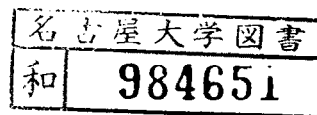


スカーフ継手およびバット継手の
接着強度に関する研究

昭和61年10月



鈴木靖昭

目 次

第 1 章 緒 論	1
1.1 まえがき	1
1.2 接着継手の応力解析に関する従来の研究とその問題点	2
1.2.1 シングルラップ継手	3
1.2.2 スカーフ継手	3
1.2.3 バット継手	4
1.2.4 従来 of 応力解析の研究における問題点	5
1.3 継手の破壊条件に関する従来の研究とその問題点	6
1.3.1 シングルラップ継手	6
1.3.2 スカーフ継手	6
1.3.3 バット継手	7
1.3.4 従来 of 破壊条件の研究における問題点	8
1.4 本論文の目的	9
1.5 各章の概要	9
記 号	12
第 2 章 二次元近似応力解析および破壊条件	17
2.1 まえがき	17
2.2 接着強度の計算値	17
2.2.1 接着層内の応力分布	17
2.2.2 接着強度とスカーフ角との理論的關係	21
2.3 実験方法	22
2.3.1 接着剤の縦弾性係数およびポアソン比の測定	22
2.3.2 接着剤の硬化による収縮ひずみの測定	22
2.3.3 接着強度の測定	25
2.4 結果および考察	27
2.4.1 接着剤の縦弾性係数およびポアソン比	27
2.4.2 接着剤の硬化による平均収縮ひずみ	28
2.4.3 接着層内の応力分布の計算結果	29

2・4・4	接着層の破壊状態	3 2
2・4・5	接着強度の計算値と実験値との比較	3 2
2・5	むすび	3 4
第3章	二次元有限要素解析(その1, 引張応力および接着層収縮応力)	3 5
3・1	まえがき	3 5
3・2	有限要素解析方法	3 6
3・3	継手に均一引張応力分布を与えるスカーフ角の推定	3 9
3・4	引張応力解析結果および考察	4 2
3・4・1	各スカーフ角における接着層内の応力分布	4 2
3・4・2	接着層自由端付近における応力分布の相似性について	4 7
3・4・3	接着層中央部の一定応力域における応力値について	4 7
3・4・4	剛体のスカーフ継手の接着層に均一応力分布を与える スカーフ角について	4 9
3・4・5	最大主応力 σ_1 および八面体せん断応力 τ_{oct} の分布	4 9
3・4・6	節点変位図および主応力方向図	5 3
3・4・7	ぜい性接着層の破壊経過	5 6
3・4・8	接着剤のポアソン比および縦弾性係数と応力分布との 関係	5 7
3・5	接着層収縮応力解析結果および考察	5 9
3・6	むすび	6 4
第4章	二次元有限要素解析(その2, 曲げ応力)	6 6
4・1	まえがき	6 6
4・2	有限要素解析方法	6 6
4・3	曲げ応力解析結果および考察	6 9
4・3・1	接着層境界における応力分布	6 9
4・3・2	接着層自由端近傍における応力分布の相似性	7 2
4・3・3	曲げによる継手の変形	7 5
4・3・4	光弾性解析結果との比較	7 7
4・4	むすび	7 8

第5章	引張りを受ける継手の三次元有限要素解析	79
5.1	まえがき	79
5.2	有限要素解析方法	79
5.3	応力解析結果および考察	82
5.3.1	三次元解析結果と二次元解析結果との比較	82
5.3.2	接着層の自由端近傍における応力分布の相似性	87
5.3.3	接着層における幅方向の応力分布	89
5.3.4	接着層中央部の一定応力域における応力値	89
5.3.5	接着層における最大応力	91
5.3.6	継手における長手方向の応力分布	91
5.3.7	バット継手における接着層のみかけの縦弾性係数	93
5.4	光弾性解析結果との比較	94
5.5	バット継手についての厳密解との比較	95
5.6	むすび	97
第6章	継手の引張接着強度(その1, 接着層表面の有効厚さ)	99
6.1	まえがき	99
6.2	実験方法	100
6.2.1	接着剤	100
6.2.2	接着継手	100
6.3	実験結果	100
6.3.1	スカーフ継手の引張接着強度	100
6.3.2	バット継手の引張接着強度	100
6.4	三次元応力解析	102
6.4.1	解析方法	102
6.4.2	応力解析結果	103
6.5	実験結果の検討	108
6.5.1	接着層表面に対する有効厚さの適用	108
6.5.2	スカーフ継手の接着強度	110
6.5.3	バット継手の接着強度	110
6.5.4	接着層の破面の観察	111
6.6	むすび	114

第7章	継手の引張接着強度(その2, 継手の破壊条件)	1 1 5
7.1	まえがき	1 1 5
7.2	実験方法	1 1 5
7.2.1	接着剤	1 1 5
7.2.2	接着継手	1 1 6
7.3	実験結果	1 1 6
7.3.1	接着剤の力学的性質	1 1 6
7.3.2	引張接着強度	1 1 7
7.4	三次元応力解析	1 1 9
7.5	実験結果の検討	1 2 5
7.5.1	継手の破壊条件	1 2 5
7.5.2	接着層の強度と接着剤のバルク強度との比較	1 2 8
7.5.3	接着層の破面の観察	1 2 9
7.6	むすび	1 3 4
第8章	継手の引張接着強度(その3, 接着層の寸法効果)	1 3 5
8.1	まえがき	1 3 5
8.2	実験方法	1 3 5
8.3	実験結果	1 3 6
8.4	応力解析	1 3 8
8.5	実験結果の検討	1 4 1
8.5.1	継手の破壊条件	1 4 1
8.5.2	接着層の破面の観察	1 4 2
8.6	むすび	1 4 5
第9章	結 論	1 4 6
	謝 辞	1 5 1
	参考文献	1 5 2

第1章 緒 論

1.1 まえがき

接着の歴史は非常に古く、イラクのハッサニーで発掘された7000年前の壺の割れの修理にはすでに瀝青（アスファルト）が使用されており[1]，それが接着剤として最古のものと考えられる。またアスファルトは，5000年以上も前にナイル河とインダス河との間の地域で建物や船舶の建造の際に接着や防水のために使用されており[2]，わが国においてもアスファルトで柄を接着した縄文時代の石斧が東北地方で出土している[1]。さらに古代エジプトでは，すでに紀元前3000年には木材や象眼の接着接合に[2]，また紀元前1500年には合板の製造に[3，4]，膠が接着剤として使用されていた。以来，植物性樹脂のガム，レジン（松やに），うるし，虫の分泌物からとれる動物性樹脂のシェラック，さらにはでんぶん糊，ふのり，飯粒をつぶした続飯（そくい）などの天然高分子物質が，建具，家具，日用品の接着剤として，実生活または手工業の中に用いられてきた。

20世紀に入ってからのは，膠，耐水性カゼイン（大豆タンパク）などの天然高分子のほか，フェノール樹脂，尿素樹脂などの合成樹脂が発明されるとともに，これらが接着剤として近代的工業にも利用されるようになった[4]。しかし，接着が構造物に応用されたのは比較的新しく，約45年前の1941年に De Havilland Hornet 戦闘機の木製主翼と軽合金型材との接合に利用されたのが最初である[5，6]。その接着剤としては，ポリビニルホルマール-フェノール樹脂系の Redux(Ciba社) が用いられた[6]。その後，高分子化学の発展とともに高性能接着剤が開発され，現在では航空機や宇宙ロケットの主要構造には接着金属構造が必ず用いられている。

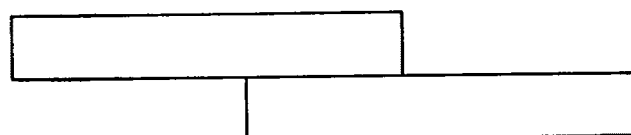
最近では機械，電気機器，車両，自動車などの諸工業および土木，建築などの領域においても次第に構造接着の応用が拡大しつつあるが，航空宇宙機器の分野以外では接着構造がまだ十分に普遍化していない。その理由は，根本的には接着が界面現象であり，その界面が多くの変数の影響をうけて非常に複雑な物性をもつことになるため，まだ理論的に十分解明されていないからである。そのため航空宇宙機器産業においては接着強度の十分な信頼性を確保するため，巨大なオートクレーブを使用し，徹底した品質管理のもとで接着作業が進められているが，他の分野ではコストなどの点でそれほどの設備と品質管理が望めないことが普遍化を妨げている。しかし最近では，油面接着可能なかなり性能のすぐれた

吸油性接着剤や比較的高性能の室温硬化型の接着剤が開発されるなど、品質管理は次第に簡易化される傾向がみられる。またボルト、リベット、および溶接継手に代って接着継手が採用されるためには、継手部の構造が接着に適応したものでなければならない[6]。しかるに、接着構造の設計に必要な接着継手の破壊強度規準、疲労強度、および耐久性などに対する基礎的な研究結果の蓄積がまだ十分ではなく、このことも接着構造が普遍化されない原因の一つであると考えられる。

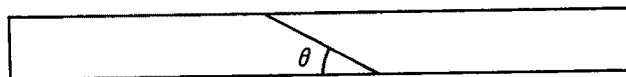
最近、車両工業においては、高速化、省資源、省エネルギー化を達成するために軽量化が要求されるようになったことと省力化への要請から、主構造に接着構造を採用する必要性が次第に高まってきた。そこで、本論文は接着継手の破壊強度規準の確立を目的として、スカーフ接着継手およびバット接着継手に関し、精密な応力解析および力学的性質の異なる数種類の接着剤による系統的な接着強度の測定を行って、破壊条件について検討を加えようとするものである。

1.2 接着継手の応力解析に関する従来の研究とその問題点

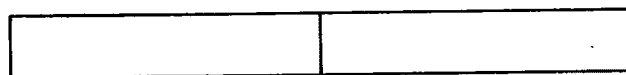
接着継手は、単純な形状のものとしては図1.1のように、(a) シングルラップ継手、(b) スカーフ継手、および(c) バット継手の3種類に分類できる。以下にそれらの継手の応力解析に関する従来の研究について概観し、問題点を指摘する。



(a) シングルラップ継手



(b) スカーフ継手



(c) バット継手

図1.1 基本的な接着継手

1・2・1 シングルラップ継手

この継手は接着が最も簡単で、強度も実用上十分得られることから、古くから用いられており、応力解析に関する研究も非常に多い。この継手の場合は、被着材の伸びの差により、被着材端にかなり大きな応力集中が生じるのが特徴である。微分方程式による解析で最初のもは、Volkersen [7]の解析である。そこでは、接着剤についてはせん断変形のみが考えられているが、Goland-Reissner [8]は Volkersen の解析に加えて、被着材の曲げおよび接着剤の引張応力を考慮して4階の微分方程式を解いて解析を行っている。Hart-Smith [9]は基本的には Volkersen の解析をもとにし、拡張した手法により弾塑性解析を行っている。また能野・永弘は Goland-Reissner の解をさらに拡張し、接着剤の応力-ひずみ関係が非線形の場合 [10]、接着剤が粘弾性体の場合 [11]、および継手の荷重軸方向と幅方向の二次元応力分布 [12]について解析している。

光弾性実験による解析には、Mylonas [13]、辻・島田 [14]、および Cooperら [15]による研究などが挙げられる。さらに宮入ら [16]は、GFRP 継手の被着材の応力分布をモアレ法およびひずみゲージ法を用いて求めている。

また最近は有限要素法による解析もかなり多く行われており、被着材を剛体とした Harrison ら [17]の解析、接着剤および被着材とも弾性体とした Adams ら [18]、杉林・池上 [19]、Amijima ら [20]、および Cooper ら [15]の研究などがある。Amijima らの研究においては、継手の厚さ方向には応力が一様として、被着材および接着層における継手の幅方向と長手方向の二次元応力分布が求められており、Cooperらの研究においては、応力集中の大きな被着材と接着層との界面付近の被着材端近傍における応力が詳細に解析され、Goland-Reissner [8]の解と比較されている。さらに尾田ら [21]の研究においては、接着層はせん断力のみを伝える等価ばねとみなし、継手の幅方向と長手方向の二次元の応力解析が行われている。

1・2・2 スカーフ継手

図1.1 (b)のスカーフ継手は、スカーフ角 θ が小さい場合は (a) のシングルラップ継手に相当し、 $\theta = 90^\circ$ の場合は (c) のバット継手に一致するもので、 θ の変化により接着層中の平均垂直応力とせん断応力の比率を任意に変えることができるため、組合せ応力下の接着層の挙動の研究には非常に便利である。この継手は被着材の機械加工がむずかしいた

め，ラップ継手ほどには一般に用いられないが，合板の接合にはよく用いられ，航空機，船舶などにおけるCFRPなどの複合材料と金属との接合[131]などにも使用される。

応力解析の研究もラップ継手ほど多くはみられず，解析的な研究では引張りを受ける継手についてのLubkin[22]の解析，およびWahによる引張り[23]および純曲げ[24]を受ける継手の解析がある。ただしLubkinの解析では接着層において応力が一様として扱われ，またWahの解はスカーフ角 θ が比較的大きな場合のものであり，しかも用いている応力関数の形が不適当なためか，少し疑問のある結果が得られている。またErdoganら[25]の解析解および永弘・能野[26]による引張りおよび曲げ荷重下のスカーフ角 θ が小さい継手の解析においては，接着層の厚さ方向には応力が一様とされており，十分な精度が得られていない。Hart-Smith[27]は基本的にはVolkersen[7]の解析に基づき，これを拡張して異種被着材の継手に対する弾塑性解析を行っている。

光弾性実験による解析には，引張りおよび曲げ荷重下の応力分布に関する辻・島田[28]の研究があるが，モデルの接着層の厚さに対する長さの比（アスペクト比）は比較的小さく，8以下である。

また有限要素法による解析には，Barker[29]の研究，Adamsら[30]の円筒継手の研究があるが，いずれも接着層の厚さ方向の要素分割は1列のみとされており，十分な精度の解が得られていない。また松田・山口[31, 32]の解析においては，スカーフ角および被着材（異種）と接着剤の縦弾性係数の比が，二次元応力分布におよぼす影響について検討しており，接着層の厚さ方向にも要素分割がなされているが，分割が比較的粗いため，必ずしも十分な精度が出ていない。

1.2.3 バット継手

図1.1(c)のバット継手については，解析解として被着材が剛体の場合の小畠・井上[33]の解，および斎藤[34]の厳密解があるが，前者においては比較的簡単なAiryの応力関数が用いられているため，自由端近傍における応力集中係数が後者よりも小さな値が得られている。また，後者によって接着層のアスペクト比が10より大きい場合の解を精度よく得るためには，級数を200項以上とる必要があり，数値計算にはかなりの時間を要する。さらに，沢ら[35]はAiryの応力関数を用いて，被着材および接着層を弾性体とした場合の二次元応力の厳密解を，仲野・沢[50]はT形バット継手に関し同様の二次元応力の

厳密解を、それぞれ得ている。また、接着層の塑性変形が十分進んだ後の応力解析が、増岡・中尾[60]により行われている。

軸対称の継手については、Lindseyら[132]が中実剛体円柱を被着材とした継手に対して接着層の厚さ方向に平均化された応力分布を Bessel 関数を用いて求めており、杉林・池上ら[36]および坂田ら[37]はそれを発展させて、剛体円筒継手の解析に応用している。田中ら[38]は Bessel 関数を用い、剛体円筒継手の三次元応力解析を行っている。また仲野・沢[53]は、ねじり荷重を受ける中空伝達軸のバット継手に関し、被着材および接着層とも弾性体の場合の応力解析を、Bessel 関数を用いた三次元弾性論により行っている。

光弾性実験による解析には、Mylonas [13]、辻・島田[28]および辻[39]による研究があるが、いずれも接着層のアスペクト比は10以下である。

一方、有限要素法による解析には、被着材を剛体とした Harrisonら[17]の解析があり、アスペクト比が10~100の接着層における応力分布およびその相似性が示されている。Alwarら[40]および永弘・能野ら[41]は円柱継手の解析を行っており、接着層のアスペクト比は前者においては10~20であるが、後者においては16~160である。また Adamsら[42]は引張りおよびねじり荷重下の円筒継手について、接着層のアスペクト比が10~100の場合の解析を行っている。さらに杉林・池上ら[36]の円筒継手の報告においては、アスペクト比が2~1000の広範囲にわたるモデルについて解析が行われている。

以上はほとんどが引張荷重下の応力解析であるが、接着層が収縮した場合の残留応力の解析には、応力関数を用いた小島・井上[63]の二次元解析および光弾性解析、Harrisonら[17]および岸本ら[80]の二次元有限要素解析がある。それらの報告においては、いずれも接着層のアスペクト比は小さく、光弾性解析の場合を除いて、被着材は剛体である。岸本ら[80]の解析においては圧縮荷重の問題に変換されている。また宮崎ら[76]は、接着層の厚さ方向には応力が一様として、収縮応力の弾塑性解析を行っている。

1.2.4 従来の応力解析の研究における問題点

以上の研究においては、軸対称の継手以外は一次元解析あるいは二次元平面応力または平面ひずみ状態における解析がなされているが、その結果が一般に用いられる板状あるいは角柱状の継手または試験片に対して、どのような条件のもとで適用し得るのかについて明らかにされていない。その点を明確にするためには、三次元応力解析を行って二次元解

析結果と比較検討する必要がある。また二次元解析においては、接着層のアスペクト比が比較的小さい10以下の場合についての解析が多く、その結果がアスペクト比が100以上である通常の継手または試験片に対して、どのような形で応用できるかという点が十分明らかにされていない。さらには、接着層の一定応力域における応力値のもつ力学的意味が必ずしも明確にされていない。以上のように従来の研究においては種々の問題点がある。

1.3 継手の破壊条件に関する従来の研究とその問題点

1.3.1 シングルラップ継手

シングルラップ継手においては、引張せん断接着強度がラップ長さの増加とともに減少し、それが被着材先端の応力集中によるものであることは古くから知られており、この問題について研究がなされてきた。de Bruyne[43]は、他の要因が同じで継手係数(joint factor) $\sqrt{s/l}$ (s : 被着材厚さ, l : ラップ長さ)が同一ならば、平均引張せん断接着強度がほぼ等しくなることをはじめて示した。シングルラップ継手の破壊条件の研究としては杉林・池上らによる系統的な研究[19, 44-46]があり、被着材および接着層については von Mises の条件、接着界面の接着強度については実験式により、それぞれ強度規準を定式化して継手の強度予測を行っている。山口ら[47]は、シングルラップ継手を含む各種ラップ継手、スカーフ継手、およびバット継手の接着強度について系統的な実験を行い、せん断接着強度を測定するために適した継手について検討した。また網島・藤井ら[48]は曲げを受ける継手の接着強度におよぼすラップ長の影響などについて検討を行っている。

ラップ継手の接着層では被着材端においてかなり大きな応力集中がみられ、応力が一様ではない。したがって、接着剤がどのような条件のもとで破壊または降伏するかという接着剤自体の基本的な破壊条件を調べるためには、ラップ継手は必ずしも理想的ではない。そのため、杉林ら[19, 44-46]は前述の接着界面の接着強度の定式化の際には、円筒のバット継手の組合せ荷重試験による実験値[36, 44]を用いている。

1.3.2 スカーフ継手

スカーフ継手の破壊条件の研究には、古くは Lubkin[22]の研究がある。Lubkin はスカーフ角 θ が $15^\circ \sim 90^\circ$ の継手を用いて、3種類の接着剤についての破壊条件の検討を行い、いずれも最大主応力条件に従うという結論を得ている。また Bascomら[49][133]

は、エポキシ系接着剤による $\theta = 30^\circ \sim 60^\circ$ のスカーフ継手の混合モード下の破壊じん性 $Q_{(1,11)c}$ を実験により測定し、接着層内でのクラックの発生および進展について論じている。山口・天野 [51] は、円柱スカーフ継手に引張り、曲げ、およびねじり荷重を加えた時の接着強度を測定し、検討を行っている。さらに堀岡 [52] は、木材を被着材とするスカーフ継手の破壊条件について検討を加え、 $\theta = 45^\circ$ 付近で延性破壊からぜい性破壊へ遷移するという結果を得ている。

1.3.3 バット継手

Lewis ら [111] は、引張接着強度におよぼすエポキシ系接着剤の力学的性質の影響を検討し、接着層の縦弾性係数を E 、ひずみエネルギーを U とすれば、引張接着強度は $(EU)^{1/2}$ に比例するという結論を得ている。また Adams ら [54] は、ぜい性および延性接着剤を用いた円筒継手に引張りおよび圧縮荷重を加えて、接着強度および荷重-ひずみ挙動を調べているが、破壊条件については十分な結論を得ていない。Engasser ら [55] および Peretz ら [56] は、円筒継手に引張・圧縮とねじりの組合せ負荷により破壊応力を調べており、引張応力がある一定値以上では、せん断応力主体の破壊から引張応力による破壊へ遷移するという結果を得ているが、基準応力が明確にされていない。また杉林・池上ら [44, 57] も、Engasser らおよび Peretz らと同様に、円筒継手について実験を行って同じような結論を得ており、それを界面の接着強度規準として定式化し、ラップ継手の強度の予測に用いている。[19, 44-46]。さらに池上ら [58] は、円筒継手に引張りおよびねじり荷重を加えて得られた接着強度に対し、線形破壊力学による検討を行った結果、接着界面にき裂のある場合の接着強度はほぼ定量的に、また、き裂のない場合の強度は定性的に把握できることを示している。

一方、能野・永弘 [59] は、角柱継手の曲げ試験によって求めた接着層の応力-ひずみ関係が、応力テンソルの一次不変量と偏差応力テンソルの二次の不変量からなる降伏条件を塑性ポテンシャルとする弾塑性有限要素解析から得られた応力-ひずみ関係と、よく一致することを示した。また増岡・中尾 [60] は、凝集破壊をする角柱継手に関して引張接着強度を測定するとともに、塑性変形が十分進んだ接着層の応力平衡から応力分布を求め、von Mises あるいは Tresca の降伏条件を採用して引張接着強度と接着層厚さとの関係を理論的に導き、それが実験値とよく一致することを示している。

1・3・4 従来の破壊条件の研究における問題点

接着層を厚さの非常に薄い高分子材料とみなし，その三軸応力下の変形特性および破壊条件を調べるためには，まず基本的には接着層が垂直応力とせん断応力の組合せ応力状態におかれ，かつその大部分の領域で一定応力となる条件のもとで試験を行う必要がある。その目的のためには，薄肉円筒のバット継手に引張・圧縮とねじりの組合せ負荷を加える方法と，スカーフ継手の引張りおよび圧縮試験による方法が最も適している。

1・3・3項で述べた Adamsら [54]，Engasserら [55]，および Peretzら [56] の円筒バット継手の研究においては，いずれも接着層の破壊条件が定式化されておらず，杉林・池上ら [19, 44-46] の研究においては界面の接着強度は実験に基づいて定式化されているが，接着剤自体の破壊条件については実験に基づいた定式化がなされていない。

またスカーフ継手に関して Lubkin [22] は，接着層においては応力が一様の平面応力状態にあると仮定し，ポリビニルホルマールフェノール樹脂系接着剤 (Ciba 社 Redux)，エポキシ樹脂系接着剤 (Ciba 社 Araldite)，およびニトリルゴムフェノール樹脂系接着剤 (Good-year 社 Pliobond) を用いたスカーフ継手 ($\theta = 15^\circ \sim 90^\circ$) の破壊が，いずれも最大主応力条件に従うという結論を出している。しかし接着剤に比べて縦弾性係数の大きな金属を被着材とする場合には，接着層は平面ひずみ状態にある可能性が大きく，また上記の3種類の接着剤は一般的には延性（弾塑性）を示すものと考えられること，接着強度の実験値はすべて他の文献による値を用いていること，さらに強度予測値の計算には接着剤自体の引張強度として三軸応力状態にあるバット継手の引張接着強度を用いていることなどの点で，Lubkin の結論には問題がある。

また従来の研究では，接着剤の力学的性質を系統的に変え，接着剤の応力-ひずみ関係と継手の接着層の変形特性とを比較検討して，継手の破壊条件を調べた例はほとんど見られない。さらに，破壊条件を接着層破面のフラクトグラフィー的観点から検討した報告は，ほとんど見当たらない。

以上に述べたように接着継手の破壊条件についての従来の研究では，種々の問題点が指摘される。

1.4 本論文の目的

本論文は代表的な接着継手であるスカーフ継手およびバット継手を採り上げ、被着材および接着層における応力分布、接着層の変形特性などを詳細に検討し、これに基づいて継手の破壊条件を明確にすることが目的である。そのためには、1.2.4項および1.3.4項にあげた問題点を解決することが必要であり、具体的には次の(1)~(4)の課題について研究を進める。

(1) 引張荷重下における鋼のスカーフ継手およびバット継手について、二次元弾性論に基づいた近似的な応力解析を行うとともに、二次元および三次元弾性有限要素法を用いて応力および変形の精密な数値解析を行う。

(2) (1)とは別に、鋼のスカーフおよびバット継手において、エポキシ樹脂からなる接着層が収縮した場合、および継手に曲げモーメントが加わった場合について、継手の変形特性および応力分布を二次元弾性有限要素法により解析する。

(3) ぜい性および延性エポキシ系接着剤を用いて、数種類のスカーフ角を有する鋼のスカーフ継手およびバット継手を製作し、これらの継手に対する引張荷重-ひずみ線図を求めるとともに、引張接着強度の測定を行い、(1)の応力解析結果を用いて継手の破壊条件を明らかにする。

(4) 接着層の破面を走査形電子顕微鏡 (SEM)により精細に観察し、破壊開始の箇所および破壊形態が(3)の破壊条件から予測されるものと一致するか否かについて確かめる。

1.5 各章の概要

本論文は9章から成り、第1章は緒論であって、接着継手の強度に関する従来の研究を展望し、本研究の目的、概論などについて述べている。

第2章[61]では、引張荷重を受けるスカーフおよびバット継手 ($\theta = 15^\circ \sim 90^\circ$) の接着層における二次元応力分布について、接着剤の収縮にともなう残留応力を考慮して近似的に解析するとともに、ぜい性接着剤の硬化収縮応力、ぜい性接着剤を用いた継手の伸びおよび引張接着強度などを測定し、破壊条件の検討を行う。

第3章[73-75]では、スカーフ角の異なる継手 ($\theta = 15^\circ \sim 90^\circ$) が引張り荷重を受ける場合、および接着剤が硬化する場合または温度降下などにより接着層が収縮する場合について、継手部分の応力を二次元弾性有限要素法によって解析し、スカーフ角および接着層のアスペクト比が応力分布におよぼす影響、接着層自由端近傍における応力分布の相似

性，引張り荷重下で継手全体に均一応力分布を与えるスカーフ角の導出，継手の変形，ぜい性接着層におけるクラックの発生および進展過程，引張応力分布に及ぼす接着剤の縦弾性係数およびポアソン比の影響などについて検討する。

第4章[74, 75]では前章と同様の継手($\theta = 15^\circ \sim 90^\circ$)に曲げモーメント(純曲げ)が加えられる場合について，継手部分の二次元弾性応力を有限要素法によって解析し，スカーフ角および接着層のアスペクト比が応力分布に与える影響，接着層の自由端近傍における応力分布の相似性などについて検討を加え，光弾性実験結果[28]と比較検討する。

第5章[82, 83]では，引張りを受ける継手($\theta = 15^\circ \sim 90^\circ$)の応力について，三次元弾性有限要素解析を行い，二次元有限要素解析結果と比較検討し，被着材および接着層における応力状態を明確にする。また，スカーフ角，接着層のアスペクト比などが応力分布に及ぼす影響，接着層の自由端近傍における応力分布の相似性などについて検討を加え，光弾性実験結果[28]およびバット継手に関する厳密解[34]との比較を行う。

第6章[88, 89]では，ぜい性接着剤を用いたバット継手に対して，接着層厚さを数種類(0.1~5.0mm)に変えて継手の伸びおよび引張接着強度の測定を行う。次にスカーフおよびバット継手の接着層の自由端近傍における応力に対して三次元有限要素解析を詳しく行い，接着層の自由表面に対し有効厚さの概念を適用してスカーフ角および接着層厚さと接着強度との理論的關係を導く。さらに本実験値および第2章の実験値と比較して継手の破壊条件を検討するとともに，接着層破面を光学顕微鏡およびSEMにより観察し，フラクトグラフィー的な検討を加える。

第7章[101, 102]では，ぜい性エポキシ系接着剤および2種類の延性エポキシ系接着剤を用いたスカーフおよびバット継手($\theta = 15^\circ \sim 90^\circ$)について，伸びおよび引張接着強度を測定し，第6章と同様にしてスカーフ角と接着強度との理論的關係を導き，実験値と比較してスカーフ角および接着剤の力学的性質と継手の破壊条件および変形特性との関係について検討する。また接着層破面を光学顕微鏡およびSEMによって観察し，フラクトグラフィー的に検討を行う。

第8章[116]では，ぜい性および延性接着剤(第7章の2種類のうちの1種類)を用いて接着層厚さを0.05~5.0mmの範囲で変え，スカーフ継手($\theta = 30^\circ$)およびバット継手($\theta = 90^\circ$)に対して引張接着強度を測定するとともに，継手の三次元有限要素解析を行い，第6章および第7章と同じ方法により接着強度の計算値を求めて実験値と比較し，継手の

破壊条件について検討する。また接着層破面を光学顕微鏡により観察し、フラクトグラフィー的な検討を加える。

最後の第9章は結論であり、各章で得られた結果を総括するとともに、今後の研究課題について概要を述べる。

記号

本論文で用いる主な記号は次のとおりである。

- A : 破壊条件式における係数 [式(6.3)参照]
- a : 第3章では板状材料の斜面の長さ(図3.6参照), 第5章では弾性平板の幅の1/2
(図5.17参照)
- A_n ($n = 0, 1, 2, \dots$): 応力の解析解における級数の係数 [式(5.6)参照]
- a'_1, a'_2 : 板状材料1および2の引張りによる変形後の斜面の長さ(図3.6参照)
- b : 継手の幅(図2.1および図5.1参照), ただし5・5節においては弾性平板の高さの
1/2
- B_s ($s = 0, 1, 2, \dots$): 応力の解析解における級数の係数 [式(5.6)参照]
- E, E_a : 被着材の鋼およびエポキシ系接着剤の縦弾性係数
- E_a : 接着材のみかけの縦弾性係数
- E_1, E_2 : 第2章ではバイメタル試験片を構成する素材片1および2の縦弾性係数(図2.2
参照), 第3章では異種被着材スカーフ継手の被着材1および2の縦弾性係数(図3.5-3.7参照)
- F : 引張力(図2.1参照)
- $F_1(s, n), F_2(s, n), F_3(s, n)$: 応力の解析解の一部 [式(2.4) - (2.9)参照]
- G_a : 接着層のせん断弾性係数
- H : バイメタル試験片の厚さ(= $h_1 + h_2$, 図2.2参照)
- h, h_0 : 接着層の厚さおよびその1/2の厚さ
- h_s : 接着強度計算値の算出における基準の接着層厚さ
- I_1, I_2 : バイメタル試験片の中立軸に関する素材1および2の断面二次モーメント [式(2.25)参照]
- K : 接着層における応力集中係数 [式(3.9)参照]
- k : アスペクト比拡大率, すなわち継手の有限要素解析の標準のモデルにおける接着層の l/h に対する他のモデルの l/h の倍率(図3.1, 図3.2, 図4.1, 図4.2, 図5.1, および図5.2参照)
- $K\sigma_1, K\sigma_{eq}, K\tau_{oct}$: 接着層における最大主応力 σ_1 , von Misesの相当応力 σ_{eq} , および八

面体せん断応力 τ_{oct} に関する応力集中係数 [式(3.9),式(5.2) 参照]

l, l_0 : 接着層の長さおよびその1/2の長さ

M : 第2章ではバイメタル試験片の断面の曲げ応力が中立軸に関して持つモーメントの総和 [式(2.25) 参照], 第4章では継手端面に作用する節点力による曲げモーメント [式(4.1) 参照]

m : Weibullの強度の式における材料定数 [式(6.1) 参照]

M_c : バイメタル試験片に作用する軸力 P_1 および P_2 による偶力のモーメント [式(2.23) 参照]

n : 接着層内における接着面に垂直な座標 (図3.4 参照), ただし, 4.3.4項および5.4節の光弾性実験においては接着層内におけるしま次数, 6.3節においては Weibullの強度の式における試験片内のクラックの総数 [式(6.1) 参照]

n_0 : 光弾性実験における継手の材質が一樣な場合のしま次数

P : 第2章ではバイメタル試験片の素材片1および2の断面に作用する軸力 [$P = P_1 = P_2$, 式(2.22) 参照], 第5章では弾性平板に対する圧縮荷重 (図5.17 参照)

P_i ($i = 1, 2, \dots, n$): 第4章では継手の曲げ応力の解析においてモデル端面に作用する節点力 (図4.4 参照)

P_1, P_2 : 第2章ではバイメタル試験片の素材片1および2の断面に作用する軸力 [$P_1 = P_2 = P$, 図2.2参照]

p_1, p_2 : ババイメタル試験片1および2の断面における P_1 および P_2 による軸応力 [式(2.31) 参照]

s : 接着層内における接着面に平行な座標 (図3.4 参照)

$S_i, S_{i,c}, S_{i,t}$: 垂直応力の座標成分 $\sigma_i, \sigma_{i,c}$, および $\sigma_{i,t}$ の σ_a による無次元化値

S_m : 第2章では S_1 の最大値 [式(2.19) 参照], 第6章では試験片の強度 [式(6.1) 参照]

$\bar{S}_n, \bar{S}_{s,A}, \bar{S}_{s,B}, \bar{S}_z$: 接着層の一定応力域における垂直応力成分 $\sigma_n, \sigma_{s,A}, \sigma_{s,B}$ および σ_z の近似値の σ_a による無次元化値 [式(3.13) 参照]

S_1, S_2 : 主応力 σ_1 および σ_2 の σ_a による無次元化値

\bar{S}_1, \bar{S}_2 : 接着層の一定応力域における主応力 σ_1 および σ_2 の近似値の σ_a による無次元化値 [式(3.18) 参照]

- t : 継手の厚さ (図3.1, 図5.1参照)
- t_i ($i = 1, 2, \dots, n$): 継手の曲げ応力解析モデルの端面の節点間距離 (図4.4参照)
- $T_m, T_{\max}, T_{\text{oct}}, T_{\text{om}}$: τ_{\max} の最大値, $\tau_{\max}, \tau_{\text{oct}}$, および τ_{oct} の最大値の σ_a による無次元化値
- \bar{T}_{sn} : 接着層の一定応力域におけるせん断応力 τ_{sn} の近似値の σ_a による無次元化値 [式(3.13)参照]
- $T_{sn,c}, T_{sn,t}$: 接着層の s, n 方向のせん断応力 $\tau_{sn,c}$ および $\tau_{sn,t}$ の σ_a による無次元化値
- t'_1, t'_2 : 板状材料1および2の引張りによる変形後の厚さ (図3.6参照)
- V : 試験片の体積 [式(6.2)参照]
- X : 接着層自由端から内部への s 方向距離の $2h_0 (=h)$ による無次元化値 (図2.7参照)
- x : 継手の厚さ t の方向に平行な座標 (図3.1, 図5.1参照)
- Y : 接着層の厚さ方向中心からの n 方向の距離の $2h_0 (=h)$ による無次元化値 [図2.1(b), 図2.7参照]
- y : 継手の長手方向に平行な座標 [図3.1, 図5.1参照]
- Z : 継手モデルの断面係数
- z : 継手の幅 b の方向に平行な座標 [図5.1参照]
- α : Weibull の強度の式における材料定数 [式(6.1)参照]
- α_1, α_2 : バイメタル試験片1および2の線膨張係数
- γ_{xy_0} : 接着層の x, y 方向の初期せん断ひずみ
- δ : 有効厚さ (第6章参照), ただし第2章においてはバイメタル試験片のスパン中央におけるたわみ
- Δt : バイメタル試験片の温度降下
- $\Delta \alpha$: $\alpha_1 - \alpha_2$
- ϵ : バイメタル試験片の断面における垂直ひずみ
- ϵ_c : 接着層の平均収縮ひずみ
- ϵ_i : 垂直ひずみの i 座標成分
- $\epsilon_0, \epsilon_{x_0}, \epsilon_{y_0}$: 接着層の初期ひずみベクトル, x 方向および y 方向の初期垂直ひずみ
- $\bar{\eta}$: バイメタル試験片の中立軸から素材片2の表面までの距離

- θ : スカーフ角 [図2.1(a), 図3.1参照]
- θ_s : 接着強度計算値の算出における基準のスカーフ角
- ν, ν_a : 被着材 (鋼) および接着剤 (エポキシ樹脂) のポアソン比
- ν_1, ν_2 : 第2章ではバイメタル試験片の素材片1および2のポアソン比, 第3章では異種被着材スカーフ継手の被着材1および2のポアソン比 (図3.6参照)
- ρ : バイメタル試験片の曲率半径
- σ_a : 継手に対する引張荷重を継手の長手方向に垂直な断面積で割った平均軸応力
- $\sigma_{a\max}$: 継手の接着層の降伏点における σ_a (すなわち σ_r) より最大荷重における σ_a の方が大きい場合のその値
- σ_b : 継手の曲げにおける断面内のみかけの曲げ応力 [式(4.2)参照]
- σ_{br} : 接着剤のバルク引張強度, すなわち接着剤自体の降伏引張応力 (降伏を示さない場合は最大引張応力)
- $\sigma_{b_1}, \sigma_{b_2}$: バイメタル試験片の素材片1および2の任意の断面における軸力による曲げ応力 [式(2.30)参照]
- σ_c : 第3章では接着層の平均収縮応力 [式(3.20)参照], 第7章では材料のへき開破壊強度 [図7.8参照]
- $\sigma_{c_1}, \sigma_{c_2}$: バイメタル試験片の素材片1および2の収縮応力
- σ_{eq} : von Misesの相当応力
- $\sigma_{eq}, \sigma_{eq\max}$: 接着層の一定応力域における σ_{eq} および接着層における σ_{eq} の最大値
- σ_i : 垂直応力の i 座標成分 ($i : x, y, z, s, n$)
- $\sigma_{i,c}, \sigma_{i,t}$: 接着層の収縮および引張荷重により接着層に発生する垂直応力の i 座標成分
- $\sigma_{s,A}, \sigma_{s,B}$: 平面応力状態および平面ひずみ状態の接着層における垂直応力の s 座標成分
- $\sigma_r, (\sigma_r)_{cal}$: 継手の引張接着強度, すなわち接着層の降伏点 (降伏を示さない場合は最大荷重時) における σ_a およびその計算値
- $\sigma_{rs}, (\sigma_{rs})_{exp}, \sigma_{r90}$: 基準のスカーフ角 θ_s または接着層厚さ h_s をもつ継手における σ_r , σ_{rs} の実験値, および $\theta = 90^\circ$ における
- $\sigma_\delta, \sigma_{\delta s}$: 接着層において自由端から x 方向に平行に有効厚さ δ だけ内部へ入った領域についての特定の応力の最大値, および基準のスカーフ角 θ_s または接着層厚さ h_s をもつ継手における σ_δ

- σ_0 : 第4章においては継手の曲げの場合の表面におけるみかけの曲げ応力〔式(4.1)参照〕, 第6章においては接着剤自体の破断時の最大主応力 σ_1 (第2章においても同じ) または降伏時の von Mises の相当応力〔式(6.3)参照〕
- $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$: 最大主応力, 三次元解析における中間主応力(二次元解析においては最小主応力), および三次元解析における最小主応力
- $\sigma_{1c}, \sigma_{1max}$: 接着層の一定応力域における σ_1 , および接着層における σ_1 の最大値
- τ_{max} : 最大せん断応力〔式(2.15)参照〕
- $\tau_{sn}, \tau_{sn,c}, \tau_{sn,t}$: 接着層における s, n 方向のせん断応力, 接着層の収縮および継手に作用する引張力により接着に生じる
- τ_{oct} : 八面体せん断面力〔式(2.16), 式(2.17)参照〕
- τ_0, τ_{00} : 接着剤自体の降伏点における τ_{max} および τ_{oct}

第2章 二次元近似応力解析および破壊条件 [61]

2.1 まえがき

スカーフ継手の接着層における応力分布および継手の破壊条件については，これまでに研究が十分なされておらず，まだ解明されていない点が多い。継手の引張接着強度とスカーフ角（継手の軸方向と接着面のなす角）との関係については，山口・天野ら[51]が実験的な検討を行っている。また Lubkin [22] の近似的二次元応力解析および破壊条件の研究においては，1・2・2項および1・3・4項で述べたようないくつかの問題点がある。

そこで本章では，まずスカーフ継手（バット継手を含む）の接着層内の二次元応力分布を接着剤の硬化収縮による残留応力も考慮して求め，バット継手の引張接着強度の実験値と応力分布の計算結果とから求めた接着剤自体の引張強度（降伏応力），せん断強度（降伏応力）などを用いて，Lubkinが行ったのと同様に，最大主応力説，最大せん断応力説（Trescaの降伏条件），および八面体せん断応力説（von Misesの降伏条件）によってスカーフ角と引張接着強度（降伏応力）との理論的關係を導く。続いて，ぜい性エポキシ系接着剤による鋼のスカーフ継手の引張接着強度を実験により求め，計算値との比較検討を行い，最大主応力説が最も適合するという結果を示す。なお，接着剤の硬化による平均収縮ひずみとしては，バイメタル法 [62] により測定した値を用いる。

2.2 接着強度の計算値

2.2.1 接着層内の応力分布

図2.1(a) のようなスカーフ接着部において，引張荷重 F の方向に対してスカーフ角 θ をなす接着層の長さ方向を s 軸に，厚さ方向を n 軸にとり， sn 面に垂直に z 軸をとる。被着材の厚さを t とし，幅 b を単位長さにとる。次に図2.1(b) のように接着層の sn 断面を厚さ $2h_0 (=h)$ ，長さ $2l_0 (=l)$ の長方形により近似し，接着剤を弾性体，被着材を剛体と仮定して sn 面内の二次元応力分布を求める。このような仮定は，後述のエポキシ系接着剤 ($E_a = 3.14 \text{ GPa}$) と鋼 ($E = 205.9 \text{ GPa}$) のスカーフ継手に対しては十分な精度で成立する。

まず，引張荷重 F の n 方向成分 $F \sin \theta$ による法線応力 σ_n および s 方向成分 $F \cos \theta$ によるせん断応力 τ_{sn} は，それぞれ次式で与えられる。

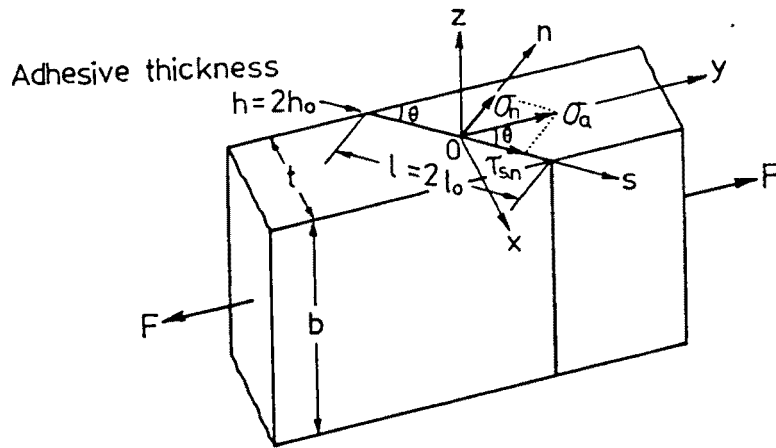


図2.1(a) 引張荷重を受けるスカーフ接着継手の形状および接着層における応力成分

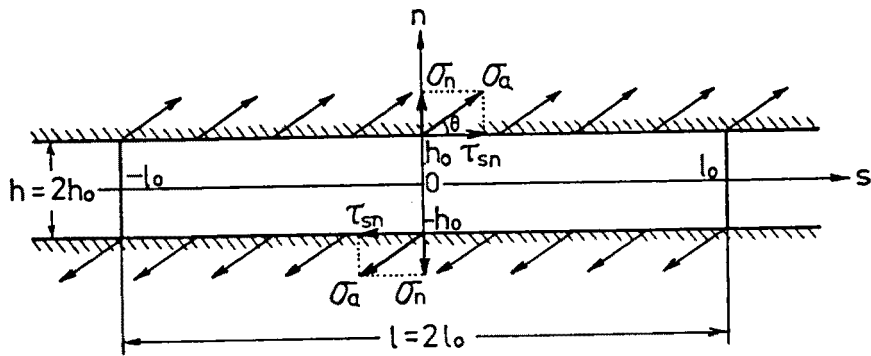


図2.1(b) 長方形により近似した接着層断面の形状および応力成分

$$\sigma_n = \sigma_a \sin^2 \theta \quad (2.1)$$

$$\tau_{sn} = \sigma_a \sin \theta \cos \theta = \frac{\sigma_a}{2} \sin 2\theta \quad (2.2)$$

$$\sigma_a = \frac{F}{t} \quad (2.3)$$

ここに、 σ_a は荷重方向に平行な平均軸応力である。式(2.1)の σ_n により接着層内に発生する垂直応力およびせん断応力成分を小島・井上[33]の式により求め、特にせん断応力成分には式(2.2)の τ_{sn} を加えることによって、引張荷重 F により接着層内に発生する応力成分 $\sigma_{s,t}$ 、 $\sigma_{n,t}$ 、および $\tau_{sn,t}$ を求めれば、以下の式のようなになる。

$$\left.
\begin{aligned}
S_{s,t} &= \frac{\sigma_{s,t}}{\sigma_a} = \nu_a \sin^2 \theta (1 + F_1(s, n)) \\
F_1(s, n) &= -\frac{4}{\pi} \sum_{i=1}^{\infty} (-1)^{i+1} \{ (\sinh \lambda_i l_0 + \lambda_i l_0 \cosh \lambda_i l_0) \cosh \lambda_i s - \sinh \lambda_i l_0 \cdot \lambda_i s \sinh \lambda_i s \} \\
&\quad \times \cos \lambda_i n / \{ (2i-1) (\sinh \lambda_i l_0 \cosh \lambda_i l_0 + \lambda_i l_0) \} \\
\lambda_i &= \frac{(2i-1)\pi}{2l_0}, \quad i=1, 2, 3, \dots
\end{aligned}
\right\} (2.4)$$

$$\left.
\begin{aligned}
S_{n,t} &= \frac{\sigma_{n,t}}{\sigma_a} = \sin^2 \theta (1 + \nu_a F_2(s, n)) \\
F_2(s, n) &= \frac{4}{\pi} \sum_{i=1}^{\infty} (-1)^{i+1} \{ (\lambda_i l_0 \cosh \lambda_i l_0 - \sinh \lambda_i l_0) \cosh \lambda_i s - \sinh \lambda_i l_0 \cdot \lambda_i s \sinh \lambda_i s \} \\
&\quad \times \cos \lambda_i n / \{ (2i-1) (\sinh \lambda_i l_0 \cosh \lambda_i l_0 + \lambda_i l_0) \}
\end{aligned}
\right\} (2.5)$$

$$\left.
\begin{aligned}
T_{sn,t} &= \frac{\tau_{sn,t}}{\sigma_a} = \frac{1}{2} \sin 2\theta + \nu_a \sin^2 \theta F_3(s, n) \\
F_3(s, n) &= \frac{4}{\pi} \sum_{i=1}^{\infty} (-1)^{i+1} \{ \lambda_i l_0 \cosh \lambda_i l_0 \sinh \lambda_i s - \sinh \lambda_i l_0 \cdot \lambda_i s \cosh \lambda_i s \} \sin \lambda_i n \\
&\quad / \{ (2i-1) (\sinh \lambda_i l_0 \cosh \lambda_i l_0 + \lambda_i l_0) \}
\end{aligned}
\right\} (2.6)$$

ただし、これらの式において、 S および T は垂直応力 σ およびせん断応力 τ を無次元化したものを表し、 ν_a は接着剤のポアソン比、添字 s および n は軸方向を、添字 t は引張荷重 F によるものであることをそれぞれ示す。 $F_1(s, n)$ 、 $F_2(s, n)$ および $F_3(s, n)$ はそれぞれ、図2.1(b)の接着層端面($s = \pm l_0$)へ $\sigma_s = -1$ の分布圧縮応力が加えられた場合の接着層内における σ_s 、 σ_n および τ_{sn} の分布[63]である。

また接着剤の硬化収縮により接着層内に発生する残留応力の分布は、小畠・井上[63]の式により、

$$\left.
\begin{aligned}
S_{s,c} &= \frac{\sigma_{s,c}}{\sigma_c} = 1 + F_1(s, n) \\
\sigma_c &= E_a \epsilon_c
\end{aligned}
\right\} (2.7)$$

$$S_{n,c} = \frac{\sigma_{n,c}}{\sigma_c} = F_2(s, n) \quad (2.8)$$

$$T_{sn,c} = \frac{\tau_{sn,c}}{\sigma_c} = F_3(s, n) \quad (2.9)$$

ここで、 σ_c は平均収縮応力、 E_a は接着剤の縦弾性係数、 ϵ_c は平均収縮ひずみ、添字 c は接着剤の収縮によるものであることを示す。式(2.4)~(2.9)により、収縮応力を考慮した場合の接着層内の応力分布は、

$$S_s = \frac{\sigma_s}{\sigma_a} = S_{s,t} + \left(\frac{\sigma_c}{\sigma_a} \right) S_{s,c} \quad (2.10)$$

$$S_n = \frac{\sigma_n}{\sigma_a} = S_{n,t} + \left(\frac{\sigma_c}{\sigma_a} \right) S_{n,c} \quad (2.11)$$

$$T_{sn} = \frac{\tau_{sn}}{\sigma_a} = T_{sn,t} + \left(\frac{\sigma_c}{\sigma_a} \right) T_{sn,c} \quad (2.12)$$

式(2.4)~(2.12)は平面応力の場合の式であるが、平面ひずみの場合の応力はこれらの式において、 $\nu_a \rightarrow \nu_a / (1 - \nu_a)$ 、 $E_a \rightarrow E_a / (1 - \nu_a^2)$ のおきかえをすれば得られ、主応力の1つである z 方向の応力 $\sigma_z (S_z)$ は、

$$S_z = \frac{\sigma_z}{\sigma_a} = \nu_a (S_s + S_n) \quad (2.13)$$

により与えられる。したがって以上の応力により主応力 $\sigma_1 (S_1)$ および $\sigma_2 (S_2)$ は平面応力および平面ひずみの場合ともに、次式により表される。

$$\left. \begin{matrix} S_1 \\ S_2 \end{matrix} \right\} = \frac{\sigma_1 / \sigma_a}{\sigma_2 / \sigma_a} \left. \right\} = \frac{1}{2} \{ S_s + S_n \pm \sqrt{(S_s + S_n)^2 + 4 T_{sn}^2} \} \quad (2.14)$$

図2.1 (a) のように引張荷重を加えた場合、式(2.13)および式(2.14)による計算の結果、平面ひずみの場合、主応力 σ_1, σ_2 および σ_z の間には常に $\sigma_1 > \sigma_z > \sigma_2$ の関係があった。したがって、最大せん断応力 $\tau_{\max} (T_{\max})$ は平面応力および平面ひずみの場合ともに次式で表される。

$$T_{\max} = \frac{\tau_{\max}}{\sigma_a} = \frac{S_1 - S_2}{2} = \frac{1}{2} \sqrt{(S_s - S_n)^2 + 4 T_{sn}^2} \quad (2.15)$$

また、八面体せん断応力 $\tau_{\text{oct}} (T_{\text{oct}})$ は次式 [22, 64] のように表される。

平面応力の場合、

$$T_{\text{oct}} = \frac{\tau_{\text{oct}}}{\sigma_a} = \frac{1}{3} \sqrt{2 (S_s^2 - S_s S_n + S_n^2 + 3 T_{sn}^2)} \quad (2.16)$$

平面ひずみの場合は、

$$\begin{aligned} T_{\text{oct}} &= \frac{1}{3} \sqrt{(S_1 - S_2)^2 + (S_2 - S_z)^2 + (S_z - S_1)^2} \\ &= \frac{1}{3} \sqrt{(S_s - S_n)^2 + (S_n - S_z)^2 + (S_z - S_s)^2 + 6 T_{sn}^2} \end{aligned} \quad (2.17)$$

これらの応力比 S_1, S_2, S_z, T_{\max} および T_{oct} は、 $l/h, \theta, \nu_a$ および σ_c / σ_a をパラメータとする $s/2h_0$ および $n/2h_0$ の関数である。

式(2.14)~(2.17)を用いて、 σ_1, τ_{\max} および τ_{oct} を破壊基準にとった場合のスカーフ

継手の引張接着強度（降伏応力）が決定できる。なお、 $3\tau_{\text{oct}}^2/4G_a$ （ G_a は接着剤のせん断弾性係数）は形状変化のための弾性エネルギーに等しく、八面体せん断応力説とせん断ひずみエネルギー説は、いずれも von Mises の降伏条件に対する一つの物理的解釈である [65]。

2・2・2 接着強度とスカーフ角との理論的關係

$\sigma_1, \tau_{\text{max}}$ および τ_{oct} を破壊基準とした場合の接着強度 σ_y （降伏時の σ_a ）の計算値を求める。

式 (2.14), (2.15) および (2.16) より、平均軸応力 σ_a はそれぞれ次式のように表される。

$$\sigma_a = \frac{\sigma_1}{S_1}, \quad \sigma_a = \frac{\tau_{\text{max}}}{T_{\text{max}}}, \quad \sigma_a = \frac{\tau_{\text{oct}}}{T_{\text{oct}}} \quad (2.18)$$

接着層内（ sn 面内）における S_1, T_{max} および T_{oct} の最大値を S_m, T_m , および T_{om} とし、接着剤自体の降伏時における引張応力、せん断応力および八面体せん断応力をそれぞれ σ_0, τ_0 および τ_{00} とすれば、 $\sigma_1, \tau_{\text{max}}$, および τ_{oct} の値がそれぞれ σ_0, τ_0 , および τ_{00} に達する時の平均引張応力 $\sigma_a (= \sigma_y)$ の値は、式 (2.18) からそれぞれ次式のように与えられる。

$$\left. \begin{array}{l} \text{最大主応力基準;} \quad \sigma_y = \frac{\sigma_0}{S_m} \\ \text{最大せん断応力基準;} \quad \sigma_y = \frac{\tau_0}{T_m} \\ \text{八面体せん断応力基準;} \quad \sigma_y = \frac{\tau_{00}}{T_{\text{om}}} \end{array} \right\} \quad (2.19)$$

式 (2.10)~(2.12) および式 (2.14)~(2.17) からわかるように、 $\sigma_c = 0$ の場合は $S_1, T_{\text{max}}, T_{\text{oct}}, S_m, T_m$ および T_{om} が σ_c / σ_a に無関係になるため、 σ_y は式 (2.19) に σ_0, τ_0 あるいは τ_{00} の値と、 $l/h, \theta$ および ν の値を代入すれば得られる。ところが、 $\sigma_c \neq 0$ の場合は、 $S_1 \sim T_{\text{om}}$ の値が σ_c / σ_a の値により変化し、式 (2.19) の右辺が未知の数 $\sigma_y (\sigma_a)$ の関数となるため、 σ_y の値は式 (2.19) が成立するように一次逆補間法 [66] を用いて数値的に決定した。 σ_y の計算の基礎となる σ_0, τ_0 および τ_{00} の値としては、接着剤注型板の引張強度の実験値から求めることが考えられるが、その引張試験片においては、応力分布、応力が負荷される接着剤の体積、欠陥の入る条件などが実際の接着層とはかなり異なっている

ため、あまり適当とはいえない。そのため、ここでは σ_{Y90} ($\theta = 90^\circ$ における σ_Y)としてバット継手の引張接着強度の実験値(破断時の荷重/断面積)を用いて次式、

$$\left. \begin{aligned} \sigma_0 &= \sigma_{Y90} S_{m90} \\ \tau_0 &= \sigma_{Y90} T_{m90} \\ \tau_{00} &= \sigma_{Y90} T_{om90} \end{aligned} \right\} \quad (2.20)$$

により得た値を用いた。ここで S_{m90} , T_{m90} および T_{om90} はそれぞれ式(2.14), (2.15)および式(2.16), (2.17)に $\theta = 90^\circ$, $\sigma_a = \sigma_{Y90}$ を代入した時の接着層内における S_1 , T_{max} および T_{oct} の最大値である。

最大主応力説, 最大せん断応力説および八面体せん断応力説における σ_Y / σ_{Y90} の値は, $\sigma_c = 0$ の場合はそれぞれ式(2.19)が成立するように σ_Y を決定して求めなければならないが, $\sigma_c = 0$ の場合はそれぞれ次の各式へ l/h , θ および ν_a を単に代入することにより得られ, σ_0 , τ_0 および τ_{00} には無関係になる。

$$\frac{\sigma_Y}{\sigma_{Y90}} = \frac{S_{m90}}{S_m}, \quad \frac{\sigma_Y}{\sigma_{Y90}} = \frac{T_{m90}}{T_m}, \quad \frac{\sigma_Y}{\sigma_{Y90}} = \frac{T_{om90}}{T_{om}} \quad (2.21)$$

2.3 実験方法

2.3.1 接着剤の縦弾性係数およびポアソン比の測定

本章においては接着剤として、油化シェルエポキシ(株)製エポキシ樹脂エピコート828に硬化剤としてジエチレントリアミンを当量の11phr添加したものをを用いた。

E_a および ν_a の測定においては、真空脱泡後注型し、20℃で10日間硬化させて得られた厚さ9.5mmの接着剤の注型板を用いて、ASTM D638のType IIの形状(ダンベル型, 平行部幅9.5mm, 平行部長さ50mm)の引張試験片を製作した。試験片中央の表裏には、二軸ストレインゲージ(共和電業製KFC-5-D16-11)を1枚ずつ貼りつけ、曲げひずみの除去のためにそれらを直列に接続し、動ひずみ計(共和電業製DPM-6E)によりひずみを測定した。引張試験は、東洋ボールドウィン社製テンシロンUTM-I-5000型引張試験機により、クロスヘッドの移動速度を1.3mm/minとして行った。

2.3.2 接着剤の硬化による収縮ひずみの測定

接着剤の体積収縮により発生する残留応力は、畑・武井ら[67]によって種々の実験方

法により検討がなされており，山室ら[68]および小菅[69]によりバイメタル法[62]による研究が行われている。ここでは，使用した接着剤が硬化する際に，体積収縮により接着層内に発生する残留応力の概略値を得るために，バイメタル法[62]による測定を行った。幅10mm，長さ200mm，厚さ0.13mmのアルミニウム合金板(A1100P)に接着剤を膜厚約0.2mmに塗布して試験片とし，2支点(間隔100mm)上に保持して，20℃，50%RHにて10日間硬化させ，支点間中央のたわみの増加量を読み取り顕微鏡で測定した。平均収縮ひずみ ϵ_c および収縮応力の算出は以下の方法によって行った。

図2.2のような2枚の素材片をはり合せたバイメタル試験片において，素材1および2の縦弾性係数を E_1 および E_2 ($E_1 < E_2$)，線膨張係数を α_1 および α_2 ($\alpha_1 > \alpha_2$)，厚さを h_1 および h_2 ，その和を H ，中立面からの距離を y (下向きを正)とし，幅を単位長さにとる。温度降下 Δt により素材片1および2の断面に作用する軸力を P_1 および P_2 とすれば，断面の内力はつり合うから次式[70]が成立する。

$$P_1 = P_2 = P \quad (2.22)$$

P_1 および P_2 により試験片断面に働く偶力のモーメント M_c は，

$$M_c = \frac{PH}{2} \quad (2.23)$$

M_c により試験片は曲げをうけるが，純曲げにおける試験片の中立軸の位置は，断面内の曲げ応力の総和が0であることから定まり，図2.2の $\bar{\eta}$ は次式で与えられる。

$$\bar{\eta} = \frac{E_1(H^2 - h_2^2) + E_2 h_2^2}{2(E_1 h_1 + E_2 h_2)} \quad (2.24)$$

バイメタル試験片断面において，曲げ応力が中立軸に関して持つモーメントの総和 M は，

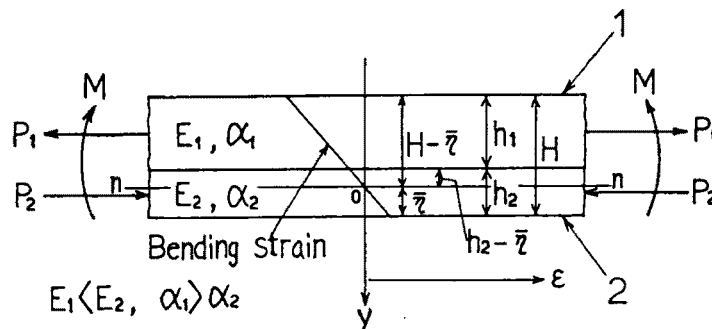


図2.2 バイメタル試験片の温度降下により生じる曲げ

$$\left. \begin{aligned}
 M &= \frac{E_1}{\rho} \int_{-(H-\bar{\eta})}^{-(h_2-\bar{\eta})} y^2 dy + \frac{E_2}{\rho} \int_{-(h_2-\bar{\eta})}^{\bar{\eta}} y^2 dy = \frac{1}{\rho} (E_1 I_1 + E_2 I_2) \\
 E_1 I_1 &= \frac{E_1}{3} ((H-\bar{\eta})^3 - (h_2-\bar{\eta})^3) \\
 E_2 I_2 &= \frac{E_2}{3} ((h_2-\bar{\eta})^3 + \bar{\eta}^3)
 \end{aligned} \right\} \quad (2.25)$$

ここに、 ρ は試験片の曲率半径、 $E_1 I_1$ および $E_2 I_2$ は素材 1 および 2 の曲げ剛性である。

式 (2.25) の曲げモーメント M は式 (2.23) の偶力 M_c と等しくなければならないことから、 P が次式のように得られる。

$$P = \frac{2}{\rho H} (E_1 I_1 + E_2 I_2) \quad (2.26)$$

両素材片の接着面における伸びは等しくなければならないことから次式[62]、

$$-\alpha_1 \Delta t + \frac{P_1}{E_1 h_1} - \frac{h_2 - \bar{\eta}}{\rho} = -\alpha_2 \Delta t - \frac{P_2}{E_2 h_2} - \frac{h_2 - \bar{\eta}}{\rho} \quad (2.27)$$

が成立し、式 (2.22) および (2.27) から収縮ひずみ $\Delta \alpha \Delta t$ が次式[62]のように求められる。

$$\Delta \alpha \Delta t = (\alpha_1 - \alpha_2) \Delta t = P \left(\frac{1}{E_1 h_1} + \frac{1}{E_2 h_2} \right) \quad (2.28)$$

なお、 $\Delta \alpha \Delta t$ と $1/\rho$ との関係は、式 (2.26) および (2.28) より次式のように表される。

$$\frac{1}{\rho} = \frac{\Delta \alpha \Delta t}{\frac{2}{H} (E_1 I_1 + E_2 I_2) \left(\frac{1}{E_1 h_1} + \frac{1}{E_2 h_2} \right)} \quad (2.29)$$

素材片 1 および 2 の任意の断面における曲げ応力 σ_{b1} および σ_{b2} は、ひずみを ε とすれば、

$$\sigma_{b1} = \varepsilon E_1 = \frac{y E_1}{\rho}, \quad \sigma_{b2} = \varepsilon E_2 = \frac{y E_2}{\rho} \quad (2.30)$$

により表され、この応力と軸力 P_1 および P_2 による応力、

$$\left. \begin{aligned}
 p_1 &= \frac{P}{h_1} = \frac{2}{\rho H h_1} (E_1 I_1 + E_2 I_2) \\
 p_2 &= -\frac{P}{h_2} = -\frac{2}{\rho H h_2} (E_1 I_1 + E_2 I_2)
 \end{aligned} \right\} \quad (2.31)$$

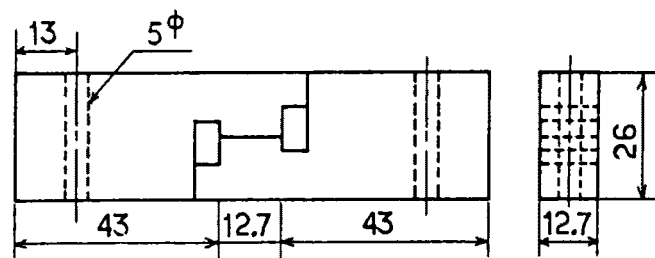
とを加え合せることにより，温度降下 Δt により両素材片の断面に発生している応力 σ_{c1} および σ_{c2} が得られ，次式のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{c1} &= \frac{1}{\rho} \left[\frac{2}{Hh_1} (E_1 I_1 + E_2 I_2) + \nu E_1 \right] \\ \sigma_{c2} &= \frac{1}{\rho} \left[-\frac{2}{Hh_2} (E_1 I_1 + E_2 I_2) + \nu E_2 \right] \end{aligned} \right\} \quad (2.32)$$

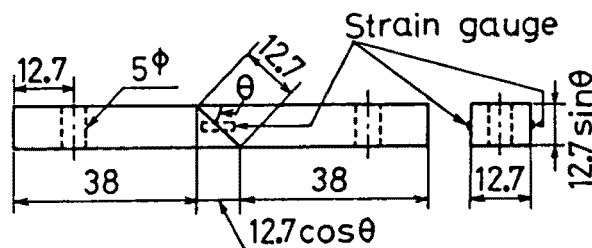
以上は平面応力として解析した結果であるが，平面ひずみの場合の式は以上の式において $E_i \rightarrow E_i / (1 - \nu_i^2)$ のおきかえをすれば得られる ($i = 1, 2$)。

2.3.3 接着強度の測定

被着材には軟鋼 SS41 を用い，図 2.3 のような形状の $\theta = 0^\circ$ のラップ継手， $\theta = 15^\circ$ ， 30° ， 45° ， 60° ， 75° のスカーフ継手および $\theta = 90^\circ$ のバット継手の 7 種類の接着試験片を製作した。形状は ASTM D2094-69 [86] を参考にして決めた。接着面積はいずれも一定 ($12.7\text{mm} \times 12.7\text{mm}$) とした。接着面は，WAI-46 (白色酸化アルミニウム，粒度 46 番) の砥石を使用し，研削方向を試験片の長手方向に平行として機械研削を行った。被着材はトリクロルエチレンを用いて超音波洗浄を行った。接着層の厚さが 0.1mm となるように 2 つの被着材の接着面の間隔をあけてジグに固定し，接着部の底面および両側面にセロハンテープを貼りつけ，上部へあらかじめ真空脱泡した接着剤を滴下し，真空デシケータ中に入れて真空に引き，接着材を 2 接着面間へ注入した。



(a) ラップ継手 ($\theta = 0^\circ$)



(b) スカーフ継手・バット継手 ($\theta = 15^\circ \sim 90^\circ$)

図 2.3 接着試験片の形状および寸法

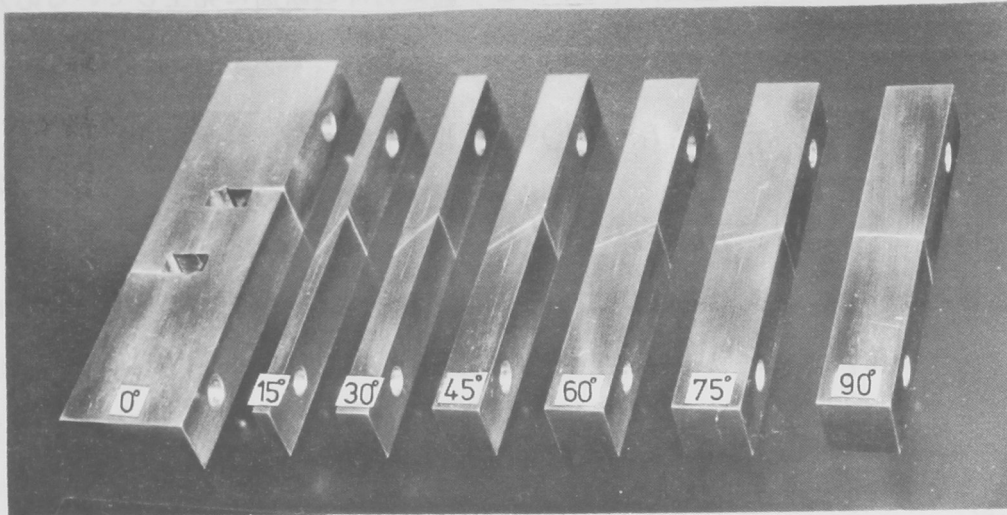


図 2.4 接着継手試験片外観

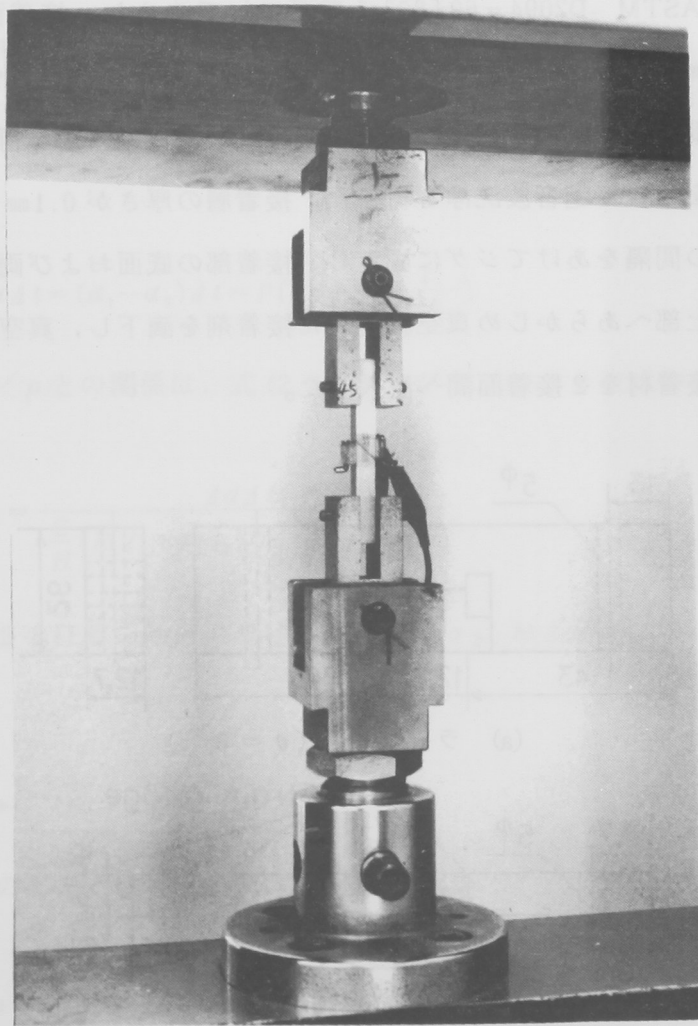


図 2.5 ユニバーサル継手に取付けた接着継手試験片

硬化条件は 20℃にて 10日間とした。接着面端部へはみ出た接着剤はサンドペーパー（#400～#1000）により研磨して除去した。研磨方向は長手方向に平行とした。継手試験片の外観を図 2.4 に示す。 $\theta = 15^\circ \sim 90^\circ$ の試験片の中央には図 2.3(b)のように、2個の被着材にまたがるように大ひずみ用ストレインゲージ（昭和測器製 Y11-FA-5-120, ゲージ長 5 mm）をそれぞれ 1枚ずつ貼りつけ、直列接続して動ひずみ計によりひずみ（被着材および接着層の伸びの和）を測定した。引張り試験はテンシロンにより、クロスヘッドの移動速度を 0.4mm/min として行った。試験片には図 2.5 のように上下一対のユニバーサル継手を用いて荷重を加えた。

2.4 結果および考察

2.4.1 接着剤の縦弾性係数 E_a およびポアソン比 ν_a

接着剤の E_a および ν_a の実験値（試験片 5 個の平均値）を表 2.1 に示す。図 2.6 のように、接着剤の応力-ひずみ線図は破断に至るまではほぼ直線を示しており、塑性をほとんど示さない。

表 2.1 エポキシ接着剤の縦弾性係数およびポアソン比

Young's modulus E_a	Poisson's ratio ν_a
3.14 GPa {320 kgf/mm ² }	0.37

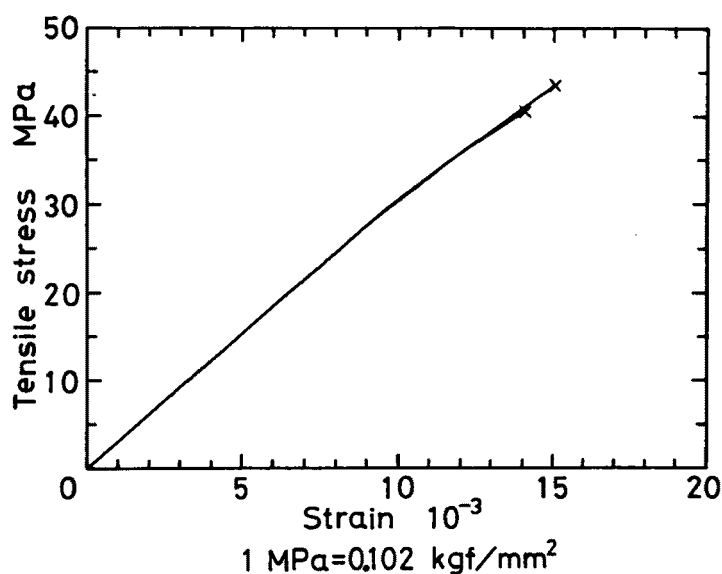


図 2.6 接着剤の応力-ひずみ線図

2.4.2 接着剤の硬化による平均収縮ひずみ

バイメタル試験片について、2.3.2項の各式により、収縮応力および平均収縮ひずみ ϵ_c の計算（平面ひずみ状態）を行った。接着剤の E_1 および ν_1 の値は表 2.1 の実験値 E_a, ν_a を、アルミ合金板については文献値[71]、 $E_2 = 68.6\text{GPa}$ (7000kgf/mm²)、 $\nu_2 = 0.33$ を用いた。得られた結果の平均値を表 2.2 に示す。ただし δ はスパンを 100mm とした時の中央断面における最大たわみである。 ϵ_c は 4.96×10^{-4} という値が得られた。また P_1 は 1.68MPa (17.1kgf/cm²) であり、エポキシ樹脂に関する山室ら [72] の実験値におよそ等しい値が得られた。

表 2.2 の値に対する σ_{b1} 、 σ_{b2} 、 p_1 および p_2 の計算結果（平面ひずみ状態）を図 2.7 に、それらの合応力 σ_{c1} および σ_{c2} の計算結果を図 2.8 に示す。 σ_{c1} および σ_{c2} の絶対値は接着剤とアルミ板との境界面において最大となった。

表 2.2 バイメタル試験片による実験結果

h_1 mm	h_2 mm	δ mm	ρ mm	P N	p_1 MPa	p_2 MPa	$\epsilon_c = \frac{\Delta \alpha \Delta t}{10^{-4}}$
0.207	0.131	1.98	633	0.347	1.68	-2.65	4.96

Suffix 1 : Adhesive, Suffix 2 : Aluminum
 1N = 0.102 kgf 1MPa = 0.102 kgf/mm²

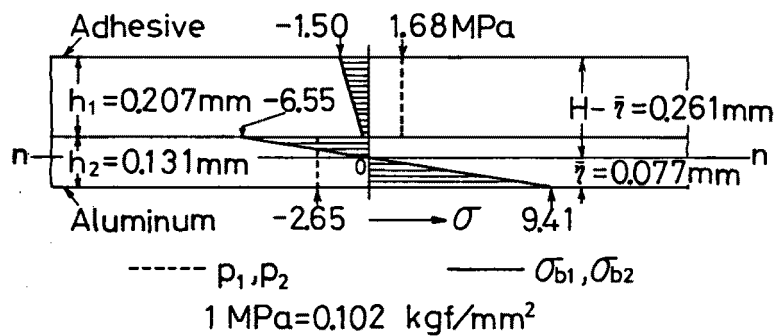


図 2.7 バイメタル試験片断面における曲げモーメントおよび軸力による垂直応力分布

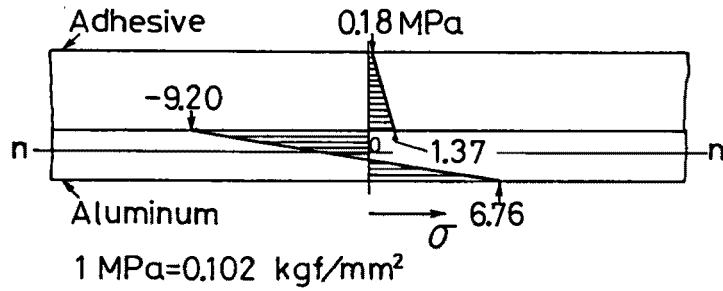


図 2.8 バイメタル試験片断面における接着剤の硬化収縮による垂直応力分布

2.4.3 接着層内の応力分布の計算結果

応力分布の基礎式である式 (2.4)~(2.6) は $s/2h_0$ の関数であるが, $l/h \geq 5$ の場合, $s/h_0 \geq 5$ の範囲においては, 約 1×10^{-7} の精度で $(l_0 - s)/2h_0$ の関数である近似式 [63] に変換されるため, 応力は l/h にはよらない。本章の継手においては $l/h = 127$ で

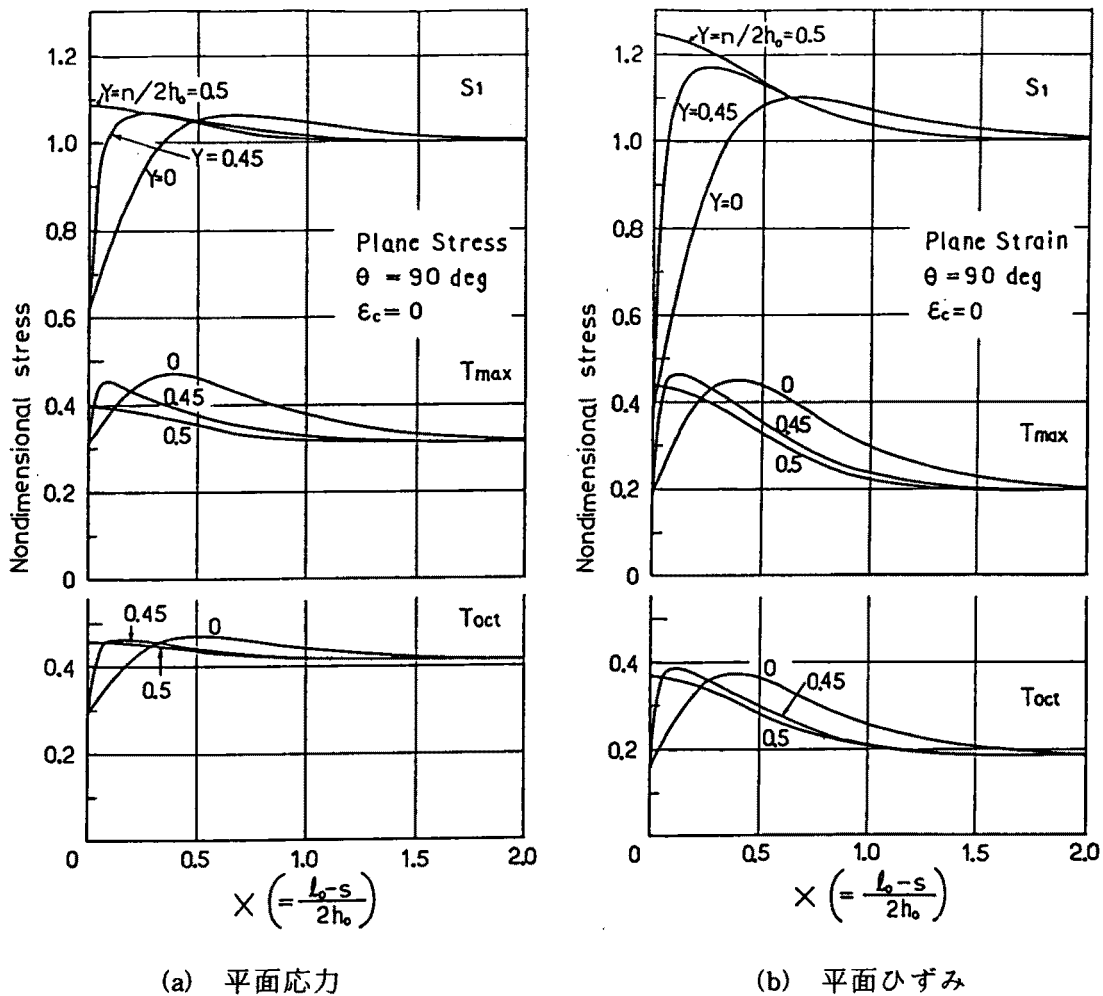


図 2.9 接着層内の s 方向の応力分布 ($\theta = 90^\circ$, $\epsilon_c = 0$)

あるため、接着層のほとんどの範囲で近似式が成立する。

図 2.9 は $\theta = 90^\circ$ (バット継手), $\varepsilon_c = 0$ の平面応力状態と平面ひずみ状態における S_1 , T_{\max} および T_{oct} の分布の計算結果である。図において, $X = (l_0 - s) / 2h_0$, $Y = n / 2h_0$ である。応力はいずれも接着層端部から約 $2h_0$ 内側へ入ったところではほぼ一定となる。 S_1 は接着層端部隅 ($X = 0, Y = 0.5$) で最大値を示し, T_{\max} および T_{oct} は接着端より少し内側へ入ったところで最大値を示す。応力集中係数は, 平面応力の場合および平面ひずみの場合についてそれぞれ, S_1 : 1.09 および 1.25, T_{\max} : 1.52 および 2.43, T_{oct} : 1.14 および 2.14 となっており, いずれも後者の場合の方が大きい。

図 2.10 は平面応力状態, $\varepsilon_c = 0$ で, $\theta = 30^\circ$ および $\theta = 60^\circ$ の場合の応力分布である。両者の傾向は類似しているが, 応力比は $\theta = 30^\circ$ の場合の方が $\theta = 60^\circ$ の場合より小さく, したがって, 式(2.19) より前者の場合の方が引張接着強度 (降伏応力) σ_r の計算値が大

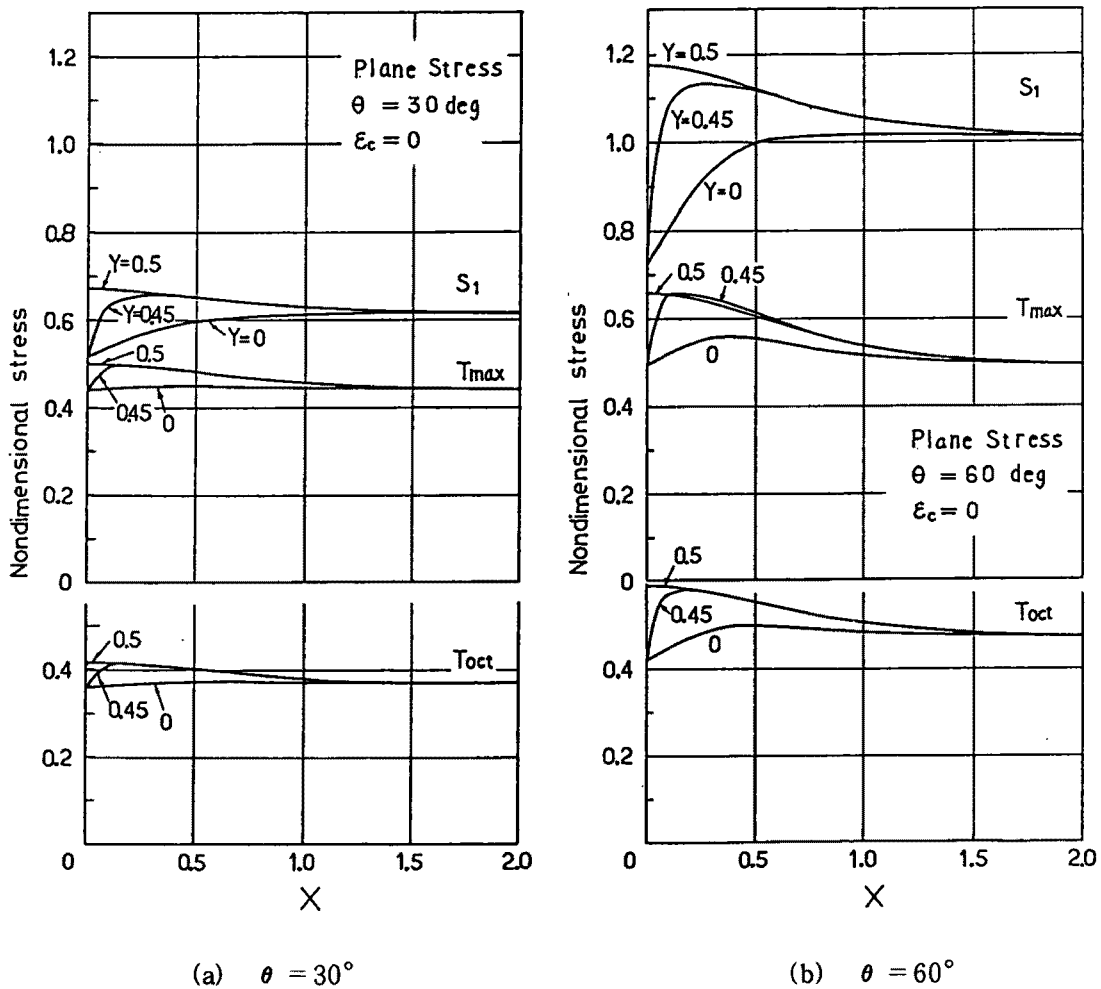


図 2.10 接着層内の s 方向の応力分布 (平面応力, $\varepsilon_c = 0$)

きくなる。 $\theta = 60^\circ$ における T_{\max} を除き、他の応力は接着層端部隅で最大値を示している。応力集中係数は $\theta = 30^\circ$ および $\theta = 60^\circ$ の場合についてそれぞれ、 S_1 : 1.10 および 1.17, T_{\max} : 1.14 および 1.35, T_{oct} : 1.13 および 1.26 である。

図 2.11は $\theta = 45^\circ$ 、平面応力状態で $\epsilon_c = 0$ および $\epsilon_c = 4.96 \times 10^{-4}$ (表 2.2の実験値)の場合の応力分布である。応力集中係数は、 $\epsilon_c = 0$ の場合および $\epsilon_c = 4.96 \times 10^{-4}$ の場合についてそれぞれ、 S_1 : 1.14 および 1.17, T_{\max} : 1.23 および 1.32, T_{oct} : 1.20 および 1.27 である。また応力比の最大値 S_m , T_m および T_{om} は、 $\epsilon_c = 4.96 \times 10^{-4}$ を考慮することにより $\epsilon_c = 0$ の場合に比してそれぞれ、4.7, 5.9 および 5.3%増加している。

$\theta = 90^\circ \sim 15^\circ$ においては、 ϵ_c の考慮による応力最大値のおよその増加率はそれぞれ、

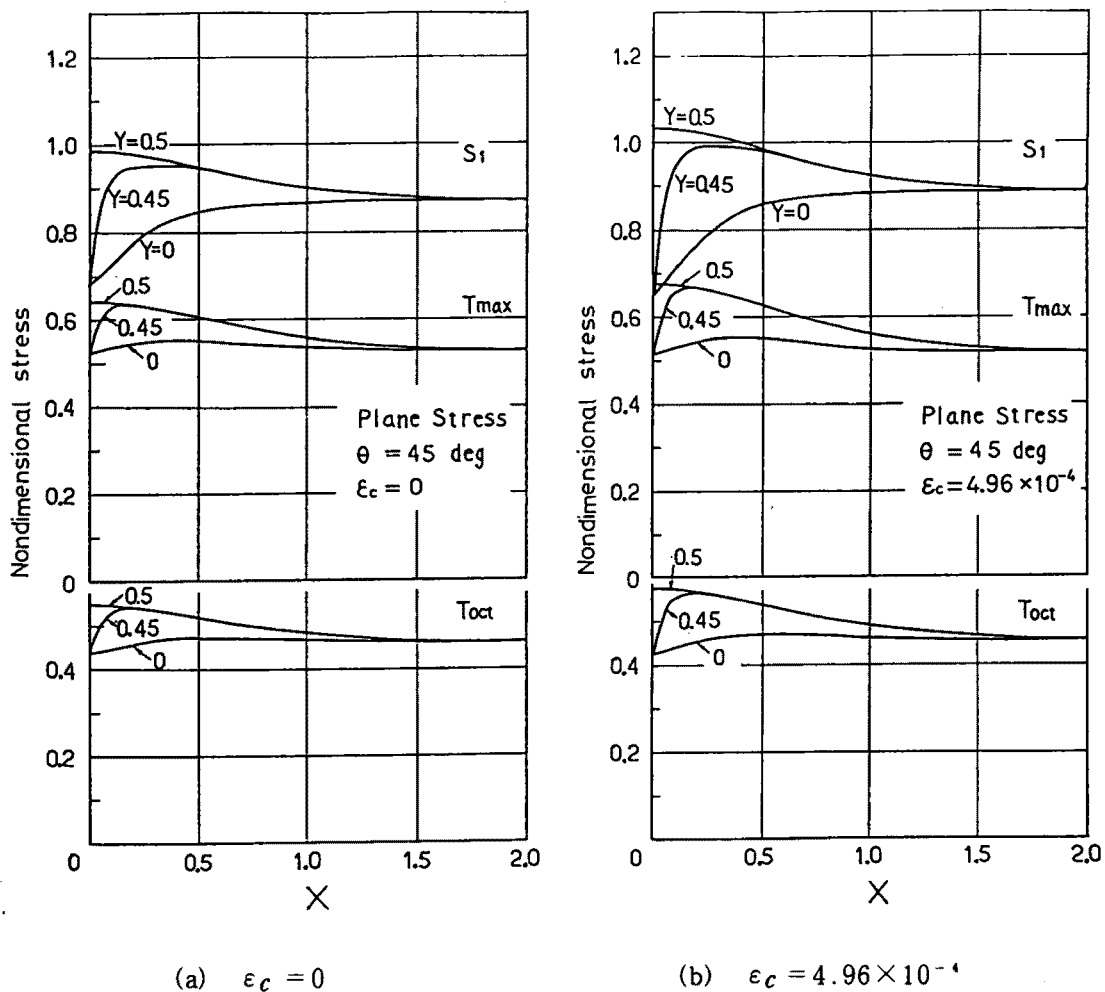


図 2.11 接着層内の s 方向の応力分布 (平面応力, $\theta = 45^\circ$)

S_m : 3~5%, T_m : -1~8%, T_{om} : 0~8%であり, θ が小さいほど大きい値となった。すなわち, $\theta = 90^\circ$ で平面応力の場合には, ϵ_c の考慮による T_m および T_{om} の増加率が-1 および0%となっているが, $\theta = 75^\circ$ 以下においては, いずれの場合も増加率は3%以上であった。式(2.19)によって, これらの S_m , T_m および T_{om} の増加(または減少)に対応し, 引張接着強度(降伏応力) σ_y の計算値が減少(または増加)する。

2.4.4 接着層の破壊状態

引張試験後の接着層の破面を肉眼で観察した結果, $\theta = 90^\circ$ および 75° については100%凝集破壊であるが, 他の角度については θ が小さくなるに従って凝集破壊の面積が減少し, 界面破壊の面積が増加していた。各試験片の両破断面を写真撮影して100個のごばん目に区切り, 各ごばん目について凝集破壊か否かを定めることにより, 接着面積中の凝集破壊面積のおよその比率を調べたところ, それぞれ, $\theta = 60^\circ$: 85%, $\theta = 45^\circ$: 60%, $\theta = 30^\circ$: 50%, $\theta = 15^\circ$: 55%, $\theta = 0^\circ$: 30%であった。接着層の破面の例を図2.12に示す。別に行った走査形電子顕微鏡による観察によれば, $\theta = 15^\circ$ および 45° の破面において白く見えるのは接着剤が微粒子状に付着している部分であり, 暗い部分は界面破壊により露出した軟鋼の表面である。

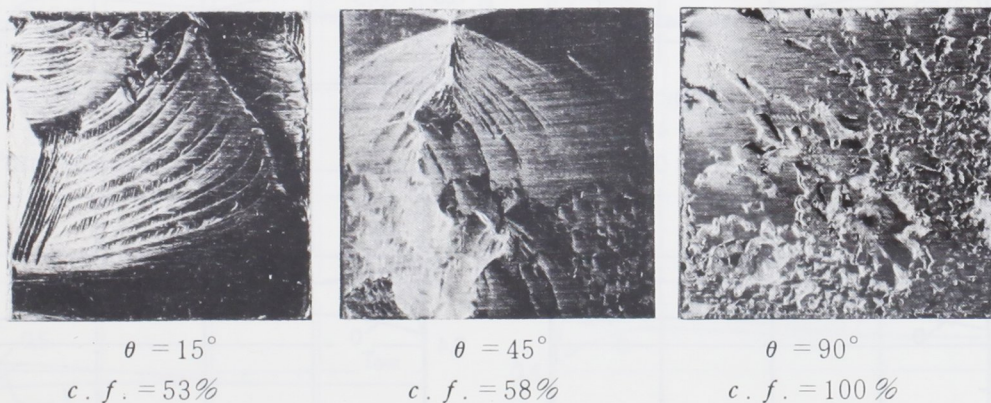
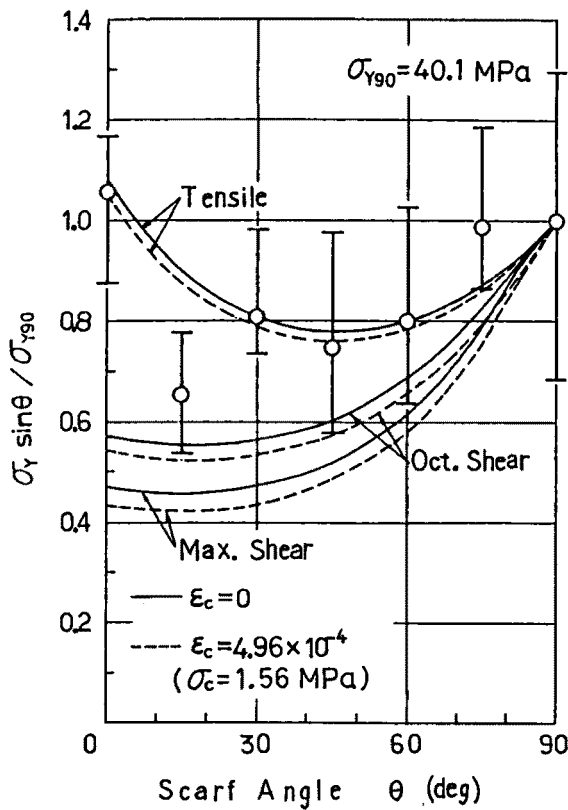


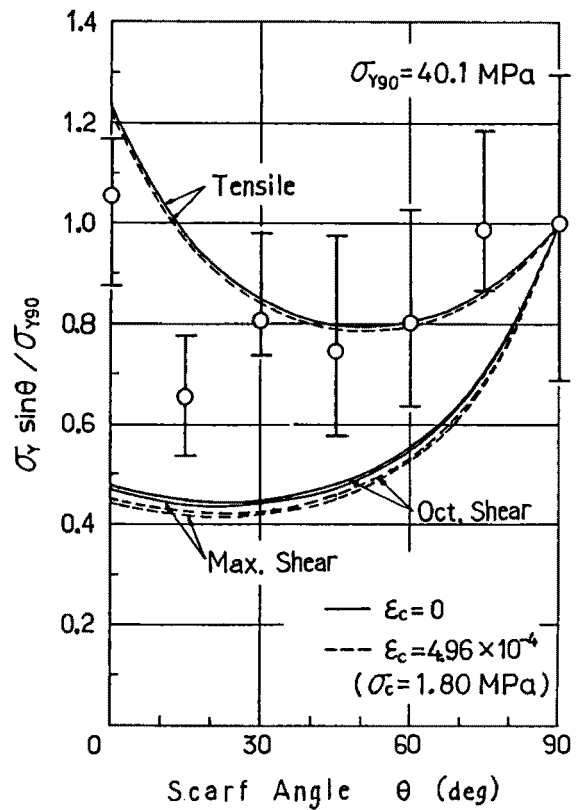
図2.12 接着層破面 [12.7mm×12.7mm, ×3.1, c.f.:凝集破壊面積率(%)]

2.4.5 接着強度の計算値と実験値との比較

$(\sigma_y / \sigma_{y90}) \times \sin \theta$ の計算値を式(2.21)を用いて平面応力状態および平面ひずみ状態について計算し, その結果をそれぞれ図2.13(a)および図2.13(b)に示した。 $\sigma_y \sin \theta$ は単



(a) 計算値：平面応力下



(b) 計算値：平面ひずみ下

図 2.13 接着強度比 ($\sigma_r \sin \theta / \sigma_{r90}$) の計算値と実験値との比較
 (1 MPa = 0.102 kgf/mm²)

位接着面積あたりの降伏時の荷重に等しく、 $\sigma_r \sin \theta / \sigma_{r90}$ はその任意の θ における値と $\theta = 90^\circ$ (バット継手) における値との比である。 $\epsilon_c = 0$ の場合に比して、 $\epsilon_c = 4.96 \times 10^{-4}$ の場合は σ_r / σ_{r90} の計算値が減少している。そのおよその減少率は $\theta = 75^\circ$ 以下において最大主応力説の場合に1~3%、最大せん断応力説の場合に3~7%、八面体せん断応力説の場合に3~6%となっており、 θ が小さいほど大きな値を示した。また平面応力の場合に対して平面ひずみの場合には σ_r / σ_{r90} の値は、最大主応力説において0~9%の増加、最大せん断応力説において4~11%の減少、八面体せん断応力説において15~21%の減少をそれぞれ示しているが、両者の間に特に大きな差異はみられない。

図 2.13(a) および (b) には接着強度の実験値 (破断時の σ_a の値の $\theta = 90^\circ$ における値に対する比、試験片数各10個) を計算値と比較して示した。3種類の破壊基準による計算値のうち、最大主応力説によるものが最も実験値に適合している。この結果は Lubkin の報告 [22] と同一となった。その理由としては、前述 (図 2.6) のように、用いた接着剤がほと

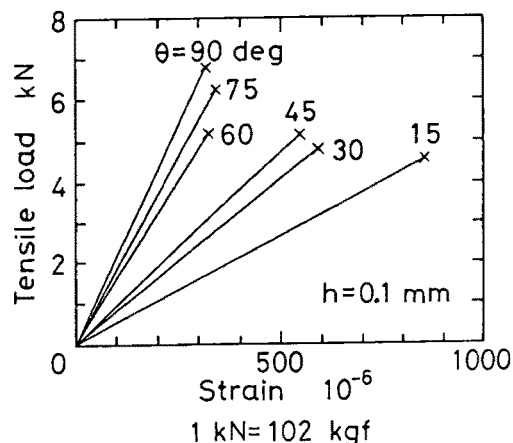


図 2.14 スカーフ継手の荷重-ひずみ線図

んど延性を示さないもろい材質であることが考えられる。図 2.14 のように、接着試験片の荷重-ひずみ線図（そのひずみ値のうち接着層の伸びの成分が占める割合は 35~50%）も破断まではほぼ直線を示した。

2.5 む す び

以上を要約すれば次のとおりである。

(1) スカーフ継手の接着層断面を長方形で近似して、層内における二次元応力分布を接着剤の硬化収縮による残留応力も考慮して解析し、最大主応力 σ_1 、最大せん断応力 τ_{\max} および八面体せん断応力 τ_{oct} をそれぞれ破壊基準に選んで、 σ_r / σ_{r90} と θ との関係を理論的に導いた。

(2) 使用したエポキシ系接着剤の硬化による平均収縮ひずみ ϵ_c の値は、バイメタル法による測定の結果、 4.96×10^{-4} になった。

(3) $\epsilon_c = 4.96 \times 10^{-4}$ の場合には、接着層内における σ_1 、 τ_{\max} および τ_{oct} の最大値は、 $\epsilon_c = 0$ の場合の値に比べて、いずれも θ の減少とともに若干の増加がみられ、それに対応して σ_r の計算値が減少する。

(4) 軟鋼のスカーフ継手の引張接着強度を測定して、 σ_r / σ_{r90} について計算値と比較した結果、最大主応力 σ_1 を破壊基準とした計算値が最も実験値に適合することがわかった。

第3章 二次元有限要素解析(その1,引張応力 および接着層収縮応力)[73-75]

3.1 まえがき

スカーフ継手, バット継手などの接着継手の破壊がどのような条件のもとに起こるかということ, すなわち破壊基準の検討には継手の応力分布を正しく知ることが必要である。第1章において述べたように, スカーフ継手についての応力解析の研究(1・3・2項)およびバット継手についての応力解析の研究(1・3・3項)には多くの報告がある。

ところで前章においては, スカーフ継手の接着層断面を長方形で近似し, 被着材を剛体と仮定して小畠・井上の式[33]を応用して応力分布を求めたが, その近似モデルと実際の継手との間の物理的および幾何学的条件の差はスカーフ角が小さな場合ほど大となる。そこで本章では鋼のスカーフ継手およびバット継手について有限要素法により二次元応力解析を行い, スカーフ角, 接着層の厚さに対する長さの比(アスペクト比), 接着剤の縦弾性係数およびポアソン比が応力分布にどのような影響を与えるかを検討する。

従来の光弾性あるいは有限要素法による解析は, ほとんどが接着層のアスペクト比が実際の継手における値(およそ100以上)よりかなり小さい場合(数倍~数十倍)について行われているのみであるため, 本章では引張りまたは圧縮の場合のような均一応力を加えた時, 接着層自由端付近の応力分布には相似性があることを見出し, アスペクト比の小さな場合の解析結果がアスペクト比の大きな実際の接着層における応力分布に拡張できることを示す。また接着層中央部の一定応力域における応力の近似値を与える式を導いて有限要素法による解に検討を加え, さらに継手全体に均一応力を与えるスカーフ角の計算式などLubkinの解析結果[22]に対する検討を行う。また最大主応力の解析結果と前章における接着層の破面の観察により, ぜい性接着層におけるクラックの進展の状況を推定する。

一方, 金属用接着剤としては一般にエポキシ樹脂などの熱硬化性樹脂がよく用いられるが, 接着剤が硬化した後の継手には, 接着剤の重合による数パーセントの体積収縮, および加熱硬化を行った場合には被着材との熱膨張係数の差に起因する残留応力が発生し, それが接着強度低下の原因の一つになる。エポキシ系接着剤の硬化収縮による残留応力については, 前章において実験的に求めた。バット継手の接着層収縮による残留応力の解析については, 第1章で述べたように, 被着材が剛体の場合, 接着層のアスペクト比が小さい

場合、あるいは接着層の厚さ方向の応力を一様とした場合についての報告がある。またスカーフ継手に関する解析例はみられない。そこで引張りの場合と同一のモデルについて、接着層が収縮した時継手に発生する応力を解析し、引張りの場合と同様の検討を加え、接着層自由端近傍の応力分布の相似性を見出して、本解析結果がアスペクト比の大きな実際の継手へ応用できることを示す。

3.2 有限要素解析方法

継手モデルは被着材を鋼、接着剤をエポキシ樹脂とし、一定ひずみの三角形要素を用いて平面ひずみ状態を仮定して弾性解析を行った。解析に用いた被着材および接着剤の材料定数を表 3.1 に示す。なお引張応力の解析においては、接着剤の縦弾性係数およびポアソン比が応力分布におよぼす影響を調べるため、表 3.1 の値の外に、 $E_a = 0.50 \text{ GPa}$, $\nu_a = 0.37$ および $E_a = 3.20 \text{ GPa}$, $\nu_a = 0.45$ の 2 種類の接着剤についても解析を行った。継手の長手方向と接着面のなすスカーフ角 θ は 15° , 30° , 45° , 52.47° (引張のみ), 60° , 75° , および 90° (バット継手) とした。

$\theta = 15^\circ \sim 75^\circ$ の場合の解析モデルおよび要素分割図を図 3.1 に示す。同一の要素分割図を用いて、モデルの厚さ t (x 座標) を変化させることにより θ を変えた。接着層の厚さを h , 長さを l とした時、アスペクト比 l/h は、図 3.1 のモデルの被着材の一部と接着層とを含む平行四辺形 GHJI の部分の y 方向の長さを $1/k$ 倍することにより k 倍とした。ここに、 k はアスペクト比拡大率である。

$\theta = 90^\circ$ のバット継手については図 3.2 の解析モデルを用いて、斜線をほどこした $1/4$ の部分を同図右のように要素分割して解析を行った。接着層の l/h は、モデルの x 座標を全体に k 倍することにより k 倍に変えた。

このように一つの要素分割図を用いて、座標に係数をかけることにより、任意のスカーフ角あるいは l/h を有する継手のモデルを作成して応力解析を行った。

表3.1 応力解析に用いた被着材および接着剤の材料定数

	Young's modulus	Poisson's ratio
Adherend(Steel)	$E = 210.00 \text{ GPa}$	$\nu = 0.30$
Adhesive(Epoxy resin)	$E_a = 3.20 \text{ GPa}$	$\nu_a = 0.37$

$$1 \text{ GPa} = 102 \text{ kgf/mm}^2$$

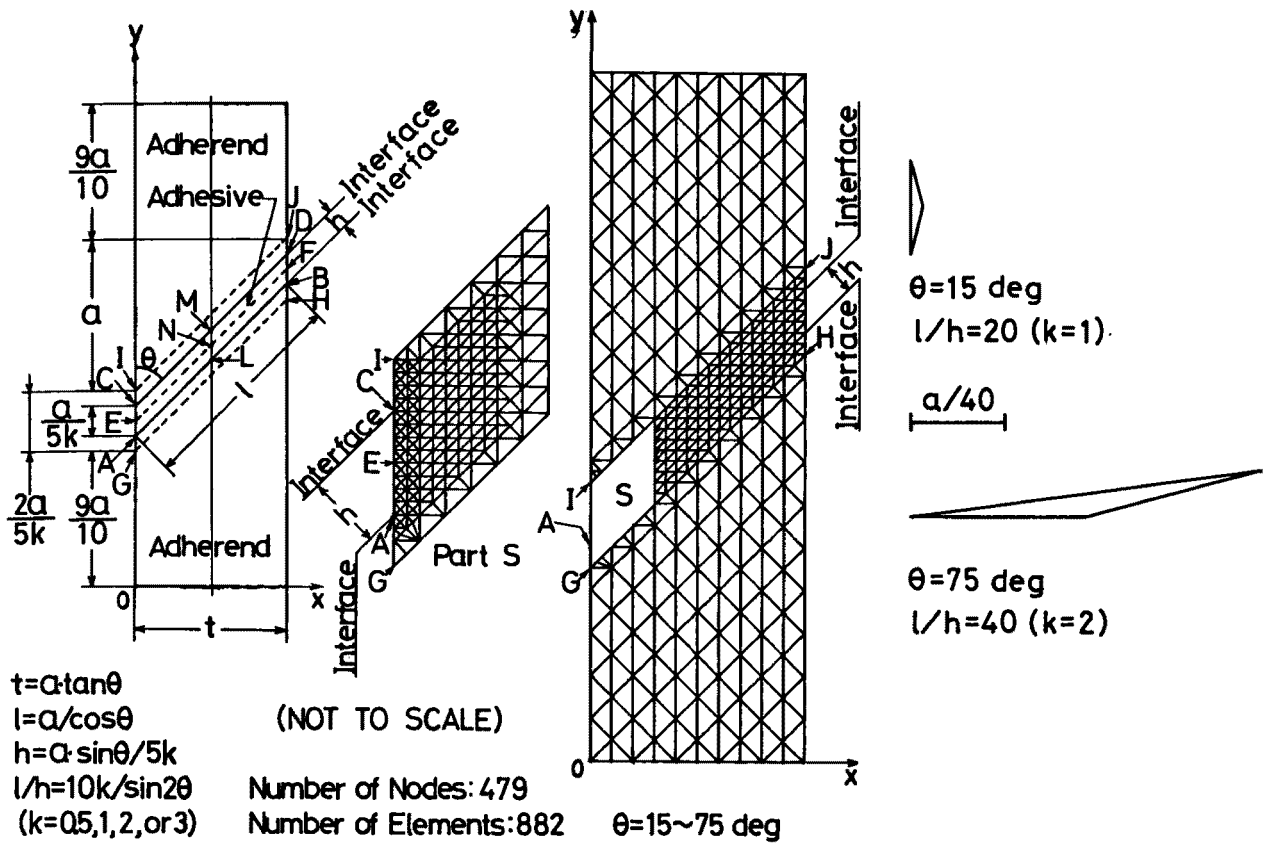


図3.1 解析モデルおよび要素分割図 ($\theta = 15^\circ \sim 75^\circ$)

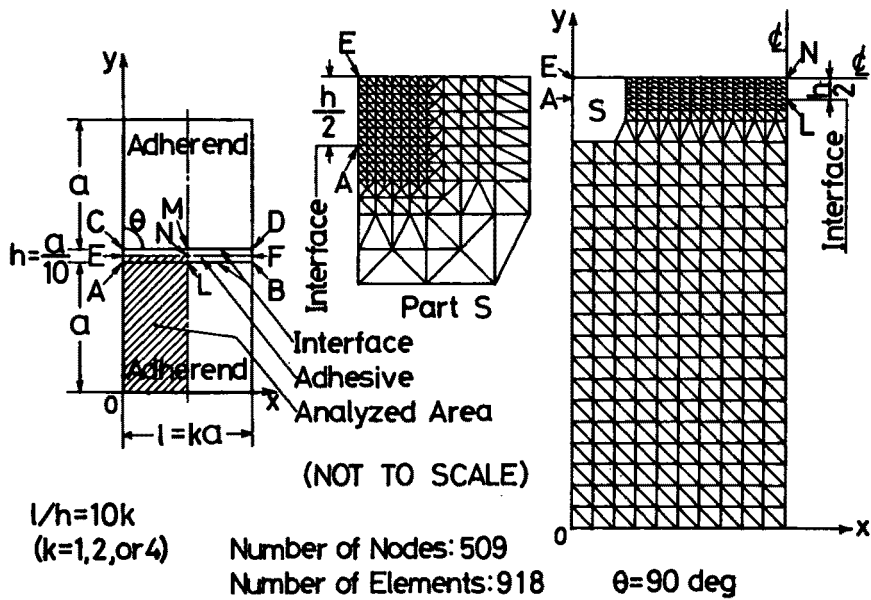


図3.2 解析モデルおよび要素分割図 ($\theta = 90^\circ$)

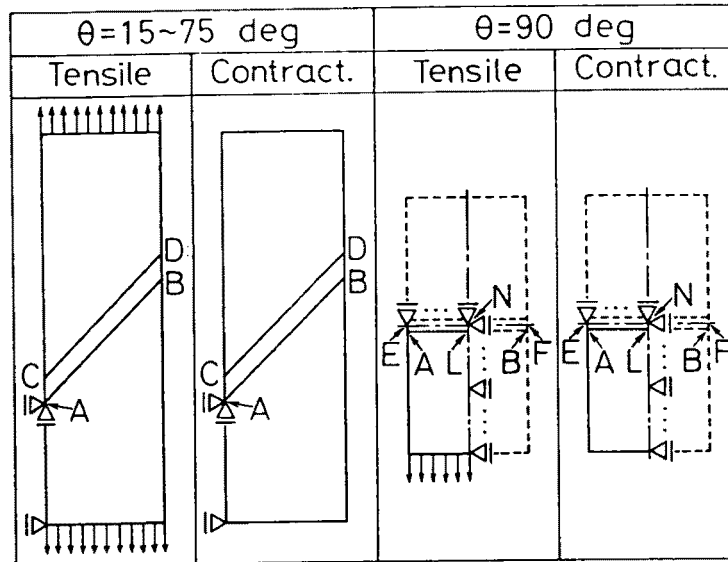


図3.3 境界条件

表3.2 解析モデルにおける接着層の
アスペクト比 (l/h)

θ (deg)	15	30	45	52.47	60	75	90
k							
0.5	/	/	/	/	/	10	/
1	20	11.5	10	10.4	11.5	20	10
2	40	23.1	20	20.7	23.1	40	20
3	60	/	/	/	/	/	/
4	/	/	/	/	/	/	40

解析における境界条件を図3.3に示した。接着層の収縮応力は、接着層における次式の初期ひずみ、

$$\{\epsilon_0\} = \{\epsilon_{x0} \quad \epsilon_{y0} \quad \gamma_{xy0}\}^T = (1 + \nu_a) \{\epsilon_c \quad \epsilon_c \quad 0\}^T, \quad (\text{平面ひずみ}) \quad (3.1)$$

を接点力に変換することにより解析した[77]。ここで、 ν_a は接着層のポアソン比、 ϵ_c (< 0)は接着層の平均収縮ひずみである。

解析したモデルの θ および l/h を表3.2に示す。図3.1右には、表3.2の $\theta = 15^\circ \sim 75^\circ$ のモデルの接着層において x および y 方向に最も長い要素の形状を示した。接着層内における要素の図心Pの座標は、図3.4のように自由端ACから接着層境界ABに平行なPまでの距離を s 、ABからPまでの垂直距離を n として表す。

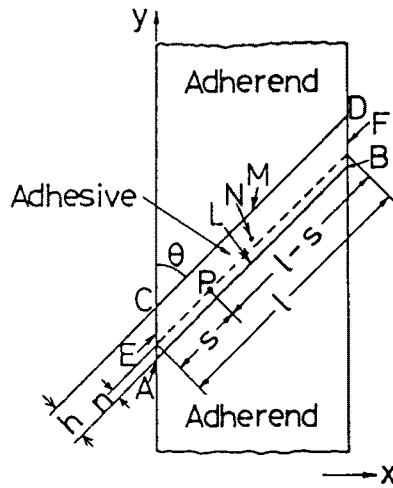


図 3.4 接着層における座標系

接着層境界 ALB および接着層中央 ENF における応力として、ALB および ENF に沿った接着層内の要素についての応力を示す。なお、 $\theta = 15^\circ \sim 75^\circ$ の場合、右側半分の LB および NF における応力は、解析モデルおよび荷重の対称性により、それぞれに対応する左側半分の部分の応力計算値を示す。

3.3 継手に均一引張応力分布を与えるスカーフ角の推定

$\theta = 52.47^\circ$ は、Lubkin の式 [22] により求めた、平面ひずみ場において継手全体に均一引張応力分布を与える角度である。Lubkin は図 3.5 のような縦弾性係数が E_1 および E_2 、ポアソン比が ν_1 および ν_2 の 2 種類の被着材から成るスカーフ継手に引張荷重 F を加えた時、軸方向 (F 方向) の応力が被着材のすべての部分で均一で、その状態が接着層まで伝達されると仮定し、二つの被着材の接着面における s 方向のひずみが等しくなり、その結果、接着層の厚さ方向に応力が均一となるのは、被着材が同一材質であるとき、あるいは異種被着材の場合は次式が成立する場合であることを導いた。

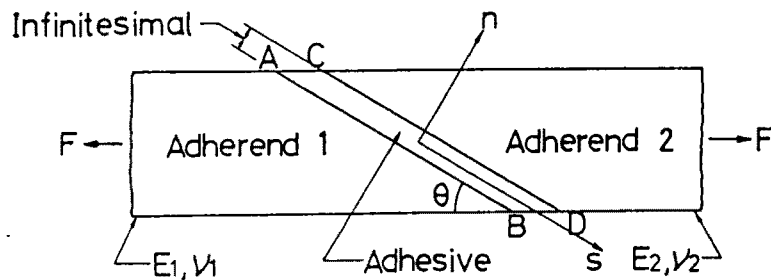


図 3.5 異種被着材のスカーフ継手

$$\tan^2 \theta = \frac{E_2/E_1 - 1}{\nu_1 E_2/E_1 - \nu_2} \quad (\text{平面応力場}) \quad (3.2)$$

$$\left. \begin{aligned} \tan^2 \theta &= \frac{\mu - 1}{\mu \nu_1 / (1 - \nu_1) - \nu_2 / (1 - \nu_2)} \\ \mu &= \frac{(1 - \nu_1^2) E_2}{(1 - \nu_2^2) E_1} \quad (\text{平面ひずみ場}) \end{aligned} \right\} (3.3)$$

ここでは接着層の厚さは微小であり、その力学的性質は考慮されず、単に応力を伝達するものとして扱われている。これらの式は以下の方法によっても導かれる。

図 3.6 のように同一断面形状 (厚さ $t \times$ 単位幅) を有する 2 種類の材料 1 および 2 の縦弾性係数を E_1 および E_2 、ポアソン比を ν_1 および ν_2 とする。両材料の中央にそれぞれ軸方向と角 θ をなす面 AB および CD ($AB = CD = l$) を想定し、それらの長さの軸方向成分を a とすれば、

$$a = t / \tan \theta \quad (3.4)$$

両材料に図 3.6 のようにそれぞれ同一引張応力 σ_a を作用させ、AB および CD が A'B' お

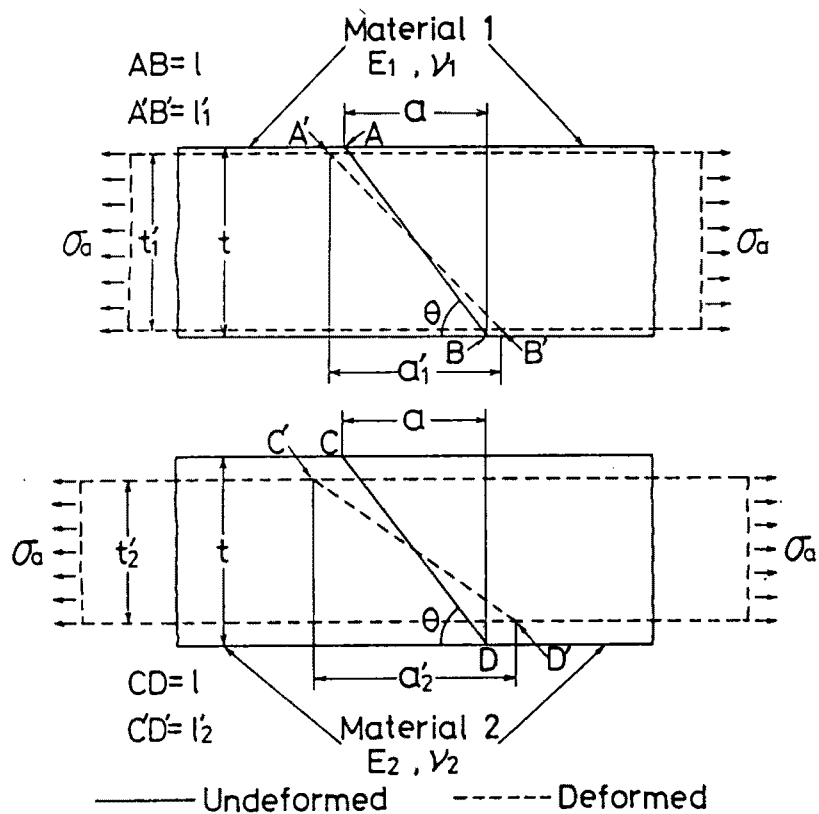


図 3.6 二つの異種材料の引張りによる変形

よびC'D'のように変形した時、 t および a は次式のようにそれぞれ t'_1, t'_2 , および a'_1, a'_2 のように変化する(平面応力場)。

$$\left. \begin{aligned} a'_i &= (1 + \sigma_a/E_i) a \\ t'_i &= (1 - \nu_i \sigma_a/E_i) t \end{aligned} \right\} i=1, 2 \quad (3.5)$$

したがってA'B'およびC'D'の長さ l'_1 , および l'_2 は,

$$\begin{aligned} (l'_i)^2 &= (a'_i)^2 + (t'_i)^2 \\ &= t^2 \left[\left(1 + \frac{\sigma_a}{E_i}\right)^2 \frac{1}{\tan^2 \theta} + \left(1 - \frac{\nu_i \sigma_a}{E_i}\right)^2 \right] : i=1, 2 \end{aligned} \quad (3.6)$$

ここで変形後の両斜面の長さを次のように等しく置き,

$$A'B' = C'D', \text{ すなわち } (l'_1)^2 = (l'_2)^2 \quad (3.7)$$

さらに軸方向のひずみの二乗の項を微小量として無視すれば $[(\sigma_a/E_i)^2 \div 0]$, 次式が得られる。

$$\frac{1}{\tan^2 \theta} \left(\frac{1}{E_1} - \frac{1}{E_2} \right) = \frac{\nu_1}{E_1} - \frac{\nu_2}{E_2} \quad (3.8)$$

この式より直ちにLubkinの導いた式(3.2)が得られ, そこで $E_i \rightarrow E_i/(1 - \nu_i^2)$, $\nu_i \rightarrow \nu_i/(1 - \nu_i)$ のように置き換えを行えば平面ひずみの場合の式(3.3)が得られる。上式が成立する θ においては図3.6の材料1および材料2の斜面の長さは変形後も完全に一致するため図3.7のような材料1の半分を材料2の半分により置き換えて接合した材料においても, 引張荷重を作用させた時応力分布は完全に均一となる。同図のように接合材は変形後くの字形をなす。なお材料1が剛体であれば式(3.8), 式(3.2)または式(3.3)

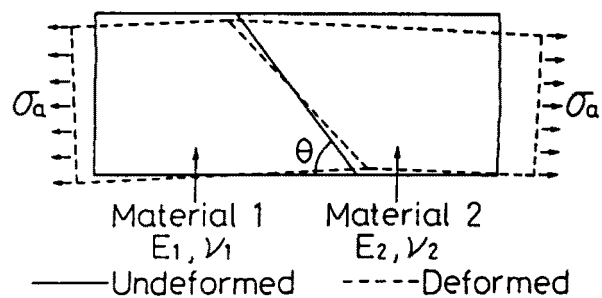


図3.7 スカーフ接合された異種材料の変形

において $1/E_1 = 0$ とおけばよい。その時得られる θ を有する材料2の斜面 CD の長さは変形前後において全く変化しない。

以上の過程からわかるように、式(3.2)、(3.3)は斜めの接合境界を有する2種類の異種材料の接合体の全体に均一応力分布が生じる θ を与えるものであり、スカーフ接着継手においては、その被着材および接着層を同式の被着材1および被着材2とみなして適用するのが正しいと考えられる。Lubkinが行った前述の仮定は一般的には成立しないため、同種被着材の場合、あるいは異種被着材で式(3.2)または式(3.3)が成立する場合においても、被着材と接着剤の力学的性質の間に式(3.2)または式(3.3)が成立するのでなければ、現実には被着材および接着層に、特に接着層の自由端付近において、応力集中が生じる。そこで式(3.3)の E_1, E_2, ν_1 および ν_2 に表3.1の $E, E_a, \nu,$ および ν_a の値を代入することにより、前述の 52.47° を得た。

3.4 引張応力解析結果および考察

3.4.1 各スカーフ角における接着層内の応力分布

図3.8~図3.14には各 θ についての境界 ALB および接着層中央 ENF における n 方向および s 方向の垂直応力 σ_n および σ_s 、せん断応力 τ_{sn} の計算結果を示す。 s 座標は接着層厚

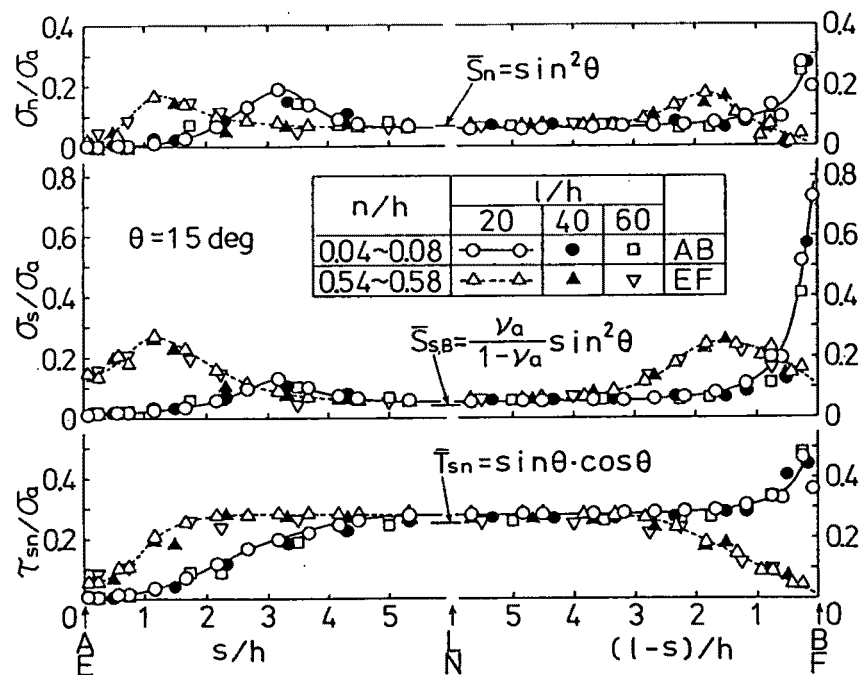


図 3.8 接着層における応力分布 ($\theta = 15^\circ$)

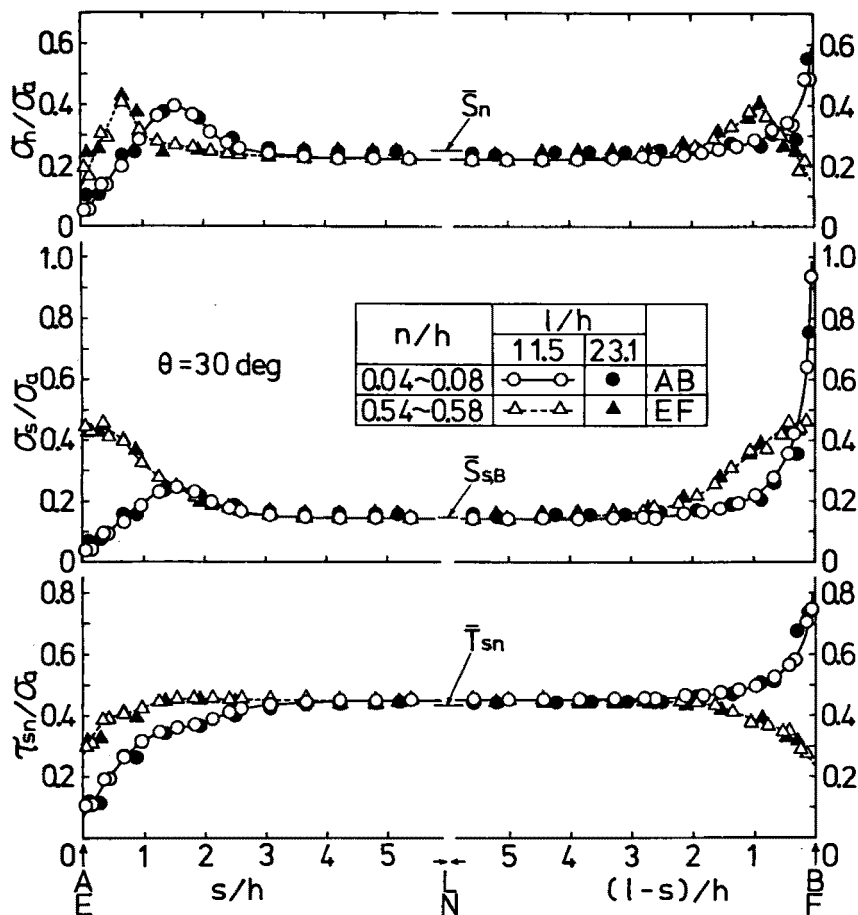


図 3.9 接着層における応力分布 ($\theta = 30^\circ$)

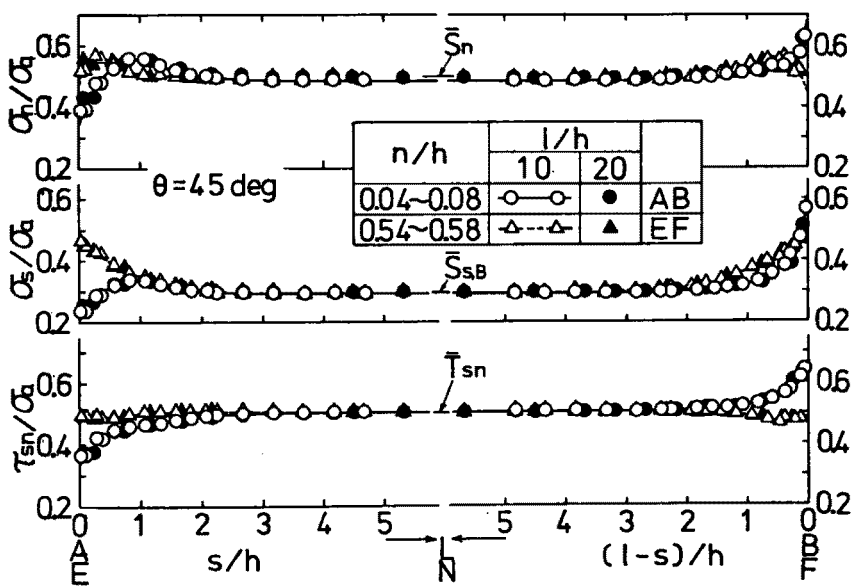


図 3.10 接着層における応力分布 ($\theta = 45^\circ$)

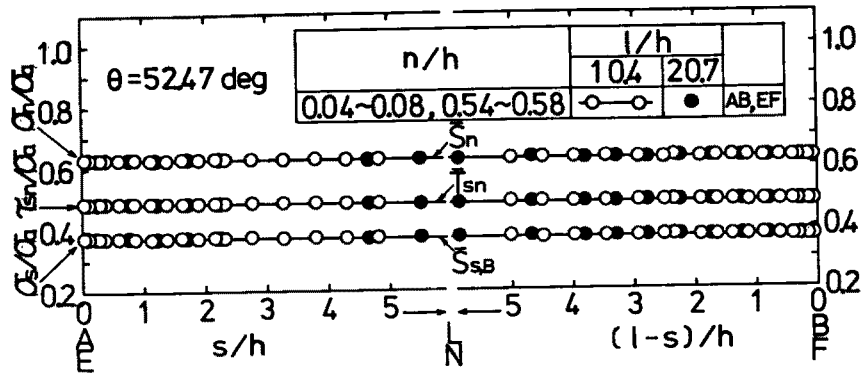


図 3.11 接着層における応力分布($\theta = 52.47^\circ$)

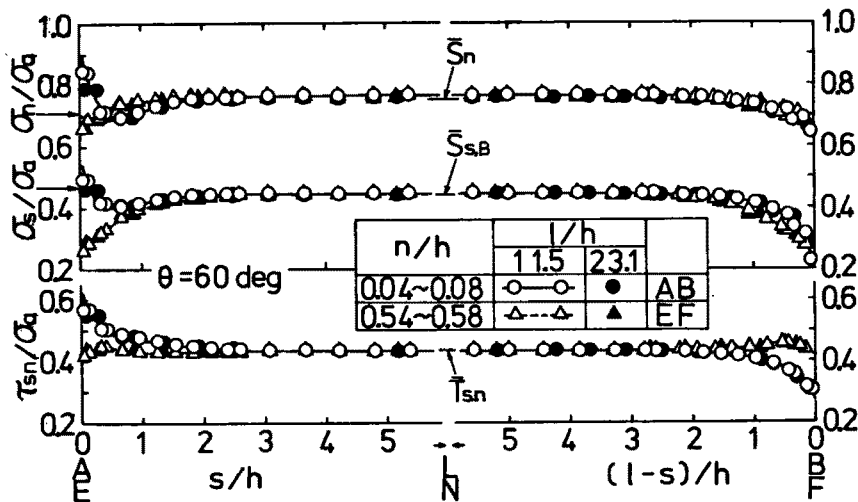


図 3.12 接着層における応力分布($\theta = 60^\circ$)

さ h により、応力はいずれも負荷した平均軸応力 σ_a によりそれぞれ無次元化して示した。

接着層中央の ENF の n 方向座標は $n/h = 0.54 \sim 0.58$ であり、正確に層の中央ではないが、そこにおける応力分布はほぼ左右対称となっている。図 3.8～図 3.14 においては、 l/h が約 1 2 以上 ($l/h = 20, 40, 60$) の場合は接着層の s 方向の中央部の応力は省略した。

いずれも θ の場合も、 l/h が異なるそれぞれの場合の応力は、無次元化 s 座標により表示することによってほぼ一つの曲線上にのっており、互いにほぼ相似であると言える。また自由端 AC または BD から、 $\theta = 15^\circ$ の場合約 $5h$ 、 $\theta = 30^\circ \sim 90^\circ$ の場合約 $3h$ 内側へ入った点より内部では、いずれの応力も厚さ方向のすべての部分についてほぼ一定となっている。 σ_n 、 σ_s 、および τ_{sn} の最大値および最小値は、 $\theta = 15^\circ \sim 75^\circ$ においては接着層境界の A 点 (D 点) あるいは B 点 (C 点) 近傍において生じており、 $\theta = 15^\circ \sim 45^\circ$ においては

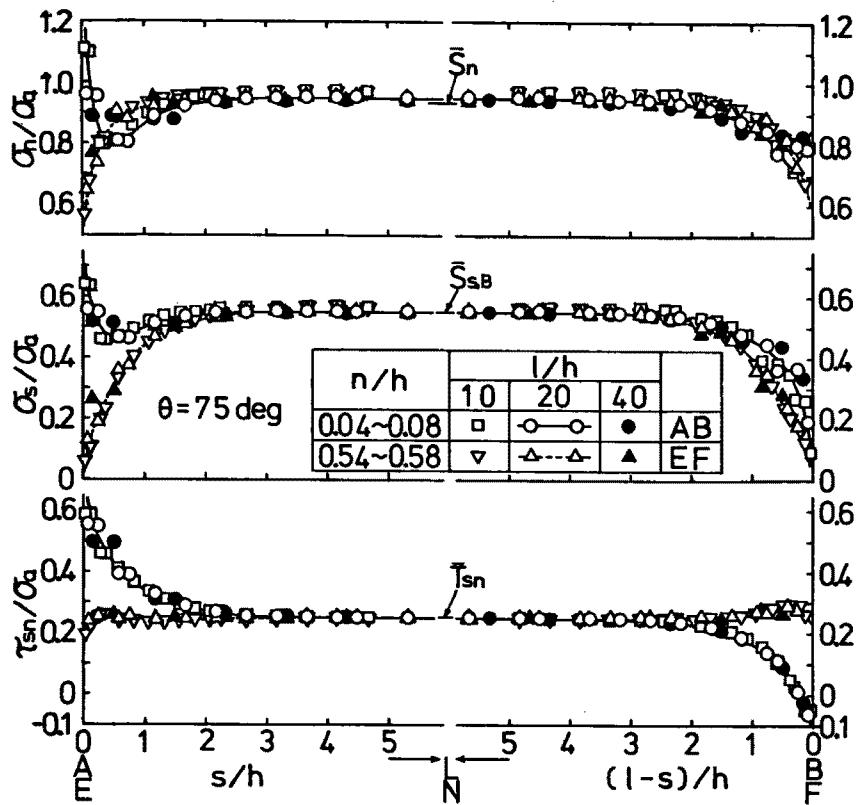


図 3.13 接着層における応力分布($\theta = 75^\circ$)

A 点近傍で最小値，B 点近傍で最大値を示し， $\theta = 60^\circ \sim 75^\circ$ では一般に逆に A 点近傍で最大値，B 点近傍（ 75° では τ_{sn} のみ）で最小値が現れる。 $\theta = 75^\circ$ の場合には， σ_n および σ_s は E 点近傍で最小値を示している。 $\theta = 90^\circ$ では， σ_n および σ_s は A 点および B 点近傍で最大値，E 点近傍で最小値となっている。 τ_{sn} の絶対値は A 点および B 点近傍で最大値，接着層中央の L 点（M 点）および N 点近傍で最小値（= 0）を示している。

特に Lubkin の式により求めた $\theta = 52.47^\circ$ においては接着層全域において σ_n ， σ_s および τ_{sn} とともに均一となり，Lubkin の式が正しいことが証明された。この θ においては接着層内のみでなく，被着材においても $xy(sn)$ 面内応力は全く均一であったが，z 方向（紙面に垂直）の応力 σ_z はポアソン比の相違による影響が現れ，被着材においては $\sigma_z/\sigma_a = \nu = 0.3$ ，接着層においては $\sigma_z/\sigma_a = \nu_a = 0.37$ となった。

応力集中係数 K を次式，

$$K = \text{最大応力値} / \text{接着層中央部の一定応力値} \quad (3.9)$$

で表すならば，A 点または B 点近傍における K は θ が 52.47° から減少あるいは増加するほど大きくなっている。また，いずれの θ においても K は l/h の小さい場合ほど大きく

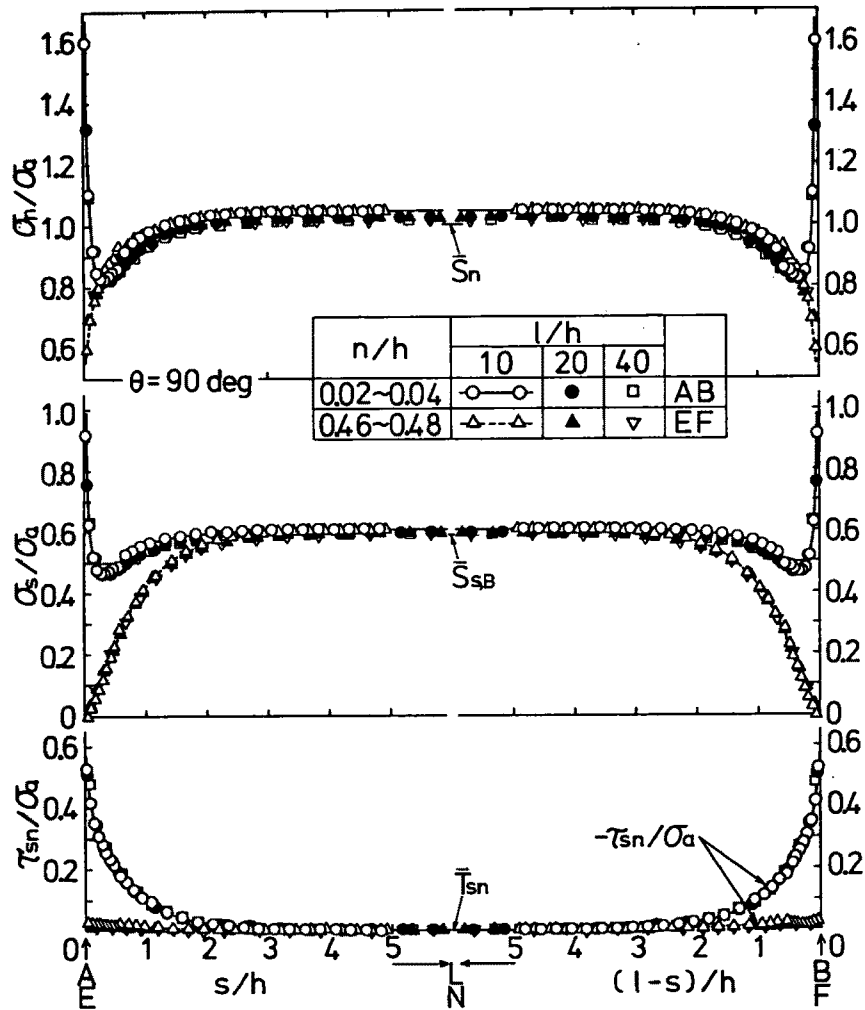


図3.14 接着層における応力分布 ($\theta = 90^\circ$)

なっている。これは、本研究においては要素分割を一定とし、座標の伸縮により接着層の l/h を変えているため、 l/h が小さくなると最大応力を示す要素の図心の座標 s/h あるいは $(1-s)/h$ の値が小さくなり、自由端表面により近くなるため計算の精度が向上するからである。

接着層中央 ENF における応力は、 $\theta = 15^\circ \sim 45^\circ$ においてはおよそ同じような傾向を示している。 σ_n および σ_s は自由端から約 $0.5h \sim 2h$ 内部へ入った点でピークを示しており、 θ が大きくなるにしたがいピークの位置が自由端側に移動している。 τ_{sn} は接着層中央から自由端に向かって次第に減少しており、自由端における値は θ が大きくなる (52.47° に近づく) にしたがって高くなっている。 $\theta = 60^\circ \sim 90^\circ$ においては、 σ_n および σ_s は層中央から自由端に向かって減少しており、 θ が大きくなる (52.47° からずれる) ほど自由端に

おける値が小さくなっている。 τ_{sn} はほぼ一定値を示し、特に $\theta = 90^\circ$ においてはほぼ 0 である。

3.4.2 接着層自由端付近における応力分布の相似性について

接着層自由端近傍の応力分布の相似性は、そこにおける接着層と被着材の形状が幾何学的に相似であり、しかも負荷している応力 σ_a が均一であること、 l/h がある程度大きいこと、自由端付近における応力集中が中央部の一定応力域の応力値に対して与える影響が比較的小さいことなどによるもの、すなわちサンブナン (Saint Venant) の原理 [78] によると考えられる。引張荷重下の剛体のバット継手において、接着層のアスペクト比がある程度大きい場合の自由端付近での応力分布の相似性、すなわち無次元化応力がアスペクト比による影響をあまりうけず、近似的に図 3.4 の自由端からの無次元化距離 s/h あるいは $(l-s)/h$ の関数で表されることは、小島、井上 [33] による解析および Harrison ら [17] の有限要素解析結果において示されている。Harrison らはアスペクト比が 10 以上であれば無次元化応力がアスペクト比にほとんど無関係になることを示している。

l/h が大きくなるほど自由端の応力集中部分の接着面積中に占める割合が小さくなり、接着層中央部の一定応力値に与える影響が少なくなるため、図 3.8 の $\theta = 15^\circ$ 、図 3.13 の $\theta = 75^\circ$ 、および図 3.14 の $\theta = 90^\circ$ においては、 l/h の大きいほど応力の相互の一致度が高くなるという傾向がみられ、 l/h が 20 以上であれば応力はほぼ一致することがわかる。また図 3.9～図 3.12 の $\theta = 30^\circ \sim 60^\circ$ においては l/h が約 10 以上であれば応力は互いにほぼ一致することがわかる。

3.4.3 接着層中央部の一定応力域における応力値について

接着層中央部の一定応力値を図 3.15 のような近似を行って求める。図 3.15 において、被着材は剛体で接着層厚さは微小であり、接着層内において応力は全く均一であると仮定する。そのとき接着面に垂直には平均軸応力 σ_a の分応力 σ_n [式(2.1)] が作用し、接着面に平行にはせん断分応力 τ_{sn} [式(2.2)] が作用するものとする。さらに被着材の存在により、接着層の s 方向および平面ひずみ状態の場合は z 方向の収縮が完全に拘束されるものとして、 s 方向および z 方向の応力を求める。等方弾性体における広い意味での Hooke の法則 [79]、

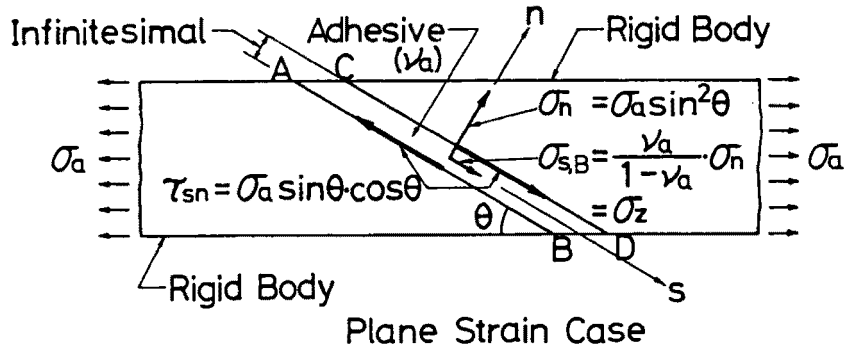


図 3.15 接着層における応力の単純化

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_s &= \{\sigma_s - \nu_a(\sigma_n + \sigma_z)\} / E_a \\ \epsilon_n &= \{\sigma_n - \nu_a(\sigma_z + \sigma_s)\} / E_a \\ \epsilon_z &= \{\sigma_z - \nu_a(\sigma_s + \sigma_n)\} / E_a \end{aligned} \right\} \quad (3.10)$$

において、平面応力の場合 $\epsilon_s = 0$ 、 $\sigma_z = 0$ 、平面ひずみの場合 $\epsilon_s = 0$ 、 $\epsilon_z = 0$ を代入すれば、次のようにそれぞれの場合の s 方向応力 $\sigma_{s,A}$ および $\sigma_{s,B}$ ($= \sigma_z$) が得られる。

$$\sigma_{s,A} = \nu_a \sigma_n = \nu_a \sigma_a \sin^2 \theta \quad (\text{平面応力}) \quad (3.11)$$

$$\sigma_{s,B} = \sigma_z = \frac{\nu_a}{1 - \nu_a} \sigma_n = \frac{\nu_a}{1 - \nu_a} \sigma_a \sin^2 \theta \quad (\text{平面ひずみ}) \quad (3.12)$$

Lubkin [22] は被着材も弾性体として σ_s および σ_z (いずれも均一応力) を求めており、その式において $E_a / E = 0$ とおけば式 (3.11) および (3.12) に一致する。式 (2.1), (2.2), (3.11) および (3.12) の $\sigma_n, \tau_{sn}, \sigma_{s,A}, \sigma_{s,B}$ および σ_z の σ_a による無次元化応力を $\bar{S}_n, \bar{T}_{sn}, \bar{S}_{s,A}, \bar{S}_{s,B}$ および \bar{S}_z とすれば、

$$\left. \begin{aligned} \bar{S}_n &= \sin^2 \theta \\ \bar{T}_{sn} &= \sin \theta \cos \theta \\ \bar{S}_{s,A} &= \nu_a \sin^2 \theta \quad (\text{平面応力}) \\ \bar{S}_{s,B} = \bar{S}_z &= \frac{\nu_a}{1 - \nu_a} \sin^2 \theta \quad (\text{平面ひずみ}) \end{aligned} \right\} \quad (3.13)$$

図 3.8~図 3.14 には式 (3.13) による \bar{S}_n, \bar{T}_{sn} および $\bar{S}_{s,B}$ の計算値を曲線の中央部分に示した。有限要素法による接着層中央の一定応力値は、いずれもほぼ式 (3.13) による計算値に一致しており、 l/h の増加により式 (3.13) の計算値に収束する傾向がみられる。 $\theta = 52.47^\circ$ では両応力値は全く一致した。以上により鋼のスカーフ継手の接着層の応力は

式(2.1), (2.2), (3.11), および(3.12)で近似できることがわかる。

3.4.4 剛体のスカーフ継手の接着層に均一応力分布を与えるスカーフ角について

図3.15のような剛体のスカーフ継手において平面ひずみ状態の接着層に均一応力分布を与える θ を求める。式(2.1), (2.2), および(3.12)で表される σ_n, τ_{sn} , および σ_s を, 最大主応力 σ_1 および最小主応力 σ_2 を与える次式,

$$\left. \begin{array}{l} \sigma_1 \\ \sigma_2 \end{array} \right\} = \frac{1}{2} \left[\sigma_s + \sigma_n \pm \sqrt{(\sigma_s - \sigma_n)^2 + 4\tau_{sn}^2} \right] \quad (3.14)$$

に代入し, $\sigma_2 = 0$ とおけば次式が得られる。

$$\tan^2 \theta = 1 / \left(\frac{\nu_a}{1 - \nu_a} \right) \quad (3.15)$$

式(3.15)が成立する θ を有するスカーフ継手においては $\sigma_2 = 0$ であるから, σ_1 の方向および大きさは σ_a に一致し, 接着層内の応力は均一になると考えられる。式(3.15)はまた, 接着層の s 方向の収縮が拘束されることによって生じる式(3.12)の引張応力 σ_s を, σ_a の s 方向の分応力,

$$\sigma_s = \sigma_a \cos^2 \theta \quad (3.16)$$

と等置することによっても導かれる。さらに Lubkin による式(3.3)において接着剤の縦弾性係数が被着材の縦弾性係数に比して十分小さいとみなし, $E_2/E_1 = 0$, $\nu_2 = \nu_a$ とおけば, 式(3.15)に一致する。式(3.15)に表3.1の $\nu_a = 0.37$ を代入すれば $\theta = 52.54^\circ$ が得られ, これは式(3.3)による $\theta = 52.47^\circ$ とほぼ等しい。3.3節で示したように, この接着剤を素材とする図3.6の材料2を引張った場合, $\theta = 52.54^\circ$ の斜面CDの長さは, 変形前後において全く変化しない。

3.4.5 最大主応力 σ_1 および八面体せん断応力 τ_{oct} の分布

図3.16および図3.17には接着層境界ABにおける σ_1 および次式による τ_{oct} の計算結果を示

$$\tau_{oct} = \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} / 3 \quad (3.17)$$

す。 $(3/\sqrt{2})\tau_{oct}$ は Mises の相当応力に等しい。いずれの θ の場合でも, 図3.16の σ_1 の形

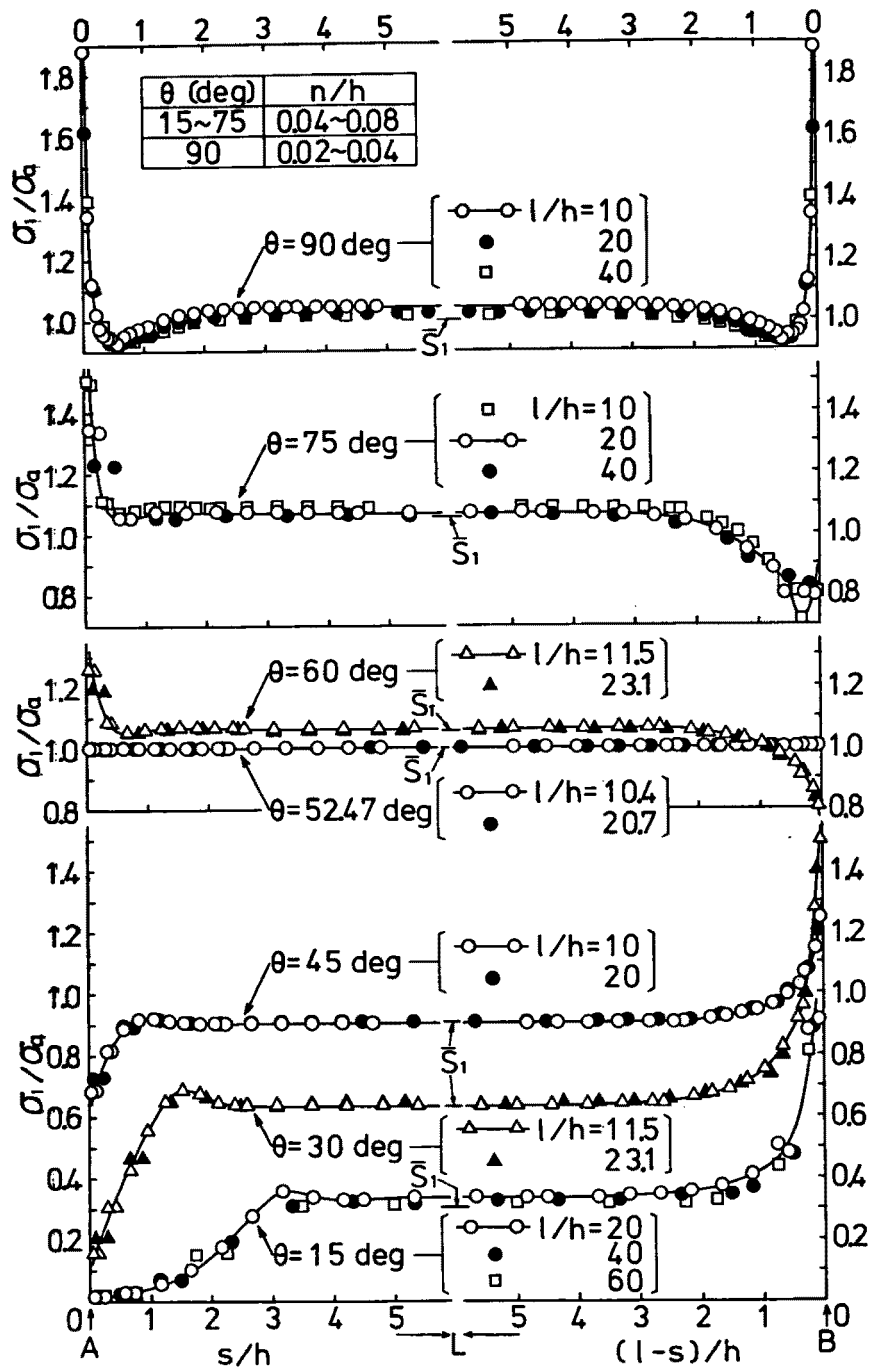


図 3.16 接着層境界における最大主応力の分布

状は図3.8~図3.14の対応する σ_n および σ_s の形状に、図3.17の τ_{oct} の形状は同じく τ_{sn} の形状に類似している。 l/h が異なる場合の接着層自由端付近での応力分布の相似性、中央部における一定応力域の存在、最大および最小応力値の生じる点、 $\theta = 52.47^\circ$ において全く均一応力となること (σ_2 が異なるため τ_{oct} は被着材と接着層とは少し異なった値を示す)、自由端近傍における応力集中係数 K が θ が 52.47° からずれるほど大きくなることなど、 σ_n 、 σ_s 、 τ_{sn} においてみられたのとほぼ同じ傾向を示している。表 3.3 には σ_1

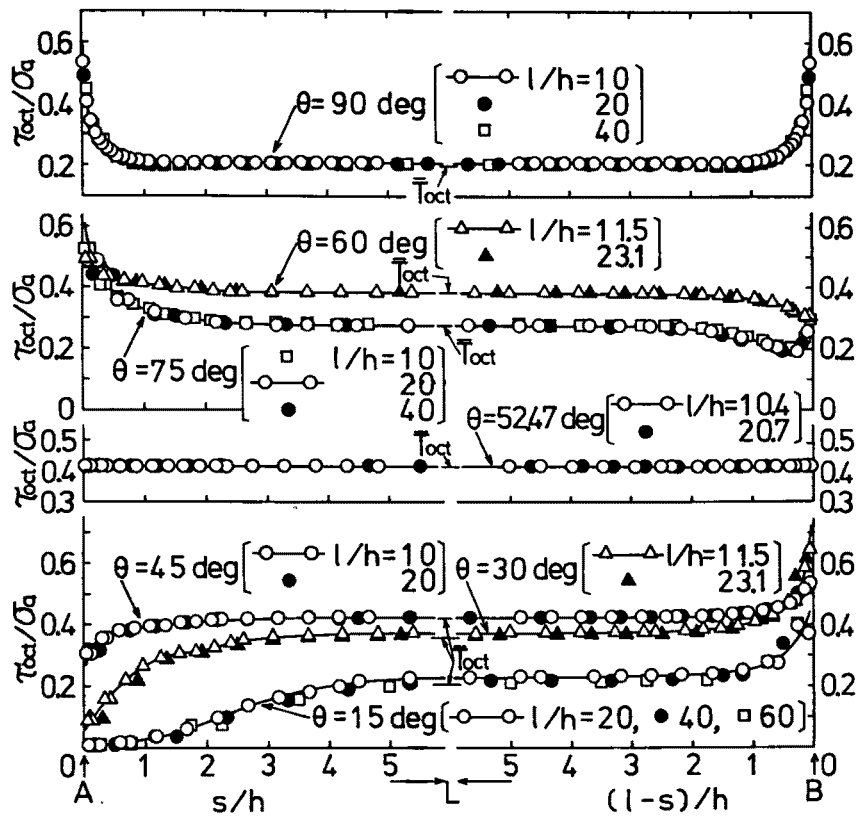


図 3.17 接着層境界における八面体せん断応力の分布

表 3.3 接着層における応力集中係数

θ (deg)	l/h	Stress concentration factor	
		K_{σ_i}	$K_{\tau_{oct}}$
15	20	2.75	1.73
	40	2.77	1.78
	60	2.56	1.89
30	11.5	2.35	1.73
	23.1	2.19	1.69
45	10	1.37	1.26
	20	1.32	1.24
52.47	10.4	1.00	1.00
	20.7	1.00	1.00
60	11.5	1.19	1.28
	23.1	1.13	1.24
75	10	1.39	1.89
	20	1.26	1.77
	40	1.16	1.60
90	10	1.80	2.58
	20	1.58	2.43
	40	1.38	2.25

および τ_{oct} の応力集中係数 K_{σ_1} および $K_{T_{oct}}$ の値を示した。 σ_n , σ_s , および τ_{sn} の場合と同じ理由により, l/h が小さいほど応力集中係数が大きくなっている。式(3.13)の無次元化応力を式(3.14)および式(3.17)に代入すれば, σ_1, σ_2 , および τ_{oct} の無次元化応力 \bar{S}_1, \bar{S}_2 , および \bar{T}_{oct} は,

$$\left. \begin{aligned} \bar{S}_1 \\ \bar{S}_2 \end{aligned} \right\} = \frac{1}{2} \left[\bar{S}_s + \bar{S}_n \pm \sqrt{(\bar{S}_s - \bar{S}_n)^2 + 4\bar{T}_{sn}^2} \right] \quad (3.18)$$

$$\bar{T}_{oct} = \sqrt{(\bar{S}_1 - \bar{S}_2)^2 + (\bar{S}_2 - \bar{S}_2)^2 + (\bar{S}_2 - \bar{S}_1)^2} / 3$$

図3.16, 図3.17の曲線の中央および表3.4には, 式(3.18)による \bar{S}_1 および \bar{T}_{oct} の計算値を示した。表3.4には接着層中央の一定応力域の値を併記した。いずれの θ においても

表 3.4 均一応力域における応力と式(3.18)による応力計算値との比較

θ (deg)	Stress in uniform stress region of adhesive layer			Stress calculated by formula (3.18)		
	l/h					
15	l/h	20	40	60		
	S_1	0.331	0.321	0.317	\bar{S}_1	0.304
	T_{oct}	0.229	0.215	0.211	\bar{T}_{oct}	0.205
30	l/h	11.5	23.1			
	S_1	0.636	0.639		\bar{S}_1	0.634
	T_{oct}	0.372	0.364		\bar{T}_{oct}	0.357
45	l/h	10	20			
	S_1	0.903	0.906		\bar{S}_1	0.907
	T_{oct}	0.422	0.421		\bar{T}_{oct}	0.420
52.47	l/h	10.4	20.7			
	S_1	1.000	1.000		\bar{S}_1	0.999
	T_{oct}	0.413	0.413		\bar{T}_{oct}	0.413
60	l/h	11.5	23.1			
	S_1	1.062	1.059		\bar{S}_1	1.055
	T_{oct}	0.382	0.382		\bar{T}_{oct}	0.382
75	l/h	10	20	40		
	S_1	1.086	1.069	1.062	\bar{S}_1	1.056
	T_{oct}	0.278	0.276	0.275	\bar{T}_{oct}	0.273
90	l/h	10	20	40		
	S_1	1.044	1.022	1.006	\bar{S}_1	1
	T_{oct}	0.206	0.201	0.198	\bar{T}_{oct}	0.195

$$S_1 = \sigma_1 / \sigma_a, \quad T_{oct} = \tau_{oct} / \sigma_a$$

一定応力域の応力は σ_1 、 τ_{oct} ともに式(3.18)による計算値にはほぼ一致しており、 l/h の増加により前者は後者に収束するものと思われる。

図3.1の継手の厚さ t が一定であれば、 θ の増加にともなって応力を負担する接着面積が減少するため、一定応力域における σ_1 の値は一般に増加している。一定応力域における τ_{oct} の値は、 θ の増加にともなって σ_n 、 σ_s 、および σ_z が増加して応力の三軸性が増し主応力偏差が減少するため、 $\theta \geq 45^\circ$ においては減少している。 $\theta \leq 45^\circ$ においては、 θ の減少により応力の三軸性は低下するが、それよりも接着面積の増加による影響が大きく、 τ_{oct} は減少している。

3.4.6 節点変位図および主応力方向図

図3.18に $\theta = 15^\circ$ 、 45° 、および 75° における接着層内の簡略化した節点変位図(部分)を示す。変位を拡大するため実際の継手の破壊応力の約10倍の応力 σ_a を加えた状態を示している。 $\theta = 15^\circ \sim 45^\circ$ においては自由端において接着層が三角形に切り取られている面積が広く、図からわかるようにA点およびE点付近の接着層は上側の被着材からの変形の影響をうける度合いが少ないため応力が小さく、逆にC点付近の接着層は局所的に被着材により引張られており、そのため大きな応力が生じたものと考えられる。一方、 θ が大きな 75° の場合には、接着剤は被着材により n 方向の引張分力をうけて自由端ではくびれを生じる傾向(AECが凹面になっている)がみられ、また s 方向にせん断分力をうけてずれ変形が生じているが、両者による変形がA点では重畳するため最大応力値を示し、逆にC点では打ち消し合うため最小応力が生じたものと推定される。

図3.19には接着層内(左側半分)における主応力 σ_1 、 σ_2 の方向および大きさの簡略図を示した。一定応力域における σ_1 の方向と軸方向とは $\theta = 52.47^\circ$ において全く一致して $\sigma_2 = 0$ となり、 $\theta < 52.47^\circ$ において θ の減少にともなって σ_1 の方向が軸方向より少し左へ傾いている。また、 $\theta > 52.47^\circ$ においては θ の増加とともに σ_1 の方向は少し右に傾き、 $\theta = 90^\circ$ において再び軸方向に一致している。 σ_2 は $\theta < 52.47^\circ$ においてはすべて圧縮応力であるが、 $\theta > 52.47^\circ$ においては引張応力となり、その絶対値は θ が 52.47° よりずれるほど大きくなっている。したがって $\theta > 52.47^\circ$ では θ の増加とともに応力の三軸性が増加する。

図3.18と図3.19とを対応させることにより、他の θ における接着層の変形が推定できる。

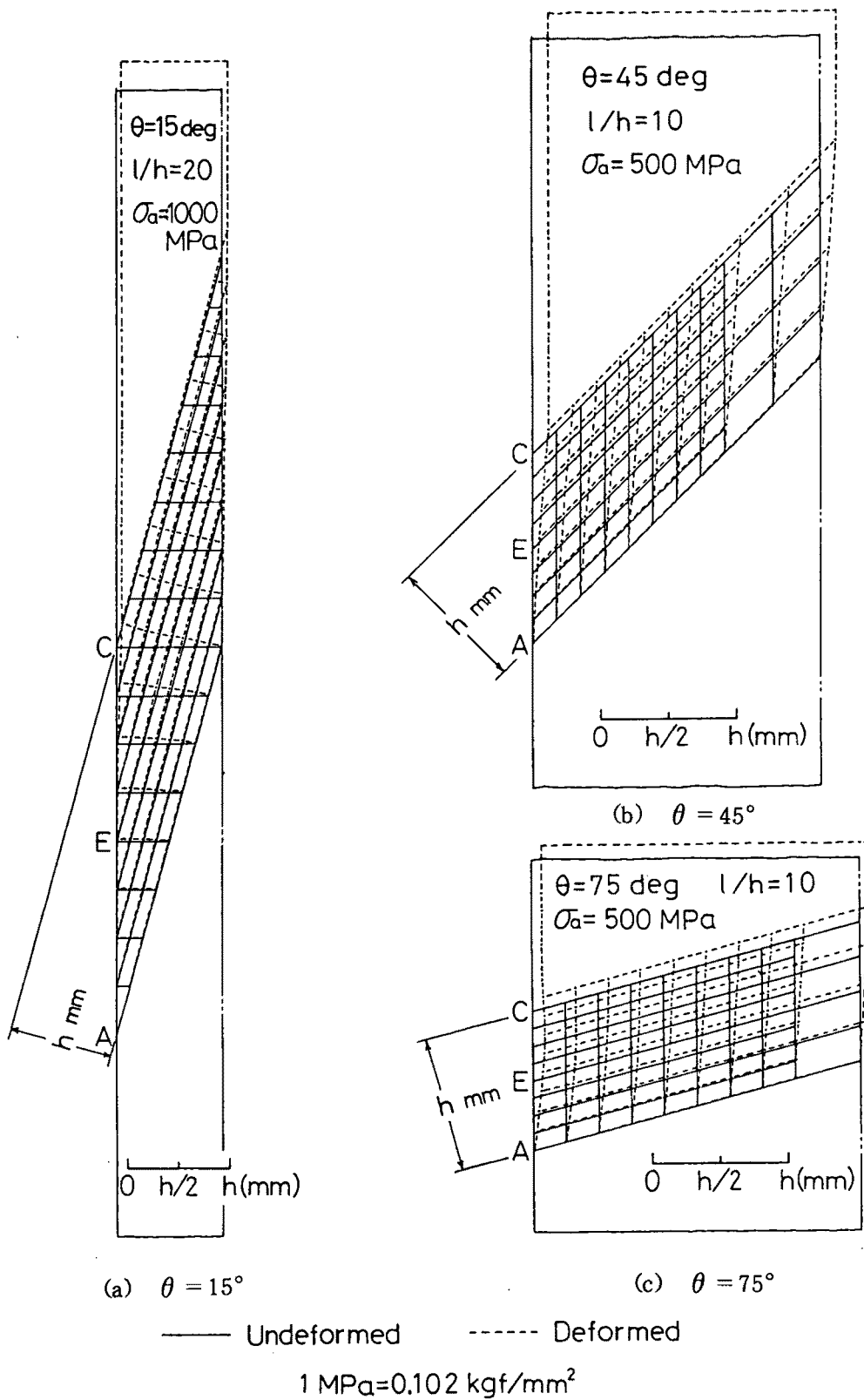
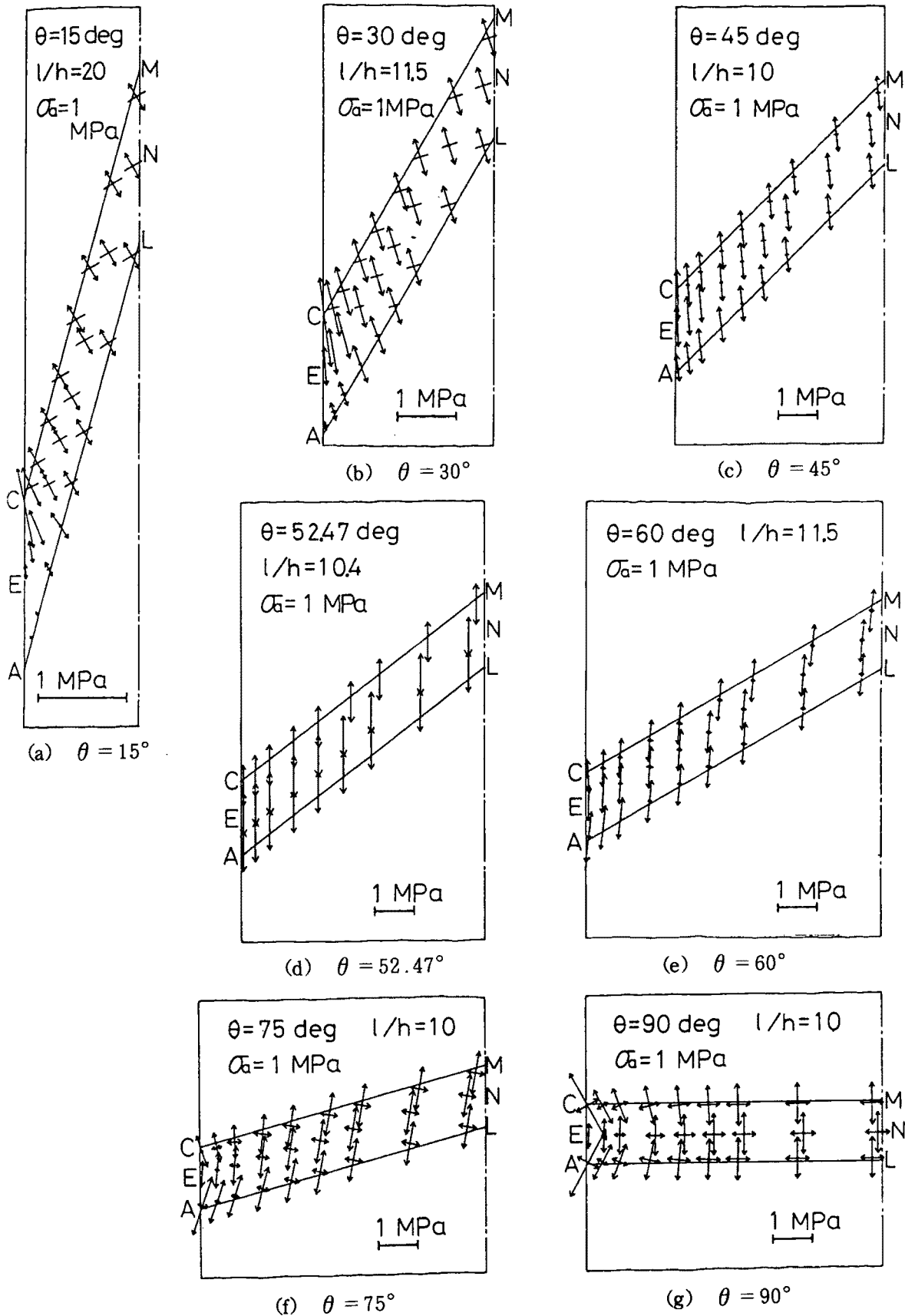


図3.18 接着層における簡略化節点変位図($\theta = 15^\circ, 45^\circ$ および 75°)

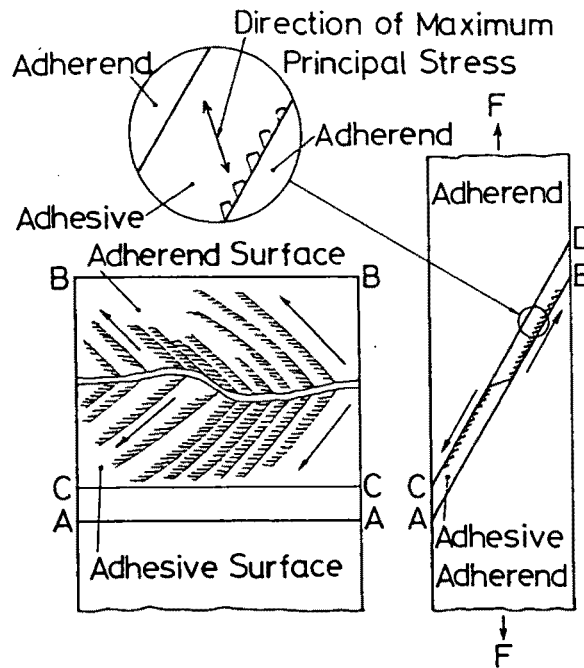


\longleftrightarrow Tensile Stress \longrightarrow Compressive Stress

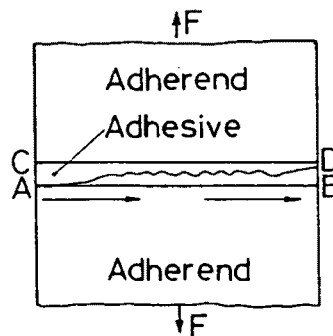
図3.19 接着層における簡略化主応力分布図 (1 MPa = 0.102 kgf/mm²)

3.4.7 ぜい性接着層の破壊の経過

ぜい性クラックの進行方向が最大引張応力に直角になること [127] を考慮して図 3.19 の主応力方向図の検討を行い，さらに前章におけるぜい性接着剤を用いた試験片の破面を観察することにより，接着層におけるクラックの進展状況を推定して，これを図 3.20 に示した。一定応力域内で接着面に平行なせん断応力成分の生じる $\theta \leq 75^\circ$ においては，図 3.20 (a) 右のように最初に接着層中央付近で z 方向全体にクラックが生じ（破面の方向は最大主応力に直角），次いで最大主応力に直角方向の微小クラック（microcrack [49]）を誘発させながら境界にそって自由端 AC または BD に向かってクラックが進む。この微小クラ



(a) $\theta \leq 75 \text{ deg}$



(b) $\theta = 90 \text{ deg}$

→ Directions of Crack Propagation

図3.20 ぜい性接着層におけるクラックの進展

ックの発生により、接着層から引き抜かれた細長く微小な棒状の接着剤の連なり、およびその引抜かれたあとの穴の連なりが、図 3.20(a)左および前章図 2.10 のように羽毛状に見える。 $\theta \leq 45^\circ$ では自由端の B 点および C 点で最大応力を示すため、破壊は図 3.20(a)右のように境界 LB および MC (図 3.1) にそって起こるが、 $\theta = 60^\circ$ および 75° では逆に A 点および D 点で最大応力を示すため、図 3.20 とは異なり、境界 LA および MD にそって破壊が生じる。

一方、 $\theta = 90^\circ$ においては、図 3.20 (b) のようにクラックは応力集中の大きな A, B, C, または D 点のうちいずれか 1 箇所において開始し、その近傍においては最大主応力に直角の方向が接着層境界に対し鋭角をなすためクラックは界面にそって進行した後、一定応力域では最大主応力に直角の方向が境界に全く平行になるため、クラックは接着層内部を進行して反対側の自由端に至る。 $\theta = 90^\circ$ に近い $\theta = 60^\circ$ および 75° の破面においては、図 3.20 (a) の破壊に加えて図 3.20 (b) の破壊が一部混在する。

3.4.8 接着剤のポアソン比および縦弾性係数と応力分布との関係

接着剤の縦弾性係数 E_a のみを表 3.1 の 3.20 GPa から 0.50 GPa とした場合およびポアソン比 ν_a のみを 0.37 から 0.45 に変えた場合の応力解析を $\theta = 30^\circ, 60^\circ$, および 90° の場合について行い、表 3.1 の値を用いた計算結果とともに図 3.21 ~ 図 3.23 に示した。また図の中央部には、式 (3.13) による近似応力 \bar{S}_n , \bar{S}_s および \bar{T}_{sn} の値を示した。一定応力域における応力の収束値であるそれらの近似応力値は接着層の縦弾性係数には無関係であり、ポアソン比に関係があるのは σ_s (σ_z) のみであるため、図 3.21 ~ 図 3.23 においてもその傾向が現れている。すなわち縦弾性係数の変化はいずれの応力分布にもほとんど影響を与えていない。またポアソン比による影響は σ_s においてははっきり現れているが、他の応力においては少ししかみられない。近似応力値 \bar{S}_n , \bar{S}_s , および \bar{T}_{sn} は接着層中央付近のそれぞれの応力値にほぼ一致している。 $\theta = 90^\circ$ においては、 $l/h = 10$ であり、 $\nu_a = 0.45$ の場合の σ_n および σ_s は自由端付近でのうねりが大きいため、一定応力域の応力は \bar{S}_n および \bar{S}_s に十分一致していないが、 l/h がさらに増加すればその値に収束するものと考えられる。

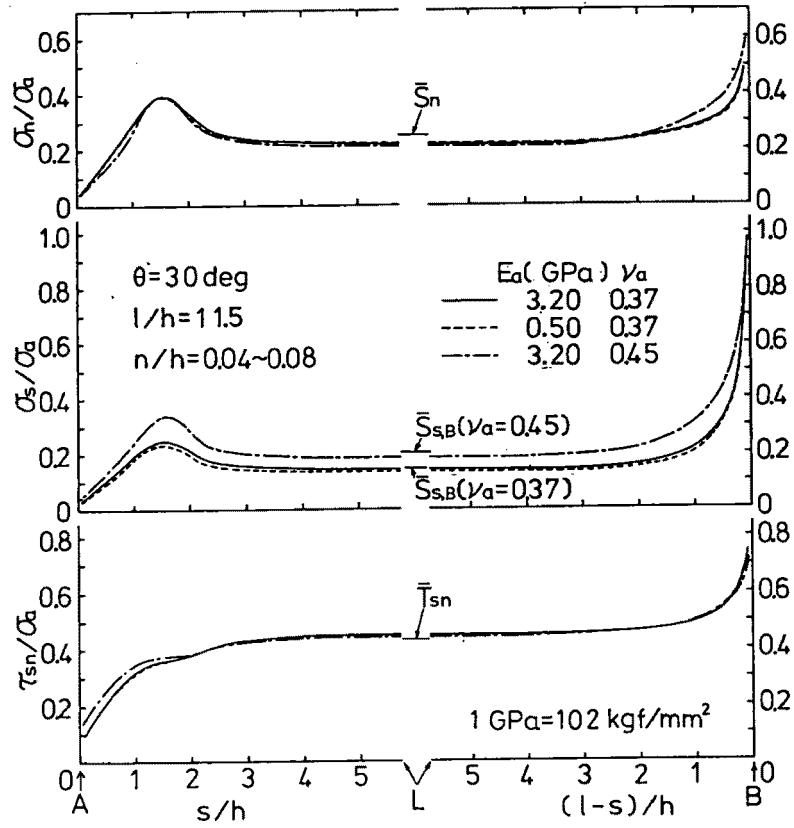


図 3.21 接着剤の力学的性質が接着層の
応力分布に与える影響 ($\theta = 30^\circ$)

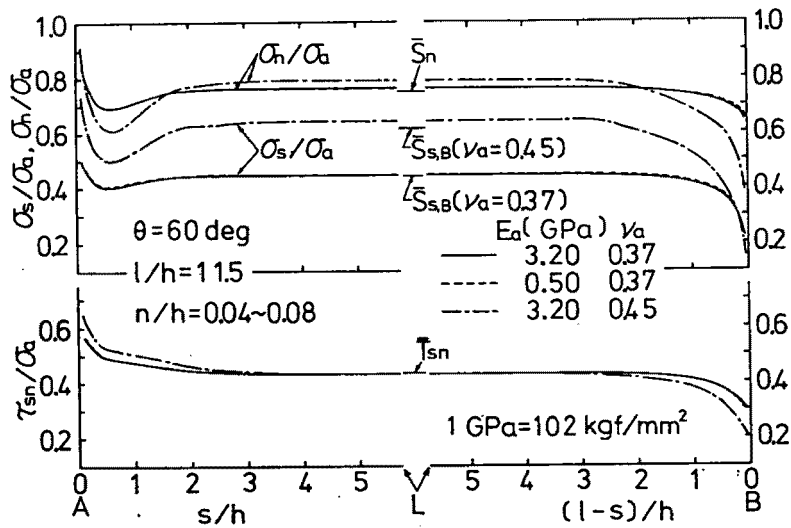


図 3.22 接着剤の力学的性質が接着層の
応力分布に与える影響 ($\theta = 60^\circ$)

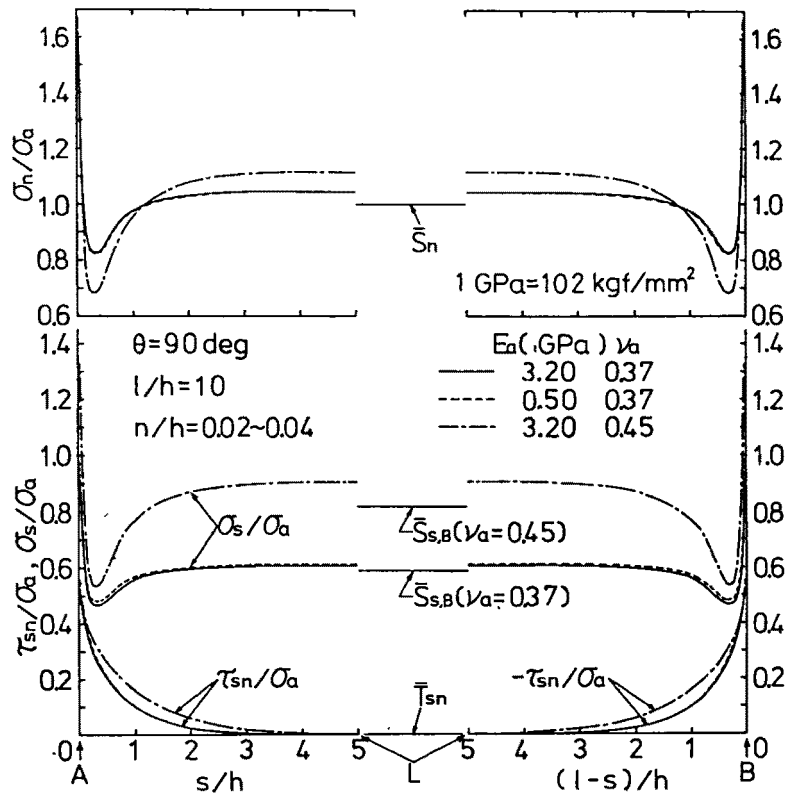


図 3.23 接着剤の力学的性質が接着層の
応力分布に与える影響($\theta = 90^\circ$)

3.5 接着層収縮応力解析結果および考察

図 3.24～図 3.27 には接着層の収縮により接着層境界 AB に発生する応力 σ_s , σ_n , および τ_{sn} を示す。 n/h は $\theta = 15^\circ \sim 75^\circ$ において $0.04 \sim 0.08$, $\theta = 90^\circ$ において $0.02 \sim 0.04$ である。 s 座標は h により, 各応力は以下により得られる平均収縮応力 σ_c によりそれぞれ無次元化して示した。

接着層内に初期ひずみが存在する場合の応力とひずみの関係は, 次式で表される [77]。

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_s &= \{ \sigma_s - \nu_a (\sigma_n + \sigma_z) \} / E_a + \epsilon_c \\ \epsilon_n &= \{ \sigma_n - \nu_a (\sigma_z + \sigma_s) \} / E_a + \epsilon_c \\ \epsilon_z &= \{ \sigma_z - \nu_a (\sigma_s + \sigma_n) \} / E_a + \epsilon_c \end{aligned} \right\} \quad (3.19)$$

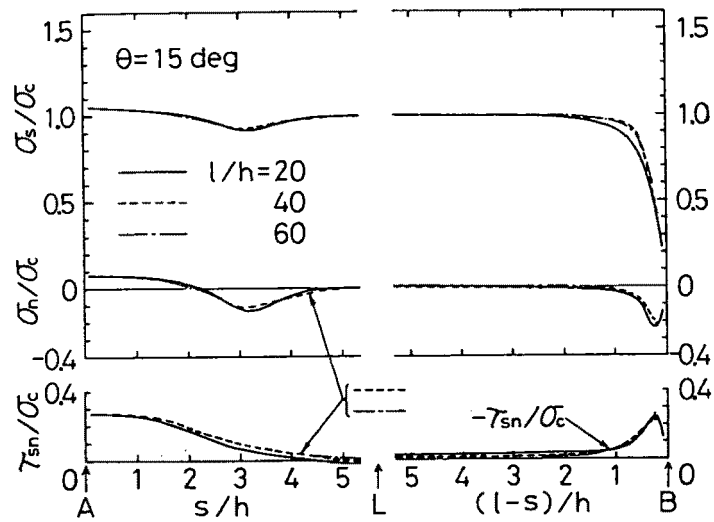


図 3.24 接着層境界における収縮応力分布
($\theta = 15^\circ$)

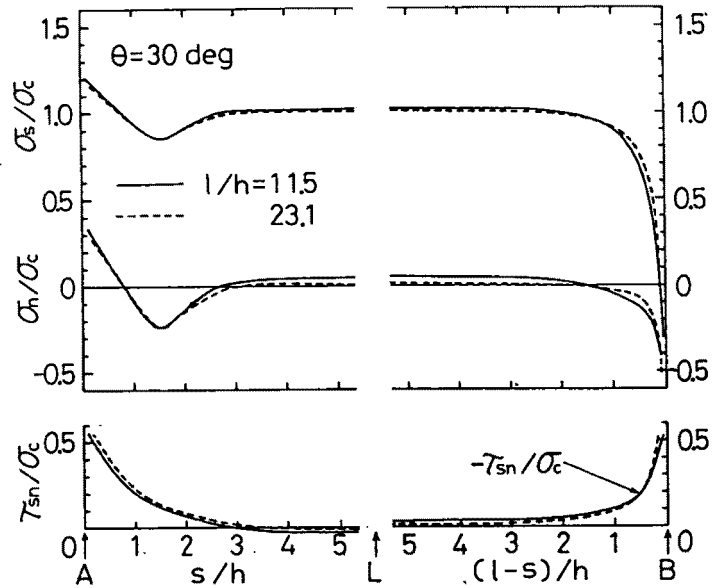


図 3.25 接着層境界における収縮応力分布
($\theta = 30^\circ$)

ただし、 ϵ_c は接着層の初期ひずみ（平均収縮ひずみ）である。接着層の収縮が起こった場合、接着層内が平面ひずみ状態であり、被着材の剛性が接着層に比して大きいため接着層の s 方向の収縮が完全に拘束されるとみなし、式(3.19)において $\epsilon_s = 0$ 、 $\epsilon_z = 0$ 、 $\sigma_n = 0$ とおけば、平均収縮応力 σ_c は次式のように表される。

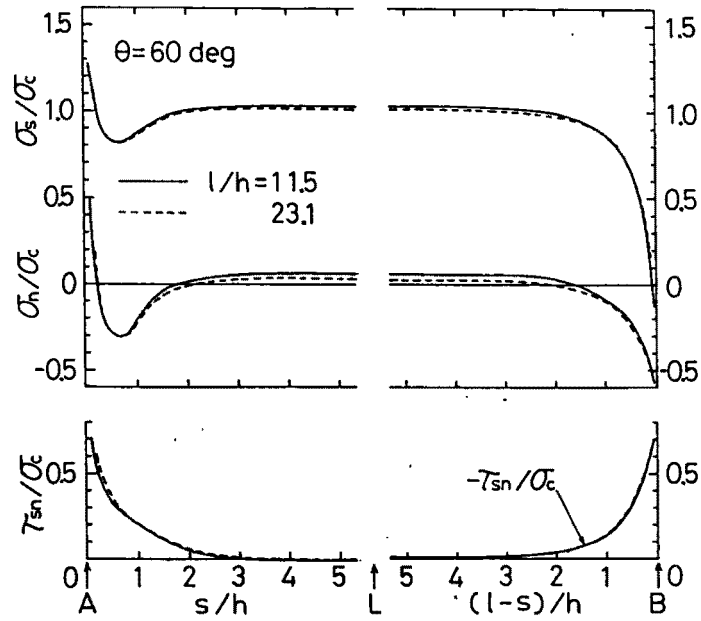


図 3.26 接着層境界における収縮応力分布
($\theta = 60^\circ$)

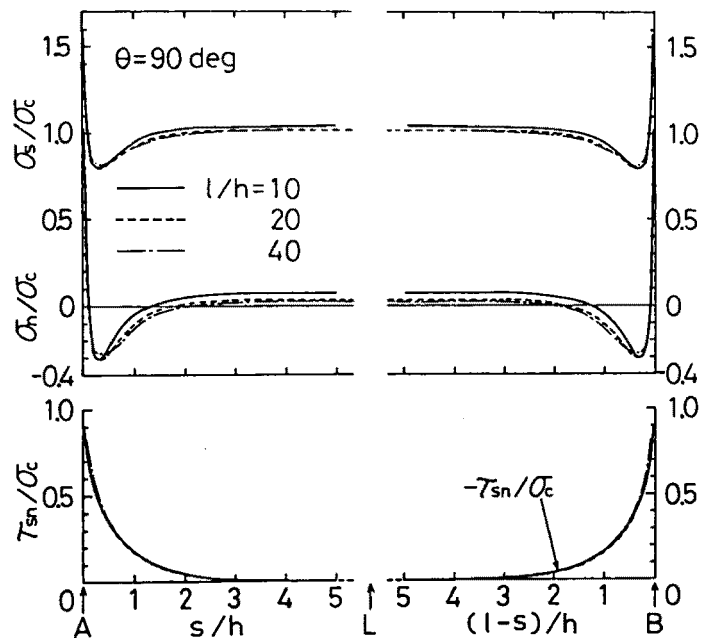


図 3.27 接着層境界における収縮応力分布
($\theta = 90^\circ$)

$$\sigma_c = \sigma_s = \sigma_z = -\frac{E_a \epsilon_c}{1 - \nu_a} \quad (3.20)$$

図 3.24～図 3.26 の $\theta = 15^\circ \sim 60^\circ$ の場合は、 σ_s および σ_n は A 点側で最大値、B 点側で最小値を示すが、 $\theta \geq 60^\circ$ の場合は θ の増加とともに B 点近傍においても応力が増加する。また、いずれの θ においても、 τ_{sn} は A 点および B 点近傍で増加している。A 点近傍における各応力の最大値は θ の増加に伴って増大し、 $\sigma_s / \sigma_c = 1.1 \sim 1.6$ 、 $\sigma_n / \sigma_c = 0.1 \sim 1.0$ 、 $\tau_{sn} / \sigma_c = 0.3 \sim 0.9$ となっており、特に $\theta = 90^\circ$ においては A 点に近づくに従って σ_n および τ_{sn} が著しく増加している。 $\theta = 15^\circ$ の場合は $3h \sim 5h$ 、 $\theta = 30^\circ \sim 90^\circ$ の場合は約 $3h$ 、それぞれの自由端の A 点または B 点から内側へ入った点までの部分は、各 l/h について応力が互いにほぼ一致しており、 l/h が 10～20 以上であれば応力分布が相似となることがわかる。図 3.24 および図 3.27 においては l/h が大きい場合ほどその応力の一致度が高くなっている。またそれらの自由端近傍を除いた接着層の大部分では、いずれの θ および l/h においても各応力はほとんど一定値を示し、その値は $\sigma_s / \sigma_c \doteq 1.0$ 、 $\sigma_n / \sigma_c \doteq 0$ 、 $\tau_{sn} / \sigma_c \doteq 0$ となっており、 l/h の増加に伴って上式の一致度が高くなる傾向がみられる。それらはサンブナの原理 [78] によるものと考えられる。上式がほぼ成立することから、被着材の剛性が接着層に比して大きく、しかも接着層厚さが薄いため、3・4項の引張りの場合と同様に、 l/h が一定値以上であれば接着層の s 方向および z 方向の収縮がほぼ完全に拘束されることがわかる。

エポキシ樹脂の硬化収縮により発生する平均収縮応力 σ_c の実験値は、新保ら [81] の加熱硬化の場合 $1.1 \sim 4.2 \text{MPa}$ ($= 0.12 \sim 0.43 \text{kgf/mm}^2$) であるが、エポキシ樹脂によるバット継手の接着強度の実験値は、加熱硬化の場合 Adams ら [54] によれば約 56MPa (約 5.7kgf/mm^2) である。したがって接着強度に対する σ_c の比は 2～8% となるが、前述のように σ_s / σ_c 、 σ_n / σ_c 、 τ_{sn} / σ_c の中の最大値が 1.6 であるため、接着強度は 3～12% ほど低く測定されている可能性がある。

図 3.28 には $\theta = 30^\circ, 60^\circ$ 、および 90° の継手の左側半分の接着層の境界および層中央における主応力分布図を示す。いずれの場合も自由端近傍を除いて $\sigma_2 \doteq 0$ 、 $\sigma_1 / \sigma_c \doteq 1.0$ であり、 σ_1 の方向はほぼ s 方向に一致している。図 3.29 には、継手左側半分の変位図を示す。被着材は接着層に比して剛性が大きいためほとんど変形せず、 $\theta < 75^\circ$ の場合は接着層はせん断変形したような形状となり、 θ が大きい場合は自由端にくびれが生じる。

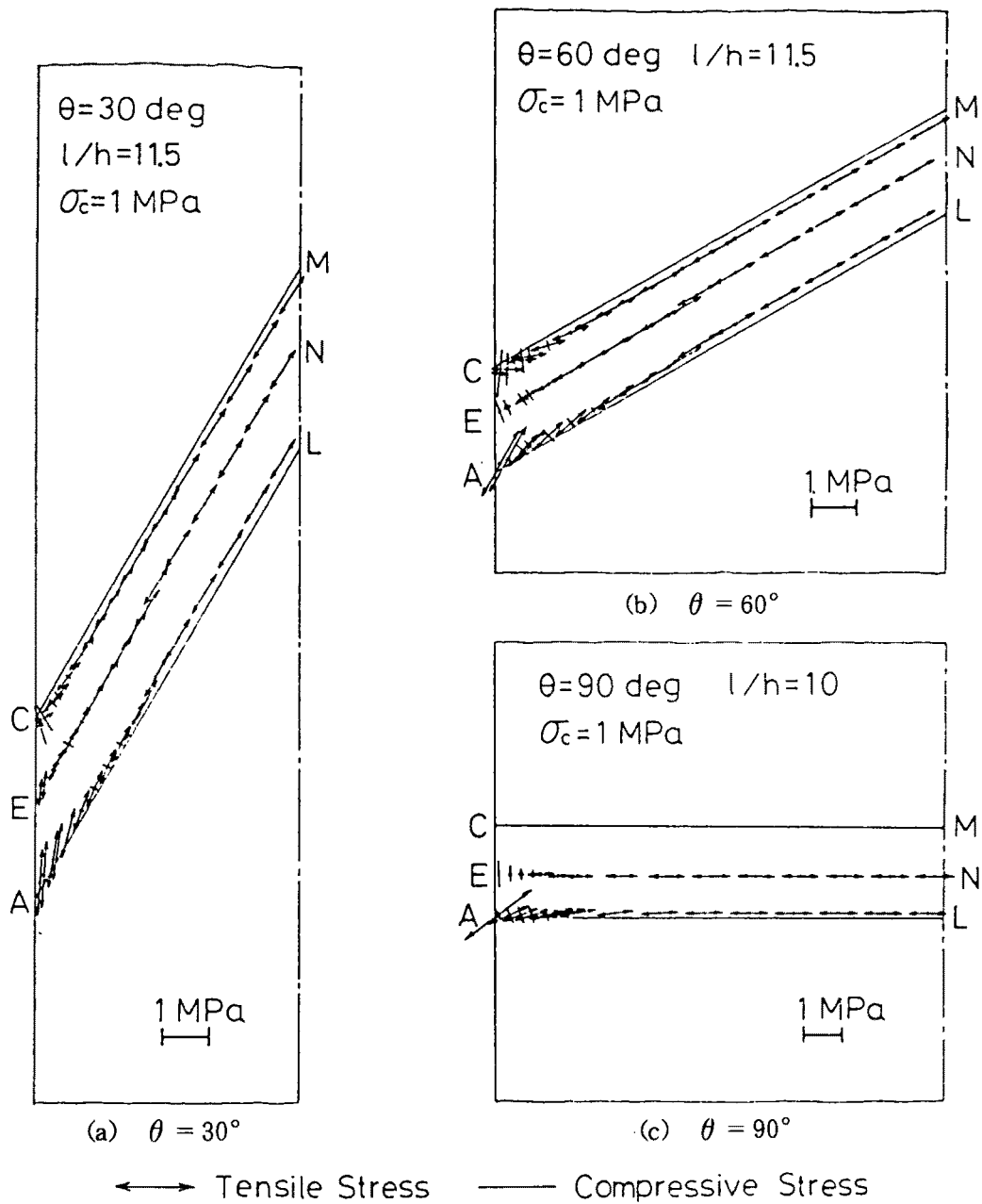


図 3.28 接着層の収縮による主応力分布図 ($1 \text{ MPa} = 0.102 \text{ kgf/mm}^2$)

なお、被着材が金属のように比較的剛性が大きな場合の重ね合せ継手は、本解析における $\theta = 90^\circ$ の場合と接着層の収縮応力に関してはほぼ同一条件であり、本解析結果がほぼそのまま適用できると考えられる。

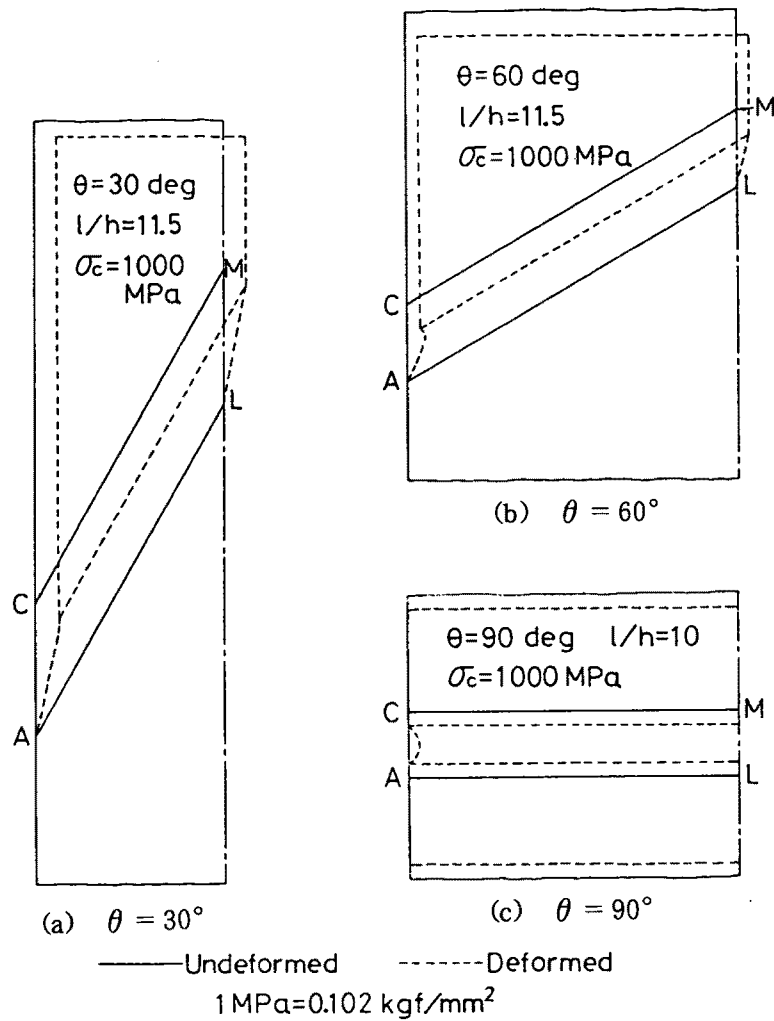


図 3.29 接着層の収縮による継手の変形

3.6 むすび

本章では引張荷重下の鋼のスカーフ継手の二次元応力を有限要素法により解析し、スカーフ角、接着層のアスペクト比、縦弾性係数、およびポアソン比が応力分布に与える影響について調べた。また、Lubkin の解析 [22] に対し検討を加え、その力学的意味をより明らかにした。

さらに接着層が収縮した時に発生する応力を同様に解析し、スカーフ角、接着層のアスペクト比による影響を検討した。

それらの結果を要約すれば次のとおりである。

(I) 継手に引張荷重が加えられた場合

- (1) 接着層においては，自由端から内側へ $3h \sim 5h$ だけ入った点までの領域を除けば，ほぼ一定応力値を示す。
- (2) 接着層内の一定応力域における応力は，図 3.15 のように応力成分を単純化して表せば精度よく求めることができる。
- (3) σ_1 および τ_{oct} の最大値および最小値は自由端付近において生じ， $\theta = 15^\circ \sim 45^\circ$ においては A 点近傍で最小値，B 点近傍で最大値を示し， $\theta = 60^\circ$ においては逆に A 点近傍で最大値，B 点近傍で最小値を示す。 $\theta = 75^\circ$ および 90° においては A 点（ 90° の場合は B 点も同じ）付近で最大値，E 点（ 75° の τ_{oct} のみは B 点）付近で最小値を示す。
- (4) 接着層自由端付近における引張応力の分布は， $\theta = 30^\circ \sim 60^\circ$ の場合には $l/h \geq 10$ ， $\theta = 15^\circ, 75^\circ, 90^\circ$ の場合には $l/h \geq 20$ になると， θ が等しければほぼ相似となる。
- (5) 継手全体が均一応力分布となるスカーフ角 θ を与える Lubkin の式を，別の方法（弾性論）により導き，その意義をより明らかにした。
- (6) Lubkin の式により求めた $\theta = 52.47^\circ$ においては継手全体にわたって全く均一な応力分布を示し， θ がその値からずれるほど自由端における応力集中が大きくなる。
- (7) スカーフ角 θ が 52.47° から増加するほど接着層内の応力の三軸性が顕著となる。
- (8) 接着層内における主応力方向の計算結果および第 2 章における接着層破面の観察結果から，ぜい性接着層の破壊の経過を推定した。
- (9) 接着層内の引張応力分布に対しては，接着剤の縦弾性係数が与える影響は少ないが，ポアソン比は比較的大きな影響を与える。

Ⅱ 接着層が収縮した場合

- (1) 接着層に発生する応力は，自由端から $3h \sim 5h$ 内側へ入った点までの領域を除いてほぼ一定値を示し，その値を応力比で表せば， $\sigma_s / \sigma_c \doteq 1.0$ ， $\sigma_n / \sigma_c \doteq 0$ ， $\tau_{sn} / \sigma_c \doteq 0$ となり，接着層の s 方向の収縮は被着材によってほぼ完全に拘束されることが明らかになった。
- (2) 接着層の自由端近傍における応力分布は， l/h が $10 \sim 20$ 以上になると， θ が同じであればほぼ相似となる。
- (3) 自由端 A 点の近傍では，収縮応力の最大値が θ の増加に伴って増大し，応力比で表せば $\sigma_s / \sigma_c = 1.1 \sim 1.6$ ， $\sigma_n / \sigma_c = 0.1 \sim 1.0$ ， $\tau_{sn} / \sigma_c = 0.3 \sim 0.9$ となった。

第4章 二次元有限要素解析（その2，曲げ応力）[74, 75]

4.1 まえがき

接着接合部は実用に際し，引張り，曲げ，ねじりなどの外力を受ける。接着継手の応力解析は，1・2節において概観したように，従来ほとんどが引張りに関するものであり，曲げが加えられた場合の解析は多くはみられない。スカーフおよびバット継手の曲げについては二，三の解析があり，辻・島田[28]の光弾性解析においては，接着層の長さ対厚さの比（アスペクト比）が4～8と小さな場合についてのみ解析が行われているため，その結果はアスペクト比が100以上である実際の接着継手に対し直接には適用しがたい。また応力関数を用いた Wah[24]の二次元解析結果は，スカーフ角が比較的大きな，バット継手に近い継手に関するものであり，永弘ら[26]の解析においては接着層の厚さ方向には応力が一定として扱われており，いずれも接着層自由端近傍における応力が十分に明らかにされていない。

そこで本章においては，有限要素法により曲げを受けるエポキシ接着剤によるスカーフ継手およびバット継手の二次元弾性解析を行い，スカーフ角および接着層のアスペクト比が応力分布に与える影響を調べ，接着層自由端近傍の応力分布の相似性について検討を加えて，その結果がアスペクト比の大きな実際の接着継手へ適用し得ることを示す。さらに本解析結果と前章の引張応力解析結果および辻・島田[28]の光弾性解析結果との比較を行う。

4.2 有限要素解析方法

有限要素解析方法および解析モデルは，前章の引張応力および収縮応力の解析の場合と同一である（平面ひずみ状態を仮定）。なお，曲げの場合は応力こう配があり，図3.1の要素分割では θ が小さくなるにしたがって要素の形状が長手方向に細長くなり，要素の大きな被着材部分において剛性方程式の条件が悪くなって十分な計算精度が得られなかった。したがって $\theta = 15^\circ \sim 45^\circ$ の場合の要素分割は図3.1とは異なり，図4.1(a)の分割を用いた。図4.1(b)の $\theta = 60^\circ \sim 75^\circ$ の場合の要素分割は，図3.1と同一である。また $\theta = 90^\circ$ の場合は図4.2の解析モデルの1/2の部分（前章では1/4の部分）を同図右のように要素分割して解析した。

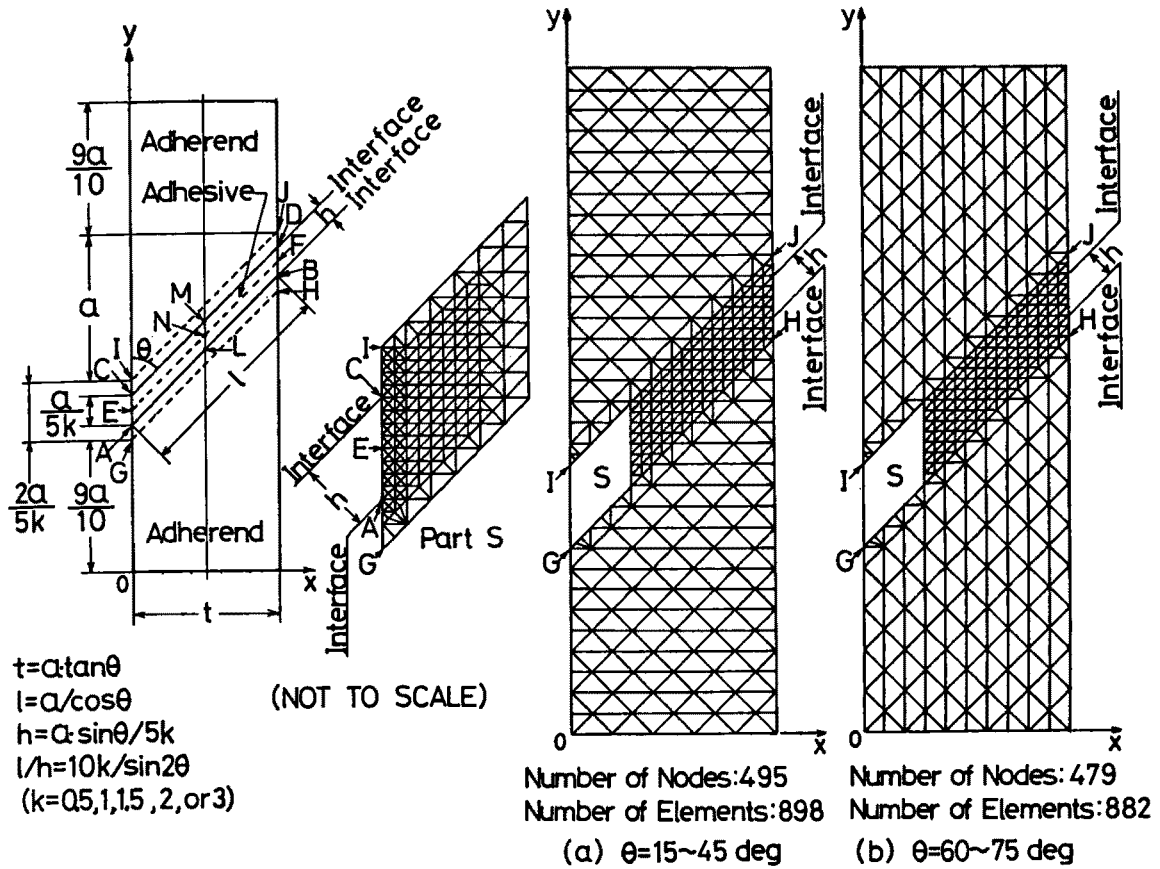


図 4.1 解析モデルおよび要素分割図 ($\theta = 15^\circ \sim 75^\circ$)

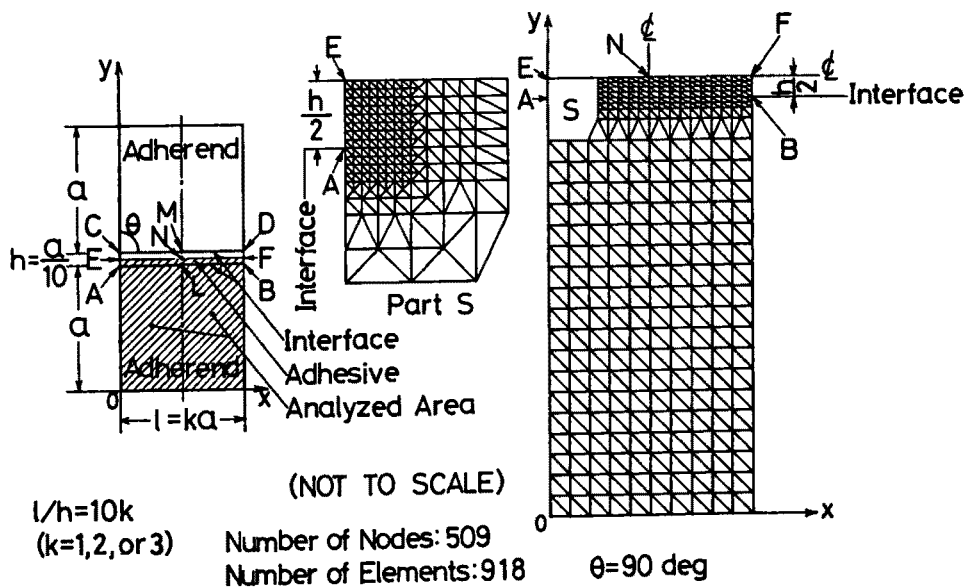


図 4.2 解析モデルおよび要素分割図 ($\theta = 90^\circ$)

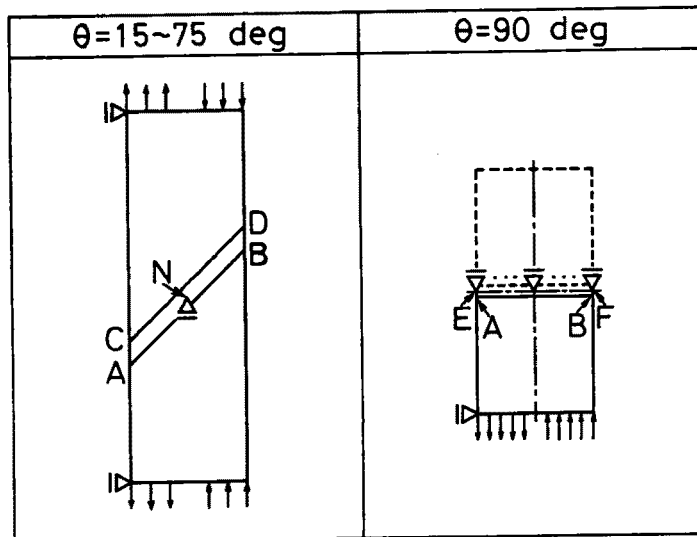


図 4.3 境界条件

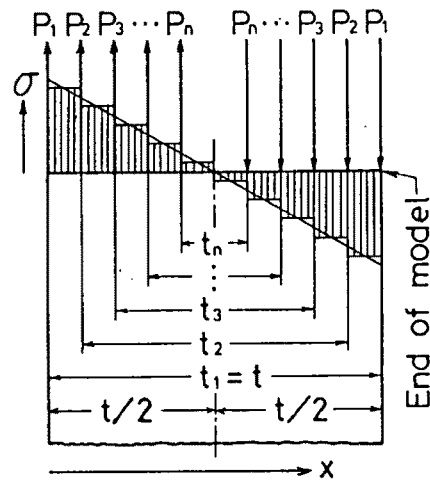


図 4.4 曲げモーメントの負荷

表 4.1 接着層のアスペクト比 (l/h)

θ deg	15	30	45	60	75	90
0.5	/	/	/	/	10	/
1	20	11.5	10	11.5	20	10
1.5	/	/	/	/	30	/
2	40	23.1	20	23.1	/	20
3	60	34.6	30	34.6	/	30

解析における境界条件を図 4.3 に示した。曲げモーメントは図 4.4 のよう直線状の曲げ応力を階段状の応力で近似し，相当する節点力をモデル端面に加えることにより負荷した。

解析したモデルの θ および接着層のアスペクト比 l/h を表 4.1 に示す。

接着層内における要素の図心 P の表示方法および応力の表示方法は前章と同一である。 n/h は $\theta = 15^\circ \sim 75^\circ$ においては $0.04 \sim 0.08$ ， $\theta = 90^\circ$ においては $0.02 \sim 0.04$ である。

4.3 曲げ応力解析結果および考察

4.3.1 接着層境界における応力分布

図 4.4 のような節点力により $x = 0$ のモデル表面に生じる見かけの曲げ応力 σ_0 は，各節点力を $P_1 \sim P_n$ ，各節点間距離を $t_1 \sim t_n$ ，モデルの幅を b ，厚さを t ，曲げモーメントを M ，断面係数を Z とすれば，次式で表される。

$$\sigma_0 = \frac{M}{Z} = \frac{\sum_{i=1}^n P_i t_i}{bt^2/6} \quad (4.1)$$

図 4.5 には各 θ についての接着層境界 AB における最大主応力 σ_1 （引張り側）および最小主応力 σ_2 （圧縮側）を式 (4.1) の σ_0 により無次元化して示した。 s 座標は接着層長さ l により無次元化した。

図 4.5 においては，いずれの θ についても B 点付近に応力集中が生じている。A 点付近における応力は $\theta = 15^\circ$ ではほぼ 0 であるが， θ の増加とともに上昇し， θ が 75° 以上では応力集中を示す。自由端から $2h \sim 6h$ ($\theta = 90^\circ \sim 15^\circ$) 内側へ入った点までの領域を除いて，応力は L 点付近で零となる直線状分布を示しており，そのこう配は θ の増加とともに増加し， θ が 75° および 90° においては，直線部分を A 点および B 点へ外そうした時，無次元化主応力の値はほぼ ± 1.0 となる。 $\theta = 15^\circ \sim 45^\circ$ および 90° の応力曲線の形状は，前章の引張応力分布に，A 点，L 点および B 点でそれぞれ 1.0 ， 0 ，および -1.0 を示す直線状の係数を乗じた時得られる曲線におよそ一致している。

前章の単純引張りの場合， $\theta = 52.47^\circ$ においては接着層のみでなく継手全体について均一応力分布を示したが，曲げの場合には単一材のはりの曲げにおいてみられる図 4.4 のような全く直線状の曲げ応力分布を示すスカーフ角は存在しない。これは，単純引張りの場合とは異なり，曲げの場合には中立面の存在により被着材相互の s 方向のずれが拘束されることによるものと考えられる。A 点および B 点付近の直線からはずれた応力分布を示す傾

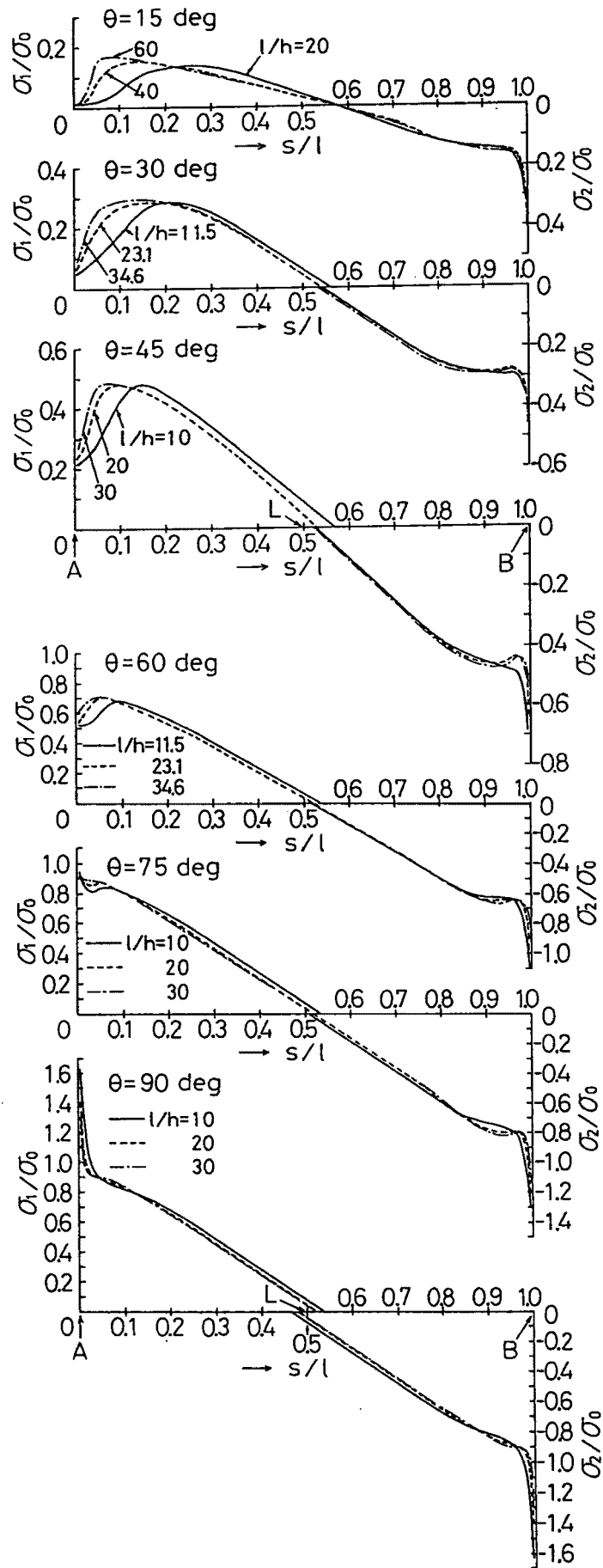


図 4.5 接着層境界における曲げ応力分布 (σ_1, σ_2)

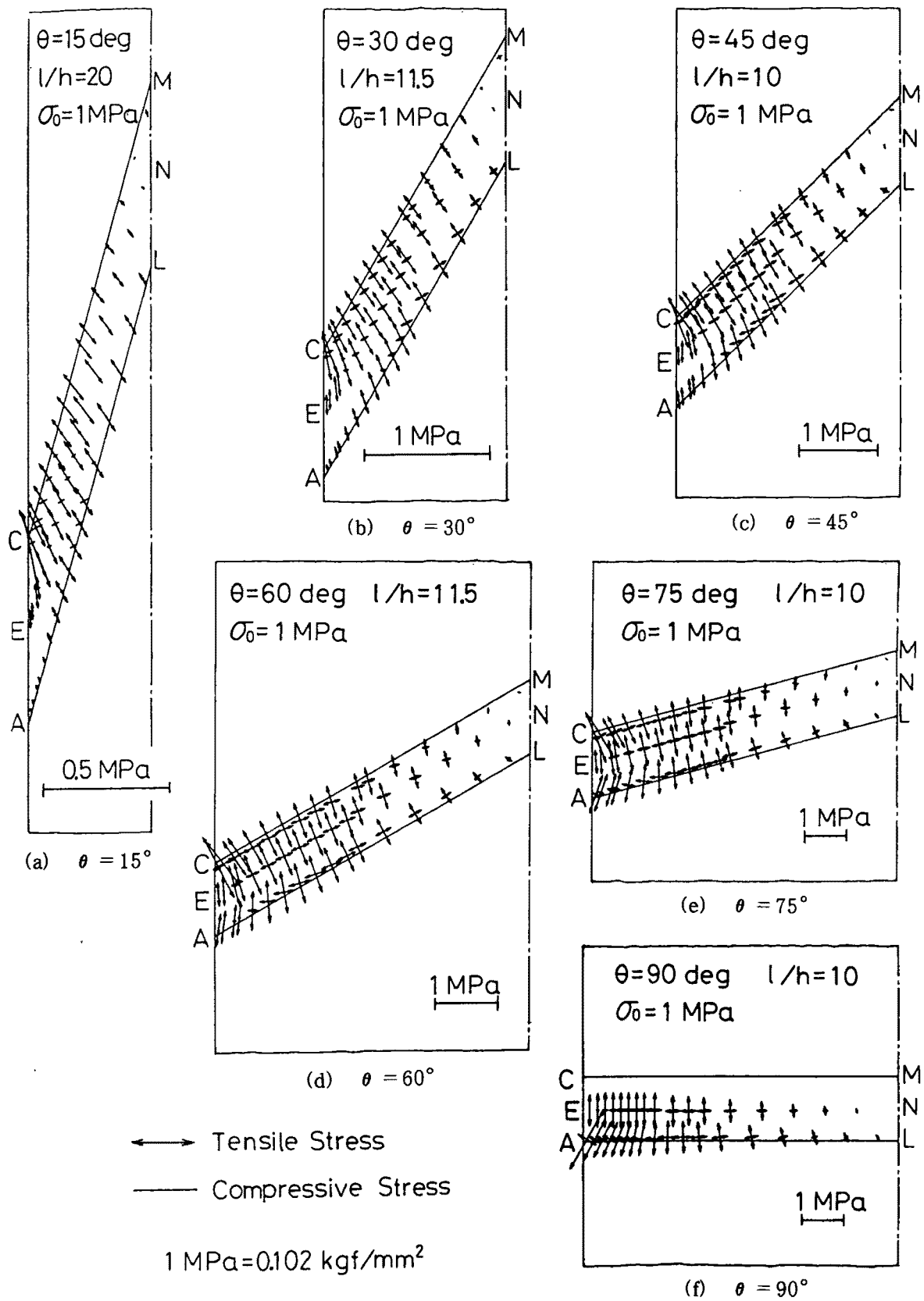


図 4.6 曲げによる主応力分布図

域は、 l/h の増加すなわち l が一定の場合には h の減少とともに、自由端側へ移動し縮小する傾向を示している。

図4.6には継手左側半分の接着層の境界および層中央における主応力分布図を示す。自由端近傍を除いた部分の σ_1 の方向は、前章の単純引張りの場合とは少し異なり、 $\theta < 90^\circ$ においてはすべて少し左へ傾いており、 θ の増加とともに傾斜が増し、 $\theta = 90^\circ$ においてはほぼ垂直となっている。

図4.7～図4.9には、 $\theta = 30^\circ, 60^\circ$, および 90° の場合の接着層境界における σ_n, σ_s および τ_{sn} の分布を示した。各応力は σ_0 により無次元化した。 σ_n および σ_s は図4.5の σ_1 および σ_2 の分布とはほぼ同じ傾向を示している。

4.3.2 接着層自由端近傍における応力分布の相似性

前章の引張応力の場合には接着層の自由端近傍において、各 l/h についての応力分布が互いにはほぼ相似となったが、曲げの場合も同様の検討を行った。図4.10には、自由端近傍の接着層境界における σ_1 および σ_2 を、曲げによる応力こう配の影響を消去するため、次式で表されるような継手表面で $\pm \sigma_0$ 、中心で零となる直線状の見かけの曲げ応力、

$$\sigma_b = (1 - 2x/l)\sigma_0 \quad (4.2)$$

により無次元化して示した。自由端AおよびBからの距離 s および $l - s$ は h により無次元

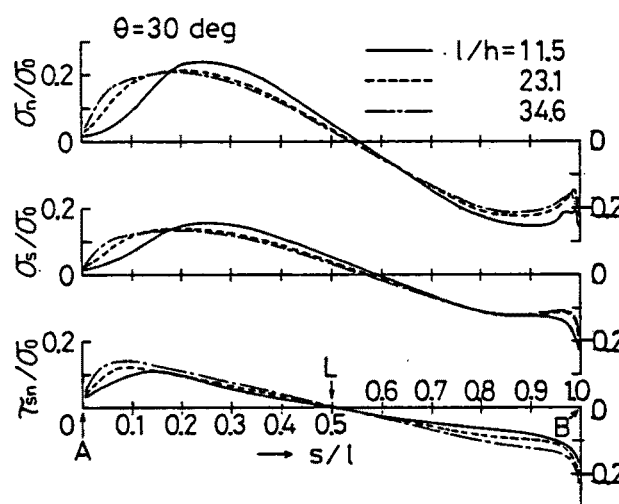


図4.7 接着層境界における曲げ応力分布 ($\theta = 30^\circ$)

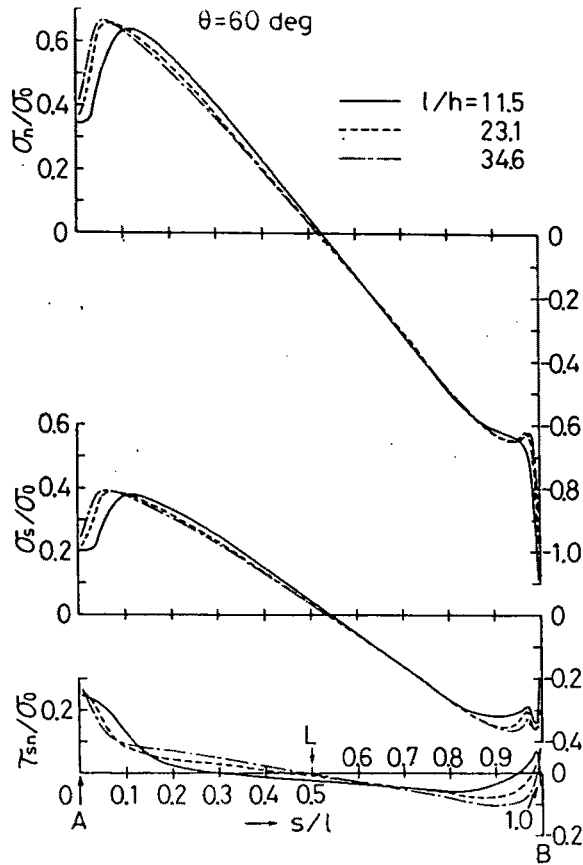


図 4.8 接着層境界における曲げ応力分布 ($\theta = 60^\circ$)

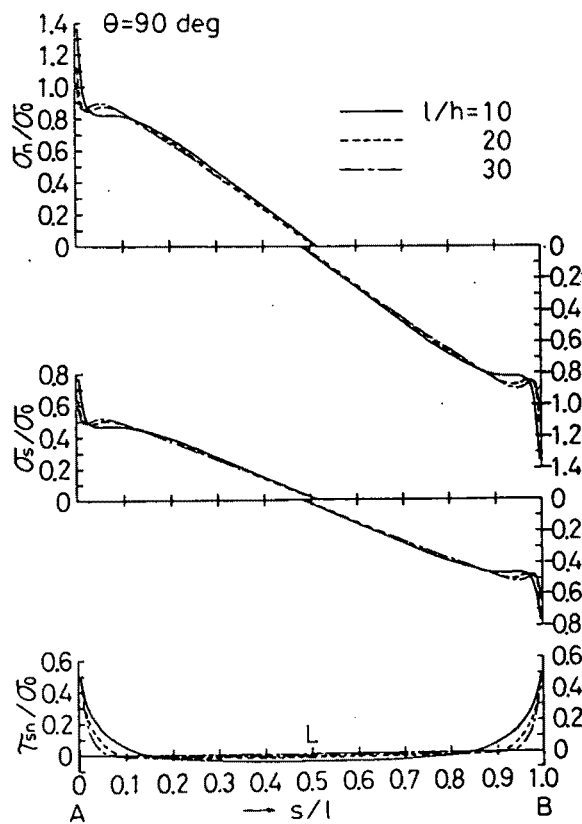


図 4.9 接着層境界における曲げ応力分布 ($\theta = 90^\circ$)

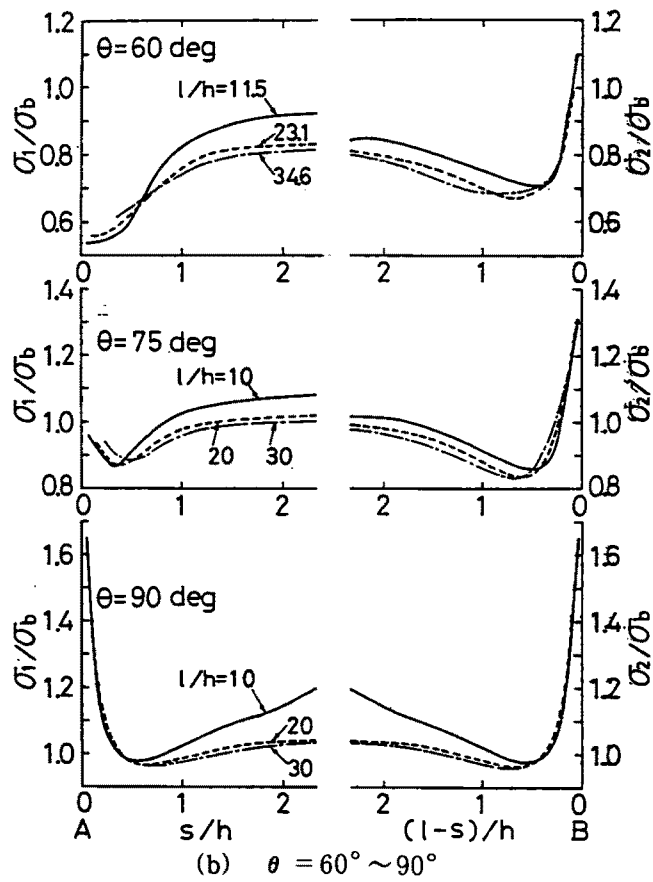
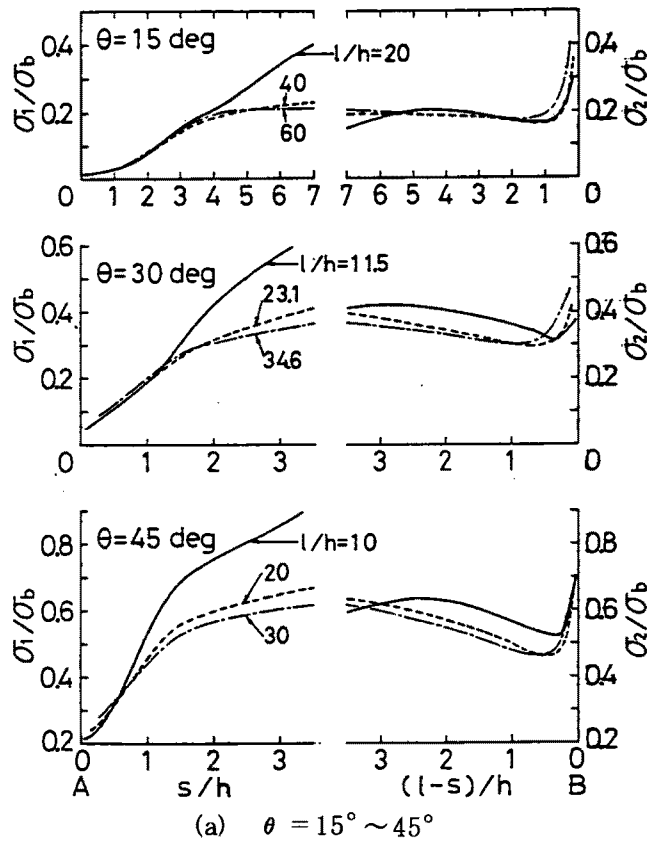


図 4.10 自由端近傍における曲げ応力分布の相似性

化した。その結果、いずれの θ においても l/h が約20以上の場合は、自由端から $2h \sim 4h$ 入った点までの応力がほぼ一致しており、相似性がみられる。その一致度は、前章の引張応力の場合と同様にサンブナンの原理 [78] により l/h の増加とともに高くなるものと考えられ、図 4.10 においてその傾向が現れている。自由端近傍における応力集中係数は表 3.3 の引張りの場合に比して少し小さくなっている。

4.3.3 曲げによる継手の変形

図 4.11 には $\sigma_0 = 3000 \text{ MPa}$ (306 kgf/mm^2) (接着強度の 50 倍以上の応力) の時の $\theta = 15^\circ, 30^\circ, 60^\circ, \text{ および } 90^\circ$ の継手の変形の状態を示す。 θ が小さな 15° においては接着面のわん曲が比較的大きく、 θ が大きな 60° および 90° においては接着層の引張側自由端がくびれ、圧縮側自由端が逆に凸面になっている。 l/h の変化による影響を $\theta = 30^\circ$ についてみれば l/h が 11.5 の場合より 34.6 の場合のほうが、すなわち被着材の寸法が同一の場合は h の薄いほうが、接着層の変形が少なくなつてたわみが減少し、非接合材に近づくことがわかる。

図 4.12 には継手の厚さ t の中心を通る y 方向線上のたわみから継手の見かけの縦弾性

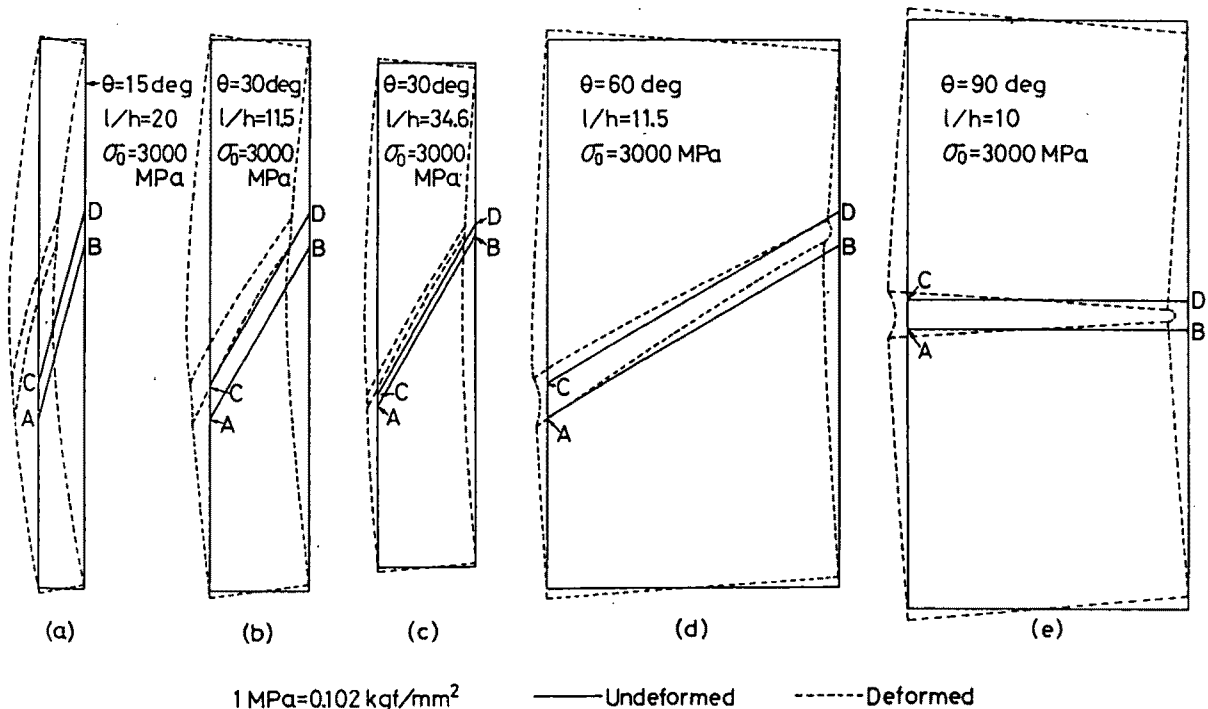


図 4.11 曲げによる継手の変形

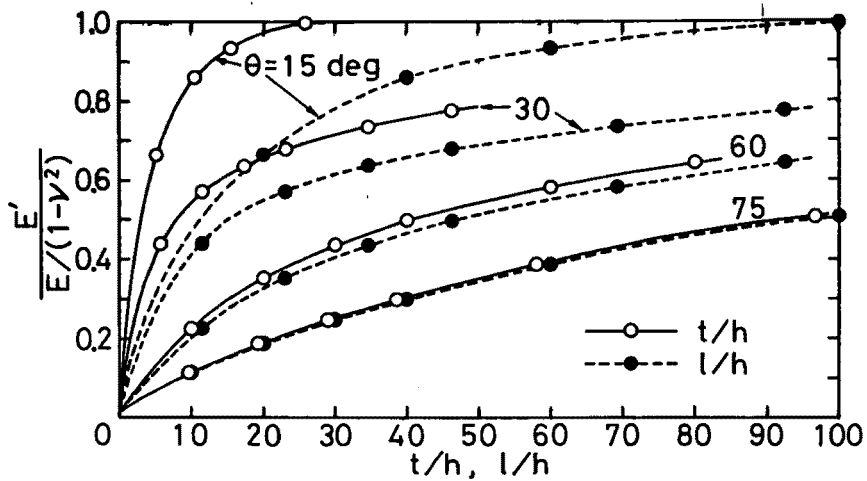


図 4.12 曲げによる継手の見かけの縦弾性係数比

係数 E' を求めて、平面ひずみ状態における被着材の見かけの縦弾性係数 $E/(1-\nu^2)$ に対する比として示した。横軸は t/h および l/h である。 t/h (l/h) の増加すなわち t (l) が一定の場合には h の減少に従って、 $E'/E(1-\nu^2) \rightarrow 1.0$ と E' が非接合部の値に近づく。この傾向は永弘ら [26] の解析においても示されている。 θ が小さい場合ほど、同一 t/h に対する E' の値が大きいのは、 θ が小さくなるに従い接合部の構造が、接着層を心材とし被着材を表面材とするサンドイッチ構造に近づくためと考えられる。

なお、定ひずみ三角形要素を用いた曲げ解析においては一般に変形が小さめに出ることが知られている。そこで、参考のため、図 4.1 および図 4.2 の継手モデルの接着層が被着材と同一材質からなるとして解析を行い、モデルのたわみから見かけの縦弾性係数 E' を求め、 $E/(1-\nu^2)$ に対する比として表 4.2 に示した。 E' は $E/(1-\nu^2)$ に比して、 $\theta = 15^\circ$ の場合は 13% 大きくなっているが、 30° 以上の場合は 1~4% と増加が比較的少ない。

表 4.2 曲げによる被着材はりの縦弾性係数比

θ deg	15	30	45	60	75	90
l/h	20	11.5	10	11.5	20	10
$E'/(E/(1-\nu^2))$	1.130	1.035	1.018	1.015	1.013	1.023

4.8.4 光弾性解析結果との比較

図 4.13 には辻・島田 [28] の光弾性解析と同一の l/h のモデルについて、同一の材料定数（被着材はアルミニウム合金）を用いて、平面応力および平面ひずみ状態における有限要素解析を行い、接着層境界における $(\sigma_1 - \sigma_2)/\sigma_0$ の解析結果を光弾性解析結果と比較して示した。 $\theta = 30^\circ, 45^\circ$ 、および 60° においてはほぼ類似の傾向がみられたため、 $\theta = 45^\circ$ および 90° の結果を示した。図 4.13 の両解析結果はほぼ一致し、平面ひずみの場合のほうが光弾性により近い値を示している。したがって本研究における有限要素解析がほぼ妥当であることが確認できた。

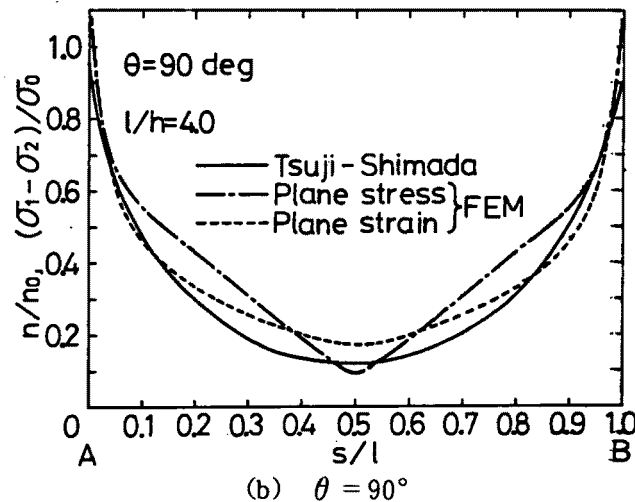
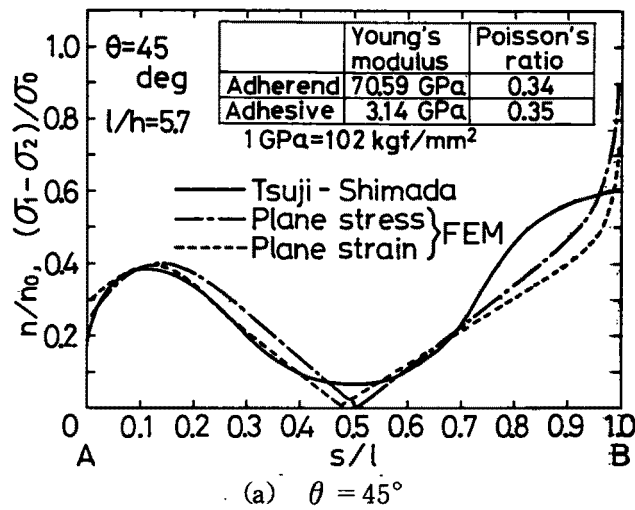


図 4.13 光弾性解析結果との比較

4.4 む す び

本章においては、鋼のスカートおよびバット接着継手の曲げ応力の二次元有限要素解析を行って検討を加え、辻・島田の光弾性解析結果と比較して次のような結論を得た。

(1) 接着層境界における曲げ応力は、自由端から $2h \sim 6h$ ($\theta = 90^\circ \sim 15^\circ$) 内側へ入った点までの領域を除き、継手中心付近で 0 となるほぼ直線状の分布を示し、その応力こう配は θ の増加に従って増大する。

(2) 接着層境界の自由端近傍における曲げ応力分布は、一般に図 4.1 の A 点(引張り側)付近で σ_1 が最小、B 点(圧縮側)付近で $|\sigma_2|$ が最大となり、その応力変化領域は接着層の l/h の増加に従って縮小する。

(3) 接着層自由端近傍における曲げ応力は、曲げによる応力こう配の影響を消去すれば、 l/h が約 20 以上になると、 θ が同一の場合にはほぼ相似となる。

(4) t/h (l/h) の増加、すなわち $t(l)$ が一定の場合は h の減少に伴って、また θ の減少に従って、曲げによる接合部の見かけの縦弾性係数が増加し、非接合部の値に近づく。

(5) 辻・島田の光弾性解析結果に対し、それと同一条件による本解析結果はほぼ一致し、本解析方法の妥当性が確認された。

第5章 引張りを受ける継手の三次元有限要素解析 [82,83]

5.1 ま え が き

接着継手の設計のために必要な継手の破壊条件を調べる上で、継手における正確な応力分布を知ることは重要なことである。スカーフ継手に関し、引張強さに対する検討がLubkin [22] および第2章において著者らにより、引張り、曲げ、およびねじり強度の実験的検討が山口ら [51] により行われているが、それらの研究においては接着層内の応力が必ずしも十分把握されていない。第1章において述べたように、スカーフ継手およびバット継手の応力解析については多くの報告があり、著者らも第3章および第4章において被着材が鋼の場合の継手の有限要素解析を行った。

しかし以上の報告においては、軸対称の解析 [36,38,40,42] 以外はいずれも二次元の平面応力状態または平面ひずみ状態を仮定しており、それらの結果が接着強度の測定に一般に用いられる小形の角柱状のスカーフ継手試験片(図2.3)あるいはバット継手試験片(図2.3) [86] に対し、どのような条件のもとで適用し得るのか明らかにされていない。

そこで本章においては、そのような小形のスカーフおよびバット継手試験片における応力分布を明確にし、二次元解析結果の適用できる条件を明らかにするため、有限要素法により三次元弾性応力解析を行い、二次元解析結果との比較を行った結果について述べる。また接着層のアスペクト比の変化が応力分布に与える影響および接着層自由端近傍における応力分布の相似性についても検討を加え、さらに辻・島田 [28] の光弾性解析結果およびバット継手に関する斎藤 [34] の厳密解との比較を行うことにする。

5.2 有限要素解析方法

三次元解析におけるスカーフ角 θ が $15^\circ \sim 75^\circ$ の解析モデルの形状を図 5.1 に、 $\theta = 90^\circ$ のバット継手の解析モデルの形状を図 5.2 に示す。座標は、モデルの厚さ t の方向に x 軸、長手方向に y 軸、幅 b の方向に z 軸をとる。図 5.1 および図 5.2 のように六面体八節点のアイソパラメトリック要素 [84] を用いて要素分割し、計算を行った。剛性マトリックスの作成におけるガウスの数値積分の次数は三次とした。解析には、ACOS複合構造解析プログラム ISAP-4 を用いた。

$\theta = 15^\circ \sim 75^\circ$ の場合はモデルの対称性により $1/2$ の部分について解析した。図 5.1 に示し

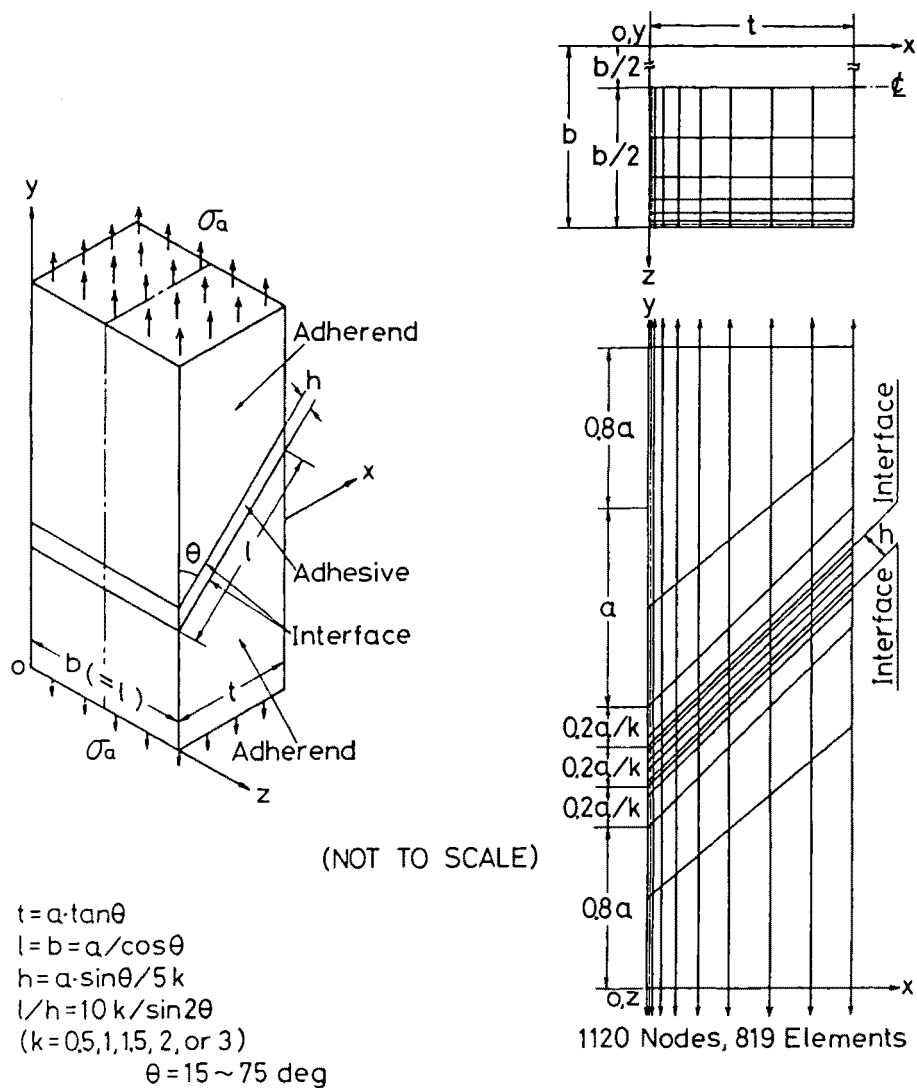


図 5.1 三次元解析モデルおよび要素分割図 ($\theta = 15^\circ \sim 75^\circ$)

たように同一の要素分割を用い， θ により t を変えた。それにもなって接着層の長さ l が変わるが，接着面が常に正方形となるように b を l に等しくとった。接着層のアスペクト比 l/h は，図5.1のように被着材の一部と接着層とを含む平行四辺形(xy 面)の部分の y 座標を $1/k$ 倍することにより， k 倍にした。ここに， k はアスペクト比拡大率である。

また， $\theta = 90^\circ$ のモデルは，図 5.2 に示したように $l = t = b$ として接着面を正方形とし，対称性により1/8の部分について解析した。この場合も，すべてのアスペクト比 l/h に対して同一要素分割を用い，モデル全体の x および z 座標を k 倍することにより， l/h

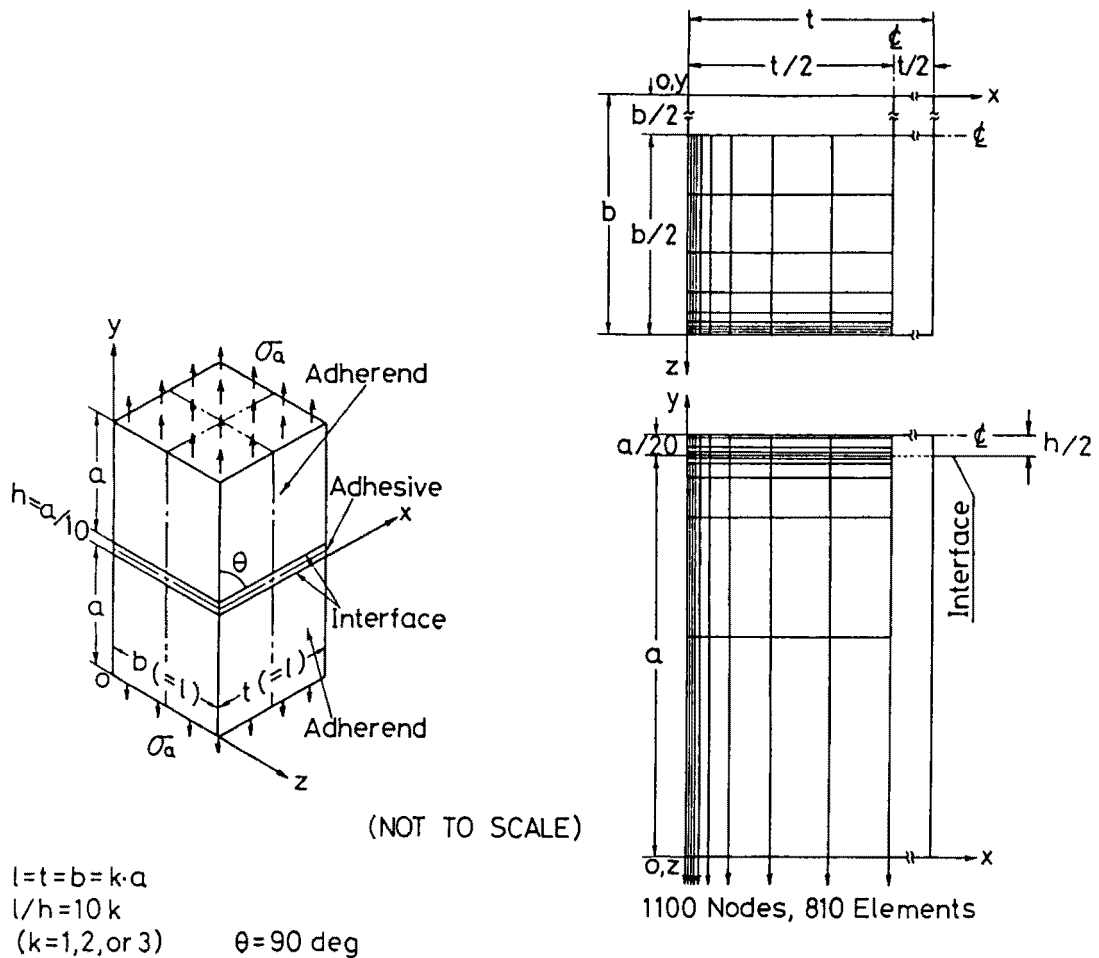


図 5.2 三次元解析モデルおよび要素分割図 ($\theta = 90^\circ$)

の値を k 倍に変えた。

以上のように，二次元解析の場合と同様に，一つの要素分割図を用いて座標に係数をかけることにより，任意のスカーフ角あるいは接着層のアスペクト比を有するモデルを作成し，三次元応力解析を行った。

なお図 5.1 および図 5.2 の三次元モデルの xy 面の形状および寸法は，図 3.1 および図 3.2 の二次元モデルと全く同一である。したがって本章の二次元解析は第 3 章と全く同一の要素分割を用いて同一の方法により行った。ただし自由端近傍の応力解析結果としては，三次元解析の場合と同一 n/h とするため，2 個または 4 個の要素の応力の平均値を用いる。

モデルの被着材は鋼，接着剤はエポキシ樹脂とし，表 3.1 の材料定数を用いて解析した。

表 5.1 接着層のアスペクト比 (l/h)

θ deg	15	30	45	52.47	60	75	90
k							
0.5						10	
1	20	11.5	10	10.4	11.5	20	10
1.5						30	
2	40	23.1	20	20.7	23.1		20
3	60	34.6	30	31.0	34.6		30

解析を行った θ および l/h を表 5.1 に示す。ここで 52.47° は第 3 章において示したように、平面ひずみ状態で継手全体にわたり全く均一な応力分布を与える角度である。スカーフ継手においては $E \gg E_a$ であるため、 52.47° は 3.4.4 項に示した接着剤単一材を引張った時、斜面の長さが変わらない角度 52.24° [式 (3.3) において $\mu = 0$ とおいて得られる] にほとんど等しい。

5.3 応力解析結果および考察

5.3.1 三次元解析結果と二次元解析結果との比較

xy 面における接着層内の点 P の s, n 座標は図 3.4 により表す。図 5.3~図 5.6 には、

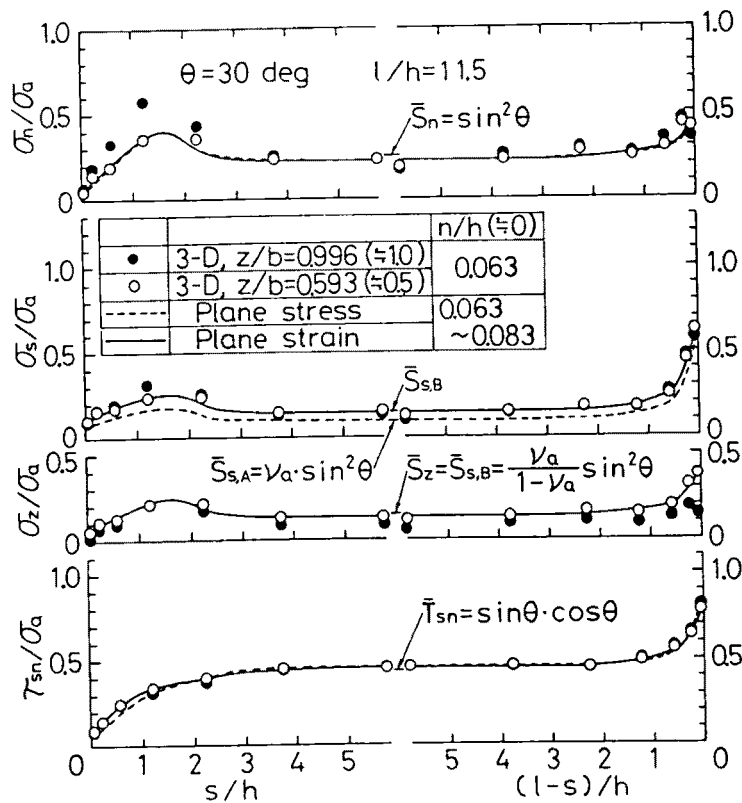


図 5.3 接着層境界における s 方向の応力分布 ($\theta = 30^\circ$, 二次元, 三次元)

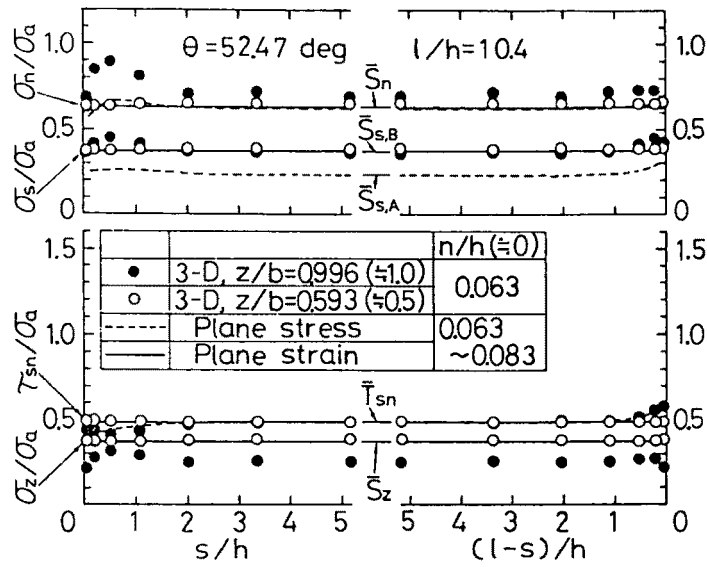


図 5.4 接着層境界における s 方向の応力分布
($\theta = 52.47^\circ$, 二次元, 三次元)

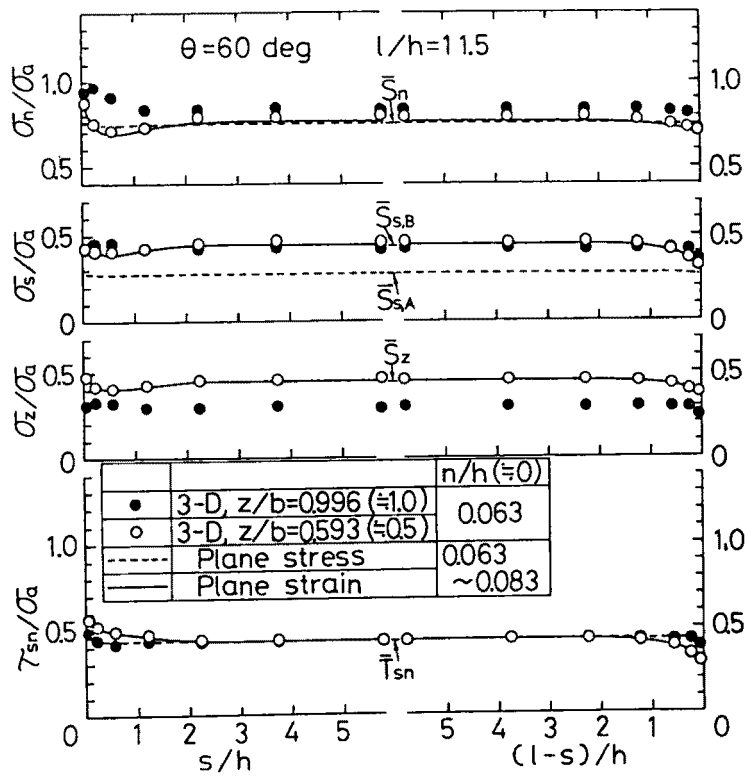


図 5.5 接着層境界における s 方向の応力分布
($\theta = 60^\circ$, 二次元, 三次元)

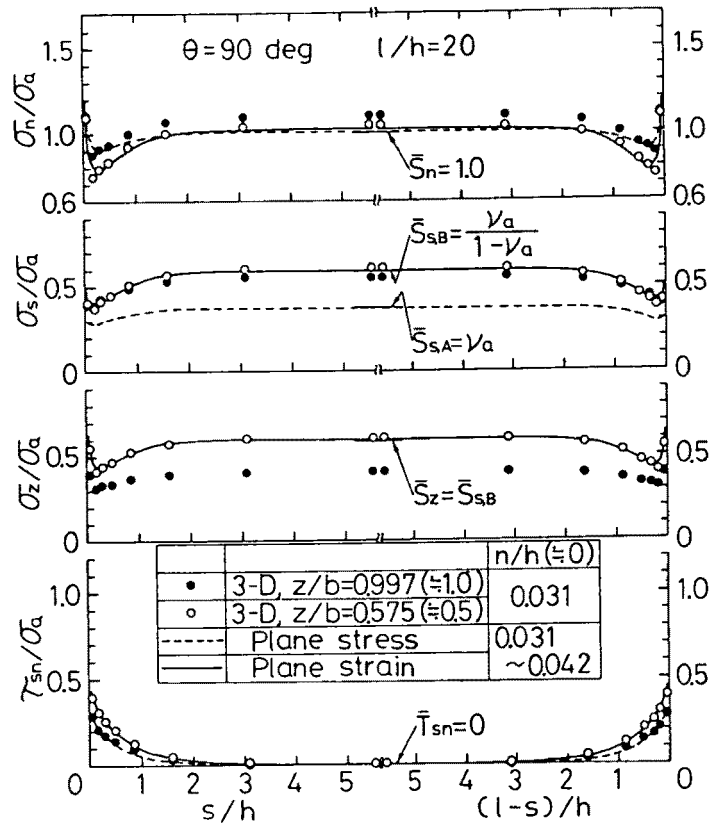


図 5.6 接着層境界における s 方向の応力分布
($\theta = 90^\circ$, 二次元, 三次元)

三次元解析による $\theta = 30^\circ, 52.47^\circ, 60^\circ$, および 90° の場合の接着層境界 ($n/h \neq 0$) における垂直応力 σ_n , σ_s , σ_z およびせん断応力 τ_{sn} の s 方向の分布を, 継手の z 方向中心 ($z/b \approx 0.5$) と z 方向表面 ($z/b \approx 1.0$) について示した。各応力は負荷した平均軸応力 σ_a により s 座標は h によりそれぞれ無次元化して示した。また比較のため, 二次元平面応力状態と平面ひずみ状態の解析結果もあわせて示した。モデルおよび負荷方法の対称性により, $\theta = 15^\circ \sim 75^\circ$ における継手の右側半分の応力としては, 対応する継手の左側半分について計算した応力の値を示した。また図5.7~5.9には三次元解析による継手の x 方向中心 ($x/t \approx 0.5$) における各応力の z 方向の分布を, 接着層境界 ($n/h \neq 0$) と接着層中央 ($n/h \approx 0.5$) について示した。 z 座標は h により無次元化した。

図5.3~図5.6の s 方向の応力分布はいずれの θ においても各応力について, $z/b \approx 0.5$ の場合の解が平面ひずみ状態の解にほぼ一致している。また $z/b \approx 1.0$ における解は, 平面応力状態の解に対し, せん断応力 τ_{sn} がほぼ一致しているが, 垂直応力 σ_n , σ_s および σ_z は一致していない。これは, 図5.7~図5.9の z 方向の応力分布においてみられるよう

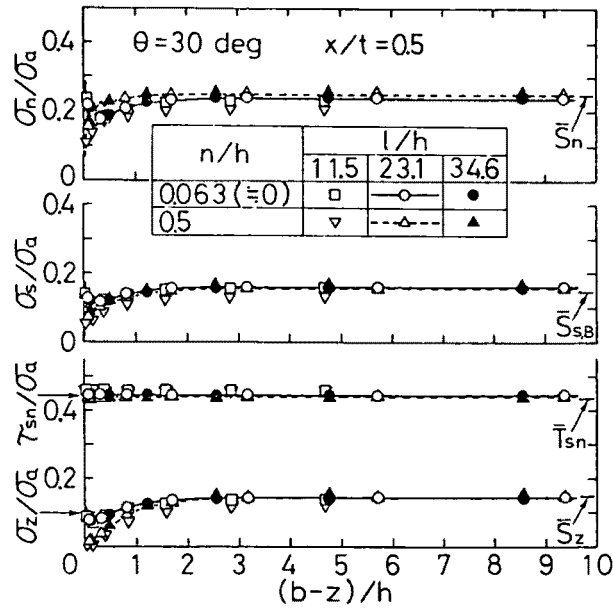


図 5.7 接着層内の z 方向の応力分布
($\theta = 30^\circ$)

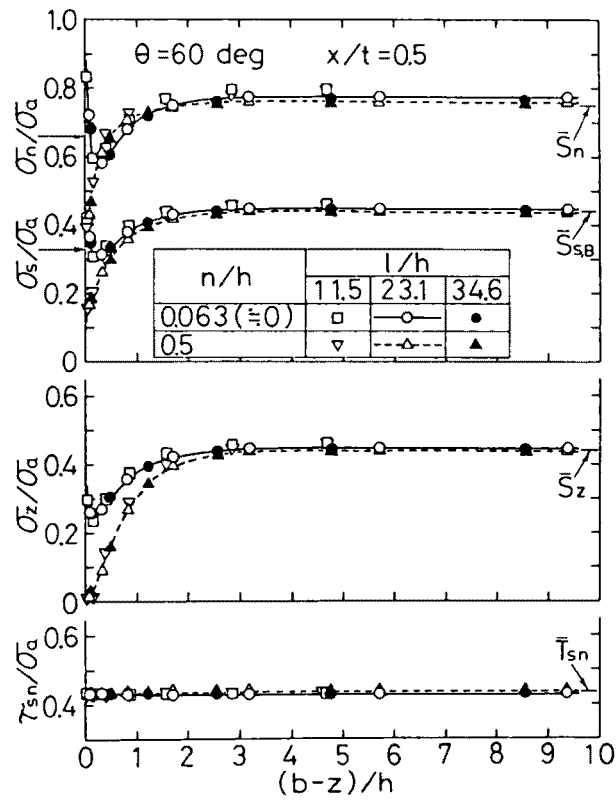


図 5.8 接着層内の z 方向の応力分布
($\theta = 60^\circ$)

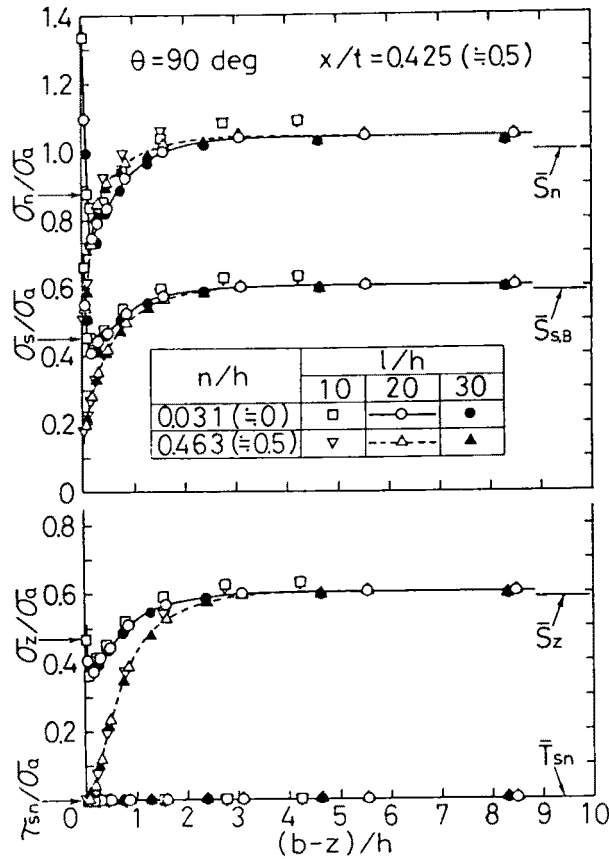


図 5.9 接着層内の z 方向の応力分布 ($\theta = 90^\circ$)

に、せん断応力 τ_{sn} には自由端近傍において応力集中がほとんど生じていないのに対し、垂直応力にはすべて自由端付近で応力集中が発生していることによると考えられる。

板材の厚さ方向に貫通したき裂の先端においては、板厚方向の内部では平面ひずみ状態で、表面付近では平面応力状態であるといわれる [85]。スカーフ継手においては、剛性の大きな被着材により接着層の収縮が拘束されるため、継手は図 5.10 のようなき裂を付加した接着剤の注型材と対比され、そのき裂先端近傍の応力と継手の接着層自由端近傍の応力とが類似していると考えられる。ところが図 5.10 のき裂材は、貫通き裂材 [85] さらに AB 面および CD 面側にもき裂が付加されているため、それらのき裂の先端でも応力集中が生じる。したがって、それに対応する継手の接着層の自由端近傍における応力も、前記のように平面応力状態の解に一致しないことが類似される。

$\theta = 52.47^\circ$ においては、図 5.4 のように継手の z 方向表面付近 ($z/b \cong 1.0$) を除き、各応力成分は s 方向にほとんど一定値を示しており、接着層の厚さ方向についても同様に一定であった。

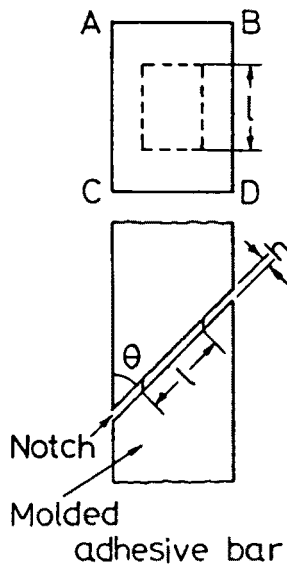


図5.10 傾斜き裂を付けた
接着剤の注型材

5・3・2 接着層の自由端近傍における応力分布の相似性

図5.11～図5.13には三次元解析による $\theta = 15^\circ$, 45° , および 75° の継手の z 方向中心 ($z/b \approx 0.5$) の接着層境界における s 方向の応力分布を, 各 l/h について示した。第3章の二次元解析の場合と同じく, 自由端近傍において各 l/h についての各応力はそれぞれほぼ一つの曲線上にのっており, l/h が10～20以上であれば, 自由端近傍では各応力

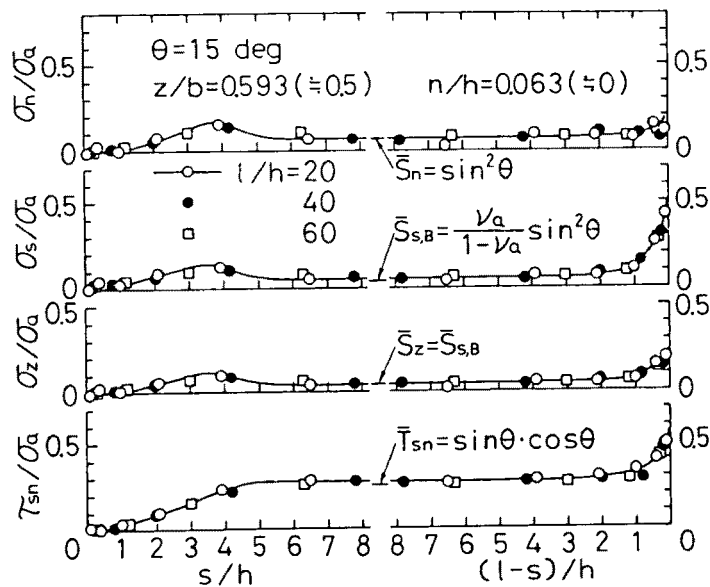


図5.11 接着層境界における s 方向の応力分布 ($\theta = 15^\circ$)

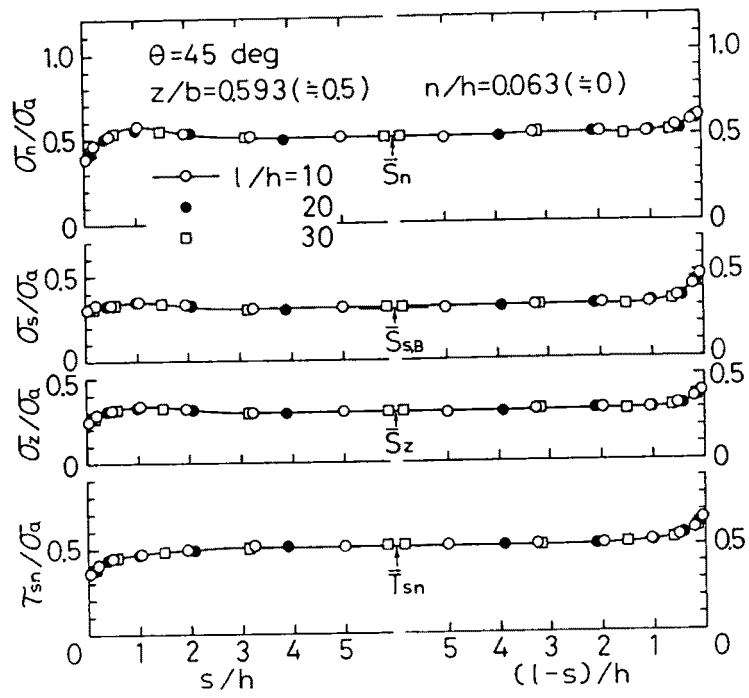


図5.12 接着層境界における s 方向の応力分布
($\theta = 45^\circ$)

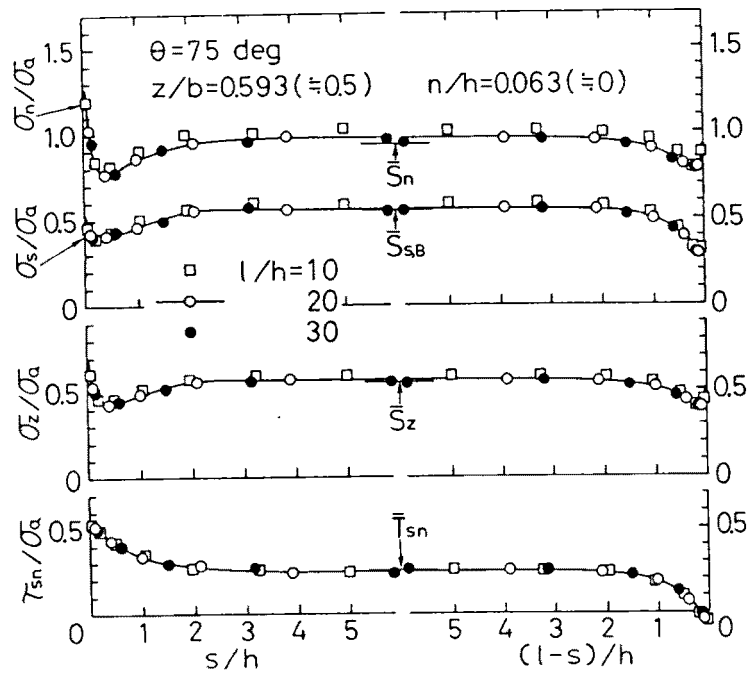


図5.13 接着層境界における s 方向の応力分布
($\theta = 75^\circ$)

分布には相似性がみられる。また図5.7～図5.9の z 方向の応力分布においても， l/h が20以上の場合には，自由端付近における各応力分布は，スカーフ角が同一ならば，接着層境界および層中央の両場合ともそれぞれほぼ相似となっている。

5.3.3 接着層における z 方向の応力分布

図5.7～図5.9の z 方向の応力分布図においては，前述のように τ_{sn} は z 方向のすべりにわたり，ほぼ一定値を示しているが，これは被着材の剛性が接着層に比べて大きく，しかも，図5.1のような継手の構造上，引張り外力によっては被着材はほぼ剛体として作用し，また被着材には $s-n$ 面外の変位が生じがたいことがその理由として考えられる。また σ_n ， σ_s ，および σ_z の自由端近傍における応力集中度は θ が大きくなるほど大となっており， $\theta = 52.47^\circ$ においても応力が一定にはならない。 z 方向の応力分布は図5.6の $\theta = 90^\circ$ の s 方向の応力分布（ z 方向の分布も同一）に類似している。

5.3.4 接着層中央部の一定応力域における応力値

図5.3～図5.6および図5.11～図5.13の s 方向の応力分布においては，自由端から $\theta = 15^\circ$ の場合約 $5h$ ， $\theta = 30^\circ \sim 90^\circ$ の場合約 $3h$ だけ内側へ入った点から内部では，各応力はほぼ一定値を示しており，これは第3章の二次元解析結果と同様であり，厚さ方向についても一定であった。また図5.7～図5.9の z 方向の応力分布においても，自由端から約 $3h$ 内側へ入った点から内部では厚さ全体にわたりほぼ一定応力となっている。第2章における継手のように 実際の接着継手では，接着層の l/h は100以上であり，したがって s 方向（ x 方向）および z 方向の自由端から h の数倍入った部分を除く接着層の大部分では，応力はほぼ一定値を示すことがわかる。

式(3.13)による一定応力域における応力の近似値を図5.3～図5.6, 図5.11～図5.13の中央付近，および図5.7～図5.9の右端に示した。一定応力域の応力は， σ_n / σ_a および τ_{sn} / σ_a については二次元および三次元の両解析結果ともそれぞれ \bar{S}_n および \bar{T}_{sn} にほぼ一致している。また，平面応力状態の σ_s / σ_a が $\bar{S}_{s,A}$ に，平面ひずみ状態と三次元解析による σ_s / σ_a および σ_z / σ_a がそれぞれ $\bar{S}_{s,B}$ および \bar{S}_z にほぼ一致している。これらのことから，鋼は接着層に比べて縦弾性係数が大きい（ $E/E_a = 66$ ）ため，ほぼ剛体とみなすことができ，接着層の s および z 方向の収縮を強く拘束することがわかる。図5.7～図5.9の

σ_z の分布から、 z 方向自由端から約 $3h$ 入った点より内部では平面ひずみ状態であることがわかる。図5.7～図5.13において一定応力域の各応力は、 l/h が大きくなるほど式(3.13)による計算値に近づいているが、これはサンブナンの原理 [85] によるものと考えられ、 l/h が100以上の実際の接着継手においては前者は後者にほぼ一致するものと思われる。

表5.2には、三次元解析の接着層の s 、 n および z 方向の中心の要素（一定応力域）における最大主応力 σ_{1c} および Mises の相当応力 [85] σ_{eqc} の σ_a による無次元化応力 S_{1c} および S_{eqc} と、式(3.13)の各応力を用いて式(3.18)および次式により求めたそれらの近似応力 \bar{S}_1 および \bar{S}_{eq} とを比較して示した。両応力の一致のようすは前述の $\sigma_n \sim \tau_{sn}$ とは

表5.2 接着層の一定応力域の応力および接着層境界における応力集中係数

θ deg	Stress in the center of adhesive layer ¹⁾			Stress calcd. from Eq. (3.18) and (5.1)		Stress concentration factor at adhesive interface ($n/h \neq 0$)				
	l/h	$(x/t \approx z/b \approx n/h \approx 0.5)$				in the s- direction ²⁾	in the z- direction ²⁾	in the whole interface ³⁾		
15	l/h	20	40	60						
	S_{1c}	0.290	0.307	0.312	\bar{S}_1	0.304	K_{σ_1}	2.68	1.15*	2.68+
	S_{eqc}	0.455	0.440	0.438	\bar{S}_{eq}	0.434	$K_{\sigma_{eq}}$	1.96	1.08*	1.99
30	l/h	11.5	23.1	34.6						
	S_{1c}	0.624	0.645	0.649	\bar{S}_1	0.634	K_{σ_1}	2.09	1.04*	2.11
	S_{eqc}	0.789	0.769	0.761	\bar{S}_{eq}	0.757	$K_{\sigma_{eq}}$	1.74	1.02	1.93
45	l/h	10	20	30						
	S_{1c}	0.920	0.920	0.919	\bar{S}_1	0.907	K_{σ_1}	1.30	1.03	1.42
	S_{eqc}	0.902	0.893	0.891	\bar{S}_{eq}	0.890	$K_{\sigma_{eq}}$	1.27	1.07	1.54
52.47	l/h	10.4	20.7	31.0						
	S_{1c}	1.022	1.009	1.006	\bar{S}_1	0.999	K_{σ_1}	1.00	1.05	1.17
	S_{eqc}	0.882	0.879	0.879	\bar{S}_{eq}	0.876	$K_{\sigma_{eq}}$	1.01	1.12	1.32
60	l/h	11.5	23.1	34.6						
	S_{1c}	1.085	1.062	1.056	\bar{S}_1	1.055	K_{σ_1}	1.16	1.06	1.16
	S_{eqc}	0.819	0.819	0.819	\bar{S}_{eq}	0.811	$K_{\sigma_{eq}}$	1.30	1.20	1.31
75	l/h	10	20	30						
	S_{1c}	1.122	1.068	1.053	\bar{S}_1	1.056	K_{σ_1}	1.30	1.14	1.31
	S_{eqc}	0.604	0.602	0.599	\bar{S}_{eq}	0.579	$K_{\sigma_{eq}}$	1.88	1.53	1.90
90	l/h	10	20	30						
	S_{1c}	1.088	1.042	1.025	\bar{S}_1	1	K_{σ_1}	1.37	1.37	1.43
	S_{eqc}	0.458	0.439	0.431	\bar{S}_{eq}	0.413	$K_{\sigma_{eq}}$	2.31	2.31	2.52

Note 1) $S_{1c} = \sigma_{1c}/\sigma_a$, $S_{eqc} = \sigma_{eqc}/\sigma_a$ 2) * mark shows middle part, others are for free end.
3) + mark shows middle of free end ($z/b \approx 0.5$),
others show corner of free end ($x/t \approx 0$ or 1.0 , $z/b \approx 1.0$).

$$\bar{S}_{eq} = \frac{\sqrt{(\bar{S}_1 - \bar{S}_2)^2 + (\bar{S}_2 - \bar{S}_z)^2 + (\bar{S}_z - \bar{S}_1)^2}}{\sqrt{2}} \quad (5.1)$$

は同様である。 $\theta = 75^\circ$ および 90° においては σ_2 および σ_3 が比較的大きな値の引張応力となるため表5.2の S_{eqc} は小さい値となっている。

5.3.5 接着層における最大応力

σ_1 および σ_{eq} について、その最大値 σ_{1max} および σ_{eqmax} と一定応力域における値 σ_{1c} および σ_{eqc} との比を次式のように応力集中係数 K_{σ_1} および $K_{\sigma_{eq}}$ と定義し、

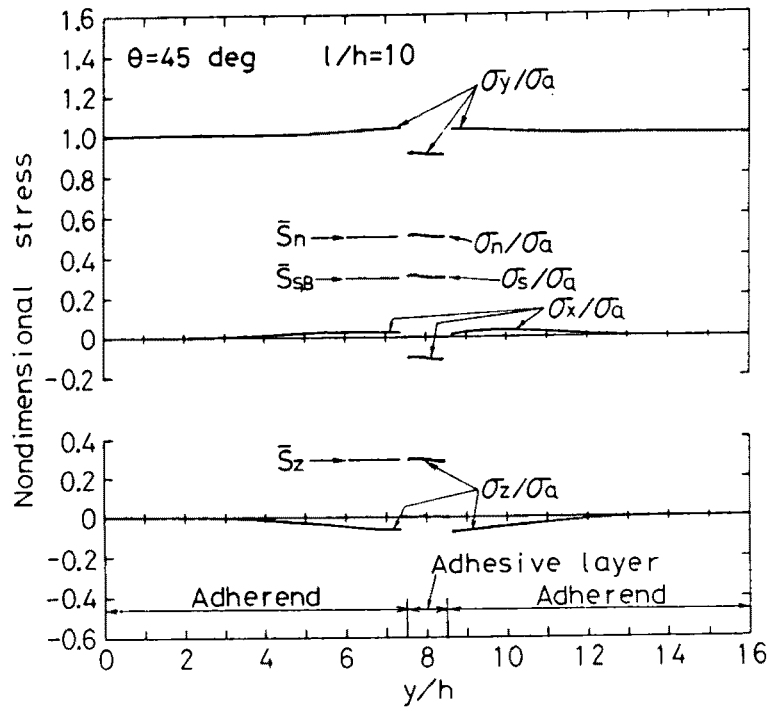
$$\left. \begin{aligned} K_{\sigma_1} &= \frac{\sigma_{1max}}{\sigma_{1c}} \\ K_{\sigma_{eq}} &= \frac{\sigma_{eqmax}}{\sigma_{eqc}} \end{aligned} \right\} \quad (5.2)$$

$z/b \doteq 0.5$ の s 方向境界、 $x/t \doteq 0.5$ の z 方向境界、および接着層境界全体（接着層全体についても同じ）について求め、表5.2に併記した。図5.3～図5.6、および図5.11～図5.13においてみられるように、 $z/b \doteq 0.5$ の s 方向境界の最大応力は、 $\theta < 52.47^\circ$ では接着層境界の鈍角側自由端近傍、 $\theta > 52.47^\circ$ では鋭角側自由端近傍で生じ、表5.2のように応力集中係数は θ が 52.47° からずれるほど大となっている。また表5.2によれば、 z 方向境界において、最大応力は θ が 15° および 30° の場合は接着層中央部で生じている（ 30° の場合は σ_1 のみ）が、その他の場合は自由端近傍で生じ、最大応力比は θ の増加とともに大きくなっている。しかしそれらの値は一般に s 方向境界の場合に比べて小さい。さらに接着層全体についてみると、最大応力はほとんどの場合に接着層境界の角部で生じている。

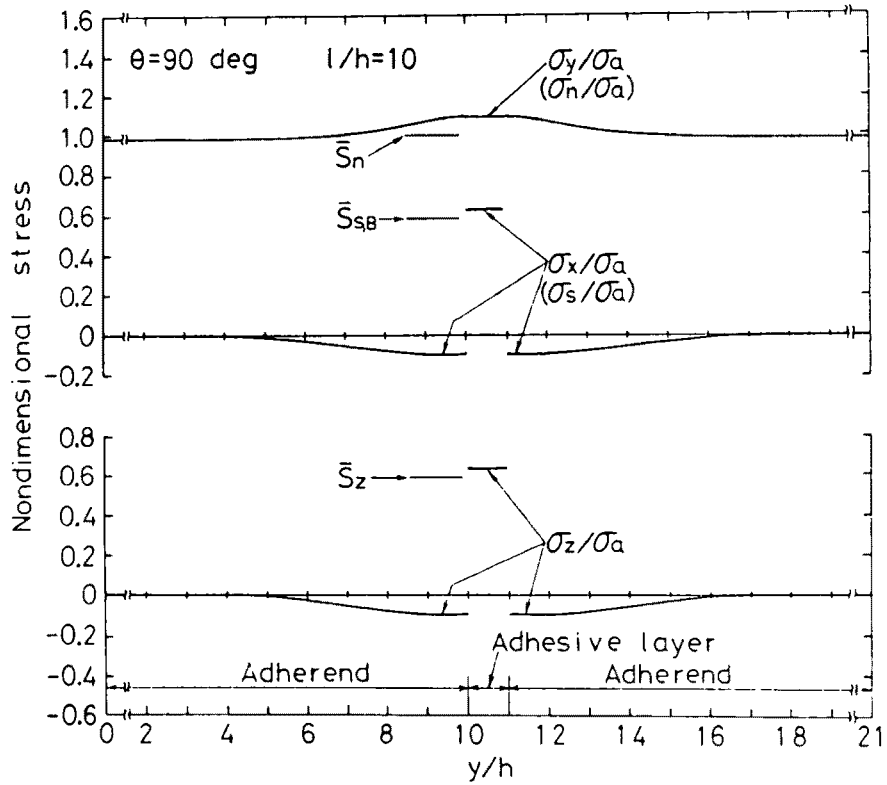
5.3.6 継手における y 方向の応力分布

図5.14には、 θ が 45° と 90° の場合について、継手中心すなわち $x/t \doteq 0.5$ 、 $z/b \doteq 0.5$ における y 方向に沿った σ_x 、 σ_y および σ_z の分布を示した。 $\theta = 45^\circ$ の接着層内においては、 σ_s および σ_n の値を示した。

被着材の応力については接着層近傍を除き、 $\sigma_x \doteq \sigma_z \doteq 0$ 、 $\sigma_y/\sigma_a \doteq 1.0$ とほとんど y 軸方向の応力のみでの平面応力状態であり、接着層境界から約 $5h$ 以内の部分においては、接着層の収縮を拘束することにより、 $\theta = 45^\circ$ では σ_z 、 $\theta = 90^\circ$ では σ_x および σ_z がそれぞれ比較的小さな圧縮応力となっている。 $\theta = 90^\circ$ の σ_y を除いて、他の応力はいずれも接



(a) $\theta = 45^\circ$



(b) $\theta = 90^\circ$

図5.14 継手中心における y 方向の応力分布 ($\theta = 45^\circ, 90^\circ$)

着層境界で不連続となっている。図中に示した式(3.13)による $\bar{s}_{s,B}$, \bar{s}_n , および \bar{s}_z の値は, それぞれ接着層内の, σ_s/σ_a , σ_n/σ_a ($\theta = 90^\circ$ では σ_x/σ_a , σ_y/σ_a と同一), および σ_z/σ_a の値にはほぼ一致している。図には示していないが, l/h の増加にともなって接着層近傍の被着材における σ_x および σ_z の絶対値は小さくなり, 無接合材に近づく傾向がみられた。

5.3.7 バット継手における接着層のみかけの縦弾性係数

二次元および三次元解析による $\theta = 90^\circ$ の継手の被着材間の y 方向変位から, 接着層のみかけの縦弾性係数 E'_a を表5.1以外の l/h についても求め, 表3.1の E_a に対する比として図5.15に示した。被着材の接着面(境界)の変位は, 周辺近傍を除いてほとんど一定であるため, E'_a の算出には接着面の中心の節点の変位を用いた。

被着材を剛体と仮定し, 接着層が平面ひずみ状態で $l/h \rightarrow \infty$ の場合, または三次元モデルにおいて $t/h = b/h = l/h \rightarrow \infty$ の場合, すなわち接着層の s 方向および z 方向の変位が完全に拘束された場合の E'_a/E_a は, 式(3.10)の広義のHookeの法則[79]において, $\varepsilon_s = 0, \varepsilon_z = 0$ とおけば得られ, 次式のようになる。

$$\frac{E'_a}{E_a} = \frac{\sigma_n}{\varepsilon_n E_a} = \frac{1 - \nu_a}{1 - \nu_a - 2\nu_a^2} \quad (5.3)$$

式(5.3)は小島[128]および増岡ら[87]によって導びかれた式に一致する。また同様に接

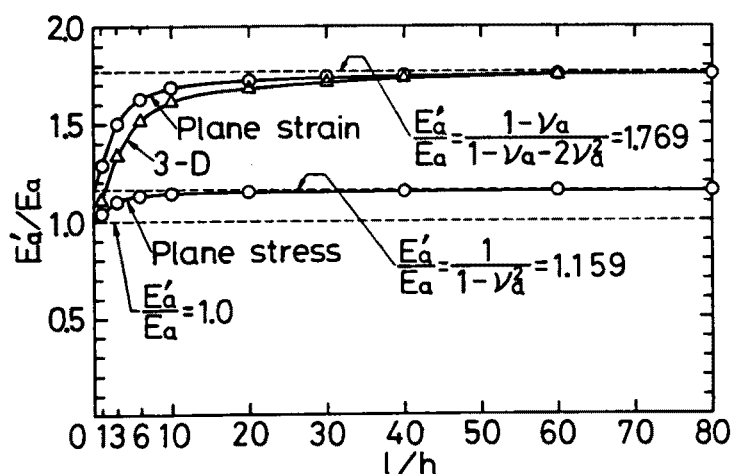


図5.15 接着層のみかけの縦弾性係数

着層が平面応力状態で $l/h \rightarrow \infty$ の場合は，式(3.10)において $\sigma_z = 0$ ， $\varepsilon_s = 0$ とおくことにより次式が得られる。

$$\frac{E'_a}{E_a} = \frac{1}{1-\nu_a^2} \quad (5.4)$$

式(5.4)は斎藤 [34] の厳密解によって得られた式に一致する。さらに接着層が平面ひずみ状態で $l/h \rightarrow 0$ ($h \rightarrow \infty$) の場合も式(3.10)において $\sigma_s = 0$ ， $\varepsilon_z = 0$ とおくことにより式(5.4)が得られる。

図5.15の有限要素解析結果は， $l/h \rightarrow 0$ の時，平面応力状態および三次元モデルの場合は， $E'_a/E_a \rightarrow 1.0$ となり，平面ひずみ状態の場合は E'_a/E_a は式(5.4)に漸近する。また $l/h \rightarrow \infty$ の時，平面ひずみ状態および三次元モデルの場合は E'_a/E_a は式(5.3)に近づき，平面応力状態の場合は E'_a/E_a は式(5.4)に漸近する。三次元モデルの E'_a/E_a の値は， $l/h \leq 1$ では平面応力状態の値により近いが， $l/h \geq 3$ においては平面ひずみ状態の値に急速に近づき， $l/h \geq 40$ ではほとんど平面ひずみ状態の値に一致している。

5.4 光弾性解析結果との比較

辻・島田 [28] の光弾性解析における $\theta = 30^\circ$ および 45° のモデルに，形状，寸法，および材料定数を一致させて三次元有限要素解析を行い，両解析結果を比較して図5.16に示した。 n/n_0 は光弾性解析において材質一様の場合のしま次数 n_0 に対する接着層境界のし

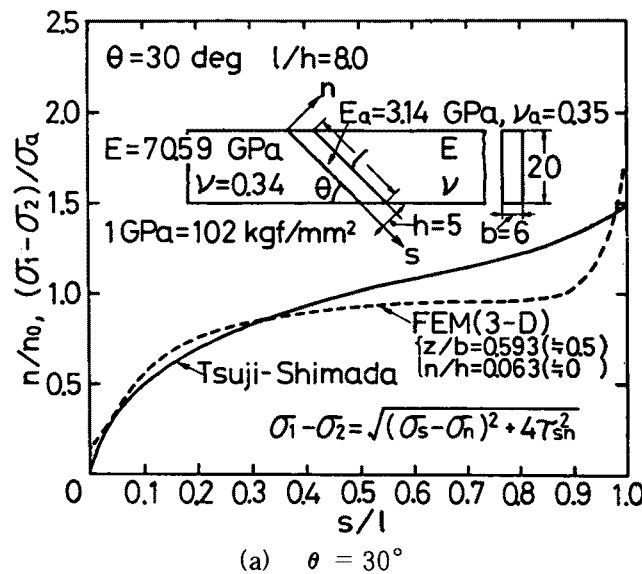
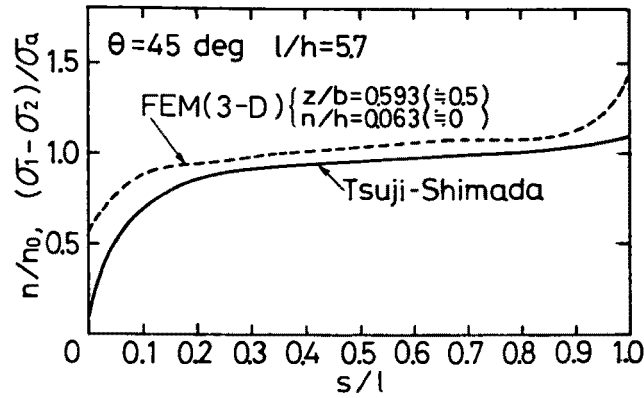


図 5.16 光弾性解析結果と有限要素解析結果との比較



(b) $\theta = 45^\circ$

図5.16 光弾性解析結果と有限要素解析結果との比較

ま次数 n の比である。また有限要素解析における $\sigma_1 - \sigma_2$ の値としては sn 面内における値を示したが、その値は、図の板幅 b の方向に沿って、ほぼ一定であった。図 5.16 において、有限要素解析結果は光弾性解析結果にほぼ一致しており、本報告における解析の妥当性が示された。

5.5 バット継手についての厳密解との比較

図 5.17 のような、粗い剛体平面で圧縮される弾性平板の二次元応力についての斎藤の厳密解 [34] を用いて、バット継手の接着層内の応力を計算し、二次元有限要素解析結果との比較を行った。なお接着層のようにアスペクト比が比較的大きい場合、すなわち図 5.17 において $a/b \geq 1$ の場合には、斎藤の解をそのまま利用しては数値計算の際に双曲線関数の値が過大となって計算が不能となる。そこで、 $X \geq 0$ においては $\sinh X \cong \cosh X \cong 0.5 \exp X$

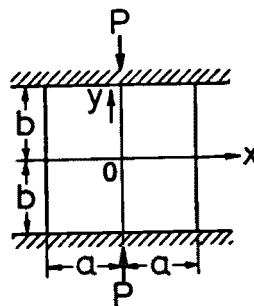


図5.17 弾性平板の圧縮

≧ Xとなることを利用して斎藤の解に修正を加え，得られた次の諸式により応力の計算を行った。

$$\left. \begin{aligned}
 \sigma_x &= \frac{P}{2a} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{A_n}{\Delta_n^{(1)}} \left[\left(-\frac{2\nu}{1+\nu} \cosh \xi_n t + \xi_n t \cdot \sinh \xi_n t \right) \cosh \xi_n \frac{y}{a} - \xi_n \frac{y}{a} \cosh \xi_n t \sinh \xi_n \frac{y}{a} \right] \\
 &\quad \times \cos \xi_n \frac{x}{a} + \frac{P}{2a} \sum_{s=0}^{\infty} (-B_s) \xi_s \left(t' - \frac{x}{b} \right) \exp \left\{ -\xi_s \left(t' - \frac{x}{b} \right) \right\} \cos \xi_s \frac{y}{b} \\
 \sigma_y &= \frac{P}{2a} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{-A_n}{\Delta_n^{(1)}} \left[\left\{ \frac{2}{1+\nu} \cosh \xi_n t + \xi_n t \cdot \sinh \xi_n t \right\} \cosh \xi_n \frac{y}{a} - \xi_n \frac{y}{a} \cosh \xi_n t \sinh \xi_n \frac{y}{a} \right] \\
 &\quad \times \cos \xi_n \frac{x}{a} + \frac{P}{2a} \sum_{s=0}^{\infty} B_s \left\{ \xi_s \left(t' - \frac{x}{b} \right) - 2 \right\} \exp \left\{ -\xi_s \left(t' - \frac{x}{b} \right) \right\} \cos \xi_s \frac{y}{b} \\
 \tau_{xy} &= \frac{P}{2a} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{A_n}{\Delta_n^{(1)}} \left[\left\{ \frac{1-\nu}{1+\nu} \cosh \xi_n t + \xi_n t \cdot \sinh \xi_n t \right\} \sinh \xi_n \frac{y}{a} - \xi_n \frac{y}{a} \cosh \xi_n t \cdot \cosh \xi_n \frac{y}{a} \right] \\
 &\quad \times \sin \xi_n \frac{x}{a} + \frac{P}{2a} \sum_{s=0}^{\infty} B_s \left\{ \xi_s \left(t' - \frac{x}{b} \right) - 1 \right\} \exp \left\{ -\xi_s \left(t' - \frac{x}{b} \right) \right\} \sin \xi_s \frac{y}{b} \\
 \xi_n &= \{(2n+1)\pi\}/2, \quad t = b/a, \quad t' = a/b \\
 \Delta_n^{(1)} &= \xi_n t + \cosh \xi_n t \cdot \sinh \xi_n t, \quad \Delta_s^{(2)} = \exp(2\xi_s t')/4
 \end{aligned} \right\} \quad (5.5)$$

式(5.5)における係数 A_n および B_s ($n, s = 0, 1, 2, \dots$) は次の無限連立一次方程式の解として与えられる。

$$\left. \begin{aligned}
 \frac{t}{2s+1} B_s + \sum_{n=0}^{\infty} A_n Q_{sn} &= \frac{2(-1)^s}{2s+1} \\
 A_n + P_n \sum_{s=0}^{\infty} B_s R_{ns} &= 0, \quad n, s = 0, 1, 2, \dots
 \end{aligned} \right\} \quad (5.6)$$

ただし，

$$\left. \begin{aligned}
 Q_{sn} &= \frac{8(-1)^{n+s} \cosh^2 \xi_n t}{(2n+1)^3 \pi \Delta_n^{(1)}} \cdot \frac{2s+1}{t^2 + (2s+1)^2 / (2n+1)^2} \left\{ \frac{1}{1+\nu} + \frac{t^2}{t^2 + (2s+1)^2 / (2n+1)^2} \right\} \\
 R_{ns} &= \frac{8t'(-1)^{n-s}}{(2s+1)\pi} \frac{1}{t'^2 + (2n+1)^2 / (2s+1)^2} \left\{ -\frac{2+\nu}{1+\nu} + \frac{t'^2}{t'^2 + (2n+1)^2 / (2s+1)^2} \right\} \\
 P_n &= \Delta_n^{(1)} / \{ [(3-\nu)/(1+\nu)] \cosh \xi_n t \cdot \sinh \xi_n t - \xi_n t \}
 \end{aligned} \right\} \quad (5.7)$$

なお，式(5.5)~(5.7)は平面応力状態の解であるが，本研究では平面ひずみ状態の解を得るため， ν を $\nu_a/(1-\nu_a)$ と置き換えて計算を行った($\nu_a = 0.37$)。式(5.5)および式(5.6)における級数の計算は $n = s = 200$ で打ち切った。図5.18には接着層境界と層中央の応力について，式(5.5)による計算結果と有限要素法による平面ひずみ解析結果とを比較して示した。前者における y/b (図5.17)の値は，対応する後者の n/h (図3.4)の値に一致させた。両解析結果にはよい一致がみられ，本研究における有限要素解析結果が妥当である

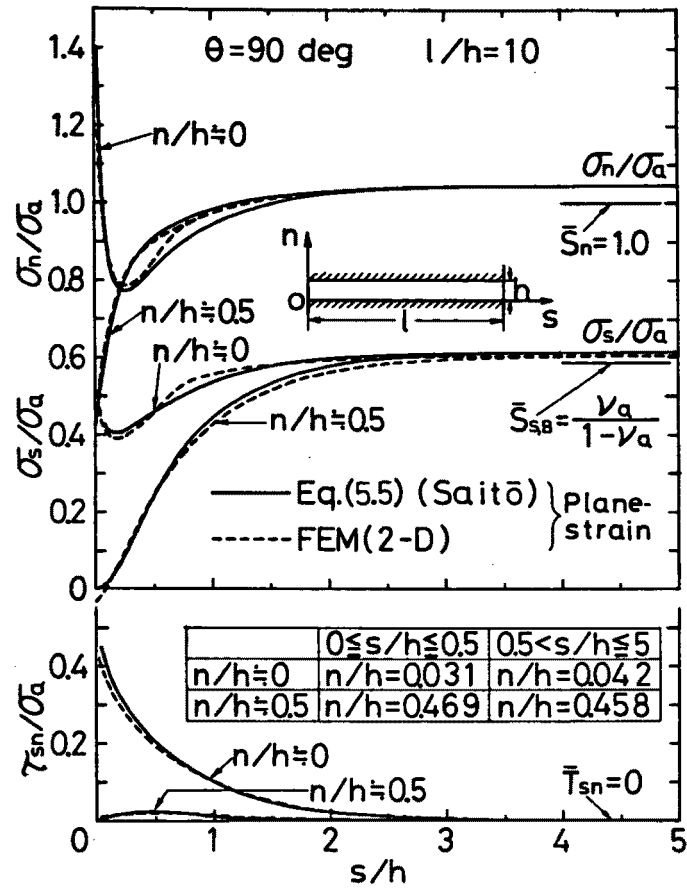


図5.18 厳密解と有限要素解析結果との比較

ことが確認できた。

5.6 むすび

本章では、鋼のスカーフおよびバット継手における応力状態を明確に把握するため、三次元弾性有限要素解析を行い、二次元有限要素解析結果、光弾性解析結果、および厳密解と比較検討して以下のような結論を得た。

(1) 接着層においては、 z 軸に垂直な自由端から約 $3h$ 内側へ入った点より内部では平面ひずみ状態とみなし得る。

(2) x 軸および z 軸に垂直な自由端からそれぞれ $3h \sim 5h$ および約 $3h$ 内部へ入った点から内部の接着層、すなわち接着層の大部分においては、全厚さについて応力はほぼ一定値を示し、その近似値は簡易計算式である式(3.13)により求めることができる。

(3) Lubkinの式により求めた $\theta = 52.47^\circ$ の継手の接着層においては、 z 軸に垂直な自由

端から約 $3h$ 入った点までを除き， x 軸に垂直な自由端を含めて，全く均一な応力分布を示し， θ がその角度からずれるほど自由端近傍における応力集中が増大する。

(4) l/h が10~20以上であれば，いずれの接着層自由端の近傍においても応力分布は互いにほぼ相似となる。

(5) 被着材においては，接着層近傍では σ_x および σ_z が小さな値（ σ_z は圧縮応力）を生じるが，それ以外の部分では $\sigma_x = \sigma_z = 0$ の平面応力状態である。

(6) 三次元有限要素解析結果（ $\theta = 30^\circ, 45^\circ$ ）は光弾性解析結果にほぼ一致した。

(7) バット継手の場合には，二次元有限要素解析結果は厳密解の結果とよい一致を示した。

第6章 継手の引張接着強度（その1，接着層表面の有効厚さ）[88, 89]

6.1 まえがき

安全で効率的な接着継手の設計のためには，継手の破壊条件を明確にする必要がある。接着継手の応力解析に関する研究は従来から多く行われているが，破壊条件に関する研究は多くは見られない。スカーフ継手については，Lubkin [22]により破壊条件の検討，山口ら [51]により接着強度の実験的検討がそれぞれなされている。またバット継手については，増岡ら [60]により接着層の塑性変形が十分進んだ場合の破壊条件の検討，杉林・池上ら [96]により組合せ応力下の円筒継手の接着強度の定式化などが行われている。

第2章においてはエポキシ系接着剤を用いた鋼のスカーフ継手の接着強度を実測し，その破壊条件の検討を行ったが，継手の応力解析が二次元の近似的なものであったため，実験結果の説明が必ずしも十分できなかった。

一方，先の Lubkin の報告では，接着層内の応力分布が均一で平面応力状態であるとして破壊条件の検討が行われているが，前章の三次元有限要素解析によれば，接着層自由端近傍ではかなりの応力集中がみられ，その部分を除く接着層の大部分では平面ひずみ状態であることが明らかになった。

そこで本章においては，スカーフおよびバット継手の破壊条件の検討をより詳細に行うため，まず第2章のスカーフ継手の実験結果に加えて，第2章と同一のぜい性接着剤を用い，接着層厚さを数種類に変えたバット継手の接着強度の測定を行うとともに，それらの継手の三次元有限要素解析を，接着層自由端近傍に関し前章よりも詳しく行う。次にその応力解析結果を用いて，接着層の自由表面に対し有効厚さの概念を適用してスカーフ角および接着層厚さと接着強度との理論的關係を導き，第2章および本章の実験結果と比較して不均一応力分布が接着強度におよぼす影響を調べ，継手の破壊条件を検討する。ここで有効厚さとは，本論文（6・5・1項）において定義する量であり，Neuber [104, 105] の有効容積，中西 [90] の境界層厚さ，佐藤ら [93, 94] の表面層厚さなどと本質的には同じものである。

また接着層破面を光学顕微鏡および SEM により観察し，フラクトグラフィー的な考察を行う。

6.2 実験方法

6.2.1 接着剤

バット継手試験片の製作には、第2章のスカーフ継手に用いた接着剤と同一のぜい性エポキシ系接着剤を使用した。

6.2.2 接着継手

引張接着強度の測定に用いたスカーフおよびバット継手試験片の形状および寸法は図23(b)のとおりである。被着材には低炭素鋼(SS41)を用いた。接着層厚さ h が0.1mmのスカーフ継手およびバット継手については第2章の実験結果をそのまま用いる。バット継手の場合は h が0.1mmのほか0.3, 0.6, 1.0, および5.0 mmの試験片についても接着強度の測定を行った。バット継手試験片に関する他の製作方法および引張試験方法はすべて第2章と同一である。

6.3 実験結果

6.3.1 スカーフ継手の引張接着強度

図6.1には各 θ における破断荷重を長手方向に垂直な継手の断面積で割り、引張接着強度 σ_r として○印で示した。各値は試験片10個の平均値である。 σ_r の実験値は $\theta = 60^\circ$ において最小値を示し、 $\theta = 90^\circ$ まではほぼ同じ値を示しているが、 $\theta < 60^\circ$ においては θ の減少とともに急激に増加している。 σ_r と θ との関係については後に検討する。

なお、図中の曲線群は、継手の破壊条件に基づいた $\sigma_r - \theta$ 関係を示したものであり、 δ は接着層表面における有効厚さであるが、これらについては後に詳述する。

6.3.2 バット継手の引張接着強度

図6.2には各接着層厚さ h における σ_r の実験値を、試験片10個の平均値として○印で示した。Griffithの理論にもとづく破壊の確率論から、Weibullは試験片内のクラックの総数 n と試験片の強度 S_m の関係として次式を導いている[91, 92]。

$$S_m = \frac{(1-1/m)^{1/m}}{(\alpha n)^{1/m}} \quad (6.1)$$

ここで、 α および m は材料による定数である。 n は試験片の容積 V に比例するから、式

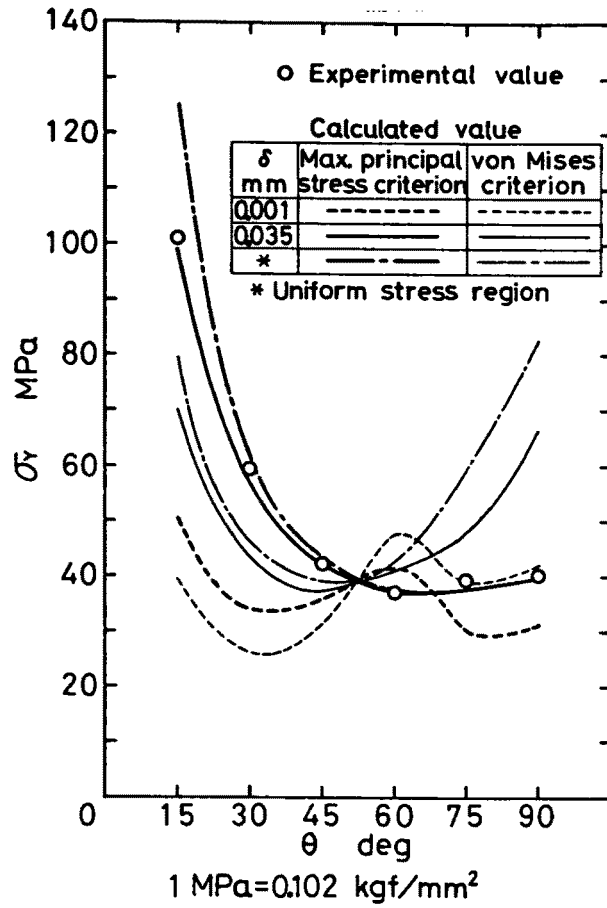


図 6.1 スカーフ継手の接着強度とスカーフ角との関係

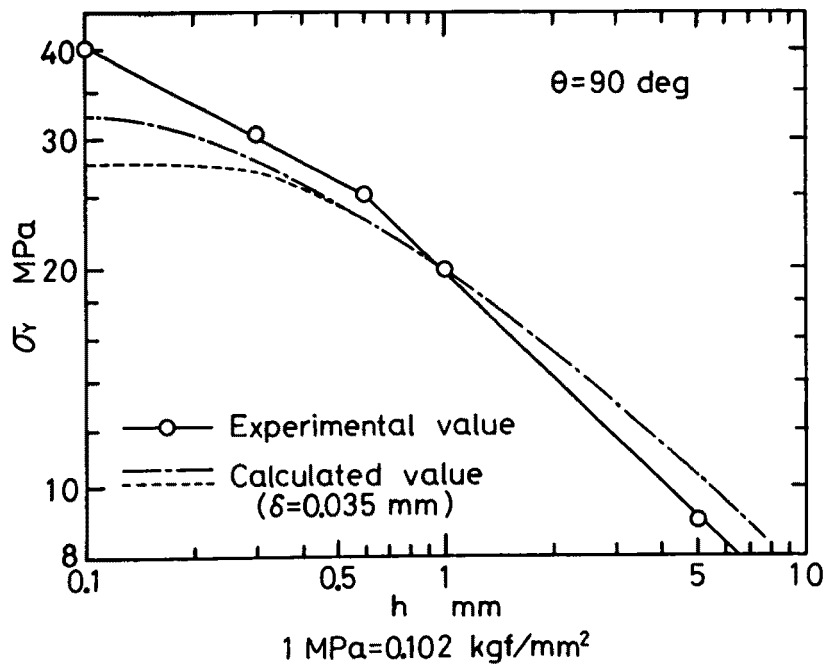


図 6.2 バット継手の接着強度と接着層厚さとの関係

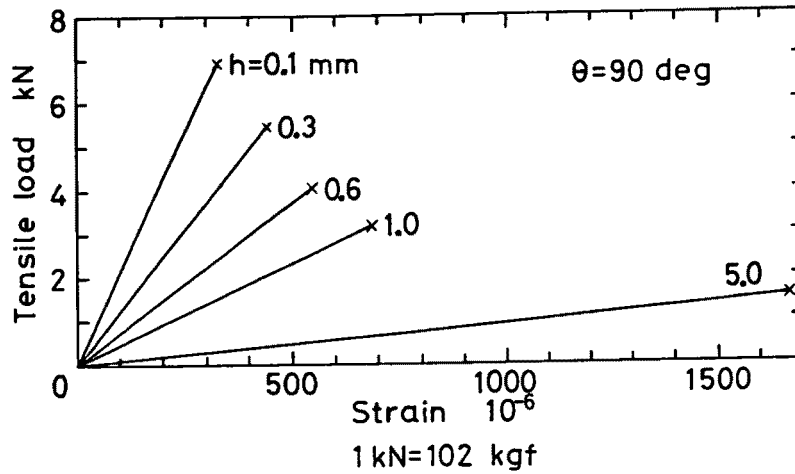


図 6.3 バット継手の荷重－ひずみ線図

(6.1) を簡単に表せば次式のようなになる [91, 92]。

$$S_m \propto V^{-1/m} \quad (6.2)$$

したがって $\log S_m$ と $\log V$ とは直線関係になる。接着層容積 V は h に比例するため、図 6.2 においては σ_r と h の両者とも対数目盛にプロットした。その結果両者の関係は $h = 0.6\text{mm}$ において折れ曲がる直線を示した。 σ_r と h との関係については後に検討を加える。

また図 6.3 には継手の荷重－ひずみ線図を示したが、いずれも破断に至るまではほぼ直線を保っている。

6.4 三次元応力解析

6.4.1 解析方法

解析モデルおよび解析方法は前章と同一である。解析には表 6.1 の材料定数を用いた。継手の座標系を図 6.4 に示す。また接着層内の要素の図心 P の座標 (s, n) は図 3.4 によ

表 6.1 解析に用いた被着材および接着剤の材料定数

	Young's modulus	Poisson's ratio
Adherend(Steel)	$E = 205.9 \text{ GPa}$ { 21000 kgf/mm^2 }	$\nu = 0.30$
Adhesive(Epoxy resin)	$E_a = 3.14 \text{ GPa}$ { 320 kgf/mm^2 }	$\nu_a = 0.37$

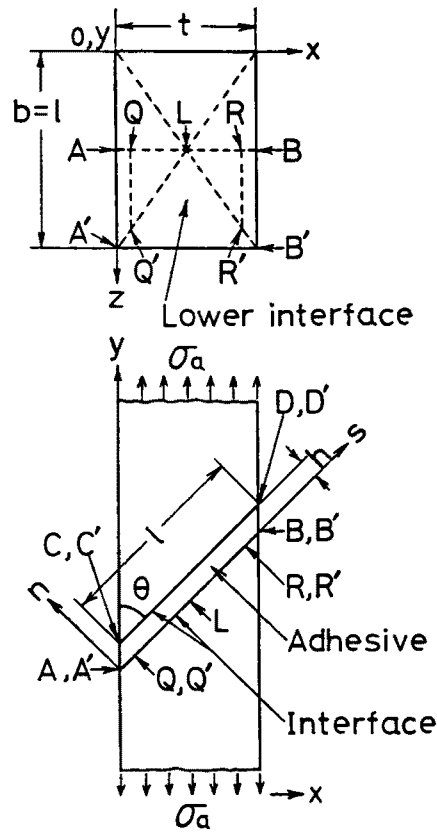


図 6.4 継手の座標系

り表す。モデルの座標の拡大・縮小（図 5.1 および図 5.2 の k の値の変化）により，接着層の l/h を約 10～127 に変えた。 $l/h = 127$ は $h = 0.1\text{mm}$ の試験片に対応している。本章においては x ， y および z 方向の分割数は図 5.1 および図 5.2 と同一としたが，接着層の自由端角（図 6.4 の点 A' ）近傍がより細分割されるように座標を図 5.1 および図 5.2 とは変え，さらに xz 面において対角線 $A'L$ 上の要素の図心が $A'L$ に一致するように考慮した。

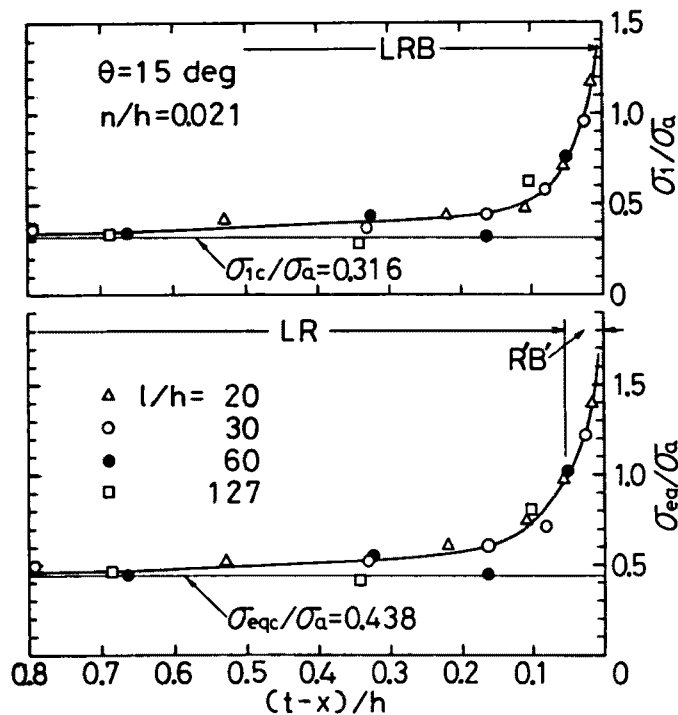
なお第 3 章で，平面ひずみ状態において継手全体に全く均一な応力分布を示した $\theta = 52.47^\circ$ のモデルについても解析を行った。

6.4.2 応力解析結果

$\theta = 15^\circ \sim 90^\circ$ の下側接着層境界において，最大応力が生じる側の自由端近傍の最大主応力 σ_1 および Mises の相当応力 σ_{eq} を求め， σ_a により無次元化して図 6.5 に示した。 $\theta = 15^\circ \sim 52.47^\circ$ においては図 6.4 の BB' 近傍において， $\theta = 60^\circ \sim 90^\circ$ においては AA' 近傍において最大応力が生じた。接着層自由端から x 方向または z 方向に一定深さだけ内部へ入

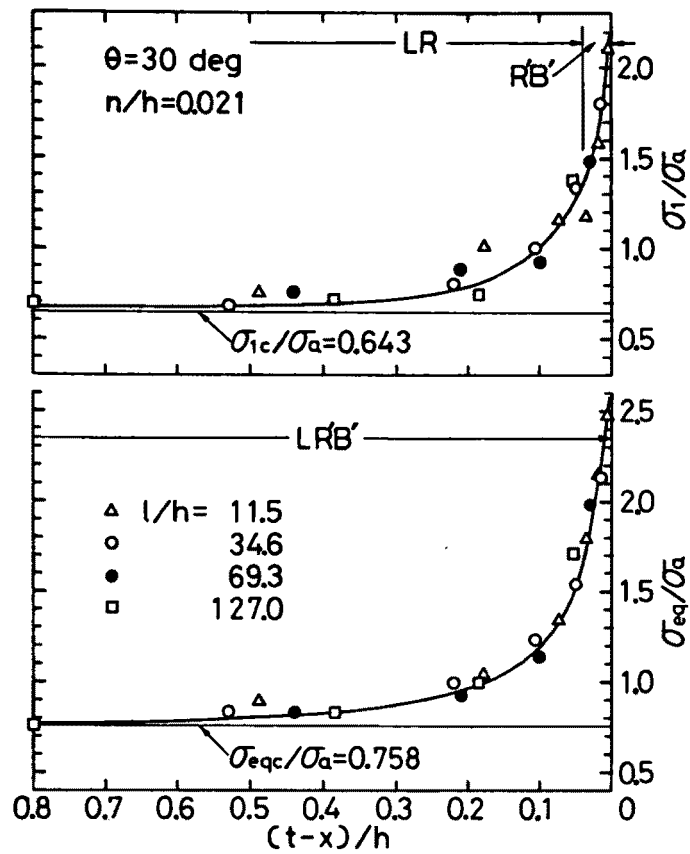
った点の応力の最大値は、対角線 A'Q'L 上, B'R'L 上, あるいは幅 b の中心線 AQLRB 上において生じるため, 図 6.5 にはそのうちいずれか大きいほうの値を示した。横軸は自由端からの x 方向の距離を h により無次元化した。各応力はいずれも l/h によらずそれぞれほぼ一つの曲線上にのっており相似性がみられる。

また図 6.5 には, 図 6.4 の接着層の s, n , および z 方向の中心点の要素(一定応力域)における応力を σ_{1c} および σ_{eqc} とし, それらの σ_a による無次元化値を $l/h = 127$ の場合について直線で示した。自由端近傍における σ_1, σ_{eq} の最大値の $\sigma_{1c}, \sigma_{eqc}$ に対する比は一種の応力集中係数であるが, その値は $\theta = 52.47^\circ \sim 60^\circ$ において最小で, θ がその角度からずれるほど増加しており, 特に $\theta = 15^\circ$ および 30° においては, 両応力の場合とも 3 以上である。しかし自由端から内部へ $0.8h$ の深さだけ入れれば両応力はそれぞれ σ_{1c} あるいは σ_{eqc} にほぼ等しくなっている。

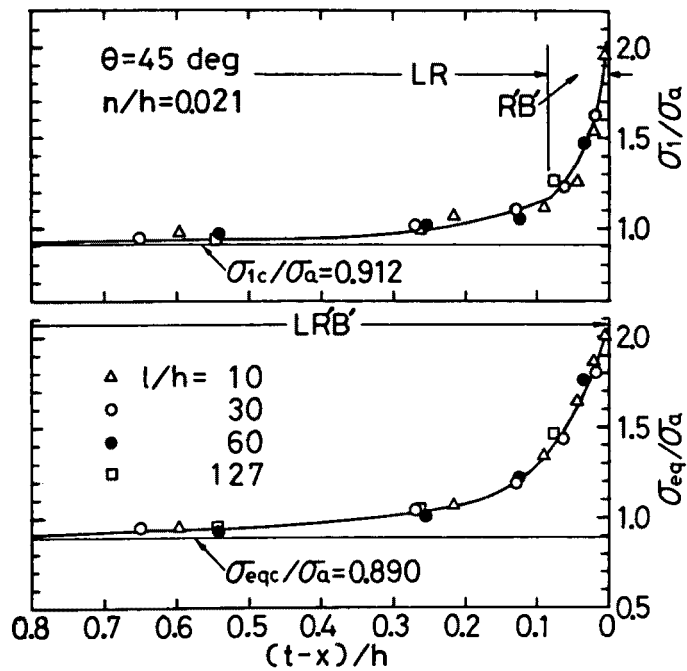


(a) $\theta = 15^\circ$

図 6.5 最大応力を示す接着層自由端近傍における応力分布

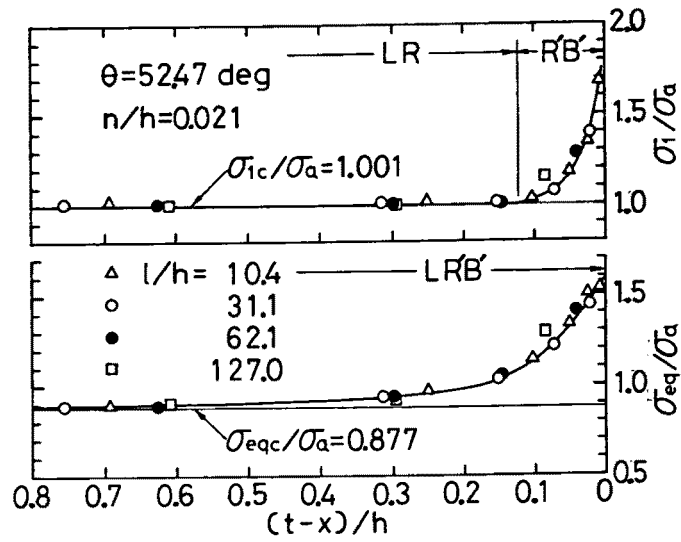


(b) $\theta = 30^\circ$

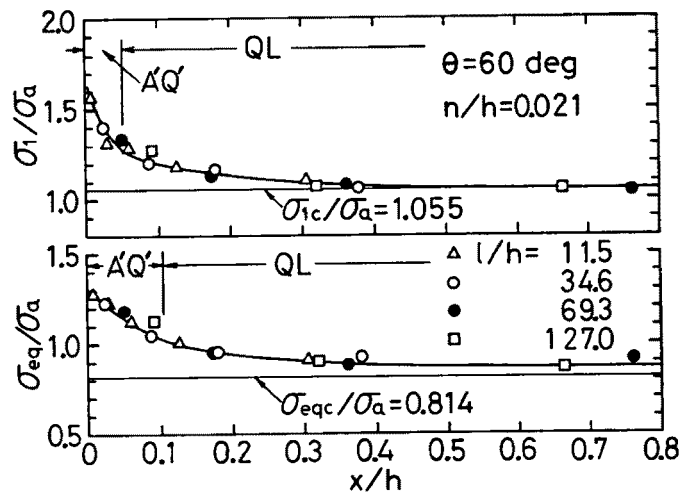


(c) $\theta = 45^\circ$

図 6.5 最大応力を示す接着層自由端近傍における応力分布

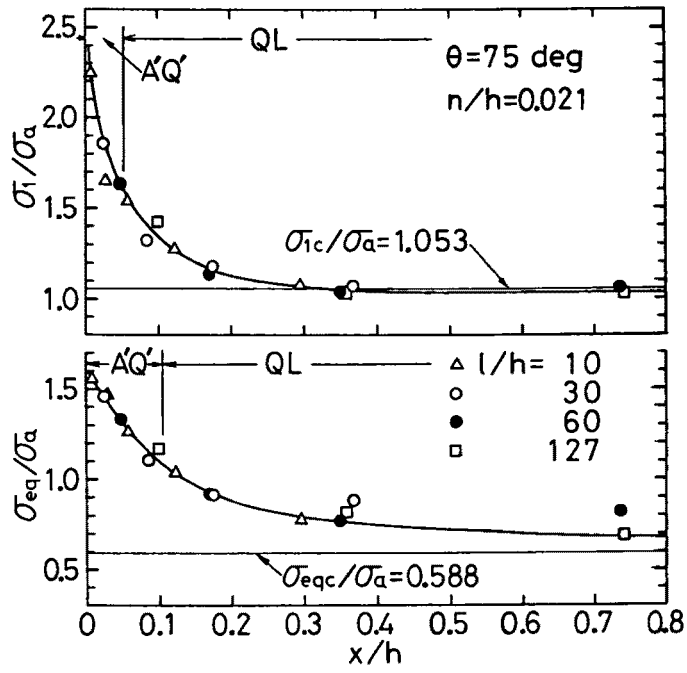


(d) $\theta = 52.47^\circ$

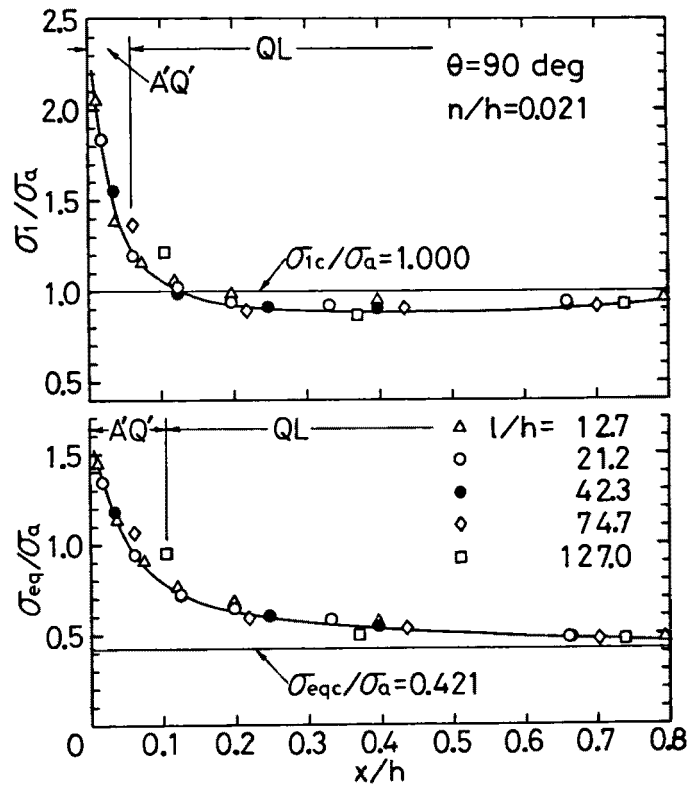


(e) $\theta = 60^\circ$

図 6.5 最大応力を示す接着層自由端近傍における応力分布



(f) $\theta = 75^\circ$



(g) $\theta = 90^\circ$

図6.5 最大応力を示す接着層自由端近傍における応力分布

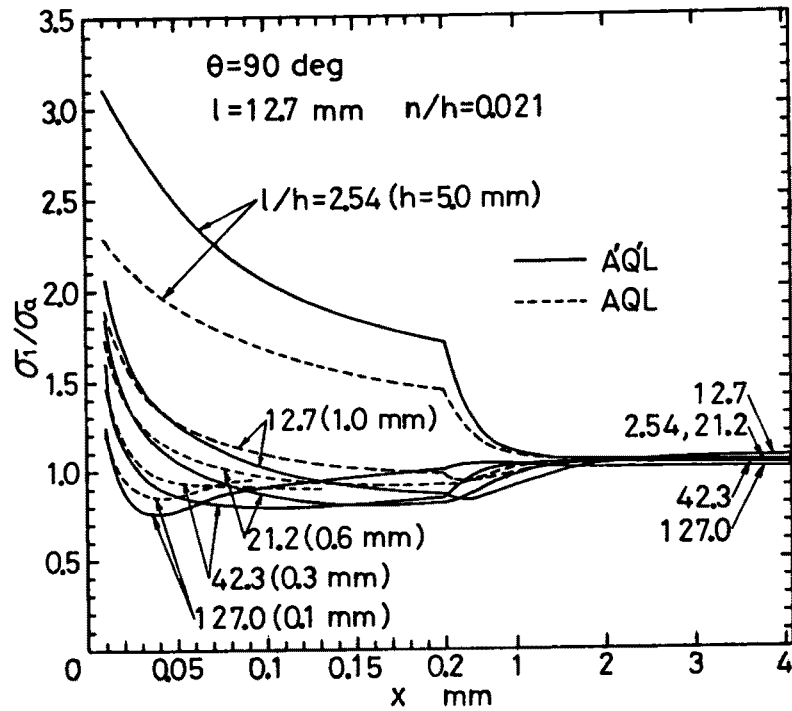


図 6.6 バット継手の接着層境界における応力分布

図 6.6 には $\theta = 90^\circ$ における σ_1 / σ_a と x との関係を示した。 l/h の値はそれぞれバット継手試験片の各 h の場合に対応している。 $l/h = 2.54$ の場合を除き、自由端のごく近傍では対角線 A'QL 上における応力のほうが幅 b の中心線 AQL 上の応力より大きい、それより内部では両者の値が逆転している。

6.5 実験結果の検討

6.5.1 接着層表面に対する有効厚さの適用

切欠きなどにより応力こう配のある材料の降伏あるいは破壊が、最大応力によって決まるのではなく、最大応力を含む有効容積についての応力の平均値によって決まることが Neuber により示されている [104, 105]。また中西 [90] は同様の事実が、材料の表面に境界層を考慮することにより説明できることを示した。さらに同様の概念により、延性材料のみでなく、大理石、ガラスセラミックスなどのぜい性材料、鋳鉄、および延性高分子材料などについても不均一応力下の破壊がよく説明できることが、佐藤ら [93, 94]、野口 [95]、および北川 [126] により報告されている。それらの考え方は、いずれも本質的には同一のものと考えられる。

本研究においては、接着層に対してそのような概念を適用することを試み、これを接着層の自由表面における有効厚さと呼ぶことにする。

図 6.7 において、接着層境界の自由端近傍における応力は図 6.5 の解析結果では破線のようにになるが、有効厚さ δ を考慮して実線のように $x = \delta$ で最大値 σ_δ を示し、この値は $x = \delta$ における弾性解析応力に等しいものとする。そこで次式を接着層の破壊条件とする。

$$\sigma_s = A\sigma_0 \quad (6.3)$$

ここで σ_0 は接着剤自体の引張強度であり、A の値は佐藤ら [93, 94] の報告では 1.5、野口 [95] の報告では 1.0 とされている。ところで 2・3・1 項で用いた接着剤の引張試験片に対し、接着層の容積は数百分の一であるため、式 (6.1) によれば接着層のほうが σ_0 が大きくなると考えられる。しかし接着層の容積がわずかなため、被着材表面に吸着されている水分、ガスなどが混入することにより、含水率および単位容積当たりの欠陥数などが前記引張試験片に比して多くなりやすく、それらは接着層の σ_0 を減少させる方向に作用する。したがって今回の接着剤のような欠陥に敏感なゼイ性接着剤の場合には、前記引張試験片により得られた引張強度を式 (6.3) の σ_0 として用いることは、厳密に言えば適当でないと考えられる。

そこで式 (6.3) を直接適用して接着強度の計算値 $(\sigma_r)_{cal}$ を求めるのではなく、スカーフ継手においては基準の角、パット継手においては基準の厚さを決め、そこにおける接

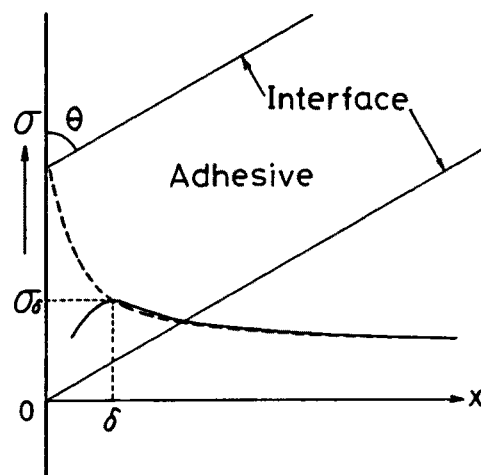


図 6.7 有効厚さを考慮した自由端近傍の応力分布

着強度 σ_{rs} に対する任意の θ あるいは h における接着強度 σ_r の比の計算値 $(\sigma_r/\sigma_{rs})_{cal}$ を、各々における σ_δ/σ_a の値の比として次式、

$$\left(\frac{\sigma_r}{\sigma_{rs}}\right)_{cal} = \left(\frac{\sigma_{\delta s}}{\sigma_a}\right) / \left(\frac{\sigma_\delta}{\sigma_a}\right) \quad (6.4)$$

により求めた。ただし $\sigma_{\delta s}$ は基準の θ あるいは h における σ_δ である。 $(\sigma_r)_{cal}$ の値は、次式のように式(6.4)に σ_{rs} の実験値 $(\sigma_{rs})_{exp}$ を乗じて得た。

$$(\sigma_r)_{cal} = \left(\frac{\sigma_r}{\sigma_{rs}}\right)_{cal} (\sigma_{rs})_{exp} \quad (6.5)$$

6.5.2 スカーフ継手の接着強度

図 6.5 の解析結果から δ の値が 0.001mm (最大応力点近傍)、0.035 mm、および約 $t/2$ (一定応力域) の三つの場合における σ_δ の値を σ_1 および σ_{eq} について求め、基準角度を 52.47° として式(6.4)および(6.5)により $(\sigma_r)_{cal}$ を計算して図 6.1 に示した。 $\delta \doteq t/2$ における σ_δ としては、図 6.5 に示した σ_{1c} および σ_{eqc} の値を用い、 $\theta = 90^\circ$ の $\delta = 0.035\text{mm}$ における σ_1 の値は σ_{1c} より小さいため σ_δ として σ_{1c} の値を用いた。また、 $\theta = 52.47^\circ$ の $(\sigma_{rs})_{exp}$ としては 45° と 60° の実験値の平均値を使用した。

図 6.1 によれば、最大主応力 σ_1 を基準とした $\delta = 0.035\text{mm}$ の場合の計算値が実験値にほぼ一致している。図 6.5 の $\delta = 0.035\text{mm}$ と $\delta \doteq t/2$ とにおける σ_1 の値は、 θ が 15° と 30° において少し差がみられるのみで、他の θ においてはほぼ等しいため、 σ_r の計算値も同じ傾向を示している。すなわち 0.035mm の有効厚さの中に応力の大きな部分はほとんど含まれていると言える。したがって、 $\delta = 0.001\text{mm}$ とした場合の σ_r の計算値は実験値に全く一致していない。

一方、比較のために示した Mises の相当応力 σ_{eq} を基準とする σ_r の計算値も、いずれも実験値に全く一致がみられない。

6.5.3 バット継手の接着強度

図 6.6 の応力分布において、対角線 A'Q'L 上と幅 b の中心線 AQL 上の応力のうちいずれか大きいほうの値を用いて、有効厚さを考慮して σ_r の計算値を求めた。図 6.6 によれば不均一応力分布の影響は h が厚いほうが大きいと考えられる。そこで $h = 0.6, 1.0$ およ

び 5.0mm の場合の接着強度実験値に対し計算値が最もよく一致するように、 $h = 1.0\text{mm}$ を基準として δ を求めたところ、スカーフ継手の場合に等しい $\delta = 0.035\text{mm}$ が得られた。その時の σ_r の計算値を図 6.2 に示す。同図において破線で示したのは、 $h = 0.1$ および 0.3mm の場合は $\delta = 0.035\text{mm}$ における応力のほうが σ_{1c} より小さくなるため、 σ_{1c} の値を用いて求めた σ_r の計算値である。計算値に比して実験値の直線のほうがこう配が少し大きい、これは実験値には式 (6.1) により表される接着層中のクラックに起因する強度減少が加わっているためと考えられる。

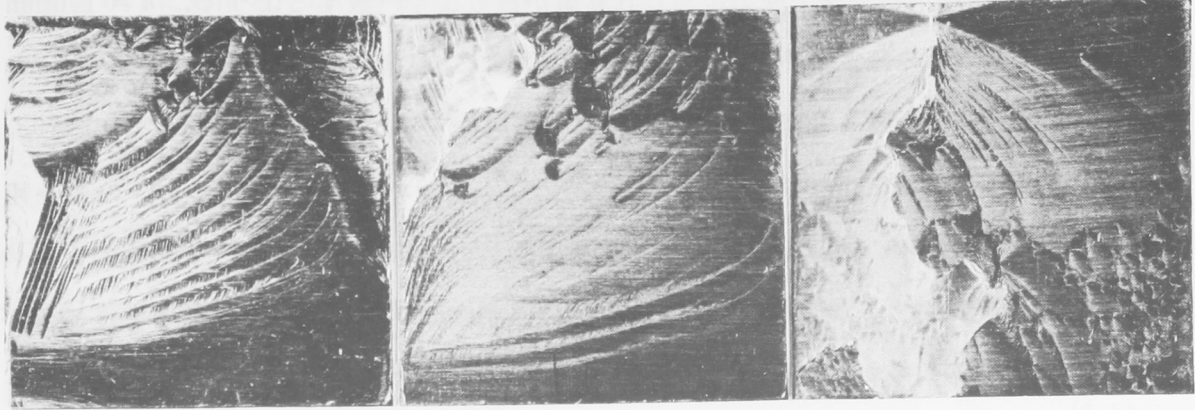
$\delta = 0.035\text{mm}$ の有効厚さは、軟鋼の 0.30mm [90]、大理石の 0.27mm [93]、ガラスセラミックスの 0.11mm [94]、および鋳鉄の $2\sim 4\text{mm}$ [95] に比して小さいが、これはエポキシ樹脂がそれらの材料とは異なり、三次元の網状の分子構造をもつ非晶質体であるためと考えられる。

6.5.4 接着層の破面の観察

図 6.8 にはスカーフ継手の接着層破面の代表的な例を示した。 $\theta = 15^\circ \sim 75^\circ$ においては、特徴的な羽毛状の破面がみられる。この生成原因は第 3 章で述べたようにマイクロクラック [49] によるものと考えられる。荷重方向 (図 6.8 では水平方向) に直角に接着面を横切るように生じるクラック (以後メインクラックと呼ぶ) は破壊の開始箇所と考えられるが、それは図 6.8 のように $\theta = 15^\circ$ および 30° においてはほとんどの試験片が自由端 (図 6.4 の BB') 近傍で生じたが、 $\theta = 45^\circ \sim 75^\circ$ においては大部分の試験片が両自由端の中間において発生していた。

これは図 6.5 からわかるように、 $\theta = 15^\circ$ および 30° の継手においては $\theta = 45^\circ \sim 75^\circ$ の継手に比して自由端における応力集中 ($\sigma_{1\max} / \sigma_{1c}$) が大きく、しかも継手の厚さ t の中で応力が σ_{1c} より大きい部分の占める割合が大きいことが原因と考えられる。図 6.5 において、 $\theta = 45^\circ \sim 90^\circ$ の継手の場合、自由端から $\delta = 0.035\text{mm}$ 入った点の σ_1 の値は σ_{1c} にはほとんど一致している。 $\theta = 30^\circ \sim 75^\circ$ の破面には部分的にパラボラ模様 [97, 129] 状の箇所がみられる。

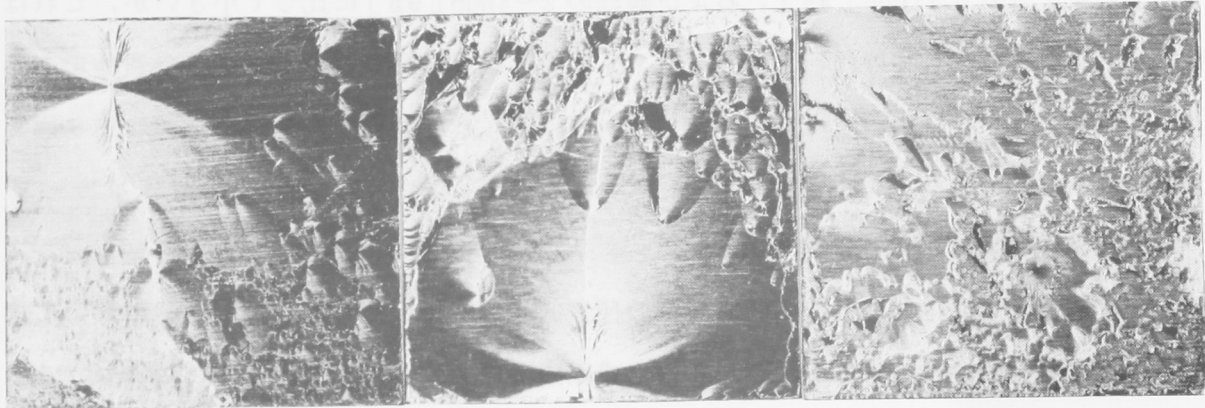
$\theta = 90^\circ$ の試験片の多くは、図 6.8 (f) のように自由端角 (左上) の界面付近に破壊が開始したミラ領域 [97, 129] がみられ、それを細かい凹凸のあるミスト領域がとりかこんでおり、その先 (接着層の大部分) はさらにあらい面をもったハックル領域となっている [99, 100]。



(a) $\theta = 15^\circ$

(b) $\theta = 30^\circ$

(c) $\theta = 45^\circ$



(d) $\theta = 60^\circ$

(e) $\theta = 75^\circ$

(f) $\theta = 90^\circ$

図 6.8 スカーフ継手の接着層破面 (12.7mm×12.7mm, ×4.0, $h = 0.1\text{mm}$)

しかし小さな円形の破壊の核[98]が自由端のみでなく内部にも多数個みられる。中には、図 6.9 のように主な破壊開始点である核[98]が接着面の中心付近に生じた試験片もみられた。このような試験片は最大の接着強度を示した。

図 6.10 にはスカーフ継手破面の走査形電子顕微鏡による観察結果を示す。15°の①および②は図 6.8 (a) の左寄中央部および中央部の羽毛状部分であり、マイクロクラックにより生じた接着剤の細片が鋼の表面に残っている。45°の①は図 6.8 (c) の左寄上部のメインクラックの近傍で、黒いのが接着層であり、その厚さ方向の断面がみられ、そこから破断により生じた島状および細片状の接着層が広がっている。45°の②は図 6.8 (c) の右寄中央部の白くかすんだ状態の部分で、鋼の研磨条こんの中へ接着剤が入り込み、その表面に微粒子状の接着剤が付着しているのがわかる。

90°の①は図 6.8 (f) の中央下部であり、接着層が黒く島状にみられ、中央付近に円形の

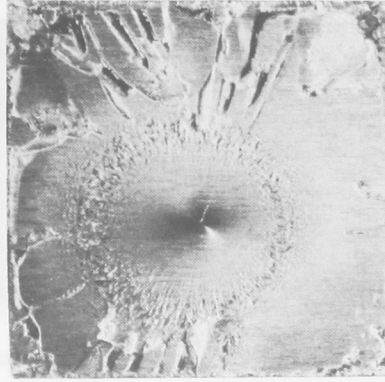


図 6.9 接着層破面 ($\theta = 90^\circ$, $12.7\text{mm} \times 12.7\text{mm}$,
 $\times 3.9$, $h = 0.1\text{mm}$)

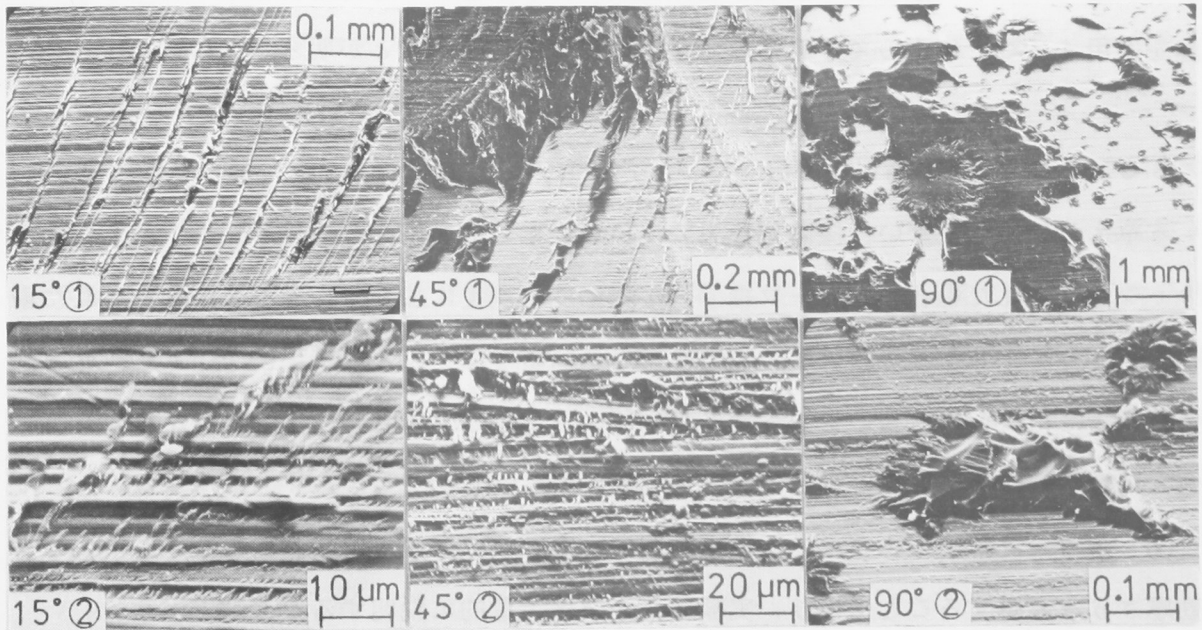
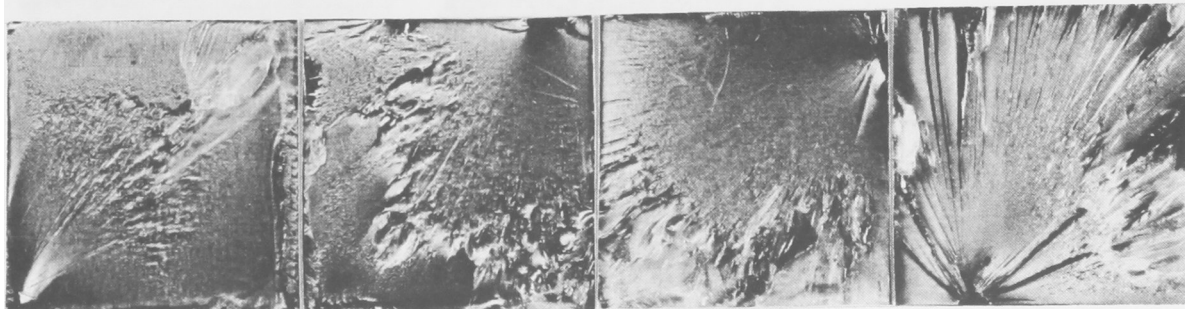


図 6.10 スカーフ継手の接着層破面の走査形電子顕微鏡写真

破壊の核が生じているほか周辺にも小さな円形の核が多数点在している。90°の②は90°の①の右端付近をさらに拡大したものであるが、鋼の研摩条こんの中には接着剤が十分入り込んで残っていることがわかる。

図 6.11 には $h = 0.3 \sim 0.5\text{mm}$ のバット継手の破面を示した。破壊はいずれも自由端の角付近の界面に近い部分において開始し、ミラー領域およびミスト領域に続いてハックル領域がみられることは、図 6.8 (f) の $h = 0.1\text{mm}$ の場合と同様である。しかし破壊の開始点



(a) $h = 0.3\text{mm}$ (b) $h = 0.6\text{mm}$ (c) $h = 1.0\text{mm}$ (d) $h = 5.0\text{mm}$

図 6.11 バット継手の接着層破面(12.7mm×12.7mm, ×3.0)

はいずれも自由端角近傍においてのみ生じた。

以上述べたように接着層の破壊の開始箇所および形態は、応力解析結果に有効厚さの理論を適用することによって予想される結果にほぼ一致することが明らかになった。

6.6 む す び

本章においては、ぜい性接着剤を用いた接着継手の破壊条件を調べるため、第2章のスカート角を変えた場合のスカート継手の接着強度の測定に加えて、接着層厚さを変えた場合のバット継手の引張接着強度の測定を行った。さらにそれらの継手について三次元有限要素解析を行い、接着層の自由表面に有効厚さを適用して接着強度の計算値を求め、実験値との比較検討を行ったところ、以下の結論が得られた。

(1) スカート継手およびバット継手の両者とも、接着層の自由端表面に 0.035mm の有効厚さ δ を考慮することにより、実験結果をほぼ定量的に説明することができた。

(2) 両継手の接着層の破壊は最大主応力条件に従って起こる。

(3) スカート接着継手(接着層厚さ 0.1mm)においては、接着層自由端近傍の応力集中部分のほとんどが $\delta = 0.035\text{mm}$ の有効厚さの中に包含される。

(4) 光学顕微鏡および走査形電子顕微鏡により観察した接着層の破壊の開始箇所および形態は、応力解析結果と有効厚さの理論とから予想される結果にほぼ一致した。

第7章 継手の引張接着強度（その2，継手の破壊条件） [101, 102]

7.1 まえがき

スカーフ継手の接着強度については、これまでに Lubkin [22] の破壊条件の研究、山口ら [51] による実験的研究および堀岡 [103] による被着材が木材の場合の継手の破壊条件の研究などが行われている。またバット継手については、杉林ら [96] および増岡ら [60] の破壊条件の研究、池上ら [58] および佐々木 [130] の接着強度の破壊力学的研究、Adams ら [54] および坂田ら [37] の接合部の変形特性の研究などがなされている。

しかし、接着剤の力学的性質と継手の破壊条件との関係を調べた報告はほとんどみられない。著者らは第2章および前章においてぜい性接着剤を用いたスカーフ継手およびバット継手について、継手の伸びの測定、および接着層内が組合せ応力状態であることを利用して破壊条件の検討を行った。

そこで本章においては、ぜい性接着剤に加えさらに2種類の延性エポキシ系接着剤について、2章および前章と同様に伸びおよび接着強度の測定を行い、接着剤の力学的性質が継手の変形特性および接着強度に与える影響を調べる。また前章と同様に継手の三次元有限要素解析を行い、接着層の自由端表面に有効厚さを適用して、接着剤の力学的性質と継手の破壊条件との関係に検討を加えるとともに、接着層破面を光学顕微鏡および SEM により詳細に観察し、破面形態を調べ、フラクトグラフィー的観点からも破壊条件を考察する。

7.2 実験方法

7.2.1 接着剤

接着剤としては、表 7.1 のようにビスフェノール A 系エポキシ樹脂エピコート 828（油化シェルエポキシ）とダイマー酸系可とう（撓）性エポキシ樹脂エピコート 871（同）の混合比を3種類選び、それに硬化剤としてジエチレントリアミン（DETA）を当量添加した A, B, および C の3種類のものを用いた。A は第2章および前章と同一組成である。力学的性質の測定には、真空脱泡後成型し、室温において14日間硬化させた材料を用いた。応力-ひずみ線図の測定には、厚さ 3mm の注型板から加工した ASTM D638 Type I の試験片を用い、またポアソン比は厚さ 9.5mm の注型板から切り出した同じく Type II の

表 7.1 接着剤の組成および力学的性質

Adhesive	Composition parts			Mechanical property			
	Epikote 828	Epikote 871	DETA	Young's modulus GPa	Poisson's ratio	Yield stress MPa	Tensile strength MPa
A	100	0	11.0	3.14	0.37	—	65.5 *
B	75	25	9.5	2.16	0.38	46.8 *	46.8
C	50	50	8.0	0.784	0.45	16.7 *	18.5

* σ_{By} 1 GPa=102 kgf/mm² 1 MPa=0.102 kgf/mm²

試験片を用い、いずれも大ひずみ用ひずみ用ゲージ（共和電業 KLM - 6 - A9, ゲージ長 6mm）をはりつけて測定した。荷重速度は接着剤 A, B, C についてそれぞれ 1.5, 5.0, 20.0 mm/min とした。

7.2.2 接着継手

試験片の形状、寸法および製作方法は第 2 章および前章とはほぼ同一である。被着材は本章では中炭素鋼 S35C を用いた。接着面は WAH60（白色酸化アルミニウム、粒度 60 番）の砥石を用い研削方向（砥石の回転方向）を試験片の長手方向に一致させて機械研削を行った。被着材はトリクロロエチレンを用いて 10 分間ずつ 4 回の超音波洗浄を行った。用いた接着剤は吸湿性が強く、接着時には空気中および被着材表面の湿気を吸収して接着強度の低下およびばらつきが生じやすい。そのため、接着剤は注射器を用いて滴下し、被着材を固定したジグは、接着剤を真空注入する時を除き、接着剤がほぼ硬化する注入の約 24 時間後まで、シリカゲルを入れたデシケータ中に保存した。接着剤の硬化条件は室温において 14 日間とした。接着層の厚さはいずれも 0.1 mm とした。その他の製作方法および試験方法は第 2 章および前章と同一である。

7.3 実験結果

7.3.1 接着剤の力学的性質

力学的性質の測定結果を表 7.1 に併記した。引張強さおよび縦弾性係数はエピコート 871 の添加量が増加するに従って減少している。ポアソン比は、A および B に比べて C の場合は大きくなり、その値は 0.45 である。また応力-ひずみ線図を図 7.1 に示した。A は図 2.4 と同様に破断に至るまではほぼ直線を示すが、B にはめいりょうな降伏点がみられ、C

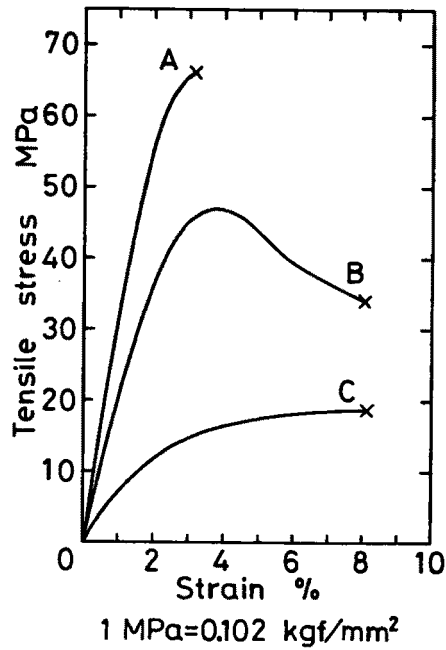


図 7.1 接着剤の応力-ひずみ線図

は弾塑性的挙動を示している。表 7.1 のバルク強度 σ_{BY} は、後の図 7.4 の σ_r の決定方法と同一の方法によって求めた。

7.3.2 引張接着強度

図 7.2 には各継手の荷重-ひずみ線図を、図 7.3 には引張接着強度 σ_r とスカーフ角 θ と

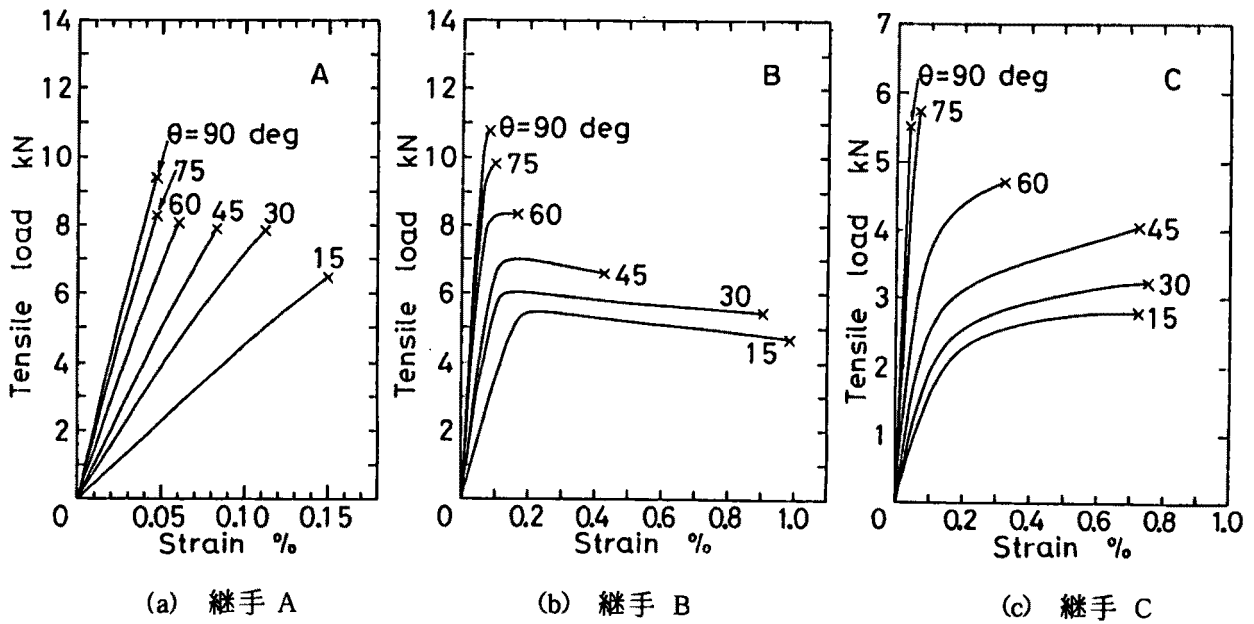
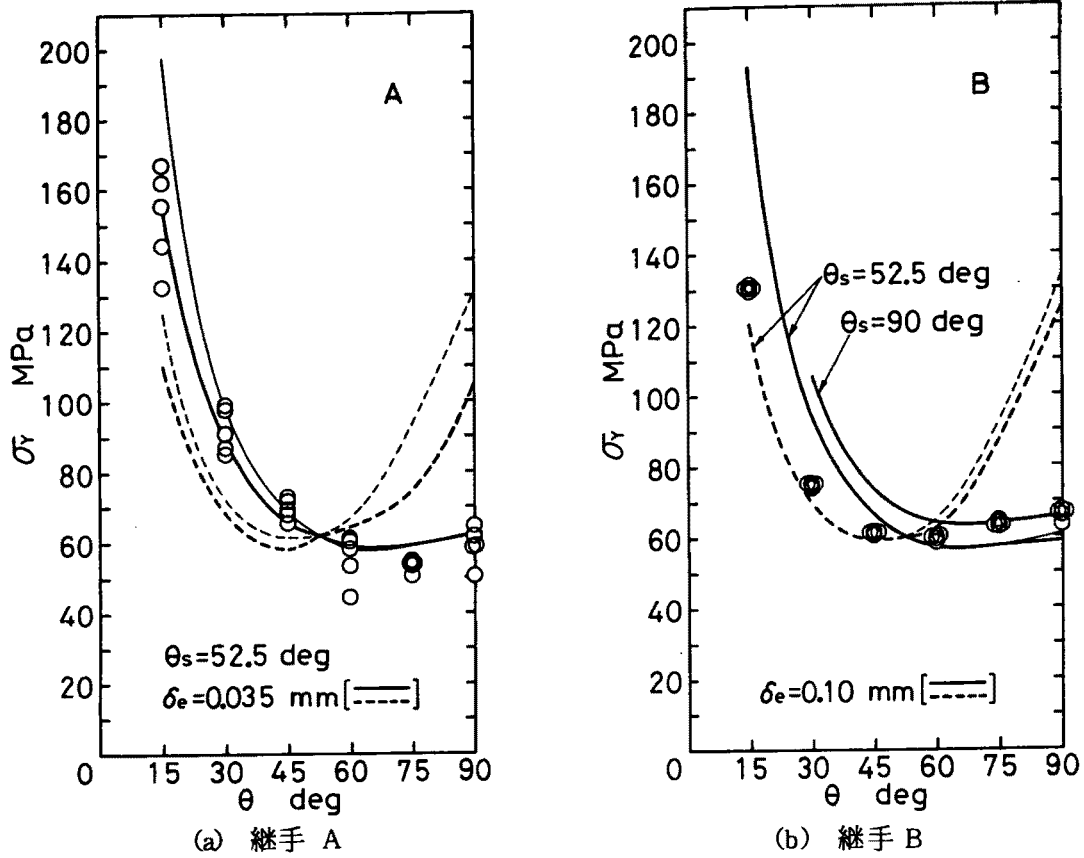


図 7.2 継手の荷重-ひずみ線図 (1 kN = 102 kgf)



Experimental value ○

Calculated value

δ mm	Max. principal stress criterion	Von Mises criterion
δ_e	—————	- - - - -
$\frac{1}{2}t$	—————	- - - - -

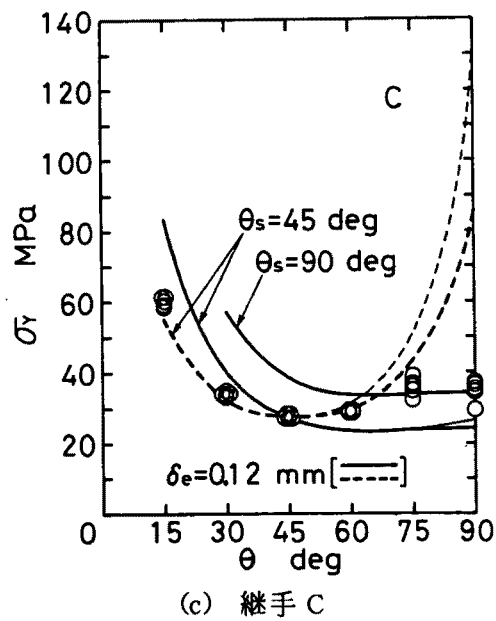


図 7.3 継手の引張接着強度 σ_r とスカーフ角との関係(1MPa=0.102kgf/mm²)

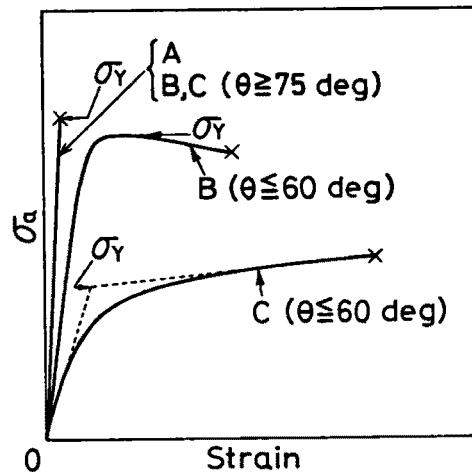


図 7.4 継手の引張接着強度 σ_r

の関係を示した。図 7.2 の弾性域におけるひずみ値のうち接着層の伸びの成分が占める割合は、38% (A15°) ~ 91% (C45°) である。A の荷重-ひずみ線図は図 2.14 と同様に破断までほとんど直線である。B および C については、 $\theta = 75^\circ \sim 90^\circ$ の場合は A と同様に塑性域がほとんどみられないが、 $\theta = 15^\circ \sim 60^\circ$ においては両者とも図 7.1 の接着剤の応力-ひずみ線図によく似た挙動を示している。以上の結果から、継手の変形には接着剤の力学的性質の与える影響が大きいことがわかる。

図 7.3 の引張接着強度 σ_r の値としては、図 7.4 のように降伏点を示さない場合は平均軸応力 σ_a の最大値を、降伏点を示す場合は降伏点における σ_a の値を用いた。接着剤 C の場合の降伏点は、応力-ひずみ線図を折れ線で近似して決定した。C において σ_r の値に対する破断時の σ_a すなわち $\sigma_{a \max}$ の値の比は、15°、30°、45° および 60° についてそれぞれ 1.14、1.17、1.26、および 1.18 であった。図 7.3 において、 θ が 45° から 15° へと減少するにともない、図 2.3(b) により試験片の厚さが急激に減少するため、 σ_r の値は急激に増加している。A の場合は図 6.1 とほぼ同じ傾向を示している。また B および C の場合は、A の場合に比べて、 $\theta = 45^\circ \sim 90^\circ$ の σ_r の値に対する $\theta = 15^\circ \sim 30^\circ$ の σ_r の値の比が小さくなっている。降伏点を示した B および C の場合の $\theta \leq 60^\circ$ の継手においては、 σ_r の実験値のばらつきが非常に小さく、ほぼ一致している。

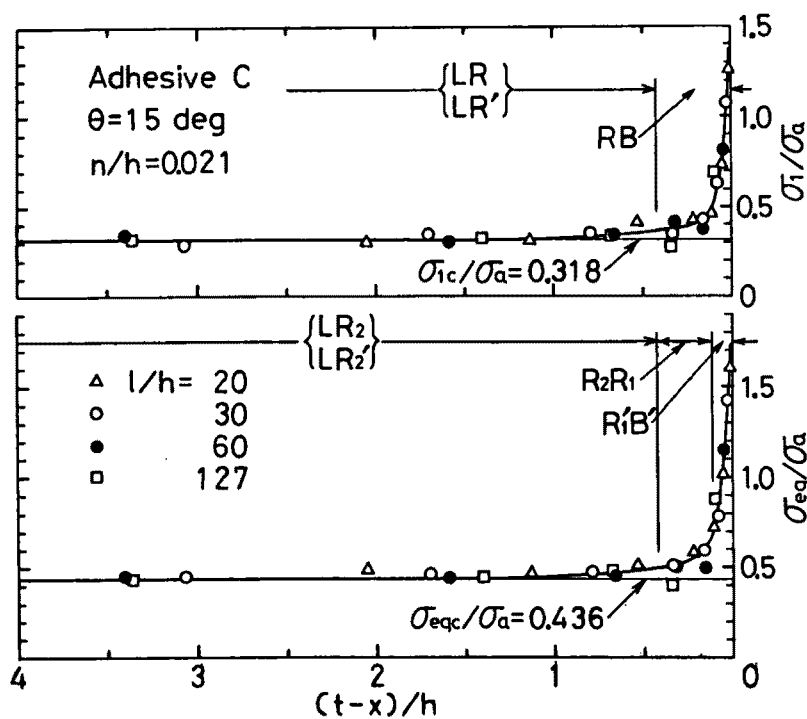
7.4 三次元応力解析

継手における接着層の破壊条件を調べるため、前章と同一の方法により継手の三次元有

限要素解析を行った。解析には表 7.1 の材料定数を用いた。継手の座標系は図 6.4，接着層内の要素の図心 P の座標は図 3.4 により表す。

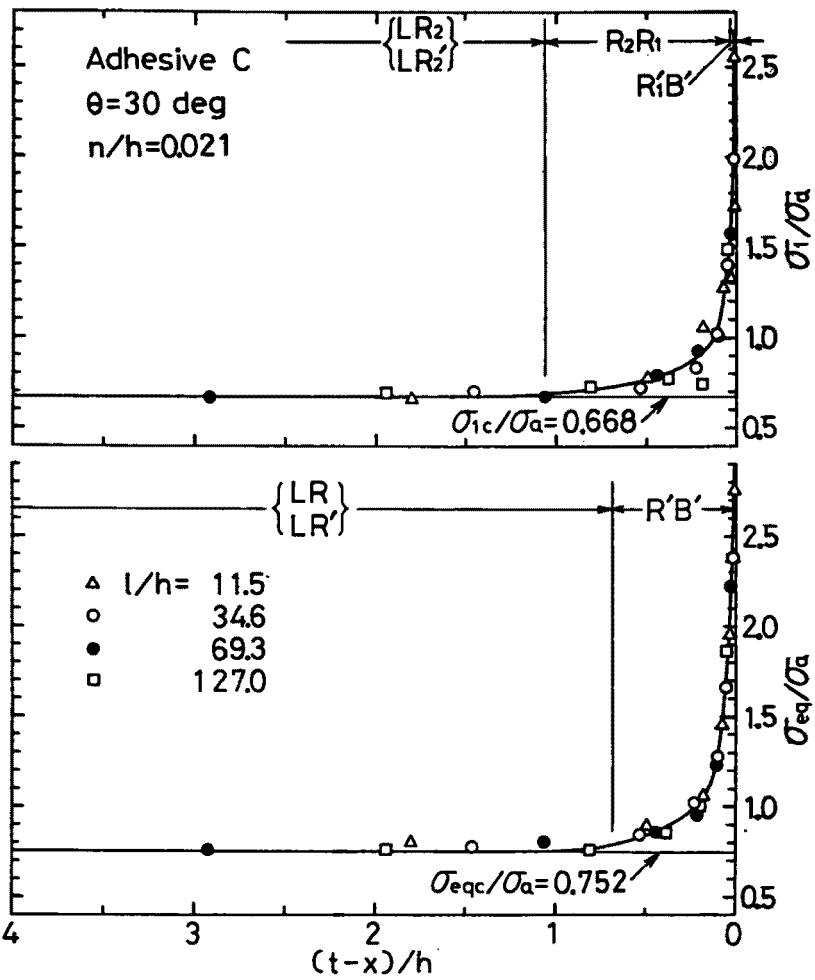
接着剤 A および B のポアソン比がほぼ等しいため，継手 B の応力解析結果は前章の継手 A の応力解析結果とほぼ一致しており， θ が小さい場合ほど垂直応力成分が小さくポアソン比の影響が少ないため，両解析結果の一致度が高かった。

接着剤 C の下側接着層境界において，応力最大値が生じる側の自由端近傍の最大主応力 σ_1 および Mises の相当応力 σ_{eq} を求め， σ_a により無次元化して図 7.5 (a)~(f) に示す。同図 (g) には比較のため接着剤 B による $\theta = 90^\circ$ の継手の応力解析結果も併せて示した。いずれも，図 6.4 の下側接着面の対角線 A'Q'L 上，B'R'L 上，あるいは x 方向に平行な中心線 AQLRB 上の応力のうち，いずれか大きいほうの値を示した。Q 点および Q' 点 (R 点および R' 点) は， σ_1 あるいは σ_{eq} の分布を自由端 AA'(BB') から中心の L 点に向かって見た時，同一 x 座標において中心線 AL 上 (BL 上) と対角線 A'L 上 (B'L 上) の応力が一致する点であり，そのような点が 2 点ある場合は図 7.5 において添字 1,2 を付した。横軸は自由端からの x 方向の距離を接着層厚さ h により無次元化している。第 3 章~第 6 章の解析結果

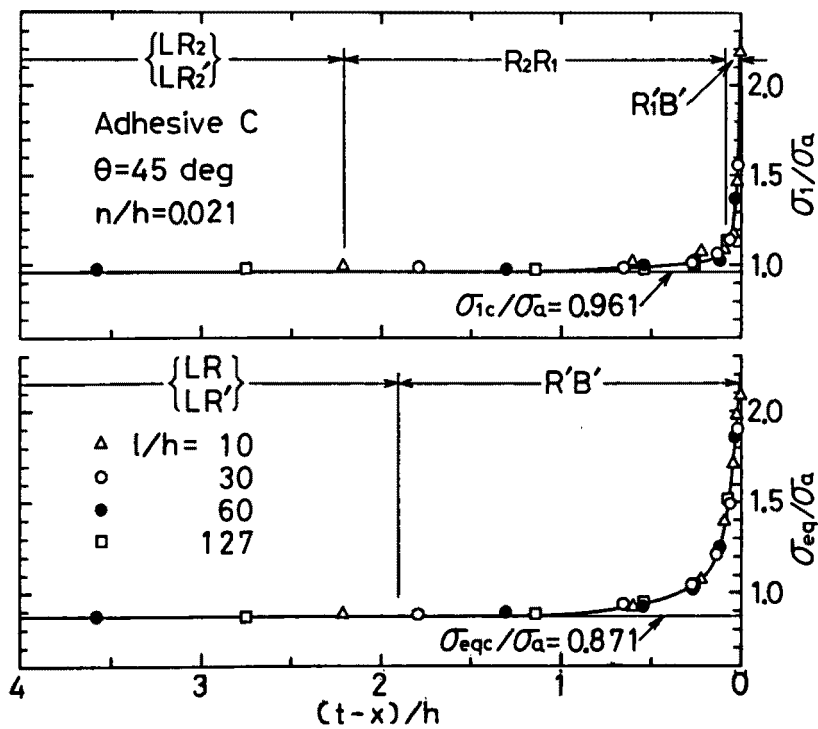


(a) 継手 C, $\theta = 15^\circ$

図 7.5 最大応力を示す接着層自由端近傍における応力分布

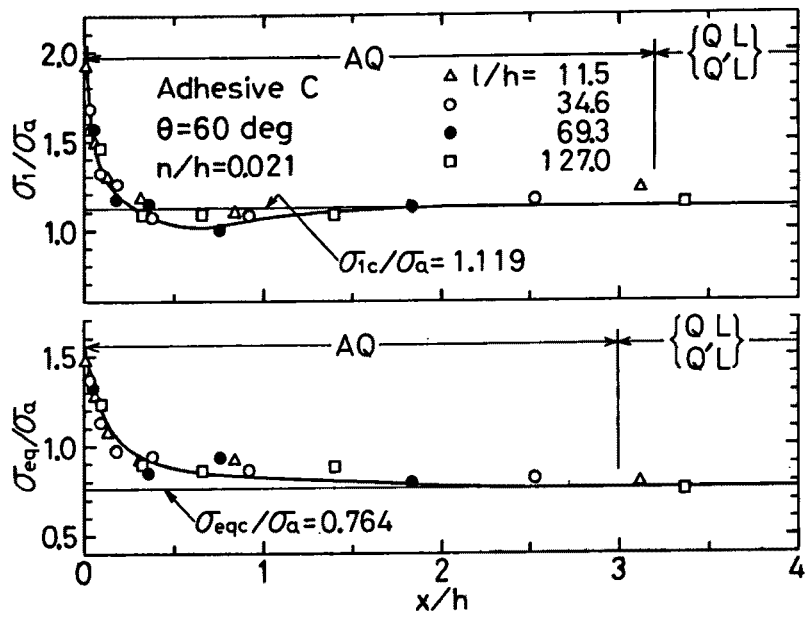


(b) 継手 C, $\theta = 30^\circ$

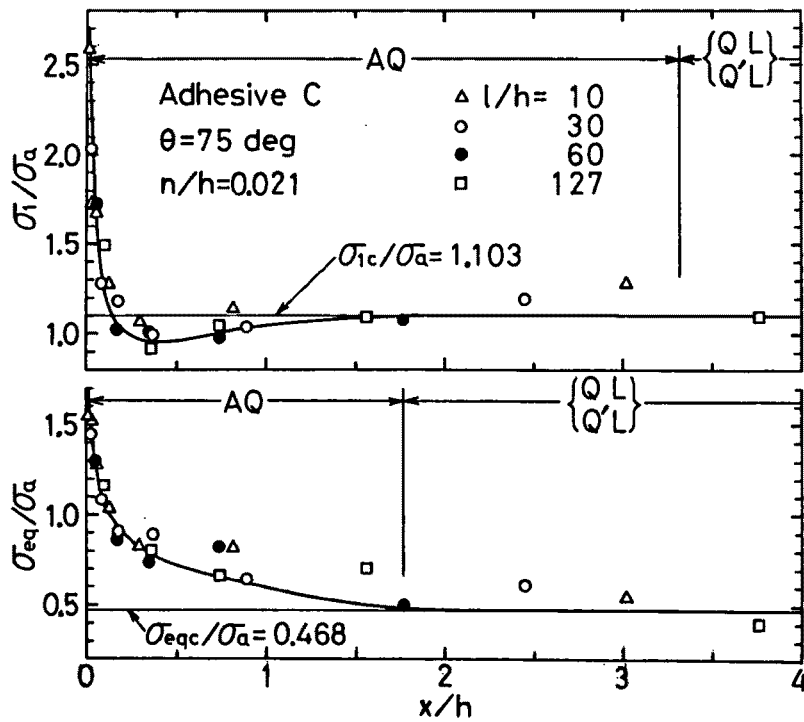


(c) 継手 C, $\theta = 45^\circ$

図 7.5 最大応力を示す接着層自由端近傍における応力分布

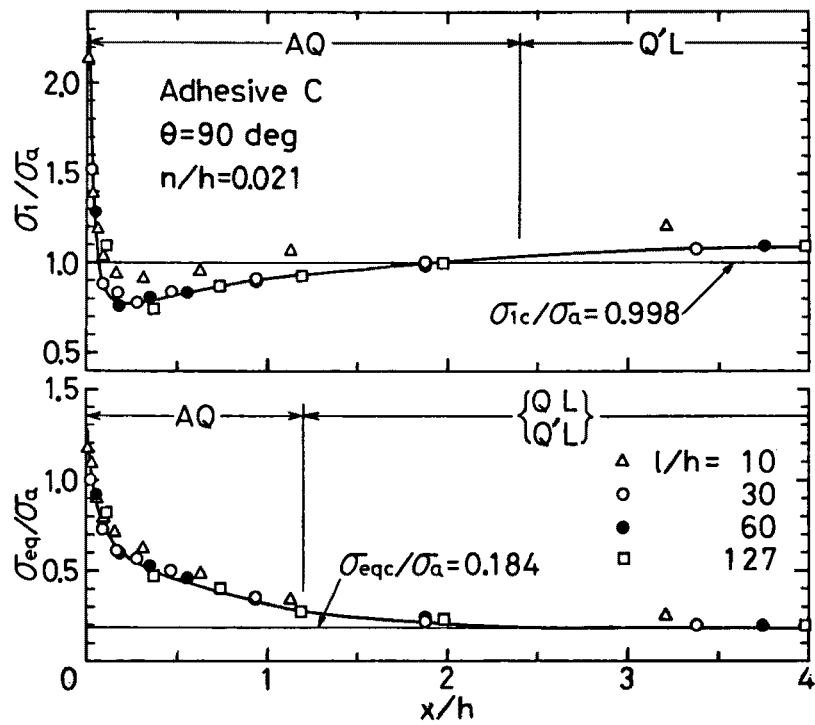


(d) 継手 C, $\theta = 60^\circ$

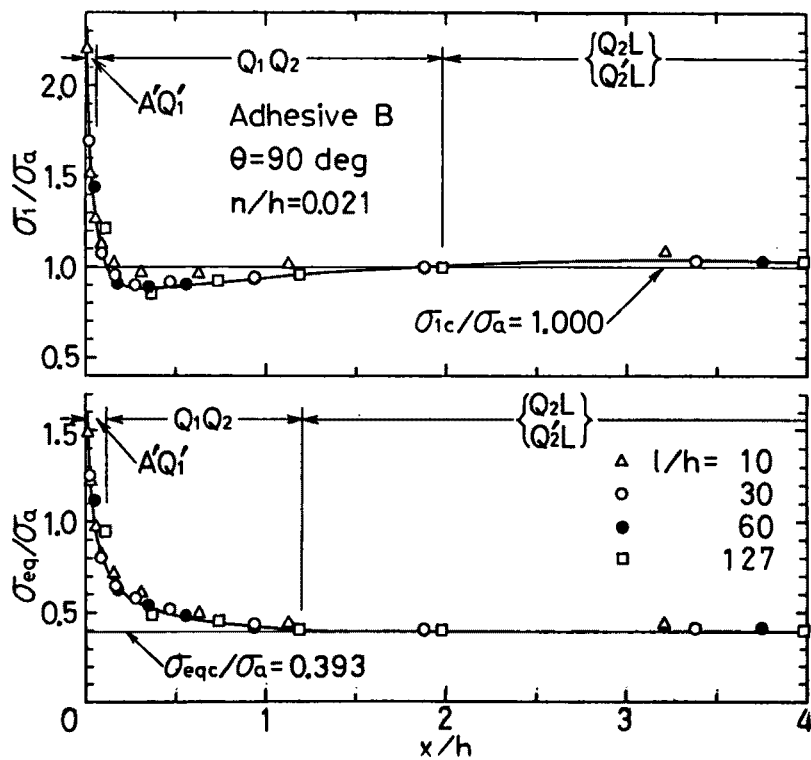


(e) 継手 C, $\theta = 75^\circ$

図 7.5 最大応力を示す接着層自由端近傍における応力分布



(f) 継手 C, $\theta = 90^\circ$



(g) 継手 B, $\theta = 90^\circ$

図 7.5 最大応力を示す接着層自由端近傍における応力分布

と同様に、各 l/h に関して自由端近傍の応力分布には相似性がみられる。

図 7.5 には $l/h = 127$ の場合の接着層の s, n および z 方向の中心点の要素（一定応力域）における応力 σ_{1c}/σ_a および σ_{eqc}/σ_a の値を直線で示した。 σ_1 および σ_{eq} の最大値の σ_{1c} および σ_{eqc} に対する比すなわち $5 \cdot 3 \cdot 5$ 項の応力集中係数は、すべての θ について、C の場合のほうが A および B の場合に比べて大きくなっていった。また σ_{1c}/σ_a の値は A および B の場合と C の場合との差が少ないが、 $\theta \geq 75^\circ$ においては、A および B の場合に比べて C の場合は σ_s および σ_z の値が増加するため、図 7.5(g) の $\theta = 90^\circ$ の場合からもわかるように、 σ_{eqc}/σ_a がかなり小さな値となっていた。両応力とも自由端から $1h \sim 2h$ 内側へ入った点より内部ではほぼ一定となり、それぞれ σ_{1c} および σ_{eqc} にほぼ一致している。

図 7.6 には接着剤 B および C の $l/h = 127$ の継手について、接着層の一定応力域における主応力比 σ_2/σ_1 および σ_3/σ_1 を示した。A の場合は B とほぼ同一であるため省略した。一定応力域においては σ_2 の値は σ_z にほとんど一致していた。したがって、 σ_2 の方向も z 方向にほとんど一致し、 σ_1 および σ_3 は xy 面内にあるものと考えられる。 σ_2/σ_1 の値は $\theta = 15^\circ$ においてはかなり小さく、 σ_3/σ_1 は $\theta = 15^\circ \sim 45^\circ$ では負、すなわち σ_3 が圧縮応力であり、いずれも θ の増加とともに直線的に増加し、 $\theta = 90^\circ$ においては式 (3.12) の接着層の s および z 方向の変形を完全に拘束して σ_a を負荷した時に生じる応力 $\sigma_s = \sigma_z = \nu_a / (1 - \nu_a)$ の値にほぼ一致している。したがって $\theta \geq 75^\circ$ においては応力の三軸性が高くな

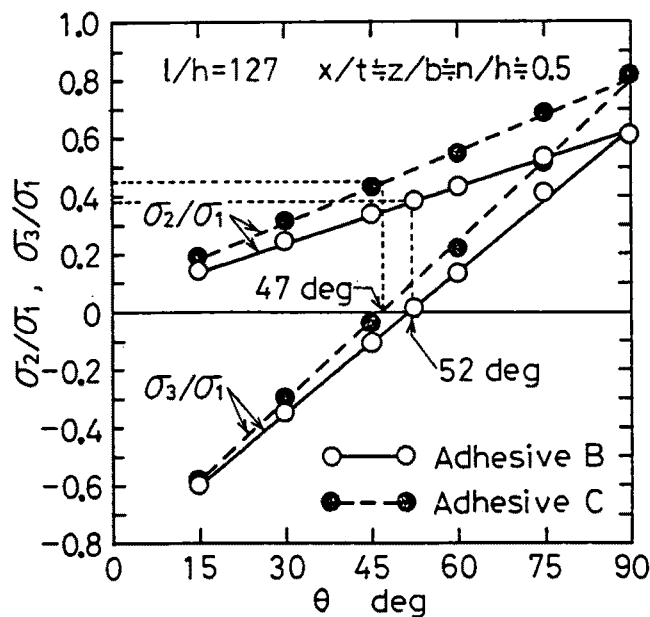


図 7.6 接着層の一定応力域における応力比

っている。また $\sigma_3/\sigma_1 = 0$ となる θ は、平面ひずみ状態において継手全体に均一応力分布 ($\sigma_x = \sigma_3 = 0, \sigma_y = \sigma_1 = \sigma_a, \sigma_z = \sigma_2 = \nu_a \sigma_a$) を与える式 (3.3) による角度、すなわち B の場合 $\theta = 51.90^\circ$ 、C の場合 $\theta = 47.84^\circ$ にほぼ等しく、それらの θ においては $\sigma_2/\sigma_1 \doteq \sigma_2/\sigma_1 \doteq \nu_a$ すなわち B の場合 $\sigma_2/\sigma_1 \doteq 0.38$ 、C の場合 $\sigma_2/\sigma_1 \doteq 0.45$ となっている。

7.5 実験結果の検討

7.5.1 継手の破壊条件

本章においても前章と同じ方法により接着強度 σ_r の計算値を求めて実験値と比較する。すなわち、前章および図 7.5 を含む今回の σ_1 および σ_{eq} の応力解析結果を用いて、 δ を零から増加させていき、各々の θ における式 (6.5) の $(\sigma_r)_{cal}$ が図 7.3 の実験値に最もよく一致するように δ の値を決定した。なお θ の値が A: 90° 、B: $75^\circ \sim 90^\circ$ 、C: $60^\circ \sim 90^\circ$ においては、 σ_1 の値は自由端近傍の $x = \delta$ (δ の値は後述) における値より $x > \delta$ における値のほうが大きいため、後者の値を式 (6.3) の σ_δ として用いた。式 (6.4) および式 (6.5) における基準のスカーフ角 θ_s としては、前述のような平面ひずみ状態下で継手全体に均一応力分布を与える角度に近い値、すなわち A および B の場合は 52.5° 、C の場合は 45° とした。 $\theta_s = 52.5^\circ$ における実験値 $(\sigma_{rs})_{exp}$ の値としては、 45° と 60° における実験値の平均値を用いた。得られた $(\sigma_r)_{cal}$ を図 7.3 に併記した。また図 7.3 には比較のため、式 (6.3) の σ_δ として接着層の大部分を占める図 7.5 の一定応力域の応力 σ_{1c} および σ_{eqc} ($x \doteq t/2$) を用いた場合の $(\sigma_r)_{cal}$ を示した。

図 7.3 において、ぜい性接着剤 A の場合は、前章と同様に、最大主応力条件で $\delta = 0.035$ mm の場合の $(\sigma_r)_{cal}$ が実験値によく一致した。なお一定応力域の応力を用いて得た $(\sigma_r)_{cal}$ の値も前者の $(\sigma_r)_{cal}$ と大きな差はみられず、自由端近傍の応力集中の生じる部分のほとんどは有効厚さの中に包含される。

一方延性接着剤 B および C の場合は、 δ がそれぞれ 0.10 mm および 0.12 mm という値が得られた。図 7.5 からわかるように、 $x = \delta$ あるいは $t - x = \delta$ における σ_1 および σ_{eq} の値は、それぞれ一定応力域 ($x \doteq t/2$) の応力 σ_{1c} および σ_{eqc} の値にほとんど等しいため、両者における図 7.3 の $(\sigma_r)_{cal}$ の値も同様に一致しており、A と同様に応力集中部のほとんどが有効厚さの中に包含されている。 $\theta \leq 60^\circ$ においては、B および C の場合とも、von Mises の条件により得た $(\sigma_r)_{cal}$ が実験値にほぼ一致した。また $\theta \geq 75^\circ$ においては σ_2 お

よび σ_3 の増加により σ_{eq}/σ_a が減少するため、von Misesの条件による σ_r の計算値は急激に増加するが、実験値はほとんど増加しない。これは切欠き材の場合と同様に、応力の三軸性の増加に伴って塑性拘束によるぜい性破壊が起こったものと考えられる。

なお、北川[126]により延性高分子であるポリカーボネートおよびポリ塩化ビニルの切り欠きぜい性について研究がなされており、切り欠き底から内部へそれぞれ0.09mmおよび0.17mmの有効幅 t_{eff} だけ入った領域で、最大応力がある限界応力に達した時にぜい性破壊が起こるとすると実験結果がよく説明できることが示されている。それらの t_{eff} の値は、本研究における延性接着剤BおよびCの δ の値におよそ等しい。

延性金属材料の塑性流動、せん断形破壊、およびへき(劈)開破壊と応力状態との関係については、Ludwik[106]、Davidenkov[107]による理論および後者を修正したParker[105,108]の理論がある。Parkerの理論によれば図7.7のような三主応力を軸とする空間において、中心軸が $\sigma_1=\sigma_2=\sigma_3$ に一致する同心円筒状(同心六角筒状)の降伏応力曲面 Y [115]、せん断破壊曲面 S 、および各主応力軸と $\sigma_1=\sigma_c$ 、 $\sigma_2=\sigma_c$ 、 $\sigma_3=\sigma_c$ においてそれぞれ直角に交わるへき開破壊平面 C が存在する。

それらの面と σ_2 が一定な $\sigma_1\sigma_3$ 面との交線を図7.8のようにそれぞれ Y 曲線、 S 曲線、および C 直線とすれば、 σ_1 および σ_3 に比べて σ_2 が小さい場合は同図(a)のように Y およ

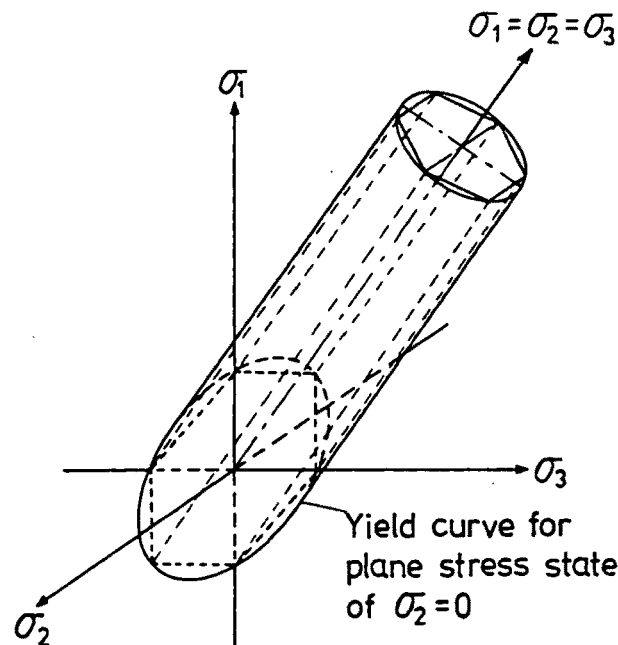


図 7.7 応力空間で表した三次元降伏曲面

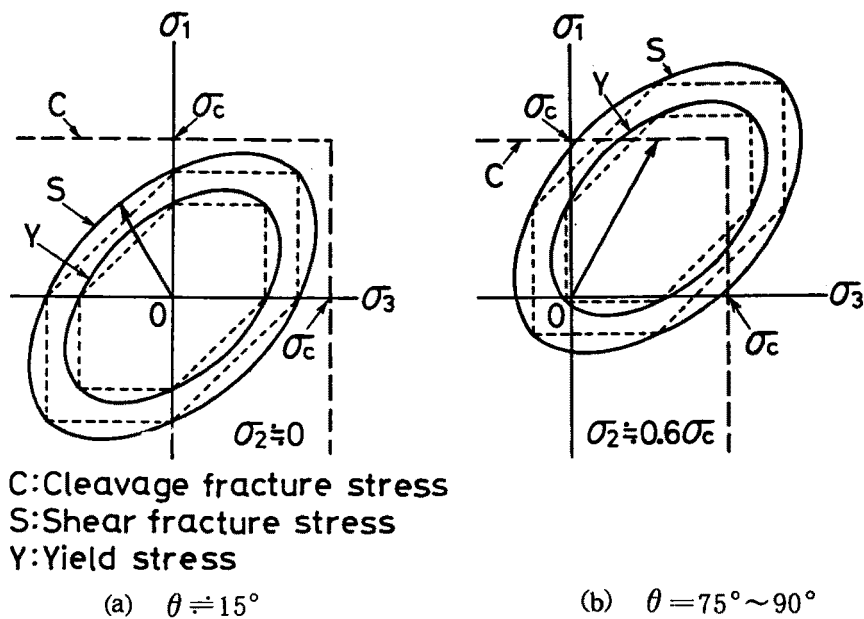


図 7.8 降伏曲線と破壊曲線の相対位置に及ぼす第三主応力の影響

び S 曲線が C 直線の内側に位置するため、負荷の増加により応力は矢印のような経路をたどりせん断破壊が起こるが、応力の三軸性の増加すなわち σ_2 の増加により同図 (b) のように C 直線が Y 曲線の内側に入る場合は、応力が矢印のような経路をたどって C 直線と交わる点でへき開破壊が起こる [105,108]。

本章のスカーフ継手においては、 $\theta \leq 60^\circ$ の場合が (a) の場合に、 $\theta \geq 75^\circ$ の場合が (b) の場合に相当すると考えることにより、図 7.3 の B および C についての実験結果を理解することができる。図 7.3 には B および C において基準角度 $\theta_s = 90^\circ$ 、 $\delta = 0.10\text{mm}$ および $\delta = 0.12\text{mm}$ として、 σ_1 を用いて得た σ_r の計算値を併せて示した。これらの結果から、B の場合 $\theta = 62^\circ$ 、C の場合 $\theta = 68^\circ$ において von Mises の条件による降伏からへき開破壊へ遷移すると考えられる。木材のスカーフ継手について類似の遷移現象が堀岡 [103] により報告されている。

延性高分子材料の切欠きぜい性破壊に関しては成沢ら [109] によっても研究がなされており、ガラス状無定形高分子の場合は 1 個の破壊核を発生させる臨界膨張応力 (負の静水圧) が存在し、これを越えるとぜい性破壊が生じることが報告されている。

なお、図 7.3 においては省略したが、Tresca の条件による σ_r の計算値は、B および C の場合とも von Mises の条件による計算値に比べて大きな差はみられないが、実験値との差はよ

り大であった。また C の $\theta = 15^\circ \sim 60^\circ$ の継手の破断時の接着強度 $\sigma_a \max$ の値もほぼ von Mises の条件に従っていた。

7.5.2 接着層の強度と接着剤のバルク強度との比較

図 7.3 の各々の θ についての実験値に対し，A の場合は $\delta = 0.035\text{mm}$ における σ_1/σ_a の計算値の最大値，B および C の場合は $\delta = 0.10\text{mm}$ および $\delta = 0.12\text{mm}$ における σ_{eq}/σ_a の計算値の最大値を乗じることにより，接着層の強度 σ_{1r} および σ_{eqr} の実験値として図 7.9 に示した。図中の太い水平直線は，A および B の場合は $\theta = 52.5^\circ$ ，C の場合は $\theta = 45^\circ$ における σ_{1r} または σ_{eqr} の値である。52.5° における接着強度 σ_r の実験値としては 45° と 60° の実験値の平均値を用いた。A の場合は各 θ における σ_{1r} は 52.5° における σ_{1r} にほぼ一致している。B および C の場合は，各 θ に関する σ_{eqr} は， $\theta \leq 60^\circ$ においてはそれぞれ 52.5° および 45° における σ_{eqr} の値にほぼ一致しているが， $\theta \geq 75^\circ$ においては前述のようなぜい性破壊のため減少している。

また図 7.9 には，表 7.1 の接着剤のバルク強度（接着剤自体の強度） σ_{By} の実験値を細い水平直線として示した。ぜい性接着剤 A の場合は，バルク強度 σ_{By} に比べて接着層の強度（太線の $\theta = 52.5^\circ$ の σ_{1r} ）のほうが少し小さな値を示しているが，これは研磨により生じ

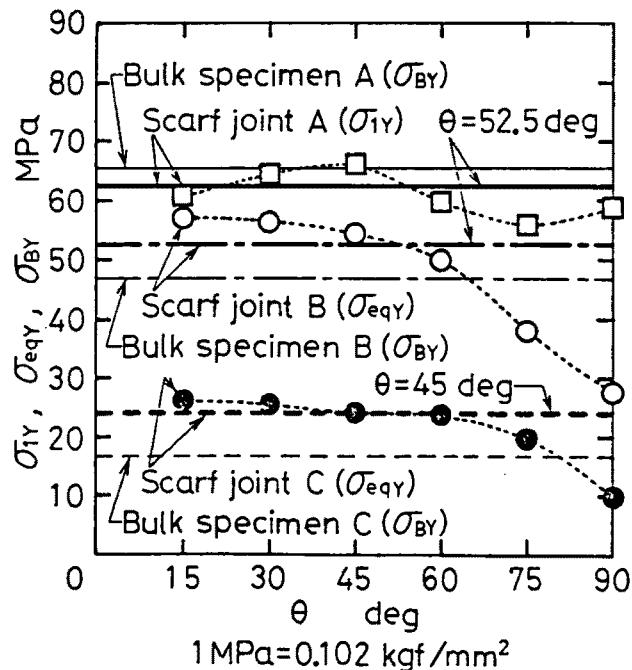


図 7.9 接着層の強度 σ_{1r} , σ_{eqr} と接着剤のバルク強度 σ_{By} との比較

た被着材表面の無数の凹凸が欠陥として作用するためと考えられる。バット継手に関する同様の実験結果が Adams ら [54] により報告されている。

一方延性接着剤 B および C の場合は、接着層の強度(太線の $\theta = 52.5^\circ$ および 45° の σ_{eqr}) のほうがバルク強度 σ_{br} より、それぞれ約 10% および約 40% 大きな値を示している。バット継手に関し同様の結果が Jennings [110] および Lewis ら [111] により報告されている。Adams ら [54] は接着剤のバルク強度よりバット継手の強度の方が大きい理由として三軸応力による接着層の降伏の拘束をあげているが、図 7.9 においては降伏が拘束されない $\theta = 15^\circ \sim 60^\circ$ において継手の σ_{eqr} の方が接着剤のバルク強度 σ_{br} より大きくなっており、降伏が拘束される $\theta = 90^\circ$ においては逆に前者の方が後者より小さくなっている。ただし、 $\theta = 90^\circ$ の継手の接着強度 σ_r (図 7.3) は接着剤のバルク強度より大きい、その値は降伏が拘束されない $\theta = 45^\circ \sim 60^\circ$ の接着強度 σ_r の値にほぼ等しい。

塑性材料の破壊がマイクロボイドの成長および合体により起こることが明らかにされており [112]、大きなボイドの存在する確率の増加に伴ってより低い応力で破壊が起こると考えれば、接着剤のバルク引張試験片の平行部の容積が接着層の容積の百数十倍であることから、接着剤のバルク強度 σ_{br} が接着層の強度 σ_{eqr} より小さい事実が理解できる。

7.5.3 接着層の破面の観察

図 7.10 に各継手の接着層の破面の代表的な例を示した。比較的白く見えるほうが接着層、比較的黒く見えるのが被着材表面である。 θ が小さい場合ほど界面破壊的であるが、被着材表面は少し白くなっており、被着材の細片が残っている。A の場合は、 $\theta \leq 75^\circ$ においては特徴的な羽毛状部分 (3・4・7項, 6・5・4項) がみられる。図 7.10 において接着層を厚さ方向に切断し接着面を荷重方向 (図 7.10 では水平方向) に直角に横切るように生じるメインクラック (3・4・7項, 6・5・4項) は、A, B および C のほとんどの試験片について、自由端ではなく接着面の内部において生じている。なお A および B の $\theta = 90^\circ$ の継手の破壊は、接着面角部 (図 7.10 においては左下) において開始している。また B の 60° および 75° の破面にはパラボラ模様 [113, 129] がみられる。

図 7.11 には各試験片の破面の走査形電子顕微鏡による観察結果を示す。a~d, f~j は接着層の厚さ方向の断面、k~u はそれらの断面をさらに高倍率で見たものである。a~d は、すべての θ について A の接着層がぜい性的破壊したことを示している。c および d において

はリバーパターン[114]がみられる。

接着剤Bにおいては、エピコート828と871との間の相溶性に起因して、両者の比率が異なる二相に分離し、871の含有率が相対的に大きいほうの相が直径 $1\mu\text{m}$ 以下の球状あるいは被着材界面付近では円板上になっているのが破面から観察された（接着剤Bの硬化物のみ不透明で黄白色である）。球状相はゴム弾性体と考えられ、破断後もとの体積まで収縮するが、前者の871の含有率が小さなマトリックス相は塑性変形後破断するため、球状相の部分が図7.11 k~oのようにディンプル状となっている。したがってディンプルの深さからマトリックス相の伸びの大きさが推定できるが、k(15°), l(45°), および m(60°) に比べて、n(75°) および o(90°) においてはくぼみが浅く、破面が平坦で先端が鋭くなっており、前述のようにぜい性的に破断したことが推定される。図7.2の継手の荷重-ひずみ線図に対応して、断面の塑性変形は θ の増加に伴って減少しているように見られる。f(15°) に比べて g(75°) および h(90°) の断面についても同様のことがいえる。

また接着剤Cの断面においては、粘弾性領域の破面にみられる p~r, および t のような細線模様（イレギュラーライン）[113]が生じているが、 $\theta = 75^\circ \sim 90^\circ$ においては s(75°) および u(90°) のような平滑でリバーパターンのみられるぜい性破壊の部分の比率がかなり増加しており、7.5.1項の結果が裏付けられた。i(75°) はぜい性破壊の箇所の例である。j(90°) の破面においては左側半分にはぜい性破壊断面が生じており、右側半分の断面にはクラックの進展方向に延びた細線模様が見られる。

e(A90°) は、図7.10のA90°の破面の左下の白い円形のミラー領域において、放射状に生じているリバーパターン近傍を拡大したものである。v(A15°), w(A45°), および y(C90°) は前述のように被着材表面に残っている接着剤片であり、接着剤BおよびCの他の継手においてもほぼ同様であった。y(C90°) の接着層破面は平滑でぜい性破壊を示している。また x(B90°) は図7.10のB90°の破面の下半分の部分であるが、全体に薄く接着層が残っており、二相分離のため細かい凹凸が生じている。

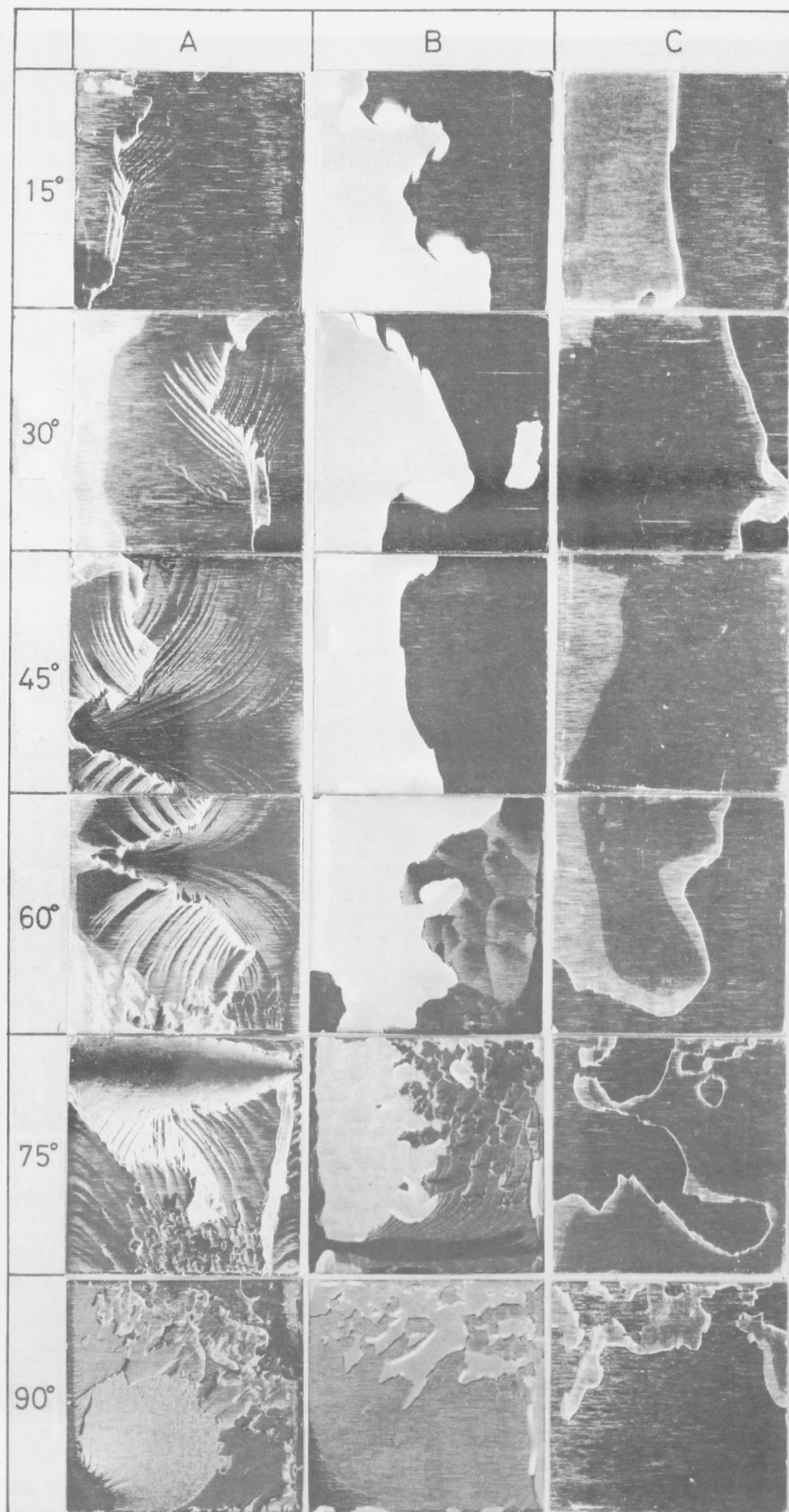


圖 7.10 接着層破面 (12.7mm×12.7mm, ×2.8)

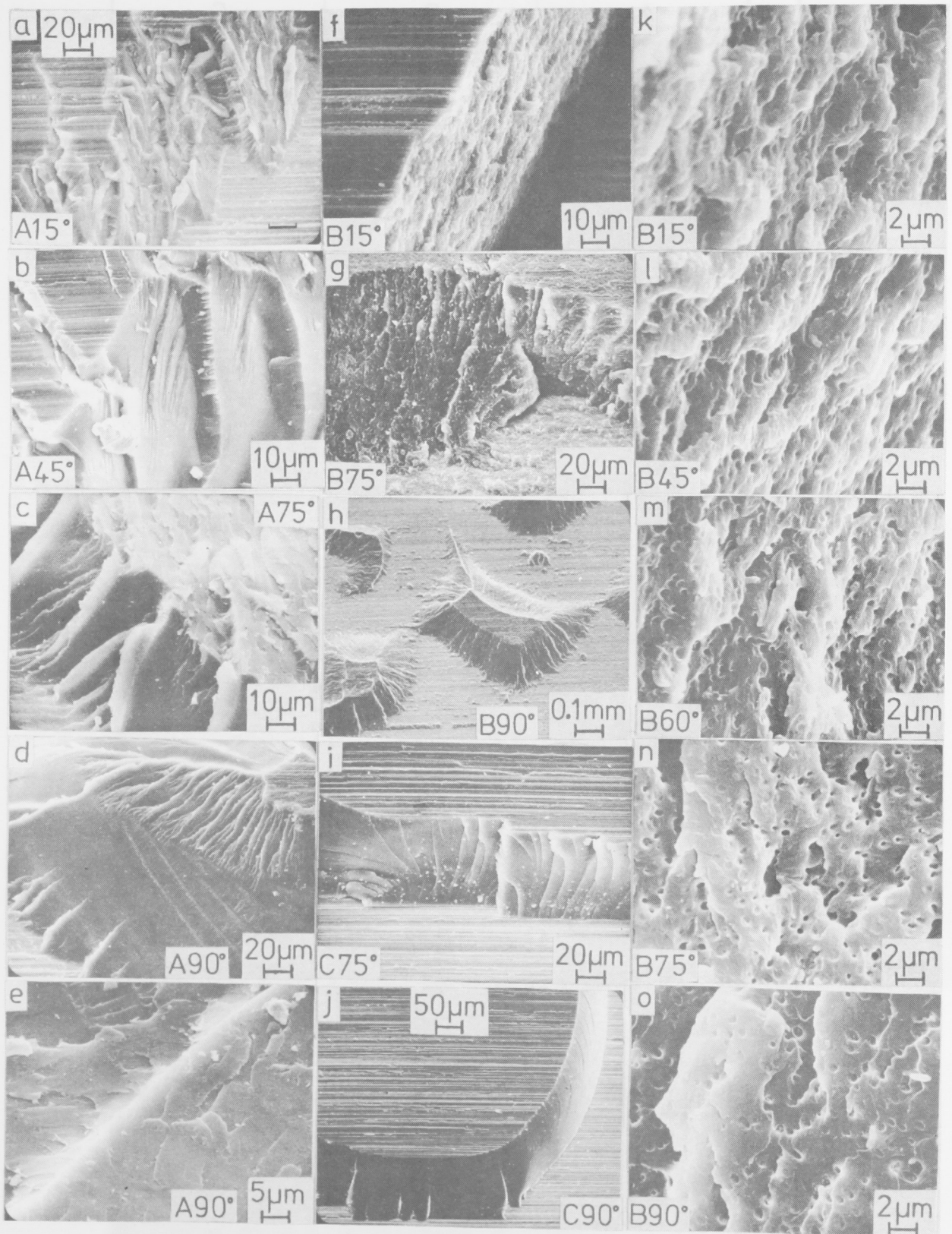


図 7.11 破面の走査形電子顕微鏡写真

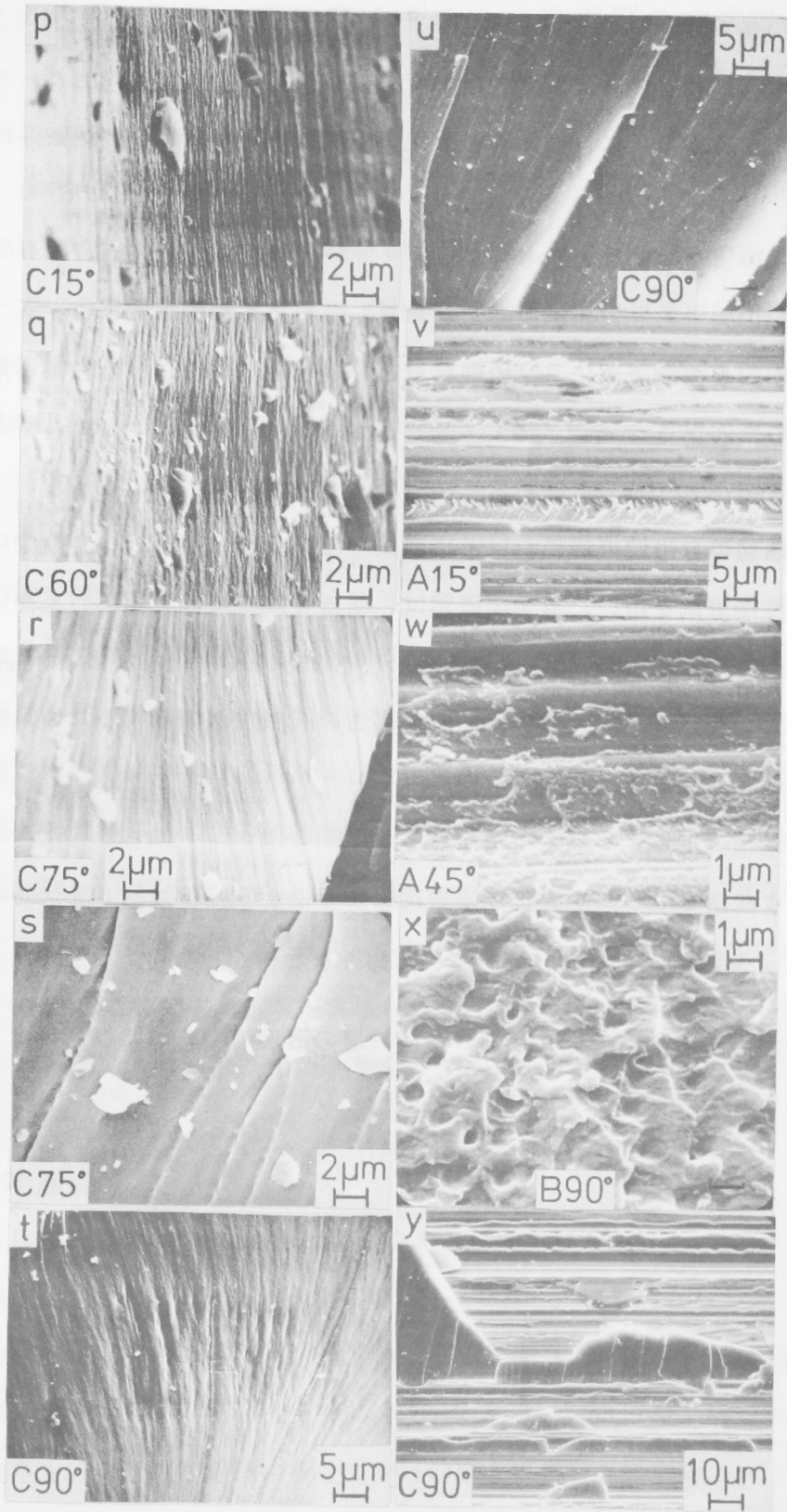


図 7.11 破面の走査形電子顕微鏡写真

7.6 む す び

本章においてはぜい性および延性エポキシ系接着剤を用いた鋼のスカーフ継手の引張接着強度を測定するとともに、継手の三次元有限要素解析を行い、破壊条件について検討を加えた。

その結果次のような結論が得られた。

- (1) 接着剤の力学的性質が継手の変形に対して与える影響は大きい。
- (2) 接着層の自由端表面に、ぜい性接着剤の場合は0.035mm、延性接着剤の場合は0.10～0.12mmの有効厚さを考慮することにより、接着強度とスカーフ角との関係をほぼ定量的に説明することができた。
- (3) 各接着層の自由端近傍における応力集中部の大部分が有効厚さの中に包含される。
- (4) ぜい性接着剤を用いた継手の破壊は、前章と同様に最大主応力条件に従って起こる。
- (5) 延性接着剤の継手の破壊（降伏）は、 $\theta \leq 60^\circ$ においてはほぼ von Mises の条件に従って起こるが、 $\theta > 60^\circ$ においては接着層中の応力の三軸性が増加するため、塑性拘束によるぜい性（へき開）破壊が生じる。
- (6) ぜい性接着剤による継手の接着強度（破断時の σ_1 ）は、接着剤のバルク強度よりわずかに小さな値を示したが、延性接着剤による継手の接着強度（降伏時の σ_{eq} ）は、接着剤のバルク強度（降伏応力）より10～40%大きな値を示した。
- (7) 走査形電子顕微鏡により観察した接着層の破壊の箇所および形態は、以上の結果から予想されるものとほぼ一致した。

第8章 継手の引張接着強度（その3，接着層の寸法効果） [116]

8.1 ま え が き

実際の構造物に用いられる接着継手においては，一般に小さな試験片の場合に比べて接着層の厚さを一定にすることが困難であり，そのため接着強度は継手の箇所により差異が生じやすい。接着層の厚さと接着強度との関係については，バット継手に関するKrausら[117]，Bartusch[118]，Gent[119]，杉林ら[36]，永弘ら[41]，Tanakaら[38]，および中山ら[120]の研究，およびクロスラップ継手に関する増岡ら[121]の研究などがなされている。しかしそれらの研究においては，接着層についての詳細な応力解析とそれにもとづいた接着層の破壊条件の検討が十分なされていない。

本章では，接着層の破壊条件におよぼす接着剤の力学的性質および接着層における組合せ応力状態の影響を調べるため， θ が 30° のスカーフ継手およびバット継手について，第6章および前章で用いたぜい性接着剤および延性接着剤について数種類の接着層厚さを選び，引張接着強度を測定し，継手の破壊条件の検討を行う。

なお第5章～前章の応力解析結果によれば， $\theta \leq 30^\circ$ のスカーフ継手は，接着層のほとんどの範囲にわたって応力分布が一様であり，しかも垂直応力成分（最大主応力 σ_1 ）よりせん断応力成分（Misesの相当応力 σ_{eq} ）のほうが大きいため，被着材厚さが十分厚くて端部以外では応力分布がほぼ一様な重ね合せ継手に相当するものと考えることができる。

8.2 実験方法

接着剤としては表7.1のぜい性接着剤Aおよび延性接着剤Bを用いた。

接着継手試験片の形状および寸法は，図2.3と同一である。被着材としては中炭素鋼S35Cを用いた。継手は θ が 30° のスカーフ継手および θ が 90° のバット継手の2種類とし，両者とも接着層厚さ h が0.05，0.1，0.3，0.6，1.0，2.0，および5.0の7種類の場合について接着強度の測定を行った。接着剤の硬化時間は前章とは異なり，室温においてAの場合は50日間，Bの場合は60日間とした。またその間各試験片はシリカゲルを入れたデシケータ中に保管した。その他の製作方法および試験方法は前章と全く同一である。

8.3 実験結果

図8.1には試験片にはりつけたひずみゲージ〔図2.3(b)〕により測定した各継手の荷重－ひずみ線図の一例を示す。ぜい性接着材Aを用いた継手については、図7.1の接着剤自体の応力－ひずみ線図と同様に、(a)のスカーフ継手Aおよび(b)のバット継手Aのいずれの場合も、破断まではほぼ直線であり、ぜい性破壊したことを示している。破断荷重は h の増加とともに急激に減少している。また(c)の延性接着剤Bを用いたスカーフ継手Bについては、

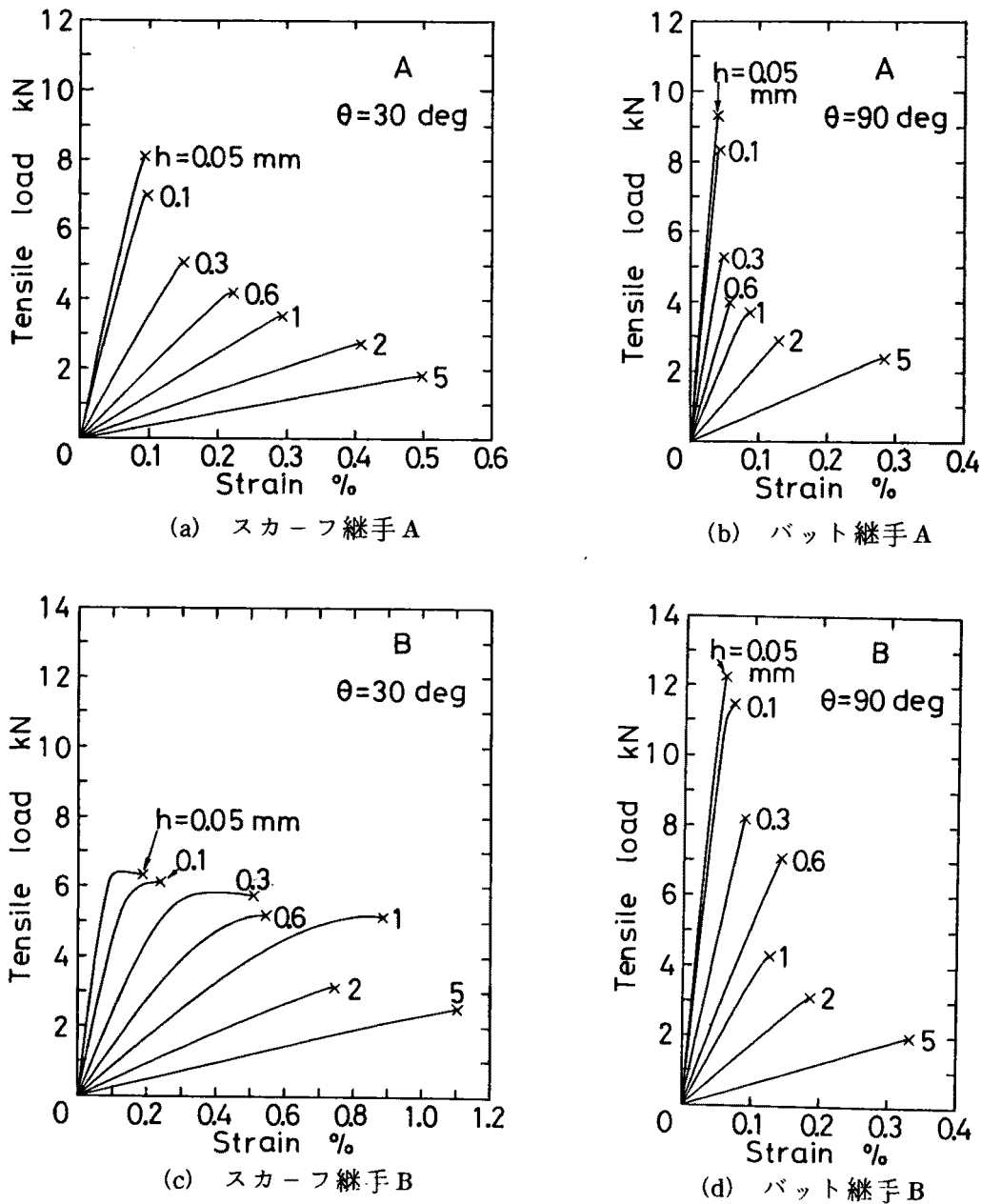
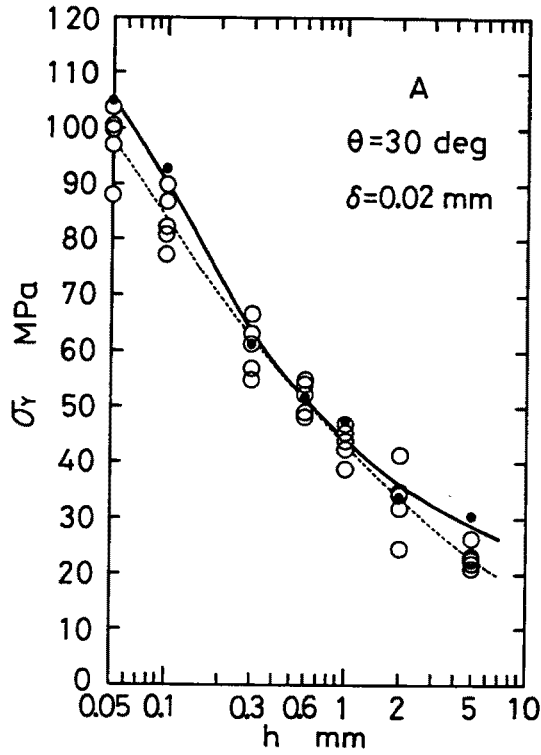
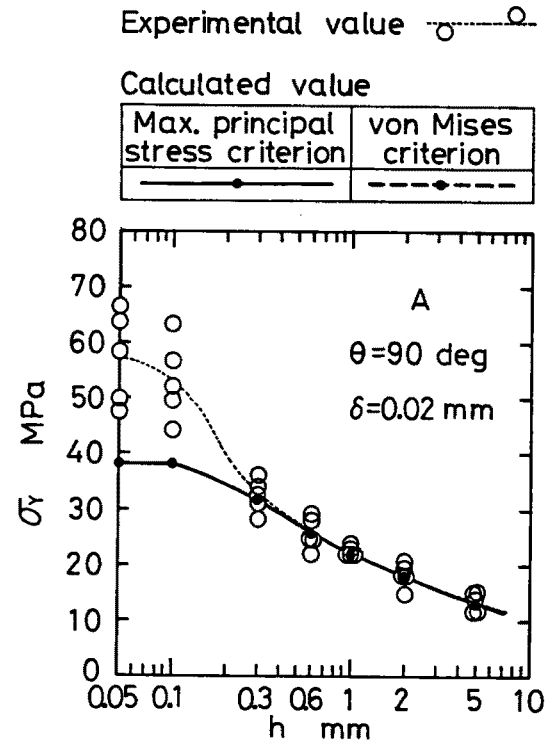


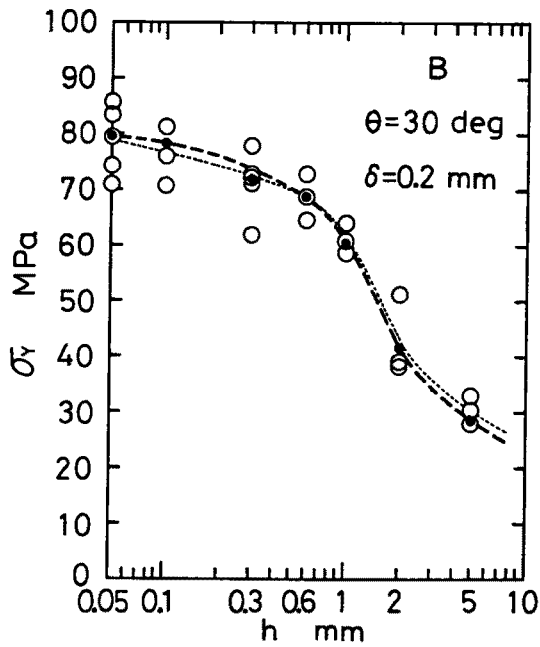
図8.1 継手の荷重－ひずみ線図 (1kN=102kgf)



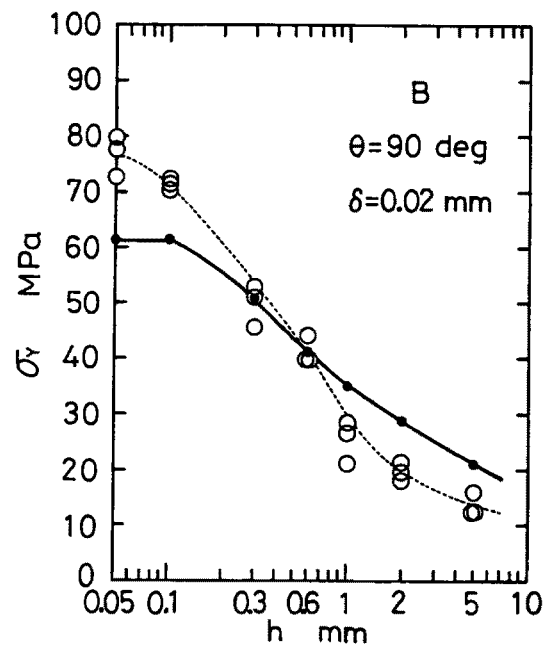
(a) スカーフ継手 A



(b) バット継手 A



(c) スカーフ継手 B



(d) バット継手 B

図 8.2 継手の引張接着強度 σ_y と接着層厚さ h との関係 (1MPa=0.102 kgf/mm²)

接着層厚さ h が 0.05~1.0mm の場合は降伏点がみられ、最大荷重にも大きな差は生じていないが、 h が 2.0mm および 5.0mm の場合は線図もほぼ直線のぜい性破壊を示し、しかも前者より比較的小きな荷重で破断している。(d) のバット継手 B の荷重-ひずみ線図は、継手 A の場合と同様にほぼ直線でぜい性破壊を示しており、 h の増加により破断荷重も急減している。

図 8.2 には各継手について引張接着強度 σ_r の実験値を示した。横軸は h を対数表示している。接着剤 A については、(a) のスカーフ継手および (b) のバット継手とも h の増加とともに σ_r は急減しており、 $h = 5.0\text{mm}$ の継手の σ_r は $h = 0.05\text{mm}$ の場合の約 1/4 となっている。(c) のスカーフ継手 B の場合は、図 8.1(c) で降伏点を示した $h = 0.05\sim 1.0\text{mm}$ においては h の増加にともなう σ_r の減少はゆるやかであるが、降伏点のみられない $h = 2.0$ および 5.0mm においては h の増加により急減している。また図 8.1(d) のように降伏点のみられなかった図 8.2(d) のバット継手 B においては継手 A の場合と同様の傾向を示している。

8.4 応力解析

第 6 章および前章と全く同一の方法により、継手の三次元弾性有限要素解析を行った。解析には表 7.1 の材料定数を用いた。被着材の縦弾性係数は 205.9GPa (21000kgf/mm^2)、ポアソン比は 0.30 とした。継手の座標系は図 6.4 と同一である。

スカーフ継手 A について、図 6.4 の下側接着層境界 (接着層内) において最大応力を示す自由端側の最大主応力 σ_1 および Mises の相当応力 σ_{eq} の分布をそれぞれ図 8.3 および図 8.4 に示す。また図 8.5 には同様にバット継手 A の σ_1 の分布を示す。第 6 章において述べたように接着層自由端から x 方向または z 方向に一定深さだけ接着層の内部へ入った点の応力の最大値は、接着層境界の対角線 A'Q'L 上または B'R'L 上、あるいは幅 b の中心線 AQLRB 上において生じるため、図 8.3~図 8.5 には両者のうちどちらか大きいほうの値を示した。

図 8.3~図 8.5 において、 $x = t/2$ の接着層中心部に比べて応力の大きな自由端近傍の領域は h の減少とともに縮小しており、 h が 0.05 および 0.1mm の場合は特にその領域が小さくなっている。各応力は $x > 1\text{mm}$ または $t - x > 1\text{mm}$ において一定値に収束しているが、それらの値は式 (3.18) および式 (5.1) の簡易計算式による値、すなわち $\sigma_1/\sigma_a = 0.634$ ($\theta = 30^\circ$)、 $\sigma_{eq}/\sigma_a = 0.757$ ($\theta = 30^\circ$)、および $\sigma_1/\sigma_a = 1.0$ ($\theta = 90^\circ$) にそれぞれほぼ等しい。

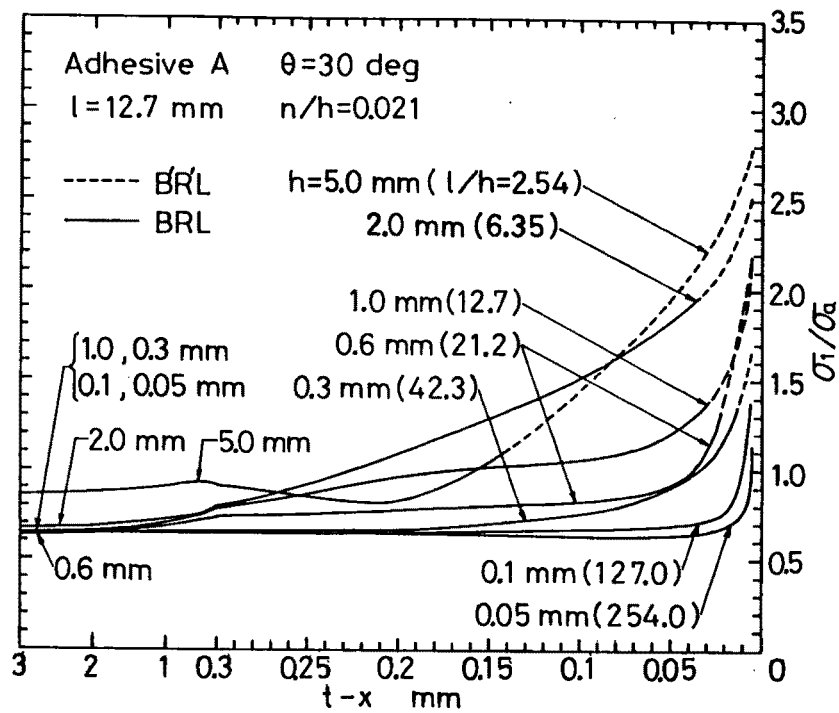


図8.3 最大応力を示す接着層自由端近傍における最大主応力 σ_1 の分布(スカーフ継手A)

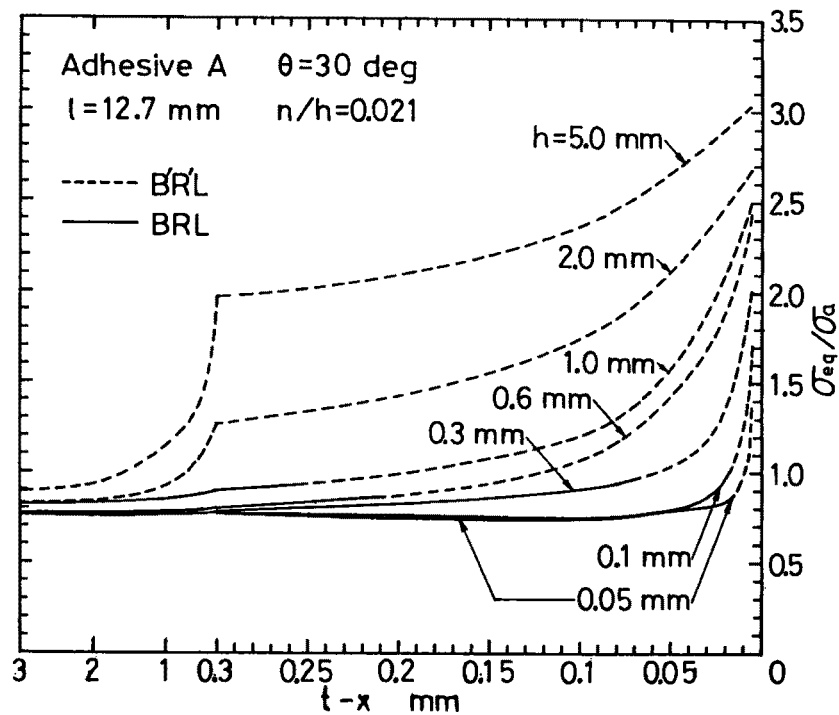


図8.4 最大応力を示す接着層自由端近傍におけるMisesの相当応力 σ_{eq} の分布(スカーフ継手A)

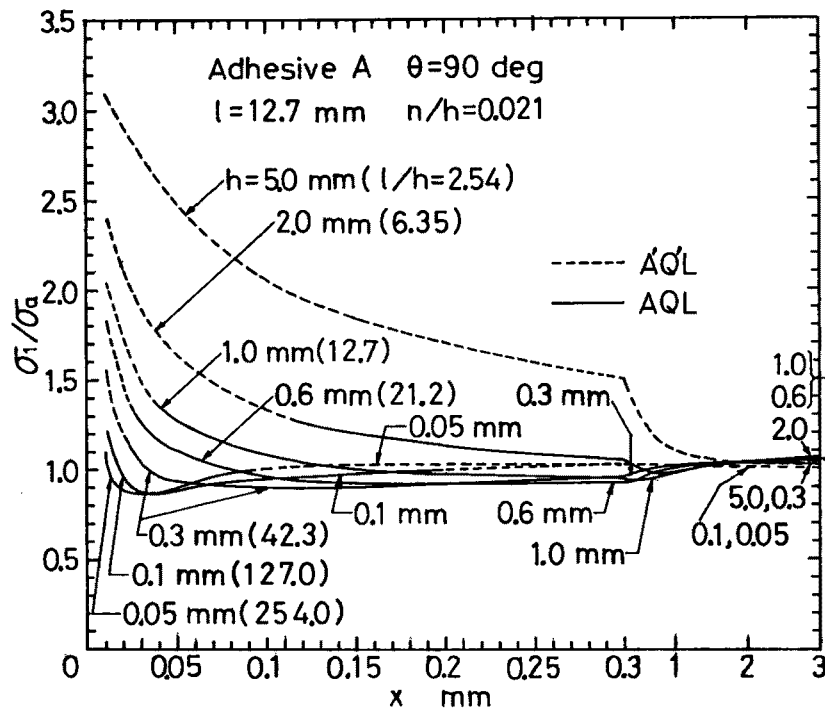


図8.5 最大応力を示す接着層自由端近傍における最大主応力 σ_1 の分布(バット継手A)

また図8.6には接着継手Aの接着層の一定応力域($x/t \doteq z/b \doteq n/h \doteq 0.5$)における主応力比 σ_2/σ_1 および σ_3/σ_1 の値を示した。一定応力域においては σ_2 の値は σ_z にほぼ一致していた。したがって σ_2 の方向も z 方向にほぼ一致し、 σ_1 および σ_3 は xy 面内にあるものと考えられる。図8.6において、スカーフ継手およびバット継手とも $h=5.0\text{mm}$ の場合を除き、両応力比ともに h によらずほぼ一定値を示しており、いずれも平面ひずみの場合の式(3.13)および式(3.18)による近似値の比にほぼ一致した。すなわち、スカーフ継手の場合、 $\sigma_2/\sigma_1 \doteq \bar{\sigma}_2/\bar{\sigma}_1 = 0.231$ 、 $\sigma_3/\sigma_1 \doteq \bar{\sigma}_3/\bar{\sigma}_1 = -0.375$ となっており、前者が比較的小さく後者が負であるが、バット継手の場合は $\sigma_2/\sigma_1 \doteq \sigma_3/\sigma_1 \doteq \bar{\sigma}_2/\bar{\sigma}_1 = \bar{\sigma}_3/\bar{\sigma}_1 = 0.587$ となっており、3主応力ともかなり大きな引張応力の三軸応力状態である。

なお、接着剤Bのポアソン比が接着剤Aとほぼ同一であり、継手Bの接着層における応力分布は図8.3~図8.5とほぼ等しい結果が得られたため、継手Bの応力解析結果は省略する。

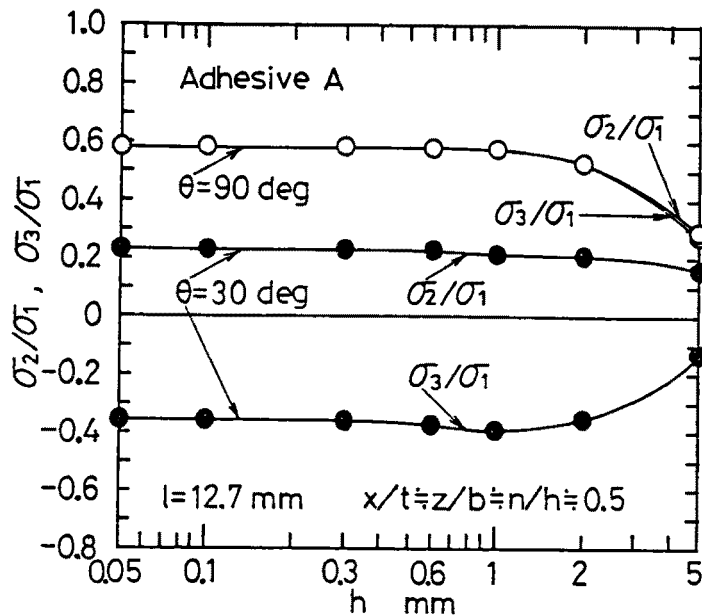


図8.6 接着層の一定応力域における主応力比

8.5 実験結果の検討

8.5.1 継手の破壊条件

第6章および前章と同様に接着層の自由端の表面に有効厚さを考慮することにより、接着強度 σ_r の計算値を求める。すなわち接着層の破壊または降伏は接着層自由端において生じる最大応力により決まるのではなく、自由端からある一定の有効厚さ δ だけ内部へ入った点の応力により決まるものとする。

前述のように図8.3～図8.5においてスカーフ継手およびバット継手とも $x > 1\text{mm}$ または $t - x > 1\text{mm}$ の接着層の大部分の領域においては、いずれの h についてもそれぞれほぼ一定応力を示し、その値は $h = 5.0\text{mm}$ の継手を除き、図8.6のように前章で破壊条件の検討を行った $h = 0.1\text{mm}$ の継手を含めて、 h によらずほぼ等しくなっている。それらの事実を考慮し、さらに荷重-ひずみ線図について第6章および前章と図8.1とを比較対照し、式(6.3)の σ_δ として次の応力を用いることにする。

すなわち荷重-ひずみ線図がほぼ直線となり、ぜい性破壊をしたスカーフ継手A、バット継手A、およびバット継手Bの場合は最大主応力 σ_1 、荷重-ひずみ線図においてほぼ降伏点を示したスカーフ継手Bの場合はMisesの相当応力 σ_{eq} をそれぞれ σ_δ として用いる。

高分子材料の降伏は厳密には静水圧の影響をうけることが知られており、ポリカーボネートにおいては牧之内ら[122]により修正したvon Misesの条件あるいは修正したTrescaの条件

に、エポキシ樹脂などにおいてはWronskiら [123] により3パラメータの角錐形降伏条件 (pyramidal yield criteria) にそれぞれ従うことが報告されている。しかし本章のスカーフ継手の接着層においては、図8.6のように $\sigma_2/\sigma_1 > 0$, $\sigma_3/\sigma_1 < 0$ と符号が逆であり、しかもその大きさが比較的小さいことと、バット継手の接着層においては負の静水圧 (三軸引張応力) が作用するが降伏以前にぜい性破壊が生じることなどの理由により、前章でも実験値によく適合した前述のような破壊条件は本章の継手に対してもほぼ妥当であると考えられる。

基準接着層厚さ h_s は図8.2において対数表示した接着層厚さ0.05~5.0mmのほぼ中央の値である0.6mmとした。図8.3~図8.5の応力解析結果を用いて δ を零から増加させていき、各々の h における $(\sigma_r)_{cal}$ の値が図8.2の実験値に最もよく一致するように δ の値を決定した。なおバット継手において $h = 0.05 \sim 0.1$ mm の場合、 σ_1 の値は自由端近傍の $x = \delta$ における値より継手中心の一定応力域における値のほうが大きいため、後者を σ_δ として用いた。

図8.2には以上のようにして得られた $(\sigma_r)_{cal}$ を併記した。スカーフ継手Aの $\delta = 0.02$ mm における $(\sigma_r)_{cal}$ は実験値によく一致している。またバット継手Aの $\delta = 0.02$ mm における $(\sigma_r)_{cal}$ は、 $h \geq 0.3$ mm の場合は実験値によく一致しているが、 h が0.05mm および0.1 mm の場合は実験値は計算値よりかなり大きな値を示している。これは第6章でもみられたように接着層中に分布する欠陥に起因する確率論的な強度増加 [124] と考えられる。不均一応力分布と接着層中の欠陥の分布の両者による影響を考慮して接着強度と接着層厚さとの関係の解析を行うためには、多軸応力下の接着層の破壊の確率論的取扱い [91, 124, 125] が必要と考えられる。

一方スカーフ継手Bの $\delta = 0.2$ mm における $(\sigma_r)_{cal}$ は、 h のすべてについてはほぼ実験値に一致しており、この継手の破壊がほぼ von Mises の条件に従って起こることがわかる。またバット継手Bにおいて、 h の増加にともなう σ_r の実験値の減少のこう配は、 $\delta = 0.02$ mm における $(\sigma_r)_{cal} - h$ 曲線のこう配より大きくなっている。これはバット継手Aの場合と同様に接着層中の欠陥分布にもとづく確率論的な影響によるものと考えられる。

8.5.2 接着層の破面の観察

図8.7には各継手の接着層の破面の代表的な例を示した。スカーフ継手の場合は荷重方向 (試験片の長手方向) は図の水平方向である。スカーフ継手Aの場合、荷重方向に直角

に接着面を横切って生じるメインクラック(6・5・4項)は、 $h = 0.05$ および 0.1mm の場合は接着層の自由端から少し内部へ入った位置に生じているが、 $h = 0.3 \sim 5.0\text{mm}$ の場合は最大応力を示す図6.4の自由端CC'(上側被着材の先端)に生じている。これは図8.3において、 $t - x = \delta = 0.02\text{mm}$ における応力が、 $h = 0.05$ および 0.1mm の場合は一定応力域の応力とほとんど変わらないのに対し、 $h = 0.3 \sim 5.0\text{mm}$ の場合はそれよりかなり大きな値を示しているためと考えられる。 $h = 0.05 \sim 2.0\text{mm}$ の場合は第6章および前章においてみられた特徴的な羽毛状部分が生じているが、線状の接着剤片の連なりの間隔は h の増加とともに大きくなっている。また鋼の表面は全体に薄く白くなっており、微細な接着剤片の付着がみとめられる。 $h = 5.0\text{mm}$ の継手においては図6.4の被着材の先端BおよびCを結んだ線が長手方向にはほぼ垂直であるため、破面もほぼBCにそって生じた。その破面の左下角にはぜい性高分子の典型的な破壊形態であるミラー領域およびそれに続く細かい凹凸のあるミスト領域、粗い凹凸をもったハックル領域がみられる[99,100]。

またバット継手Aの破面は、応力が最大となる接着面のいずれかの角において破壊が開始し、ミラー領域あるいは界面破壊が生じ、それをとりかこむようにミスト領域が続いている。さらにその外側は粗いハックル領域となっている。 $h = 0.05 \sim 1.0\text{mm}$ においては h の増加とともにミラー領域およびミスト領域の面積が増加しており、 $h = 0.3 \sim 1.0\text{mm}$ の場合ハックル領域がごくわずかしみられない。ミスト領域においては放射状に微細なリバーパターン[114]が観察される。

スカーフ継手Bの破面においては、メインクラックの生じる位置は h の増加とともに接着面の内側から図6.4の自由端BB'またはCC'へ移動しているが、これはスカーフ継手Aの場合と同じ理由によるものと考えられる。 $h = 5.0\text{mm}$ の継手の破面は、スカーフ継手Aの場合と同様に荷重方向に直角に生じているが、比較的なめらかであり、ミラー領域およびミスト領域が大部分を占めている。

バット継手Bにおいては応力の大きいいずれかの角部の界面近くにおいて破壊が開始し、接着層の厚さ方向の内部および接着面の内部へ破面が進行しており、島状に接着層が残っている。 $h = 0.3 \sim 5.0\text{mm}$ においては島状の接着層が大きく、その周辺にはクラックの進展方向へ延びたりリバーパターンがみられ、ぜい性破壊が生じたことを示している。また鋼表面には微細な接着剤片が白く残っている。

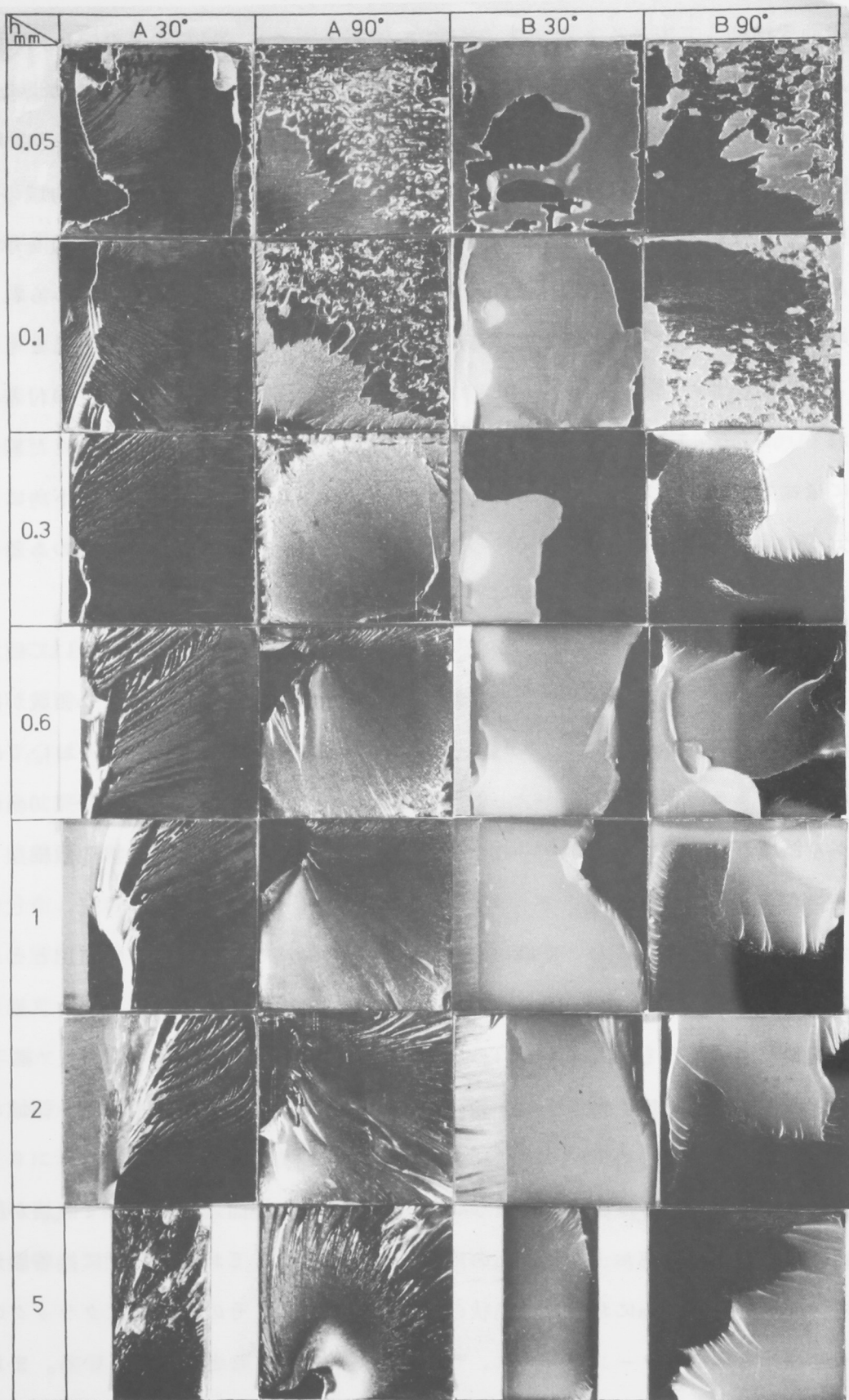


図8.7 接着層破面 (12.7mm×12.7mm, ×2.4, $h=5.0\text{mm}$ のスカーフ継手については長手方向に垂直な破面)

8.6 む す び

本章においてはぜい性および延性エポキシ系接着剤により接着した $h = 0.05 \sim 5.0$ mm のスカーフ継手 ($\theta = 30^\circ$) およびバット継手の引張接着強度を測定するとともに、継手の三次元有限要素解析を行い、接着層の破壊条件を調べた。主な結果は次のとおりである。

(1) ぜい性接着剤 A を用いたスカーフ継手およびバット継手についてはいずれもぜい性破壊が起こり、接着層の自由端表面に 0.02 mm の有効厚さを考慮し最大主応力条件を適用することにより、前者の場合 $h = 0.05 \sim 5.0$ mm、後者の場合 $h = 0.3 \sim 5.0$ mm における引張接着強度 σ_r と h との関係をほぼ定量的に説明することができた。

(2) ぜい性接着剤 A によるバット継手については、 $h = 0.05 \sim 0.3$ mm において $\sigma_r - h$ 線図のこう配は実験値のほうが計算値より大となった。

(3) 延性接着剤 B を用いたスカーフ継手については、 $h = 0.05 \sim 1.0$ mm において降伏点が生じ、接着層の自由端表面に 0.2 mm の有効厚さを考慮して von Mises の条件を適用することにより、 $h = 0.05 \sim 5.0$ mm における σ_r と h との関係をほぼ定量的に説明することができた。

(4) 延性接着剤 B により接着したバット継手 ($h = 0.05 \sim 5.0$ mm) については、いずれも三軸引張応力によるぜい性破壊が生じ、接着層の自由端表面に 0.02 mm の有効厚さを考慮して最大主応力条件を適用して得た σ_r の計算値が実験値により近い値となったが、 $\sigma_r - h$ 線図のこう配 (絶対値) は計算値より実験値のほうが大きくなった。

(5) ぜい性破壊が生じる継手の σ_r と h との関係についてより精度のよい解析を行うためには、応力分布と欠陥の分布とを考慮した接着強度の確率論的取扱いが必要と考えられる。

(6) 接着層の破壊の開始箇所および形態は、以上の結果から予想されるものとはほぼ一致した。

第9章 結 論

本研究では、接着継手の応力解析および破壊条件に関する基礎的研究として、まず鋼のスカーフ継手およびバット継手について、接着層の収縮にともなう残留応力を考慮して、接着層における二次元応力分布を近似的に解析するとともに、ぜい性接着剤の硬化に伴う収縮応力の測定、ぜい性接着剤によって接着した継手の伸びおよび引張接着強度の測定などを行い、継手の破壊条件を検討した。

次に二次元弾性有限要素法により、それらの継手に引張荷重が作用する場合、接着層が収縮する場合、および継手に曲げモーメント（純曲げ）が作用する場合などについて精密な応力解析を行い、スカーフ角および接着層のアスペクト比が応力分布に及ぼす影響、接着層の自由端における応力分布の相似性、一定応力域における応力の近似計算式などについて検討を加えるとともに、継手の変形についても詳しく調べた。また応力解析の結果は、曲げ応力については光弾性実験の結果と比較し、バット継手の引張応力については厳密解と比較して、それぞれ検討を行った。引張応力解析の場合には、継手全体に対して均一な応力分布を与えるスカーフ角 θ の計算式、接着層の縦弾性係数およびポアソン比が応力分布に及ぼす影響などについても検討した。また引張荷重を受ける継手の応力に対して三次元弾性有限要素解析を行い、二次元有限要素解析による諸結果と比較検討を行ったほか、光弾性実験の結果とも比較した。

さらに、ぜい性接着剤Aおよび延性接着剤B、Cを用い、接着層の厚さ h が0.1mmのスカーフ継手（ $\theta = 15^\circ \sim 90^\circ$ ）、ならびにぜい性接着剤A、延性接着剤Bを用いたスカーフ継手（ $\theta = 30^\circ$ 、 $h = 0.05 \sim 5.0\text{mm}$ ）およびバット継手（ $h = 0.05 \sim 5.0\text{mm}$ ）に対して引張試験を行い、それぞれ接着層の伸びおよび引張接着強度を測定した。次いで、それらの継手の応力に対して三次元有限要素解析を行い、接着層の自由端表面に有効厚さを考慮して接着強度の計算値を求め、実験値と比較して継手の破壊条件に対する検討を行った。また光学顕微鏡および走査型電子顕微鏡により接着層破面を観察し、破壊の開始箇所および破面形態と破壊条件から予測されるそれらとの比較を行った。

得られた結論を要約すれば、次のとおりである。

(I) 継手の応力解析結果に関して

(1) 二次元有限要素解析によれば、接着層では自由端から $3h \sim 5h$ だけ内側に入ると、それ以降は引張荷重および接着層収縮の場合に対して一定応力を示し、それらの値は簡単な計算式によって近似的に求められる。また曲げの場合には、上述の領域において直線状の応力分布を示す。

(2) 二次元有限要素解析によれば、応力の最大値（曲げの場合は絶対値）は、被着材の鋭角側または鈍角側の先端に接する接着層自由端近傍に生じる。

(3) 二次元有限要素解析によれば、接着層の自由端から $3h \sim 5h$ だけ入った位置までの領域における応力分布は、スカーフ角 θ が等しい場合には、アスペクト比が10~20以上であれば互いにほぼ相似となる。ただし、曲げ応力の場合には、応力分布の相似性は応力こう配の影響を消去した場合に成立する。したがって、自由端近傍において応力分布が乱れる領域の体積は、接着層の厚さが減少するにしたがって小さくなる。

(4) 引張荷重が作用する場合に、スカーフ角 θ を適当に選択すれば継手全体にわたって二次元応力が一定値を示すようになることを弾性論によって導き、有限要素解析によってこれを実証した。スカーフ角 θ がその値からずれるほど、自由端近傍における応力集中が大きくなる。

(5) 二次元引張応力分布に対しては、接着層の縦弾性係数の影響は小さいが、ポアソン比の影響は比較的大きいことがわかった。

(6) 三次元引張応力解析の結果および二次元曲げ応力解析の結果は、いずれも光弾性実験の結果とほぼ一致する。

(7) バット継手に関する二次元引張応力解析の結果は、厳密解とよく一致した。

(8) 引張荷重を受ける継手の三次元応力解析の結果によれば、接着層においては xy 面（図5.1）に平行な自由表面から $3h \sim 5h$ だけ内側へ入ると、それより内部の接着層、すなわち接着層の大部分においては平面ひずみ状態であり、かつ全厚さについて応力はほぼ一定値を示し、その近似値は(1)項で述べたものと同じの簡易計算式によって求めることができる。

(9) (4)項で述べたように、継手の応力分布が平面ひずみ状態で一定となるスカーフ角 θ をもつ接着層の場合には、自由端の近傍を除けば三次元解析の結果においても全く均一な応力分布を示す。

(10) (3)項で述べたのと同様に、スカーフ角 θ が相等しく、接着層のアスペクト比が10～20以上であれば、三次元解析の結果においても自由端近傍の応力分布は互いにほぼ相似となる。

(11) 三次元解析の結果によれば、被着材の応力については、接着界面近傍において接着面に沿って小さな圧縮応力が生じるが、それ以外の大部分の領域では継手の長手方向に対して垂直な応力が零の平面応力状態である。

(12) 接着層の一定応力域における主応力比 σ_2/σ_1 (>0) および σ_3/σ_1 の値は、スカーフ角 θ の増加とともに直線的に増加し、かつ σ_3/σ_1 は負から正に符号が変わる。そのため、 $\theta = 75^\circ$ および 90° においては三軸引張応力状態となり、かつ主応力成分は比較的大きな値を持つようになる。

(II) 継手の破壊条件に関して

(1) ぜい性接着剤の室温において10日間の硬化による平均収縮ひずみをバイメタル法によって測定した結果、その値は 4.96×10^{-4} であった。

(2) 接着剤の力学的性質が継手の変形に対して及ぼす影響は、かなり大きなものであることがわかった。

(3) スカーフ継手 ($\theta = 15^\circ \sim 90^\circ$, $h = 0.1\text{mm}$) において、接着層の自由端表面に、ぜい性接着剤の場合は、 0.035mm 、延性接着剤の場合は $0.10 \sim 0.12\text{mm}$ の有効厚さを考慮すれば、接着強度とスカーフ角との関係をほぼ定量的に説明することができる。

(4) 上記のスカーフ継手において、各接着層の自由端近傍における応力集中部は、その大部分が上述の有効厚さの中に含まれる。

(5) ぜい性接着剤Aを用いたスカーフ継手 ($\theta = 15^\circ \sim 90^\circ$, $h = 0.1\text{mm}$) の破壊は、最大主応力条件に従って起こる。

(6) 延性接着剤BおよびCを用いた上記のスカーフ継手の破壊(降伏)は、 $\theta < 60^\circ$ においてはほぼ von Mises の条件にしたがって起こるが、 $\theta > 60^\circ$ においては接着層が三軸引張応力状態となるため、塑性拘束によるぜい性(へき開)破壊が起こる。

(7) ぜい性接着剤による継手の接着強度(破断時の σ_1) は、接着剤のバルク強度よりわずかに小さいが、延性接着剤による継手の接着強度(降伏時の σ_{eq}) は、接着剤のバルク強度(降伏応力)より10～40%大きな値を示す。

(8) 接着剤A, B, およびCによる上記のスカート継手の接着層について, 破壊の開始箇所および破面形態を走査形電子顕微鏡によって観察したところ, (2)~(6)項で述べた結果から予測されるものとほぼ一致することがわかった。

(9) ぜい性接着剤Aを用いたスカート継手 ($\theta = 30^\circ$, $h = 0.05 \sim 5.0 \text{ mm}$) およびバット継手 ($h = 0.05 \sim 5.0 \text{ mm}$) の接着層においては, いずれもぜい性破壊が起こる。したがって接着層の自由端表面に 0.02 mm の有効厚さを考慮し, 最大主応力条件を適用すれば, 前者の場合は $h = 0.05 \sim 5.0 \text{ mm}$, 後者の場合は $h = 0.3 \sim 5.0 \text{ mm}$ における引張接着強度 σ_r と接着層厚さ h との関係をほぼ定量的に説明することができる。

(10) ぜい性接着剤Aによるバット継手 ($h = 0.05 \sim 5.0 \text{ mm}$) の場合には, $h = 0.05 \sim 0.3 \text{ mm}$ における $\sigma_r - h$ 線図のこう配は実験値のほうが計算よりも大きくなった。これは接着層の寸法効果に起因するものと考えられる。

(11) 延性接着剤Bを用いたスカート継手 ($\theta = 30^\circ$, $h = 0.05 \sim 5.0 \text{ mm}$) の場合には, $h = 0.05 \sim 1.0 \text{ mm}$ において降伏点が現れ, 接着層の自由端表面に 0.2 mm の有効厚さを考慮して von Mises の条件を適用すれば, $h = 0.05 \sim 5.0 \text{ mm}$ における σ_r と h との関係をほぼ定量的に説明することができる。

(12) 延性接着剤Bにより接着したバット継手 ($h = 0.05 \sim 5.0 \text{ mm}$) の場合には, いずれも三軸引張応力によるぜい性破壊が生じる。接着層の自由端表面に 0.02 mm の有効厚さを考慮し, 最大主応力条件を適用して得た σ_r の計算値は実験値に近い値となったが, $\sigma_r - h$ 線図のこう配 (絶対値) は計算値よりも実験値のほうが大きくなった。これも(10)項の場合と同様に, 接着層の寸法効果に起因するものと考えられる。

(13) ぜい性破壊が生じる継手の σ_r と h との関係についてより精度のよい解析を行うためには, 応力分布と欠陥の分布とを考慮して接着強度を確率論的に取扱うことが必要であると考えられる。

(14) (9)~(12)項の継手における接着層の破壊の開始箇所および破面形態は, 実験および解析の結果から予測されるものとほぼ一致する。

(15) (2)~(14)項で述べた結果は, 単に接着層の問題としてのみならず, 厚さが薄く, かつ三軸応力状態にあるぜい性および延性エポキシ樹脂層の力学的挙動および破壊条件を表すものと考えることができる。

(Ⅲ) 今後の研究課題

以上のように、本研究はスカーフ継手およびバット継手を用いて、接着継手の接着層における応力分布の特徴、接着層の変形、および破壊の様子などを詳細に調べ、継手の接着強度に対する新たな知見を提供したが、なお今後なすべき主な課題として次の諸点が残っている。

(1) 本研究においては、継手の応力、変形などを弾性解析のみで取扱っているが、延性接着剤を用いた継手の変形および最終破壊強度を調べるためには、弾塑性解析あるいは粘弾塑性（クリープ）解析が必要であると考えられること。

(2) 本研究においては、界面の接着強度は接着剤自体の強度よりも高いものと仮定しており、事実それはほぼ妥当と考えられるが、一般に接着層の破面は完全な凝集破壊によるものではなく、一部に界面破壊も含まれるので、ぜい性破壊が起こる継手の接着強度を予測する場合には、上述の事実をどのような形で考慮すればよいかということ。

(3) 被着材の表面には研削の際に生じた無数の凹凸が存在し、厳密にはその近傍ではかなりの応力集中が生じていると考えられるが、接着強度の予測にはそれをどのような形で考慮するかということ。

(4) 本研究で用いた有効厚さの概念は、物理的な根拠が十分ではない。したがって、今後はこれに代わるものとして、延性破壊の場合にはJ積分などを用いた破壊力学的手法、ぜい性破壊の場合には内在する欠陥分布を考慮した破壊の確率論的手法の採用などが考えられること。

(5) 本研究においては、応力分布が比較的一様な場合の継手の破壊条件について調べたが、シングルラップ継手などのように継手全体にわたって応力が大きく変化する場合には、本研究の結果が継手の破壊条件として適用し得るか否かについて確認すること。

以上のような諸問題が今後の課題である。

謝 辞

本研究を進めるにあたり終始懇切なるご指導とご鞭撻を賜った名古屋大学工学部清家政一郎教授に深甚の謝意を表します。同じく、論文をまとめるに際し有益なご教示を賜りました名古屋大学工学部 村上澄男教授，安田仁彦教授，ならびに白戸紋平教授に深く感謝申し上げます。

また本研究に対し，絶えずご支援とご指導を賜った日本車輛製造株式会社取締役開発本部長 谷口肇彦氏，元同社技術開発本部技術研究開発部長 岩瀬郁雄氏，元同社技術開発本部研究開発部部長 小幡 鍊博士，ならびに本研究を命ぜられ，ご理解あるご支援とご指導を賜った元同社技術センター所長 松本 淳氏に対し，深甚なる謝意を表します。

さらに，日本接着協会構造接着専門委員会等において，本研究に対する有益なご討論をいただいた工学院大学 山口章三郎名誉教授，同学工学部 松田 弘助教授，東京工業大学精密工学研究所 池上皓三教授，杉林俊雄助手，同学工学部 松尾陽太郎助教授，九州芸術工科大学 永弘太郎教授，能野謙介助手，ならびに各委員の方々に対し，深く感謝申し上げます。

最後に，本研究において，走査電子顕微鏡撮影等にご協力いただいた日本車輛製造株式会社開発本部研究開発部材料グループ 近藤博美次長，松本 力課長，有限要素解析に関しご教示いただいた同社商品開発室 鈴木 裕係長，ならびに電子計算機による計算にご協力いただいた同社前経理部情報通信センター 戸賀 正課長（現開発本部）および同センターの方々に対し厚くお礼申し上げます。

参 考 文 献

- [1] 本山卓彦, “随想 接着よもやま話”, 工業材料, 29-4 (昭56), 74.
- [2] 本山卓彦, “随想 接着よもやま話”, 工業材料, 29-5 (昭56), 74.
- [3] 本山卓彦, “随想 接着よもやま話”, 工業材料, 28-12 (昭55), 74.
- [4] 井本達也, 日本接着協会編, “接着ハンドブック”, (昭46), 1, 日刊工業新聞社.
- [5] 永田宏二, “耐熱接着”, 工業材料, 31-4 (昭58), 31.
- [6] Schliekelmann, R.J. 著, 林毅監訳, 接着金属構造, (昭52), 1, 日刊工業新聞社.
- [7] Volkersen, O., “Die Nietkraftverteilung in zugbeanspruchten Nietverbindungen mit konstanten Laschenquerschnitten”, *Luftfahrtforschung*, 15 (1938), 41.
- [8] Goland, M. and Reissner, E., “The Stresses in Cemented Joints”, *J. Appl. Mech.*, 11-1 (1944), A17.
- [9] Hart-Smith, L. J., “Adhesive-Bonded Single-Lap Joints”, *NASA Technical Report*, CR-112236 (1973).
- [10] 能野謙介, 永弘太郎, “単純重ね継手の応力分布 (接着剤の応力-ひずみ関係が非線形の場合)”, 日本接着協会誌, 15-6 (1979), 215.
- [11] 能野謙介, 永弘太郎, “荷重が時間に対して変動する場合の粘弾性接着剤による単純重ね継手の応力解析”, 日本接着協会誌, 17-5 (1981), 177.
- [12] 永弘太郎, 能野謙介, “単純重ね継手の二次元応力分布”, 日本機械学会論文集, 50-452, A (昭59), 709.
- [13] Mylonas, C., “Experiments on Composite Models with Applications to Cemented Joints”, *Proc. Soc. Exp. Stress Analys.*, 12 (1955), 129.
- [14] 辻 一郎, 島田平八, “接合材応力の光弾性的研究 (第1報, ラップ接合)”, 日本機械学会論文集, 29-203 (昭38), 1122.
- [15] Cooper, P. A. and Sawyer, J. W., “A Critical Examination of Stresses in an Elastic Single Lap Joint”, *NASA Technical Paper* 1507 (1979).
- [16] 宮入裕夫, 福田秀昭, 村松篤良, “FRP接着継手の応力およびせん断強度-FRP単純重ね継手による引張せん断強度-”, 材料, 26-286 (昭52), 651.
- [17] Harrison, N. L. and Harrison, W. J., “The Stresses in an Adhesive Layer”, *J. Adhesion*, 3 (1972), 195.
- [18] Adams, R. D. and Peppiatt, N. A., “Stress Analysis of Adhesive-Bonded Lap Joints”, *J. Strain Analys.*, 9-3 (1974), 185.

- [19] 杉林俊雄, 池上皓三, “単純重合せ継手の引張せん断と曲げ荷重に対する変形と強度”, 日本接着協会誌, 18-11 (昭57), 484.
- [20] Amijima, S., Fujii, T. and Yoshida, A., “Two Dimensional Stress Analysis on Adhesive Bonded Joints”, *Proc. of the 20th Japan Congress on Mater. Res.* (1977), 275.
- [21] 尾田十八, 名雪哲夫, “接着構造解析の有限要素法とその応用”, 日本機械学会論文集, 50-450, A (昭59), 242.
- [22] Lubkin, J.L., “A Theory of Adhesive Scarf Joints”, *J. Appl. Mech.*, 24(1957), 255.
- [23] Wah, T., “Plane Stress Analysis of a Scarf Joint”, *Int. J. Solids Structures*, 12 (1976), 491.
- [24] Wah, T., “The Adhesive Scarf Joint in Pure Bending”, *Int. J. Mech. Sci.*, 18(1976), 223.
- [25] Erdogan, F. and Ratwani, M., “Stress Distribution in Bonded Joints”, *J. Compos. Mater.*, 5 (1971), 378.
- [26] 永弘太郎, 能野謙介, 上田 宏, “角度の小さいスカーフ接着継手の応力解析”, 日本接着協会誌, 17-12 (昭56), 499.
- [27] Hart-Smith, L. J., “Adhesive-Bonded Scarf and Stepped-Lap Joints”. *NASA Technical Report*, CR-112237 (1973).
- [28] 辻 一郎, 島田平八, “接合材応力の光弾性的研究(第2報, スカーフ接合およびバット接合)”, 日本機械学会論文集, 30-218 (昭39), 1192.
- [29] Barker, R. M. and Hatt, F., “Analysis of Bonded Joints in Vehicular Structures”, *AIAA J.*, 11-12 (1973), 1650.
- [30] Adams, R. D. and Peppiatt, N.A., “Stress Analysis of Adhesive Bonded Tubular Lap Joints”, *J. Adhesion*, 9 (1977), 1.
- [31] Matsuda, H. and Yamaguchi, Y., “Stress Analysis of Adhesive Scarf Joint by Finite Element Method”, *Proc. of the 22nd Japan Congress on Mater. Res.* (1979), 342.
- [32] 松田 弘, 山口章三郎, “有限要素法によるスカーフ接着継手の応力解析(第1報) 応力分布におよぼすスカーフ角の影響”, 日本接着協会誌, 15-8 (昭54), 305.
- [33] 小畠陽之助, 井上幸彦, “引張荷重下の接着層における応力分布”, 工業化学雑誌, 61-1 (昭33), 43.
- [34] 斎藤秀雄, “あらい剛体平面で圧縮される弾性平板の二次元応力問題”, 日本機械学会論文集, 19-83 (昭28), 1.
- [35] 沢 俊行, 岩田昭浩, 石川浩久, “引張荷重を受けるバット接着継手の二次元応力

- 解析”，日本機械学会論文集，52-476，A (昭61)，919.
- [36] 杉林俊雄，池上皓三，白鳥英亮，“円筒突合せ試験片による接着強度試験法（第1報 接着層の応力解析）”，日本接着協会誌，17-2 (昭56)，50.
- [37] 坂田興亜，碓井雄一，“突き合わせ接着継手の力学特性”，精密機械，49-12(昭58)，1613.
- [38] Tanaka, T. and Taniyama, K., “Studies on the Mechanical Behaviors of Steel/High Density Polyethylene/Steel and Steel/Nylon Copolymer/Steel Butt Joint Specimens (The Effect of Adhesive Thickness on the Tensile Bond Strength and on the Deformation on Adhesive Layer)”, *Proc. of the 19th Japan Congress on Mater. Res.* (1976), 179.
- [39] 辻 一郎，“接合材応力の光弾性的研究（第3報，バット接合境界付近の応力）”，日本機械学会論文集，41-341 (昭50)，109.
- [40] Alwar, R. S. and Nagaraja, Y. R., “Elastic Analysis of Adhesive Butt Joints”, *J. Adhesion*, 7(1976), 279.
- [41] 永弘太郎，能野謙介，中條和雄，“組合せ負荷における中実丸棒突合せ接着継手の強度”，日本接着協会誌，20-5 (昭59)，195.
- [42] Adams, R. D., Coppendale, J., and Peppiatt, N. A., “Stress Analysis of Axisymmetric Butt Joints Loaded in Torsion and Tension”, *J. Strain Analys.*, 13-1 (1978), 1.
- [43] De Bruyne, N. A., *Adhesion and Adhesives*, edited by N. A. de Bruyne and R. Howink, 1st ed., (1951), 91, Elsevier.
- [44] 杉林俊雄，池上皓三，“単純重ね合わせ継手の引張せん断負荷に対する変形と強度”，日本機械学会論文集，50-449，C (昭59)，17.
- [45] 杉林俊雄，池上皓三，“単純重ね合わせ継手の強度向上法”，日本機械学会論文集，50-451，A (昭59)，373.
- [46] 京極秀樹，杉林俊雄，池上皓三，“非対称形状の単純重ね合わせ継手の強度評価（第1報，被着体の厚さが異なる場合）”，日本機械学会論文集，51-465，A (昭60)，1461.
- [47] 山口章三郎，古川光二，天野晋武，鈴木泰則，須賀用一，金子 弘，西池善生，枝野 太，“せん断接着強さの測定法について”，日本接着協会誌，15-6 (昭54)，225.
- [48] 網島貞男，藤井 透，和田山芳英，岸本和一郎，“曲げを受ける接着継手，構造物に関する研究（第二報）曲げを受けるシングルラップ継手の強度に及ぼすラップ長，テー

- パ付与の効果”，日本接着協会誌，19-7 (昭58)，265.
- [49] Bascom, W. D., Timmons, C. O., and Jones, R. L., “Apparent Interfacial Failure in Mixed-Mode Adhesive Fracture”, *J. Mater. Sci.*, **10** (1975), 1037.
- [50] 仲野雄一，沢 俊行，“引張り荷重を受けるT型突き合わせ接着継手の応力解析”
日本接着協会誌，22-1 (昭61)，2.
- [51] 山口章三郎，天野晋武，中川 満，“エポキシド接着剤の接着部強さに及ぼす接手部の形状の影響について”，工学院大学研究報告第30号 (昭46)，66.
- [52] 堀岡邦典，“材質改良に関する研究(第5報)接着性能の測定法(その1)”，林業試験場研究報告第89号 (昭31).
- [53] 仲野雄一，沢 俊行，“ねじり荷重を受ける接着継手の応力解析(中空伝達軸の突き合わせ接着の場合)”，日本接着協会誌，21-4 (昭60)，142.
- [54] Adams, R. D. and Coppedale, J., “The Stress-Strain Behaviour of Axially-Loaded Butt Joints”, *J. Adhesion*, **10** (1979), 49.
- [55] Engasser, I. und Puck, A., “Untersuchungen zum Bruchverhalten von Klebverbindungen”, *Kunststoffe*, **70-8** (1980), 493.
- [56] Peretz, D. and Ishai, O., “Mechanical Characterization of an Adhesive Layer in situ under Combined Load”, *J. Adhesion*, **10** (1980), 317.
- [57] 杉林俊雄，池上皓三，白鳥英亮，“円筒突合せ試験片による接着強度試験法(第2報)試験法と試験片寸法の提案”，日本接着協会誌，17-4 (昭56)，136.
- [58] 池上皓三，神谷公二，“接着界面に欠陥のある円筒突合せ接着継手の強度”，日本接着協会誌，18-2 (昭57)，60.
- [59] 能野謙介，永弘太郎，“接着剤および接着継手の機械的性質”，日本接着協会誌，21-3 (昭60)，101.
- [60] 増岡岑夫，中尾一宗，“凝集破壊をする突合せ継手の引張り接着強度におよぼす形状効果-理論的実験的解析-”，日本接着協会誌，14-4 (昭53)，125.
- [61] 松本 淳，小幡 鍊，鈴木靖昭，“エポキシ系接着剤による鋼のスカートジョイントの引張り接着強度とスカート角度との関係”，日本接着協会誌，14-8 (昭53)，288.
- [62] 井上幸彦，小島陽之助，“接着接合材における残留応力の評価”，工業化学雑誌，61-9 (昭33)，1108.
- [63] 小島陽之助，井上幸彦，“接着層における残留応力の解析”，工業化学雑誌，61-1 (昭33)，39.

- [64] 山本善之, 応用数学力学講座11, 弾性・塑性, (昭46), 22, 朝倉書店.
- [65] 横堀武夫, 材料強度学, (昭46), 3, 岩波書店.
- [66] 吉沢 正, 岩波講座, 基礎工学4, 数値解析, (昭43), 176, 岩波書店.
- [67] 畑 敏雄, 武井 昇, 中島孝平, 荻原 猛, 新井 昇, 大島雄一, “接着系における収縮応力”, 第23回高分子討論会要旨集第1分冊, (昭49), 321.
- [68] 山室義行, 武井 昇, 畑 敏雄, “エチレン・酢ビ共重合体接着系における収縮応力”, 第14回接着研究発表会講演要旨集, (昭51), 27.
- [69] 小菅詔雄, “エポキシ樹脂接着剤の接着強度と内部応力に関する研究”, 日本接着協会誌, 7-3 (昭46), 170.
- [70] Timoshenko, S., “Analysis of bi-metal thermostats”, *J. Optical Soc. Amer.*, 11 (1925) 233.
- [71] 軽金属協会編, アルミニウムハンドブック, (昭38), 246, 朝倉書店.
- [72] 山室義行, 畑 敏雄, “エポキシ樹脂接着系の収縮応力 [1] 充填剤の効果”, 第15回接着研究発表会講演要旨集, (昭52), 7.
- [73] 鈴木靖昭, 松本 淳, 小幡 鍊, “引張り荷重下の鋼のスカーフジョイントの応力解析”, 日本接着協会誌, 18-1 (昭57), 7.
- [74] 鈴木靖昭, “鋼のスカーフ接着継手の曲げ応力および接着層収縮応力の有限要素解析”, 日本機械学会論文集, 50-455, A (昭59), 1341.
- [75] Suzuki, Y., “Stress Analysis of Adhesive Scarf Joints of Steel Plates in Pure Bending and Contraction of Adhesive by Finite Element Method”, *Bulletin of JSME*, 28-237 (1985), 392.
- [76] 宮崎政行, 吉岡純夫, 青田貴己, “接着構造を有する部材の熱応力解析”, 第1回構造接着シンポジウム講演論文集, (昭54), 25.
- [77] Zienkiewicz, O. C. (吉識雅夫・山田嘉昭監訳), 基礎工学におけるマトリックス有限要素法, (昭51), 23, 54, 56, 培風館.
- [78] 横堀武夫, 材料強度学 (第2版), (昭53), 34, 岩波書店.
- [79] 森口繁一, 岩波講座現代応用数学, B. 7-a, 2次元弾性論, (昭32), 2, 岩波書店.
- [80] 岸本和一郎, 今中 誠, 網島貞男, “接着継手のねじりせん断強度に関する研究 - 接着強度に及ぼす接着層厚さの影響 -”, 日本接着協会誌, 16-12 (昭55), 501.
- [81] 新保正樹, 越智光一, 松浦信輝, “ジカルボン酸硬化エポキシ樹脂の収縮と内部応力”, 高分子論文集, 38-3 (昭56), 145.
- [82] 鈴木靖昭, “引張りを受ける鋼のスカーフ接着継手の三次元有限要素解析”, 日本機

- 械学会論文集, 50-449, A (昭59), 67.
- [83] Suzuki, Y., "Three-dimensional Finite Element Analysis of Adhesive Scarf Joints of Steel Plates Loaded in Tension", *Bulletin of JSME*, 27-231(1984), 1386.
- [84] 文献[77]; 122ページ.
- [85] 文献[78]; 94, 34, 38ページ.
- [86] "ASTM D 2094-69, Standard Recommended Practice for Preparation of Bar and Rod Specimens for Adhesion Tests", 1974 *Annual Book of ASTM Standards*, Part 22, 612.
- [87] 増岡岑夫, 中尾一宗, "ポアソン比からみた引張接着強度", 日本接着協会誌, 13-3 (昭52), 82.
- [88] 鈴木靖昭, "鋼のスカーフおよびバット継手の引張接着強度(第1報, ぜい性接着剤の場合)", 日本機械学会論文集, 50-451, A (昭59), 526.
- [89] Suzuki, Y., "Adhesive Tensile Strengths of Scarf and Butt Joints of Steel Plates (1st Report, A Case of Brittle Adhesive)", *Bulletin of JSME*, 27-233 (1984), 2372.
- [90] 中西不二夫, 花田 実, 桑田武男, 佐野哲司, 牧田宏一, "集中応力による軟鋼の降伏", 日本機械学会論文集, 19-87 (昭28), 14.
- [91] Weibull, W., *Ing. Vetenskaps Akad. Handl.*, No. 151 (1939); No. 153 (1939).
- [92] 横堀武夫, 材料強度学, (昭41), 86, 技報堂.
- [93] 佐藤和郎, 桜井也寸史, "集中応力をうける完全ぜい性材料の破壊", 日本機械学会論文集, 43-374 (昭52), 3702.
- [94] 佐々木 裕, 佐藤和郎, 板摺康宏, 小川雄三, "横穴をもつガラスセラミックス薄肉円筒の破壊", 日本機械学会論文集, 44-388 (昭53), 4024.
- [95] 野口 徹, "鑄鉄の切欠き強度における不均一応力分布の影響", 材料, 28-307 (昭54), 306.
- [96] 杉林俊雄, 池上皓三, 白鳥英亮, "組合せ応力下の接着強度におよぼす表面あらさと接着面圧の影響", 日本接着協会誌, 14-5 (昭53), 167.
- [97] 上田芳伸, 清水真佐男, 国尾 武, "エポキシ樹脂の破面形態と力学特性との関係", 日本機械学会論文集, 44-378 (昭53), 433.
- [98] 成沢郁夫, 石川 優, 村山 勉, 小川敬之, "平面ひずみ下における高分子の破壊とクレイジング", 高分子論文集, 36-8 (昭54), 543.
- [99] Andrews, E. H., *Fracture in Polymers*, (1968), 185, American Elsevier.

- [100] Nelson, B. E., "Fractography of a Phenol-Formaldehyde Polymer", *J. Polymer Sci., Polym. Phys. Ed.*, 10 (1972), 2461.
- [101] 鈴木靖昭, "鋼のスカーフおよびバット継手の引張接着強度(第2報, 接着剤の力学的性質と継手の破壊条件との関係)", 日本機械学会論文集, 51-463, A (昭60), 926.
- [102] Suzuki, Y., "Adhesive Tensile Strengths of Scarf and Butt Joints of Steel Plates (2nd Report, Relation between Mechanical Properties of Adhesives and Fracture Criteria of Joints)", *Bulletin of JSME*, 28-245 (1985), 2575.
- [103] 堀岡邦典, "材質改良に関する研究(第5報)接着性能の測定法(その1)", 林業試験場研究報告第89号(昭31), 81.
- [104] Neuber, H., *Kerbspannungslehre*, (1937), Springer-Verlag, Berlin.
- [105] 文献[65]; 184, 160~163ページ.
- [106] Ludwik, P., *Z. Metallkunde*, 15 (1924), 207.
- [107] Davidenkov, N. N., *Dinamicheskaya Ispytaniya Metallov*, (1936), Moscow.
- [108] Parker, E. R., *Brittle Behavior of Engineering Structures*, (1957), John Wiley & Sons.
- [109] 成沢郁夫, 石川 優, 小川敬之, 佐藤卓男, "延性高分子材料の切欠きぜい性", 材料, 28-311 (昭54), 759.
- [110] Jennings, C. W., "Surface Roughness and Bond Strength of Adhesives", *J. Adhesion*, 4 (1972), 25.
- [111] Lewis, F. and Ramsey, W. B., "Mechanical Behavior of Polymers and Adhesive Joint Strength with Amine cured Epoxy Resins", *Adhesive Age*, 9-2 (1966), 20.
- [112] McClintock, F. A., "A Criterion for Ductile Fracture by the Growth of Holes", *Trans. ASME, J. Appl. Mech.*, 35-2 (1968), 363.
- [113] 上田芳伸, 清水真佐男, 国尾 武, "エポキシ樹脂に現れる破面パターンのき裂伝ば速度及び温度依存性", 日本機械学会論文集, 44-378 (昭53), 442.
- [114] 横堀武夫, "高分子固体と金属材料の疲労破壊の共通性と相違性", 材料, 20-211 (昭46), 453.
- [115] Williams, J. G. (国尾 武, 清水真佐男, 隆 雅久・共訳), 高分子固体の応力解析とその応用, (昭53), 69, 培風館.
- [116] 鈴木靖昭, "鋼のスカーフおよびバット継手の引張接着強度(第3報, 接着層の厚さと接着強度との関係)", 日本機械学会論文集投稿中(論文No. 86-0164A).
- [117] Kraus, G. and Manson, J. E., "Adhesion of Polyethylene and Polystyrene to Steel",

- J. Polymer Sci.*, 6-5 (1951), 625.
- [118] Bartusch, W., "Verklebungs-Studien an Packstoffen, 1. Mitteilung: Der Einfluß der Fugendicke auf die Festigkeit von Klebestellen", *Kunststoffe*, 46-6 (1956), 274.
- [119] Gent, A. N., "Adhesion of Viscoelastic Materials to Rigid Substrates. II. Tensile Strength of Adhesive Joints", *J. Polymer Sci.*, PART A2, 9 (1971), 283.
- [120] 中山英明, 兎沢健三, 平野明彦, 大久保 修, "静的引張および引張圧縮疲労荷重下での強度特性に及ぼす接着層厚さの影響について", *日本接着協会誌*, 15-1 (昭54), 4.
- [121] 増岡岑夫, 中尾一宗, 福本哲男, "接着強度におよぼす形状効果", *日本接着協会誌*, 13-2 (昭52), 44.
- [122] 牧野内昭武, 藤原国生, 前田禎三, "二軸応力場におけるポリカーボネートの降伏条件 - ポリカーボネート樹脂の降伏条件・第2報 -", *塑性と加工*, 11-110 (昭45), 192.
- [123] Wronski, A. S. and Pick, M., "Pyramidal Yield Criteria for Epoxides", *J. Mater. Sci.*, 12 (1977), 28.
- [124] 文献[92]; 84ページ.
- [125] 松尾陽太郎, "弱面を有するぜい性材料の破壊の確率論的解析", *日本機械学会論文集*, 48-432 (昭57), 1059.
- [126] 北川正義, "高分子切欠き材のぜい性破壊", *日本機械学会論文集*, 50-456, A (昭59), 1539.
- [127] 文献[78]; 132ページ.
- [128] 小島陽之助, 高分子学会編, 接着-理論と応用-, (昭34), 265, 丸善.
- [129] Wolock, I. and Newman, S. B. (Rosen, B. 編), *Fracture Processes in Polymeric Solids*, (1964), 237, John-Wiley & Sons.
- [130] 佐々木 光, "エポキシ樹脂による木材接着と破壊力学", 接着, 18-4 (昭49), 172.
- [131] Macander, A. B. and Mulville, D. R., "Failure Analysis of an Adhesive Bonded Graphite Composite/Steel Scarf Joint", *Trans. ASME, J. Eng. Mater. Technol.*, 100 (1978), 64.
- [132] Lindsey, G. H., "Triaxial Fracture Studies", *J. Appl. Phys.*, 38-12 (1967), 4843.
- [133] Bascom, W. D. and Oroshnik, J., "Effect of Bond Angle on Mixed-Mode Adhesive Fracture", *J. Mater. Sci.*, 13 (1978), 1411.

発表論文ならびに業績リスト

論文題目	発表雑誌	共同研究者
エポキシ系接着剤による鋼のスカーフジョイントの引張り接着強度とスカーフ角度との関係	日本接着協会誌, 14-8(昭53), 288.	松本 淳 小幡 錬
引張り荷重下の鋼のスカーフジョイントの応力解析	日本接着協会誌, 18-1(昭57), 7.	松本 淳 小幡 錬
引張りを受ける鋼のスカーフ接着継手の三次元有限要素解析	日本機械学会論文集, 50-449, A (昭59), 67.	—
鋼のスカーフおよびバット継手の引張接着強度 (第1報, ぜい性接着剤の場合)	日本機械学会論文集, 50-451, A (昭59), 526.	—
鋼のスカーフ接着継手の曲げ応力および接着層収縮応力の有限要素解析	日本機械学会論文集, 50-455, A (昭59), 1341.	—
Three-dimensional Finite Element Analysis of Adhesive Scarf Joints of Steel Plates Loaded in Tension	Bulletin of JSME, 27 - 231 (1984), 1386.	—
Adhesive Tensile Strengths of Scarf and Butt Joints of Steel Plates (1st Report, A Case of Brittle Adhesive)	Bulletin of JSME, 27 - 233 (1984), 2372.	—
Stress Analysis of Adhesive Scarf Joints of Steel Plates in Pure Bending and Contraction of Adhesive by Finite Element Method	Bulletin of JSME, 28 - 237 (1985), 392.	—
鋼のスカーフおよびバット継手の引張接着強度 (第2報, 接着剤の力学的性質と継手の破壊条件との関係)	日本機械学会論文集, 51-463, A (昭60), 926.	—
Adhesive Tensile Strengths of Scarf and Butt Joints of Steel Plates (2nd Report, Relation between Mechanical Properties of Adhesives and Fracture Criteria of Joints)	Bulletin of JSME, 28 - 245 (1985), 2575.	—
鋼のスカーフおよびバット継手の引張接着強度 (第3報, 接着層の厚さと接着強度との関係)	日本機械学会論文集, 53-487 A (昭62) (掲載予定).	—