4.2$

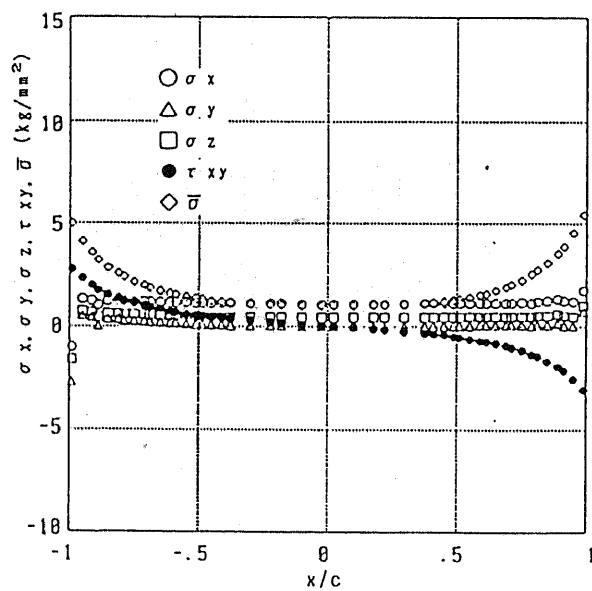


(c) $2c / t = 8.3$

図 3 - 1 6 変形に対する接着長さの影響 ($\Delta T = -100^{\circ}\text{C}$)

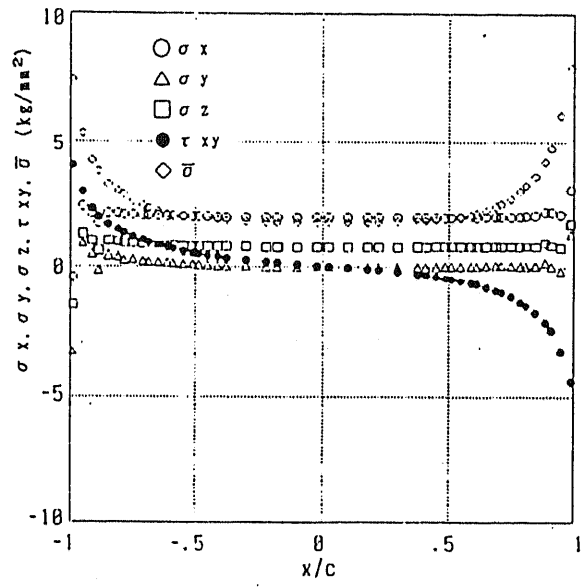


(a) $h / t = 0.017$

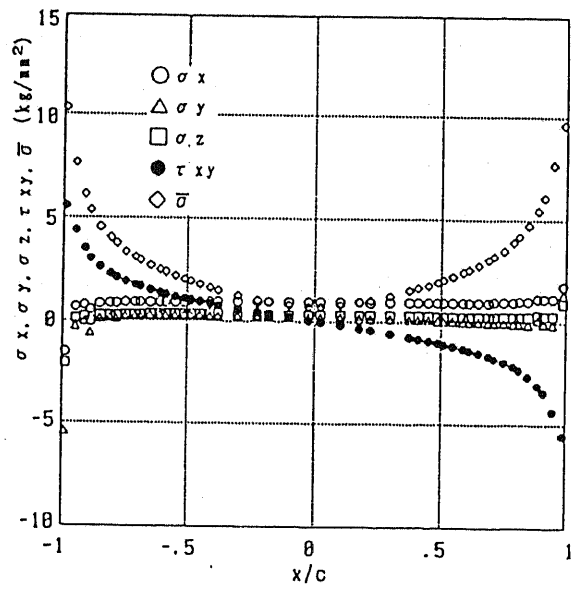


(b) $h / t = 0.033$

図 3 - 1 7 熱応力分布に対する接着層厚さの影響 ($\Delta T = -100^{\circ}\text{C}$)



(a) $t/l = 0.05$



(b) $t/l = 0.17$

図 3 - 1 8 熱応力分布に対するFRP厚さの影響 ($\Delta T = 100^\circ\text{C}$)

3.4 T型継手の熱応力解析

3.4.1 解析条件

図3-19にT型接着継手を示す。継手材料の組合せは金属はアルミ、接着剤はアラルダイト、FRPはCFRPとした。平面ひずみ状態をとして解析を行なった。図3-20に要素分割の一例($2c/t_2=5.0$, $t_1/t_2=0.6$)を示す。境界条件は図に示すようにCFRP板の左上端部を x , y 方向固定とし、右上端部を y 方向固定とした。

3.4.2 T型継手の熱応力分布

図3-21に、T型継手温度変化 -100°C での接着層の応力分布を示す。構造は対称性があるから、熱応力は左右対称に分布している。接着層の両端部($x/c = \pm 1.0$)で、せん断応力 τ_{xy} , 相当応力 $\bar{\sigma}$ 成分の応力集中が生じている。図3-22にT型継手の上部アルミ、図3-23に下部CFRPの接着部近傍の熱応力分布を示す。接着部の曲げ変形によって、被着材の接着部中央では、 X 方向の垂直応力が高く、一様分布になる。下部のCFRPの接着部端部では、 X 方向の垂直応力の方向が逆になっている。

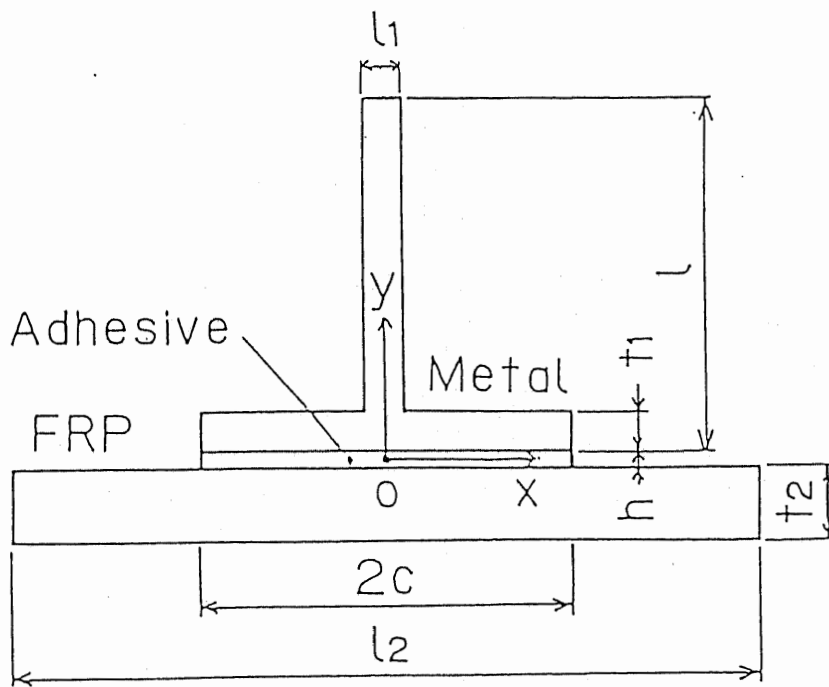


図 3 - 1 9 T形継手

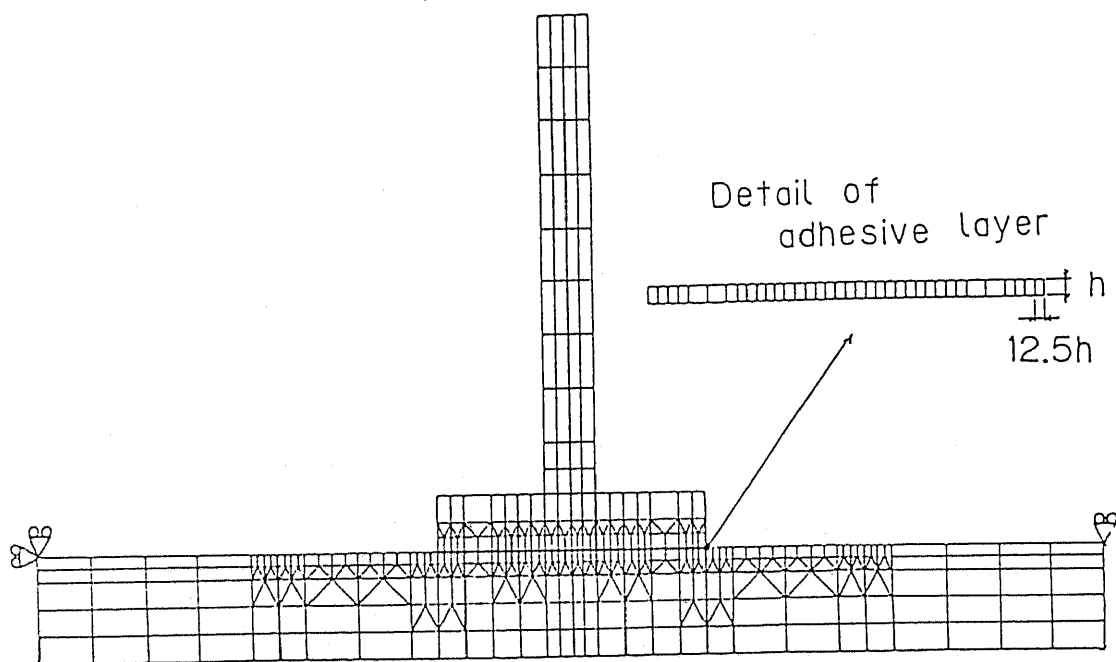


图 3 - 2 0 要素分割图

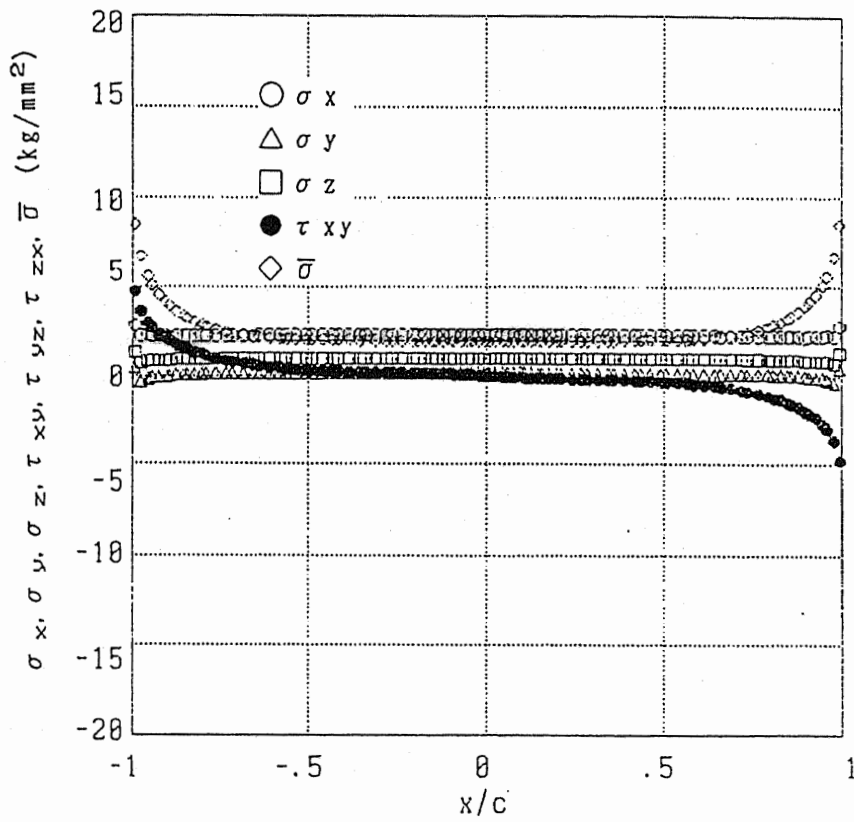


図 3 - 2 1 図 T形継手の接着層の熱応力分布 ($\Delta T = -100^{\circ}\text{C}$)

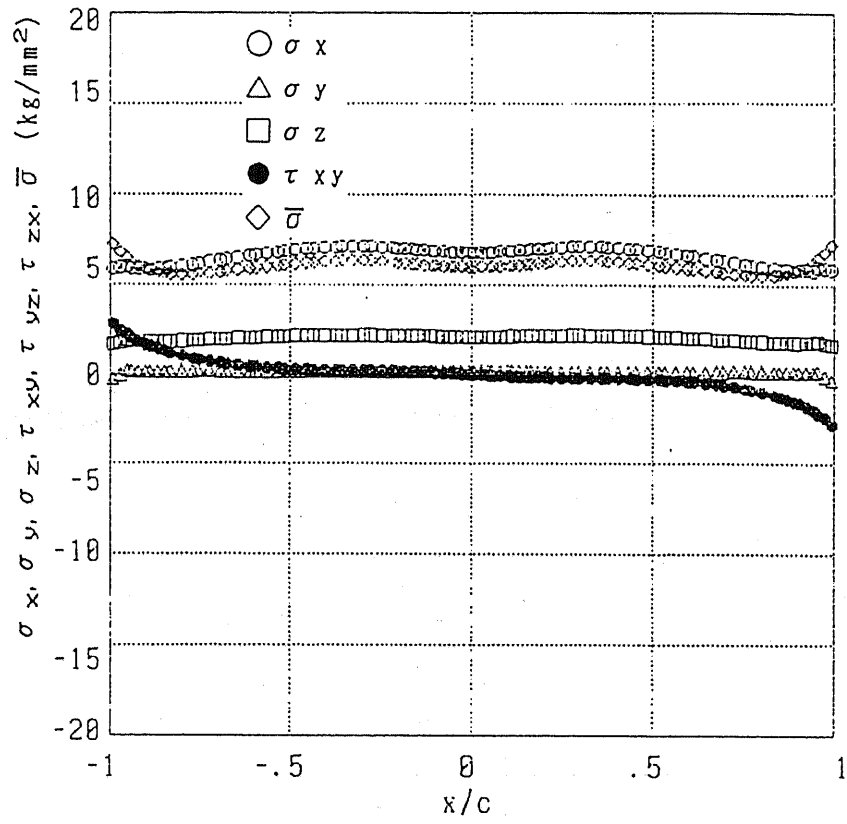


図 3 - 2 2 T形継手のアルミ側の熱応力分布 ($\Delta T = -100^\circ\text{C}$)

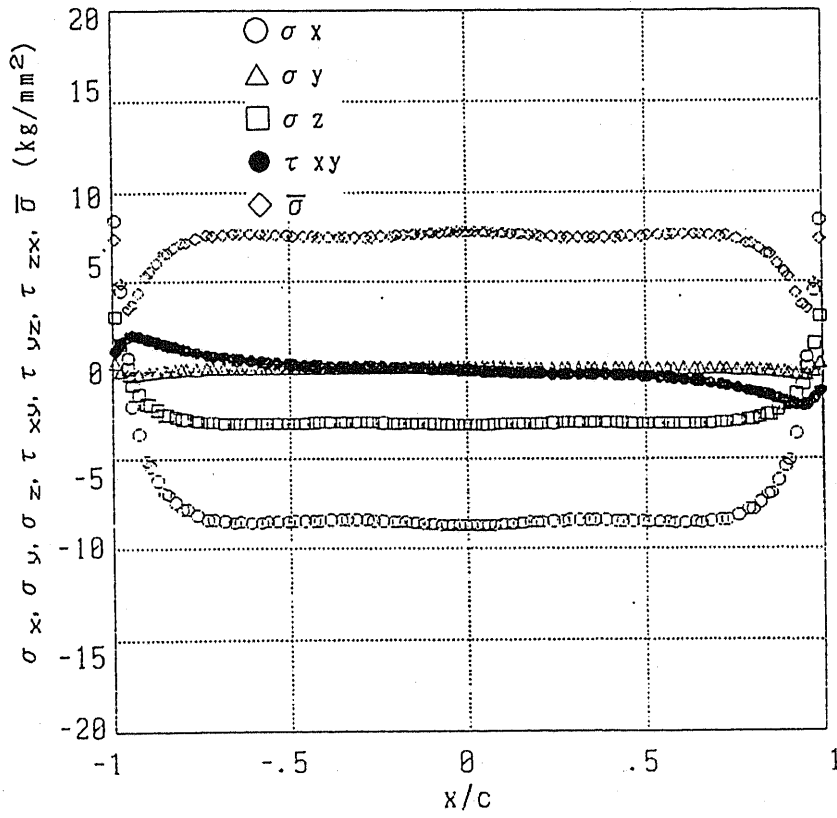


図 3 - 2 3 T形継手のFRP側の熱応力分布 ($\Delta T = -100^\circ\text{C}$)

3.5 三次元熱応力解析

接着継手に関する問題のほとんどは三次元問題であるが、三次元問題に関しては、FEMデータの作成、解析結果のデータ処理に非常に労力を要するため、三次元問題そのものの解析例はきわめて少ない。しかし、FRPの板幅方向の熱膨張率が金属の熱膨張率と大きく違う継手に対して、三次元の熱応力解析をする必要がある。ここで、三次元の熱応力解析によって、単純重ね合わせ継手の板幅方向の応力分布を明らかにする。

3.5.1 解析条件

図3-24に単純重ね合わせ継手の形状を示す。継手の寸法は次のように示す。

$$2c = 20.0 \text{ mm}$$

$$l + 2c = 60.0 \text{ mm}$$

$$t = 1.6 \text{ mm}$$

$$h = 0.1 \text{ mm}$$

$$w = 25 \text{ mm}$$

板幅方向の金属熱膨張率 α_z とCFRP熱膨張率 α_{xz} の差 $\alpha_z - \alpha_{xz} = 0.4$ とする。被着材は金属としてアルミ、FRPとしてCFRP、接着剤をアラルダイトとした。解析は対称性により、板幅方向の1/2について行なった。要素分割は図3-25に示す。要素数284、節点数1694である。境界条件は $Z=0$ (BJK FGLIC面)でZ方向固定、 $X=-50$ (ABCD面)でX方向固定、 $Y=1.7$ (DC上)でY方向固定、 $X=50$ と $Y=0.0$ (HG)でY方向固定とする。温度変化は -100°C とした。

3.5.2 応力分布

図3-26に継手表面および中央面の接着長さ方向の応力分布を示す。横軸

の $x/c = -1, 1$ の位置は接着層の両端部を示す。縦軸は垂直応力の $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ とせん断応力の $\tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{zx}$ および相当応力 $\bar{\sigma}$ の値を表す。継手の中央部の応力分布は平面ひずみの結果とよく一致する。表面部の応力分布は二次元平面応力解析の結果と一致する。何れも、相当応力 $\bar{\sigma}$ 、せん断応力 τ_{xy} は両端部で応力集中が起きている。

図 3-27 は左端部および右端部における板幅方向の応力分布を示す。垂直応力 $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ 、特に相当応力 $\bar{\sigma}$ は板幅方向にほとんど変化しないと考えられる。

3.5.3 応力分布に対する板幅方向の熱膨張率の影響

ここで、被着材板幅方向 (Z) の熱膨張率の差を変えて解析を行ない、接着層に生じる熱応力の変化を調べた。図 3-28 に接着層の左端部における板幅方向の応力分布の変化を示す。図 3-29 に右端部における板幅方向の応力分布を示す。両端部において、板幅方向の熱膨張率の差が大きくなるにつれて、せん断応力成分 τ_{yz} と垂直応力成分の分布は一様でないようになり、表面部で応力集中が生じる。相当応力成分も中央部より表面部のところで高くなる。したがって、板幅方向の熱膨張率の差がある程度大きくなると、相当応力 $\bar{\sigma}$ に対するせん断応力 τ_{yz} の影響を無視できなくなり、接着層に生じる熱応力を正確に評価するために、三次元解析を行なう必要がある。

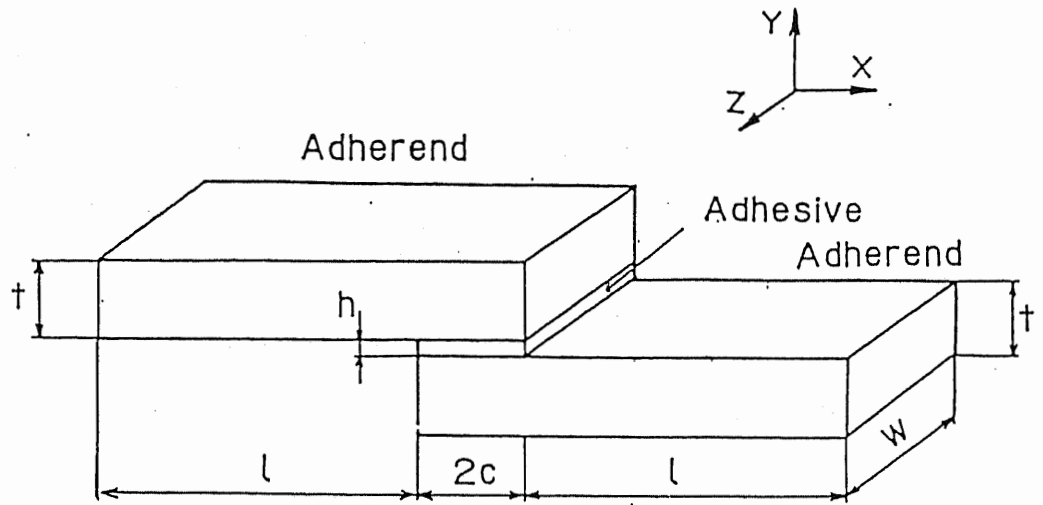


図3-24 単純重ね合わせ継手

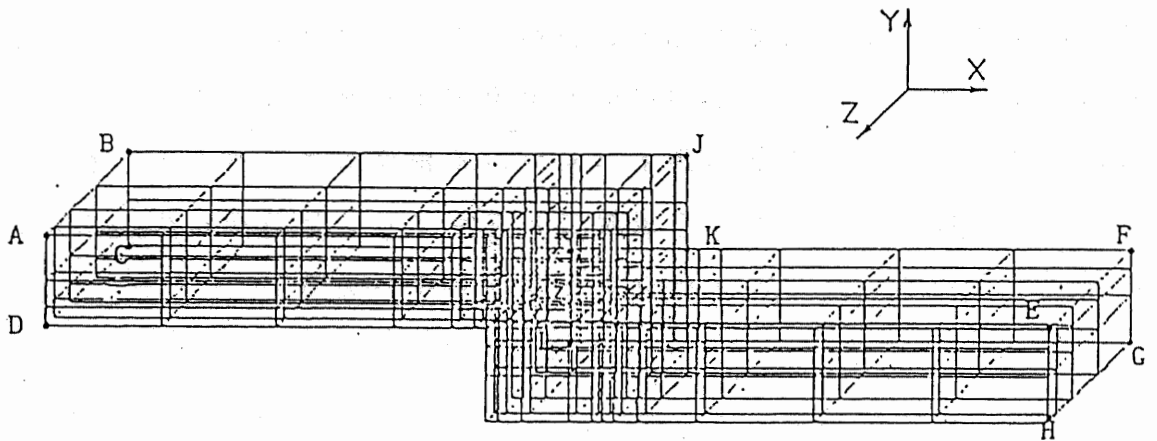
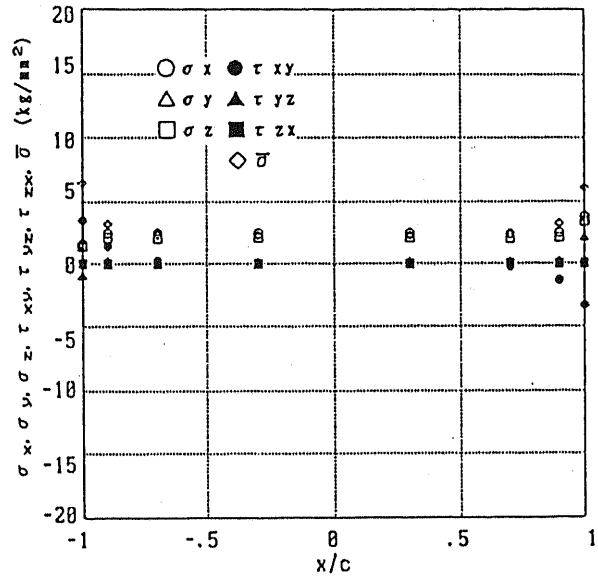
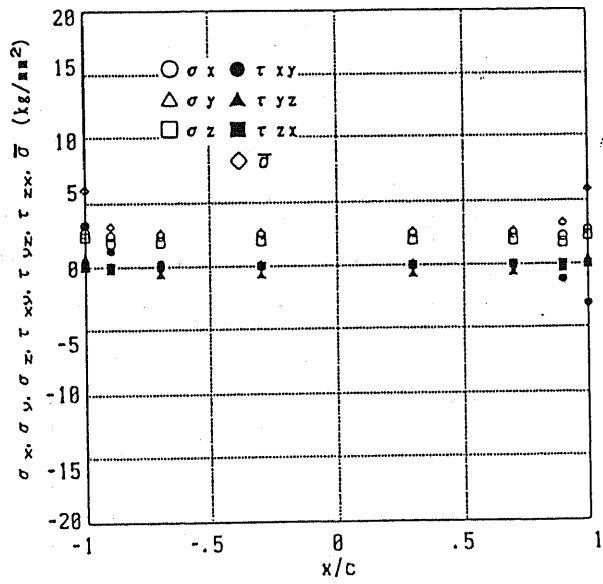


図3-25 要素分割図 ($W=25$)

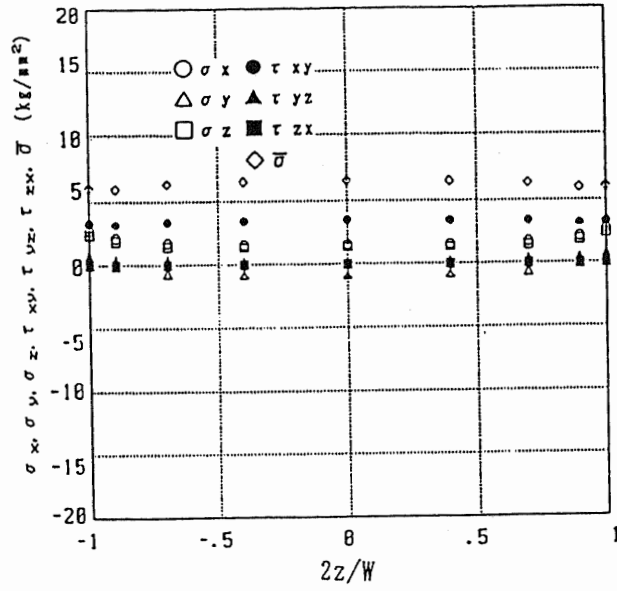


(a) 中央

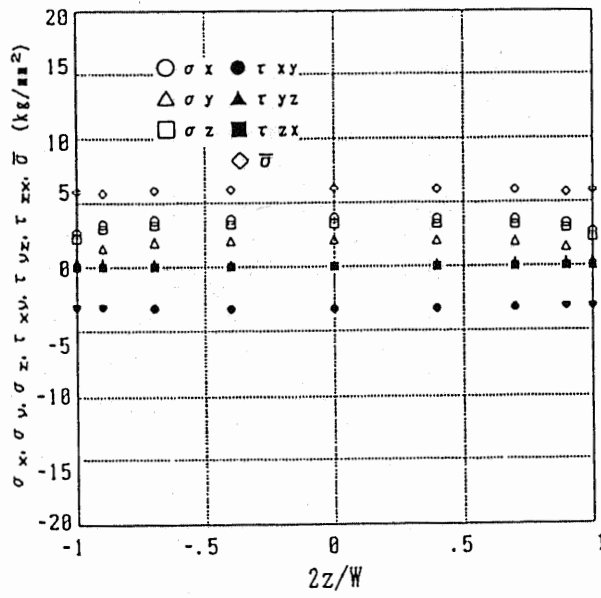


(b) 表面

図 3 - 2 6 接着層長さ方向の応力分布

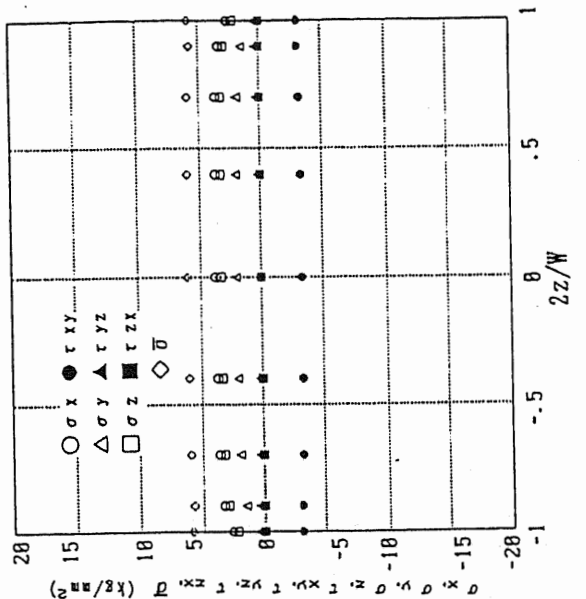


(a) 左端部

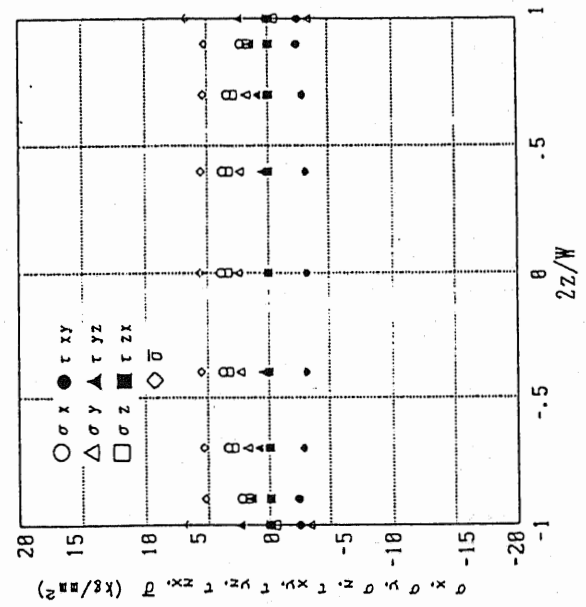


(b) 右端部

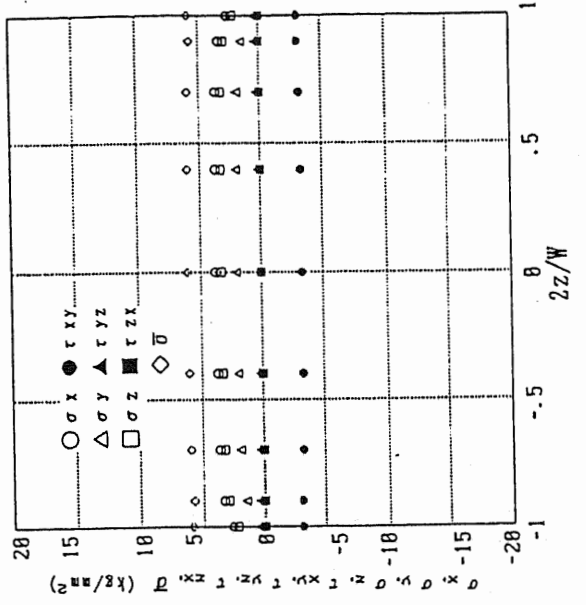
図 3 - 2 7 接着層板幅方向の応力分布



(a) $|\alpha_{xz} - \alpha_z| = 0.1$

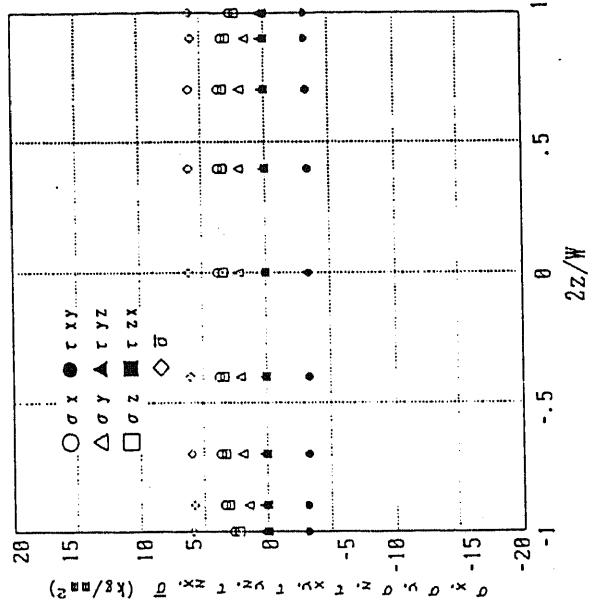


(b) $|\alpha_{xz} - \alpha_z| = 1.0$

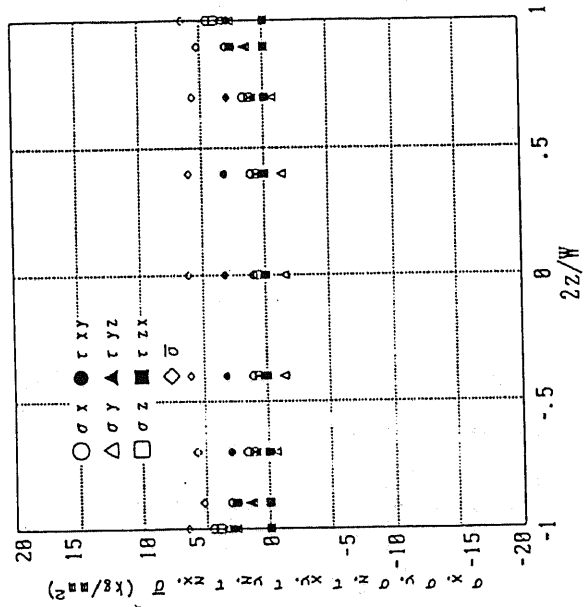


(c) $|\alpha_{xz} - \alpha_z| = 2.0$

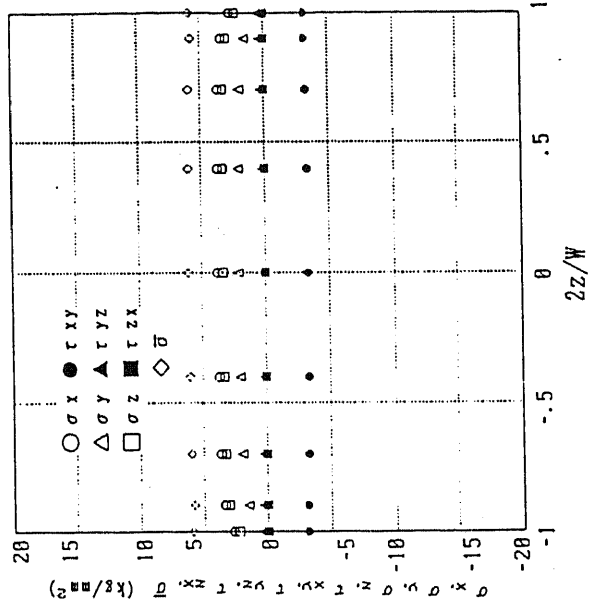
図13-2:8 板幅方向熱膨張率の差の影響(左端部)



(a) $|\alpha_{xz} - \alpha_z| = 0.1$



(b) $|\alpha_{xz} - \alpha_z| = 1.0$



(c) $|\alpha_{xz} - \alpha_z| = 2.0$

図 3-29 板幅方向熱膨張率の差の影響 (右端部)

3. 6 三次元軸対称熱応力の解析

実在の構造物の中に軸対称のパイプ構造はよく使われている。二次元単純重ね合わせ継手と異なり、パイプの単純重ね合わせ継手の場合は、熱応力に対して軸方向だけではなく、円周方向の熱膨張率の差も大きな影響を及ぼす。ここではパイプ継手の一種である軸対称単純重ね合わせ継手の熱応力解析を行なった。図3-30にその3種類の形状を示す。

継手材料は、金属はアルミとし、接着剤はアラルダイトとし、FRPはCFRPとする。温度変化は -100°C として解析を行なった。

図3-31に金属パイプ-CFRP棒単純重ね合わせ継手の接着層および被着材の熱応力分布を示す。CFRPの円周方向の熱膨張率は金属のそれより大きいので、接着層、被着材で、半径方向の正の垂直応力 σ_r が生じている。接着層では、軸方向の応力 σ_x 、円周方向の応力 σ_z は半径方向の応力 σ_r と似ている分布をしている。せん断応力 τ_{xy} は接着層両端部でわずかに応力集中が生じている。金属側では、右から左へ大きくなる負の円周方向応力 σ_z が生じる。それに対して、CFRPの接着部では、左から右へ大きくなる正の円周方向応力 σ_z が生じる。両方でも軸方向応力 σ_x はほとんど生じていない。

図3-32にCFRPパイプ-金属棒の単純重ね合わせ継手の接着層および被着材接着部の応力分布を示す。金属パイプ-CFRP棒継手の場合とは逆に、接着層で生じる半径方向応力 σ_r は負となる。円周方向の応力分布は、CFRPパイプ側で負となり、アルミ棒側で正となっている。

図3-33、図3-34にそれぞれ、金属-CFRPとCFRP-金属軸対称単純重ね合わせ継手の変位図を示す。金属-CFRP継手は、金属パイプの接着部分が他の部分より少々細くなっている。CFRP-金属継手は、CFRPパイプの接着部分が他の部分より少々太くなっている。

図3-35に、CFRPパイプ-金属パイプの単純重ね合わせ継手の応力分布図を示す。応力分布は継手(b)とほぼ同じような分布を示している。しかし、接着層では、最大相当応力値が、継手(b)よりやや低くなっている。

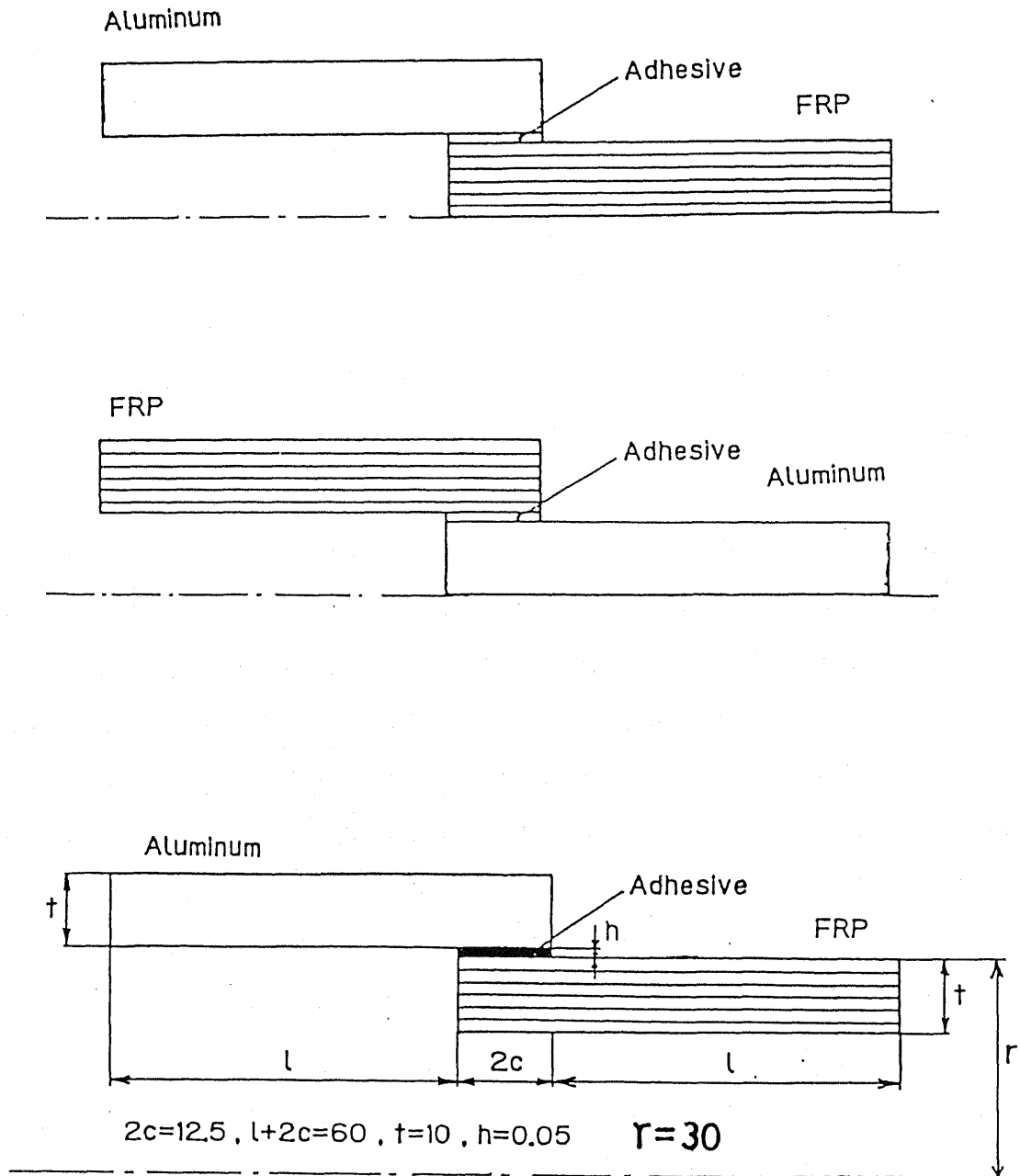
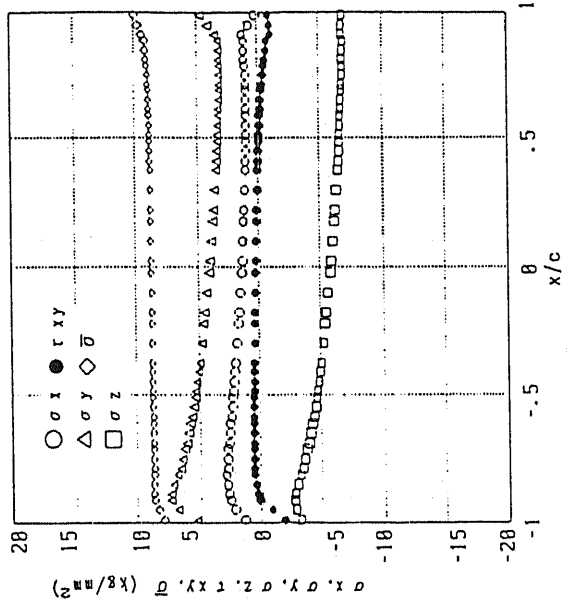
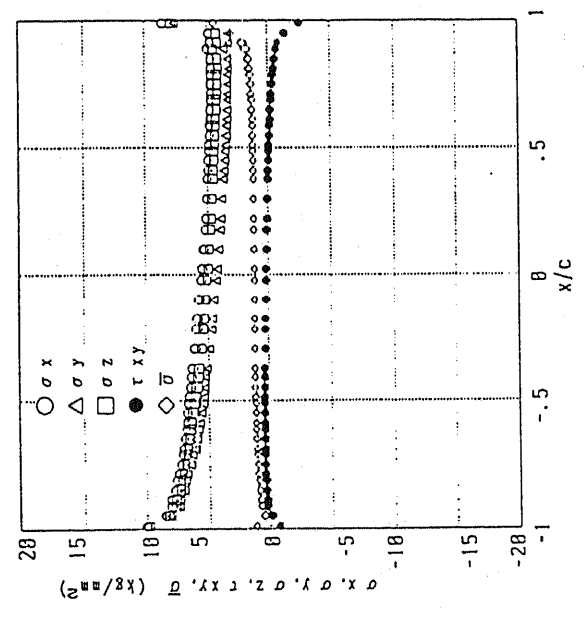


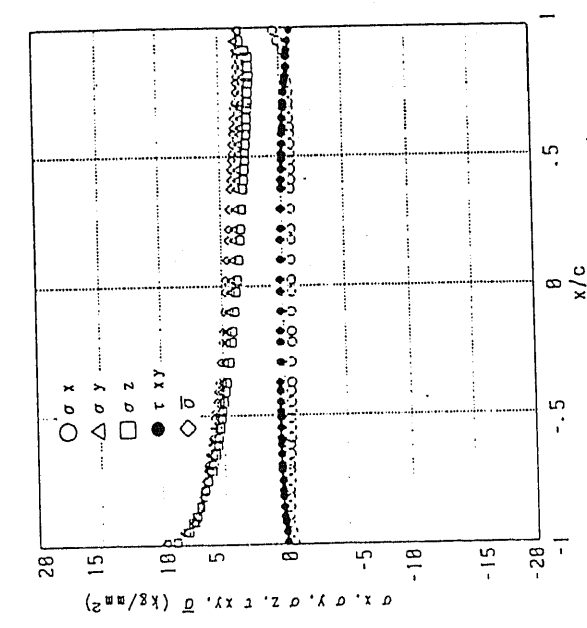
図 3 - 3 0 軸対称重ね合わせ継手



(a) 接着部金属側

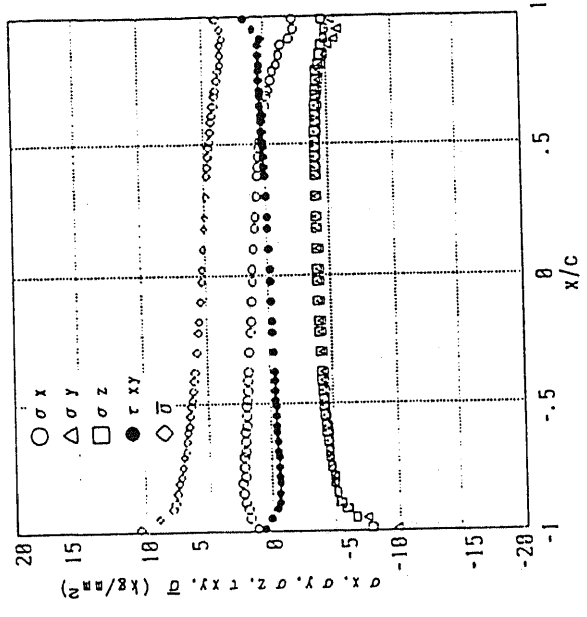


(b) 接着層

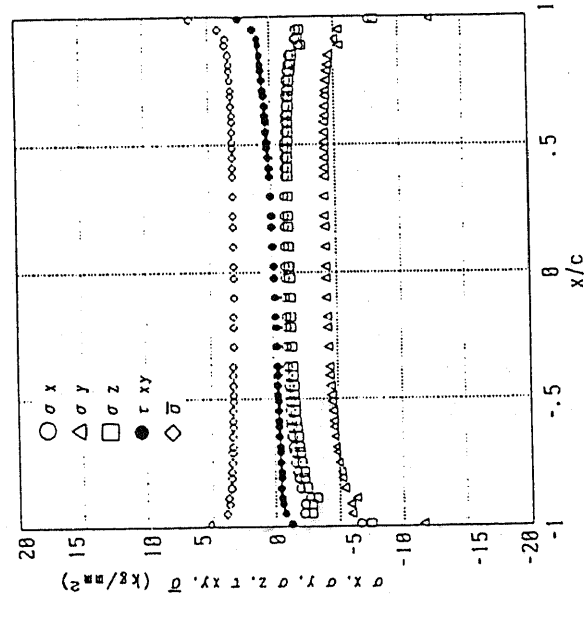


(c) 接着部CFRP側

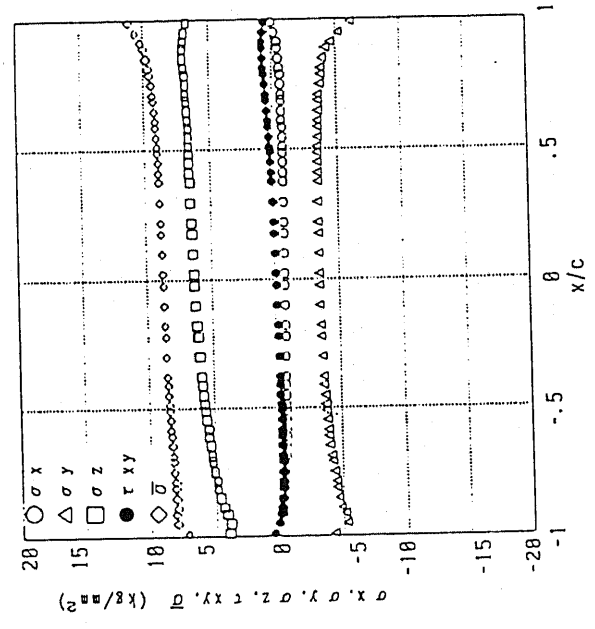
図3-4-3 I アルミ-CFRP棒継手



(c) 接着部金属側



(b) 接着層



(a) 接着部CFRP側

図3-32 CFRP-アルミ棒継手図

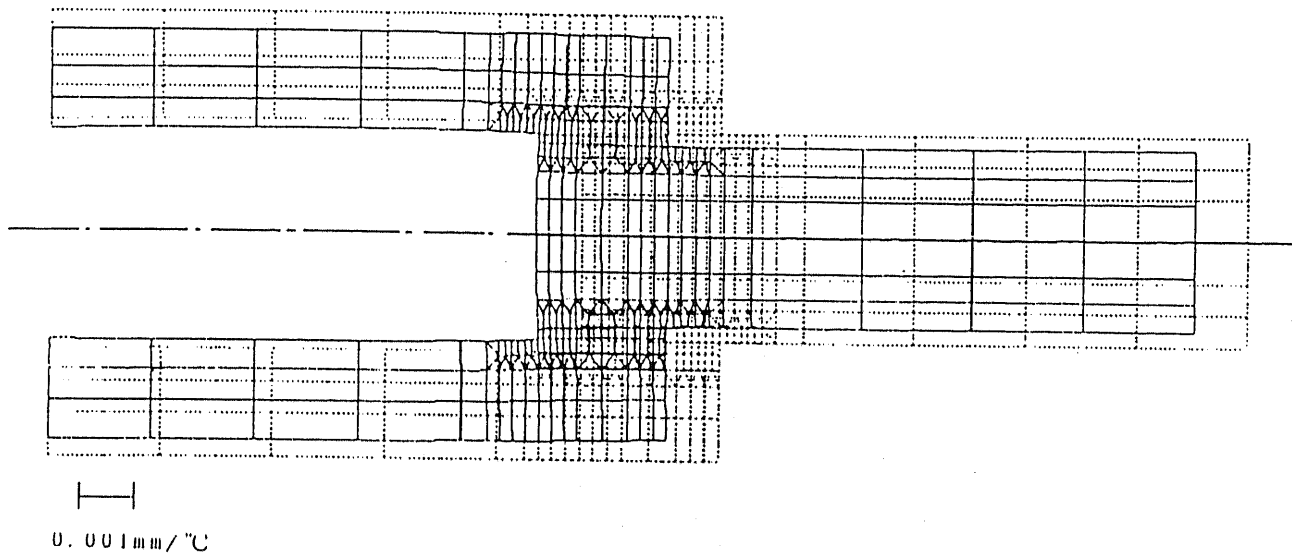


図3-33 アルミ-CFRP 棒継手 (変位図)

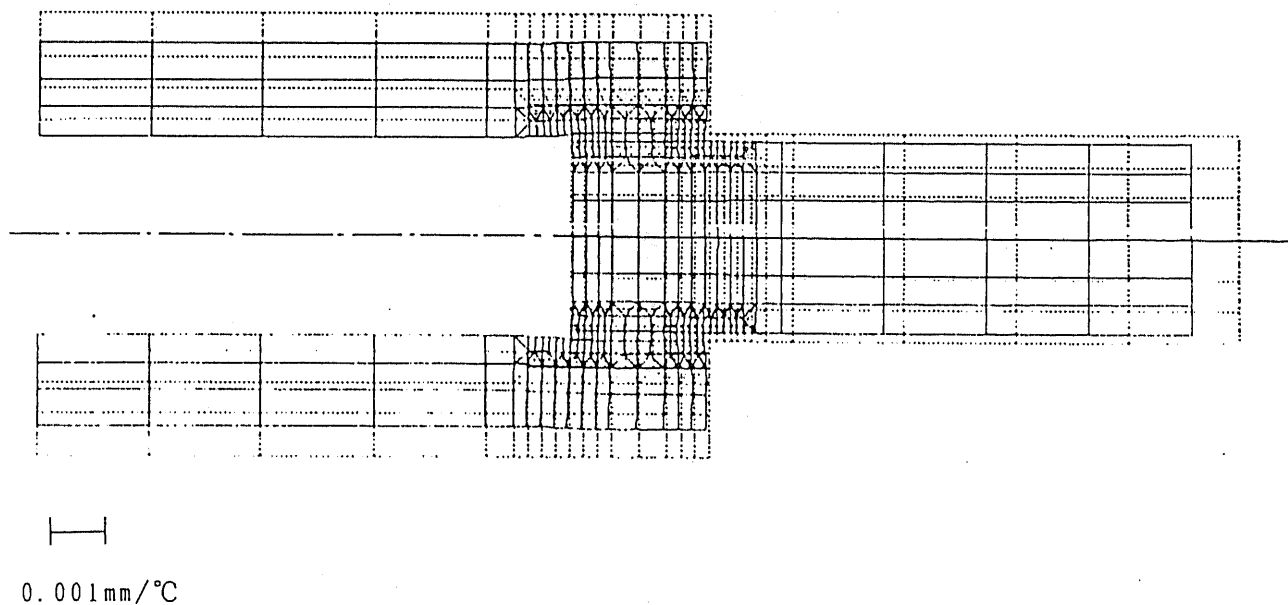
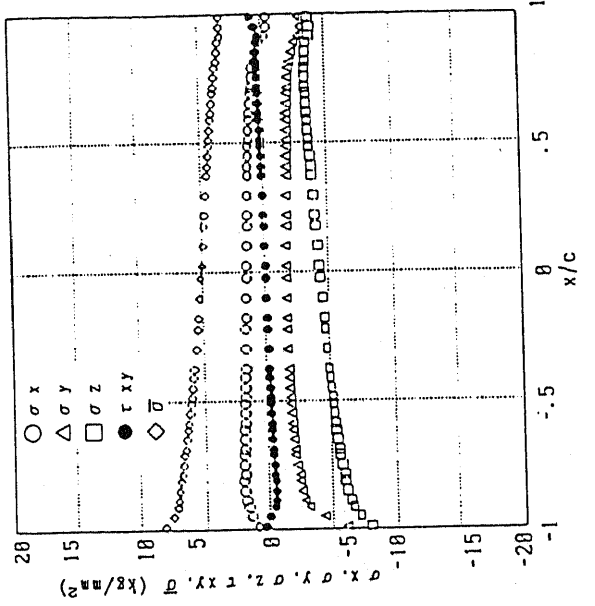
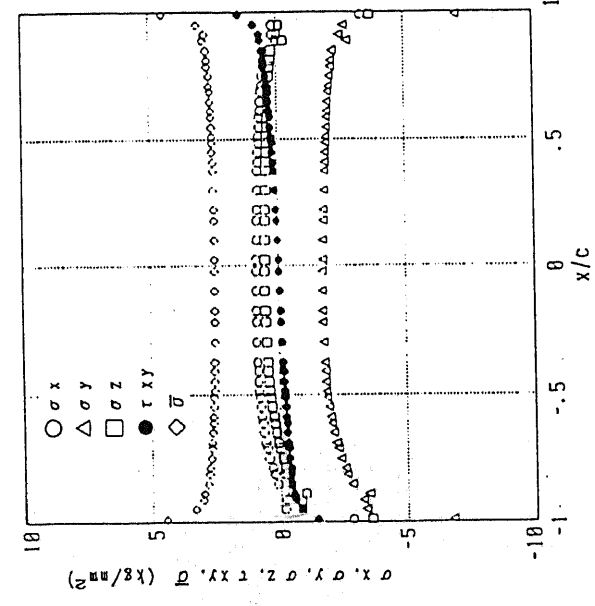


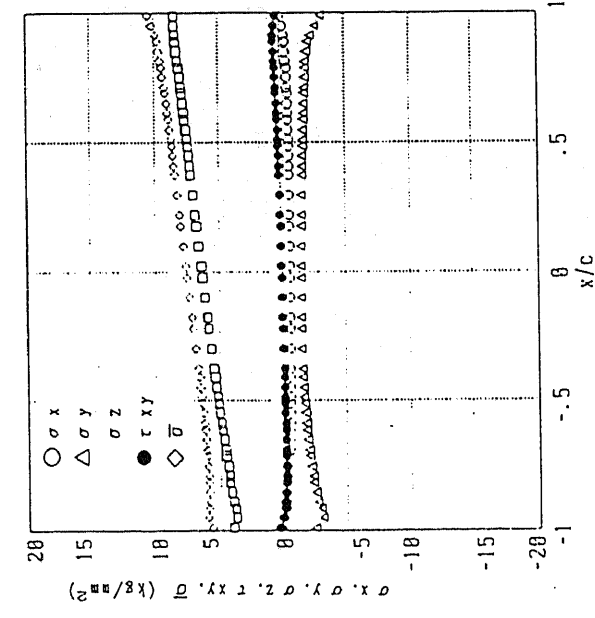
図3-34 CFRP-アルミ 棒継手 (変位図)



(a) 接着部CFRP側

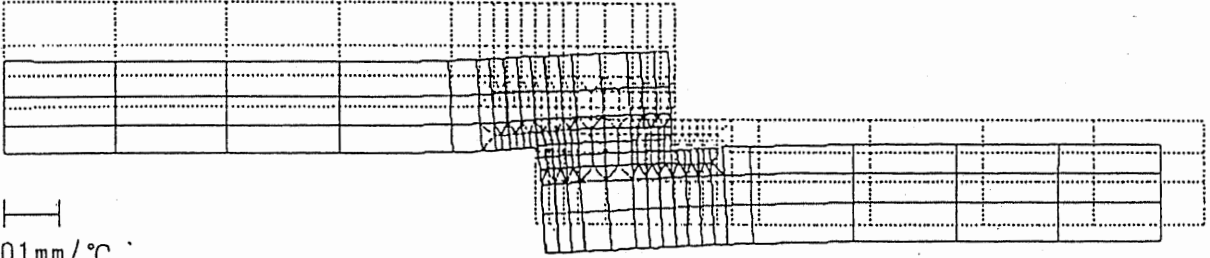



(b) 接着層



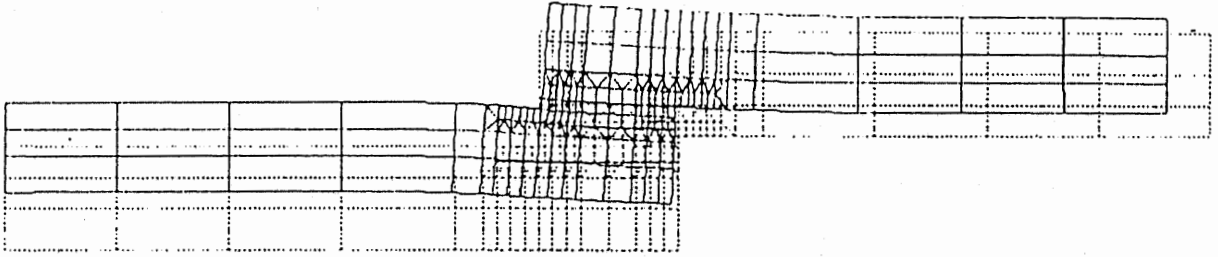
(c) 接着部金属側

図3-35 CFRPパイプ-アルミパイプ継手(応力分布)





 0.001mm/°C



3. 7 まとめ

本章では、二次元、三次元および軸対称の金属-FRP接着継手における熱応力分布について、いろいろな解析を検討してきた。その結果をまとめて、次のようになる。

単純重ね合わせ継手の接着層における垂直応力はほぼ一様分布となっている。それに対して、せん断応力成分と相当応力は接着層端部において応力集中が生じる。接着層に生じる熱応力に対して、接着継手の接着長さの影響はとても小さいが、被着材厚さが厚くなると、接着層の熱応力集中は大きくなる。接着層の熱応力に対する接着継手の材料定数の影響はかなり複雑である。接着剤の剛性が高くなると、接着層の熱応力も高くなる。異種材接着継手に対する接着剤熱膨張率の影響はとても小さいと考えられる。接着層の熱応力分布に対して、被着材の剛性も熱膨張率も大きな影響がある。

T型の継手の接着層に生じる熱応力は対称に分布する。接着の長さは接着層の熱応力の分布に対して大きな影響はないと考えられる。

金属-FRP単純重ね合わせ接着継手三次元熱応力解析と単純重ね合わせ軸対称継手熱応力解析を行なった。金属-FRP単純重ね合わせ継手に対して、被着材の板幅方向の熱膨張率の差が小さければ、熱応力解析は二次元で行なえばよい。それに対して、被着材板幅方向の熱膨張率の差が大きければ、三次元の解析は必要になる。

軸対称重ね合わせ継手では、継手の熱応力分布が材料の配置に大きく影響されていることが分った。

第 4 章

金属 - F R P 接着継手 低温強度の評価

金属-FRP接着継手の常温強度については、今まで、多くの研究者による、様々な研究が行なわれている。しかし、金属-FRP接着継手の熱応力の評価と熱応力が生じる時の強度評価に関する研究報告はまだ少ないようである。3、4章においては金属-FRP接着継手の熱応力解析を行ない、接着継手の熱応力の分布を明らかにし、接着継手強度に及ぼす影響因子と熱応力の分布の関係について考察してきた。本章では熱応力解析結果と低温強度実験をあわせて、金属-FRP接着継手の熱応力の影響を考慮した場合の継手強度を評価し、より簡単に利用できる強度評価法について考察する。

4. 1 接着継手の接着層における応力分布

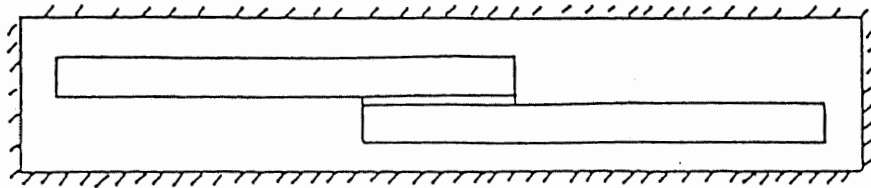
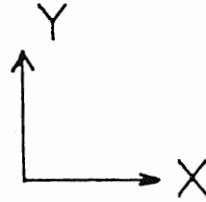
低温環境における接着継手に外荷重をかける時、継手の応力分布を明らかにするために、まず図4-1に示す単純重ね合わせ継手について応力解析を行なった。解析を行なった接着継手の材料は、金属はアルミ、接着剤はエポキシ系、FRPはCFRPとGFRPの2種類である。CFRPは加熱加圧成形による一方向積層CFRP（樹脂：エポキシ）であり、繊維方向をX方向、積層方向をY方向とする。GFRPはハンドレイアップ成形によるマット・ロービングクロス材（樹脂：不飽和ポリエステル）であり、積層方向をY方向とする。熱応力解析は常温下で無応力状態にある接着継手に -120°C （ $20^{\circ}\text{C} \sim -100^{\circ}\text{C}$ ）の温度変化が与えられた場合について行なった。接着層の寸法は厚さ h が長さ $2c$ に比べて、十分小さいため、接着層要素のアスペクト比と計算精度が問題となるが、 $1:10$ 程度のアスペクト比とすれば、精度の良い解析が行なえることを確認している(4.1)。

図4-2の(a), (b), (c)にはアルミ-CFRP単純重ね合わせ継手に対して、それぞれ熱応力のみ、外荷重のみ及び両方を重ね合わせた場合の接着層の応力分布を示す。図4-2(a)に示すように、アルミ-CFRP接着継手の接着層端部では特にせん断応力成分 τ_{xy} とMisesの相当応力 $\bar{\sigma}$ に関して顕著な熱応力の集中が生じる。図4-3(a)はアルミ-GFRP接着継手接着層の熱応力分布を示すが、この場合、アルミとGFRPの熱膨張率の差が小さいため、図4-2(a)のような顕著な応力集中は観察されない。この熱応力集中は金属-FRP接着継手の低温強度に大きな影響を及ぼすと予想できる。

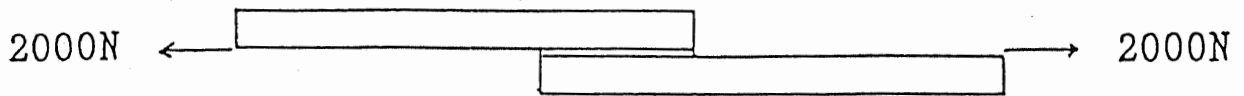
図4-2(c)のように、アルミ-CFRP接着継手に対しては図4-2(a)の熱応力と図4-2(b)の外荷重による応力を重ね合わせることによって、接着層左端部では応力集中が低下するが、右端部ではさらに高くなる。図4-3(b)と(c)にはそれぞれ、アルミ-GFRP単純重ね合わせ継手に対する外荷重のみの応力分布およびこれに図4-3(a)の熱応力分布を重ね合わせた応力分布を示す。熱応力と外力による応力を重ね合わせると、接着層左端部ではせん断

応力成分と相当応力の応力集中が高くなるが、右端部ではこれらの応力集中が低下して、接着層の最大相当応力値は小さくなっている。

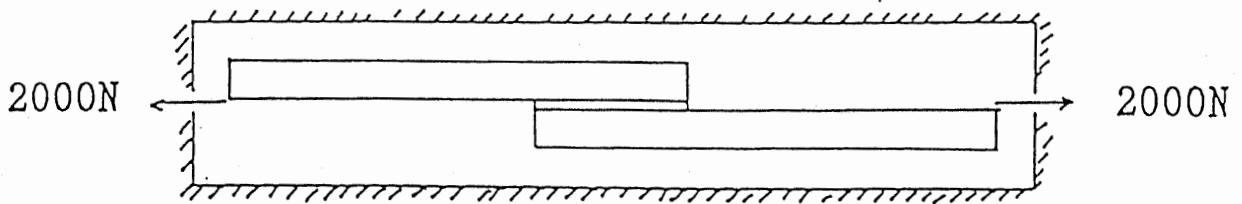
ここでは接着層端部の最大応力値として、端部に最も近い積分点の応力値を用いている。端部における接着層の要素はいずれもアスペクト比を1:12.5と一定にしており、この積分点の位置は端部から0.8hだけ内側にある。したがってこの端部最大応力は接着層端部近傍(1~2)hの部分における応力集中の平均値と考えることができる。



(a) Temperature changing $\Delta T = -120^\circ\text{C}$

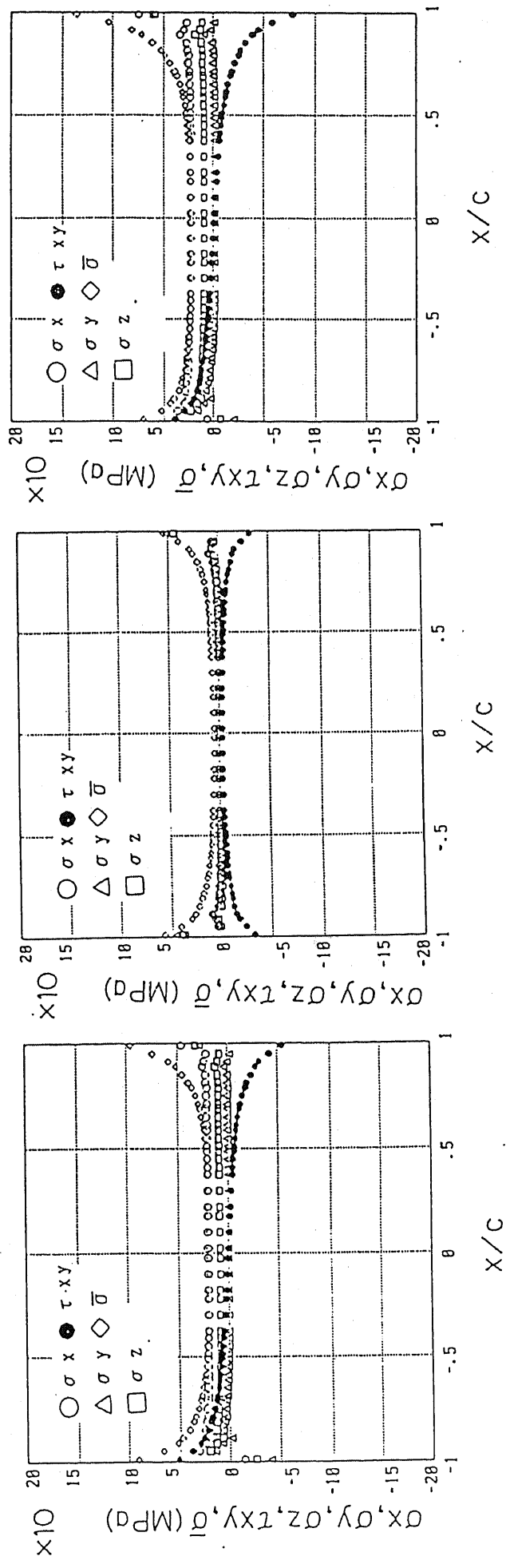


(b) External loading at -100°C



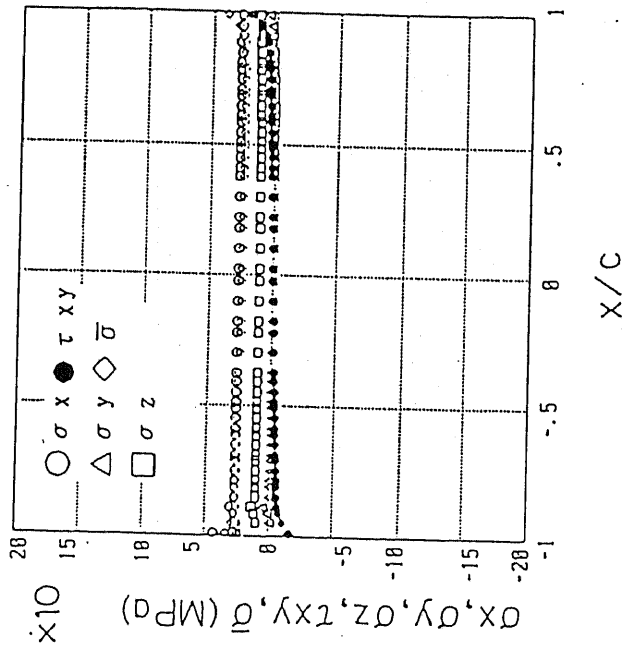
(c) Combining (a) and (b)

図 4 - 1 単純重ね合わせ継手

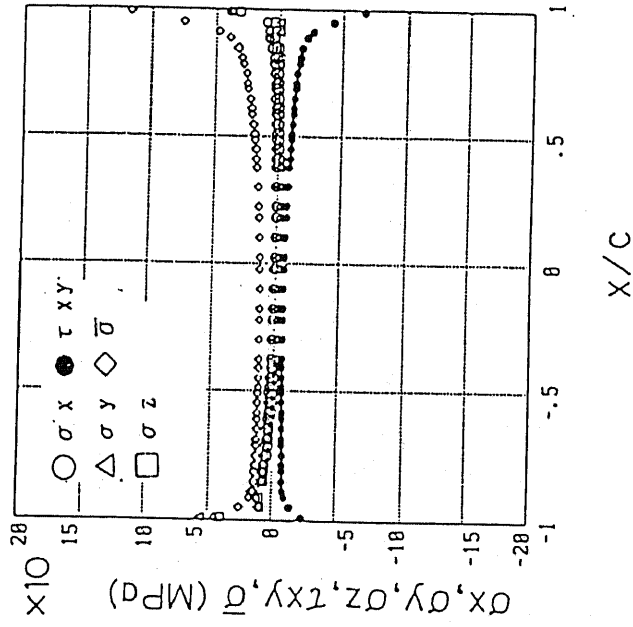


(a) Thermal stress (b) Stress caused by external load (T=2000N) (c) Superposing (a) and (b)

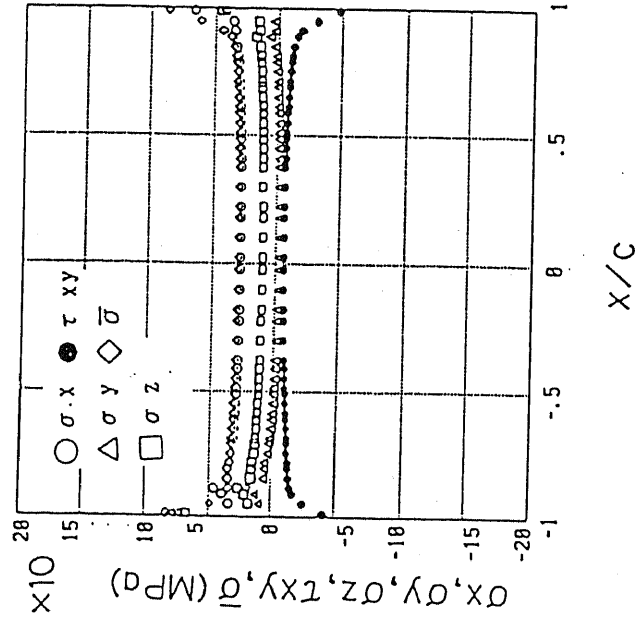
図 4 - 2 単純重ね合わせ継手の接着層の応力分布 (アルミ - CFRP)



(a) Thermal stress



(b) Stress caused by external load (T=2000N)



(c) Superposing (a) and (b)

図 4 - 3 単純重ね合わせ継手の接着層の応力分布 (アルミ - GFRP)

4. 2 低温強度の試験方法

4. 2. 1 試験片

接着剤の引張りせん断試験 (JIS K6950) に規定されている試験片形状を図 4-4 に示す。JIS 規格などにおいては接着剤の強度試験として規格化されているが、接着継手に対する試験規格はない。そこで JIS K6850 に準拠して単純重ね合わせ継手の試験片を製作した。ここで用いた単純重ね合わせ継手の形状を図 4-5 に示す。単純重ね合わせ継手のほかに T 型継手の強度試験も行なった。その形状を図 4-6 に示す。

試験片は金属、接着剤、FRP の三種類の材料で構成される。本研究で用いる材料は表 5-1 に示した通りである。ここでは、金属はアルミニウム、接着剤はアラルダイト、FRP は CFRP あるいは GFRP と組合せを二種類に絞って行なった。試験片は以下の手順で製作した。

- (1) 被着材接着面の粗面化 (粒度 100 のエメリーパー)
- (2) 被着材接着面の洗浄 (アセトンによる洗浄)
- (3) 接着
- (4) キュアリング (圧縮力 640kgf/m^2 、時間 6H)

試験片の接着厚さに関しては、始めに上記の方法で製作した数本の試験片についてマイクロメータで接着層厚さを 1 試験片について 6 点測定し、この平均を求めたところ 0.05mm であった。以後製作条件を上記の方法に決めて試験片を製作した。試験片数は 1 条件につき 3 ~ 7 本とした。

4. 2. 2 強度試験

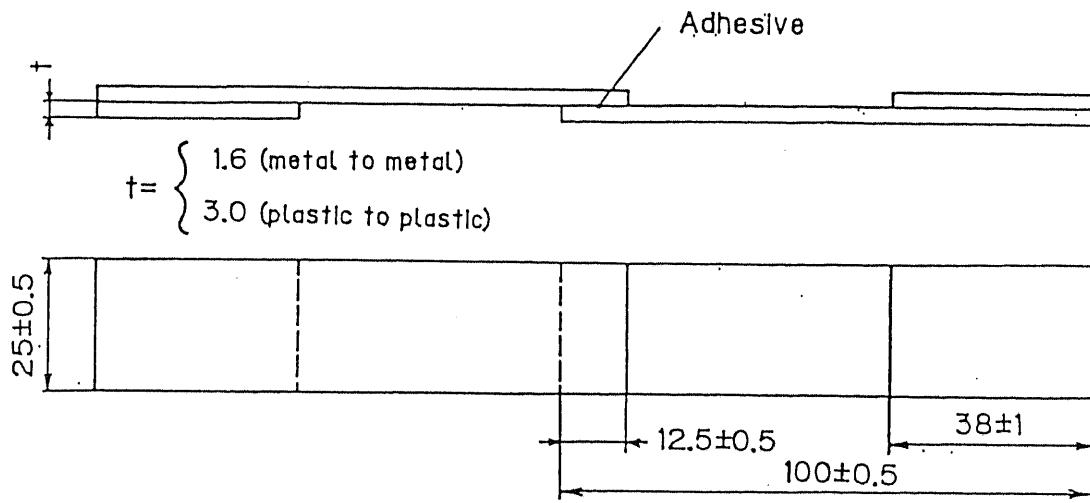
試験にはインストロン試験機を改造して、低温試験を行なった。温度が調節できる環境で試験を行なえるために、試験機に特別な低温室を装着することにした。試験機の概要を図 4-7 と 4-8 に示す。低温室の冷却方法と低温試験

方法は以下の通りである。

- (1) まず、使用する試験片をすべて低温室の中に入れる
- (2) ポンプで液体窒素を低温室の入口に送る
- (3) ポンプで送出してきた液体窒素をファンで低温室に拡散し、低温室内温度を均一する
- (4) 低温室につけてある温度計で温度を測定し、ポンプを調節することにより、試験温度に達するようにする
- (5) 30分～60分を経ってから、試験片をセットする
- (6) 5分～10分を経過後、試験を始める

(二本目以後の試験片の試験は(6)だけ行なえば良い)

試験条件は表5-2に示す通りである。試験は常温から低温-160℃まで行なった。



引張せん断試験片形状

図 4 - 4 接着剤の引張りせん断試験用の試験片 (JIS K6950)

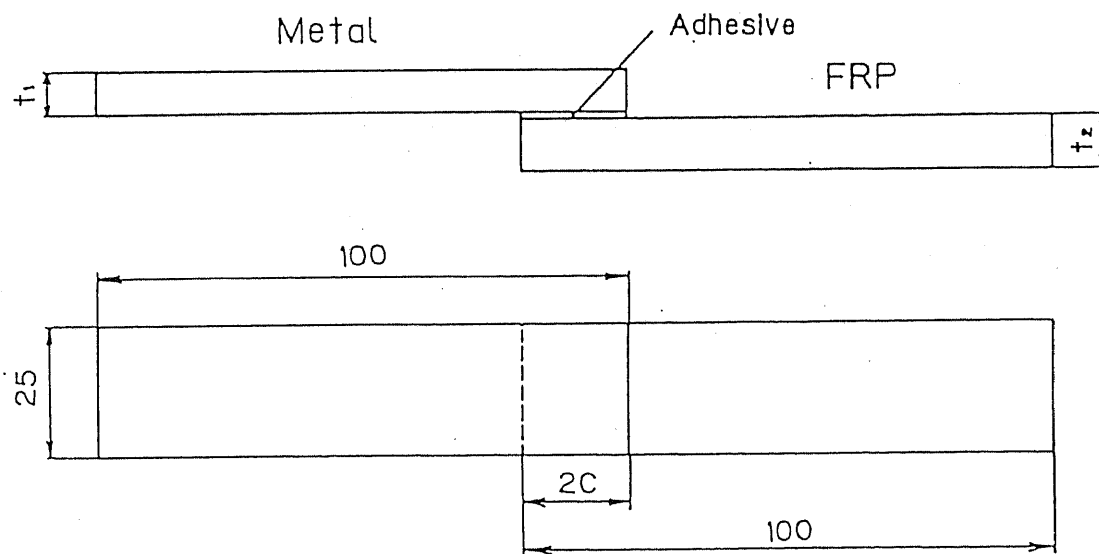


図 4 - 5 接着継手強度試験用の単純重ね合わせ継手

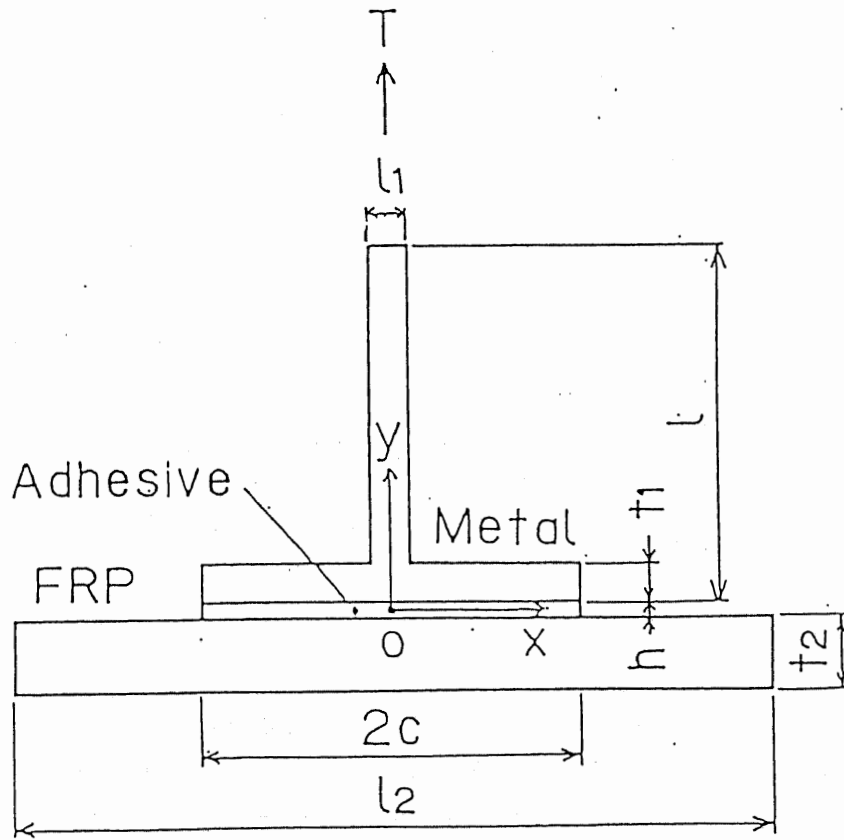


図 4 - 6 接着継手強度試験用の T 型継手

表 4 - 1 継手材料

材 料	記号	仕 様
アルミニウム	AL	A5083
アラルダイト	AA	エポキシ系常温硬化型（チバガイギー製） 主剤 AW106 硬化剤 HV953U 重量混合比 主：硬 = 10：8
C F R P	CF	炭素繊維（東レ） ”トレカ” T300 樹脂 エポキシ樹脂 # 2500 繊維量含有率 45%
G F R P	GF	ガラス繊維（日東紡製） チョップドストランドマット MC-600A（Eガラス） ロービングクロス WR-860B（Eガラス） 樹脂（大日本インキ製） 不飽和ポリエステル FH-123-N 積層構成 9層（マット5層、ロービングクロス4層） 繊維重量含有率 41%

室温

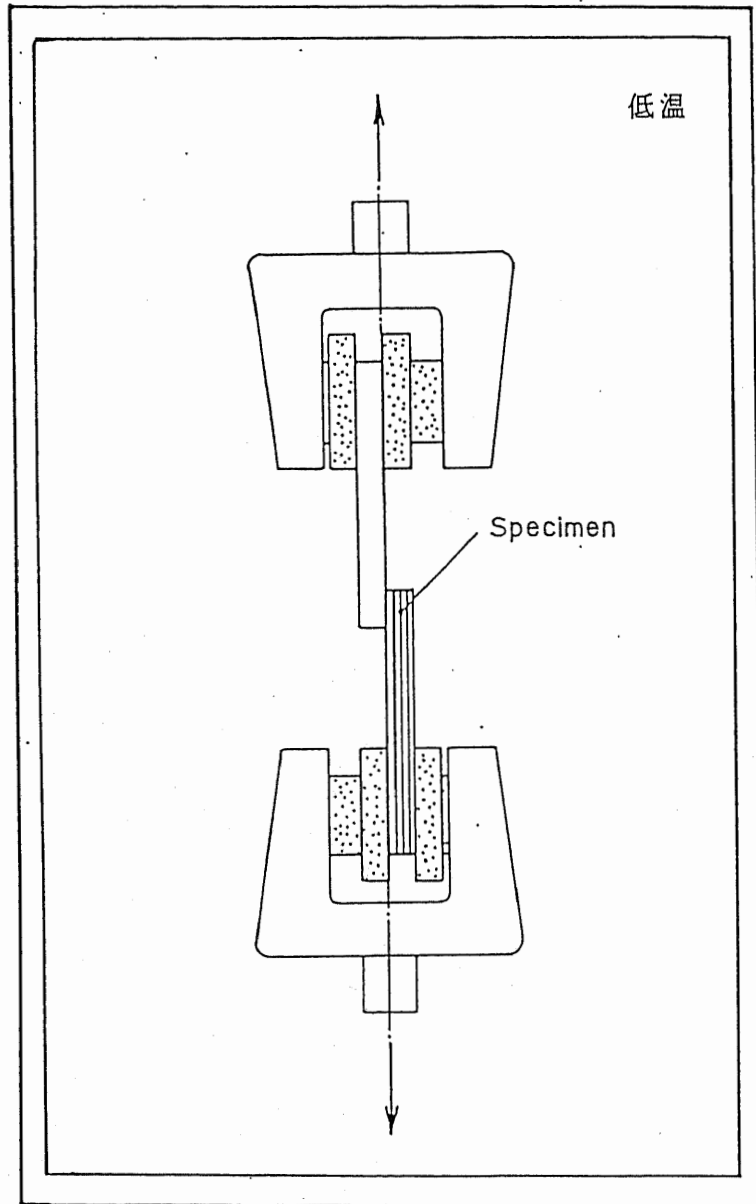


図 4 - 7 単純重ね合わせ継手低温強度試験の概要

室温

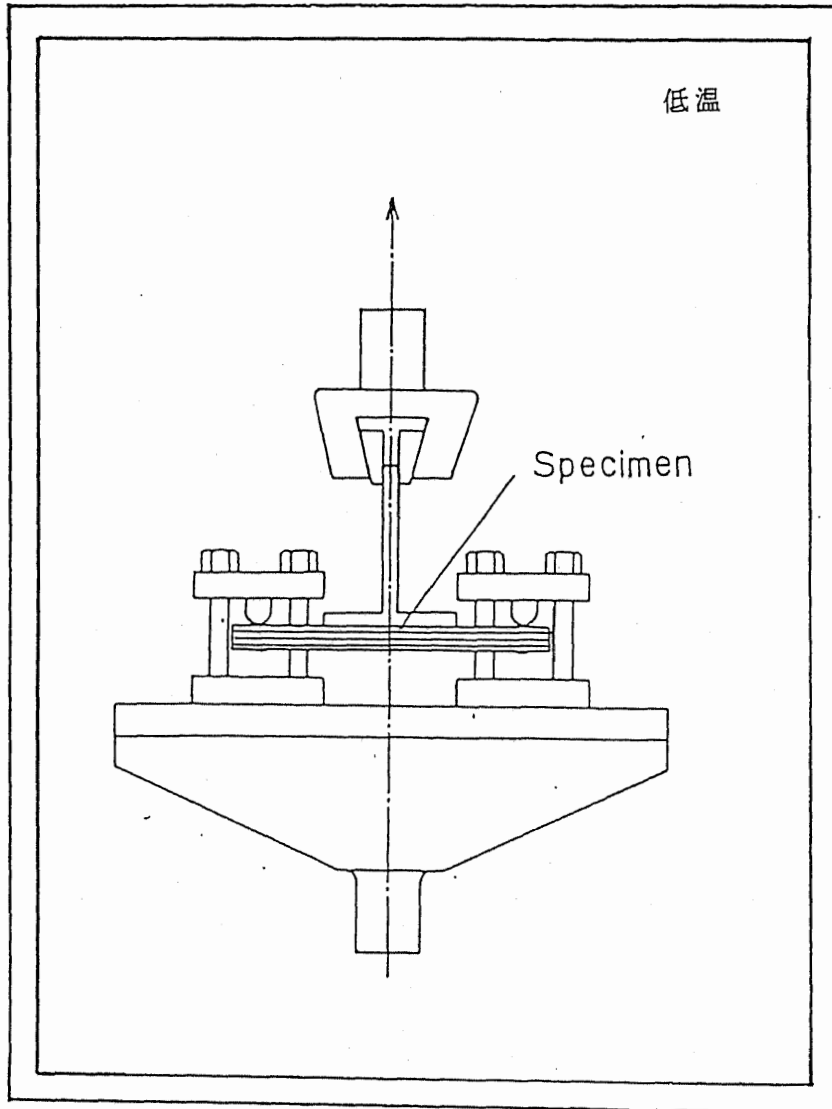


図 4 - 8 T型継手低温強度試験の概要

表 4 - 2 試験条件 (単純重ね合わせ継手)

継手材料 (FRP)	試験温度	継手寸法	
		2C(mm)	t(mm)
CFRP	23℃ -40℃ -100℃ -160℃	12.5	3
GFRP	23℃ -40℃ -100℃ -160℃	12.5	10
GFRP	23℃ -160℃	17.5	10
GFRP	23℃ -40℃ -100℃ -160℃	25.0	10

4. 3 試験結果

図4-9には種々の温度環境下で引張り荷重を加えて、アルミ-CFRP、アルミ-GFRPの単純重ね合わせ継手強度試験 ($2c=12.5\text{mm}$) を行なった結果を示す。図4-9において●、○印それぞれはアルミ-CFRP、アルミ-GFRP接着継手強度 $s_1 (=T_1/2c)$ の平均値を示す。ここに T_1 は試験片単位幅当たりの破壊荷重である。また記号 \square は同一条件で5本の実験を行なった結果のばらつきを示す。アルミ-CFRP接着継手では、CFRPの繊維方向の熱膨張率がきわめて小さく、アルミの熱膨張率との差がきわめて大きいので、継手強度に対して著しい温度の影響が見られる。アルミ-CFRP接着継手強度は継手温度が低くなるとともにまず常温から -40°C 近傍まで上昇し、それから低下していくことが明らかになった。それに対して、アルミ-GFRP接着継手の低温強度はアルミ-CFRP接着継手と異なって、常温強度よりやや高くなるが、継手強度に温度の影響が小さいことが分かった。図4-10にアルミ-GFRP単純重ね合わせ継手 ($2c=25\text{mm}$) の強度試験の結果を示す。図4-9に示される接着長さ 12.5mm 試験片の強度結果と同じ傾向を示している。

図4-11、4-12にアルミ-CFRP、アルミ-GFRPのT形継手の接着長さに対する継手強度を示す。●、○印はそれぞれ 23°C 、 -160°C の継手強度を示す。単純重ね合わせ継手強度と同様に、アルミ-CFRPのT形継手の低温強度は常温より著しく減少するのに対して、アルミ-GFRPのT形継手の低温強度は常温よりわずかに高くなる。単純重ね合わせ継手とT形継手の低温強度試験の結果をまとめてみると、温度変化がある時、金属-FRP接着継手破壊強度は被着材の熱膨張率の差によって複雑である。

接着継手温度が継手材料、特にエポキシ系接着剤の物性に対して大きな影響を及ぼすため、まず接着継手材料の低温物性の試験を行なった。図4-13に接着剤の縦弾性係数と温度の関係を示す。図4-14に接着剤標準試験片の引張強度と温度の関係を示す。接着剤材料の強度値は温度の低下とともに高くなることが分かった。

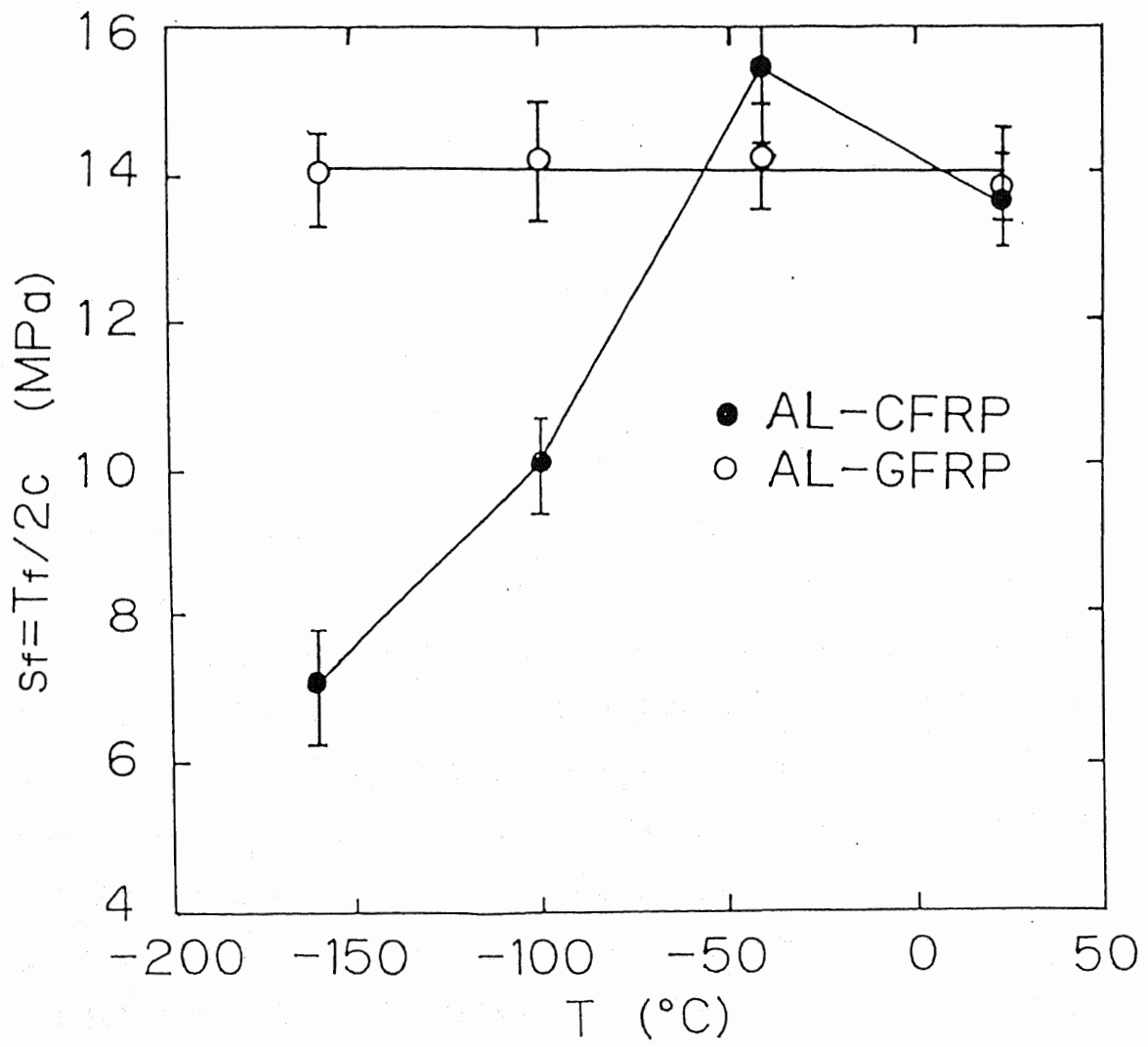


図4-9 接着継手強度と継手温度 ($2c/t_2=1.25$)

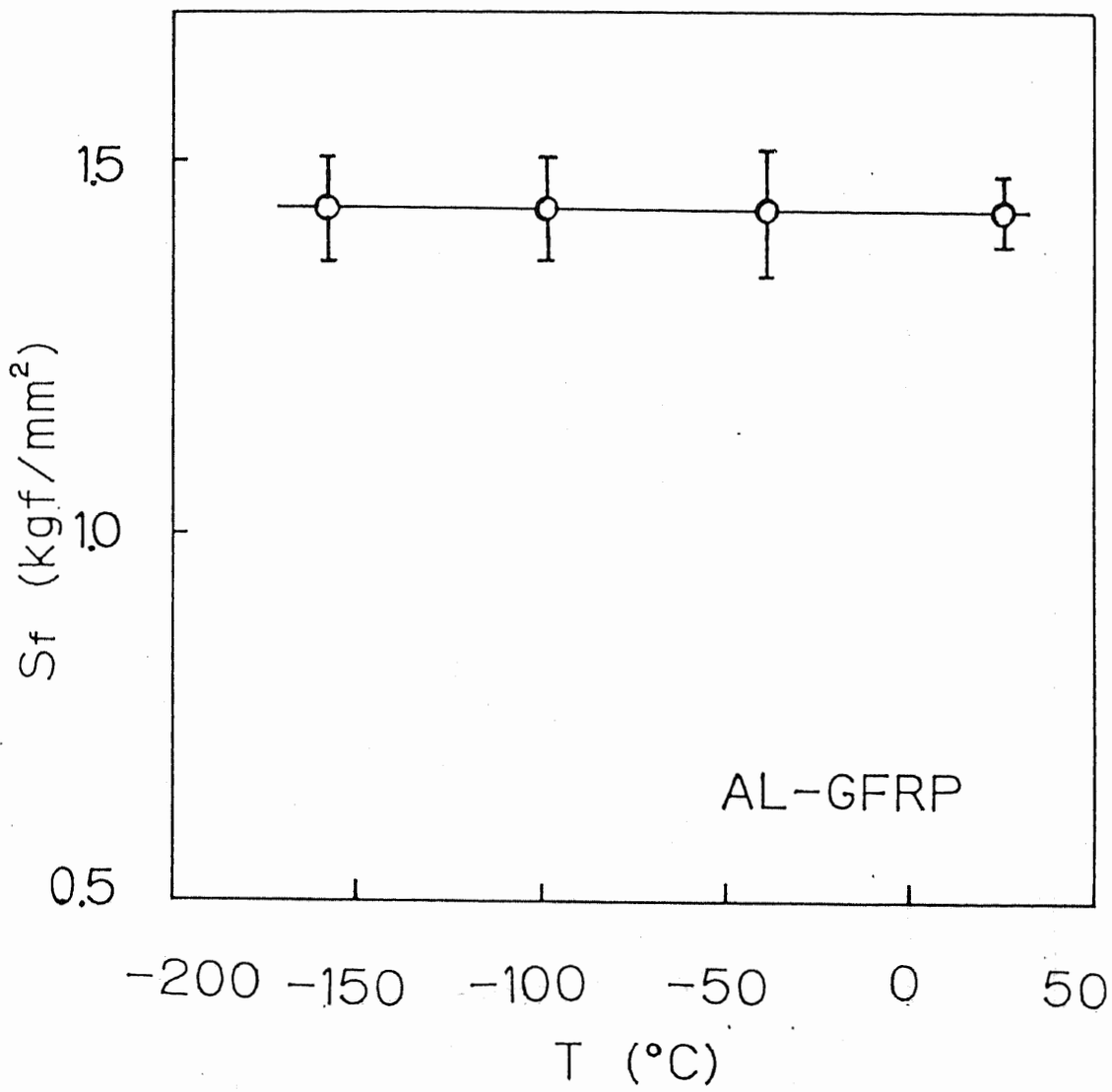


図 4 - 1 0 接着継手強度と継手温度 ($2c/t_2 = 2.5$)

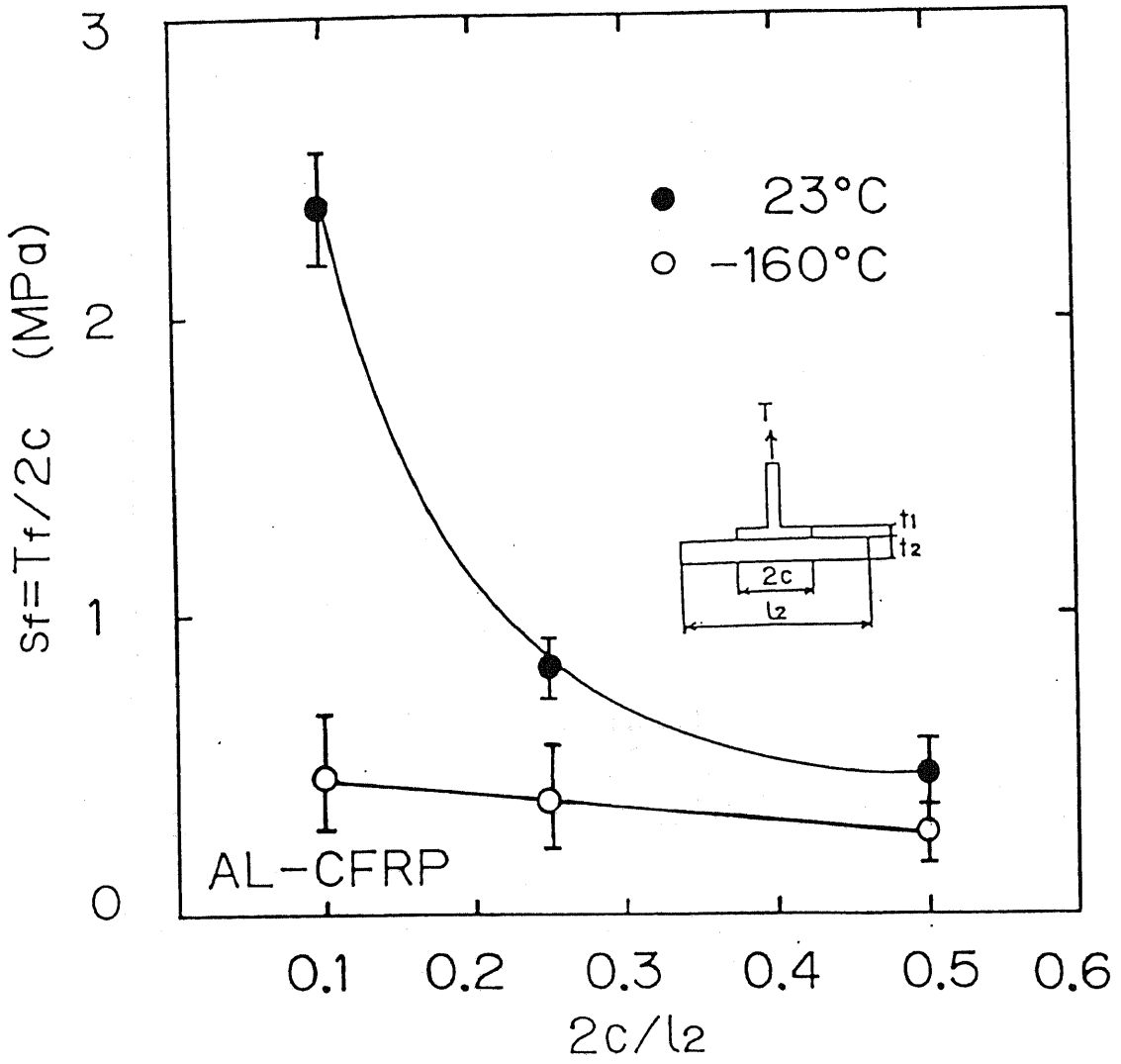


図4-11 T型継手の接着長さ と 継手強度 (アルミ-CFRP)

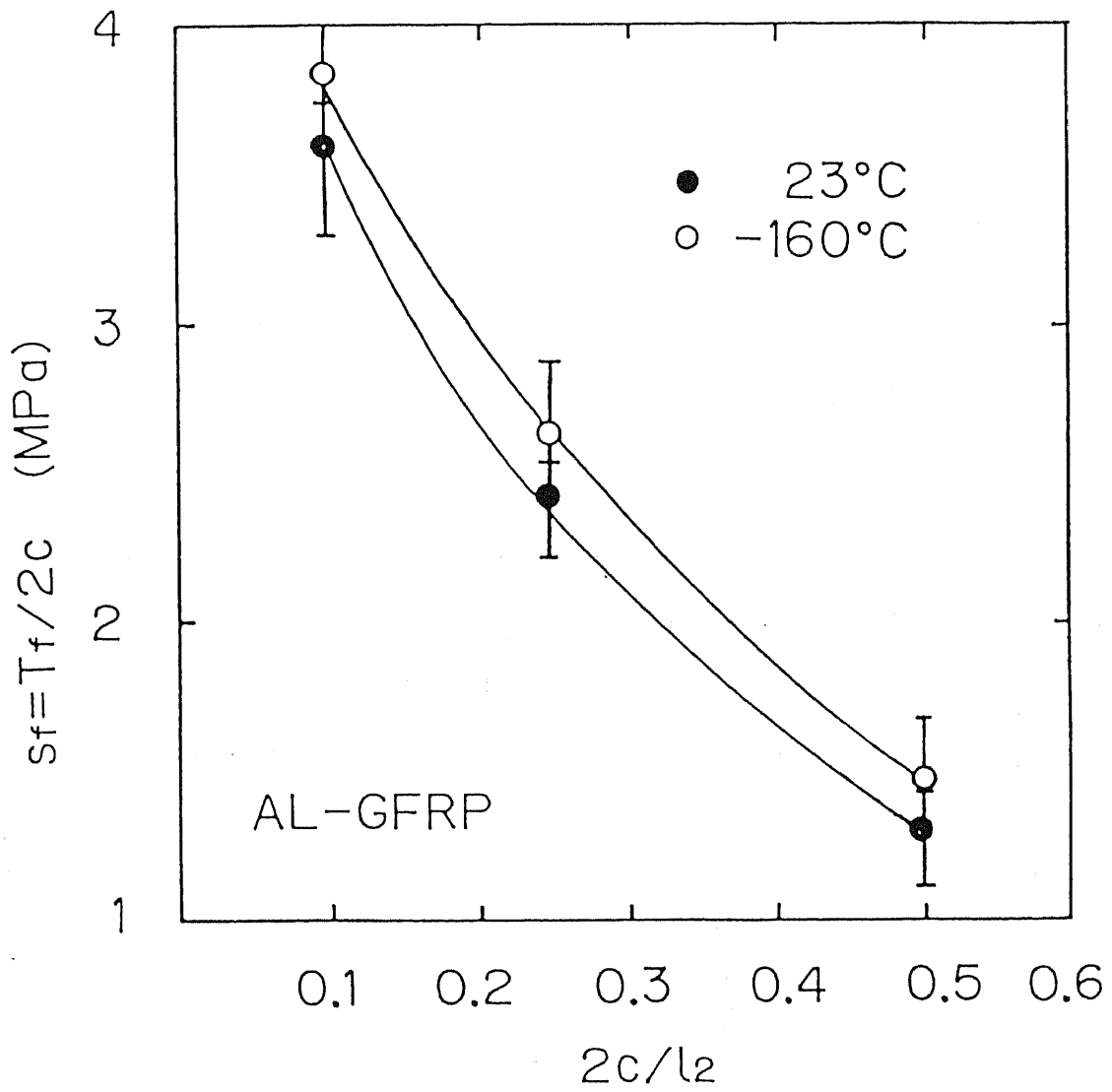


図4-12 T型継手の接着長さ と継手強度 (アルミ-GFRP)

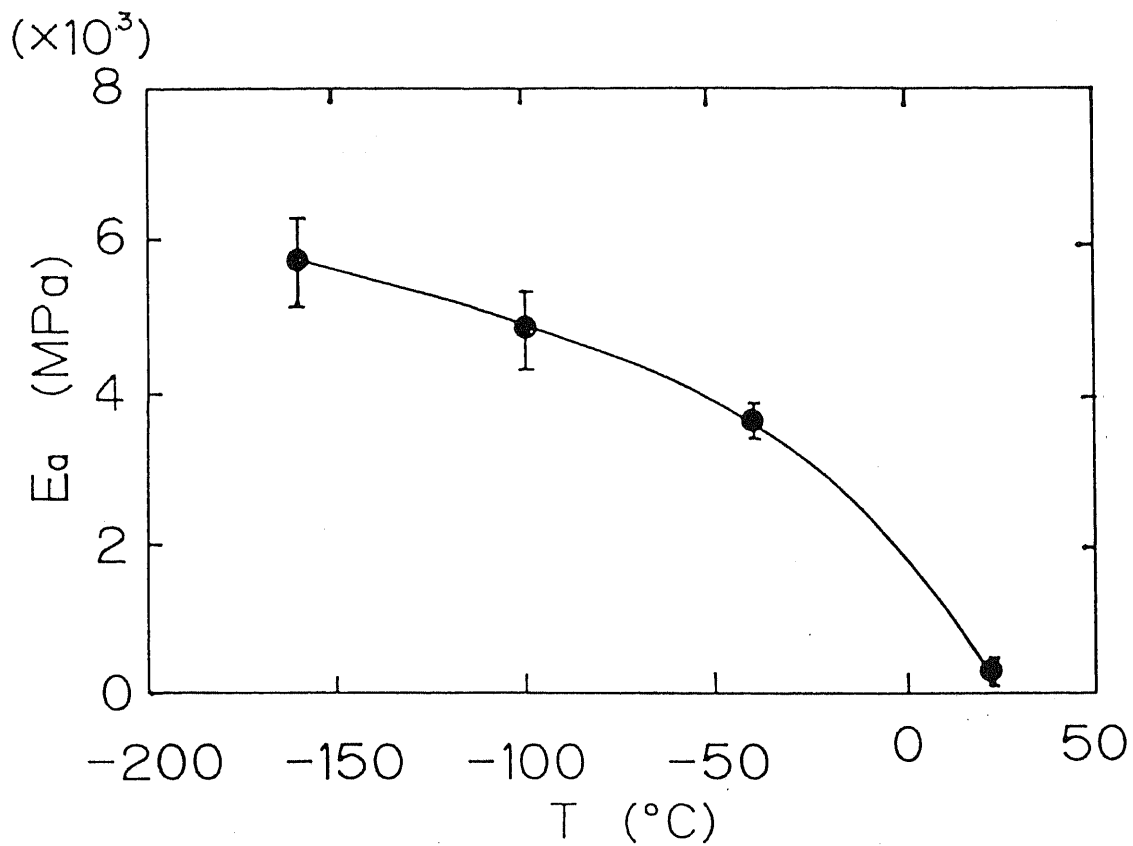


図 4 - 1 3 接着剤のヤング率と温度の関係

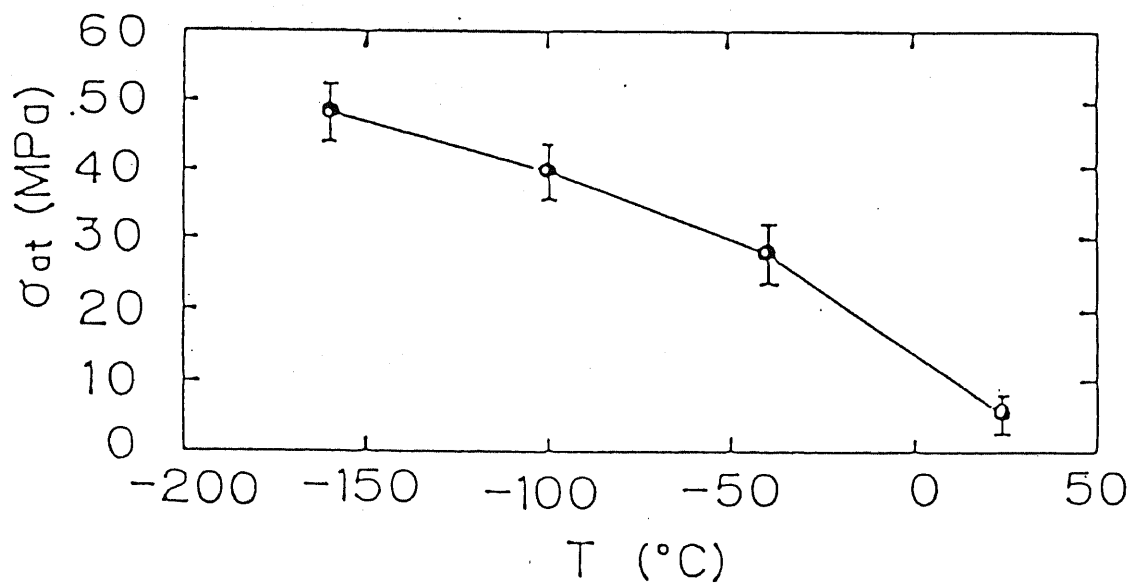


図 4 - 1 4 接着剤の引張り強度と温度の関係

4. 4 低温強度評価 (4. 2)

ここでは以上の応力解析と継手強度試験から金属-FRPの環境温度(低温)に関する強度評価法を確立する。

常温強度については、アルミ-GFRP接着継手に関して継手破壊強度 s_r と継手応力集中係数 α の積から求めた継手最大相当応力値で強度評価する方法が提案された(4. 1)。ここではさらにアルミ-CFRP接着継手の常温強度について、この方法を用いて接着強度評価を行なった。

Misesの相当応力 $\bar{\sigma}$ は次式で表される。

$$\bar{\sigma}^2 = 1/2 \sigma'_{ij} \sigma'_{ij} \quad (i = 1 \sim 3, j = 1 \sim 3) \quad (4. 1)$$

ただし、ここに σ'_{ij} は偏差応力である。

接着継手に作用する単位幅当りの荷重を T 、接着長さを $2c$ とすると、接着部に作用する平均応力 s は、

$$s = T/2c \quad (4. 2)$$

である。接着層で生じる相当応力の最大値を $\bar{\sigma}_{max}$ とし、応力集中係数 α を

$$\alpha = \bar{\sigma}_{max}/s \quad (4. 3)$$

と定義する。また、単位幅当たりの破壊荷重を T_r とし、接着強度 s_r を

$$s_r = T_r/2c \quad (4. 4)$$

と定義する。図4-15には継手強度 s_r と応力集中係数 α の逆数 $1/\alpha$ の関係を示す。アルミ-GFRP接着継手と同じように、アルミ-CFRP接着継手

に対しても継手強度 s_1 と $1/\alpha$ の関係を以下の直線で近似できることが分かった。すなわち、

$$s_1 = \sigma_1 \cdot (1/\alpha) \quad (4.5)$$

が成立っており、常温の強度評価法は次式で表すことができる。

$$\bar{\sigma}_{max} = \alpha \cdot s_1 = \sigma_1 \quad (4.6)$$

上式は接着層端部における最大相当応力 $\bar{\sigma}_{max}$ が接着系固有の値 σ_1 に達すると破壊が生じることを示しており、接着継手の場合にも切欠きなどを持つ応力集中部材と同様の強度評価の方法が可能であることを示すものである。したがって、常温の場合に対して、この強度評価法は汎用性があり、有効な方法である。

金属 - FRP 接着継手を常温で接着加工し、低温環境で強度試験を行なった場合、強度データは必ずしも図 4 - 15 のような形で整理できない。これは互に熱膨張率の異なる 2 種の材料を接合した場合に生じる熱応力の影響を無視できないためである。前章で行なった試験の結果によれば、アルミ - GFRP 接着継手の常温および -160°C における強度は図 4 - 16 のように整理することができる。常温および -160°C におけるデータのどちらもそれぞれ $s_1 = \sigma_1 / \alpha$ なる直線上にあり、温度の違いによって異なるのは σ_1 の値のみである。したがってアルミ - GFRP 接着継手の場合には熱応力の影響は無視でき、継手強度は外力による応力集中の効果のみで近似すれば良い。これはアルミと GFRP の接着長さ方向の熱膨張率の差が比較的小さいためであると考えられる(表 2 - 7 に参照)。ただし接着継手固有の破壊応力 σ_1 の値は温度によって異なるので、それぞれの温度環境下で簡単な単純重ね合わせ継手のせん断試験により求めておく必要がある。

一方、アルミ - CFRP 接着継手の低温強度データを図 4 - 15 上にプロットした場合、図 4 - 17 に示すように、データのばらつきが大きく、アルミ -

GFRP 接着継手の場合のように傾き 1 の直線上にはのらない。表 2-7 に示すように CFRP の X 方向の熱膨張率 ($0.04 \times 10^{-5} / ^\circ\text{C}$) は極めて小さく、アルミの熱膨張率 ($2.2 \times 10^{-5} / ^\circ\text{C}$) と比べて大きな差がある。したがって、常温で接着加工した継手を低温環境下に晒した場合、大きな熱応力が発生する。上記データのばらつきはこの熱応力の影響が無視できないためであると考えられる。熱応力が発生する場合、外力によって生じる応力成分に熱応力成分を重ねて相当応力 $\bar{\sigma}$ を評価する。すなわち、

$$\bar{\sigma}^2 = 1/2(\sigma'_{ij} + \sigma'_{\tau ij})(\sigma'_{ij} + \sigma'_{\tau ij}) \quad (i=1\sim 3, j=1\sim 3) \quad (4.7)$$

ここに $\sigma'_{\tau ij}$ は熱応力の偏差成分である。上式により定義される相当応力を用いると、熱応力が無視できない場合の破壊条件は式(4.1)の概念を拡張して

$$\bar{\sigma}_{max} = \sigma_t \quad (4.8)$$

と考えることができる。このような考えの下にアルミ-GFRP およびアルミ-CFRP の -160°C における強度試験の結果をプロットした結果を図 4-18 に示す。ここに図の縦軸は式(4.7)で定義される破壊発生時の最大相当応力、横軸は試験片寸法を表わすパラメータである。試験片寸法が異なると、外力および熱による応力集中の程度が異なってくるが、図の $\bar{\sigma}_{max}$ には熱応力の影響も加味されているために、結果を図 4-15 のような外力による応力集中率で整理することはできず、敢えて図 4-18 のような形で整理してみた。図 4-18 の結果は試験片形状および寸法の如何に拘らず、破壊発生時の $\bar{\sigma}_{max}$ が一定となり、したがって式(4.8)が成立することを示している。しかし、この σ_t の値は温度依存性があり、一定の接着系に対して各温度における固有の値 σ_t が存在する。すなわち、ある温度で接着継手の接着層最大相当応力 $\bar{\sigma}_{max}$ がこの温度の接着系固有の値 σ_t に達した時に継手が破壊することが示された。

この強度評価法によって、一つの接着系の全温度範囲における固有の σ_t は、

J I S 規格で決められている簡単な単純重ね合わせ継手の標準試験片に対する強度試験及び熱応力解析を代表的な何点かの温度において行なうことにより、求めることができる。図 4 - 1 9 にはアルミ - C F R P およびアルミ - G F R P 接着継手の常温から -160°C までにおける接着系固有の値 σ_1 を示す。アルミ - G F R P 接着継手の σ_1 は温度の低下とともに σ_1 のなだらかな上昇を示しているのに対して、アルミ - C F R P 接着継手の σ_1 が温度が下がるとともに高くなり、特に常温から -40°C までの間に σ_1 が急に上昇することが分かった。金属 - C F R P 接着継手破壊はほとんど接着層で起きるので、図 4 - 1 9 の接着継手固有の強度 σ_1 曲線と図 4 - 1 4 の接着剤のみの強度曲線を比較すると、両方の傾向は良く一致している。アルミ - G F R P では、-40°C 以下では破壊が G F R P 表層で起きてくるため、接着剤強度の傾向とは異なっている。しかし、アルミ - G F R P 接着継手においても上述した方法で継手強度を評価することができる。

図 4 - 1 9 の σ_1 を得ておけば、式 (4. 7) の σ'_{T1} を評価することにより継手強度 s_1 を簡単に求めることができる。図 4 - 2 0 には金属 - C F R P 接着系の各温度の σ_1 から接着長さに対する単純重ね合わせ継手強度 s_1 を求めた結果を示す。以上のように、金属 - F R P 接着継手の低温強度 s_1 は常温のように簡単に接着継手の応力集中係数 α と固有の σ_1 から求めることができないが、熱応力を評価することによって各温度の接着継手強度 s_1 を推定することができる。

4. 5 まとめ

金属 - F R P 接着継手の低温強度評価法を確立することを目的として、単純重ね合わせ継手、T形継手の応力解析、常温および低温強度試験をそれぞれ行った。そして、継手熱応力分布、常温および低温の強度評価法について考察してきた。その結論を以下に示す。

(1) 接着継手の応力解析と低温強度試験の結果から、金属 - F R P 接着継手は低温においても、熱応力を考慮することにより、その温度に固有の強度 σ_1 が存在し、継手の低温強度が次式

$$\overline{\sigma}_{max} = \sigma_1 = \text{Const} \quad (4.9)$$

で評価できることが分った。ここに σ_1 は単純重ね合わせ継手のような簡単な試験片の低温強度試験と応力解析から容易に求められる。

(2) 接着系固有の値 σ_1 から、熱応力を評価することによって、継手強度 s_1 を推定できる。すなわちこの接着継手の低温強度評価法は実際問題に簡単に応用でき、有効な方法である。

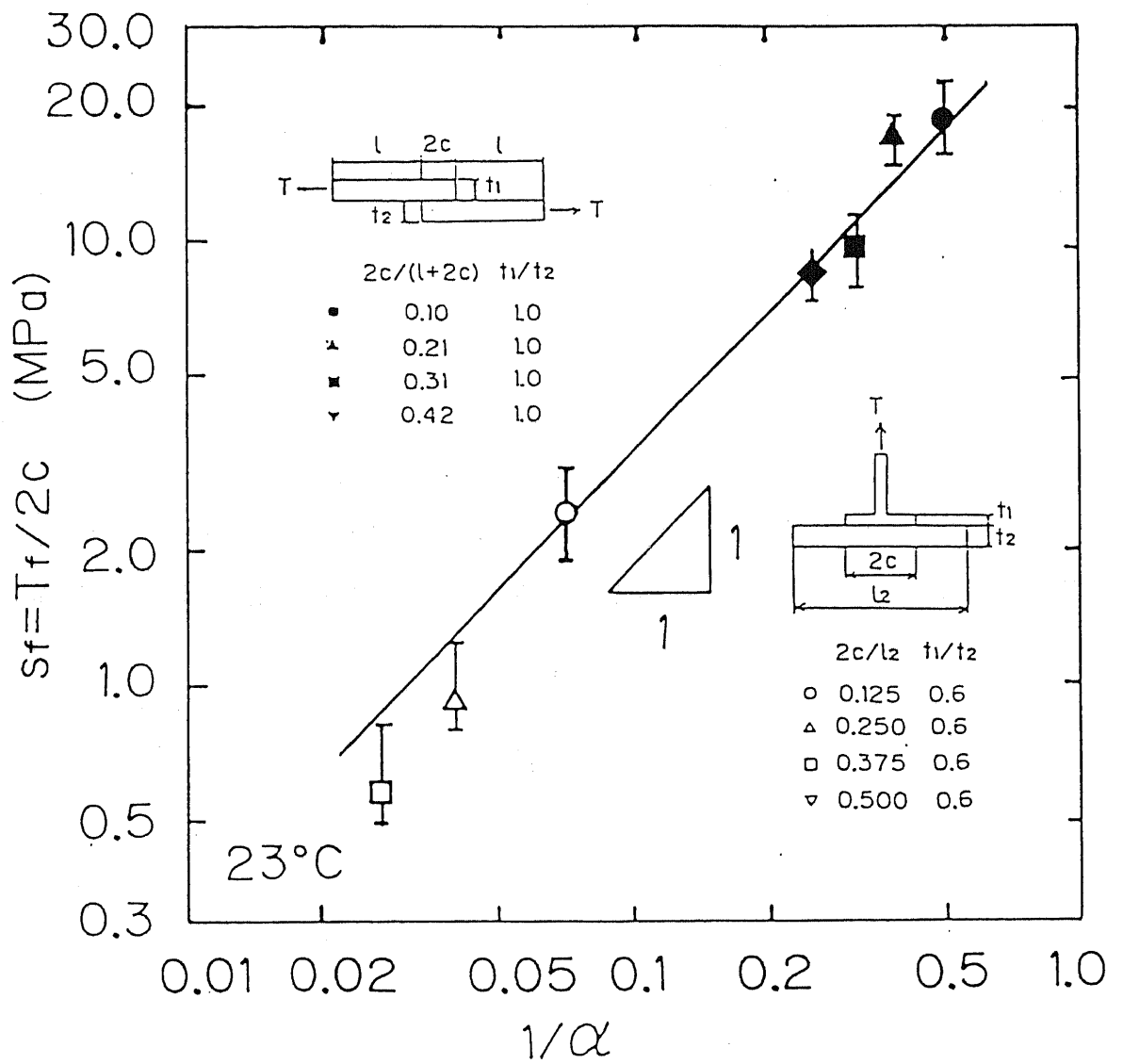


図4-15 アルミ-CFRP継手の常温強度

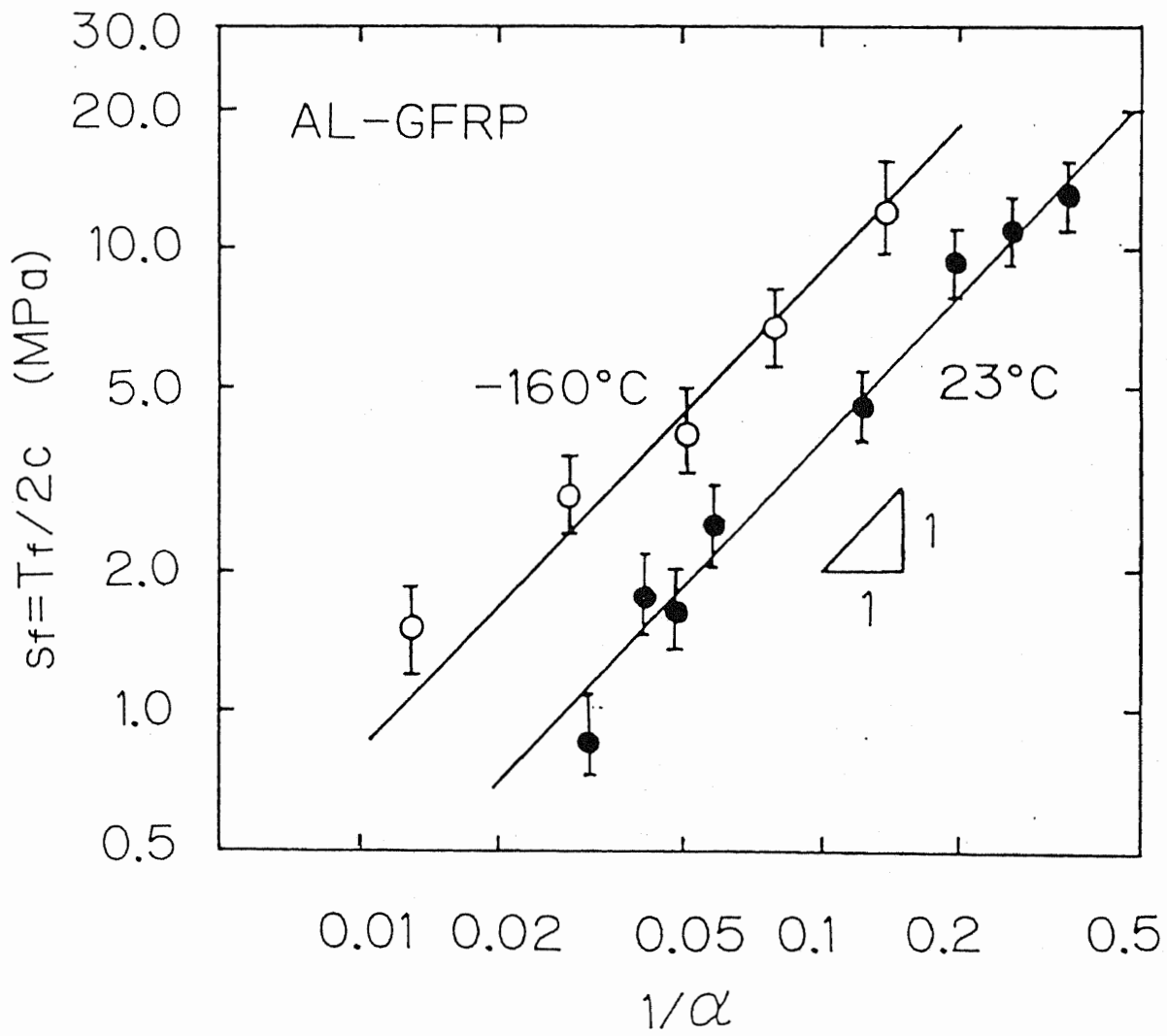


図4-16 アルミ-GFRP継手の外力による低温強度

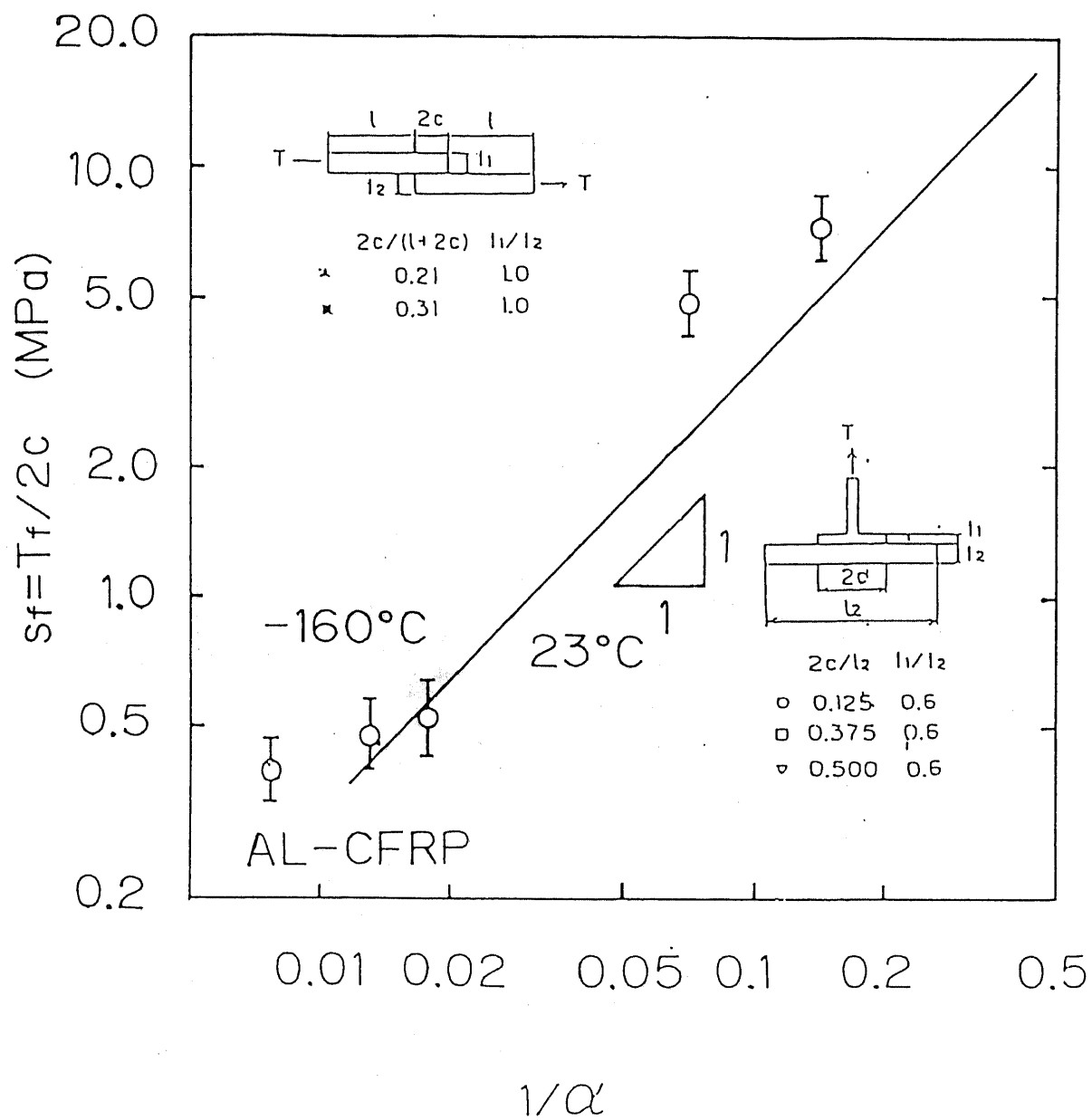


図4-17 アルミ-CFRP継手の外力による低温強度

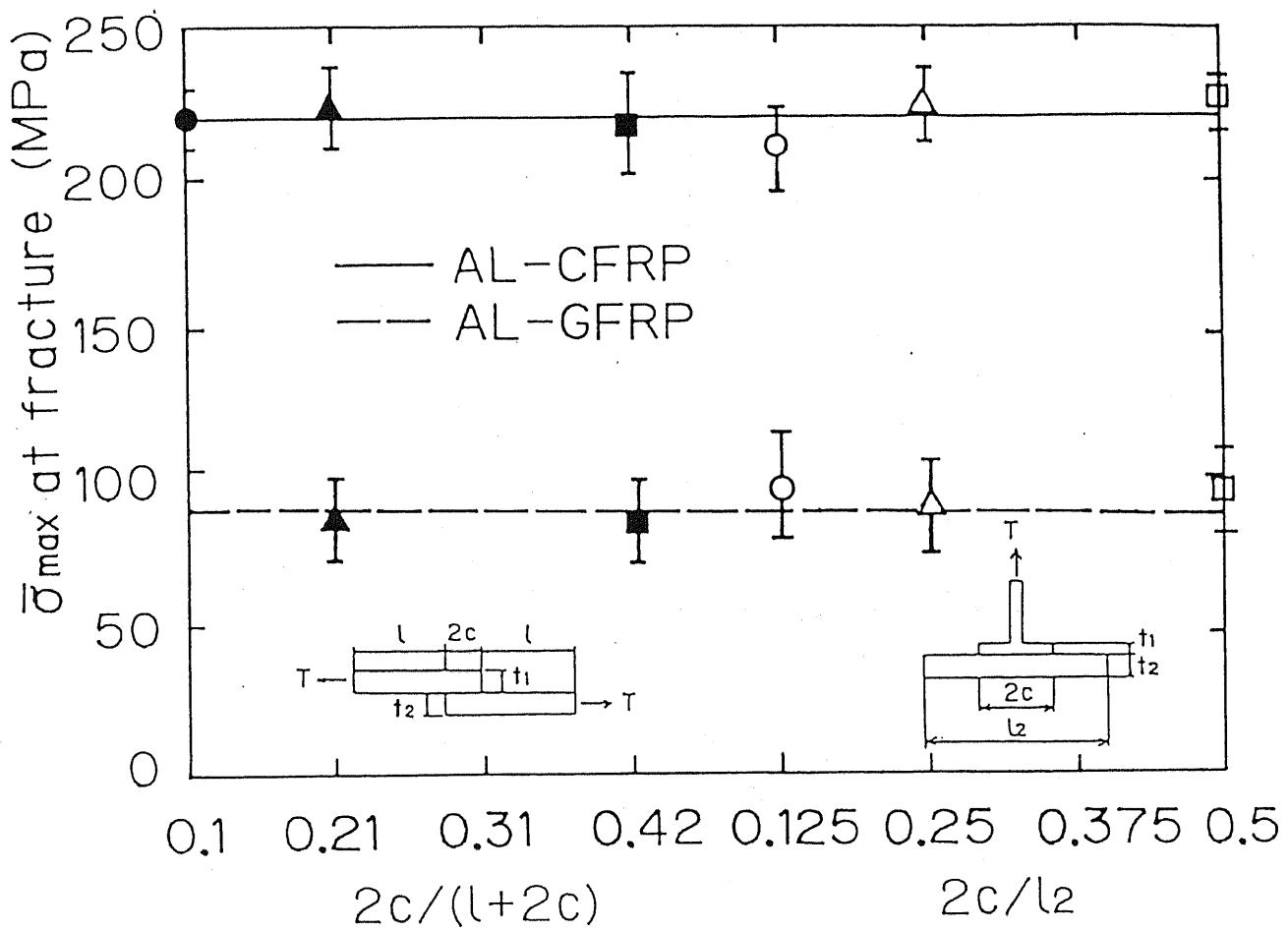


図 4 - 1 8 アルミ - FRP 継手の破壊時の接着層における最大相当応力 (-160°C)

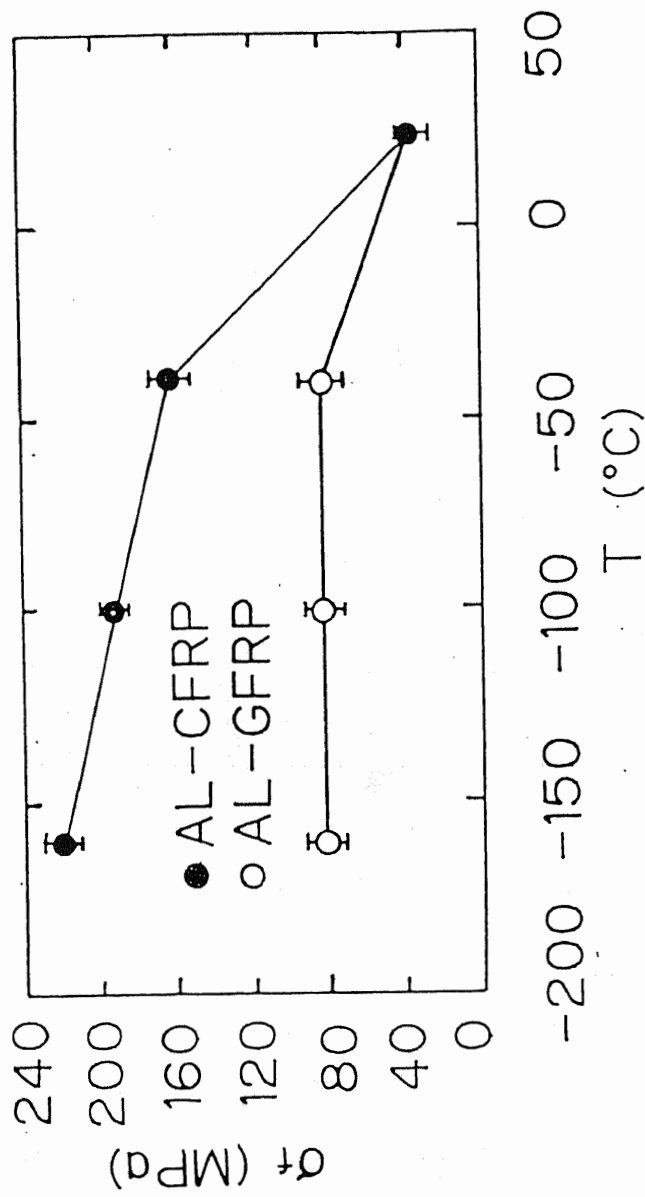


図4-19 アルミ-FRP継手の固有の強度 σ_f

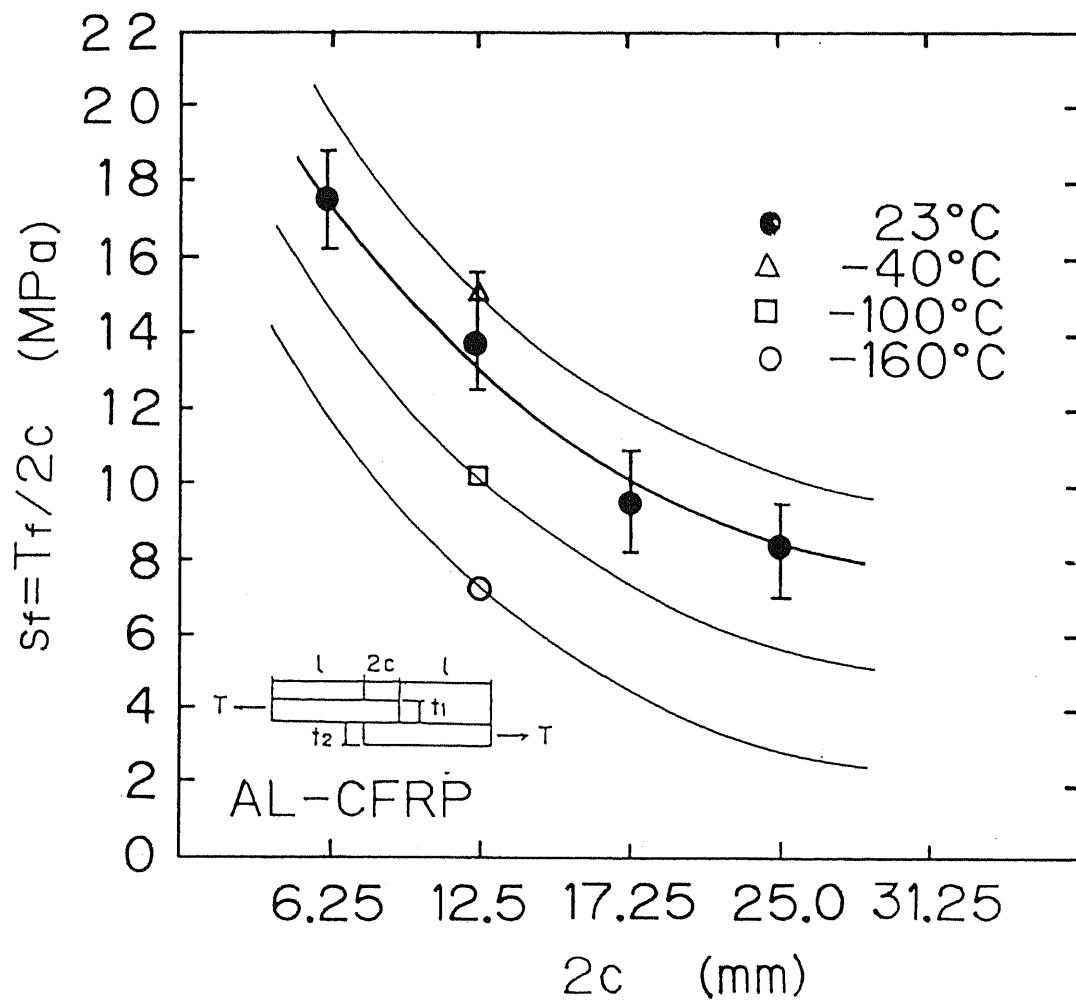


図 4 - 2 0 アルミ - C F R P 単純重ね合わせ継手強度

第 5 章

金属 - C F R P 接着継手 の熱疲労強度

金属-FRP接着継手の使用環境に繰返しの温度変化が生じる場合、継手使用寿命が熱疲労に大きく影響されると考えられる。その熱疲労強度を研究するため、熱疲労試験を行なう必要がある。本章においては、迅速に金属-FRP接着継手の熱疲労試験を行なえることを目的とする熱疲労試験機の製作を試みる。熱疲労試験時の継手接着層に生じる熱応力を正確に評価するために、非定常の解析を行なう必要がある。そこで、第2章に提案した接着継手の非定常熱応力の解析方法を用いて、熱疲労試験時の接着層に生じる熱応力解析し、その解析結果に基づいて熱疲労強度試験を行なう。そして、解析と実験の結果によって、金属-CFRP接着継手の熱疲労強度の評価方法を検討する。

5. 1 熱疲労試験機

熱疲労強度を検討するため、応力解析に合わせて熱疲労試験を行なう必要がある。様々な市販熱疲労試験機があるが、その多く金属材料を試験対象として、設計製造されている。接着継手の熱疲労試験を行なえる特殊な試験機は少ない。そこで、簡単に金属-FRP接着継手の熱疲労試験を行なえる熱疲労試験機の製作を試みた。

試験機には各種のものが考えられるが、大きく分けると、次の2つ形式に分けられる(5.1)-(5.2)。

(1) 2槽式試験機

2槽式試験機は、冷却槽、加熱槽、試験片を動かす機械部と制御部の4つの部分からなる。

(2) 1槽式試験機

1槽式試験機の冷却、加熱は同じ槽において行なわれる。

試験片の冷却方法は液体窒素で強制冷却式をよく採用されている。加熱は、

(1) 試験片の周囲に電熱線を設置し、材料の熱伝導による間接的加熱、

(2) 高周波による加熱、

(3) 金属材料の電気抵抗を利用し、試験片に直接に大電流を流して発熱する、の3種類の方法が考えられる。

一般的には、2槽式を採用する接着継手熱サイクル試験の1サイクルに必要なとする時間は長く、大量な実験結果を得ることは困難である。ここでは、十分な実験結果を得るため、速い試験速度を望み、1槽式の強制冷却直接加熱型を採用した(5.3)。

試験に使われる接着継手は図5-1に示すアルミ-CFRP単純重ね合わせ継手である。CFRP材料の熱膨張率は極めて小さく、温度変化に対する寸法の変化はほとんどないので、アルミ-CFRP接着継手のアルミ側を冷却、加熱することにより、接着継手に低温熱サイクルを与えることができる。直接加熱方法とは、試験片のアルミ側に直接大電流を流し、試験片自身の電気抵抗に

より加熱させるというものである。妥当な低電圧大電流の出力トランスを選ぶことにより、迅速な試験速度で熱サイクル試験を行なえる。

5.1.1 試験機の構成

試験機本体を図5-2に示す。試験機は、試験機本体と、冷却、加熱を制御する制御装置の二部分で構成される。加熱回路は、AC200Vの電源を2Vに変換するトランスと、電磁スイッチからなる。冷却は、液体窒素をポンプで試験機本体に送り込み、ディフューザパイプによって試験片表面に吹き付けて行う。本試験機は試験片に(1)強制冷却、(2)下限温度保持、(3)直接加熱の3つの区間からなる熱サイクルを与える。試験片の温度制御は試験片のA点(図5-1に参照)に付けられた熱電対で行なう。冷却は冷却窒素をディフューザパイプから試験片表面に噴き付けて、A点の温度が設定した下限温度に達するまで行なうものである。下限温度保持時間はリレータイマで制御する。

5.1.2 冷却システム

図5-3に冷却システムの概要図を示す。試験片の冷却には液体窒素を用いる。容器中の液体窒素をポンプによって試験槽に送り、ディフューザパイプから試験片アルミ部分に吹き付ける。試験片(アルミ)が下限設定温度に達すると、制御装置により、冷却回路の途中に設けられた電磁弁が閉じ、液体窒素の流入を止める。また、試験片を均一に冷却するために試験槽底部にファンを設置した。液体窒素を止め、強制冷却を終えた後数秒間、試験片を自然冷却する区間を設ける。この下限温度保持区間は、熱伝導によって接着継手金属側の内部と表面における温度分布を均一するために設けたものである。冷却終了後、加熱を開始し上限設定温度に達すると、再び電磁弁が開き冷却を始める。

5.1.3 加熱回路

加熱方法は、アルミに大電流を流し、その電気抵抗を利用して発熱させる直接通電方式とした。この方式を採用することにより、短時間で加熱することを可能とし、熱サイクル時間の短縮ができた。また、構造もシンプルでありメンテナンスが容易である。図5-4に加熱回路の概略図を示す。

5.1.4 試験機本体

試験機本体は、断熱槽と、その内部の加熱回路、冷却用ディフューザパイプ、試験片などを組み込んだ基盤から構成される。図5-5に断熱槽、図5-6に基盤の外観図を示す。アルミ-CFRP単純重ね合わせ接着継手のアルミ部分の両端を左右端板にばねで固定し、試験片の長さ方向の伸縮を自由にする。本試験機では同時に6本試験片の熱疲労試験を行なうことができ、実験効率の向上を図った。

5.1.5 熱サイクル制御回路

制御回路の回路図、タイム・チャート、フローチャートをそれぞれ図5-7、図5-8、図5-9に示す。制御方法は試験片の温度を熱電対から読み込み、上限、下限それぞれの設定温度に達したとき、冷却と加熱を切り替える。冷却は電磁弁の開閉により液体窒素の流出入を制御する。このときファンによって窒素の拡散を行うが、強制冷却終了後もファンを回し続け下限温度保持を行う。保持時間はタイマーで自由に決めることができる。保持終了後、電磁スイッチによって加熱回路に切り替える。制御回路内には過熱を防ぐため、警報タイマーを設けた。実験中、何等かの故障でタイマー設定時間を過ぎても加熱回路が働き続けると、電磁スイッチが自動的に切られブザーが鳴り、試験機は停止する。

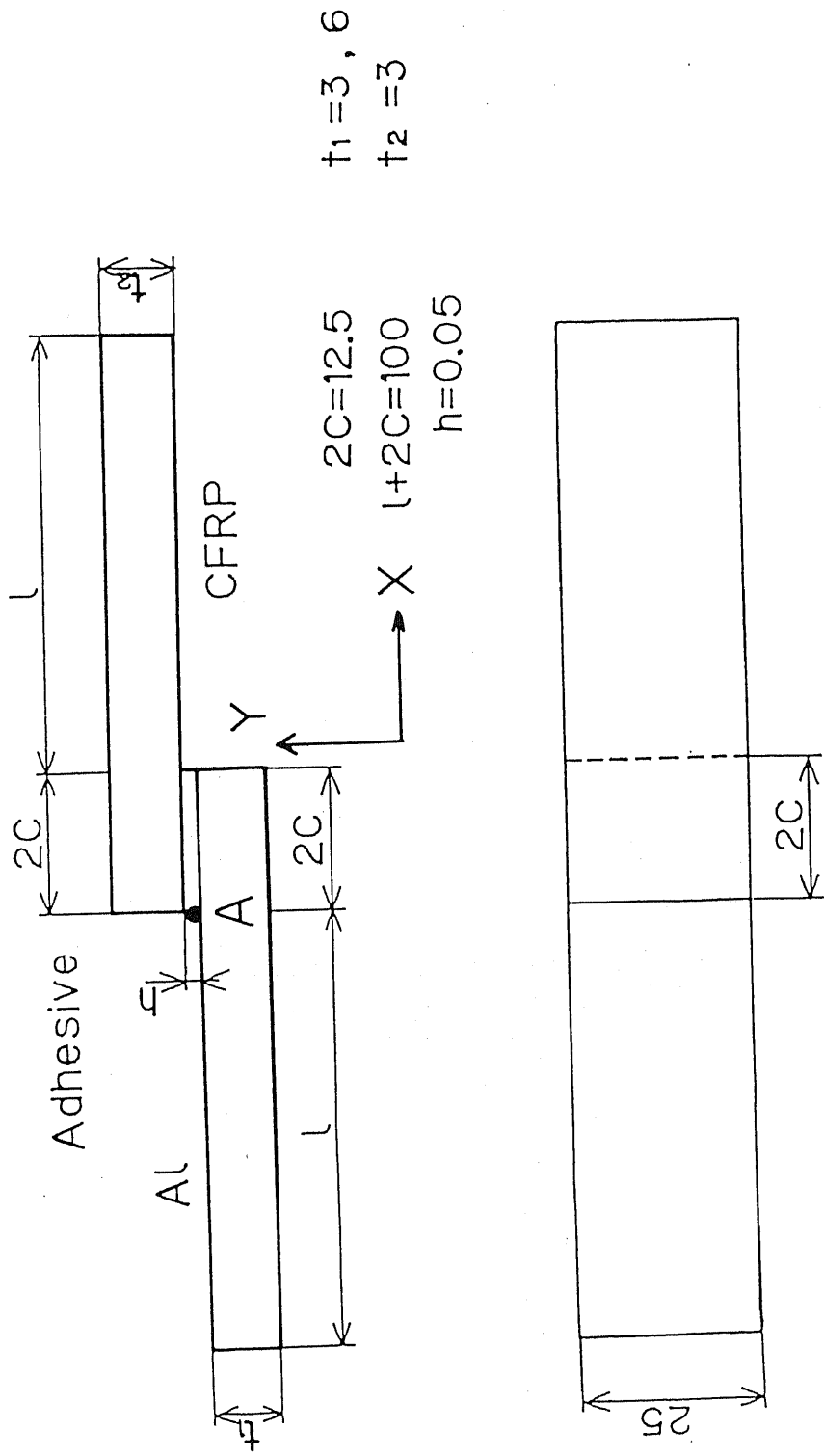


図 5-1. 単純重ね合わせ継手

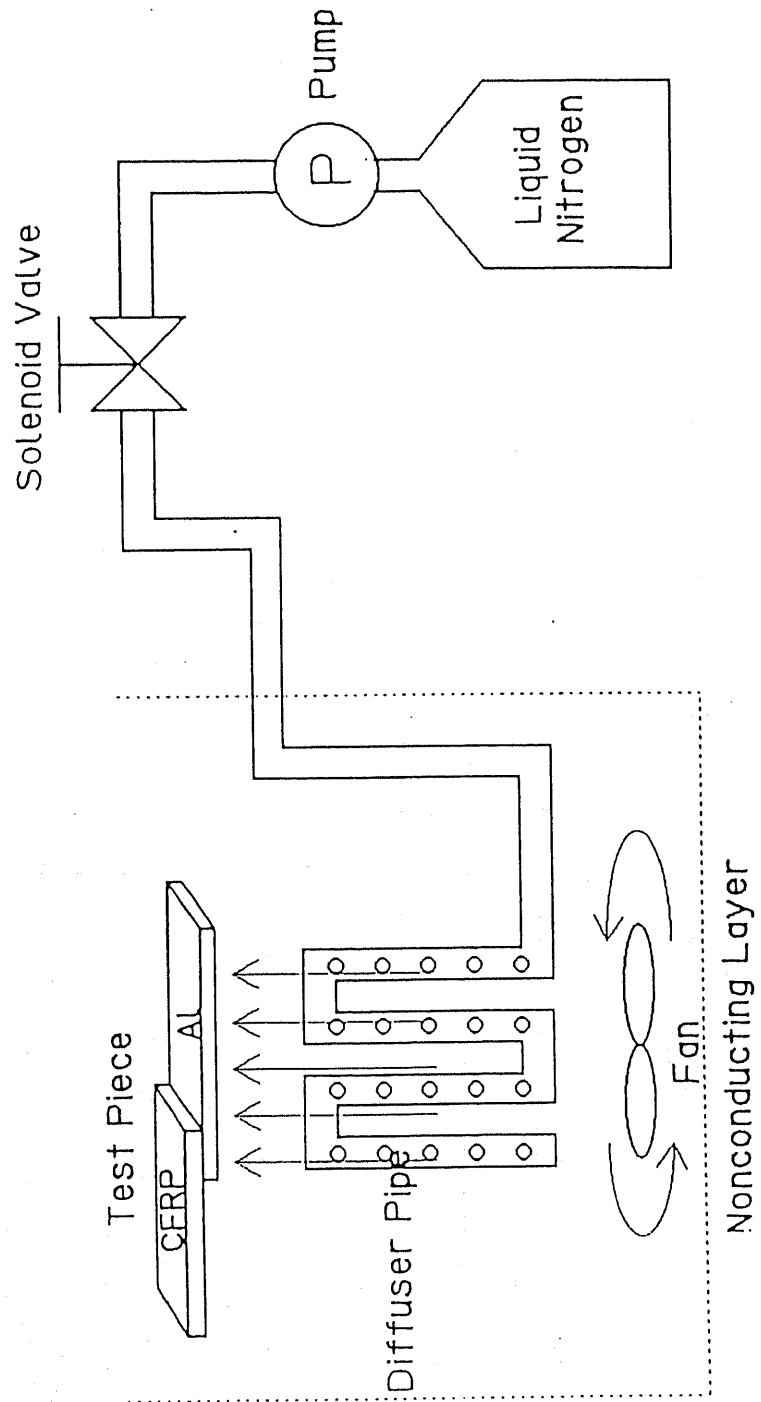


図 5 - 3 冷却システム

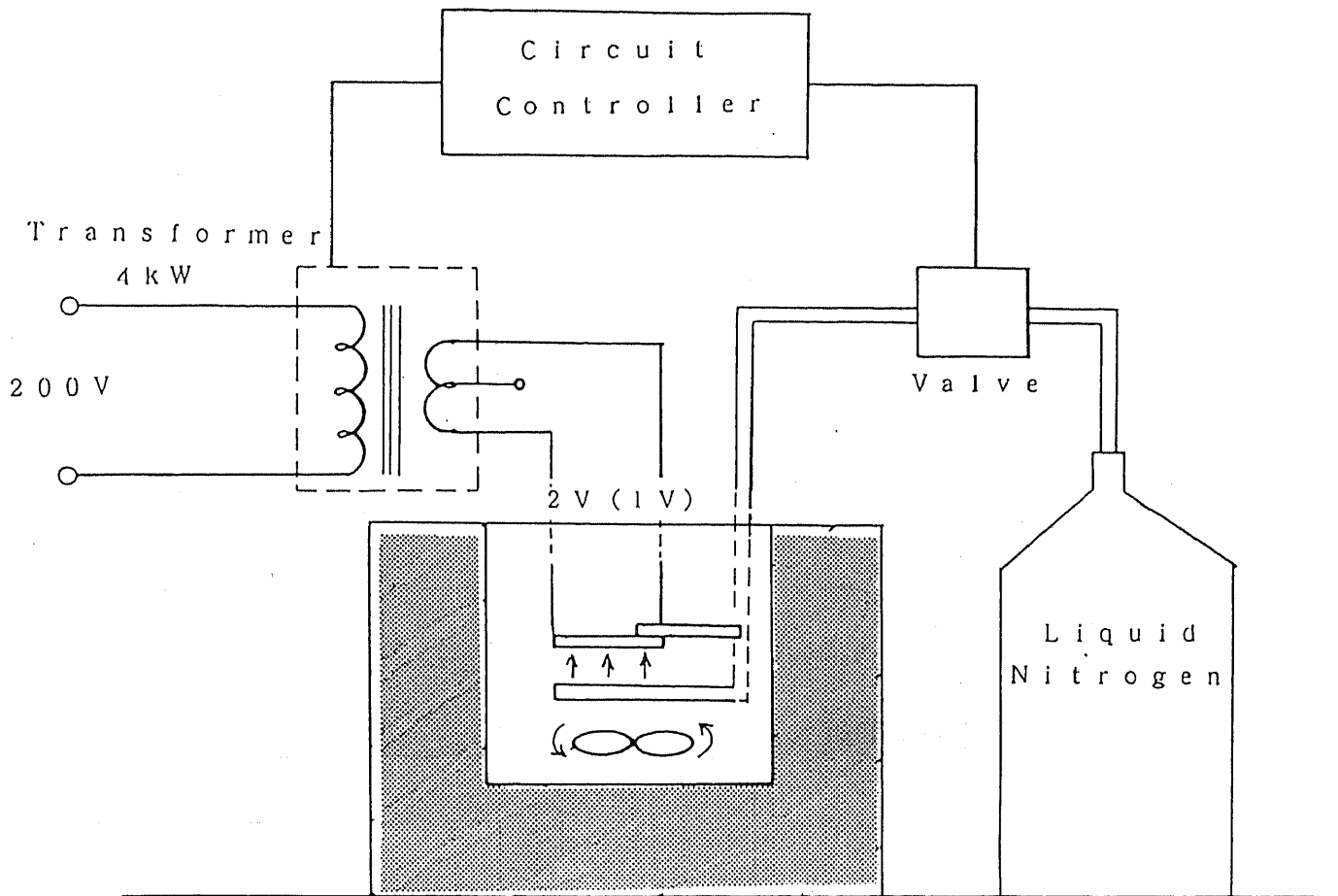


图 5 - 2 热疲劳试验机

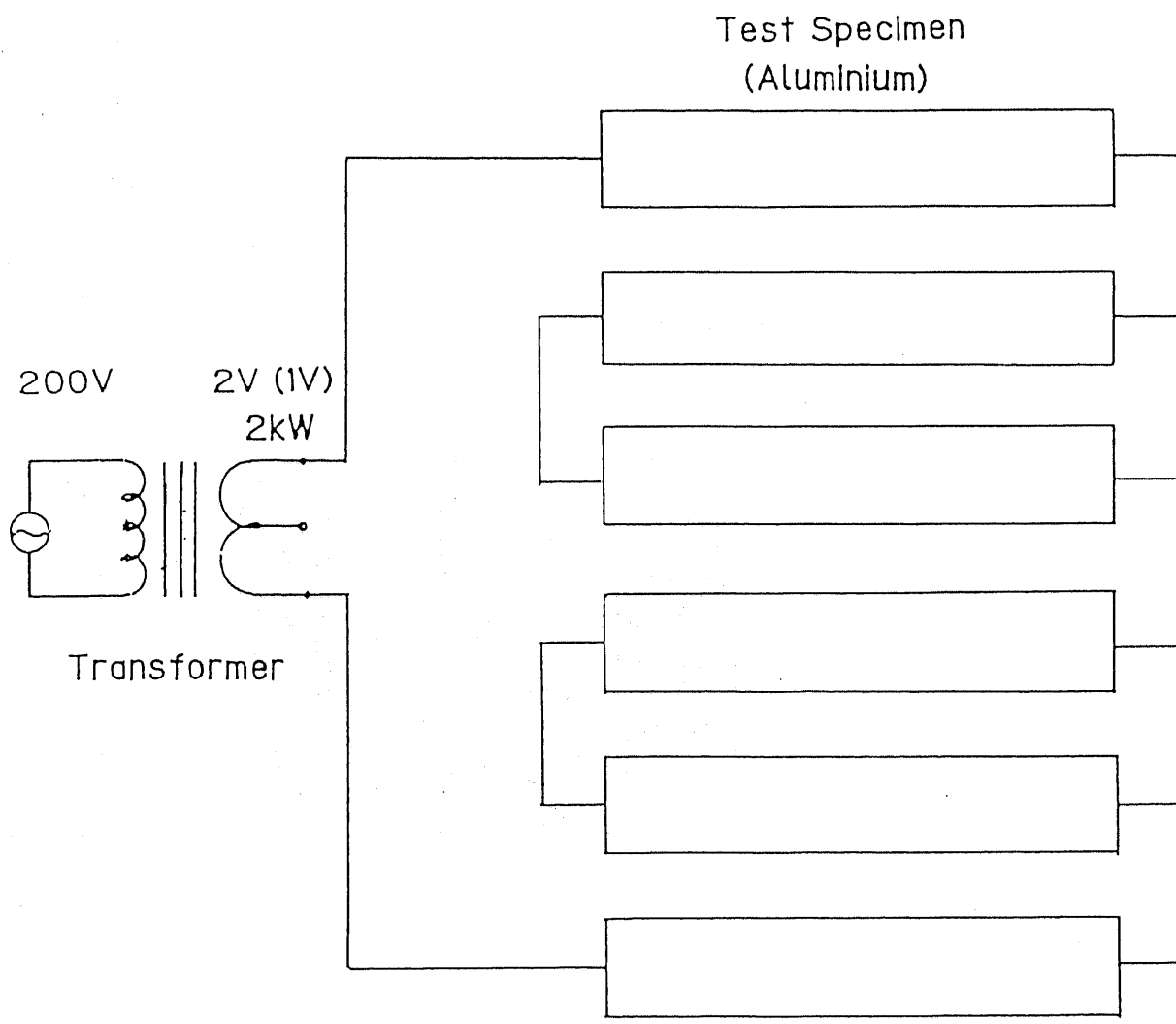


图 5 - 4 加热回路

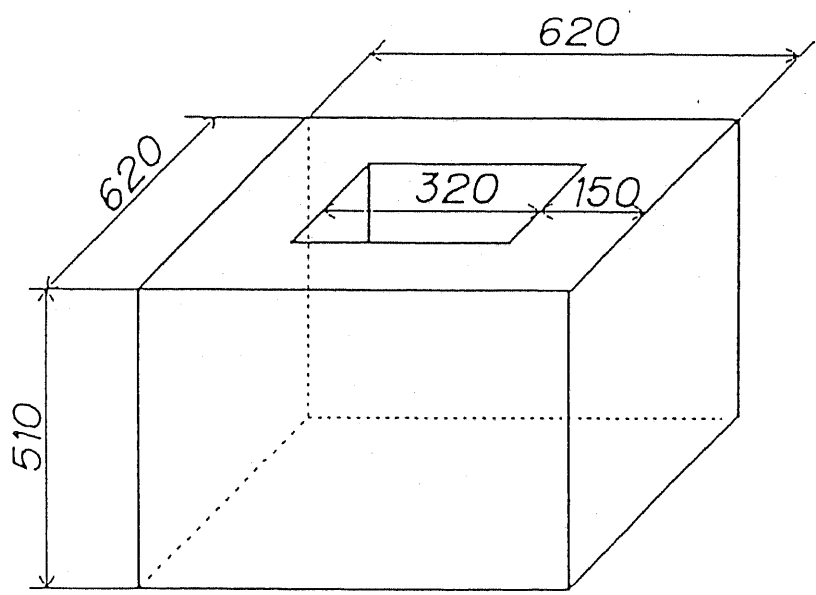
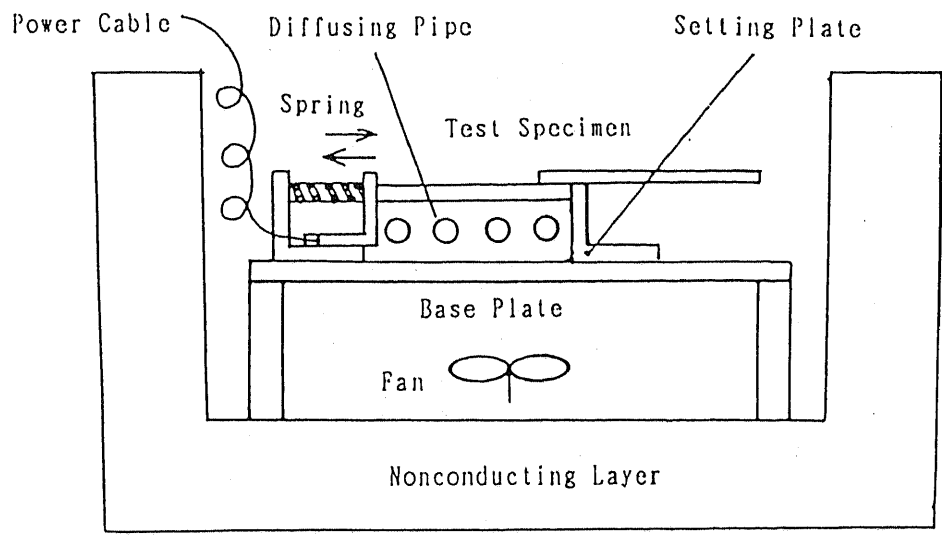


图 5 - 5 試驗機本体

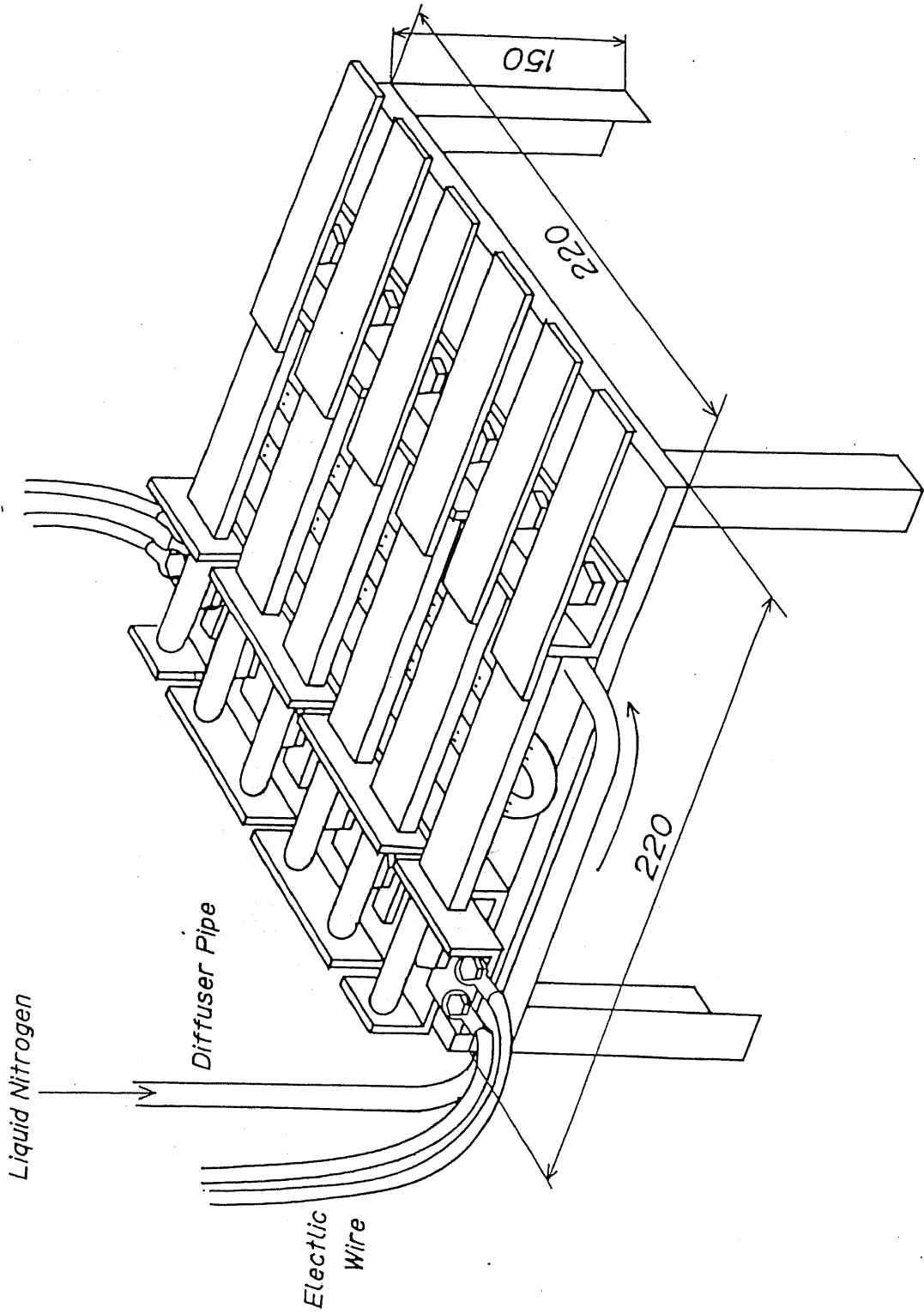
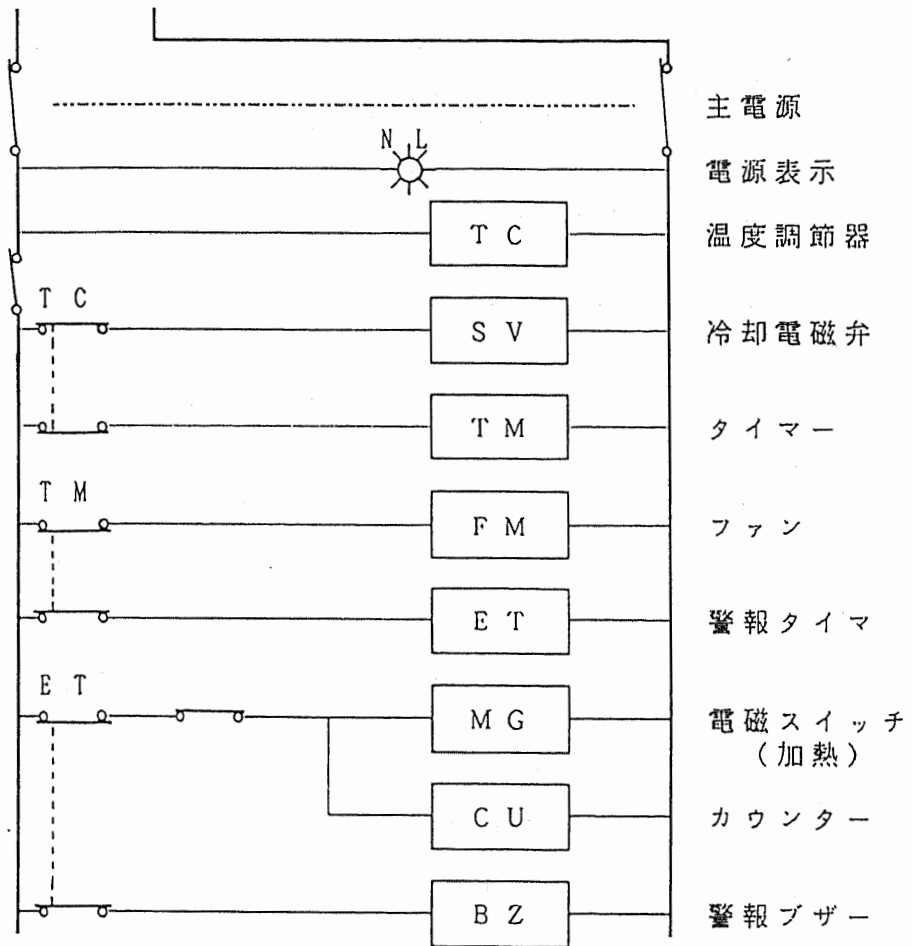


图 5 - 6 基盘

AC / 100 V



AC / 200 V

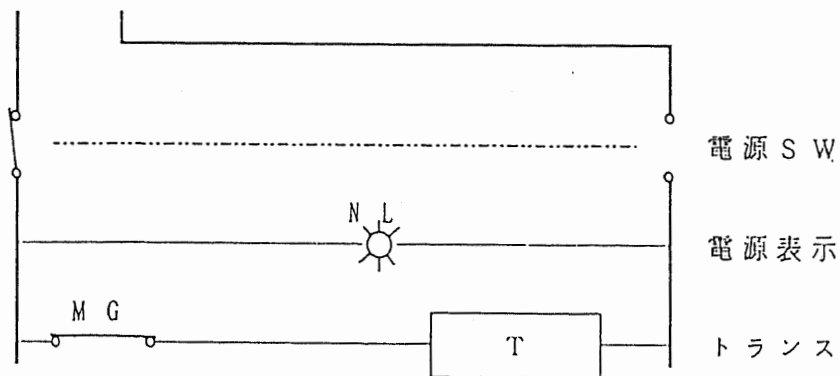


図 5 - 7 制御回路

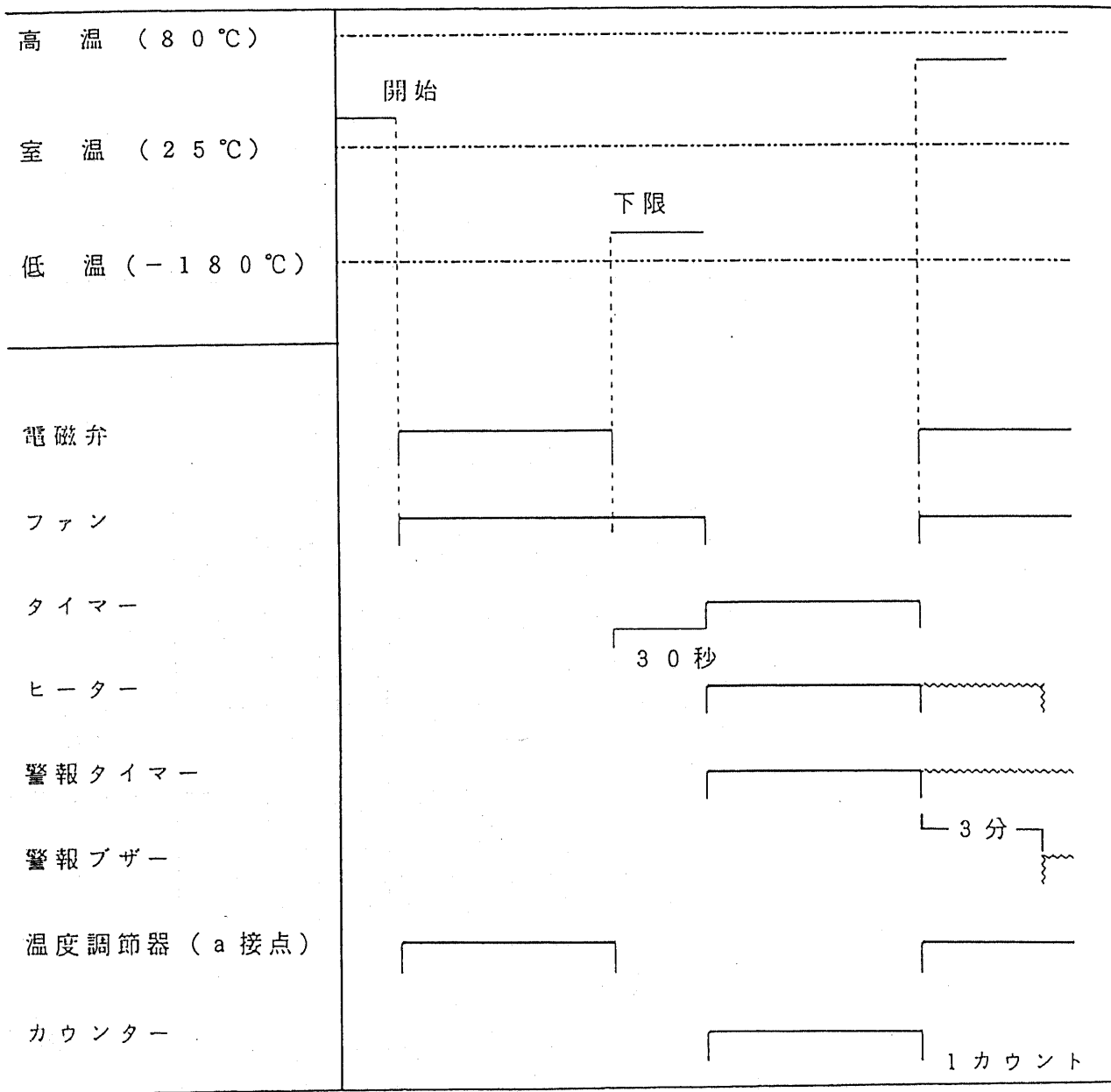


図 5 - 8 タイムチャート

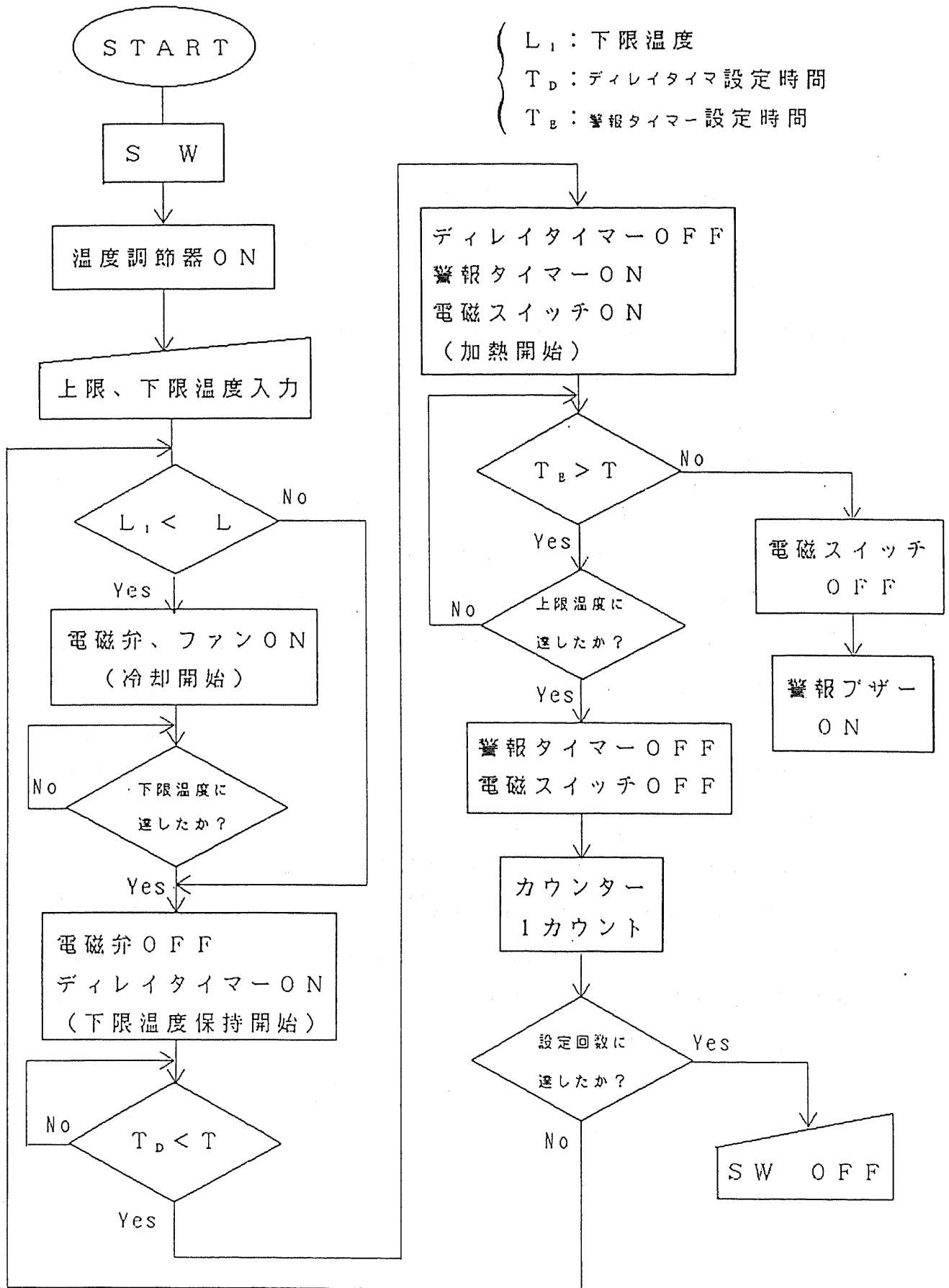


図 5 - 9 フローチャート

5. 2 熱サイクル試験時の接着層における熱応力

熱疲労試験の1サイクルの間の試験片の温度分布は熱疲労に与える影響が大きいと考えられる。そこで、図2-1に示す解析システムにより試験片における温度分布と接着層の熱応力分布を解析し、その結果を図5-10~5-12に示す。図5-10の縦軸は温度、横軸には接着層の位置をとり、冷却時、および下限温度(-100℃)保持時の温度分布を示す。冷却終了時(70SEC)には接着層における温度分布は大きな不均一が現れる。しかし、下限保持区間(70~100SEC)を設けることにより、その温度分布はほとんど一様になった。図中の印●は実際に接着層に熱電対を付けて、解析と同じ時間に測った温度値である。その値は解析と多少ずれが生じるが、傾向はほぼ一致している。したがって、図5-1に示す試験片のA点の温度を検出し、その温度が設定温度に達すると強制冷却を終え、下限保持に切換えれば、試験片における均一な下限温度が得られる。

図5-11に図5-10に示された温度分布を用いて解析した接着層における熱応力の相当応力 $\bar{\sigma}$ を示す。冷却開始時から、接着層端部の熱応力も急速に増加するが、強制冷却終了時から下限保持終了時までの間に熱応力分布はほとんど変化しなくなり、ほぼ定常状態に達した。図5-12にはアルミ板の厚み $t_1 = 6 \text{ mm}$ の試験片に同じ温度条件を与える時、接着層における $\bar{\sigma}$ と時間の関係を示す。 $t_1 = 3 \text{ mm}$ と比べて、冷却時間と保持時間は長くなる他、接着層端部に生じる最大相当応力が大きくなっている。したがって、同じ温度条件で、異なるアルミ板の厚み t_1 をもつ接着継手を用いて、異なる熱応力が得られる。この特性を利用して、接着層における熱応力集中の熱疲労に対する影響を調べることができる。

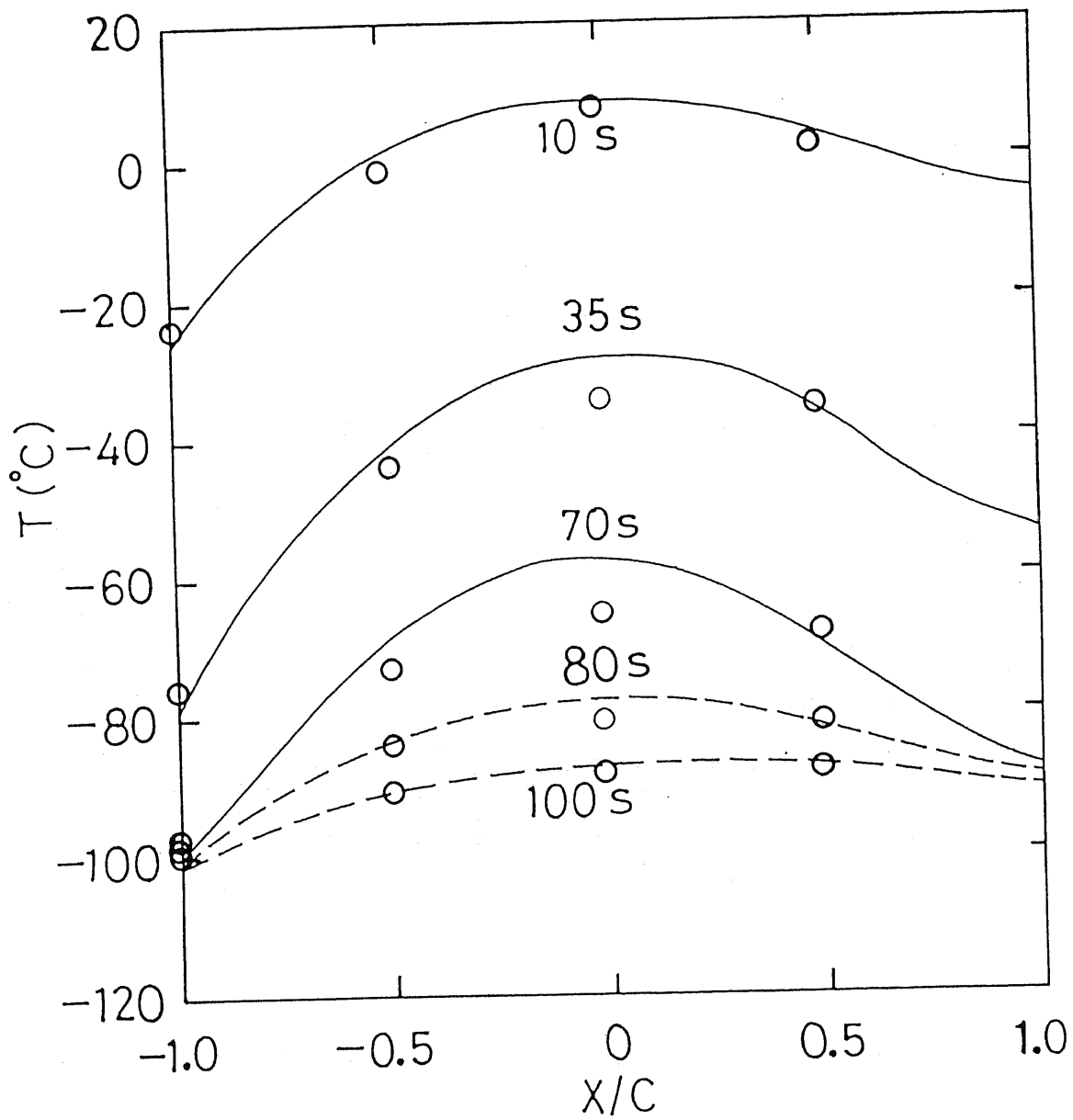


図 5 - 1 0 接着層における温度分布と時間の関係 ($t_1 = 3\text{mm}$).

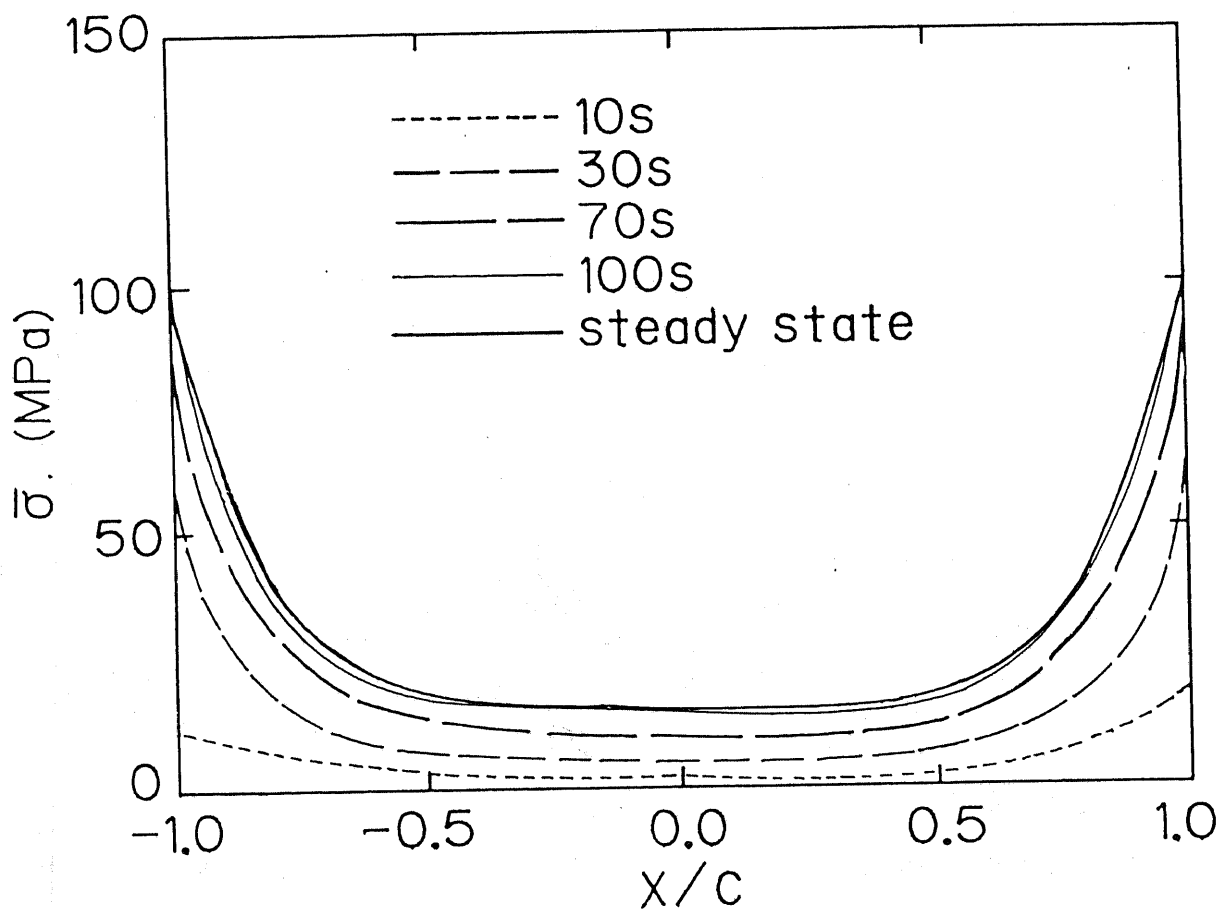


図5-11 接着層の熱応力分布と時間の関係 ($t_1 = 3\text{mm}$)

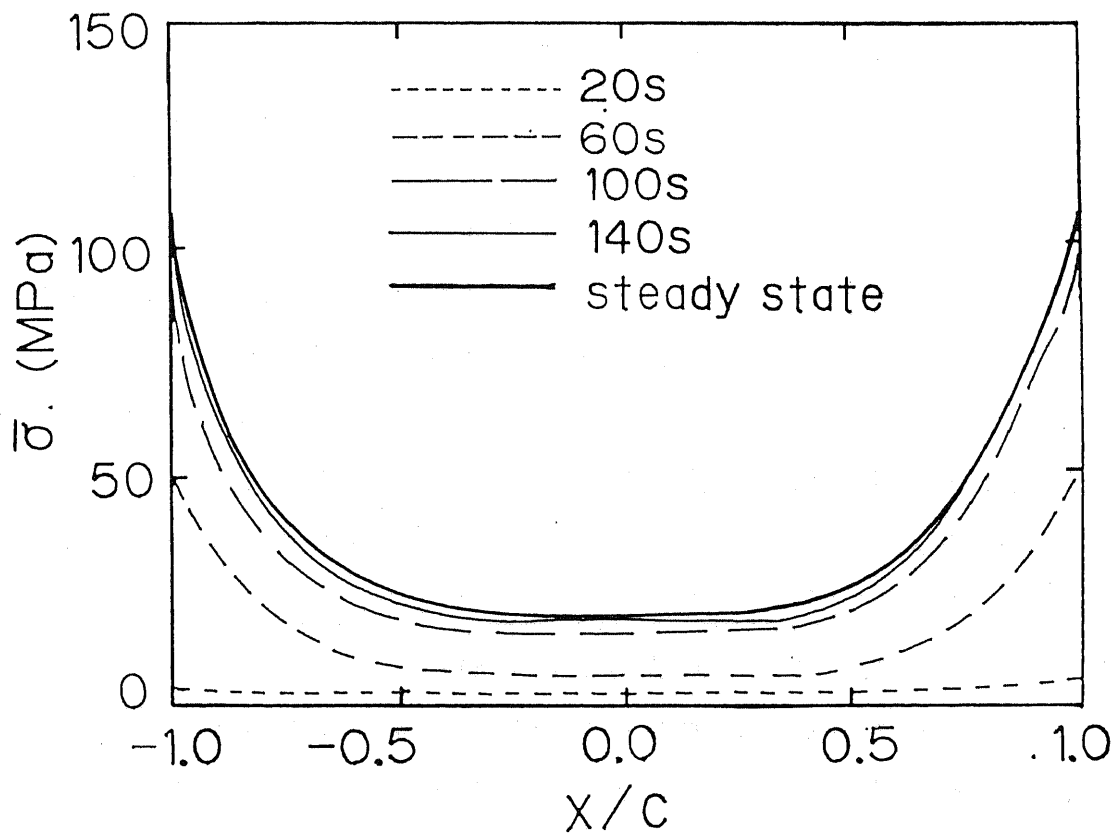


図5-12 接着層の熱応力分布と時間の関係 ($t:l=6\text{mm}$)

5. 3 熱疲労試験と結果

熱疲労試験は、まず2種類試験片 ($t_1 = 3, 6 \text{ mm}$) を用いて、3つの温度サイクル条件 ($20^\circ\text{C} \sim -100^\circ\text{C}$ 、 $20^\circ\text{C} \sim -125^\circ\text{C}$ 、 $20^\circ\text{C} \sim -196^\circ\text{C}$) で行なわれた。表3にその破壊回数を示す。温度の幅が大きければ破壊回数が小さくなる。しかし、同じ温度幅においても、 t_1 の大きい方は破壊回数が小さい。図5-13に試験片の残余強度と疲労実験を行なった回数との関係を示す。熱疲労試験を、完全破壊に到る前の幾つかの段階まで行なった試験片を取って置き、常温において静的な強度試験を行ない、残余強度 s_1 を求めた。 $s_1 = T_1/S$ と定義する。 T_1 は単純重ね合わせ試験片における引張り強度試験の破断荷重で、 S は接着面積である。同じ温度サイクル条件 ($20^\circ\text{C} \sim -100^\circ\text{C}$) で、 $t_1 = 3 \text{ mm}$ 、 $t_1 = 6 \text{ mm}$ の2種類の試験片の実験を行なった。 $t_1 = 6$ の試験片の残余強度は $t_1 = 3$ のそれに比べ、ほとんどの場合、小さい値をとっている。しかし、熱疲労試験を行なう前の2種類の継手強度はほぼ同じであった。この実験結果と解析結果と比較検討し、以下の結論が得た。すなわち、接着継手の熱疲労強度は接着層端部に生じる熱応力の最大値に大きく影響される。この応力が大きければ、継手強度が熱疲労により受けるダメージも大きい。

この考えから、表3に示す熱疲労強度試験の結果を図5-14のように整理してみた。図の横軸は疲労試験の破壊回数で、縦軸は接着層に生じる相当応力の最大振幅値を表す。このようにまとめてみると、プロットした実験結果は、ほぼ同じ直線上にのっていることが分った。したがって、試験片の形状と寸法にかかわらず、接着継手の接着層に生じる最大相当応力の振幅値 $\Delta \bar{\sigma}_{m.x}$ を用いて、金属-CFRP接着継手の低温熱サイクル強度を評価できることが分った。この $\Delta \bar{\sigma}_{m.x}$ は解析システムで簡単に求められる。

表 5 - 1 熱疲労試験の破断回数 N

Temperature amplitude	$t_1 = 3\text{mm}$	$t_1 = 6\text{mm}$
23 ~ -100°C	3.93×10^3 1.04×10^4 1.48×10^4 2.12×10^4	2.72×10^3 4.65×10^3 7.63×10^3 9.81×10^3
23 ~ -125°C		7.16×10^2 1.03×10^3 1.98×10^3
23 ~ -196°C	1.46×10^2 2.43×10^2	9.31×10^1 4.82×10^1

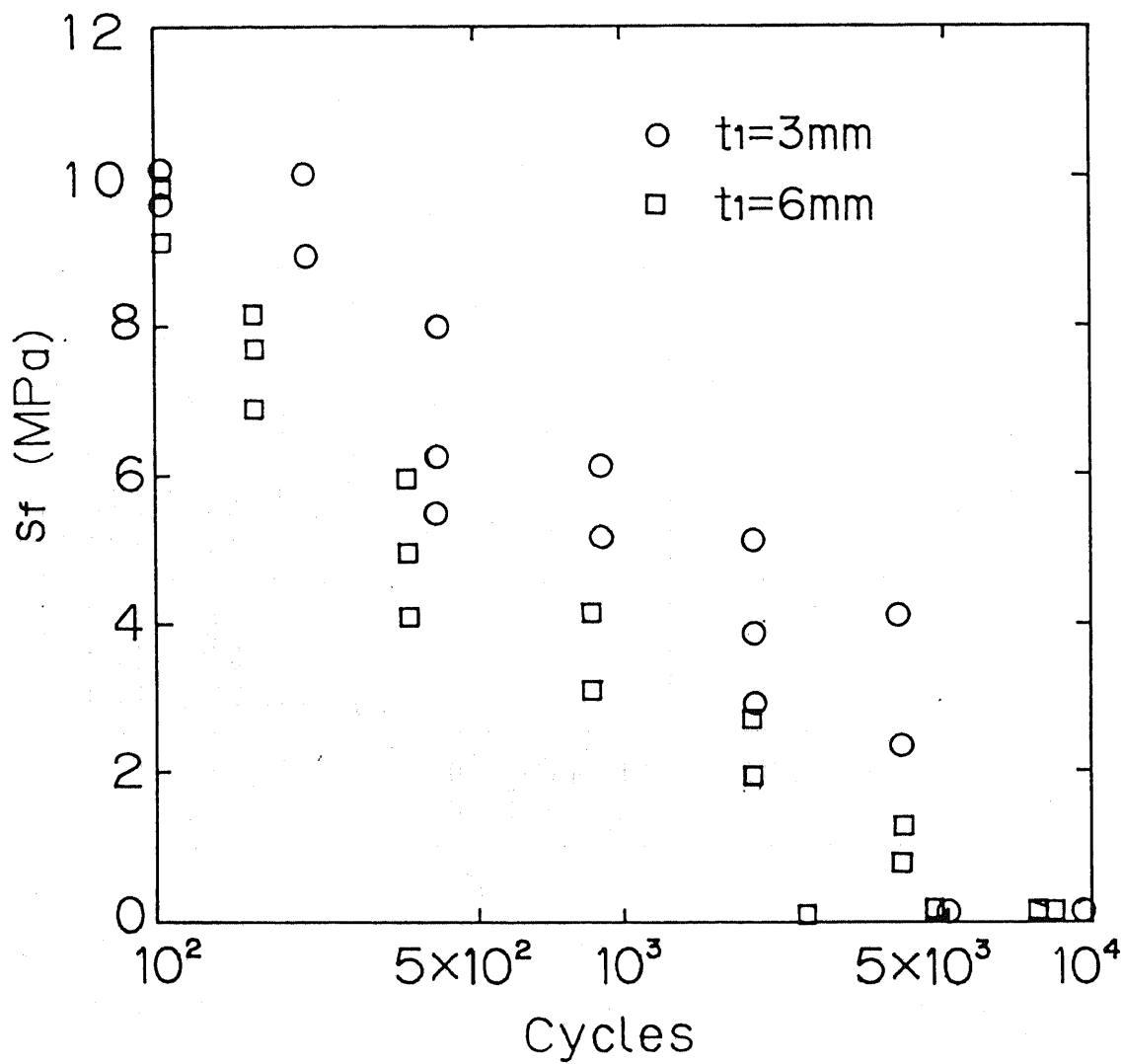


図5-13 残余強度と熱サイクル数の関係

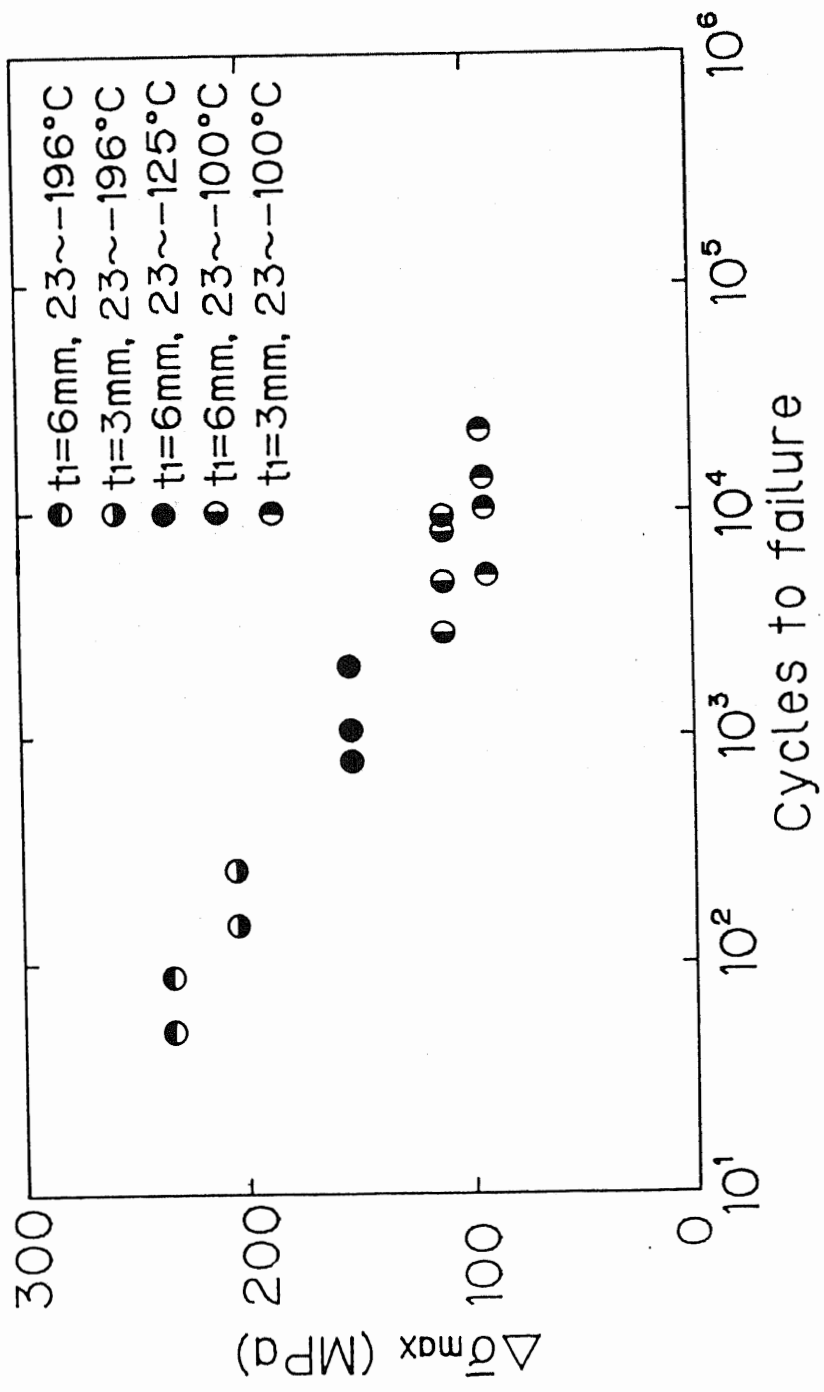


図5-14 最大相当応力の振幅と破断回数との関係

5. 4 まとめ

以上、金属-CFRP接着継手の熱疲労強度を評価するため、疲労試験機を製作した。非定常熱応力解析により、疲労試験時の継手接着層における熱応力の分布を明らかにし、解析結果に基づいて、アルミ-CFRP接着継手の低温下熱疲労強度試験を行なった。その結果を整理し、以下の結論が得られる。

1. 金属-FRP接着継手の熱疲労強度を研究するため、金属-CFRP単純重ね合わせ継手を対象とする熱疲労試験機を製作した。この試験機で早い試験速度で熱疲労試験を行なえる。
2. 正確に接着継手の熱応力を把握するため、接着継手の非定常熱応力解析を行ない、その結果に基づいて金属-CFRP接着継手の熱疲労試験を行なった。
3. 金属-FRP接着継手は熱サイクルに対して、かなり早い時点から疲労による強度の低下が生じることが分かった。
4. 金属-FRP接着継手の熱サイクル強度評価に対して、接着層における相当応力の最大振幅値 $\overline{\sigma}_{m..x}$ を用いることによりS-N曲線に相当するデータが得られる。この $\overline{\sigma}_{m..x}$ は数値解析により得られる。

第 6 章

機械的疲労試験による 熱疲労強度の評価

金属 - FRP 接着継手の熱疲労強度を把握するため、熱疲労の強度曲線を得る必要がある。そのため、各種の温度サイクル条件において熱疲労試験を行わなければならない。しかし、ここで試作した試験機を用いて試験の迅速化を図っても、十分なデータを得るためには多くの労力と時間が必要となる。これを克服するため、次の評価方法を提案する。低温熱疲労試験の代用として、熱疲労の平均温度を環境温度として試験片に両振り繰返し荷重をかけるという機械的疲労試験を行ない、その結果によって、接着継手の熱疲労強度を評価する。

ここで、有限要素法 (FEM) 応力解析により接着継手の熱疲労試験時と機械的疲労試験時の継手接着層における応力分布の関係を解明する。そして、応力解析結果に基づいて疲労試験を行ない、その疲労強度を前報で示した熱疲労強度と比較して、その間の関係を検討する。

6. 1 応力解析により機械的疲労試験の設計

アルミ-CFRP単純重ね合わせ接着継手の試験片形状と寸法を図6-1に示す。継手に均一な温度変化($\Delta T = -120^\circ\text{C}$)を与えて、接着層に生じる熱応力の分布を図6-2に示す。そこで、単純重ね合わせ接着継手強度に対しては、せん断応力と相当応力が主に支配していると指摘されていることから、ここではせん断応力と相当応力に着目して検討していく(6.1)-(6.2)。

一方、継手に引張り荷重をかけた時のせん断応力とMisesの相当応力の分布を図6-3に示す。熱応力分布と違って、接着層両端部におけるせん断応力がほぼ対称に分布していることが分る。継手に熱応力と外力による応力集中が同時に発生する時、図2と図3の接着層左端部のせん断応力の符号が逆であって、両方を重ね合わせると、せん断応力が小さくなる。右端部には外力による応力集中と熱応力の集中が同方向であって、重ね合わせると応力が大きくなる。

ここで低温環境にある試験片に両振りの繰返し荷重をかけるという機械的疲労試験法を考えてみる。試験の環境温度は低温熱疲労試験($23^\circ\text{C} \sim -100^\circ\text{C}$)の平均温度(-41.5°C)とする。その時に接着層に生じる熱応力を図6-4(a)に示す。繰返し荷重の振幅を決める基準は、最大引張り荷重をかける時、図6-4(a)に示す接着層の左端部のせん断応力がゼロになることである。その時右端部のせん断応力がほぼ倍になる。その応力分布を図6-4(b)に示す。このように求めた最大荷重が圧縮になる時、図6-4(c)に示すように接着層における応力分布がちょうど逆になり、せん断応力が左端部で倍になって、右端部でゼロになる。したがって、以上のように設定した繰返し荷重を図1に示す単純重ね合わせ継手にかける時、接着層端部における応力分布は図6-2に示す応力分布とほぼ一致している。ただし、この場合、左端部と右端部の応力が最大値になる時間は繰返し荷重と半周期のずれがある。

低温熱疲労に関して、熱疲労($23^\circ\text{C} \sim$ 低温)の最低温度において、接着層の両端部に最大応力集中が生じる。常温になる時、接着層の各応力成分はゼロになる。それに対して、熱疲労の平均温度において継手に繰返し荷重をかける

場合、右または左端部のせん断応力はほぼゼロになった時、ほかの応力成分は必ずしもゼロにならない。そのため、熱疲労強度と同じように相当応力で機械的疲労試験を評価するのは難しいと考えられる。ここでは、相当応力のかわりにせん断応力を用いて疲労強度の評価を行なうことは妥当であると考えられる。

以上の応力解析をまとめると、熱疲労の接着層におけるせん断応力分布とその平均温度で行なう機械的疲労のせん断応力分布はほぼ一致していることが分った。接着層端部に生じるせん断応力に注目すれば、短時間内に大量な実験結果が得られる低温下において行なわれる機械的疲労試験が熱疲労試験の代用として利用できるのではないかとと思われる(6.4)。

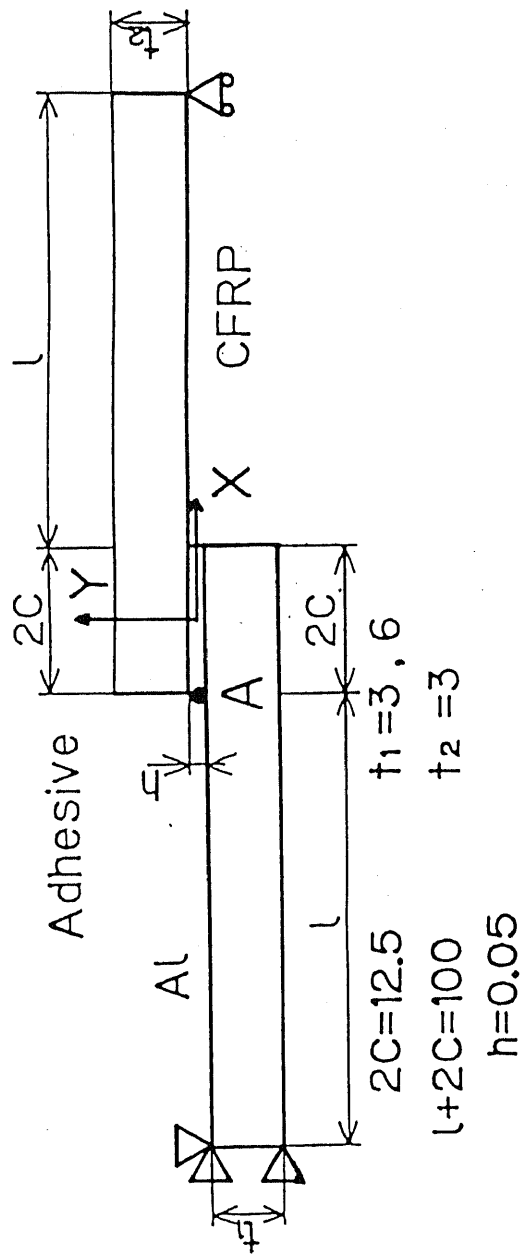


図 6 - 1 単純重ね合わせ継手

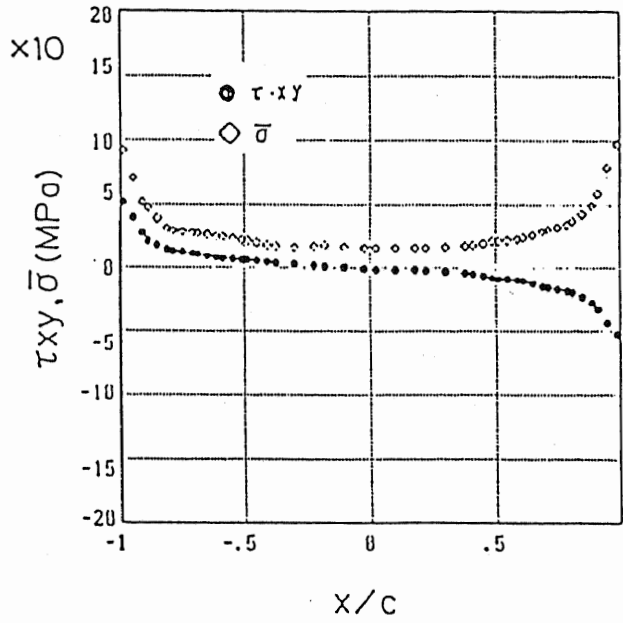


図 6 - 2 接着層における熱応力分布 ($t_1 = 3\text{mm}$)

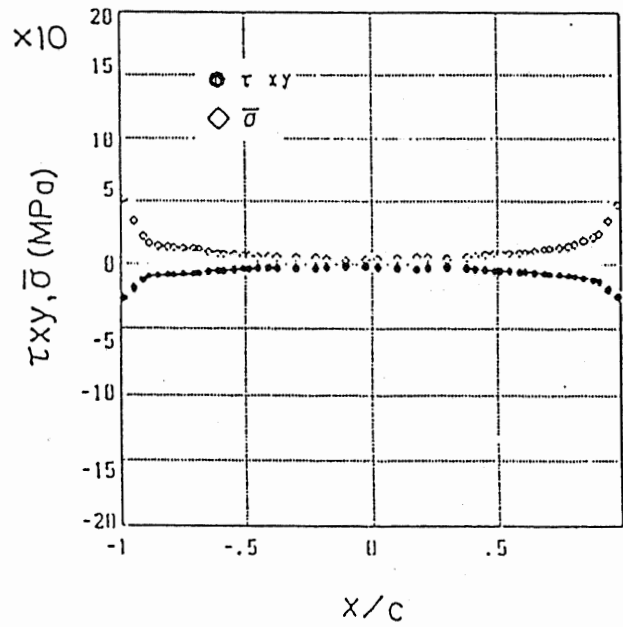
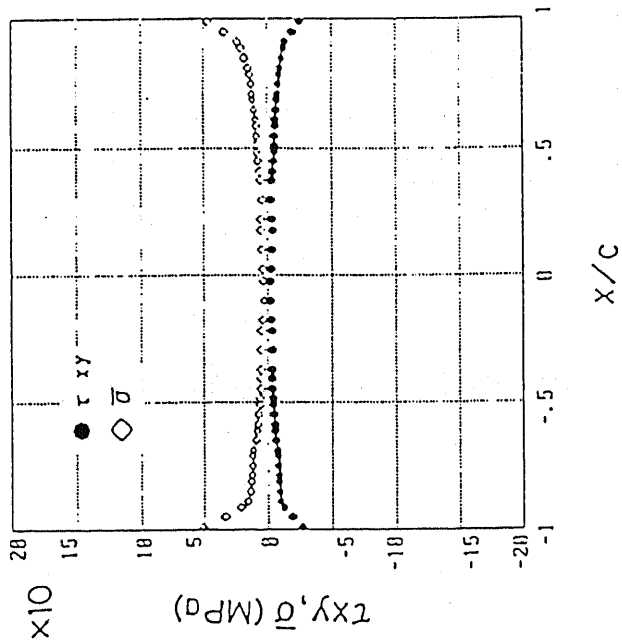
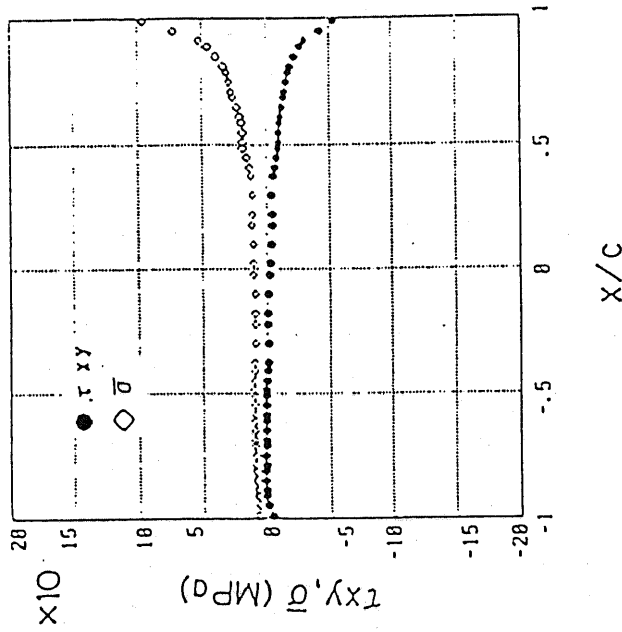


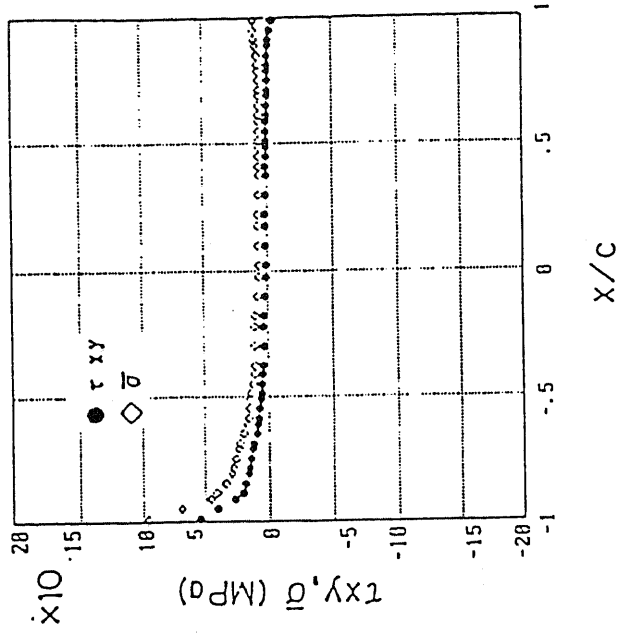
図 6 - 3 接着層における外荷重による応力分布 ($P = 1800\text{N}$)



(a) $\Delta T = -60^{\circ}\text{C}$, $P = 0$



(b) $\Delta T = -60^{\circ}\text{C}$, $P = 1800\text{N}$



(c) $\Delta T = -60^{\circ}\text{C}$, $P = -1800\text{N}$

図 6 - 4 接着層における応力分布

6. 2 機械的疲労試験機

低温の機械的疲労試験を、疲労試験機に低温槽を付け行う。この節では、この試験機の概略と試験方法を述べる。

6.2.1 試験機の概要

機械的疲労試験機は、熱サイクル試験との関連を考察するため、熱サイクル試験と同様低温の環境で行う。冷却方法は、入手しやすい液体窒素を用いる。そして、断熱槽を製作し疲労試験機に取り付け、温度調節器で液体窒素の吹き込みを制御し、槽内の低温環境を維持する。又、荷重などの条件によって破壊の様子を知るために、接着層端部付近のひずみ変化を調べる。試験片端部にひずみゲージを取り付け、ひずみを読み取り、A/Dコンバータを介してパーソナルコンピュータで処理し、記録する。

6.2.2 試験機の構成

本試験機は、試験機本体と、環境温度を一定に保つ制御装置と、ひずみを測定し記録する部分で構成される。試験機構成図を図6-5に示す。

試験機本体は、島津1 t o n引張圧縮疲労試験機に作製した低温槽を取り付けたものである。環境温度を一定に保つ制御装置は、まず液体窒素をポンプで断熱槽に送り込み、試験片に取り付けた熱電対で温度を検出し、温度調節器と液体窒素の経路の途中に設置している電磁弁により液体窒素の送り込みを制御する。ひずみの測定は、試験片にひずみゲージを張り付け、ひずみを電気信号として取り出し、A/Dコンバータを介してパーソナルコンピュータで処理し、記録する。

6.2.3 試験片

試験片は、熱サイクル試験との比較のため、熱サイクル試験で用いたものと同じ単純重ね合わせアルミ-CFRP接着継手を用いる。しかし、試験片を試験機に取り付ける際、ツカミ具にボルトで締め付けるため、そのための加工を行った。試験片の形状を図6-6に示す。

又、温度検知のための熱電対を図6-6のA部に取り付け、ひずみ測定のためのひずみゲージをB部、そして試験片を取り付けた際のひずみを除去するためのひずみゲージをC部に取り付ける。

6.2.4 温度制御

(1) 冷却

試験片の冷却は、容器中の液体窒素をポンプによって断熱槽に送り行う。試験片に取り付けた熱電対で試験片の温度を検出し、その温度が下限設定温度に達すると、温度調節器により冷却回路の途中に設けられた電磁弁が閉じ、液体窒素の吹き込みを止める。又、断熱槽にファンを設置し、断熱槽内の温度の不均一を防止し、試験片の温度分布を均一にする。

(2) 温度保持

上記の方法で検出した試験片の温度が上がり、上限設定温度に達すると電磁弁が開き再び冷却を始め、再び下限設定温度に達すると電磁弁を閉じ冷却を終わる。この制御を試験終了まで繰り返す、試験片の温度を保持する。この上限、下限設定温度は、疲労試験温度の $\pm 1^{\circ}\text{C}$ とした。

6.2.5 ひずみの測定

接着継手の疲労強度法を得るに当たって、集中応力を生じる接着層端部の疲労の様子を知ることは重要である。そこで、接着層の端部にひずみゲージを貼

付け、ひずみ変化を観察する。又、試験片をセットするとき、低温槽の蓋を開けなければならない、その際の温度上昇により余分な力が試験片にかかる。それを防ぐために、温度変化に対する挙動がほとんどないCFRPの中央部にひずみゲージを付ける。ひずみ計測の仕方を図6-7に示す。

6.2.6 試験方法

(1) 試験片の取り付け

ひずみゲージをつけた試験片を試験機のツカミ部に取り付ける。ここで上下両方のボルトを締め付け温度を下げると、アルミが収縮し、余分な引張力が試験片にかかるので、下側のアルミ側のボルトを締め、上側のボルトは緩めておく。試験片につけたひずみゲージのリード線をブリッジボックスに接続し、動ひずみ測定機の0点調整を行う。断熱槽の蓋を閉め、温度制御回路のスイッチを入れる。液体窒素の流入が始まり、試験片温度が設定温度になると、液体窒素の流入が止まる。このときから約5分放置し試験片の温度が均一になるのを待ち、CFRPに貼付けたひずみゲージの値を読み、書き留めておく。次に断熱槽の蓋を開け、上側のツカミ部のボルトを締め付ける。そして、再び蓋を閉め槽内を設定温度まで下げる。しかし、断熱槽の蓋を開けた際の温度上昇によるアルミの熱膨張と、ボルトの締め付けによって、試験片に不必要な力がかかることが予想される。その不必要な力を除くために、CFRPに付けたひずみゲージの値が前に書き留めておいた値と同じになるように、上側のツカミ部を上下させる。

この状態、つまり最終的にCFRPに付けたひずみゲージの値が、上側のボルトを締め付ける前で試験片の上端が拘束されていないときの値と同じになれば、試験片は熱応力のみがかかった状態になる。

(2) 繰り返し荷重の設定

繰り返し荷重に対して、回転偏心重錘の位置を設定する。この試験機は平均

荷重を変えられるようになっているが、熱サイクル試験の際の接着層にはたらく応力変化になるべく近づけるために、平均荷重は0に設定する。

(3) 試験機の始動と停止

操作パネルにあるカウンタを0にし、試験片の接着層付近に貼付けたひずみゲージの値を自動的に記録するプログラムを始動させる。試験機のスタートスイッチを押し、試験機を駆動させる。試験が進行し、試験片が破断すると、リミットスイッチが働き試験機は自動的に停止する。パーソナルコンピュータのプログラムを停止させ、カウンタで破断回数を読む。

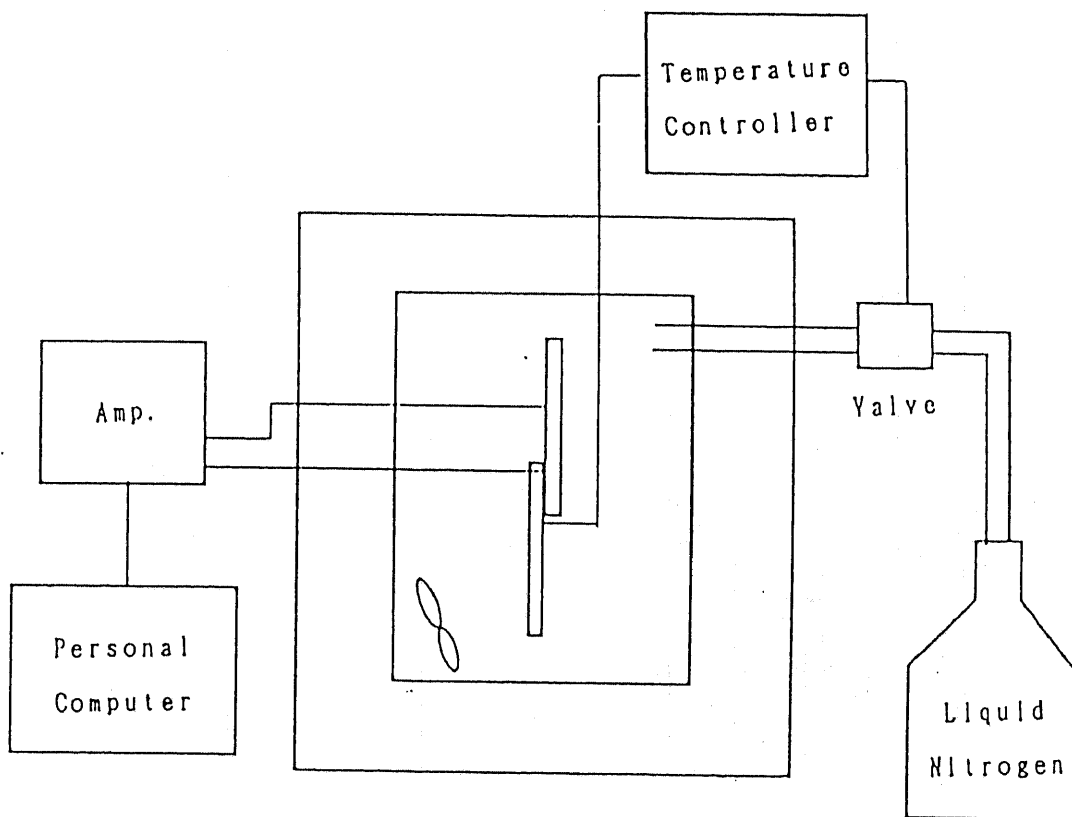


图 6 - 5 疲劳试验机概略

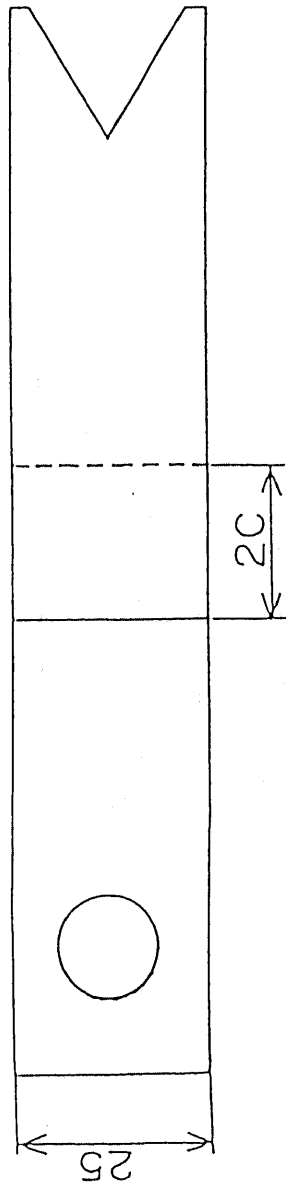
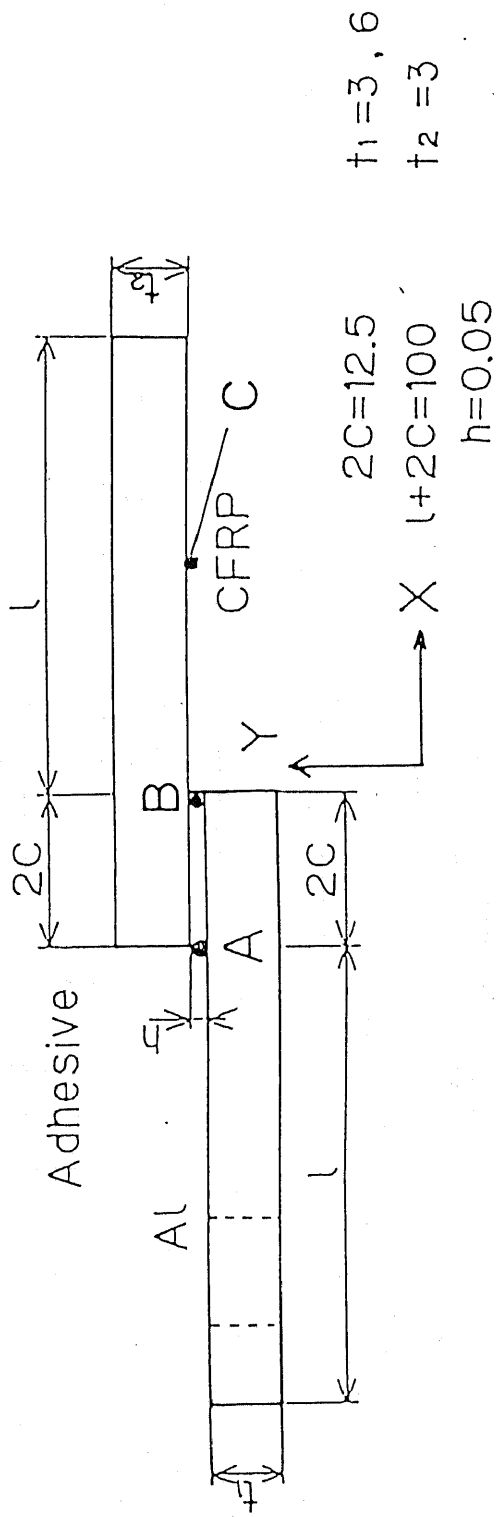


图 6 - 6 试验片形状

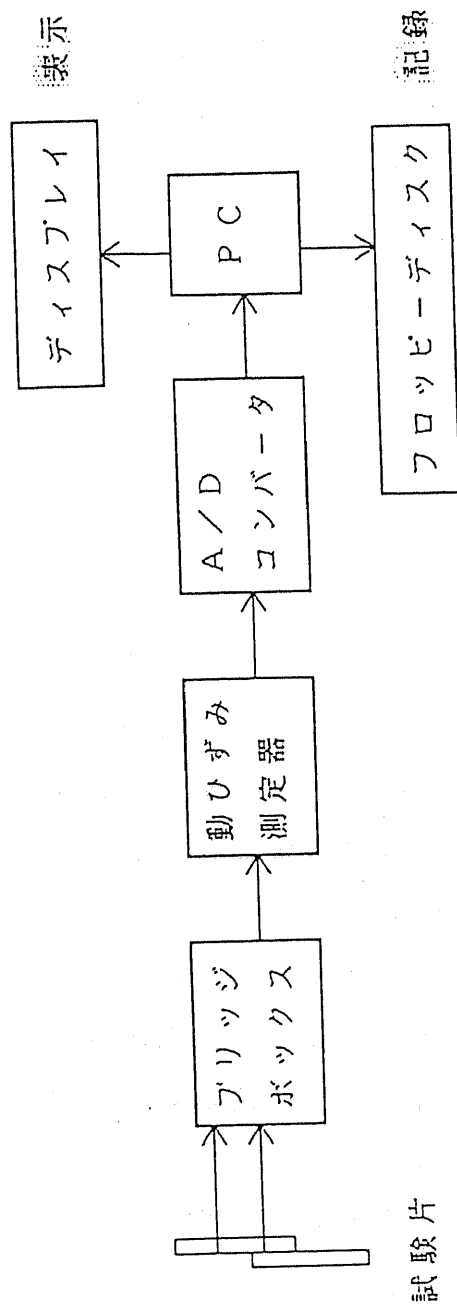


図 6-7 ひずみの測定

6. 3 強度試験と熱疲労強度評価

既に報告したようにアルミ-CFRP単純重ね合わせ接着継手の被着材の板厚みが接着層に生じる熱応力の集中の大きさに影響を及ぼすことが分った。アルミの厚みが大きければ接着層端部に生じる熱応力の集中も大きい。熱疲労試験において $t_1 = 3, 6 \text{ mm}$ の2種類の試験片を用いて熱疲労試験を行なった。熱疲労試験と容易に比較するため、ここでもこの2種類の試験片で試験を行なった。

機械的疲労試験を行なう前に、まず同じ環境温度において2種類の試験片の引張り強度試験を行なった。その結果を図6-8に示す。図の横軸に試験片の温度を示す。縦軸には継手強度 s_1 ($= T_1 / 2c$)の平均値を示す。ここに T_1 は試験片単位幅あたりの破壊荷重である。同じ条件につき2~3本の試験片を用いた。印●、○は $t_1 = 3 \text{ mm}$ 、 6 mm の試験片の強度試験の結果である。温度が下がるにつれて、 6 mm 試験片の強度が 3 mm のものより低くなったことが分った。これは 6 mm 継手の接着層端部に生じる熱応力の集中は 3 mm 継手に生じる応力集中より大きいためである。

次にこの2種類の試験片を用いて機械的疲労試験を行なった。機械的疲労試験の繰返し荷重の周期は $1800 / \text{分}$ である。環境温度(平均温度)をそれぞれ -30°C 、 -50°C 、 -80°C にして、接着継手の完全破断まで疲労試験を行なった。その結果を図6-9に示す。図6-9に同時に熱疲労強度試験の結果も表示している。図の横軸には接着継手の破断回数を示す。縦軸には継手接着層に生じるせん断応力の最大振幅値を示す。熱疲労の場合は、最低温度時に生じるせん断応力の最大値である。それに対して、機械的疲労試験の場合は、繰返し荷重の1サイクルの間に接着層に生じるせん断応力の最大振幅値である。

図から分るように、機械的疲労強度は熱疲労強度と同じような傾向を示している。しかし、熱疲労試験と比べると、機械的疲労試験の破断回数がわずかに多くなっていることが分る。したがって、機械的疲労試験から得られた疲労強度に適当な安全係数をかければ、第一近似として、アルミ-CFRP接着継手

の熱疲労強度を評価できると考えられる。機械的疲労試験の所要時間は熱疲労試験の時間より極めて短いため、接着継手の熱疲労強度の評価方法として有効ではないかと考えられる。

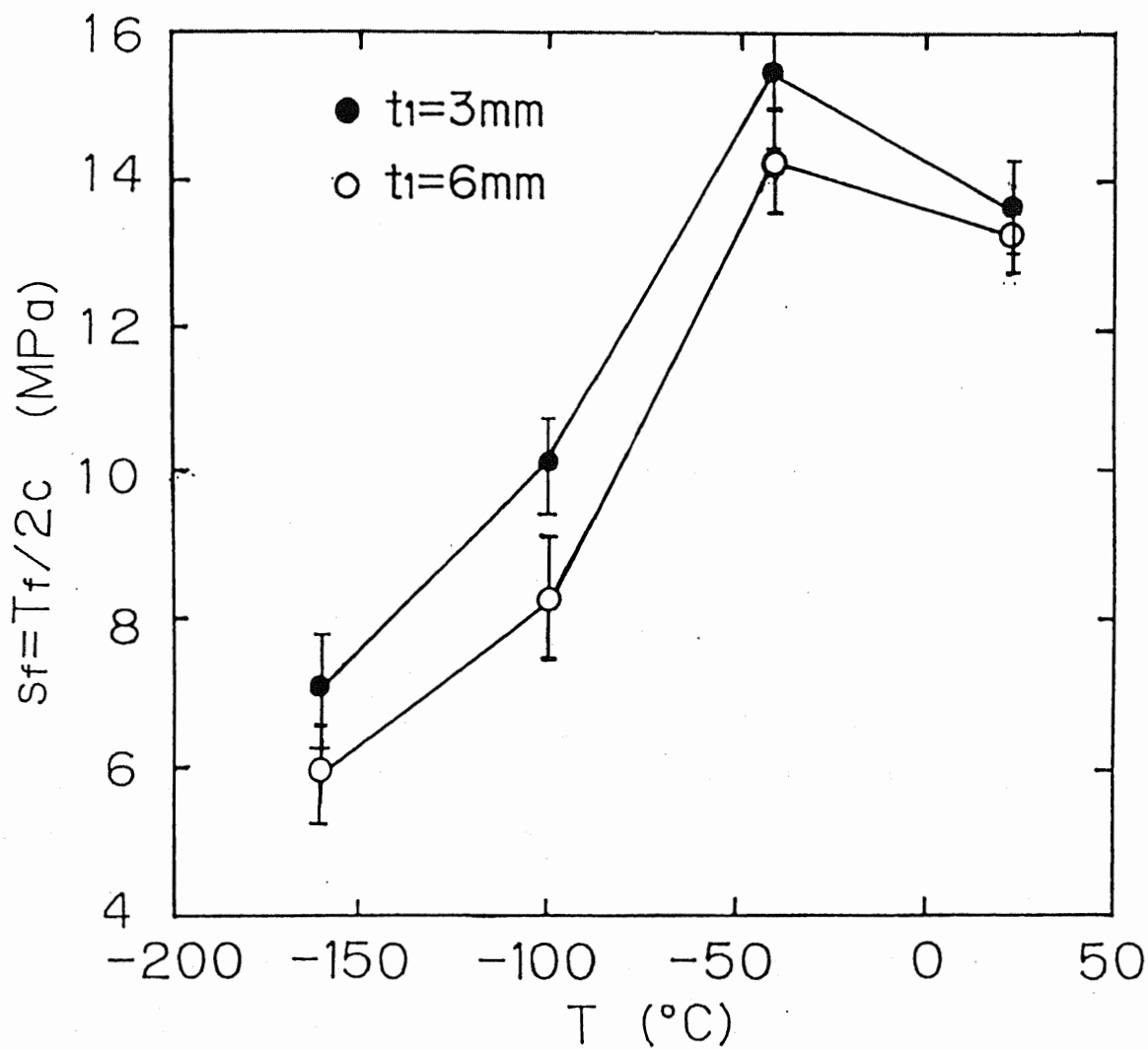


図6-8 単純重ね合わせ継手の引張りせん断強度

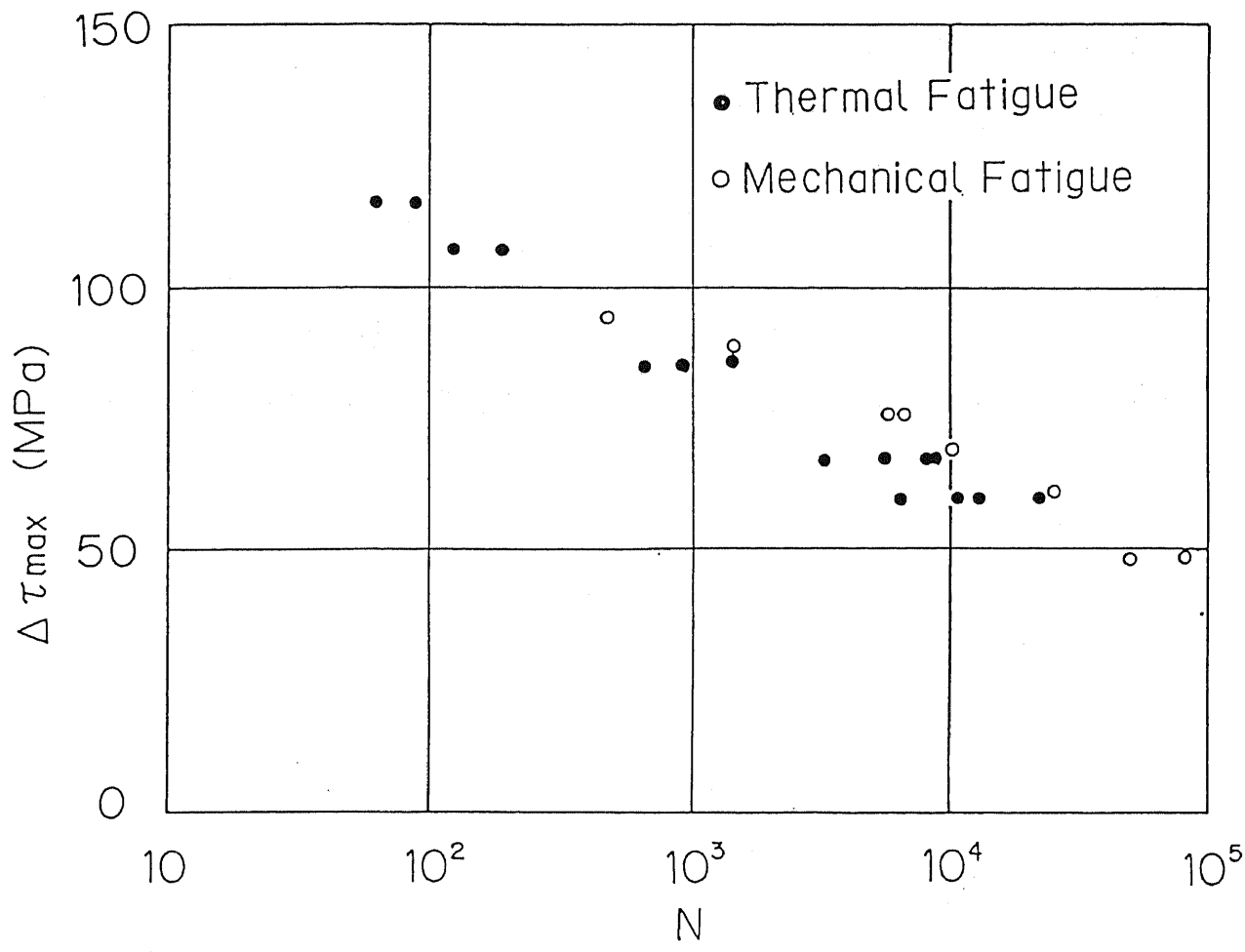


図 6 - 9 接着層に生じる最大せん断応力の振幅と破断回数との関係

6. 4 まとめ

本章はアルミ-CFRP接着継手の熱疲労強度の評価方法を確立することを目的として、低温環境で行なう機械的疲労試験の強度結果により低温熱疲労強度を評価することを試みた。FEMによる応力解析から熱疲労試験の平均温度においてアルミ-CFRP接着継手に適当な振幅をもつ繰返し荷重をかけると、接着層端部に熱疲労試験時と同じような応力分布が生じることを確認した。その応力解析に基づいて、熱疲労試験の平均温度を環境温度として両振りの繰返し荷重をかける機械的疲労試験を行なった。その強度結果は熱疲労強度とほぼ一致することが分った。したがって、このような機械的疲労試験の強度結果に適当な安全係数をかけることによって、熱疲労強度を評価できると考えている。熱疲労試験と比較して、機械的疲労試験の試験時間は極めて短いため、提案した試験方法で有効的に金属-CFRP接着継手の熱疲労強度を評価できる。

第 7 章

接合界面力学と 界面き裂の解析

従来、金属を主体として構成されていた構造物に対して、高機能、高強度などを旨として開発された優れた新材料が積極的に利用されるようになってきた。航空機、自動車におけるアルミ合金と複合材料がその例である。これらの新しい材料を、その適性に合せて組合せ使用するために、高度の接合技術が開発されている。電子部品の封止などの分野にも接合技術の利用は拡大しつつある。このような材料と構造の複合化が進むなかで、その強度に最も影響する異材界面の強度の評価が極めて重要な課題となっている。これらの接合構造の接着部にき裂が生じると、構造強度がこのき裂に大きく影響されることが考えられる。

6章までは、応力集中の考え方から、き裂のない金属-FRP接着継手の強度評価法について考察してきた。しかし、接合構造の接着部にき裂が生じると、構造強度がこのき裂に大きく影響されると考えられる。本章では、異種材接合部に存在する界面き裂の応力拡大係数(K値)の3次元解析行ない、今までの2次元解析の結果と比較し、異種材接着継手にある貫通界面き裂のK値について特に3次元的な効果について考察する。

7. 1 異材弾性力学の基礎

異材接合構造の強度問題の基本は接合された材料定数の異なる二つの半無限弾性体の界面の力学的特性の把握である。

一般に等方均質な2次元弾性体の変位と応力場については、Muskhelishviliが次のように表示した(7.1)。

$$\begin{aligned} 2\mu(u_x + iu_y) &= \kappa\phi(z) + (\bar{z} - z)\bar{\phi}'(\bar{z}) - \bar{\Omega}(\bar{z}) \\ \sigma_{xx} + \sigma_{yy} &= 2[\phi'(z) + \bar{\phi}'(\bar{z})] \\ \sigma_{yy} - \sigma_{xx} + 2i\sigma_{xy} &= 2[(\bar{z} - z)\phi''(z) - \phi'(z) + \Omega'(z)] \end{aligned} \quad (7.1)$$

ただし、 μ は横弾性係数、 $z = x + iy$ 、 $\phi(z)$ と $\Omega(z)$ は複素関数である。異材接合材の場合に対しては、材料ごとに材料定数が異なるため4つの関数 $\phi_j(z)$ 、 $\Omega_j(z)$ 、($j=1, 2$)が必要となる。この4つの関数はAiry応力関数 $U_j(x, y)$ から得られる。 $U_j(x, y)$ は次式を満たす重調和関数である。

$$\nabla^4 U_j(x, y) = 0, \quad j = 1, 2 \quad (7.2)$$

そして、応力成分が次のように表示できる。

$$(\sigma_{xx})_j = \frac{\partial^2 U_j}{\partial y^2}, \quad (\sigma_{yy})_j = \frac{\partial^2 U_j}{\partial x^2}, \quad (\tau_{xy})_j = -\frac{\partial^2 U_j}{\partial x \partial y} \quad (7.3)$$

$U_j(x, y)$ は重調和関数であるので、複素変数 $z = x + iy$ の2つの解析関数 $\phi_j(z)$ と $\chi_j(z)$ で次のように表示できる。

$$U_j(x, y) = \text{Re}[\bar{z}\phi_j(z) + \chi_j(z)] \quad (7.4)$$

ただし、 $\chi_j'(z) = \Omega_j(z)$ である。

7. 2 接合された異材板の接合界面の応力特性

図7-1に示す問題について、異材界面Bにおける材料定数の不連続によって、界面端部Aには顕著な応力集中、あるいは応力の特異性が存在することが以前から指摘されてきた。この界面端部における応力分布と特性は接合された材料の材料定数に大きく影響される。異材接合問題に対して、重調和関数の $U_j(r, \theta)$ は次のように設定することができる。

$$U_j(r, \theta) = \sum_{n=0}^{\infty} r^{\lambda_j(n)+1} F_j[\lambda_j(n), \theta] \quad (7.5)$$

ただし、

$$F_j[\lambda_j(n), \theta] = A_j(n) \sin[\lambda_j(n)+1] \theta + B_j(n) \cos[\lambda_j(n)+1] \theta \\ + C_j(n) \sin[\lambda_j(n)-1] \theta + D_j(n) \cos[\lambda_j(n)-1] \theta \quad (7.6)$$

上式の中の $A_j \sim D_j$ 8つの未定係数に対して、接合界面で表面力と変位の連続条件

$$\left(\begin{matrix} \sigma_{\theta} & -i\tau_{r\theta} \end{matrix} \right)_1 = \left(\begin{matrix} \sigma_{\theta} & -i\tau_{r\theta} \end{matrix} \right)_2 \quad (\theta = 0) \quad (7.7a)$$

$$\left(\begin{matrix} u_r & +iu_{\theta} \end{matrix} \right)_1 = \left(\begin{matrix} u_r & +iu_{\theta} \end{matrix} \right)_2 \quad (\theta = 0) \quad (7.7b)$$

と各領域の自由境界の境界条件

$$\left(\begin{matrix} \sigma_{\theta} & -i\tau_{r\theta} \end{matrix} \right)_1 = 0 \quad (\theta = a), \quad (7.8a)$$

$$\left(\begin{matrix} \sigma_{\theta} & -i\tau_{r\theta} \end{matrix} \right)_2 = 0 \quad (\theta = -b) \quad (7.8b)$$

を用いて、8つの連立方程式が得られる。式(7.7)と(7.8)により、 $\lambda_1(n) = \lambda_2(n)$ が得られる。そして、固有値 $\lambda(n)$ が連立方程式の固有方程式から得られる。

BogyとDundurs等は異なる領域の材料定数を用いて、2つのパラメータ α 、 β を定義し、この問題の2次元弾性解析を行なった(7.2)-(7.5)。

$$\alpha = \frac{\Gamma(\kappa_1+1) - (\kappa_2+1)}{\Gamma(\kappa_1+1) + (\kappa_2+1)}, \quad \beta = \frac{\Gamma(\kappa_1-1) - (\kappa_2-1)}{\Gamma(\kappa_1+1) + (\kappa_2+1)} \quad (7.9)$$

ただし、

$$\begin{aligned} \kappa_i &= (3-\nu_i)/(1+\nu_i) \quad (i=1,2) \quad (\text{平面応力}) \\ &= (3-4\nu_i) \quad (i=1,2) \quad (\text{平面ひずみ}) \end{aligned} \quad (7.10)$$

$$\Gamma = \mu_2 / \mu_1$$

界面連続条件と自由境界の境界条件から得られた連立方程式の係数行列式は

$$\begin{aligned} \Pi(a, b, \alpha, \beta, \gamma) &= A(a, b, \lambda) \beta^2 + 2B(a, b, \lambda) \alpha \beta + C(a, b, \lambda) \alpha^2 \\ &+ 2D(a, b, \lambda) \beta + 2E(a, b, \lambda) \alpha + F(a, b, \lambda) = 0 \end{aligned} \quad (7.11)$$

ただし、

$$\begin{aligned} A(a, b, \lambda) &= 4K(\lambda, a)K(\lambda, b) \\ B(a, b, \lambda) &= 2\lambda^2 \sin^2(a)K(\lambda, b) + 2\lambda^2 \sin^2(b)K(\lambda, a) \\ C(a, b, \lambda) &= 4\lambda^2(\lambda^2-1)\sin^2(a)\sin^2(b) + K[\lambda, (a-b)] \quad (7.12) \\ D(a, b, \lambda) &= 2\lambda^2 [\sin^2(a)\sin^2(\lambda b) - \sin^2(b)\sin^2(\lambda a)] \\ E(a, b, \lambda) &= -D(a, b, \lambda) + K(\lambda, b) - K(\lambda, a) \\ F(a, b, \lambda) &= K[\lambda, (a+b)] \end{aligned}$$

補助関数 $K(\lambda, x) = \sin^2(\lambda x) - \lambda^2 \sin^2(x)$ とする。

固有値 λ の解は一般に $\lambda_1 = \xi_1 + i\eta_1$ というかたちになる。接合界面の端部($r \rightarrow 0$)における応力場は λ_1 の値により、次のように分類される。

$$(\sigma)_r = \begin{cases} O(r^{\lambda_1-1}) & (\eta_1 = 0) \\ O[r^{\xi_1-1} \cos(\eta_1 \log r)] & (\lambda_1 = \xi_1 + i\eta_1, \eta_1 \neq 0) \\ O(\log r) & (0 < \text{Re}(\lambda) < 1 \text{ において } \Pi \neq 0, \\ & \text{ただし、} \lambda = 1 \text{ で } d\Pi / d\lambda = 0) \\ O(1) & (0 < \text{Re}(\lambda) < 1 \text{ において } \Pi \neq 0, \\ & \text{ただし、} \lambda = 1 \text{ で } d\Pi / d\lambda \neq 0) \end{cases}$$

(7. 13)

したがって、上式の $\lambda_1 = \xi_1$ と $\lambda_1 = \xi_1 + i\eta_1$ の場合、界面応力は $0 < \text{Re}(\lambda_1) < 1$ の時、特異性が現れる。

固有値 λ_1 は α 、 β 、 a 、 b の値に大きく影響される。ここで、まず $a = b = \pi/2$ の場合の λ_1 と α 、 β の関係を図7-2に示す。 $\alpha(\alpha - 2\beta) > 0$ の時には界面応力の特異性が存在する。すなわち、接合される材料の組合せにより、接合界面における応力の分布が大きく変化する。 $\alpha(\alpha - 2\beta) = 0$ の時、 $\lambda_1 = 1$ となり、界面における応力が均一な分布となる。

$\alpha(\alpha - 2\beta) < 0$ の場合、 $\lambda_1 > 1$ となり、界面応力は $(\sigma)_r \rightarrow 0$ ($r \rightarrow 0$) となる。したがって、接合される材料の材料定数の組合せを $\alpha(\alpha - 2\beta) < 0$ のように選択すれば、界面における応力分布は理想的にゼロとなり、接合界面の強度が向上できると考えられる。

$a = b = \pi$ の場合（界面き裂）では、固有値が複素数の解 $\lambda_1 = 0.5 + i\eta_1$ となる。ただし、 $\eta_1 = |1 / \pi \tanh^{-1}(\beta)|$ である。 λ_1 と α とは無関係となっている。図7-3に λ_1 と β の関係を示す。この場合においては、 $\beta = 0$ となると、 λ_1 は $1/2$ になり、き裂先端の応力特異性は等方均質材中のき裂の特異性と同じになる。しかし、 $\beta_1 \neq 0$ の場合に、界面き裂先端の応力特異性は $-1/2 + i\eta_1$ ($\eta_1 \neq 0$) となり、界面き裂の強度に大きな影響を及ぼす。したがって、界面き裂の応力特異性の特性についてもっと詳しく検討する必要がある。

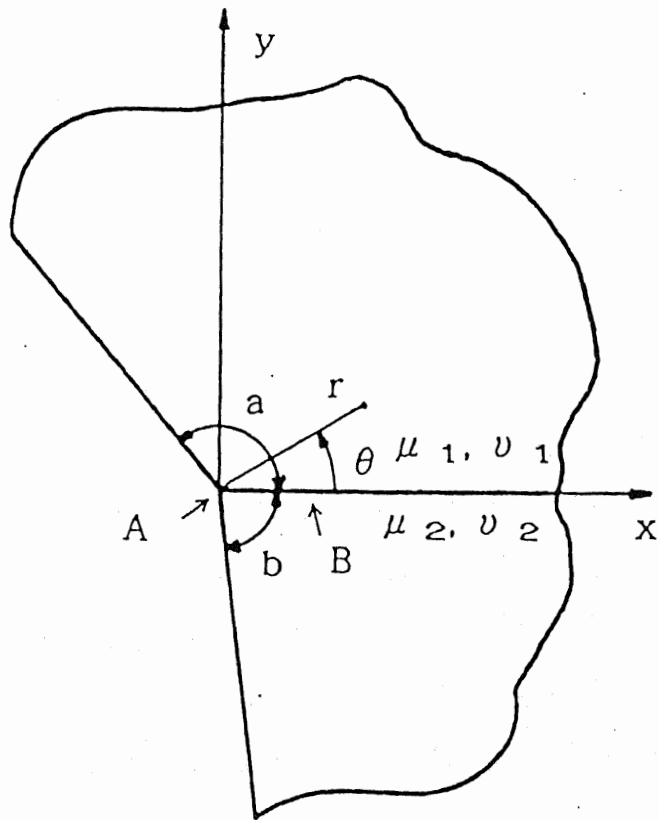


図 7 - 1 接合界面端部の力学モデル

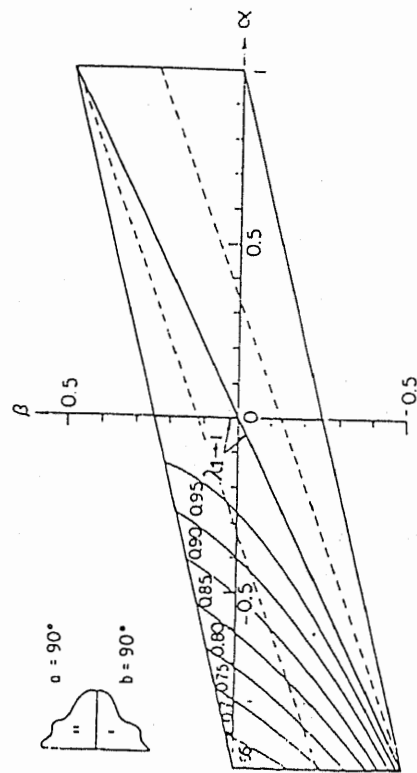


図7-2 接合界面端部の応力特異性と材料定数の関係
($a = b = \pi / 2$)

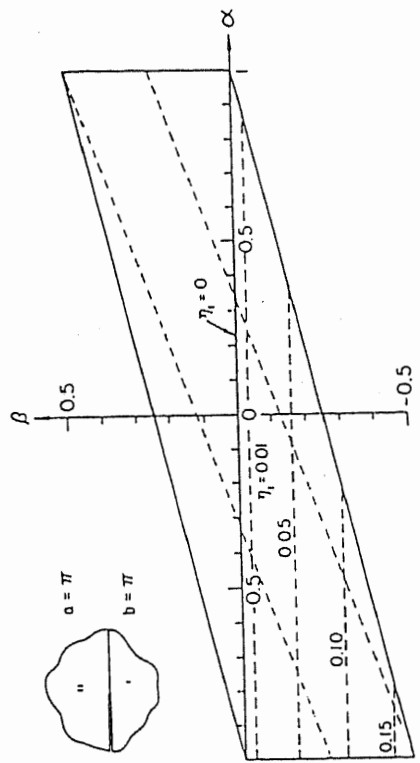


図7-3 接合界面端部の応力特異性と材料定数の関係
($a = b = \pi$)

7. 3 界面き裂の線形力学

異種材界面き裂の応力特異性と材料定数の関係についてはすでに述べた。しかし、

$-1/2+i\eta_1$ という応力特異性をもつ界面き裂の先端の応力場は非常に複雑になっている。この界面き裂の問題の基本的な側面は図7-4に示される半無限平板に対する剛体ポンチの押込み問題によって与えられる。Muskhelishviliはこの問題について次の解析をした。解析関数 $\phi(z)$ を次式のようにとると、

$$\phi'(z) = i P_0 / (2\pi) (z+L)^{-0.5+i\rho} (z-L)^{-0.5-i\rho} \quad (7. 14)$$

界面圧力 $P(x)$ と接線応力 $T(x)$ は次のようになる。

$$P(x) + iT(x) = \frac{(\zeta + 1)}{\zeta} \phi'(x) \quad (7. 15)$$

ただし、 $\rho = \log(\kappa) / 2\pi$ 、

$$\zeta = (\gamma + 3\mu) / (\gamma + \mu),$$

$$\gamma = E\nu / (1 + \nu) (1 - 2\nu) \text{ とする。}$$

そして、 $-L < x < L$ における圧力 $P(x)$ の分布は次のようになる。

$$P(x) = \frac{P_0}{\pi} \frac{1 + \zeta}{\sqrt{\zeta}} \cos \left[\frac{\log \zeta}{2\pi} \log \frac{L+x}{L-x} \right] \quad (7. 16)$$

この圧力は $x = a$ 、 $x = b$ の近傍において、振動するという特性が指摘された。この振動する領域は非常に小さい範囲 ($L > |x| > 0.9997L$) となっていることが分った。

界面き裂の弾性解析については多くの研究者が考察を行ってきた。England, Erdogan, Rice と Sih 等により行なわれた界面き裂の弾性解析は図7-5に示す開口型モデルに基づいた解析である (7. 6) - (7. 11)。このモデルにおいて、異

材界面き裂も等方均質体中の亀裂と同じように引張り荷重を受ける時、き裂面に応力自由の境界条件が与えられている。

Riceらにより、複素関数 $\phi_1'(z)$ を次のように定義された。

$$\phi_1'(z) = e^{-\pi \varepsilon} z^{-1/2-i\varepsilon} [f(z) + 2c_2 g(z)] / (c_1 + c_2) \quad (7.17)$$

$$\varepsilon = (1/2\pi) \ln[(\kappa_1/\mu_1 + 1/\mu_2) / (\kappa_2/\mu_2 + 1/\mu_1)]$$

$$c_1 = (\kappa_1 + 1) / \mu_1, \quad c_2 = (\kappa_2 + 1) / \mu_2$$

接合界面における表面力のつりあいと変位の連続性の条件を用いると、他の3つの関数は $\phi_1'(z)$ で表示することができ、

$$\Omega_1'(z) = e^{\pi \varepsilon} z^{-1/2+i\varepsilon} [\bar{f}(z) - 2c_2 \bar{g}(z)] / (c_1 + c_2)$$

$$\phi_2'(z) = e^{\pi \varepsilon} z^{-1/2-i\varepsilon} [f(z) + 2c_1 g(z)] / (c_1 + c_2) \quad (7.18)$$

$$\Omega_2'(z) = e^{-\pi \varepsilon} z^{-1/2+i\varepsilon} [\bar{f}(z) - 2c_1 \bar{g}(z)] / (c_1 + c_2)$$

となる。き裂先端近傍における応力場についてはWilliamsによるテイラー級数に展開する方法を用いて解析関数 f と g を以下のように表示できる。

$$f(z) = \sum_{n=0}^{\infty} a_n z^n, \quad g(z) = \sum_{n=0}^{\infty} b_n z^n \quad (7.19)$$

$f(z)$ の係数 a_0 は以下のようなになる。

$$a_0 = \bar{K} / 2 \sqrt{2\pi} \cosh(\pi \varepsilon) \quad (7.20)$$

ただし、 K は複数応力拡大係数である。このとき、き裂先端の応力場は次のようになり、

$$(\sigma_{yy} + i\tau_{xy})_{\theta=0} = K r^{i\varepsilon} / \sqrt{2\pi r} \quad (7.21)$$

き裂面上の変位は

$$\begin{aligned} & (u_y + i u_x)_{\theta = \pi} - (u_y + i u_x)_{\theta = -\pi} \\ & = (c_1 + c_2) K r^{i\varepsilon} \sqrt{r} / 2 \sqrt{2\pi} (1 + 2i\varepsilon) \cosh(\pi\varepsilon) \quad (7.22) \end{aligned}$$

になる。式(7.21)によると、図7-4に示す問題の応力分布 $P(x)$ と同じようにき裂先端極近傍の応力場が振動していることが分る。すなわち、き裂先端近傍において、界面応力の符号は無限回にわたって変化する。しかし、 $\varepsilon = 0$ となると、すなわち、 $(\kappa_1 - 1) / \mu_1 = (\kappa_2 - 1) / \mu_2$ という条件を満たすと、き裂先端の振動特異性がなくなり、 $r^{-1/2}$ の特異性をもつ応力場になる。この結果は前述した異材界面の応力特異性の $a = b = \pi$ のケースと同じである。この応力の振動する領域は非常に小さく、 $r/a < 10^{-5}$ くらいである。き裂面の変位場はき裂先端附近でオーバーラップの現象が起こる。Englandは図7-6に示す界面き裂の問題に関して、き裂面の相対変位は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} & (u_y)_1 - (u_y)_2 = \\ & \frac{T \sqrt{\alpha}}{2(1+\alpha)} \left[\frac{1+\kappa_1}{\mu_1} + \frac{1+\kappa_2}{\mu_2} \right] (a^2 - x^2)^{1/2} \cos \left[\gamma \log \left| \frac{x+a}{x-a} \right| \right] \quad (7.23) \end{aligned}$$

T はき裂面上にかける均一圧力である。上式の最後の項 $\gamma \log |(x+a)/(x-a)| = \pm \pi / 2$ のとき、 $(u_y)_1 - (u_y)_2 = 0$ となり、き裂面は接触し始める。すなわちこのオーバーラップの領域の大きさ δ は、

$$\log |(2a - \delta) / \delta| = \pm \pi^2 / \log \alpha \quad (7.24)$$

すなわち、この領域は大きくても、 $\delta / 2a = 1.26 \times 10^{-4}$ 。しかし、実際使用されている接合材の材料の組合せによると、 $\delta / 2a < 10^{-5}$ となる。したがって、界面き裂面のオーバーラップの領域は非常に小さいため、式(7.8) ($a = b = \pi$) で与えられたき裂面上の応力自由の境界条件は問題はないであろう。

このオーバラップ現象について、Comninouはこの領域の接触を考慮して、図7-7に示す接触モデルを提案した(7.12)。このモデルの境界条件は次のように与えられる。

$$\begin{aligned} |x| < a \quad \text{にて、} \\ \sigma_{yy} = 0, \tau_{xy} = 0 \\ (u_y)_1 - (u_y)_2 = 0. \end{aligned} \quad (7.25a)$$

$$\begin{aligned} a < |x| < L \quad \text{にて、} \\ \sigma_{yy} < 0, \tau_{xy} = 0 \\ (u_y)_1 - (u_y)_2 = 0. \end{aligned} \quad (7.25b)$$

しかし、こういうような境界条件から得られる解において、き裂先端の応力 σ_y の分布の特異性はなくなり、応力拡大係数 K_{II} しか得られない。その後Atkinsonにより、次の境界条件を与えるモデルが提案された(7.13)、(7.14)。

- (1) $|x| = a$ にて、 σ_{yy} と τ_{xy} の特異性がある、
- (2) $|x| = L$ にて、 σ_{yy} と τ_{xy} の特異性はない、
- (3) $a < |x| < L$ にて、 $\sigma_{yy} > 0$

このモデルにより界面き裂の先端が $|x| \rightarrow a$ の所において応力拡大係数 K_1 、 K_2 が存在している。しかし、 $a < x < L$ においてき裂面が接触しててもかわらず、引張り応力が生じることは考えにくい。

接触を最初に考えたComninouのモデルによる応力場の解析がGautesenらにより求められた(7.15)。ここでこの解析解と従来の開口モデルにより得られる応力場と比較してみる。 $\beta = 0.2$ の場合について比較して、結果は図7-8に示す(7.16)。この場合はき裂先端から $r/a > 10^{-10}$ 程度離れば、両者の解はほとんど一致していることが分る。

RiceとShihなどの界面き裂の弾塑性解析によると、き裂先端に生じる塑性域は応力振動する領域より大きく、したがって塑性変形域の生じることにより、応力の振動域とき裂面のオーバラップは吸収され、き裂先端からなくなること

が明らかになった。したがって、き裂面に正しく応力自由条件を与えれば、式(7.21)、(7.22)により、得られる応力場はき裂先端近傍を除けば、正しいことが考えられる。

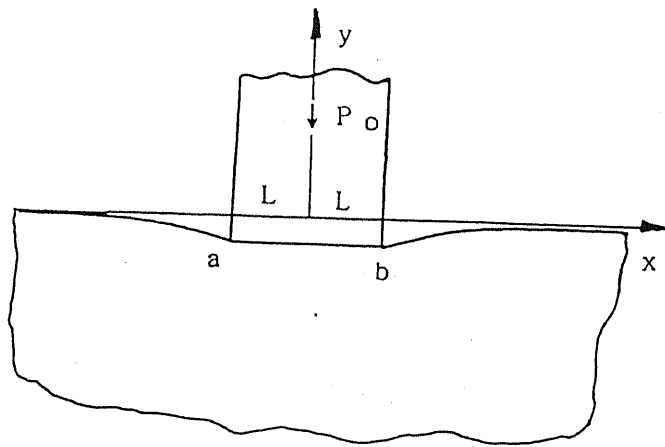


図 7 - 4 ポンチの押込み問題の力学モデル

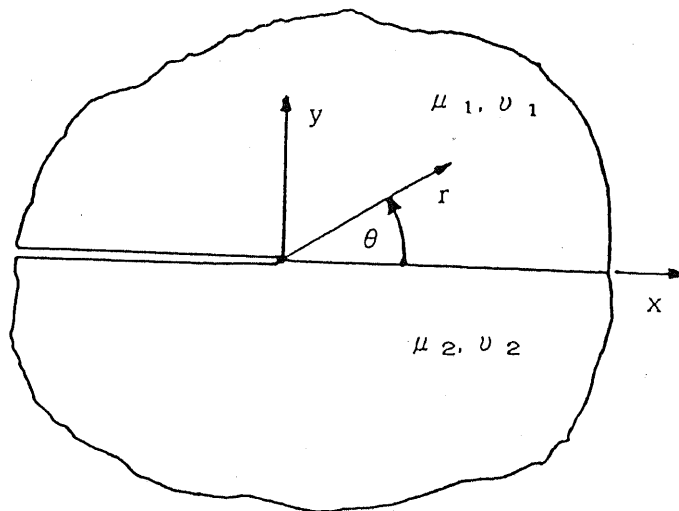


図 7 - 5 開口形界面き裂モデル

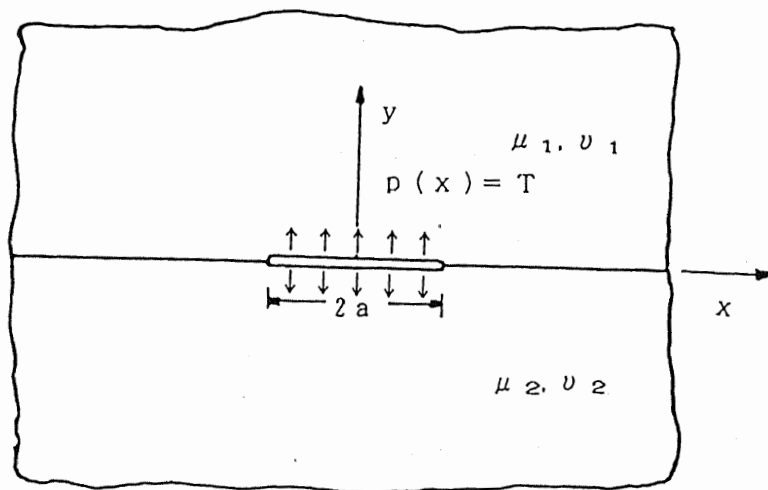


図 7 - 6 内圧を受ける無限板中の界面き裂モデル

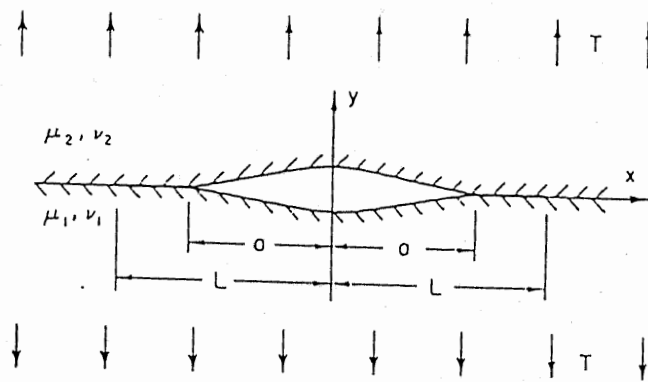


図 7 - 7 閉口形界面き裂モデル

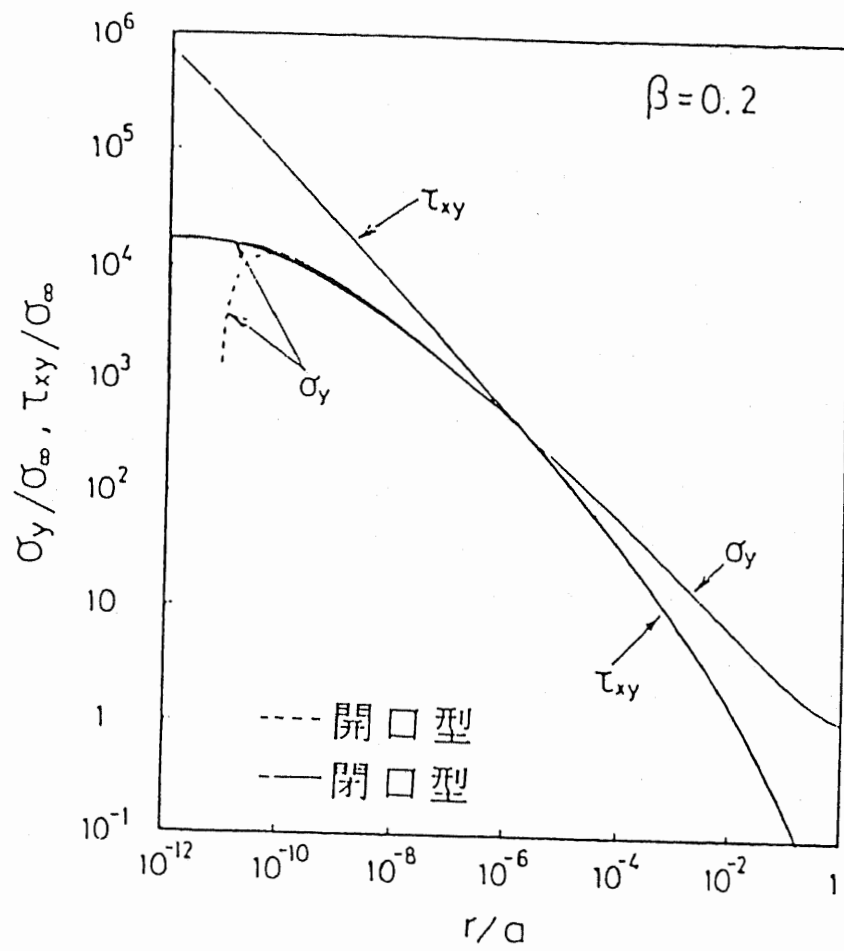


図 7 - 8 開口形モデルと閉口形モデルの解析の比較

7. 4 影響関数法による界面き裂の解析

近年、任意分布力を受ける三次元き裂問題に対して、影響関数法という手法が提案されている(7.17)-(7.20)。影響関数法は図7-9に示す重ね合わせの原理を基礎とする。すなわち、図7-9(a)に示すような任意の分布力 σ_0 を受けるき裂を有する弾性体の問題は、(b)に示すき裂のない弾性体が分布力 σ_0 を受ける問題と、図7-9(b)の仮想き裂面上に生じる分布力 σ と等値逆符号の分布力 $-\sigma$ をき裂に受けるき裂を有する問題[図7-9(c)]の和として与えられる。したがって、問題(a)の界面き裂の応力拡大係数が、問題(c)の応力拡大係数と等しい。すなわち、き裂面上に任意分布力を受けるき裂材の応力拡大係数K値を求める方法を開発すれば十分である。

ここでき裂面に任意の表面力を受ける3次元問題を考える。き裂に任意の分布力を作用させた時、き裂面に存在するある要素上での表面力の分布を図7-10に示すような2次元の2次の形状関数を用いて近似する。すなわち、き裂面を構成するある要素を正規座標系 $\xi-\eta$ とすれば、この面上に分布する表面力 $\{P(\xi, \eta)\}$ は次式で近似できる。

$$\{P(\xi, \eta)\} = \sum_{j=1}^8 [N_j] \{P_j\} \quad (7.26)$$

ただし、 $\{P(\xi, \eta)\}$ は3次元表面力ベクトルを示し、 $\{P_j\}$ は節点jにおける表面力ベクトルの値である。また、 $[N_j(\xi, \eta)]$ は2次の形状関数マトリックスである。2次元8節点のアイソパラメトリック要素の形状関数は次のように示す。

$$N_1(\xi, \eta) = 1/4 (1 - \xi) (1 - \eta) (-1 - \xi - \eta)$$

$$N_2(\xi, \eta) = 1/4 (1 + \xi) (1 - \eta) (-1 + \xi - \eta)$$

$$N_3(\xi, \eta) = 1/4 (1 + \xi) (1 + \eta) (-1 + \xi + \eta)$$

$$\begin{aligned}
N_4(\xi, \eta) &= 1/4 (1 - \xi) (1 + \eta) (-1 - \xi + \eta) \\
N_5(\xi, \eta) &= 1/2 (1 - \xi^2) (1 - \eta) \\
N_6(\xi, \eta) &= 1/2 (1 + \xi) (1 - \eta^2) \\
N_7(\xi, \eta) &= 1/2 (1 - \xi^2) (1 + \eta) \\
N_8(\xi, \eta) &= 1/2 (1 - \xi) (1 - \eta^2)
\end{aligned}
\tag{7. 27}$$

ここで、図7-10に形状関数 N_j で表される z 方向の単位分布力 p_j を示す。 x 、 y 方向の単位分布力も同様に示すことができる。このような単位分布力ベクトルを節点 j に与えた時の、き裂前縁の節点 i の K 値のマトリックスを $[K_{ij}]$ とすれば、式(7. 26)で表される表面力ベクトルに対する節点 i の K 値の $\{K_i\}$ は重ね合わせの原理により次式で表すことができる。

$$\{K_i\} = \sum [K_{ij}] \{P_j\}
\tag{7. 28}$$

ここに、 n はき裂面上の節点の数、 $\{P_j\}$ は節点 j における任意分布の表面力ベクトルである。この $\{P_j\}$ はき裂のない部材の応力解析により、仮想き裂面上の各節点の応力値として求められる。

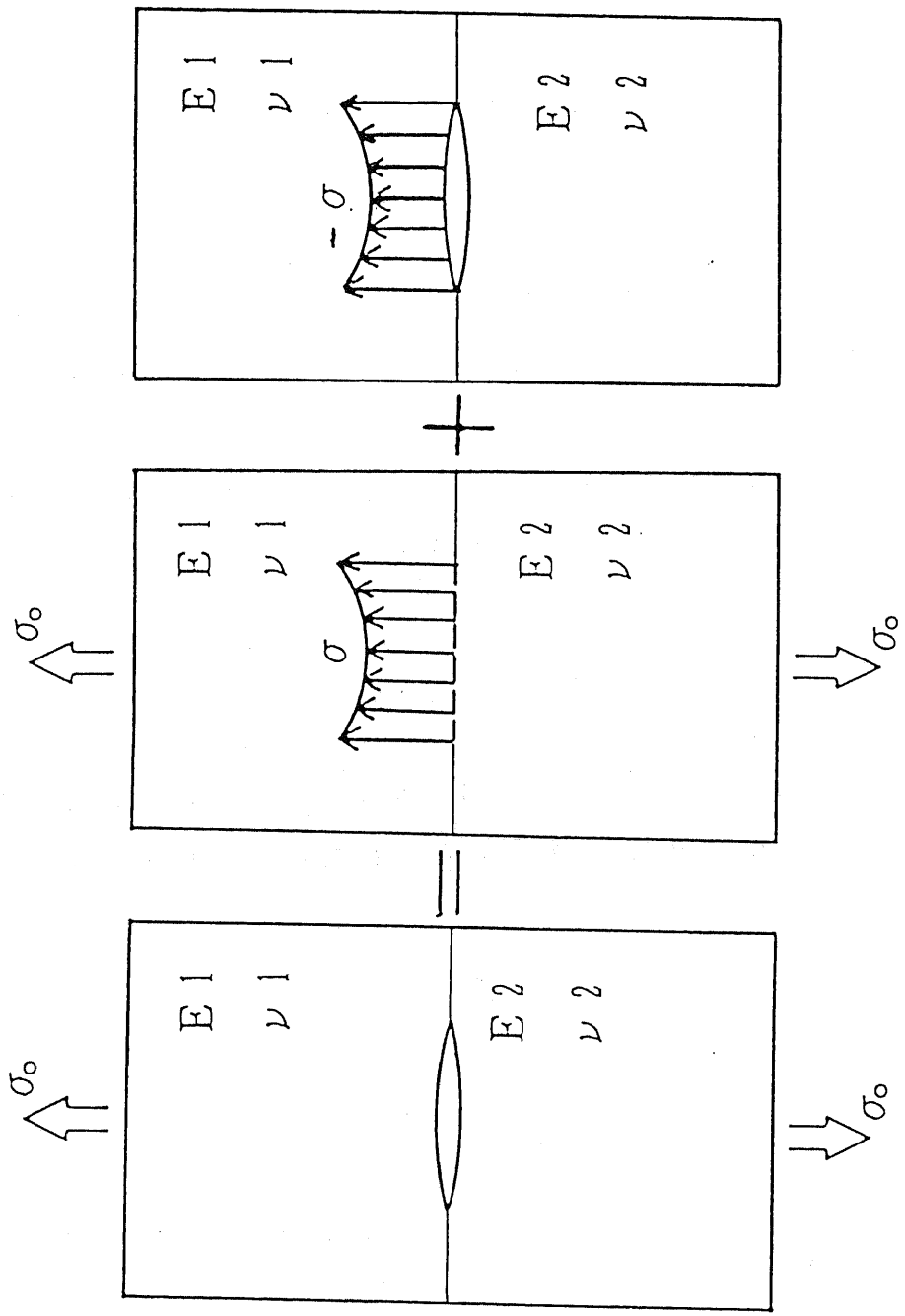
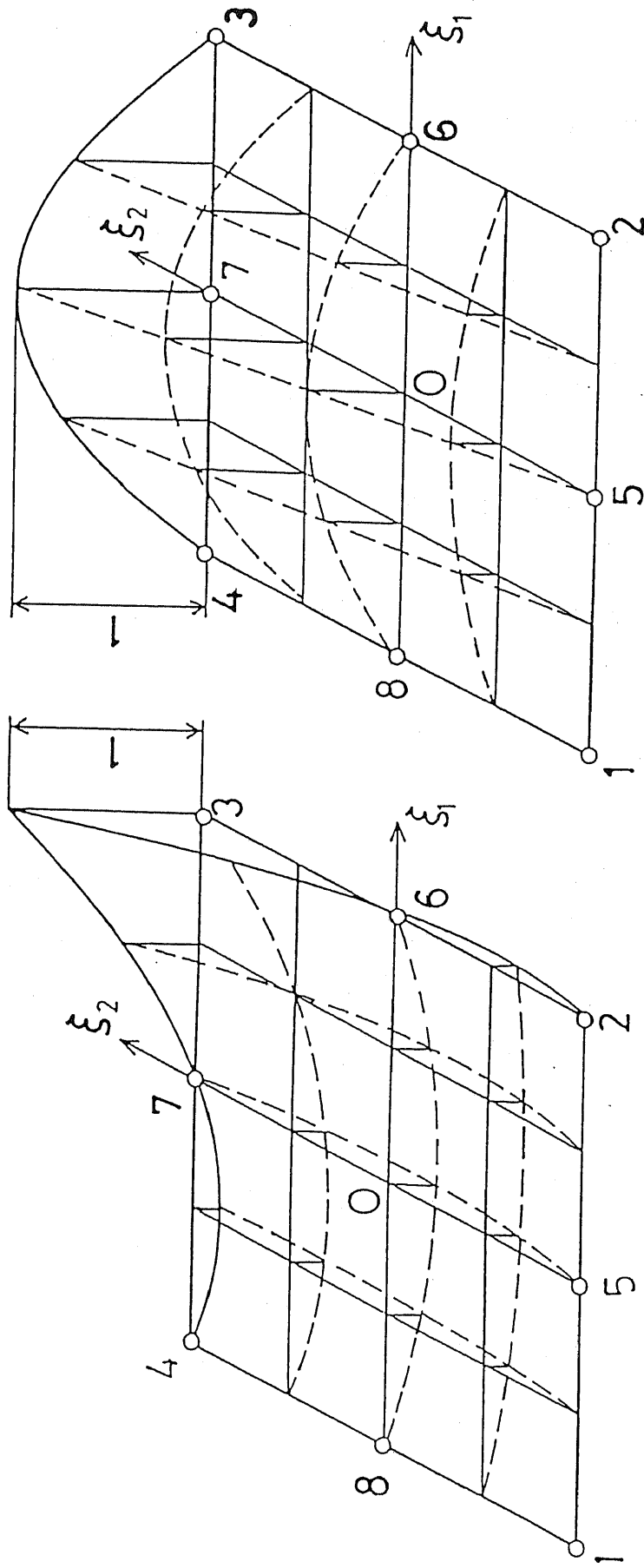


図 7 - 9 重ね合わせ原理



(a) $\bar{p}_3^z = N_3(\xi_1, \xi_2)$

(b) $\bar{p}_7^z = N_7(\xi_1, \xi_2)$

图 7-10 单位分布力

7. 5 影響関数法による接触する界面き裂の解析

均質材内のき裂問題と比べて、異種材界面にある界面き裂の問題は非常に複雑である。き裂面の両側の材料が異なるため、それぞれの変形も異なる。そのため、界面き裂のき裂面が互に干渉する可能性は高い。ここで、正確に異種材界面き裂の応力拡大係数を解析するため、影響関数法を用いた界面き裂面の接触問題の解析を検討する (7. 21) - (7. 25)。

接触問題を考慮した界面き裂の解析は図 7 - 1 1 に示す重ね合わせ原理に基づいてるものである。問題 (a)、(b) と (c) それぞれのき裂面あるいは仮想き裂面に生じる表面力を $\{P'\}$ 、 $\{P\}$ 、 $\{P''\}$ とすると、次の関係式が成り立つ、

$$P' = P + P'' \quad (7. 29)$$

図 7 - 1 1 (a) に示すき裂の応力拡大係数は図 7 - 1 1 (c) に示すき裂の応力拡大係数と等しい。影響係数 A_{ij} をき裂面上の節点 j に単位分布力を作用させる時、き裂面上の節点 i の変位と定義すると、き裂面の節点の変形を次式で表すことができる、

$$\{U''_i\} = \sum_{j=1}^n [A_{ij}] \{P''_j\} \quad (7. 30)$$

ただし、 n はき裂面にある節点数であり、 P''_j はき裂面の節点 j における分布力の値である。式 (7. 30) をマトリックスの形で表すと、式 (7. 31) のようになる、

$$\begin{Bmatrix} u^{x''} \\ u^{y''} \\ u^{z''} \end{Bmatrix} = \begin{vmatrix} A^{xx} & A^{xy} & A^{xz} \\ A^{yx} & A^{yy} & A^{yz} \\ A^{zx} & A^{zy} & A^{zz} \end{vmatrix} \begin{Bmatrix} p^{x''} \\ p^{y''} \\ p^{z''} \end{Bmatrix} \quad (7.31)$$

ただし、 $p^{z''}$ は接触力で、 $p^{x''}$ と $p^{y''}$ はそれぞれx方向とy方向の摩擦力である。式(7.29)の関係を用いて、その摩擦力は次式で表すことができる、

$$\begin{aligned} \{p^{x''}\} &= -(\{p^x\} - \mu \{p^z\}) + \mu \{p^{z''}\} \\ \{p^{y''}\} &= -(\{p^y\} - \mu \{p^z\}) + \mu \{p^{z''}\} \end{aligned} \quad (7.32)$$

ただし、 μ はき裂面の摩擦係数である。式(7.32)を式(7.31)に代入すると、き裂面の変位を次式で表すことができる、

$$\begin{Bmatrix} u^{x''} \\ u^{y''} \\ u^{z''} \end{Bmatrix} = \begin{vmatrix} A^{xx} & A^{xy} & A^{xz} + \mu(A^{xx} + A^{xy}) \\ A^{yx} & A^{yy} & A^{yz} + \mu(A^{yx} + A^{yy}) \\ A^{zx} & A^{zy} & A^{zz} + \mu(A^{zx} + A^{zy}) \end{vmatrix} \begin{Bmatrix} -(\{p^x\} - \mu \{p^z\}) \\ -(\{p^y\} - \mu \{p^z\}) \\ p^{z''} \end{Bmatrix} \quad (7.33)$$

ここで、材料Iと材料IIの領域をそれぞれA、Bとすると、領域の境界において次のような条件が満足する、

$$n_{\nu i}^{(A)} p_i^{(A)} + n_{\nu i}^{(B)} p_i^{(B)} = 0 \quad (\nu = 1, 2, 3)$$

$$-\mu n_{1i}^{(A)} p_i^{(A)} + n_{2i}^{(B)} p_i^{(B)} = 0 \quad (7.34)$$

$$n_{\nu i}^{(A)} u_i^{(A)} = n_{\nu i}^{(B)} u_i^{(B)} + \Lambda_{\nu} \quad (\nu = 1, 2, 3)$$

ただし、 n_i は方向余弦であり、 $\nu = 1, 2, 3$ のときはそれぞれ法線方向、すべり方向とすべり方向と垂直する方向を表す。

領域A、Bの界面の境界条件から、表面力 $\{p^{z*}\}$ を次式で表すことができる、

$$\begin{aligned} \{p^{z*}\} &= - [A^{zz} - B^{zz} + \mu (A^{zx} + A^{zy} - B^{zx} - B^{zy})]^{-1} \\ &\times \begin{bmatrix} A^{zx} - B^{zx} & A^{zy} - B^{zy} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} -(\{p^x\} - \mu \{p^z\}) \\ -(\{p^y\} - \mu \{p^z\}) \end{Bmatrix} \end{aligned} \quad (7.35)$$

ただし、マトリックス[B]は領域Bの影響係数である。式(7.29)中の $\{p^{z*}\}$ を消去すると、き裂面の変位は次式で表すことができる。

$$\begin{Bmatrix} u^{x*} \\ u^{y*} \\ u^{z*} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A^{xx} & A^{xy} \\ A^{yx} & A^{yy} \\ A^{zx} & A^{zy} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} -(\{p^x\} - \mu \{p^z\}) \\ -(\{p^y\} - \mu \{p^z\}) \end{Bmatrix} \quad (7.36)$$

接触の判定条件は次のように示す、

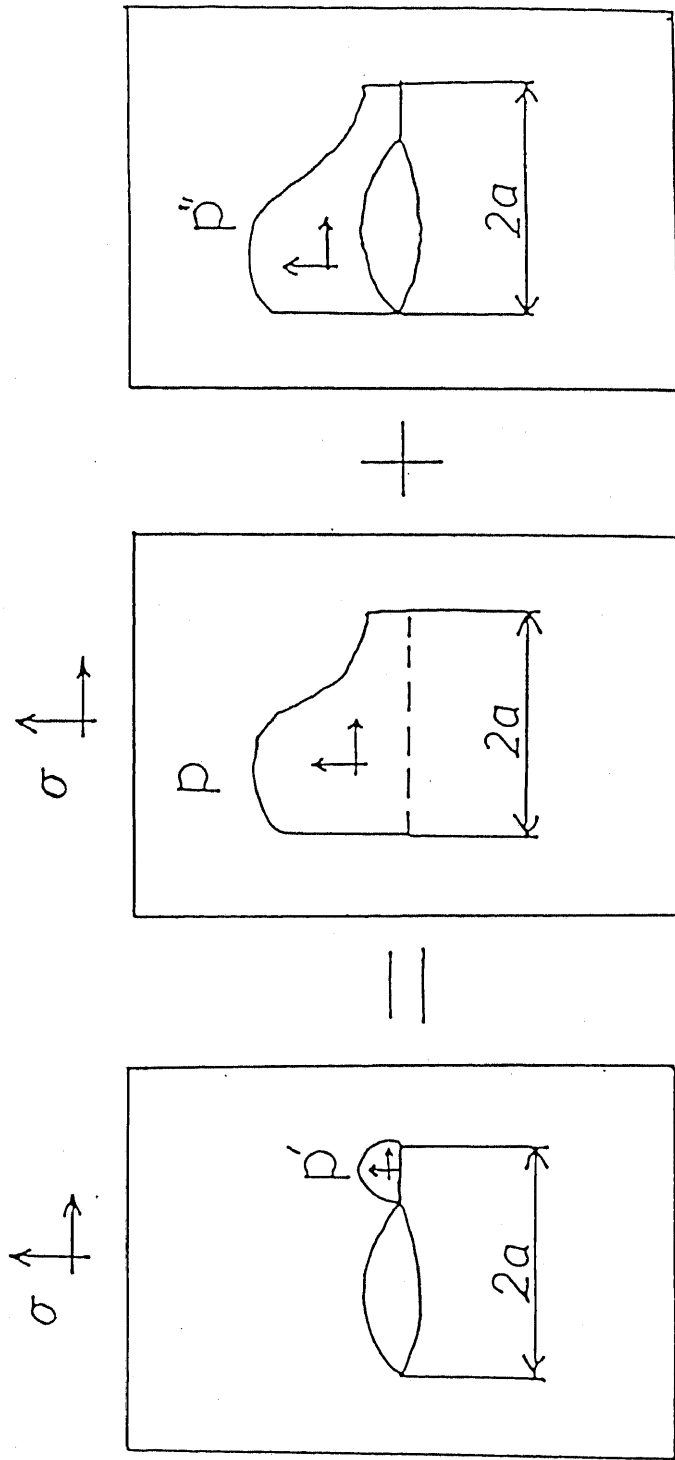
(a) 表面力による判断条件

$$\begin{aligned} n_{1i}^{(A)} p_i^{(A)} &> 0 && \text{自由境界条件} \\ n_{1i}^{(A)} p_i^{(A)} &\leq 0 && \text{摩擦すべり条件} \end{aligned} \quad (7.37)$$

(b) 変位による判断条件

$$\begin{aligned} n_{\nu i}^{(A)} u_i^{(A)} - n_{\nu i}^{(B)} u_i^{(B)} - \Lambda_{\nu} &= 0 \\ &> 0 && \text{自由境界条件} \\ &\leq 0 && \text{摩擦すべり条件} \end{aligned} \quad (7.38)$$

以上により求められた界面き裂面上の変位を用いて、変位外挿法により応力拡大係数を求める。



$\sigma \uparrow$

(a)

$\sigma \downarrow$

(b)

(c)

図 7 - 1 1 接触問題の重ね合わせ原理

7. 6 界面き裂の応力拡大係数の解析

以上の理論解を用いて界面き裂の問題に関する様々数値解析が行なわれているが、その多くは2次元である。しかし、実際に2次元の異種材界面き裂の問題は少なく、その多くは3次元の問題として取り扱うべきである。ここでは3次元有限要素法に影響関数法を取入れて界面き裂の応力拡大係数の解析を行ない、その解析結果をいままで報告された2次元解析の結果と比較した。

界面き裂の応力拡大係数 K_i を

$$K_i = \sqrt{K_1^2 + K_2^2} \quad (7. 39)$$

と定義すると、それを求めるための変位外挿式が次のようになる、

$$l_{r \rightarrow 0} \frac{\sqrt{\delta_y^2 + \delta_x^2}}{2\pi r} = \frac{\sqrt{K_1^2 + K_2^2}}{4\pi \sqrt{(1 + 4\varepsilon^2) \cosh(\varepsilon\pi)}} \quad (7. 40)$$

ただし、

$$\varepsilon = \frac{1}{2\pi} \ln \left[\frac{\kappa_1 / \mu_1 + 1 / \mu_2}{\kappa_1 / \mu_2 + 1 / \mu_1} \right] \quad (7. 41)$$

$$\kappa_1 = \begin{array}{ll} (3 - \nu_1) / (1 + \nu_1) & \text{(平面応力)} \\ 3 - 4\nu_1 & \text{(平面ひずみ)} \end{array}$$

図7-12に示す継手に一様引張り力をかけるとき、異種材界面に生じる応力分布は図7-13に示す。垂直応力とせん断応力は異材界面の自由端において著しい応力集中が見られる。 E_1/E_2 が大きくなるにしたがって、端部での応力分布特異性が生じることもある。それとは反対に中央部においては $E_1/$

応力分布特異性が生じることもある。それとは反対に中央部においては E_1/E_2 が大きくなるにしたがって応力の値が小さくなっている。これらのことから、 E_1/E_2 が大きくなるにしたがって界面き裂の板厚中央部に比べて、自由表面端部の方の応力拡大係数は大きくなることが予想できる (7.26)。

影響関数法に基づいた3次元有限要素法プログラムを用いて、異種材界面き裂の応力拡大係数を解析した。

まず、図7-14に示す継手の異材界面の中央部にある貫通き裂の応力拡大係数を解析した。継手の材料定数はそれぞれ $E_1 = 206$ [GPa]、 $\nu_1 = \nu_2 = 0.3$ とし、 E_2 を $E_1/E_2 = 2, 10, 100$ となるように選んだ。

図7-15に板厚方向の変化に対する応力拡大係数を示す。比較するため同じ問題の2次元結城らの解 (7.27) も示されている。図の縦軸は応力拡大係数の正規化した係数 F_i を示し、横軸は y 座標を板厚で除して無次元化した値を示す。 E_1/E_2 が1に近い場合、3次元の解析結果と2次元の結果とほぼ一致していることが分る。しかし、 E_1/E_2 が大きくなると、3次元の結果では自由表面端部 ($y/t = 0.0, 1.0$) の応力拡大係数が中央部のより大きくなっている。2次元の結果と比較してみると、中央部は小さくなるが、端部において大きくなっている。

次に、図7-16に示す片側貫通界面き裂を有する継手について検討する。まず、 $a/W = 0.4$ のき裂の解析を行なった。その結果を図7-17に示す。 E_1/E_2 が小さい時、板厚の中央部と自由表面の応力拡大係数は2次元解析と違って、板厚中央部より表面部の応力拡大係数が小さくなっている。しかし、 E_1/E_2 が大きくなるにしたがって、板厚中央部の応力拡大係数のほぼ変化しないことに対して、自由表面に生じる応力拡大係数が大きくなっている。 E_1/E_2 がやく100近くなると、表面部の応力拡大係数が板厚中央部とほぼ同じぐらいになっている。

応力拡大係数に対してき裂の長さがどのような影響を及ぼすかを調べるため、 $a/W = 0.2$ の片側貫通き裂を有す継手について解析を行なった。その結果

を図7-18に示す。 E_1/E_2 が大きくなるにしたがって、板厚中央の応力拡大係数が小幅に大きくなっている。それに対して、表面の応力拡大係数は著しく大きくなり、 $E_1/E_2=100$ のとき、中央部より大きくなっていることが分る。すなわち、片側き裂に対して、異種材界面の応力分布に大きく影響されることが分る。

図7-19に斜に接着された異種材接着継手の接合面にある界面き裂が圧縮分布力を受ける時、応力拡大係数の結果を示す。き裂面の接触を考慮し、解析を行なった。

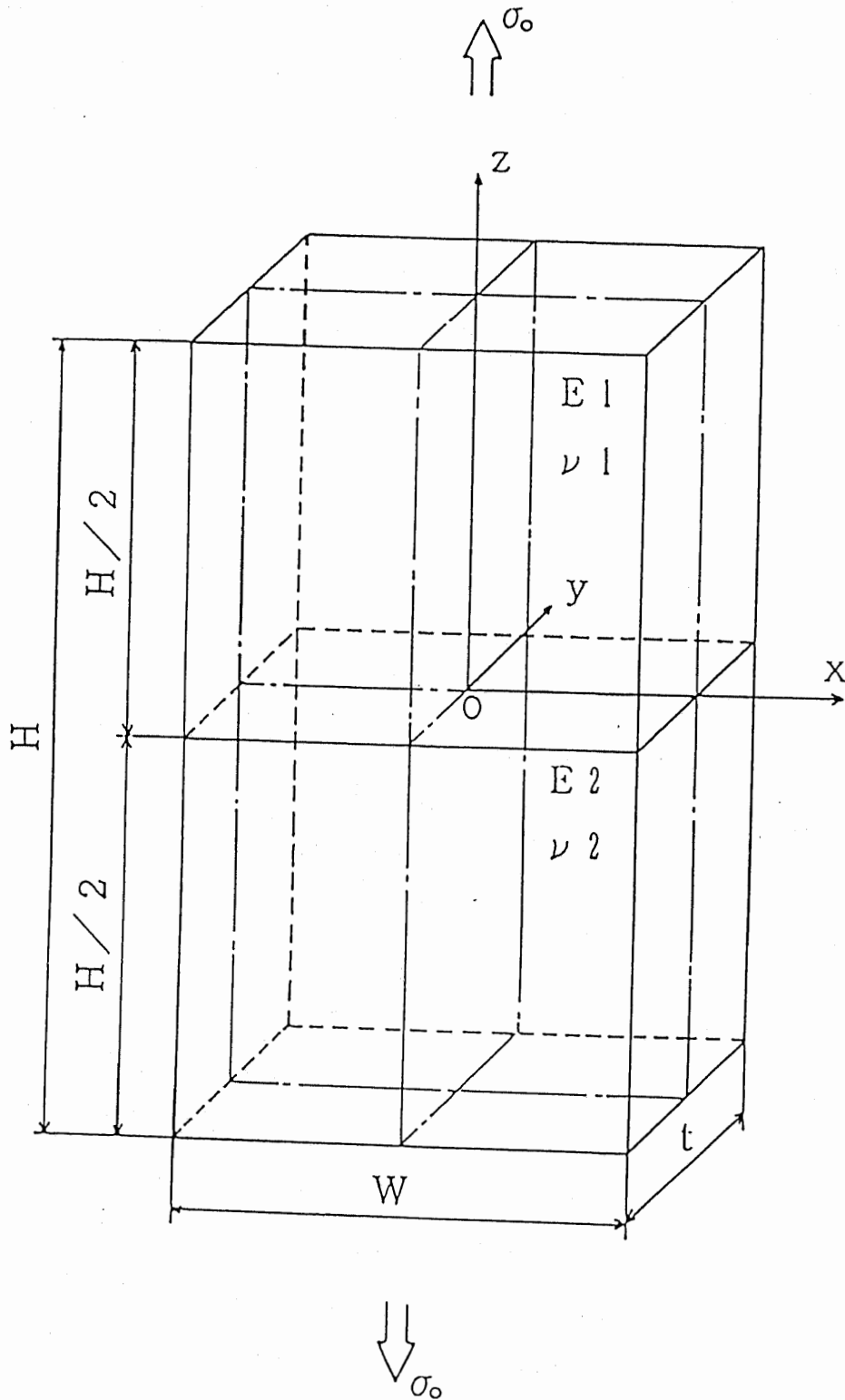


图 7 - 1 2 異種材接着継手形状

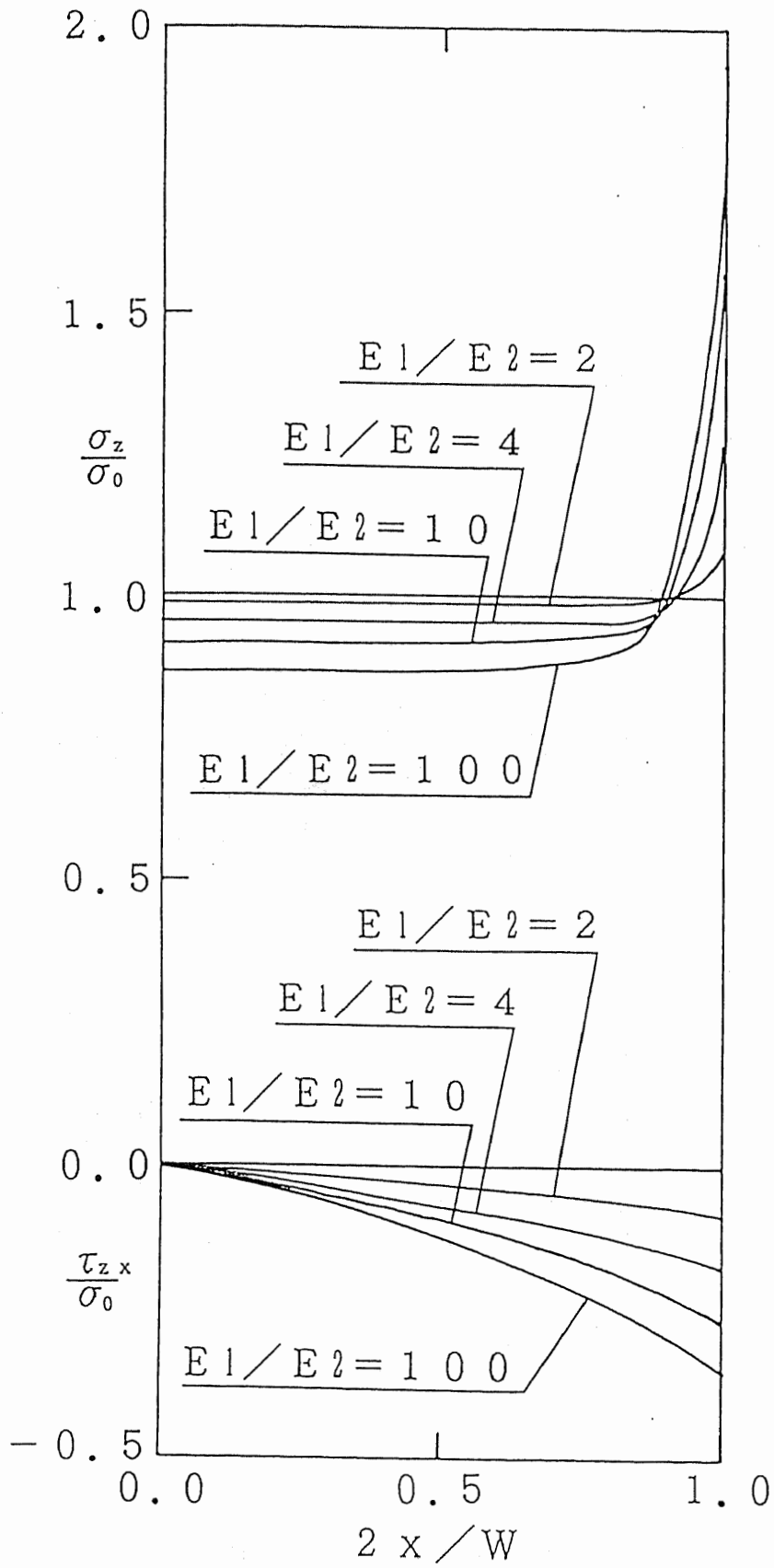


図7-13 異種材界面に生じる応力分布

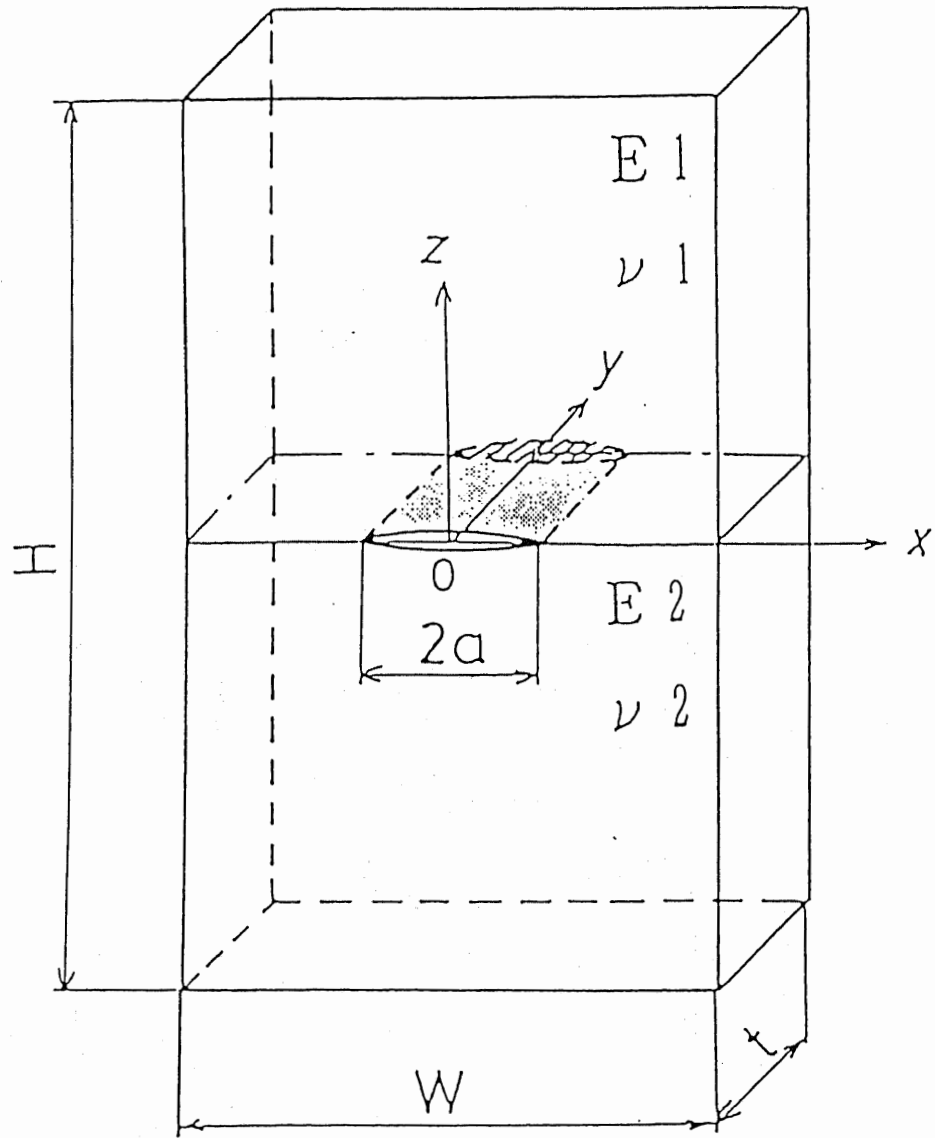


図 7 - 1 4 中央貫通き裂を有する接着継手

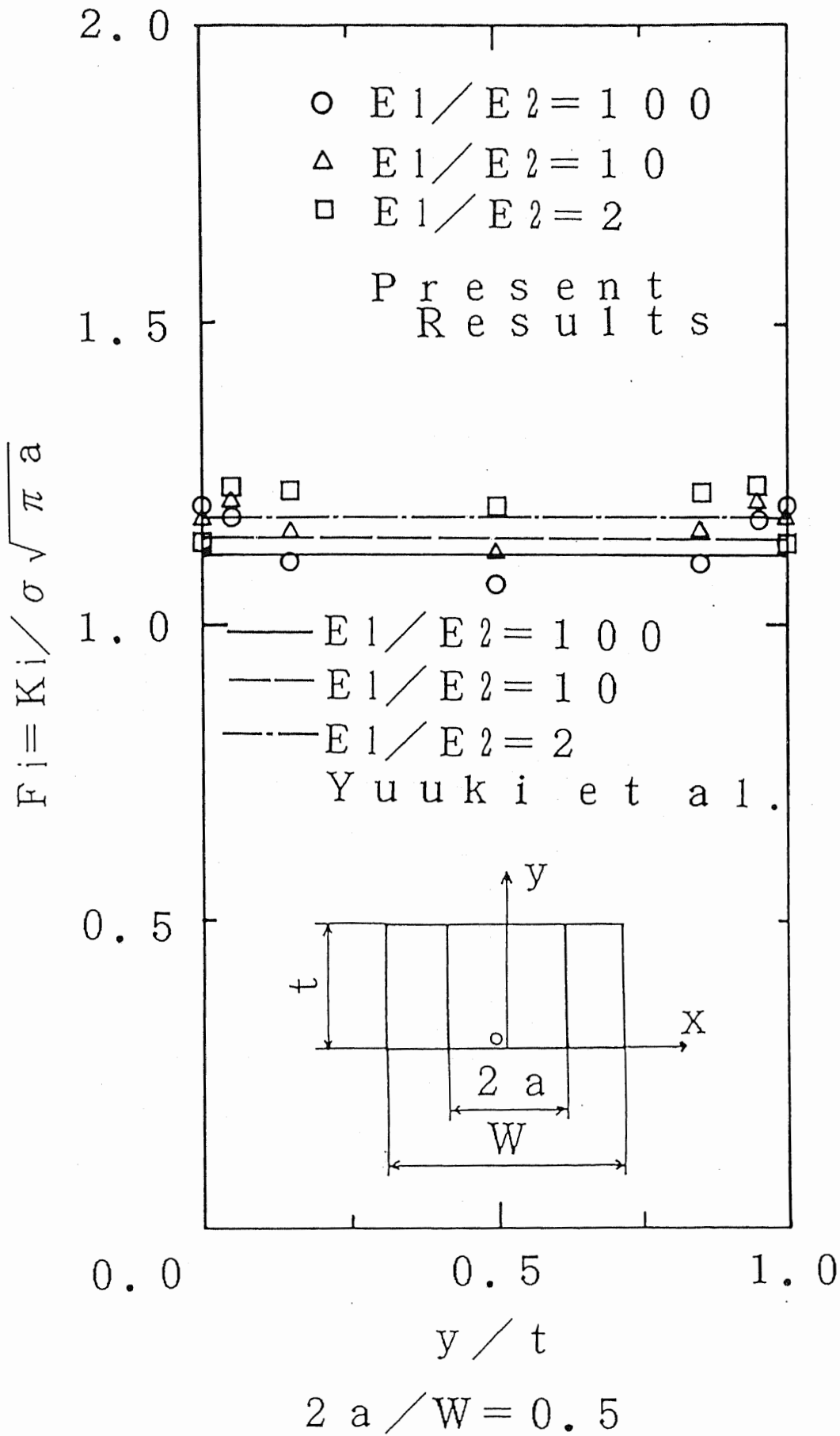


図 7 - 1 5 中央貫通き裂の板厚方向の応力拡大係数

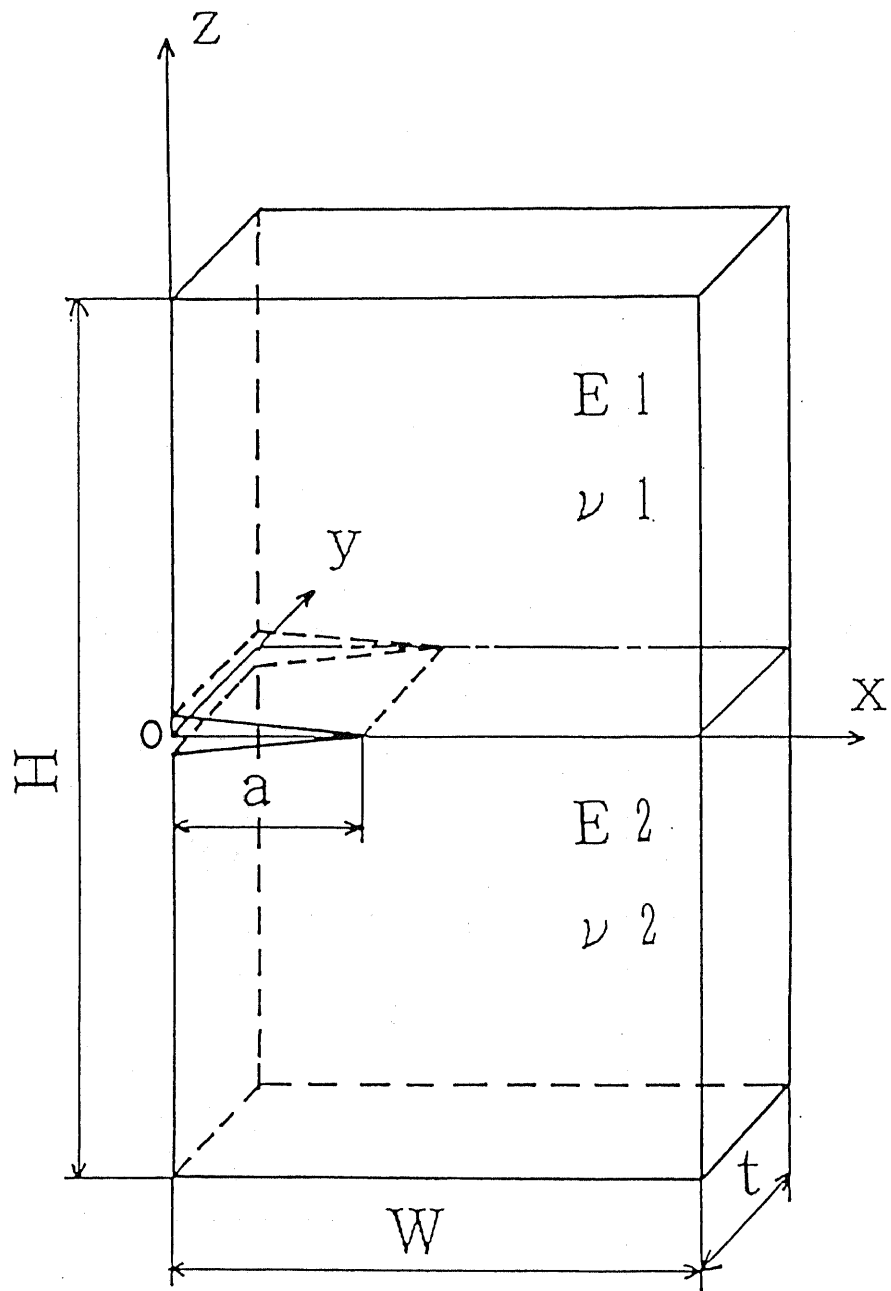


図 7 - 1 6 片側貫通き裂を有する接着継手

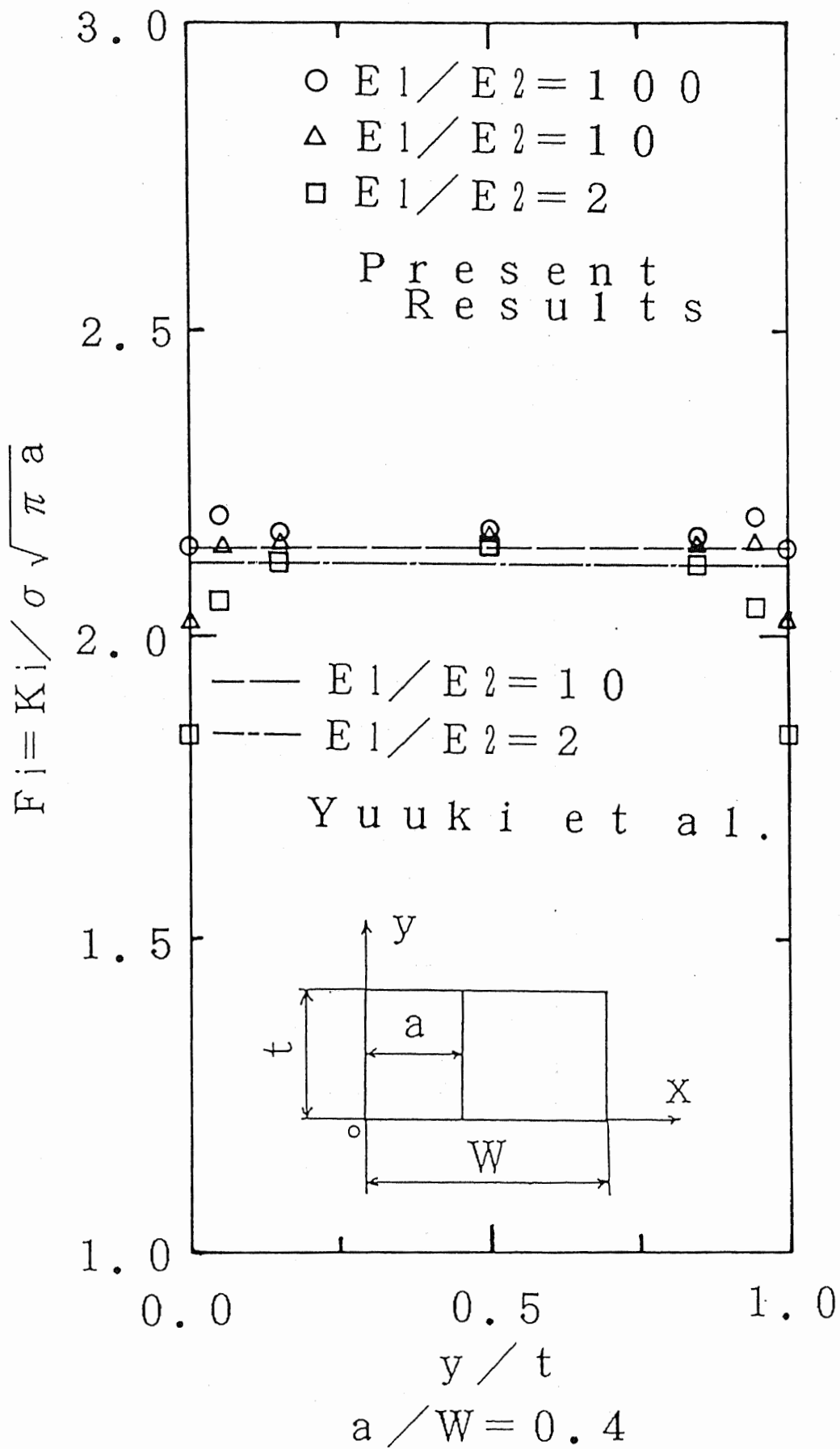


図7-17 片側貫通き裂の板厚方向の応力拡大係数

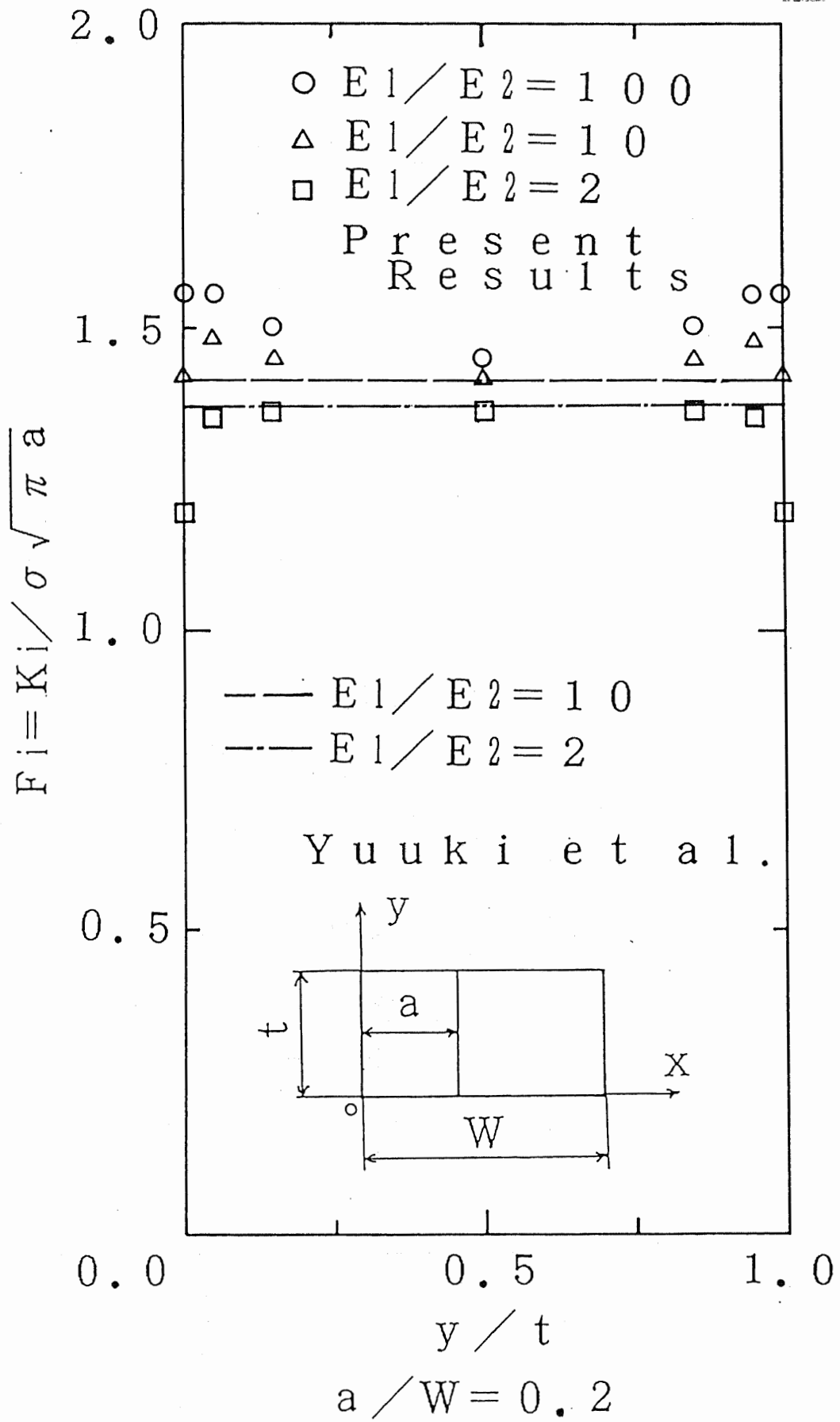


図 7 - 1 8 片側貫通き裂の板厚方向の応力拡大係数

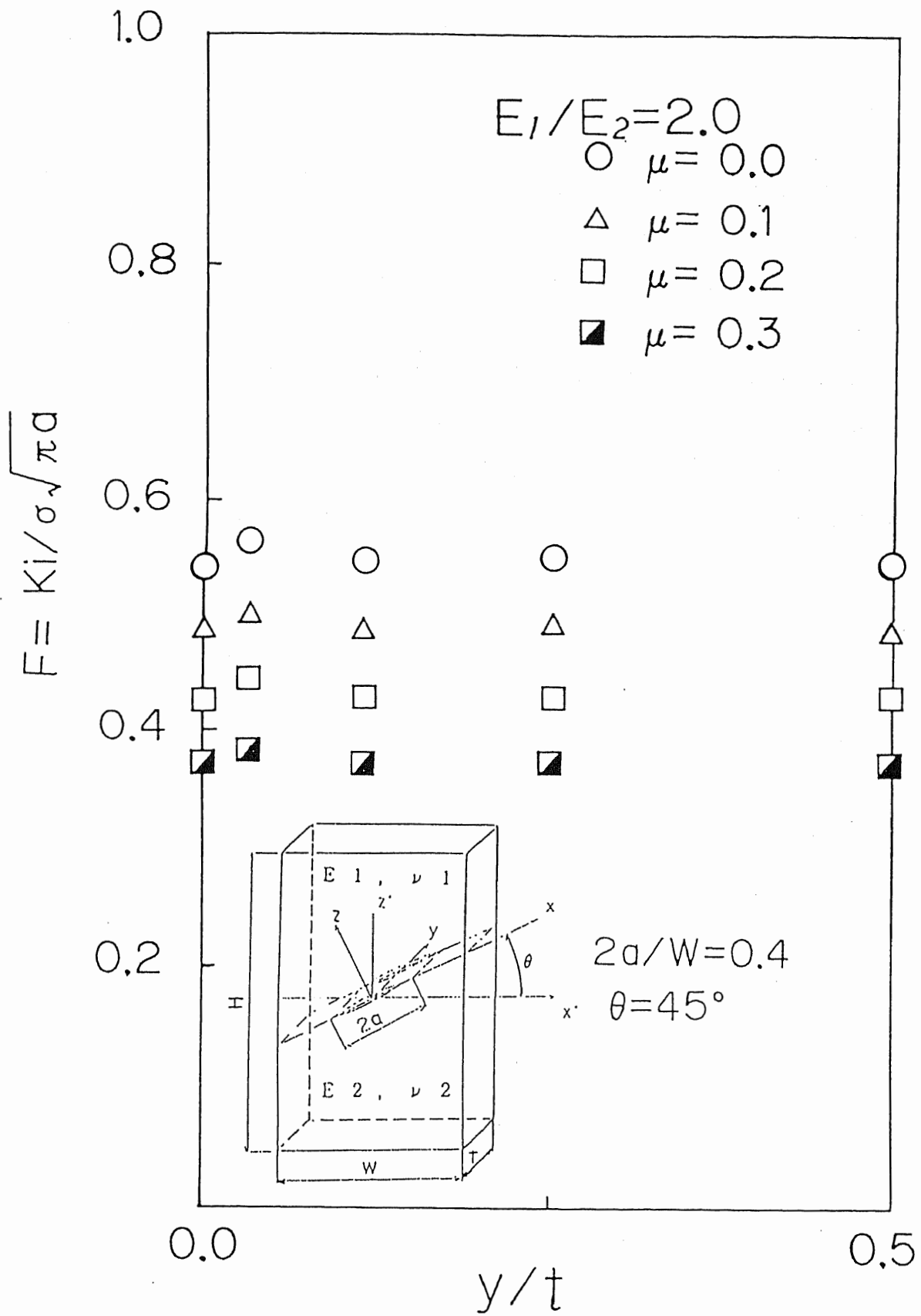


図7-19 圧縮力を受ける斜貫通き裂の応力拡大係数

7. 7 まとめ

線形力学弾性論の範囲内で異種材界面および界面き裂の力学的特性を要約して述べた。これらの特性を基礎にして、有限要素法および境界要素法による界面き裂の3次元解析を行なった。その結果は、平板にある貫通き裂の板厚方向の応力拡大係数の変化は E_1/E_2 に大きく影響されていることが分った。特に E_1/E_2 の大きい場合についてまとめてみると、次のような結論を得られた。中央貫通き裂の板厚中部より表面部の応力拡大係数が大きい。片側貫通き裂について、き裂が短い時、板厚中央部より自由表面部の応力拡大係数が大きく、き裂の成長にしたがって、中央部とほぼ同じようになる。

第 8 章

結 言

本研究は、熱応力が生じる時の金属-FRP接着継手強度を評価することを目的として、初期ひずみ（熱初期ひずみ）を含める応力解析システムの開発、単純重ね合わせ継手などの熱応力解析、継手の常温及び低温強度試験をそれぞれ行ない、継手熱応力分布、常温及び低温の強度評価等について考察した。金属-FRP接着継手の熱疲労強度を研究するため、熱疲労試験機を製作し、熱疲労試験を行ない、熱疲労強度の評価法を検討した。さらに、機械的疲労試験の結果を用いて、熱疲労強度を評価する可能性について考査した。その結論をまとめて、以下に示す。

8.1 金属-FRP接着継手熱応力解析システム

(1) 常温及び低温強度評価に必要な数多くの解析を効率よく行なえるため、さらに熱サイクルあるいは非定常の熱応力を考察するために、熱伝導解析を含めた熱応力解析システムの開発を行なった。本システムはプリ・ポストプロセッサおよびFEMプログラム群より成る。

(2) プリ・ポストプロセッサはパーソナルコンピュータ上で実行される。要素の自動分割、境界条件の入力及び表示、応力分布図と変位図の作図などの機能を有する。これにより計算の労力が大幅に改善された。

(3) プリ・ポストプロセッサとFEMプログラム間のデータ転送はネットワークインタフェースユニットによって行ない、熱伝導解析した温度データをファイルとして熱応力解析プログラムには読み込むことができる。

(4) FEMプログラムは二次元、三次元軸対称、三次元熱応力解析と熱伝導解析より成り、ほぼあらゆる継手形状、あらゆる温度環境（定常、非定常）に対して継手応力解析を行なうことを可能とした。

8. 2 熱応力解析

(1) 金属-FRP単純重ね合わせ継手においては温度変化が起きた時、接着層で熱ひずみが生じ、接着層端部でせん断応力と相当応力の応力集中が生じる。

(2) 単純重ね合わせ継手において、接着剤熱膨張率と剛性、被着材の剛性と熱膨張率の差の継手材料定数の因子の中、接着剤剛性と被着材熱膨張率の差、つぎは被着材の剛性が接着層の熱応力分布に大きな影響を及ぼす。

(3) 接着継手の接着長さや被着材厚さなどの継手寸法の因子の中、被着材厚さが接着層熱応力分布に大きな影響を及ぼす。

(4) T型継手でも単純重ね合わせ継手と同様に接着層端部で熱応力集中を生じる。T型継手は継手形状が左右対称のため両端部における熱応力の絶対値が等しい。

(5) 金属-FRP単純重ね合わせ継手において、FRP材料の三つの主方向の物性すべて違うのもよく使われている。しかし、被着材の板幅方向の熱膨張率の差はほとんどない場合は、二次元の応力解析で実用的に十分である。

(6) 板幅方向の熱膨張率の差が大きい場合は、三次元の応力解析が必要である。

(7) 軸対称の管継手の半径方向と円周方向の熱膨張率の差は継手接着層の熱応力分布に大きな影響を及ぼす。

(8) 軸対称の単純重ね合わせ継手の熱応力集中は同じの板の単純重ね合わせ継手の熱応力集中よりかなり下回る。

8. 3 強度評価

(1) 金属-CFRP単純重ね合わせ継手とT型継手の常温強度試験結果と応力解析結果より、金属-CFRP継手の常温強度も相当応力説で説明でき

る。つまり、

$$\bar{\sigma}_{max} = \sigma_f \quad (8.1)$$

の強度則が適用できる。 $\bar{\sigma}_{max}$ は継手破壊する時の接着層の最大相当応力である。 σ_f は接着系常温の固有値である。

(2) 単純重ね合わせ継手とT型継手の熱応力解析結果、低温強度試験の結果より、金属-CFRP継手と金属-GFRP継手は低温の各温度でも、この温度での固有値 σ_{fT} が存在する。つまり、接着継手の低温破壊強度も次式で評価できる。

$$\bar{\sigma}_{max} = \sigma_{fT} \quad (8.2)$$

(3) この接着系固有の値の σ_{fT} は単純重ね合わせ継手の熱応力解析、低温強度試験を行ない、解析と試験を組合せて簡単に求めることができる。

(4) この σ_{fT} により、熱応力が生じる時の s_f が解析と簡単な材料試験によって、評価できる。

8.4 熱疲労強度評価

金属-CFRP接着継手の熱疲労強度を評価するため、疲労試験機を製作した。非定常熱応力解析により、疲労試験時の継手接着層における熱応力の分布を明らかにし、解析結果に基づいて、アルミ-CFRP接着継手の低温下熱疲労強度試験を行なった。その結果を整理し、以下の結論が得られる。

(1) 金属-FRP接着継手の熱疲労強度を研究するため、金属-CFRP単純重ね合わせ継手を対象とする熱疲労試験機を製作した。この試験機で早い試験速度で熱疲労試験を行なえる。

(2) 正確に接着継手の熱応力を把握するため、接着継手の非定常熱応力解析を行ない、その結果に基づいて金属-CFRP接着継手の熱疲労試験を行なった。

(3) 金属-FRP接着継手は熱サイクルに対して、かなり早い時点から疲労による強度の低下が生じることが分かった。

(4) 金属-FRP接着継手の熱サイクル強度評価に対して、接着層における相当応力の最大振幅値 $\bar{\sigma}_{m..x}$ を用いることによりS-N曲線に相当するデータが得られる。この $\bar{\sigma}_{m..x}$ は数値解析により得られる。

8. 5 機械的疲労試験による熱疲労強度の評価

(1) アルミ-CFRP接着継手の熱疲労強度の評価方法を確立することを目的として、低温環境で行なう機械的疲労試験の強度結果により低温熱疲労強度を評価することを試みた。FEMによる応力解析から熱疲労試験の平均温度においてアルミ-CFRP接着継手に適当な振幅をもつ繰返し荷重をかけると、接着層端部に熱疲労試験時と同じような応力分布が生じることを確認した。

(2) その応力解析に基づいて、熱疲労試験の平均温度を環境温度として両振りの繰返し荷重をかける機械的疲労試験を行なった。その強度結果は熱疲労強度とほぼ一致することが分った。

(3) したがって、このような機械的疲労試験の強度結果に適当な安全係数をかけることによって、熱疲労強度を評価できると考えられる。

(4) 熱疲労試験と比較して、機械的疲労試験の試験時間は極めて短いため、提案した試験方法で有効的に金属-CFRP接着継手の熱疲労強度を評価できる。

8. 6 接合界面き裂の解析

(1) 二次元弾性論で得られた界面き裂先端近傍の応力場を基礎にして、有限要素法および境界要素法による界面き裂の3次元解析を行なった。その結果は、平板にある貫通き裂の板厚方向の応力拡大係数の変化は E_1/E_2 に大きく影響されていることが分った。

(2) 特に E_1/E_2 の大きい場合についてまとめてみると、次のような結論を得られた。中央貫通き裂の板厚中部より表面部の応力拡大係数が大きい。片側貫通き裂について、き裂が短い時、板厚中央部より自由表面部の応力拡大係数が大きく、き裂の成長にしたがって、中央部とほぼ同じようになる。

謝 辞

本論文を作成するにあたっては、多くの方々のご指導、ご助言、ご援助を頂きました。

白鳥正樹教授には指導教官として、終始変わらぬ適切かつ温かいご指導、ご援助を賜りました。特に、教授の激励によりここまで論文をまとめることができました。ここで深く感謝の意を表します。

本論文の審査の労をとって頂くとともに貴重なご意見とご指導を頂いた板垣浩教授、三村宏教授、安藤柱教授、高木純一郎助教授に感謝の意を表します。

本研究の基礎を築かれました森孝男先輩（現NKK株式会社）には直接数々のご指導とご助言を頂くとともに、試験片の製作等にご協力を頂きまして、心から感謝致します。

また、研究を進める上で、下記の皆様にもお世話になりました。白鳥研究室の生方清美氏（現日立製作所）、原田衛氏（現日経BP出版社）、阿野繁氏（現三菱重工業）、箕輪博康氏（現日産自動車）、小川貴弘氏（現アマダ）、桑嶋隆夫氏（現富士総合研究所）、井上浩一氏（現ジャトコ株式会社）、池松健氏、大内健氏（現富士写真）、西嶋章治氏、坂本幹夫氏、NKK（株）の伊藤栄信氏、竹花荘治氏、地主圭吾氏、その他、白鳥研究室の皆様を始め多くの方々にもお世話になりました。

最後に、横浜国立大学で勉強する5年間にわたって私に奨学金を下さるとともに、いつも温かく見守って下さった日本文部省、中国大使館と横浜国立大学の関係の方々に感謝の意を表します。

本論文を終えるにあたり、改めて以上の方々に心から感謝の意を表します。

参考文献 :

第 1 章

- (1.1) 林編、複合材料工学、日科技連(1971)。
- (1.2) 大谷、他 2 名、炭素繊維、近代編集社。
- (1.3) D.C.Hiler, et al., Plast. Design & Eng., (Jan. 1978).
- (1.4) 最新接着技術総覧編集委員会編、最新接着技術総覧、産業技術サービスセンター(昭和59), 591。
- (1.5) 強化プラスチック技術協会編、FRP入門、強化プラスチック技術協会(昭51), 103。
- (1.6) 日本能率協会編、87接着応用技術シンポジウムテキスト、日本能率協会(1987)
- (1.7) 日本接着協会編、接着ハンドブック、日刊工業新聞社。
- (1.8) Volkersen, O., Luftfahrtforschung, 15(1938), 41.
- (1.9) Goland, M., et al., Trans. ASME, 66(1944), A-17.
- (1.10) Lubkin, J.L. and Reissner, C., Trans. ASME, J.Appl. Mech., 24(1957), 255.
- (1.11) Hart-Smith, L.J., NASA CR 112235(1973).
- (1.12) Hart-Smith, L.J., NASA CR 112236(1973).
- (1.13) Hart-Smith, L.J., NASA CR 112237(1973).
- (1.14) Hart-Smith, L.J., NASA CR 112238(1973).
- (1.15) Hart-Smith, L.J., NASA CR 2218(1974).
- (1.16) Ojalvo, I.U. and Eidinnoff, H.L., AIAA J. 16(1978), 204.
- (1.17) Chow, C.L. and Ngan, K.M., J.of Strain Analysis, 15(1980), 97.
- (1.18) Yuceoglu, U. and Updike, D.P., J. of the Engng Mecjanics Division, Feb. (1980), 37.
- (1.19) Delale, F. et al., J.Composite Materials, 15(1981), 249.
- (1.20) Delale, F. and Erdogan F.J., J.Composite Materials, 5(1981), 561.

- (1.21) Ramamurthy, T.S. and Rao, A.K., *Int. J. Mech. Sci.*, 20(1978), 721.
- (1.22) Cornell, R.W., *J. of Applied Mechanics*, 20(1953), 355.
- (1.23) Weitsman, Y. and Harper, B.D., *J. of Applied Mechanics*, 49(1962), 735.
- (1.24) 能野、永弘、日本接着協会誌、15(1979), 215。
- (1.25) 能野、永弘、日本接着協会誌、15(1980), 49。
- (1.26) 能野、永弘、日本接着協会誌、15(1981), 177。
- (1.27) 沢、他2名、機論、52-476, A(1986), 919.
- (1.28) 沢、他3名、機論、52-483, A(1986), 2506.
- (1.29) 沢、小林、機論、53-495, A(1987), 2143.
- (1.30) 沢、他3名、機論、53-485, A(1988), 91.
- (1.31) Nakano, Y. et al., *J. of Adhesion and Adhesives*, 9(1989), 83.
- (1.32) 天摩、他3名、機論、55-514, A(1989), 1347.
- (1.33) Wooley, G.R. and Carrer, D.R., *J. Aircraft*, 8(1971), 817.
- (1.34) Graves, S.R. and Adams, D.F., *J. Comp. Mater.*, 15(1981), 211.
- (1.35) Katano, T.R. and Batterman, S.C., *Int. Adhesion and Adhesives*, 3(1983), 85.
- (1.36) Adams, R.D. and Harris, J.A., *Int. J. Adhesion and Adhesives*, 7(1989), 69.
- (1.37) Khalil, A.A. and Davies, R., *Int. J. Adhesion and Adhesives*, 8(1988), 221.
- (1.38) 松田、山口、日本接着協会誌、15(1979), 277.
- (1.39) 松田、山口、日本接着協会誌、15(1979), 305.
- (1.40) 杉林、他2名、日本接着協会誌、17(1981), 50.
- (1.41) 杉林、他2名、日本接着協会誌、17(1981), 136.
- (1.42) 杉林、池上、日本接着協会誌、18(1982), 102.
- (1.43) 杉林、池上、日本接着協会誌、18(1982), 484.

- (1.44) 杉林、池上、機論, 50-449, C(1984), 17.
- (1.45) 京極、他2名、機論, 51-465, A(1985), 1461.
- (1.46) 杉林、他3名、機論, 52-476, A(1986), 1043.
- (1.47) 松尾、他2名、機論, 52-408, A(1986), 2043.
- (1.48) 竹下、他3名、材料, 37(1988), 1057.
- (1.49) 坂田、精密機械, 47(1981), 302.
- (1.50) 坂田、臼井、機械技術研究所所報, 35(1981), 1.
- (1.51) 白鳥、森、構造工学における数値解析法シンポジウム, 10(1986), 313.
- (1.52) 白鳥、森、機論, 54-498, A(1988), 251.
- (1.53) Amijima, S. et al., 20th JAPAN CONGRESS ON MATERIALS RESEARCH (1977), 275.
- (1.54) Amijima, S. and Fujii, T., Int. J. Adhesion and Adhesives, 7(1987), 199.
- (1.55) Amijima, S. and Fujii, T., Int. J. Adhesion and Adhesives, 9(1989), 155.
- (1.56) 綱島、他3名、日本接着協会誌, 24(1988), 86.
- (1.57) 尾田、名雪、機論, 50-450, A(1984), 242.
- (1.58) 尾田、後地、機論, 52-481, A(1988), 2222.
- (1.59) 西野、他2名、強化プラスチック, 30(1984), 52.
- (1.60) Aivazzadeh, S. et al., ASTM STP 981(1988), 133.
- (1.61) Aivazzadeh, S. and Verchery, G., Int. J. Adhesion and Adhesives, 6(1986), 185.
- (1.62) 西川、原賀、日本接着協会誌, 23(1987), 459.
- (1.63) 西川、原賀、日本接着協会誌, 25(1989), 343.
- (1.64) 白鳥、日本機械学会講習会, No. 900-83(1990). 9.
- (1.65) Bogy, D. B., J. Appl. Mech., 35(1968), 460.
- (1.66) Dundurs, J., J. Appl. Mech., 36(1969), 650-652.
- (1.67) Bogy, D. B., J. Appl. Mech., 38(1971), 377-386.

- (1.68) Bogy, D. B., J. Appl. Mech., 42(1975), 93-98.
- (1.69) Hein and Erdogan, F., Int. J. Frac. Mech., 7(1971), 37.
- (1.70) 石川、柴田、自動車技術会薄板接合強度信頼性専門委員会資料(1991)。
- (1.71) M. L. Williams, Bulletin of the Seismological Society of America, 49(1959), 199-204.
- (1.72) G. C. Sih and J. R. Rice, J. Appl. Mech., 31(1964), 477-482.
- (1.73) F. Erdogan, J. Appl. Mech., 30(1963), 232-236.
- (1.74) G. C. Sih, P. C. Paris, and F. Erdogan, J. Appl. Mech., 29(1962), 306-312.
- (1.75) J. R. Rice and G. C. Sih, J. Appl. Mech., 32(1965), 418-423.
- (1.76) J. R. Rice, J. Appl. Mech., 55(1989), 98-103
- (1.77) M. Comninou, J. Appl. Mech., 44(1977), 631-636.
- (1.78) C. Atkinson, Int. J. Fracture, 18(1982), 161-177.
- (1.79) Sun, C. T. and Jih, C. J., Engng. Frac. Mech., 28(1987), 13.
- (1.80) Crocombe, A. and Adams, R.,
- (1.81) Westmann, R. A., Int. J. Engng Sci., 13(1975), 369.
- (1.82) Ratwani, M. M. and Kan, H. P., Composite Science and Technology, 23(1985), 53.
- (1.83) 結城、機論, 54-505, (1988), 1661.
- (1.84) 結城、Chou、機論, 55-510, (1989), 340.
- (1.85) 池上、日本接着協会誌、14(1978)、104。
- (1.86) 池上、機論、50-457、A(1984)、1557。
- (1.87) 白鳥、森、機論、54-503、A(1988)、1404。
- (1.88) 松本、他2名、日本接着協会誌、24(1978)、295。
- (1.89) 西川、厚賀、日本接着協会誌、22(1986)、244。
- (1.90) 今中、他4名、材料、35(1986)、623。
- (1.91) 今中、他3名、材料、38(1989)、1282。
- (1.92) 今中、他3名、材料、38(1986)、1373。

- (1.93) 河田、福田、日本複合材料学会誌、4(1978)、150。
- (1.94) Kawata, K. nad Fukuda, H., Trans. JSCM, 1(1975), 36.
- (1.95) Kawata, K. nad Fukuda, H., Trans. JSCM, 2(1976), 26.
- (1.96) Kawata, K. nad Fukuda, H., Trans. JSCM, 4(1978), 23.
- (1.97) Groth, H.L., Int. J. Adhesion and Adhesives, 8(1988), 107.
- (1.98) 服部、他3名、機論、54-499、A(1988)、597。
- (1.99) 服部、機論、56-523、A(1990)、618。
- (1.100) Muiville, D.R., J. of Engineering Materials and Technology, 100
(1978), 25
- (1.101) Skies, J.L., VDI-Berichte, Nr. 313(1978), 503.
- (1.102) Sancaktar, E., Padgilwar, S., J. of Mechanics Design, 104(1982),
643.
- (1.103) Ting, R.Y., Cottingham, R.L., 12th National and Technology, 23(1985),
53.
- (1.104) Chung、他3名、機論、54-506、A(1988)、1895。
- (1.105) Chung、他3名、機論、55-517、A(1989)、1964。
- (1.106) 結城、Xu、機論、56-529、A(1990)、1945。

第2章

- (2.1) 白鳥、他3名、機論、56-523、A(1990)、437。
- (2.2) 森、横浜国立大学博士論文(昭和62)、46。
- (2.3) 于、他2名、機論、57-541、A、(1991)、2031。
- (2.4) Zienkiewicz, O.C., The Finite Element Method, 3rd ed., 3, (1977),
450.

第4章

- (4.1) 白鳥、森、機論、54-503、A(1988)、1404。
- (4.2) 白鳥、他3名、機論、56-523、A(1990)、437。

第 5 章

- (5.1) Coffin, L.F. and Wesley, R.P., Trans. ASME, 76(1954), 923.
- (5.2) Coffin, L.F. and Wesley, R.P., Trans. ASME, 76(1954), 931.
- (5.3) 于、他 2 名、機論、57-541、A、(1991)、2031。

第 6 章

- (6.1) 今中、他 4 名、材料、35(1986), 623.
- (6.2) 今中、他 3 名、材料、38(1989), 1282.
- (6.3) 今中、他 3 名、材料、38(1986), 1373.
- (6.4) 于、他 2 名、機論、投稿中。

第 7 章

- (7.1) N.I. Muskhelishvili, Some Basic Problems in the Mathematical Theory of Elasticity, P.Noordhoff Limited Groningen, The Netherlands, 1953.
- (7.2) Bogy, D.B., J. Appl. Mech., 35(1968), 460.
- (7.3) Dundurs, J., J. Appl. Mech., 36(1969), 650-652.
- (7.4) Bogy, D.B., J. Appl. Mech., 38(1971), 377-386.
- (7.5) Bogy, D.B., J. Appl. Mech., 42(1975), 93-98.
- (7.6) M.L. Williams, Bulletin of the Seismological Society of America, 49(1959), 199-204.
- (7.7) G.C. Sih and J.R. Rice, J. Appl. Mech., 31(1964), 477-482.
- (7.8) F. Erdogan, J. Appl. Mech., 30(1963), 232-236.
- (7.9) G.C. Sih, P.C. Paris, and F. Erdogan, J. Appl. Mech., 29(1962), 306-312.
- (7.10) J.R. Rice and G.C. Sih, J. Appl. Mech., 32(1965), 418-423.
- (7.11) J.R. Rice, J. Appl. Mech., 55(1989), 98-103

- (7.12) M. Comninou, J. Appl. Mech., 44(1977), 631-636.
- (7.13) C. Atkinson, Int. J. Fracture, 18(1982), 161-177.
- (7.14) T. Suga and G. Elssner, J. Physique, 46(1985), 657.
- (7.15) A. K. Gautesen and J. Dundurs, J. Appl. Mech., 54(1987), 93.
- (7.16) 市川、機械学会講演論文集、No. 900-14(1990)、72-74.
- (7.17) 矢川、他2名、機論, 45-395, A(昭54), 734。
- (7.18) Besuner, P. B., ASTM STP, 590(1976), 403.
- (7.19) 相沢、矢川、機講論、No. 814-12, (1982), 35.
- (7.20) 白鳥、他2名、機論, 51-467, A(1985), 1828.
- (7.21) Hertz, H., J. F. Math., 92, 156, (1981).
- (7.22) Anderson, T., The Boundry Element Method Applied To Two-Dimensional Contact Problems With Friction, in Boundry Element Methods, Southampton, Brebbia, C. A., (Ed>), CML Publications(1980)
- (7.23) 蔦、山地、機論, 46-412, A(昭55), 1421.
- (7.24) 阿野、横浜国立大学修士論文(平成2年)。
- (7.25) Shiratori, M., et. al, 11th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, 123, (1991).
- (7.26) 小川、横浜国立大学修士論文(平成3年)。
- (7.27) 結城, S. Cho、日本機械学会論文集 A、55-510(1989)、340-347.

発表論文目録

(1) 森、于、竹花、白鳥、金属 - FRP 接着継手の低温強度、機械学会論文集、56-523、A(1990)、437-445。

(2) 于、森、白鳥、金属 - CFRP 接着継手の比定常熱応力解析と熱疲労強度、機械学会論文集、57-541、A(1991)、2030-2035。

(3) 于、森、白鳥、金属 - CFRP 接着継手の熱疲労強度 (第2報; 機械的疲労強度試験による評価)、機論、投稿中

(4) Mori, Yu, Takehana, Shiratori, Low-temperature Strength of Metal-FRP Bonded Joints, JSME International Journal Series I, Vol.34, No.2, 1991.

(5) Mori, Hirase, Ishihara, Kawahara, Katoh, Yu, Shiratori, Strength Estimation of Metal-FRP Bonded Joints and Its Application to a Filament Wound Product, 36th International Society for the Advancement of Material and Process Engineering Symposium/Exhibition, San Diego(1991-4), 806-817.

(6) Shiratori, Yu, Ikematsu, Three-Dimensional BEM Analysis for Mixed Mode Interface Cracks Considering Crack Closure, 11th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, Tokyo(1991-8), 123-128.

(7) Mori, Yu, Shiratori, Strength of Metal-FRP Bonded Joints under Thermal Cycle, 6th International Conference on Mechanical Behavior of Material, Kyoto(1991-8),

(8) Yu, Shiratori, Mori, Evaluation of Strength for Metal-FRP Bonded Joints, 4th Conference of Asian-Pacific Congress on Strength Evaluation (APCS-91), Beijing(1991-10), 632-637.

講演会発表

金属 - FRP 接着継手の 3 次元応力解析、1989、第 27 回接着研究発表会論文集、172

金属 - FRP 接着継手の低温強度、1989、第 27 回接着研究発表会論文集、176

金属 - FRP 接着継手の強度、1989、第 57 回破壊力学部門委員会講演会論文集、25

金属 - FRP 接着継手の熱疲労強度試験に関する研究、1989、第 67 期通常総会講演会、252

金属 - FRP 接着継手の低温強度、1989、第 67 期全国大会講演会、40

異種材接着継手の非定常熱応力解析、1990、第 3 回計算力学講演会、101

接触を考慮した界面き裂の 3 次元解析、1990、第 3 回計算力学講演会、103

金属 - FRP 接着継手の低温熱疲労強度試験、1990 第 28 回日本接着学会年次大会講演会、161

界面き裂を有する接着継手の 3 次元解析、1991、第 69 期全国大会講演会、64

界面き裂を有する接着継手の 3 次元解析、1991、第 4 回計算力学講演会、239

その他：

解説：金属 - FRP 接着継手の熱疲労強度について、日本工業出版株式会社、配管技術平成 4 年 2 月号に掲載予定。