

平成 25 年度 広島大学博士論文

静的荷重を受けるスカーフ接着継手の
有限要素法応力解析と強度に関する研究

(A Study on Finite Element Stress Analysis and Strength of
Scarf Adhesive Joints under Static Loadings)

中野 博子
平成 26 年 3 月

目次

第1章 緒論	
1.1 緒言	1
1.2 従来の研究の展望	1
1.2.1 突合せ接着継手に関する研究	2
1.2.2 単純重ね合わせ接着継手に関する研究	4
1.2.3 スカーフ接着継手に関する研究	5
1.2.4 段付き重ね合わせ接着継手に関する研究	6
1.2.5 併用接着継手に関する研究	6
1.3 従来の研究の問題点	7
1.4 本研究の目的	8
1.5 本論文の構成	9
1.6 結言	10
第2章 静的引張荷重を受ける同種材料被着体スカーフ接着継手の三次元有限要素法解析と強度推定	
2.1 緒言	12
2.2 有限要素法 (FEM) 計算	13
2.3 実験方法	16
2.4 FEM 計算結果および実験結果との比較	19
2.5 結言	34
第3章 静的引張荷重を受ける異種材料被着体スカーフ接着継手の三次元有限要素法応力解析と強度推定	
3.1 緒言	36
3.2 有限要素法 (FEM) 計算	37
3.3 実験方法	39
3.4 FEM 計算結果および実験結果との比較	41
3.5 結言	56
第4章 静的曲げモーメントを受ける同種材料被着体スカーフ接着継手の三次元有限要素法応力解析と強度推定	
4.1 緒言	58
4.2 有限要素法 (FEM) 計算	59
4.3 実験方法	61

4.4 FEM 計算結果および実験結果との比較	62
4.5 結言	71
第5章 静的曲げモーメントを受ける異種材料被着体スカーフ接着継手の三次元有限要素 応力解析と強度推定	
5.1 緒言	72
5.2 有限要素法 (FEM) 計算	72
5.3 実験方法	75
5.4 FEM 計算結果および実験結果との比較	77
5.5 結言	93
第6章 静的引張荷重を受けるバンド接着されたスカーフ接着継手の三次元有限要素応力 解析と強度推定	
6.1 緒言	95
6.2 有限要素法 (FEM) 計算	95
6.3 実験方法	100
6.4 FEM 計算結果	102
6.5 FEM 計算結果と実験結果の比較	114
6.6 結言	116
第7章 静的曲げモーメントを受けるバンド接着されたスカーフ接着継手の三次元有限要 素応力解析と強度推定	
7.1 スカーフ接着継手の設計指針	117
7.2 有限要素法 (FEM) 計算	117
7.3 実験方法	122
7.4 FEM 計算結果	124
7.5 FEM 計算結果と実験結果の比較	136
7.6 結言	138
第8章 スカーフ接着継手の設計への指針	
8.1 諸言	140
8.2 設計への指針	140
8.3 8章の結言	142
第9章 結論	
9.1 本研究で得られた結果のまとめ	144

9.2 今後の課題	147
参考文献	149
本研究に関する発表・論文	166
謝辞	169

Nomenclature:

第2章～5章

- θ : スカーフ角
 $2t_n$: 接着層厚さ
 w : 被着体幅
 $2l$: 接着長さ
 $2t_l$: 被着体厚さ
 E_1 : 縦弾性係数；上部被着体
 ν_1 : ポワソン比；上部被着体
 E_2 : 縦弾性係数；下部被着体（異種）/接着剤（同種）
 ν_2 : ポワソン比；下部被着体（異種）/接着剤（同種）
 E_3 : 縦弾性係数；接着剤（異種）
 ν_3 : ポワソン比；接着剤（異種）
 σ_0 : 上部被着体上端部の線形分布の応力
 σ_l : 最大主応力
 s : 接着層上の距離
 ε_y : ひずみ
 M : 曲げモーメント

第7～8章

- θ : スカーフ角
 t_n : 接着層厚さ
 w : 被着体幅
 l : 接着長さ
 b_l : バンド接着長さ
 t : 被着体厚さ
 N : バンド接着数
 E_1 : 縦弾性係数；上部被着体
 ν_1 : ポワソン比；上部被着体
 E_2 : 縦弾性係数；下部被着体（異種）/接着剤（同種）
 ν_2 : ポワソン比；下部被着体（異種）/接着剤（同種）
 E_3 : 縦弾性係数；接着剤（異種）
 ν_3 : ポワソン比；接着剤（異種）
 σ_0 : 上部被着体上端部の線形分布の応力

σ_l : 最大主応力

s : 接着層上の距離

ϵ_y : ひずみ

M : 曲げモーメント

第1章 緒論

1.1 緒言

機械構造物には様々な接合方法が使用されている。ボルトやリベットなどの締結体による機械的接合，溶接などの熱処理による接合にくわえて，近年の高分子材料の高機能化・高性能化に伴い接着剤を用いた接着接合が幅広い分野で用いられている。接着接合/継手は機械的接合に比べ，①穴あけにより生じる応力集中が避けられる，②電蝕がないので，異種材料の接合に適している，③構造物の部品数を低減することで軽量化が実現できる，④接着方法が簡単で，複雑な形状や薄い部品の接合が可能である，などの長所を持っている。そのため，接着接合/継手は自動車，鉄道，航空・宇宙産業などの機械構造物，電子デバイス，医療機器などをはじめ多くの産業で幅広く使われている。

しかしながら，接着接合/継手には継手強度のばらつきが大きいという問題もある。上手く接着されると十分な継手強度が得られるが，接着が不十分であると予想外の低強度になることもある。接着界面での接着状況の検査方法が確立されておらず，また接着界面の特異応力状態が十分把握できていないため，継手強度を正確に予測することが困難である。そのため，機械構造物においては，接着接合のみで構造物の主要部位に使用できず，二次的構造として補助的な役割に留まる場合が少なくない。従って，高い信頼性を確保するためには，接着継手の各基本形態に対して，接着界面応力分布を明らかにし，より精度の高い接着継手強度の推定法と設計方法を確立する必要がある。

以上のような状況にもとづき，従来より多くの接着継手に関する研究がなされているが，本章では，従来の研究の展望を整理し，問題点を明らかにして，本論文の目的と意義を述べる。

1.2 従来の研究の展望

接着継手に関する研究は数多く行われており，継手形状と荷重形態により分類できる。図 1.1 は基本的継手形状を示す。基本的な継手形状としては，突合せ接着継手，重ね合わせ接着継手，スカーフ接着継手及び段付き接着継手があり，これら種々の形状の継手と他の接合方法を併用した併用接着継手もある。各々の継手の形態に対し，被着体が有限長帯板，円柱，および円筒などの各形状について様々な研究が行われている。継手に作用する荷重形態としては，静的荷重，衝撃的荷重，繰り返し（疲労）荷重，および熱的荷重が挙げられ，それぞれに荷重の基本形態として引張荷重，曲げモーメント，ねじり，および引裂荷重等が作用する場合がある(図 1.2)。また接着層の応力特性改善のため，接着層内に充てん物を有する継手も研究されている。Kinloch⁽¹⁾による成書をはじめいくつかの書籍も出版され，国内では接着便覧⁽²⁾も出版されている。

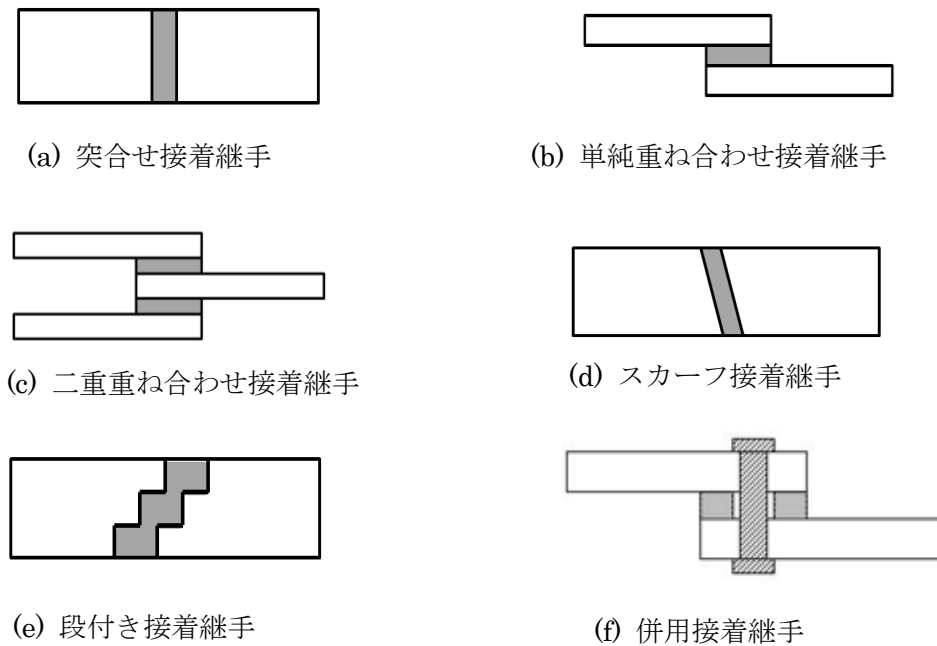


図 1.1 基本的な継手形状

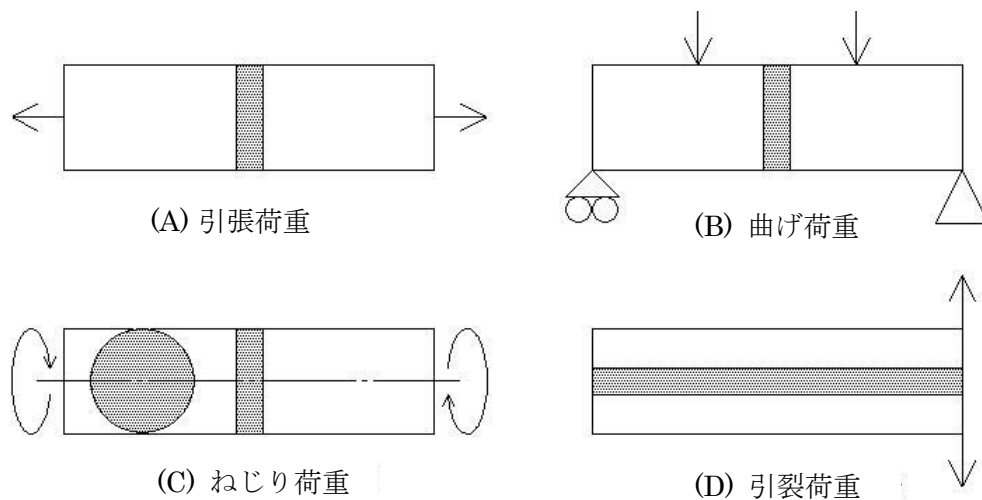


図 1.2 基本的な荷重形態

1.2.1 突合せ接着継手に関する研究

従来より数多くの突合せ接着継手に関する研究がなされている。

Alwar ら⁽³⁾は、円柱被着体の突合せ接着継手に引張荷重が作用する場合の有限要素法 (FEM) 解析を行い、接着界面応力分布を明らかにし、界面端部で特異性が発生することを示している。また Adams ら^(4,5)は突合せ接着継手に引張荷重および引裂荷重が作用する場合の有限要素法 (FEM) 解析を行い、接着界面応力分布を明らかにしている。

杉林ら⁽⁶⁻⁸⁾は円筒突合せ試験片を用いての強度設計法に関する研究を行っている。

今中ら⁽⁹⁾は実験的手法により、チオコール変性とゴム変性の2種類の接着剤による薄肉鋼板被着体の突合せ接着継手に引張荷重が作用する場合の継手の破壊挙動を観察し特徴を示している。また今中ら⁽¹⁰⁾は薄肉円筒突合せ接着継手にねじりせん断荷重が作用する場合の被着体表面粗さが継手強度に与える影響について明らかにしている。

沢ら^(13, 15, 16)は、軸対称三次元弾性論を用いて有限長円柱被着体の突合せ接着継手の接着界面応力分布を厳密に解析する方法を示し、被着体と接着層の縦弾性係数比、接着層厚さなどが接着界面応力分布に及ぼす影響を明らかにしている。

沢ら^(12, 28, 29, 38)は、被着体が有限長帯板の場合、二次元弾性論を用いて弾性二体（同種材料被着体）及び三体（異種材料被着体）弾性接触問題として、静的引張荷重⁽¹²⁾、曲げモーメント^(28, 29)及び引裂荷重⁽³⁸⁾が作用する場合の接着界面応力分布を厳密に解析する方法を示し、被着体の縦弾性係数と接着層のそれとの比、および接着層厚さなどが接着界面応力分布に及ぼす影響を示し、実験によりその妥当性を示している。

天摩ら^(18, 31, 33)は接着面の全域で接着する従来の接着方法から、接着面を部分的に接着する有限長帯板の突合せバンド接着継手に静的引張荷重⁽¹⁸⁾や静的曲げモーメント^(31, 33)が作用する場合の継手の接着界面応力分布を二次元弾性論（平面ひずみ）を用いて厳密に解析し、特性を明らかにしている。接着層縦弾性係数と厚さ、接着領域数及び位置および荷重分布が接着界面応力分布に及ぼす影響を明らかにしている。また天摩ら⁽¹⁹⁾は、引張荷重を受ける、未接着部分あるいはだれ部分を有する同種中実円柱の突合せ接着継手について、軸対称三次元弾性論を用いて解析している。未接着部分を有する場合の継手の強度は大きく低下し、だれ部分を有する場合の継手の強度は増すことを示している。部分的に接着するバンド接着された突合せ接着継手に関しては、静的引張荷重⁽²¹⁾、引裂荷重⁽⁴⁰⁾を受ける場合の二次元応力解析を弾性論に基づいて沢らが行い、バンド領域の各端部で特異性が発生することを示しているが、継手強度は全面接着された継手に対して同程度になるバンド接着継手が存在することも示している。

衝撃的荷重を受ける突合せ接着継手に関しては、有限要素法による応力解析の研究が見られる。佐藤ら⁽⁴⁴⁾は、円柱突合せ接着継手の衝撃破断強度に及ぼす応力波形状の影響を検討し、応力波が継手強度にあまり影響しないことを明らかにしている。樋口ら^(41, 42)は、衝撃引張荷重⁽⁴¹⁾や衝撃曲げモーメント⁽⁴²⁾を受ける突合せ接着継手の三次元有限要素法解析を行い、T型突合せ継手の場合に接着層縦弾性係数や厚さが接着界面の最大主応力分布に及ぼす影響を明らかにしている。

沢ら⁽⁵⁰⁾は、衝撃引張荷重を受ける中空円筒突合せ接着継手の接着界面応力分布を三次元FEM解析により明らかにし、接着層と被着体の縦弾性係数比や接着層厚さの影響を示している。また弾塑性解析により継手強度を予測し、実験によりその妥当性を検証している。

Reedyら^(24, 25)は、突合せ接着継手の角部と特異性に関して研究し、さらに残留応力が継手強度に及ぼす影響も研究している。Soeら⁽²⁷⁾は、突合せ接着継手の角部と特異性に関して研

究し、引張り、曲げおよびせん断強度に関しても調べている。

接着層内に充てん物や欠陥を有する接着継手についてもいくつかの研究がなされている。天摩ら^(20,32)は、接着層内に円形剛体充てん物を有する突合せ接着継手に引張荷重⁽¹⁸⁾や曲げモーメント⁽³²⁾を受ける場合の接着界面応力分布を二次元弾性論を用いて明らかにしている。充てん物添加により、接着界面の最大主応力が低下する場合と増大する場合がある。また充てん物の大きさ、位置、数が接着界面端部および充てん物周縁の応力集中に及ぼす影響を明らかにし、充てん物が欠陥となる場合もあることを示している。

沢ら^(23,26,34,39)は接着層内に円形剛性充てん物また、円形弾性充てん物を有する突合せ接着継手に引張荷重^(23,26)や曲げモーメント⁽³⁴⁾、引裂荷重⁽³⁹⁾が作用する場合の接着界面応力分布を二次元弾性論により明らかにしている。仲野ら⁽¹⁴⁾、天摩ら⁽³⁰⁾は層内に円孔欠陥を有する突合せ接着継手の引張荷重あるいは曲げモーメントが作用する場合の応力集中と破壊の起こり方、また円孔の大きさ、位置の影響を示している。

突合せ接着継手の熱応力解析については、仲野ら^(53,54)、中川ら⁽⁵⁵⁻⁶²⁾、勝尾ら^(63,64)により研究がなされ、諸因子が接着界面の熱応力分布に及ぼす影響が調べられている。

突合せ接着継手に繰り返し荷重が作用する疲労に関する場合については、今中ら⁽⁶⁵⁻⁶⁸⁾の実験による研究があり、層内の気泡や未接着部の影響なども調べられている。

最近になり Orchesner ら^(69,70)が突合せ接着試験片を用いた接着層の特性評価も行っている。

1.2.2 単純重ね合わせ接着継手に関する研究

単純重ね合わせ接着継手はその単純な形状から、最も多用されている継手のひとつであり、国内はじめ海外でも多くの研究がなされている。この継手の研究の端緒は Volkersen⁽⁷¹⁾による簡単なモデル化によるせん断応力の解析である。その後世界で多くの研究がなされている。

杉林ら^(72,73)は、単純重ね合わせ継手について、被着体厚さと長さ、接着層厚さが変形と強度に与える影響を FEM 解析により推定し、実験により検証している。同時にバンド接着継手⁽⁷³⁾に関しても、テーパ長さとオーバーラップ長さが継手の強度にほとんど影響しないことを明らかにしている。熊野ら⁽⁸¹⁾は、非対称形状の単純重ね継手の応力解析を行い、上下被着体の板厚・材料が異なる両端固定支持された単純重ね継手に引張荷重が作用した場合の接着界面応力分布を明らかにしている。せん断応力および引張応力とも剛性の低い被着体に荷重を加えている側の端で最大応力が生じる。接着層の最大応力に対する被着体の板厚および縦弾性係数の影響を調べている。

仲野ら^(90,91)は、軸力を受ける異種材料中空軸重ね合わせ接着継手の応力解析を弾性三体問題として軸対称弾性論により厳密に分析している。また、中空軸と接着層の縦弾性係数の比、接着層厚さなどが接着界面応力分布に及ぼす影響を示している。沢ら⁽⁹²⁻⁹⁴⁾は、引張せん断荷重^(92,93)と曲げモーメント⁽⁹⁴⁾を受ける単純重ね合わせ継手を二次元 FEM により、継

手内部の応力分布を厳密に解析し、実験で検証している。

佐藤ら^(97,98)は、単純重ね合わせ継手の衝撃負荷における応力解析を FEM により行い、実験により解析の妥当性を検証している。但し、応力集中点で強度評価を行うと強度を過小評価してしまう傾向があること、また単純重ね合わせ継手の場合、重ね合わせ長さを大きくしても衝撃強度は向上しないことを示している。

樋口ら⁽⁹⁹⁻¹⁰¹⁾は、基本的な衝撃荷重が作用する場合の単純重ね合わせ継手の挙動について報告している。準静的衝突の衝撃引張荷重⁽⁹⁹⁾が作用するときの継手内部の応力分布の時間変化を三次元 FEM 解析し、様々な因子が接着界面応力分布に及ぼす影響を明らかにしている。

熱的負荷が作用する重ね合わせ接着継手に関しては、勝尾ら⁽¹¹³⁾が、内圧および一様温度変化を受ける接着円管の応力解析と強度評価について報告している。

1.2.3 スカーフ接着継手に関する研究

この継手に関する研究の初期は、Lubkin⁽¹³⁶⁾のスカーフ角が接着界面の角部に発生する特異応力の解明に始まっている。その後 NASA での Hart-Smith の研究⁽¹³⁸⁾、Erdogan⁽¹³⁷⁾、Wah⁽¹³⁹⁾の研究へと引き続いている。スカーフ接着継手は突合せ接着継手に対してスカーフ角を変化させることにより Lubkin の研究で明らかにされた特異応力が消失する可能性があると考えられ、さらには接着面積が増大すると考えられ多くの研究がなされている。特に複合材料の接合にスカーフ接着継手が多用されてこの研究⁽¹⁴⁰⁻¹⁴⁵⁾が多くなされている。

鈴木⁽¹²²⁾は、鋼のスカーフおよびバット接着継手の三次元弾性 FEM を行い、接着層においては自由端から厚さの数倍内側へ入った点までを除く大部分では平面ひずみ状態でしかも一定応力であり、三次元 FEM 計算により求めることができることを示している。また、鈴木⁽¹²⁴⁾は、脆性接着剤を用いた場合の鋼のスカーフおよびバット接着継手の引張破壊強度を調べた。接着層自由端に 0.035mm の境界層厚さ δ を考慮することにより実験結果を定量的に説明している。継手の接着層の破壊は最大主応力条件に従って起こることを明らかにしている。

京極ら^(126, 127)は、同種金属被着体⁽¹²⁶⁾と異種金属被着体⁽¹²⁷⁾のスカーフ接着継手に引張荷重が作用する場合の継手の変形と強度を FEM 計算と実験の両面から明らかにし、強度予測の妥当性を検証している。

松尾ら^(128, 129)、竹下ら⁽¹³⁰⁾は、ガラス繊維強化プラスチック (GFRP) と金属の被着体のスカーフ接着継手に基本的荷重が作用する場合の応力分布を有限要素法により明らかにしている。また実験により強度予測を検証している。

樋口ら⁽¹³²⁾は、衝撃引張荷重を受ける同種材料被着体のスカーフ接着継手の接着界面の応力伝播および応力分布を三次元 FEM により解析し、スカーフ角、接着層厚さ、縦弾性係数比の影響を明らかにしている。また樋口ら⁽¹³³⁾は、衝撃曲げモーメントが作用する場合も同様に三次元 FEM で解析し明らかにしている。

スカーフ接着継手に関する研究は、突合せ、重ね合わせなどの使用頻度の高い継手に比べて数が少なく、いくつかの研究は三次元 FEM 解析を用いているものの、いまだその数は少ない。また接着の利点である異種材料を使った被着体についてもさらなる研究が望まれる。引張荷重を受ける場合に関する研究が多く、曲げモーメントに関する研究の数も少ないのが現状である。さらに従来の多くの研究が接着長さ一定の場合を想定している。しかし実際は被着体幅が一定の場合も多々あり、このような継手に関しての研究も必要であろう。

中川ら⁽¹³⁴⁾は、一連の熱的負荷を受ける場合の研究をスカーフ接着継手についても行っており、一様温度変化を受ける継手の熱応力解析についての報告がある。また、今井ら⁽¹³⁵⁾は、繰返し荷重を受けるスカーフ接着継手の接着層の損傷挙動について報告している。

スカーフ接着継手に関する多くの応力解析に関する研究は二次元解析が主流であったが、最近になり三次元解析もいくつかなされるようになってきている⁽¹⁴⁵⁻¹⁵⁶⁾。しかし未だ接着界面応力の十分な解明がなされていないようである。

1.2.4 段付き重ね合わせ接着継手に関する研究

段付き重ね合わせ接着継手についての研究は、突合せ・重ね合わせ継手に比べて少ない。従来は段付き被着体の製作が困難であったため、航空機などの一部特殊な分野で使用されているようである。しかし最近のワイヤーカット加工の普及に伴いこの段付き接着継手も使用の拡大が期待される状況である。

森ら⁽¹⁵⁸⁻¹⁶¹⁾が、静的引張せん断負荷を受ける場合について、重ね合わせ段数、縦弾性係数等が継手強度に及ぼす影響を調べ、強度予測の妥当性を実験で検証している。

また、市川ら⁽¹⁵⁷⁾は、静的引張荷重を受ける段付き重ね合わせ継手の接着界面における応力分布を三次元 FEM 解析し、縦弾性係数、接着層厚さ、重ね合わせ段数、スカーフ角が接着界面応力分布に及ぼす影響を明らかにしている。三次元 FEM 結果を実験により検証している。答島ら⁽¹⁶²⁾は静的引張荷重を受ける中実円柱段付き重ね合わせ接着継手の応力解析と強度推定を三次元 FEM により行い、実験により検証している。

1.2.5 併用接着継手に関する研究

接着と機械的接合との併用継手の基本的考え方は、接着部分が先に破壊しても他の継手要素で荷重を負担するフェイルセーフの考え方と、2つの継手要素（接着および他の要素）に荷重を分担させて効率的に荷重に抵抗する考え方である。古くはドイツの橋梁に接着とボルト併用継手が使われたのがはじめであると言われている。

沢ら^(163,164)、米野ら⁽¹⁶⁵⁻¹⁶⁷⁾、山口ら^(171,172)、勝尾ら⁽¹⁷³⁾により、ボルト締結体との併用継手に関する様々な研究がなされ、森ら⁽¹⁷⁴⁾により、スポット溶接継ぎ手との併用継手に関する報告がされている。多くの研究により併用継手の利点が示されている。

以上のように、静的・衝撃負荷を受ける同種および異種材料被着体の接着継手に関し、多様な検討がなされている。主要な形態の接着継手（突合せ、重ね合わせ、スカーフ、段付き等）についてのこれまでの研究から、界面応力分布と影響因子、継手強度についての解明が進み、機械構造物への応用に際しての設計方法の確立に向けて更なる検討がなされているところであると推測される。

1.3 従来の研究の問題点

従来より、突合せおよび重ね合わせ接着継手については、世界的に数多くの研究がなされている。しかし、その他の接着継手について十分な研究がなされていないようである。特にスカーフ接着継手に関する研究は段付き接着継手と並んで、突き合せ接着継手および重ね合わせ接着継手の研究に比べて少ないようである。今後のスカーフ接着継手の利用の拡大から問題点を列挙すると以下となる。

- 1) スカーフ接着継手は突合せ接着継手に比べて接着面積を大きくとれること、また突合せ接着継手の界面端部で生じる特異応力を、スカーフ角を変えることにより低減あるいは消失できる可能性のある継手と考えられている。スカーフ角を小さくとり、接着長さを大きくすることにより継手強度が向上すると考えられてきたが、接着界面端部での特異応力を考慮しても強度が向上するのかを検証し、最適スカーフ角やその他の特性が及ぼす影響を調べる必要がある。このための研究はいまだ十分ではない。
- 2) 接着界面の応力解析を二次元解析で行っている研究が多く、三次元 FEM 解析で接着界面応力分布を明らかにしたものはそれほど多くない。二次元解析では特異応力が消失するスカーフ角が存在するが、実用上の観点からは、継手の応力は三次元問題である。このため三次元応力状態での接着界面応力分布をより正確に調べる必要がある。
- 3) 従来のほとんどのスカーフ接着継手に関する研究は接着長さを一定とし、スカーフ角の変化にともなって被着体幅を変化させている。実際の機械構造物では被着体寸法、特に被着体幅が与えられている場合が多いため、被着体幅一定の場合に、スカーフ角が接着界面応力分布に及ぼす影響はこれまで十分解明されていない。このため接着長さ一定のスカーフ接着継手と被着体幅一定の継手の間の特性の差異を調べる必要がある。
- 4) スカーフ接着継手に引張荷重が作用する場合の研究は、従来よりいくつかなされているが、曲げモーメントが作用する場合の研究は数少ない。引張荷重以外の異なる荷重形態の荷重（例えば曲げモーメント）が作用する場合の接着界面応力分布を明らかにする必要がある。すなわち荷重形態によりスカーフ接着継手の応力特性に差異が生じるかを調べる必要がある。
- 5) 従来の研究の多くは同種材料被着体における接着界面応力分布を調べる研究が多く

なされている。しかし接着継手の利点は、異種材料被着体の使用であり、異種材料被着体の場合の応力特性、強度についてもより十分に明らかにする必要がある。

- 6) 従来より、接着長さの長い被着体の接着に関し、接着面全域で接着する方法に対して部分的に接着するバンド接着継手が経験的に用いられている。突合せバンド接着継手では静的荷重分布に対応して、適正なバンド接着位置および接着長さをとることにより、接着界面全域で接着する場合と同等の効果が得られることが知られている。バンド接着されたスカーフ接着継手は、突合せバンド接着継手に比べて接着界面での応力をより均一に分布させると同時に、外荷重に対して効率的に抵抗できると推測されるが、これまでバンド接着されたスカーフ接着継手の応力分布と強度に関する研究はなされていない。今後バンド接着がより多く用いられることが予想されるため、バンド接着されたスカーフ接着継手の特性を把握するための研究も必要である。

1.4 本研究の目的

1.3 では従来の研究の展望の結果により、従来の研究の問題点を列挙している。本論文では、従来の研究の展望と問題点に基づき、今後の利用が期待される継手のひとつであるスカーフ接着継手の特性と強度および設計指針を明らかにすることを目的とする。

三次元有限要素法解析により、いくつかの条件下でのスカーフ接着界面応力分布を明らかにし、スカーフ接着継手強度の推定を行い、実験結果と比較し、強度推定法の妥当性を検証する。以下に本論文の行うべき主たる目的を示す。

- 1) 静的引張荷重を受ける同種材料被着体スカーフ接着継手を二次元および三次元有限要素法により解析し、いくつかの因子が接着界面応力分布に及ぼす影響を調べること、および継手強度推定を行う。具体的には、スカーフ角、接着剤の縦弾性係数、接着層厚さが接着界面応力分布に及ぼす影響を明らかにする。二次元有限要素法解析結果と三次元有限要素法解析結果による接着界面応力分布の差異を明確にする。
- 2) 静的引張荷重を受ける異種材料被着体スカーフ接着継手を二次元および三次元有限要素法により解析し、スカーフ角、接着剤の縦弾性係数、接着層厚さが接着界面応力分布に及ぼす影響を明らかにする。さらに継手強度推定を行い、実験により推定の妥当性を検証する。特に異種材料被着体の差異が、接着界面応力分布に及ぼす影響と継手強度に及ぼす影響を明らかにする。
- 3) 荷重形態の影響を検討するため、静的引張荷重の他に静的曲げモーメントを受ける同種材料被着体スカーフ接着継手を二次元および三次元有限要素法により解析し、接着界面応力分布に及ぼす諸因子の影響を明らかにする。さらに継手強度推定を行う。引張荷重作用と曲げモーメント作用の差異が、接着界面応力特性に及ぼす影響を明らかにする。
- 4) 静的曲げモーメントを受ける異種材料被着体スカーフ接着継手を二次元および三次

元有限要素法により解析し、接着界面応力分布に及ぼす諸因子の影響を調べ、さらに継手強度推定を行う。実験により計算の妥当性も検証する。

- 5) 静的引張荷重および静的曲げモーメントを受ける場合の、スカーフ接着継手の接着長さを一定とした場合と、被着体幅一定の場合の、接着界面応力分布および継手強度の差異を明らかにする。従来のほとんどの研究は接着長さを一定とし、スカーフ角の変化にともなって被着体幅を変化させている。実際の機械構造物では被着体寸法、特に被着体幅が与えられている場合が多いため、被着体幅一定の場合に、スカーフ角が接着界面応力分布に及ぼす影響を明らかにする。
- 6) 静的引張荷重および曲げモーメントを受けるバンド接着されたスカーフ接着継手の三次元有限要素応力解析を行い接着界面応力分布に及ぼす諸因子の影響を調べる。さらに継手強度推定を行う。曲げモーメントを線形の応力分布の場合と部分的な応力分布の場合に、スカーフ角、異種材料被着体縦弾性係数比、接着層縦弾性係数および厚さ、接着領域数、接着長さ等が接着界面応力分布に及ぼす影響を明らかにし、スカーフ接着継手におけるバンド接着の利点を明らかにする。
- 7) 静的引張荷重、静的曲げモーメントを受ける、スカーフ接着継手およびバンド接着されたスカーフ接着継手に関して、ひずみに関する実験を行い、解析結果と比較し、計算結果の妥当性を検討する。
- 8) スカーフ接着継手強度に関する実験を行い、継手強度推定と比較し、強度推定法について検証し、また強度を向上するための設計指針を検討し、提案する。

1.5 本論文の構成

第1章「緒論」で、従来の研究を展望し、その問題点を述べている。1.4で示した目的を達成するために、以下に示す章構成により研究を遂行する。以下に各章の構成を述べる。

第2章「静的引張荷重を受ける同種材料被着体スカーフ接着継手の三次元有限要素法解析と強度推定」では、スカーフ接着継手に静的引張荷重が作用する場合の接着層の応力分布を、有限要素法を用いて検討する。スカーフ角、被着体と接着剤の縦弾性係数比、接着層の厚さが接着界面の応力分布に及ぼす影響を調べる。さらに、継手強度を推定する。ひずみ及び継手強度の測定実験により、FEM解析結果の妥当性を検証する。

第3章「静的引張荷重を受ける異種材料被着体スカーフ接着継手の三次元有限要素法解析と強度推定」では、異種材料被着体の場合を検討する。スカーフ角、被着体と接着剤の縦弾性係数比、被着体同士の縦弾性係数比、接着層の厚さ、が接着界面の応力分布に及ぼす影響を有限要素法解析により調べる。同種材料被着体と異種材料被着体の差異を比較する。さらに、三次元弾塑性有限要素法解析に基づき継手強度を推定する。また、ひずみ及び継手強度の測定実験により、FEM解析結果の妥当性を確認する。

第4章「静的曲げモーメントを受ける同種材料被着体スカーフ接着継手の三次元有限要素法解析と強度推定」では、被着体が同種材料のスカーフ接着継手に静的曲げモーメント

が作用する場合の接着層の応力分布を、有限要素法 (FEM) を用いて検討する。スカーフ角、被着体と接着剤の縦弾性係数比、接着層の厚さが接着界面の応力分布に及ぼす影響を調べる。また、引張荷重が作用する場合と曲げモーメントが作用する場合の差異を調べる。さらに、ひずみの測定実験により、FEM 解析結果の妥当性を確認する。

第 5 章「静的曲げモーメントを受ける異種材料被着体スカーフ接着継手の三次元有限要素法解析と強度推定」では、異種材料被着体の場合を検討する。スカーフ角、被着体と接着剤の縦弾性係数比、被着体同士の縦弾性係数比、接着層の厚さが接着界面の応力分布に及ぼす影響を有限要素法解析により調べる。同種材料被着体と異種材料被着体の差異、引張荷重が作用する場合と曲げモーメントが作用する場合との比較をする。さらに、三次元弾塑性有限要素法 (FEM) 解析に基づき継手強度を推定する。また、ひずみ及び継手強度の測定実験により、FEM 解析結果の妥当性を確認する。

第 6 章「静的引張荷重を受けるバンド接着されたスカーフ接着継手の三次元有限要素法解析と強度推定」では、全域に対して部分的に接着するバンド接着されたスカーフ接着継手に、静的引張荷重が作用する場合の接着層の応力応答及び応力分布を FEM 解析を用いて検討する。スカーフ角、被着体と接着剤の縦弾性係数比、被着体同士の縦弾性係数比、バンド接着数、接着層の厚さが接着界面応力分布に及ぼす影響を調べる。また、全域的な接着とバンド接着の接着継手の応力特性を比較し、バンド接着の利点を明らかにする。

第 7 章「静的曲げモーメントを受けるバンド接着されたスカーフ接着継手の三次元有限要素法解析と強度推定」では、全域に対して部分的に接着するバンド接着されたスカーフ接着継手に、静的曲げモーメントが作用する場合の接着層の応力応答及び応力分布を FEM 解析を用いて検討する。スカーフ角、被着体と接着剤の縦弾性係数比、被着体同士の縦弾性係数比、バンド接着数、接着層の厚さが接着界面応力分布に及ぼす影響を調べる。また、全域的な接着とバンド接着の接着継手の応力特性を比較し、バンド接着の利点を明らかにする。

第 8 章「設計への指針」では、本研究に基づき、スカーフ接着継手の設計指針を示し、実用への試案を提示する。

第 9 章「結論」では、本研究で得られた結果を総括する。スカーフ接着継手に関し、有限要素法による応力解析と実験により明らかとなった結果と考察を述べ、今後検討すべき問題点について述べる。

1.6 結言

本章では、従来の研究を展望してその問題点を示した。さらにそれらを踏まえて、本研究の目的を示している。まとめると以下の通りである。

- 1) 従来の基本的形態の接着継手に関する研究を展望し、問題点を明らかにした。突合せおよび重ね合わせ接着継手に比べ、スカーフ接着継手に関する研究は少ないが、今後の更なる実用化のために応力と強度の評価を行い、設計指針を示す必要がある。

- 2) より正確な接着界面応力分布把握のため、三次元有限要素法解析を用いた解析を行う必要がある。
- 3) 比較的多くの研究がなされている引張荷重以外の荷重形態において検討が必要であり、曲げモーメントが作用する場合についても検討を行う。
- 4) 同種材料被着体と異種材料被着体の場合の差異を明確にする。いくつかの因子が界面応力分布などの特性に及ぼす影響を明らかにし、その結果、最適設計の指針を確立する。
- 5) バンド接着継手が経験的に用いられているが、その応力分布と継手強度についての研究はなされていない。バンド接着の利点を明らかにする必要がある。
以上の目的を達成するための本論文での章構成を示している。すなわち、以下である。

第1章：緒論

第2章：静的引張荷重を受ける同種材料被着体スカーフ接着継手の三次元有限要素法解析と強度推定

第3章：静的引張荷重を受ける異種材料被着体スカーフ接着継手の三次元有限要素法解析と強度推定

第4章：静的曲げモーメントを受ける同種材料被着体スカーフ接着継手の三次元有限要素法解析と強度推定

第5章：静的曲げモーメントを受ける異種材料被着体スカーフ接着継手の三次元有限要素法解析と強度推定

第6章：静的引張荷重を受けるバンド接着されたスカーフ接着継手の三次元有限要素法解析と強度推定

第7章：静的曲げモーメントを受けるバンド接着されたスカーフ接着継手の三次元有限要素法解析と強度推定

第8章：設計への指針

第9章：結論

第2章 静的引張荷重を受ける同種材料被着体スカーフ接着継手の三次元有限要素法解析と強度推定

2.1. 緒言

接着剤の性能向上に伴って、接着継手が機械構造物、自動車、航空機産業、電子デバイスおよび医療産業など多くの産業分野で幅広く使われるようになってきている。接着継手は異種材料被着体の接合が容易である利点を有している半面、接着継手は強度のばらつきが大きく、機械などの主要部分に使われにくいのが現状である。すなわち上手く接着されるとそれなりの継手強度がえられるが、上手く接着できないと予想外に小さい強度しか得られないことが起こる。超音波技術などによる接着界面が十分接合されていることを確認できる検査方法が十分確立されていないことも原因であるが、接着界面での応力状態の把握が十分ではなく、接着界面応力状態から継手強度をより正確に予測するのが困難な状況である。このため接着継手の接着界面応力分布、とりわけ接着界面端部で発生する特異応力の把握とより精度の高い継手強度推定法の確立が必要と考えられている。

従来接着継手の基本形態である、突合せ接着継手⁽³⁻⁷⁰⁾、重ね合せ接着継手⁽⁷¹⁻¹²⁰⁾、スカーフ接着継手⁽¹²¹⁻¹⁵⁶⁾および段付き接着継手⁽¹⁵⁷⁻¹⁶²⁾に対する応力分布および強度に関してもいくつか研究がなされてきている。スカーフ接着継手は突合わせ接着継手に比べて接着面積を大きくとれること、および突合せ接着継手の界面端部で生じる特異応力を、スカーフ角を変えることにより消失させることができる可能性のある接着継手と考えられている。古くからスカーフ角をより小さくとることにより、接着長さがより大きくなり継手強度が向上すると考えられてきているが、接着界面端部に発生する特異応力の観点からより最適なスカーフ角の検討も必要である。スカーフ接着継手の強度向上のためにスカーフ角、接着層の縦弾性係数および接着層厚さなどが接着界面応力分布に及ぼす影響を調べる必要がある。

Suzuki⁽¹²²⁾は引張荷重を受けるスカーフ接着継手に関する研究を行い、二次元有限要素法解析ではスカーフ角約 52° で特異応力が消失することを示している。三次元有限要素法 (FEM) 解析によりスカーフ接着継手の接着界面応力分布も調べているが、メッシュサイズの影響の検討が必要と思える。He ら⁽¹⁴⁹⁾により三次元 FEM 応力解析により、スカーフ接着継手の接着界面応力分布、特に接着界面端部で発生する特異応力に関して研究がなされ、三次元 FEM 解析ではスカーフ角約 60° で継手強度が最大になると推定している。しかし継手強度の FEM 推定結果と実験結果との差異がやや大きく、FEM メッシュ分割に問題があるようである。

さらに従来のスカーフ接着継手に関する多くの研究はスカーフ角が変化する時に接着長さを一定とする接着継手を研究対象としており、このためスカーフ角の変化により被着体の幅が変えられている。機械構造物に使用する際には、被着体寸法、特に被着体幅が設計上与えられる場合が多い。このような場合にスカーフ角をどのように設定するかなど、接着長さ一定の場合の特性との差異を調べる必要がある。被着体幅一定とする場合の研究はあまりなされていないようであり、いまだ適切なスカーフ角を含めスカーフ接着継手の特性に関する知見が少ないのが現状である。さらに従来のスカーフ接着継手に関する研究は二次元応力に関する研究が主で、実際の使用に近い接着継手の三次元応力解析の観点からの研究は He ら⁽¹⁴⁹⁾、Chaudhuri ら⁽¹⁴⁷⁾、Chiu ら⁽¹⁵¹⁾ の研究の他はあまりなされていないようである。前述したように引張荷重を受けるスカーフ接着継手の二次元応力解析では特異性が消失するスカーフ角が知られているが^(122, 136)、三次元応力解析では特異応力を減少させる適切なスカーフ角に関する知見は得られていない。このためスカーフ接着継手に関しても三次元応力解析と二次元応力解析による接着界面応力分布の差異、接着長さ一定のスカーフ接着継手と被着体幅一定のスカーフ接着継手の応力分布および継手強度などの特性の差異を把握する必要がある。

本章では、同種材料被着体のスカーフ接着継手に引張荷重が作用する時の接着界面応力分布を二次元および三次元 FEM 応力解析を行い、接着界面応力分布の差異を明らかにすることを目的としている。特に被着体幅を一定とした場合の、スカーフ角が接着界面応力分布に及ぼす影響について検討し、従来の多くの研究に見られる接着長さ一定とした場合（被着体幅は変化）との接着界面応力分布と継手強度の差異について検討する。接着層の縦弾性係数、および接着層厚さが接着界面応力分布に及ぼす影響も調べる。三次元 FEM 計算の妥当性を示すためにひずみ測定実験を行い、三次元 FEM 結果と測定結果を比較する。使用する接着剤の応力-ひずみ線図を考慮した三次元弾塑性 FEM 応力解析により継手強度予測を接着長さ一定の場合と被着体幅一定の場合の両場合のスカーフ接着継手に対して行い、強度測定結果との比較検討を行う。

2.2.有限要素法 (FEM) 解析

Fig. 2.1 は静的引張荷重を受ける同種材料被着体のスカーフ接着継手の三次元 FEM 計算モデルを示す。図中に示す直角座標系 (x,y,z) と接着層に関する $(s-n)$ 座標系を用い、両座標原点を $O(\text{Fig. 2.1})$ とする。上部被着体と下部被着体の寸法と材料は同一である。スカーフ角を θ とし、両被着体の縦弾性係数を E_1 、ポアソン比を ν_1 、接着層のそれらを E_2 および ν_2 とする (Fig. 2.1)。被着体の幅を w および z 方向の被着体厚さを $2t_1$ とする。接着層長さを $2l$ および厚さを $2t_n$ とする。 $z=0$ に関する継手の対称性を考慮して、スカーフ接着継手の厚さの半分 (t_1) を計算対象とする。境界条件は、1) 下部被着体の下端面は x 方向および y 方向を拘束し、2) 上部被着体上端に一様分布引張応力 σ_0 を作用させる。本研究では 1) 従来通り接着長さ $2l$ を一定とする場合 (スカーフ角 θ の変化に対して被着体幅 w が変化)、2)

被着体幅 w を一定とする場合（接着長さ $2l$ が変化）、の 2 つの場合の被着体形状に関して検討する。

Fig. 2.2(a)は二次元 FEM 計算（平面ひずみ）における同種材料被着体のスカーフ接着継手に対する要素分割例を示す。使用した FEM コードは ANSYS である。本研究では Plane 182 要素を用い、全要素数と節点数は 3200 および 3321 としている。接着界面両端部近傍の最小要素寸法は $5 \times 5 \mu\text{m}$ としている。**Fig. 2.2(b)**は同種材料被着体のスカーフ接着継手の三次元 FEM 計算における要素分割例を示す。SOLID185 要素を用い全要素数と節点数は概ねそれぞれ 69741 および 64000 程度であり、接着界面両端部近傍の最小要素寸法は $5 \times 5 \times 5 \mu\text{m}$ としている。被着体材料は軟鋼（SS400, JIS）とし、接着剤はエポキシとしている。

なお有限要素法計算における最小要素寸法が接着界面応力分布に及ぼす影響を調べるため、最小要素寸法を 20, 10, 5, 及び $2.5 \mu\text{m}$ として、三次元有限要素法計算を行った。この結果、最小要素寸法が $5 \mu\text{m}$ の場合と $2.5 \mu\text{m}$ の場合との接着界面端部で発生する最大主応力の差異が最も小さかったことおよび一連の接着強度に関する研究で使用されている要素寸法を参考にすると、最小要素寸法が $5 \mu\text{m}$ が最適と判断した。

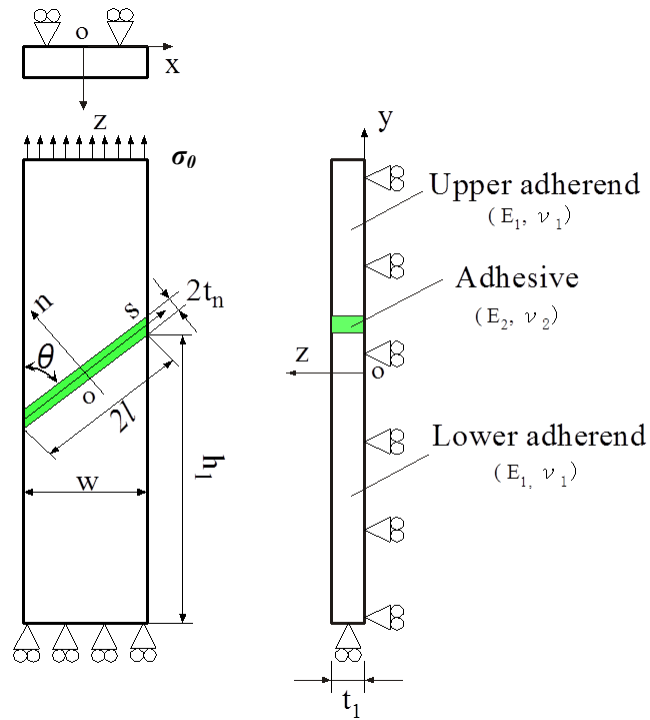


Fig.2.1 Model of scarf adhesive joint with similar adherends for 3-D FEM calculations

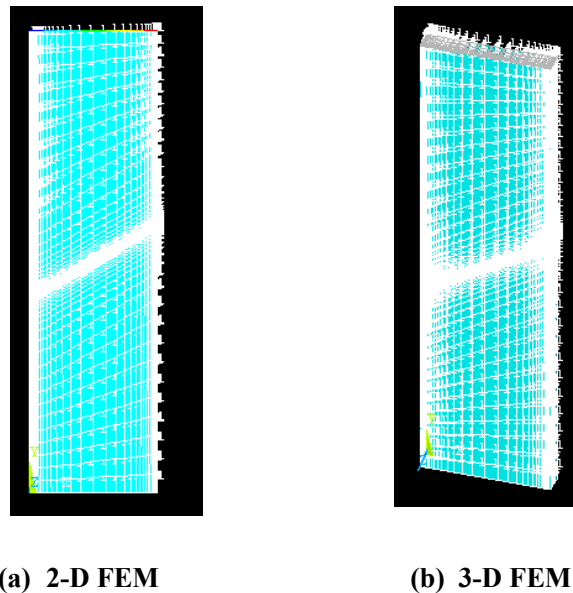


Fig. 2.2 Examples of mesh divisions of scarf adhesive joints in 2-D (a) and 3-D FEM calculations (b)

2.3.実験方法

Fig. 2.3 は静的引張荷重を受けるスカーフ接着継手内のひずみおよび継手強度測定実験で用いた試験片寸法の一例 ($2l$ が一定の場合のスカーフ角 $\theta=60^\circ$) を示す。接着層厚さ $2t_n$ は 0.1mm 、被着体厚さ $2t_l$ は 9mm とし、1) 接着長さ $2l$ が一定の場合には $2l=32\text{mm}$ している。2) 被着体幅 w 一定の場合には $w=32\text{mm}$ としている。**Table2.1** は接着長さ $2l$ を一定とするときの、スカーフ角 θ と被着体幅 w の関係を示す。 $\theta=30^\circ$ の場合には被着体幅 $w=16\text{mm}$ となる。**Table2.2** は w を一定とするときの、スカーフ角 θ と接着長さ $2l$ の関係を示す。被着体材料は軟鋼 (SS400, JIS) としている。2 枚の同種材料被着体をエポキシ接着剤 (SUMITOMO 3M 製, Scotch-Weld, 1838) で接合し、 60°C で 8 時間キュアリングした後ひずみ測定および継手強度測定実験を行う。なお **Fig. 2.4** に示すように、接着層厚さ $2t_n$ を治具を用いて 0.1mm 一定に保持している。

Fig. 2.5 は実験装置の概要を示す。材料試験機により圧縮荷重を治具に作用させ、継手には引張荷重が発生するようにしている。ひずみ測定実験では継手表面に接着層を含んだ 3 点にゲージ長さ 1mm のひずみゲージ (共和電業製, KFC-C1-11) を貼り付けている。作用荷重はロードセルにより測定する。ひずみゲージの出力は動ひずみ測定器を通してオシロスコープに記録している。さらに継手破断時荷重も測定している。

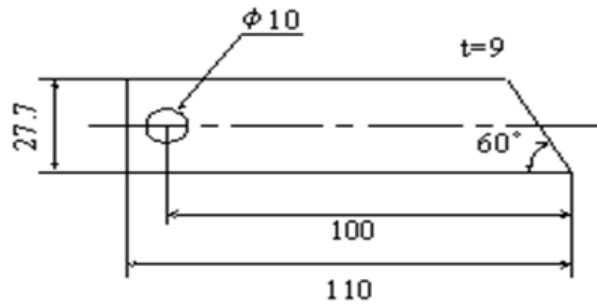


Fig.2.3 Dimensions of adherend specimens used in the experiments (the scarf angle is 60° in the case where the adhesive length is held constant)

Table 2.1 Relationship between width and scarf angle of the adherend specimens (case where the adhesive length $2l$ is held constant)

Scarf angle θ	Width (mm) w
30°	16.0
45°	22.6
52°	25.2
60°	27.7
90°	32.0

Table 2.2 Relationship between adhesive length and scarf angle of the adherend specimens (case where w is held constant)

Scarf angle θ	Adhesive length (mm) $2l$
30°	64.00
45°	45.25
52°	40.60
60°	36.95
90°	32.00

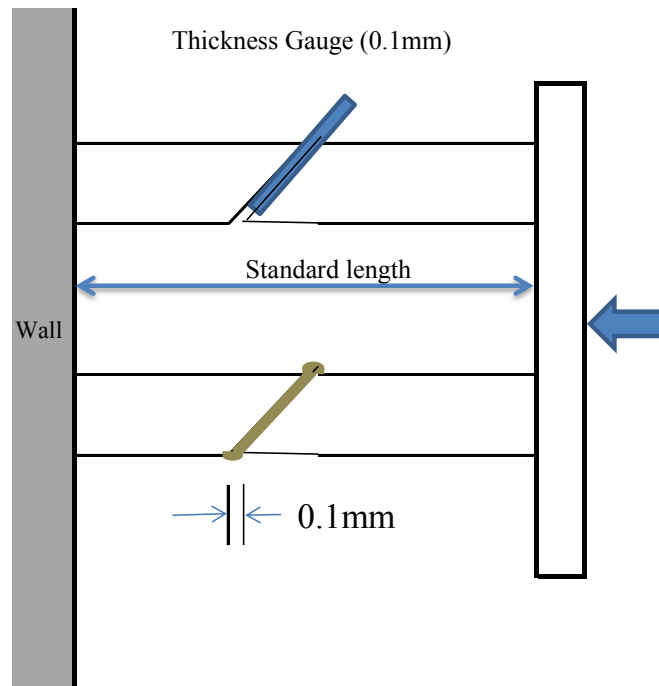


Fig. 2.4 Control of adhesive thickness using a thickness gauge

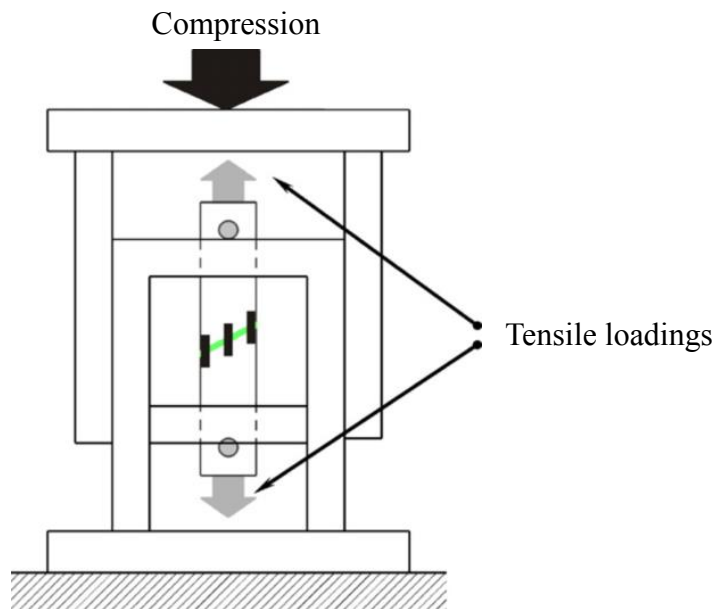


Fig. 2.5 Schematics of the experimental setup for measuring the strains and the joint strengths

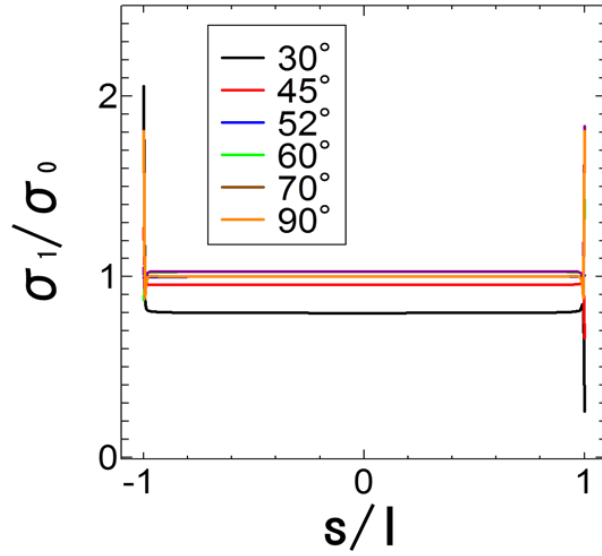
2.4.FEM 計算結果および実験結果との比較

2.4.1FEM 計算結果

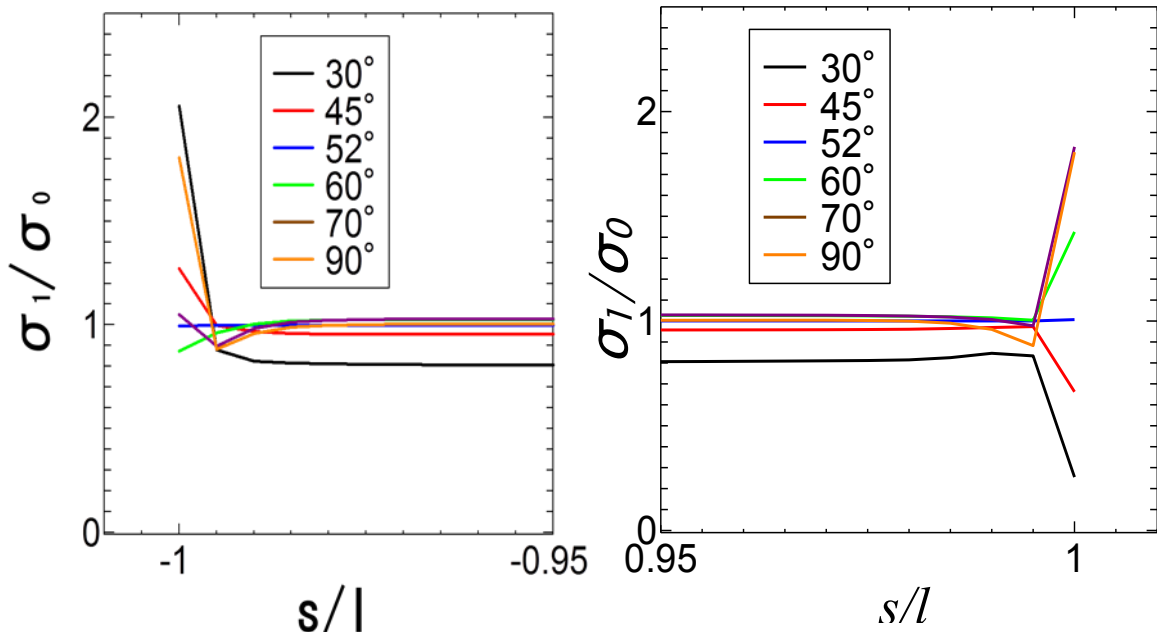
2.4.1.1 二次元 FEM 計算によるスカーフ角 θ が接着界面応力分布に及ぼす影響

本論文では強度が一番大きいとされている構造用エポキシ接着剤を用いている。エポキシ接着剤は脆性的であることが知られ、従来から強度評価にあたっては主に最大主応力が用いられている。このため本論文では、主に最大主応力 σ_l を用いて評価する。

Fig. 2.6 は被着体幅 w が一定の場合の二次元 FEM 計算によって得られた接着界面での無次元化された最大主応力分布 σ_l/σ_0 に及ぼすスカーフ角 θ ($\theta=30, 45, 52, 60, 70$, および 90°) の影響 (**Fig. 2.6(a)**) および両端部 ($s/l=-1.0$ および $s/l=1.0$) 近傍での無次元化された最大主応力分布 σ_l/σ_0 に及ぼすスカーフ角 θ の影響 (**Fig. 2.6(b)** および **(c)**) を示す。横軸は接着界面に沿った座標 s (**Fig. 2.1**) を接着長さの半分 l で割った値を、縦軸は無次元化された最大主応力分布 σ_l/σ_0 を示す。ここで σ_0 は上部被着体の上端面に作用する一様応力を表す。スカーフ角 θ が $\theta=52^\circ$ のとき両端部近傍で特異応力が消失していることが示されている。これは Lubkin の理論⁽¹³⁶⁾ から特異性消失の角度 θ が 51.86° となることが計算されるが、この結果と一致している。**Fig. 2.6(b)** の左端部 ($s/l=-1.0$) での特異性に関しては、スカーフ角 θ が 30° のときに無次元化された最大主応力の値が、 $\sigma_l/\sigma_0=2.054$, 90° (突合せ接着継手) のときに $\sigma_l/\sigma_0=1.806$, 45° のときに $\sigma_l/\sigma_0=1.271$, 70° では $\sigma_l/\sigma_0=1.050$, とさらに小さくなり、 52° では 0.994 , 60° では 0.874 と無次元化された最大主応力値が減少している。他方、**Fig. 2.6(c)** の右端部 ($s/l=1.0$) ではスカーフ角 θ が 90° (突合せ接着継手) の場合では σ_l/σ_0 の値は 1.806 (対称性) となり、スカーフ角 θ が 70° の場合の値は、 1.832 となり、 90° の場合の端部の特異応力より大きいことが示されている。さらにスカーフ角 $\theta=60^\circ$ の場合には、 $\sigma_l/\sigma_0=1.426$, となる。すなわちスカーフ角 θ が 60° と 70° の場合には左端部 ($s/l=-1.0$) より右端部 ($s/l=1.0$) で無次元化された最大主応力の値がより大きくなっている。スカーフ角 θ が 90° の場合には左右両端部で対称性から同じ値になっている。



(a) Interface stress distributions ($-1.0 \leq s/l \leq 1.0$)



(b) Near the left edge of upper interfaces ($s/l=-1.0$) (c) Near the right edge of upper interfaces ($s/l=1.0$)

Fig.2.6 Effect of the scarf angles on the stress distributions using 2-D FEM (the plane strain state) ($E_1=209\text{GPa}$, $\nu_1=0.29$, $E_2=3.34\text{GPa}$, $\nu_2=0.38$, $2t_n=0.1\text{mm}$, $w=32\text{mm}$ is held constant)

2.4.1.2 三次元 FEM 計算によるスカーフ角 θ が接着界面応力分布に及ぼす影響

まず Fig. 2.1 に示す FEM 計算モデルにより接着界面での応力分布を計算するにあたって、上部接着界面 ($n=t_n$) と下部接着界面 ($n=-t_n$) での応力分布の差異が生じないことを確かめる。Fig. 2.7 は接着界面 (s/l) に沿った上部接着界面および下部接着界面の無次元化された最大主応力分布 σ_1/σ_0 を示す。この結果から、上部接着界面と下部接着界面の無次元化された最大主応力分布の差異は極めて小さく、ほぼ同一と認められる。このため、以降上部接着界面 ($n=t_n$) での無次元化された最大主応力分布を示すことにする。

Fig. 2.8(a) は三次元 FEM 計算による接着長さ $2l$ が一定の場合の継手表面 ($z/t_1=1.0$) の接着界面での無次元化された最大主応力分布 σ_1/σ_0 を示す。継手内の全ての要素における最大主応力 σ_1 の値を調べた結果、継手表面 ($z/t_1=1.0$) で σ_1 の値が最大になるので、この表面の接着界面での応力分布について検討する。Fig. 2.8(b) は左端部 ($s/l=-1.0$) 付近の無次元化された最大主応力分布 σ_1/σ_0 および Fig. 2.8(c) が右端部 ($s/l=1.0$) 付近の結果を示す。なお θ は 30, 45, 52, 60, 70 および 90° としている。この結果から、 $s/l=-1.0$ および $s/l=1.0$ においてスカーフ角 $\theta=52^\circ$ では特異性が消失していないことが認められる。この三次元 FEM 計算結果は Fig. 2.6 に示した二次元 FEM 計算結果と異なっている。左端部の FEM 要素 (Fig. 2.8(b)) ではスカーフ角 θ が 30° のときに無次元化された最大主応力の値が最も大きい値 ($\sigma_1/\sigma_0=2.882$) を示している。続いて 90° の場合が $\sigma_1/\sigma_0=2.099$, 45° の場合が $\sigma_1/\sigma_0=2.058$, 52° の場合が $\sigma_1/\sigma_0=1.688$, 70° の場合が $\sigma_1/\sigma_0=1.485$, さらに 60° の場合が $\sigma_1/\sigma_0=1.448$ である。60° の場合には左端部 ($s/l=-1.0$) で特異応力が減少するが、右端部 ($s/l=1.0$) では、 $\sigma_1/\sigma_0=1.580$ となり、わずかに増加している。なお 70° の場合の右端部での値は $\sigma_1/\sigma_0=2.052$ であり、左端部での値よりやや大きい値を示している。

このことから、引張荷重を受ける同種材料被着体のスカーフ接着継手 ($2l$ が一定の場合) の継手強度はスカーフ角 θ が約 60° で最大になると推測される。Fig. 2.6 と Fig. 2.8 の結果を比較すると、三次元 FEM 計算結果は二次元 FEM 計算結果より大きい値を示していることが分かる。特に無次元化された最大主応力 σ_1/σ_0 の最大の値は、二次元 FEM 計算結果ではスカーフ角 $\theta=30^\circ$ の場合には $\sigma_1/\sigma_0=2.054$, 他方三次元 FEM 計算結果では上述したスカーフ角 $\theta=30^\circ$ の場合には $\sigma_1/\sigma_0=2.882$, であり、三次元 FEM 計算結果の σ_1/σ_0 の値がより大きい。

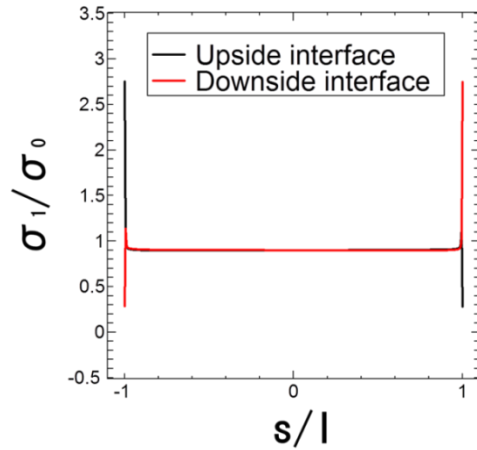
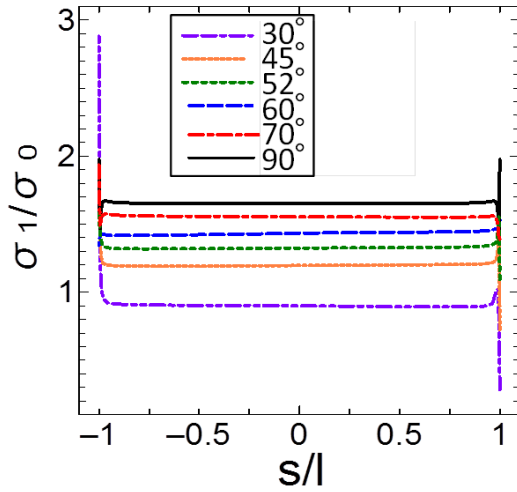
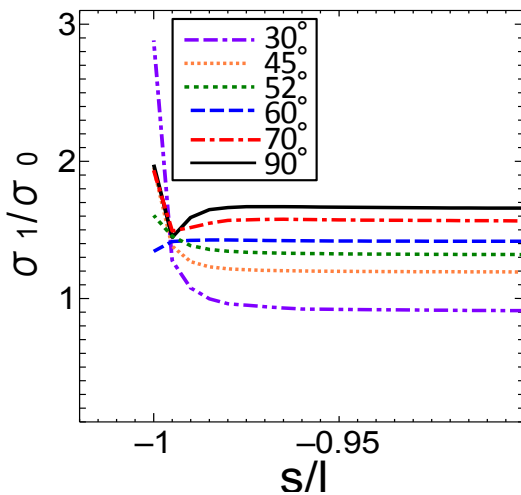


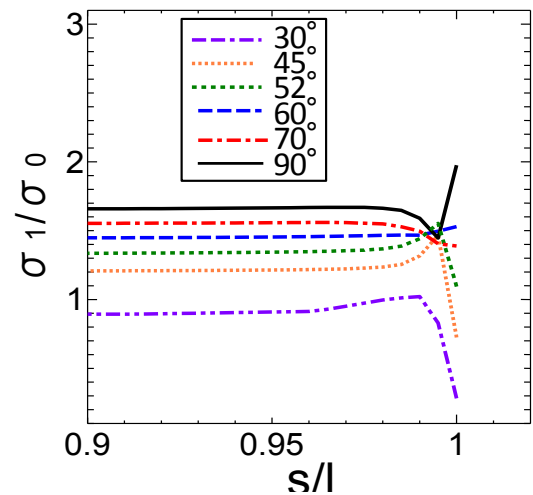
Fig.2.7 Comparison of normalized maximum principal stress distribution at the upper and lower interfaces (the case where w is held constant, $\theta=30^\circ$, $E_1=209\text{GPa}$, $E_2=3.34\text{GPa}$, $2t_n=0.1\text{mm}$)



(a) Normalized maximum principal stress distributions at the upper interface



(b) Near the left edge ($s/l=-1.0$) of the upper interface



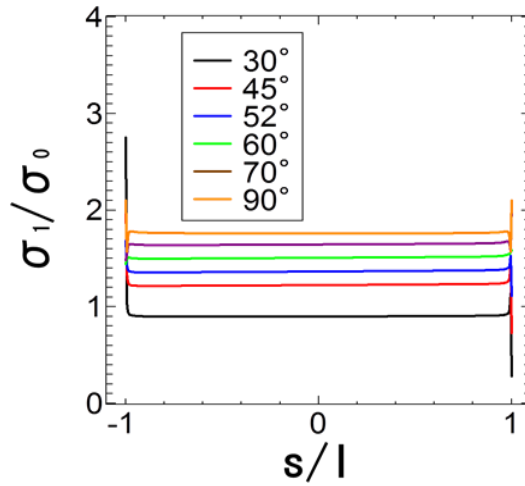
(c) Near the right edge ($s/l=1.0$) of upper interface

Fig.2.8 Effect of scarf angle ($2l$ is held constant) on the normalized maximum principal stress distributions at the upper interface (3-D FEM, $E_1=209\text{GPa}$, $E_2=3.34\text{GPa}$, $2t_n=0.1\text{mm}$)

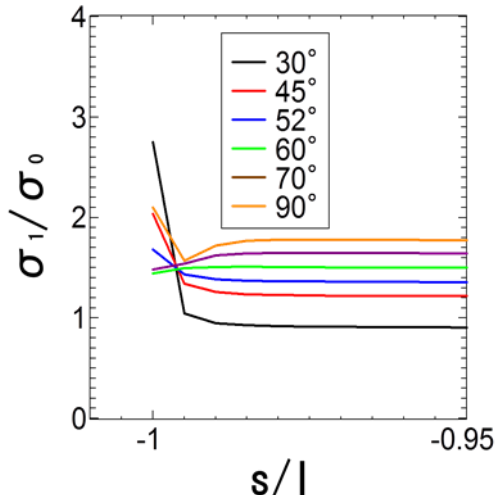
Fig. 2.9(a)は被着体幅 w を一定とした場合のスカーフ角 θ が接着界面応力分布に及ぼす影響を示す。縦軸は無次元化された最大主応力 σ_1/σ_0 を示す。スカーフ角 θ を 30, 45, 52, 60, 70 および 90° としている。**Fig. 2.9(b)**と **Fig. 2.9(c)**はそれぞれ特異性が発生している継手表面 ($z/t_l=1.0$) の接着界面両端部, $s/l=-1.0$ および $s/l=1.0$ 近傍の拡大した接着界面応力分布を示す。この結果から特異応力 (無次元化された最大主応力 σ_1/σ_0) が最も大きくなるのは $\theta=30^\circ$ のときの左端部 ($s/l=-1.0$) で, $\sigma_1/\sigma_0=2.754$ となる。続いて左端部で 90° の場合が, $\sigma_1/\sigma_0=2.099$, 45° の場合が, $\sigma_1/\sigma_0=2.038$, 52° の場合が $\sigma_1/\sigma_0=1.682$ となる。70° および 60° の場合には無次元化された最大主応力の値は減少していることが示されている。 $\theta=60^\circ$ の時に左端部 ($s/l=-1.0$) で σ_1/σ_0 の値は最も小さい ($\sigma_1/\sigma_0=1.444$) ことが示されており, 右端部 ($s/l=1.0$) では明確な特異性は示されていないが, その値 $\sigma_1/\sigma_0=1.574$ である。70° の場合は, 右端部 ($s/l=1.0$) で特異性が大きく, その値は $\sigma_1/\sigma_0=2.050$ である。 $\theta=90^\circ$ の場合には, 特異性は両端部で発生し, その値は $\sigma_1/\sigma_0=2.099$ で対称性を示している。右端部 ($s/l=1.0$) では θ が 52°, 45° および 30° の場合に特異性が減少していることが示されている。接着長さ $2l$ が一定の場合と被着体幅 w が一定の場合の無次元化された最大主応力は, 本研究で扱ったスカーフ角では, 30°, 45°, 52° の場合が左端部 ($s/l=-1.0$) でより大きくなり, 60° と 70° の場合には右端部 ($s/l=1.0$) でより大きい値を示している点の特徴である。**Table 2.3** に得られた各場合の無次元化された最大主応力の値をまとめて示す。

以上の結果から, スカーフ角 θ が 30° の場合は, $2l$ が一定のスカーフ接着継手の無次元化された最大主応力の値が, 被着体幅 w が一定の場合のそれよりやや大きいことが示され, 本研究で扱ったそれ以外のスカーフ角 θ (45, 52, 60, 70°) の場合では, 被着体幅 w が一定の継手の場合と $2l$ が一定の場合の無次元化された最大主応力の値の差異は小さいことが示されている。端部で発生する特異性考慮の観点からは, 従来スカーフ角 θ をより小さくし, 接着面積を大きくする考えが必ずしも強度向上に寄与するものではないことを示している。すなわち特異応力の理論からはスカーフ角がより小さくなるほど (鋭角になるほど) 特異性が大きくなることに対応している。

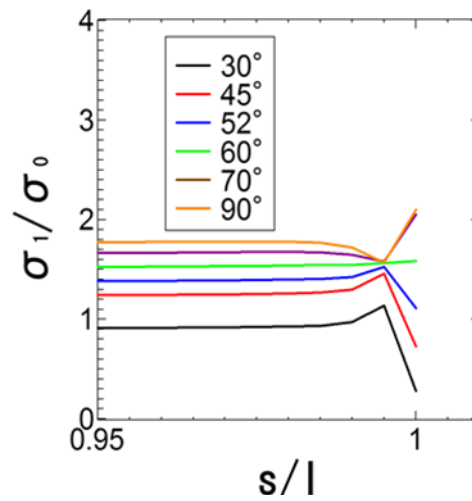
さらに $2l$ が一定でかつスカーフ角 θ が 30° の場合の無次元化された最大主応力 σ_1/σ_0 の値は 2.882 (**Fig. 2.8**) に対して, w が一定の場合のそれは $\sigma_1/\sigma_0=2.754$ (**Fig. 2.9**) となり, w が一定の場合の方がわずかに小さい。 $2l$ が一定の場合のスカーフ接着継手の被着体幅 w がより小さくなり, 剛性がより小さくなったため被着体の微小であるが曲げ変形がより大きくなったものと推測される。このため左端部での特異応力がやや大きくなったものと考えられる。



(a) Normalized maximum principal stress distributions at the upper interface



(b) Near the left edge ($s/l=-1.0$) of the interface



(c) Near the right edge ($s/l=1.0$) of the interface

Fig. 2.9 Effect of scarf angle (w is held constant) on the normalized maximum principal stress distributions at the upper interface (3-D FEM, $E_1=209\text{GPa}$, $E_2=3.34\text{GPa}$, $2t_n=0.1\text{mm}$)

Table 2.3 Comparisons of normalized maximum principal stress among 2D, 3D (w : const) and 3D ($2l$: const) (L:at left edge, R:at right edge)

Scarf angle θ	σ_1/σ_0 w constant (3D)	σ_1/σ_0 $2l$ constant (3D)	σ_1/σ_0 $2l$ constant (2D)
30°	2.754(L)	2.882(L)	2.054(L)
45°	2.038(L)	2.058(L)	1.271(L)
52°	1.682(L)	1.688(L)	0.994(L)
60°	1.574(R)	1.580(R)	1.426(R)
70°	2.050(R)	2.052(R)	1.832(R)
90°	2.099	2.099	1.806

Fig. 2.10 はスカーフ角 θ が 30° で、 w が一定の場合のときの上部接着界面左端部 ($s/l=-1.0$) での被着体の厚さ方向 (**Fig. 2.1** での z 軸方向) の無次元化された最大主応力分布を示す。この結果から、 z 軸方向の無次元化された最大主応力分布も継手表面 ($z/t_1=1.0$) で特異性が発生することを示し、継手表面 ($z/t_1=1.0$) での接着界面の両端部での最大主応力に注目すべきことを示唆している。

Fig. 2.11(a) は上部接着界面での二次元 FEM 計算結果と三次元 FEM 計算結果 ($z/t_1=0.0$, および $z/t_1=1.0$) の比較を示す。なお三次元 FEM では w が一定でかつスカーフ角 θ が 30° の場合を示す。二次元 FEM 計算は平面ひずみ状態と平面応力状態の両場合を示している。**Fig. 2.11(b)** は上部接着界面左端部 ($s/l=-1.0$) 近傍の拡大した σ_1/σ_0 の分布を示す。二次元 FEM 計算結果 (平面ひずみ状態 (青色) および平面応力状態 (緑色)) と $z/t_1=0.0$ での三次元 FEM 計算結果 (黒色) の差異は小さいことが示されているが、 $z/t_1=1.0$ での三次元 FEM 計算結果とはかなり大きな差異が生じていることが示されている。この結果から三次元 FEM 計算で示された厚さ方向 (z 方向) の特異性を考慮した接着継手設計が必要と考えられる。

Fig. 2.12 はスカーフ角 $\theta=30^\circ$ の場合の接着長さ $2l$ を一定にした場合と w を一定にした場合の継手の接着界面での無次元化された最大主応力分布 σ_1/σ_0 を示す。横軸は接着界面に沿った長さ s を示す。 w が一定の場合の接着長さは 64mm , $2l$ が一定の場合の接着長さは 32mm となる。スカーフ角 $\theta=30^\circ$ の場合には **Fig. 2.8** より左端部 ($s/l=-1.0$) で特異応力が最大になることが示されている。**Fig. 2.12** から接着長さ $2l$ が一定の場合の $\sigma_1/\sigma_0=2.882$, w 一定の場合の値は $\sigma_1/\sigma_0=2.754$, である。スカーフ角 $\theta=90^\circ$ (突合せ接着継手) の場合と比較すると、 $2l$ 一定の場合も w 一定の場合も、スカーフ角 $\theta=90^\circ$ の場合より特異応力が大きいことが示されている。

さらに負荷できる荷重の大きさを考えると、 w が一定の場合は $w=32\text{mm}$ であるのに対して、 $2l$ が一定の場合の継手の被着体幅 w は 16mm ($2t_1=9\text{mm}$) となり、負荷面積は 2 倍異なる。作用一様応力 $\sigma_0=10\text{MPa}$ の場合には、 1440N の力が作用する。他方 w が一定の場合には 2880N である。作用荷重を一定とした場合には、 w が一定の場合のスカーフ接着継手の方が強度的には好ましいことは明白である。

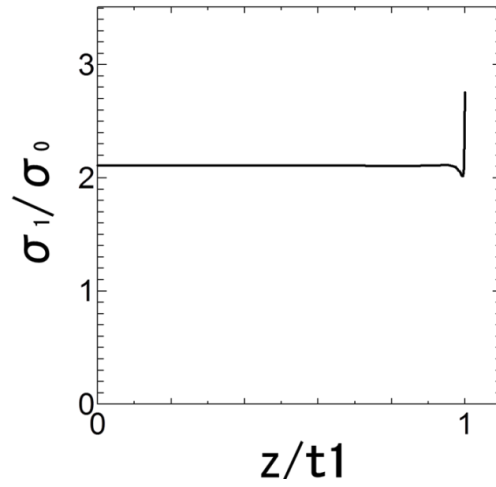
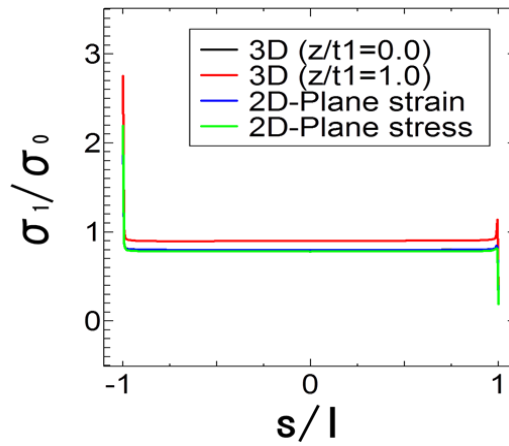
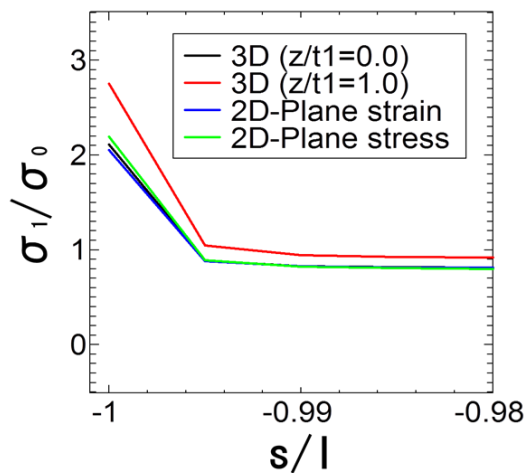


Fig. 2.10 Normalized maximum principal stress distribution in the z direction ($s/l=-1.0$) ($\theta=30^\circ$, $E_2=3.34\text{GPa}$, $2t_n=0.1\text{mm}$, $w=32\text{mm}$ is held constant)



(a) Normalized maximum principal stress distributions in 2D and 3D FEM



(b) Enlarged normalized maximum principal stress distributions near the left edge ($s/l=-1.0$)

Fig. 2.11 Comparisons of the normalized maximum principal stress at the upper interfaces between 2-D and 3D FEM calculations ($\theta=30^\circ$, $E_1=209\text{GPa}$, $E_2=3.34\text{GPa}$, $2t_n=0.1\text{mm}$)

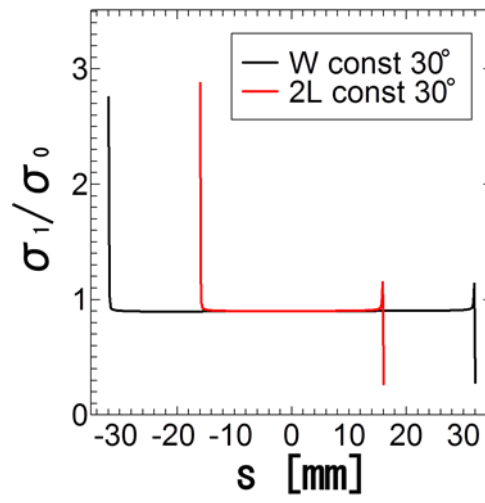


Fig. 2.12 Normalized maximum principal stress distributions at the upper interfaces in the case where $2l$ is held constant and the case where w is held constant ($\theta=30^\circ$, $E_1=209\text{GPa}$, $E_2=3.34\text{GPa}$, $2t_n=0.1\text{mm}$)

2.4.1.3 接着層の縦弾性係数が接着界面応力分布に及ぼす影響

Fig. 2.13 は三次元 FEM 計算により得られた接着層の縦弾性係数 E_2 が上部接着界面左端部近傍の無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響を示す（被着体幅 w が一定の場合）。ここでスカーフ角 θ は 60° で接着層厚さ $2t_n$ は 0.1mm としている。接着層の縦弾性係数 E_2 を、 1.67GPa 、 3.34GPa および 6.68GPa と変えているが、被着体縦弾性係数 $E_1=209\text{GPa}$ （軟鋼）を一定としている。Fig. 2.13 は接着界面全域での無次元化された最大主応力分布を示す。この結果から、接着層の縦弾性係数 E_2 が大きくなるにつれて接着界面右端部（ $s/l=1.0$ ）付近の特異応力の大きさが低下している。このことは接着層の縦弾性係数 E_2 が被着体の縦弾性係数 E_1 に接近するにつれて継手強度は増大することを示している。この結果は、突合せ接着継手¹²⁾および段付き重ね合せ継手¹⁵⁷⁾の場合と同様である。

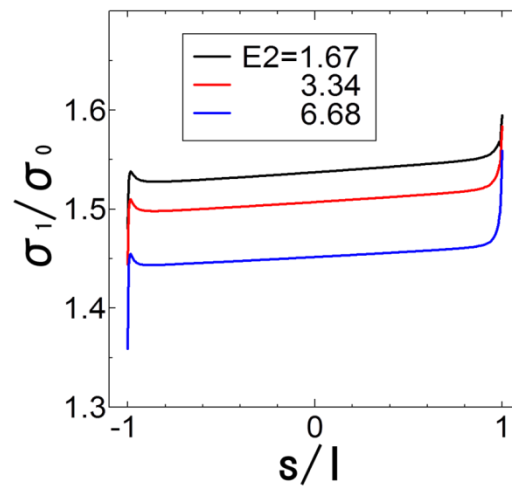


Fig. 2.13 Effect of adhesive Young's modulus on the interface stress distributions near the left corner ($s/l=-1$, $z/t=1$) obtained from 3-D FEM calculations ($E_1=209\text{GPa}$, $\nu_1=0.29$, $\nu_2=0.38$, $\theta=60^\circ$, $2t_n=0.1\text{mm}$, $w=32\text{mm}$ (constant), $t_1=4.5\text{mm}$)

2.4.1.4 接着層厚さが界面応力分布に及ぼす影響

Fig. 2.14 は三次元 FEM 計算から得られた接着層厚さ $2t_n$ が上部接着界面左端部近傍の無次元化された最大主応力分布 σ_1/σ_0 に及ぼす影響を示す。ただしスカーフ角 θ は 60° , 被着体縦弾性係数 $E_f=209\text{GPa}$ である。接着層厚さ $2t_n$ を 0.1, 0.2 および 0.3mm と変化させている。接着層厚さ $2t_n$ の増加に伴って無次元化された最大主応力は増加している。この結果, 接着層厚さが小さくなるほど継手強度は増加すると推測される。

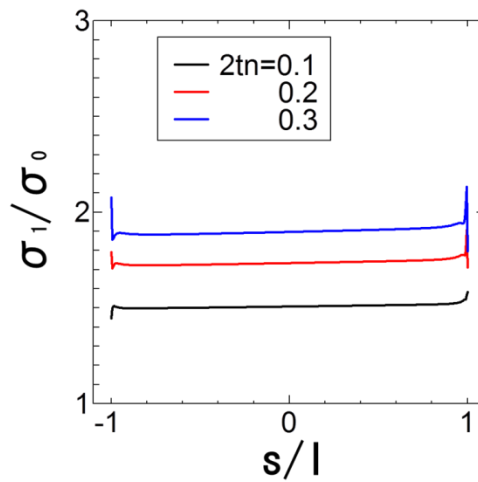


Fig.2.14 Effect of the adhesive thickness on the interface stress distributions ($E_1=209\text{GPa}$, $\nu_f=0.29$, $\nu_2=0.38$, $\theta=60^\circ$, $w=32\text{mm}$ (constant), $t_1=4.5\text{mm}$)

2.4.2 ひずみに関する FEM 計算結果と実験結果との比較

Fig. 2.15 は引張荷重を受ける同種材料被着体（被着体は軟鋼）のスカーフ接着継手の被着体表面でのひずみの測定結果と三次元 FEM 計算結果との比較を示す。縦軸はひずみ ε_y で、横軸は距離 s (Fig. 2.1) を示している。黒丸印 (●) は測定結果であり、実線が三次元 FEM 計算から得られた接着層に沿ってのひずみ分布 ($2l$ が一定の場合の継手) を示す。なおスカーフ角 θ は 60° とし、被着体（軟鋼）の縦弾性係数 E_1 は 209GPa 、ポアソン比 $\nu_1=0.29$ とし、接着層のそれらは $E_2=3.34\text{GPa}$ 、ポアソン比 $\nu_2=0.38$ としている。接着層厚さ $2t_n$ は 0.1mm としている。ひずみ測定は被着体の 3 点でひずみゲージにより測定している。他方、三次元 FEM 計算では貼り付けたひずみゲージ（ゲージ長は 1mm ）に対応する位置でのひずみの値を平均し、ひずみ ε_y としている。三次元 FEM 計算結果は測定結果とかなりよく一致していることが示されている。

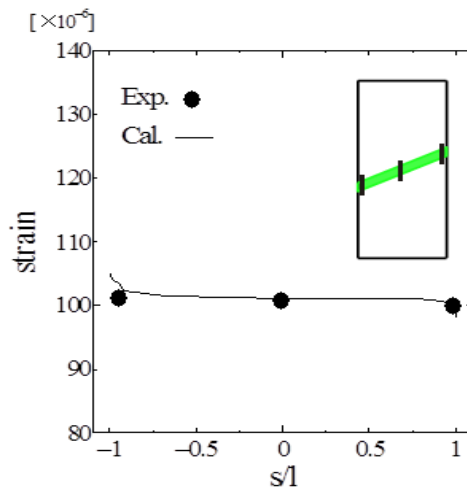


Fig. 2.15 Comparison of the strain in the scarf adhesive joint between the 3-D FEM calculations and the experimental results ($E_1=209\text{GPa}$, $\nu_1=0.29$, $E_2=3.34\text{GPa}$, $\nu_2=0.38$, $\theta=60^\circ$)

2.4.3 継手強度について

本研究では引張荷重が作用するスカーフ接着継手内部の最大主応力の最大値が接着層の強さに達した時に破断が発生すると考え、この時の作用応力を継手強度とする。強度測定実験はスカーフ角 θ が 45, 52, 60 および 90° の場合（接着長さ $2l$ 基準および被着体幅 w 基準の両場合に対する被着体を使用）に対して破断荷重を測定し、継手強度を求める。

Fig. 2.16 はダンベル型エポキシ材料の測定された応力-ひずみ線図を示す。破断応力は 50.96MPa である。この応力-ひずみ線図を破線で示す断片線形近似を行い、三次元弾塑性 FEM 計算を行った。その結果、FEM 計算で得られる継手表面 ($z/t_1=1.0$) 端部 ($s/l=-1.0$ および 1.0) での要素で発生する最大主応力 σ_1 あるいはミーゼス応力の最大値が接着層強さ 50.96MPa に達した時に破断が起こり、このときの引張応力 σ_0 を継手強度としている。

Fig. 2.17 は接着長さ $2l$ が一定の場合のスカーフ接着継手の三次元 FEM（弾塑性）計算から得られた最大主応力説に基づく継手強度（○印）、ミーゼス応力に基づく継手強度（□印）および測定結果（黒丸印）を示す。なお FEM 計算ではスカーフ角 θ が 30° の場合にも強度予測を行った。各スカーフ角のスカーフ接着継手に対して 3 回の継手強度測定を行い、その値を示している。横軸はスカーフ角 θ 、縦軸は継手強度（MPa）を示す。測定強度のばらつきは縦線で示されている。最大主応力説およびミーゼス応力に基づく強度推定は実験結果に比べてやや小さいが、かなりよく推定できることを示している。三次元 FEM 計算に基づく強度推定はスカーフ角 θ が 60° の時が最大（推定値：約 25MPa）である。実験結果もスカーフ角 θ が約 60° で最大を示している。なおスカーフ角 θ が 30° の継手強度（推定値：約 16MPa）はやや小さいことが示されている。

Fig. 2.18 は w が一定の場合の継手強度の比較を示す。最大主応力説に基づく推定（□印）と実験結果（実線）はかなりよく一致している。FEM による継手強度の推定では、 w が一定のスカーフ接着継手の方が $2l$ 一定の場合のそれよりやや大きいことを示している。スカーフ角 θ が 30° の場合には、 $2l$ 一定の場合の継手強度推定（FEM による最大主応力説）が約 16MPa に対して、 w が一定の場合のそれは約 18MPa である。 w が一定の場合に、スカーフ角 θ が 30° の場合の強度は、スカーフ角 θ が 60° のスカーフ接着継手の強度（推定値：約 33MPa）の約半分程度で、スカーフ角 θ がより小さいスカーフ接着継手の強度が必ずしも大きくはないことを示している。この結果は接着界面応力分布から得られる特異性の特性とも一致している。

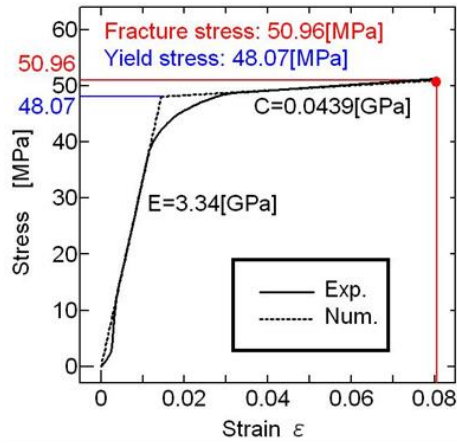


Fig. 2.16 Measured Stress-strain relationship of the adhesive used in the present study (Solid line: measured, dotted line: FEM calculation)

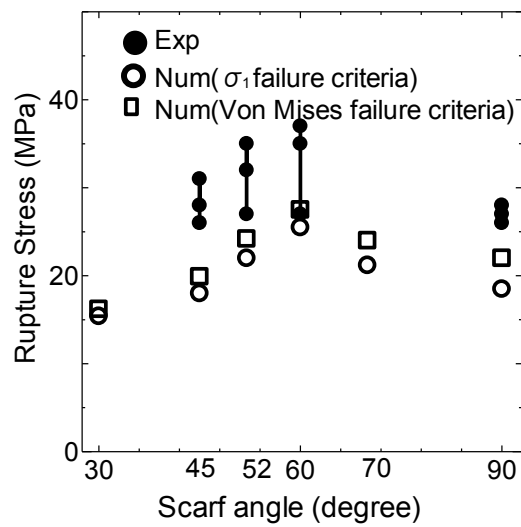


Fig. 2.17 Comparison of the joint strength between FEM predictions and the experimental results (the case where $2l$ is held constant)

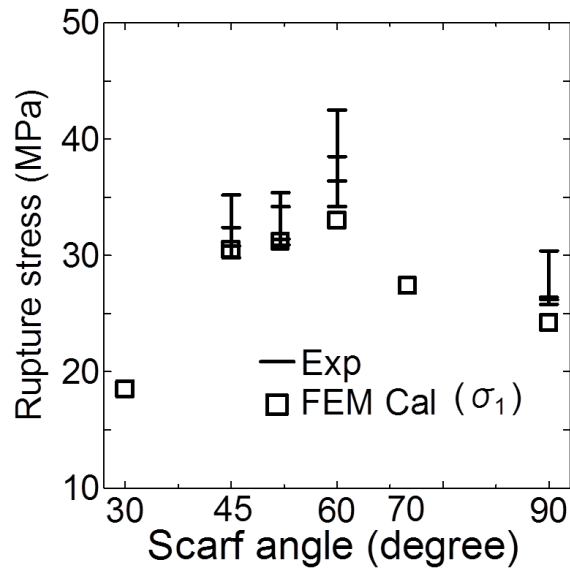


Fig. 2.18 Comparison of the joint strength between FEM predictions and the experimental results (the case where w is held constant)

2.5 結言

本章は引張荷重を受ける同種材料被着体のスカーフ接着継手の二次元 FEM および三次元 FEM 計算により接着界面の最大主応力分布を調べ、二次元 FEM 結果と三次元 FEM 結果の差異を示し、接着層の縦弾性係数および接着層厚さなどが接着界面応力分布に及ぼす影響を調べた。特に、従来のスカーフ接着継手に関する研究は接着長さを一定としているため被着体幅が変化する。しかし実用上では被着体幅が設計段階から与えられる場合を考え、被着体幅一定の条件下で上記問題点も検討した。さらに継手強度を予測し、実験結果と比較検討を行った。得られた結果は以下である。

1. 二次元 FEM 計算と三次元 FEM 計算によりスカーフ角 θ が接着界面の最大主応力分布に及ぼす影響を調べた。二次元 FEM 計算ではスカーフ角 $\theta=52^\circ$ で特異性は消失することが示されたが、三次元 FEM 計算結果ではこの角度 θ では消失せず、 θ が約 60° の時最大主応力が最小になることが示された。この結果継手強度はスカーフ角 θ が約 60° の時に最大になると推測された。
2. 実用上必要となる被着体幅一定の時の最適スカーフ角 θ の検討に対して、スカーフ角 θ を変化させて接着界面応力分布を調べた。この結果、スカーフ角がより小さい時 ($\theta=30^\circ$) には、左端部界面近傍の特異応力が右端部近傍の特異応力よりも大きく、本研

究で扱ったスカーフ角 θ の中では、無次元化された最大主応力は最大の値を示した。さらにスカーフ角 θ が 60° の時に最大主応力が最も小さくなることが分かった。本研究で扱ったスカーフ角 θ が 30° の場合を除いて、被着体幅が一定の場合と接着長さ一定の場合の無次元化された最大主応力の値の差異は小さいことが示された。

他方、古くからスカーフ角 θ が小さいほど接着面積が大きくなり強度向上が期待されているが、本研究で扱ったスカーフ角 θ のうち、スカーフ角 θ がより小さくなるほど特異応力が大きくなり、特異応力の観点からは継手強度向上が望めないことが示された。

3. 三次元 FEM 計算によって、接着層の縦弾性係数および接着層厚さが接着界面の最大主応力分布に及ぼす影響を調べた。その結果接着層の縦弾性係数が大きくなるほど、接着層厚さが小さくなるほど接着界面端部での最大主応力は小さくなることが分かった。この結果は同種材料被着体による突合せ接着継手の場合と同様であることを示した。
4. 三次元 FEM 計算により継手の幅方向の端部と同様に厚さ方向 (z 方向) にも特異性が発生することが示された。最大主応力の最大値は継手表面 ($z/t_f=1.0$) で発生することを示した。この値は二次元 FEM 計算によって得られる最大主応力の最大値よりもかなり大きいことが示された。
5. 被着体の幅が一定の場合の接着継手と接着長さが一定の場合の接着継手の接着界面での無次元化された最大主応力を比較した結果、本研究で扱った接着継手形状に対しては、被着体幅一定の接着継手の無次元化された最大主応力は接着長さ一定の接着継手のそれよりわずかに小さくなることが示された。接着長さ一定の場合には、スカーフ角 θ が小さくなると被着体幅 w がより小さくなるので、負荷荷重が被着体幅一定の接着継手に比べてより小さくなることが示された。
6. 三次元 FEM 計算結果の妥当性を示すために、引張荷重下でのスカーフ接着継手のひずみに関する実験を行い、測定結果は計算結果とかなりよく一致することを示した。
7. 三次元弾塑性 FEM 計算により最大主応力説およびミーゼス応力に基づき継手強度を推定した。同時に継手強度に関する実験を行い、最大主応力説およびミーゼス応力のいずれにも基づいた計算結果と測定結果を比較し、両者がかなりよく一致することが示された。さらに継手強度はスカーフ角 θ が約 60° で最大になることが示された。被着体幅一定の接着継手強度が接着長さ一定の接着継手強度より大きいことが示された。しかし両者の継手強度の差異は小さいことが分かった。

第 3 章 静的引張荷重を受ける異種材料被着体スカーフ接着継手の三次元有限要素法解析と強度推定

3.1 緒言

本論文第 2 章でも述べたように、最近では接着剤の性能向上に伴って、接着継手が機械構造物、自動車、航空機産業、電子デバイスおよび医療産業など多くの産業分野で幅広く使われるようになってきている。溶接接合やボルト締結などに比べて接着継手は異種材料被着体の接合が容易である利点を有している反面、継手強度のばらつきが大きいことが問題であり、このため今まで機械の主要部位には使われにくいと考えられている。すなわち上手く接着されるとそれなりの継手強度がえられるが、上手く接着できないと予想外に小さい強度しか得られない場合があり、機械技術者の視点では高分子材料への不信感と継手強度のばらつきに対する信頼性が高まらない状態である。超音波技術などによる接着界面が十分接合されていることを確認できる検査方法が十分確立されていないことも原因であるが、接着界面で発生する特異応力状態が十分把握できておらず、接着界面応力状態から継手強度をより正確に予測するのが困難と思われる。このため接着継手の接着界面応力分布、とりわけ接着界面端部で発生する特異応力の把握とより精度の高い継手強度推定法の確立が必要と考えられる。

スカーフ接着継手は突合せ接着継手に比べて接着面積を大きくとれること、および突合せ接着継手の界面端部で生じる特異応力を、スカーフ角を変えることにより減少あるいは消失させることができる可能性のある接着継手と考えられている。従来、スカーフ角をより小さくとることにより、接着長さが大きくなり、継手強度が向上すると考えられてきたが、接着界面端部に発生する特異応力を考慮して継手強度が向上するのかを検証し、さらにより最適なスカーフ角を決めるための検討も必要である。スカーフ接着継手の強度向上のために、スカーフ角、接着層の縦弾性係数および接着層厚さなどが接着界面応力分布に及ぼす影響を調べる必要がある。さらに従来のスカーフ接着継手に関する研究は同種材料接着継手^{121-126, 128-147, 150, 151, 153-156)}に関する研究が主で、接着の利点である異種材料被着体に関する研究^{127, 148, 149, 152)}は少なく、いまだ知見が少ないのが現状である。

さらに、従来のスカーフ接着継手に関する多くの研究^{121-125, 128-151, 153-156)}は、スカーフ角が変化するとき接着長さを一定としており、このためスカーフ角の変化により被着体の幅が変えられている。機械構造物に使用する際には、被着体寸法、特に被着体幅が設計上与えられている場合が多い。被着体幅一定とした場合のスカーフ角が接着界面応力分布に及ぼす影響および最適スカーフ角と継手強度についての研究はあまりなされていないようであり、接着長さ一定の場合と被着体幅一定の場合の応力および強度特性を比較する必要がある。加えて従来のスカーフ接着継手に関する研究は二次元応力に関する研究が主で、三次元応力解析の観点からの研究は多くはなされていないようである。異種材料被着体によるスカーフ接着継手の三次元 FEM 解析などによる接着界面応力分布および継手強度などの

特性に関する研究はなされていない。

本研究では、異種材料被着体のスカーフ接着継手に引張荷重が作用する時の接着界面応力分布を二次元および三次元 FEM により解析し、まず接着界面応力分布の差異を明らかにすることを目的としている。さらに被着体幅を一定とした場合の、スカーフ角が接着界面応力分布に及ぼす影響について検討し、従来の多くの研究に見られる接着長さ一定とした場合（被着体幅は変化）との接着界面応力分布と継手強度の差異についても検討する。被着体縦弾性係数比、接着層の縦弾性係数および接着層厚さが接着界面応力分布に及ぼす影響も調べる。三次元 FEM 計算の妥当性を示すためにひずみ測定実験を行い、両結果を比較する。使用した接着剤の応力-ひずみ線図を用い、三次元弾塑性 FEM 解析により 1) 接着長さ一定の場合、および 2) 被着体幅一定の場合、に対する継手強度予測を行い、強度測定結果との比較検討を行う。

3.2 有限要素法 (FEM) 計算

Fig. 3.1 は静的引張荷重を受ける異種材料被着体のスカーフ接着継手の三次元 FEM 計算モデルを示す。直角座標系 (x,y,z) と接着層に対する (s,n) 座標系を用い、両座標原点を O (**Fig. 3.1**) とする。上部被着体と下部被着体の寸法は同一であるが材料が異なる。スカーフ角を θ とし、上部被着体の縦弾性係数を E_1 、ポアソン比を ν_1 、下部被着体のそれらを E_2, ν_2 および接着層のそれらを E_3, ν_3 とする。被着体の幅を w および z 方向の厚さを $2t_1$ とする。接着層長さは $2l$ およびその厚さを $2t_n$ とする。 $z=0$ に関する継手の対称性を考慮して、継手の半分 (t_1) 部分を計算対象とする。境界条件は、1) 下部被着体は x および y 方向を拘束し、2) 上部被着体上端に一樣引張応力 σ_0 を作用させる。本研究では、1) 従来通り接着長さ $2l$ を一定とする場合（スカーフ角 θ の変化に対して被着体幅 w が変化）、2) 被着体幅 w を一定とする場合（接着長さ $2l$ が変化）の 2 種類の被着体形状に関して検討する。

Fig. 3.2(a) は二次元 FEM 計算（平面ひずみ状態）における異種材料被着体のスカーフ接着継手に対する要素分割例を示す。使用した FEM コードは ANSYS である。本研究で用いた全要素数と節点数は 1800 および 1891 である。接着界面端部近傍の最小要素寸法は $5 \times 5 \mu\text{m}$ である。**Fig. 3.2(b)** は異種材料被着体のスカーフ接着継手の三次元 FEM 計算における要素分割例を示す。8 節点 6 面体要素を用い、全要素数と節点数はそれぞれ 27000 および 30256 である。接着界面端部近傍の最小要素寸法は $5 \times 5 \times 5 \mu\text{m}$ としている。なお要素寸法依存性については 2 章で述べた通りである。被着体材料は基本的に上部が軟鋼 (SS400, JIS) とし、下部は黄銅 (C2800, JIS) としている。構造用接着剤エポキシ (SUMITOMO 3M 製) を用いている。

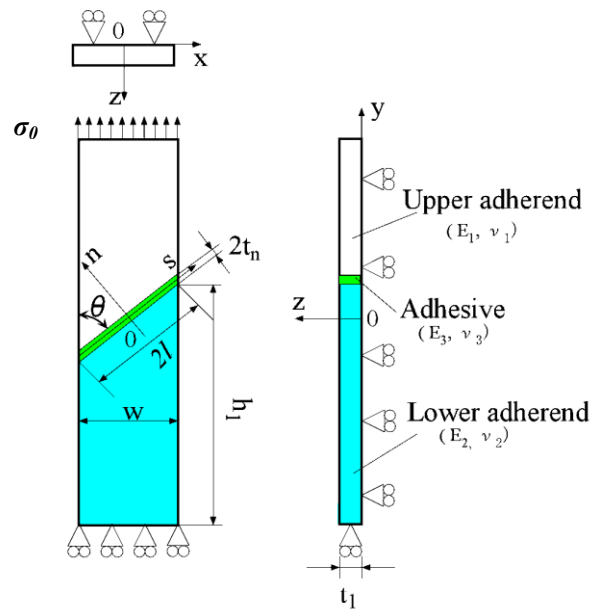
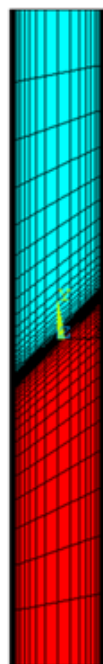
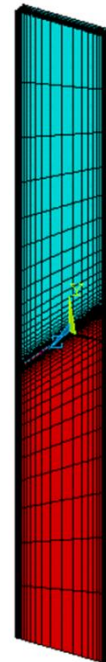


Fig. 3.1 A model for 3-D FEM calculations of a scarf adhesive joint with dissimilar adherends under a static tensile loading



(a) 2D-FEM



(b) 3D-FEM

Fig. 3.2 Example of mesh divisions in 2-D and 3-D FEM calculations

3.3 実験方法

Fig. 3.3 は静的引張荷重を受けるスカーフ接着継手内のひずみ測定および継手強度測定実験で用いた試験片寸法の一例を示す（スカーフ角 $\theta=60^\circ$ の場合）。接着層厚さ $2t_n$ は 0.1mm とし、被着体厚さ $2t_l$ は 9mm としている。 $2l$ が一定の場合の被着体幅 w の値はすでに **Table 2.1** に示している。 w が一定の場合の接着長さも **Table 2.2** に示している。1) 接着長さ $2l$ が一定の場合には、 $2l=32\text{mm}$ とし、**Table 2.1** に示したように被着体幅 w は変化する。2) 被着体幅 w が一定の場合には $w=32\text{mm}$ 一定とし、接着長さ $2l$ が変化する。上部被着体材料は軟鋼（SS400, JIS）とし、下部被着体材料は黄銅（C2800）としている。スカーフ角 90° （突合せ）の試験片は機械加工により作製し、それ以外の試験片はワイヤーカットにより作製した。被着体接着面の表面粗さを測定したところ、 Ra は $5\mu\text{m}$ 以下であった。2枚の異種材料被着体の特に接着面をブタノンで脱脂し、エポキシ接着剤（SUMITOMO 3M Scotch-Weld 1838）で圧縮荷重を作用させ接合し、室温で 10 時間放置した。その後、継手を 60°C で 2 時間キュアリング後、再度室温で 24 時間放置後、引張試験を行った。

Fig. 3.4 は実験装置の概要を示す。材料試験機により圧縮荷重を治具に作用させ、継手には引張荷重が発生するようにした。ひずみ測定実験では継手表面に接着層を含んでゲージ長さ 1mm のひずみゲージ（共和電業製, KFC-C1-11）を 3 点に貼り付けた。作用荷重はロードセルにより測定した。ひずみゲージの出力は動ひずみ測定器を通してオシロスコープに記録させた。同時に継手破断時荷重も測定した。

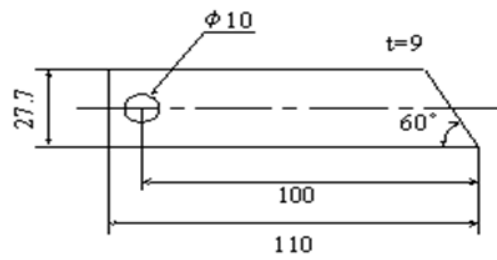


Fig. 3.3 Dimensions of adherend specimens used in the experiments (scarf angle $\theta=60^\circ$)

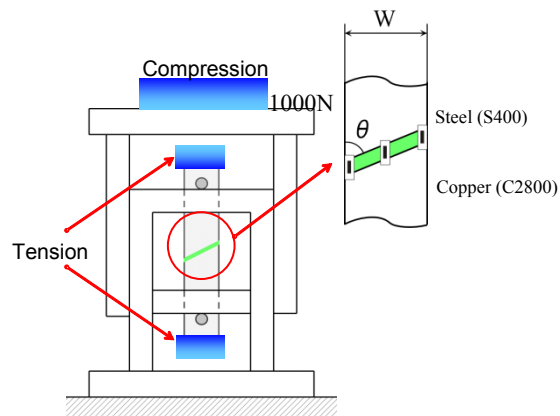


Fig. 3.4 Schematics of the experimental setup for measuring strains and joint strengths

3.4. FEM 計算結果および実験結果との比較

3.4.1 FEM 計算結果

3.4.1.1 二次元 FEM 計算によるスカーフ角 θ が接着界面での無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響

Fig. 3.5 は二次元 FEM 計算による、スカーフ角 θ が接着界面の無次元化された最大主応力分布 σ_l/σ_0 に及ぼす影響を示す。なお上部被着体材は鋼 ($E_1=209\text{GPa}$)、下部被着体材料は黄銅 ($E_2=103\text{GPa}$) であり、接着長さ $2l$ が一定の場合である。上部接着界面と下部接着界面の最大主応力分布 σ_l を比較したところ、被着体の縦弾性係数 E の大きい接着界面での最大主応力 σ_l の値が大きいことが分かった。このため、ここでは上部接着界面での無次元化された最大主応力分布 σ_l/σ_0 を示す。 σ_0 は Fig. 3.1 に示す上部被着体上端面に作用する一様引張応力を示す。なおスカーフ角 θ は 45° 、 52° (51.86°)、 60° 、 70° および 90° (突合せ) としている。横軸は接着界面に沿った無次元化された距離 s/l を示す。この結果より、 $s/l=-1.0$ および $s/l=1.0$ で特異性が示されているが、スカーフ角 $\theta=52^\circ$ (厳密には 51.86° ¹³⁶⁾ で特異性は消失していることが示されている¹³⁶⁾。無次元化された最大主応力の最大値はスカーフ角 θ が 90° (突合せ) の時に σ_l/σ_0 の値は 2.467 である。 $\theta=45^\circ$ のとき、左端部 ($s/l=-1.0$) で最大値が発生し $\sigma_l/\sigma_0=1.448$ 、 $\theta=52^\circ$ (51.86°) で $\sigma_l/\sigma_0=1.0$ 、 $\theta=60^\circ$ では右端部 ($s/l=1.0$) で最大値が発生し $\sigma_l/\sigma_0=1.559$ 、 $\theta=70^\circ$ も右端部で発生し $\sigma_l/\sigma_0=2.366$ である。スカーフ角 θ が 60° 以上に大きくなると、無次元化された最大主応力 σ_l/σ_0 の最大値は右端部 ($s/l=1.0$) で発生し、より小さいスカーフ角 θ では左端部 ($s/l=-1.0$) で発生することが分かる。

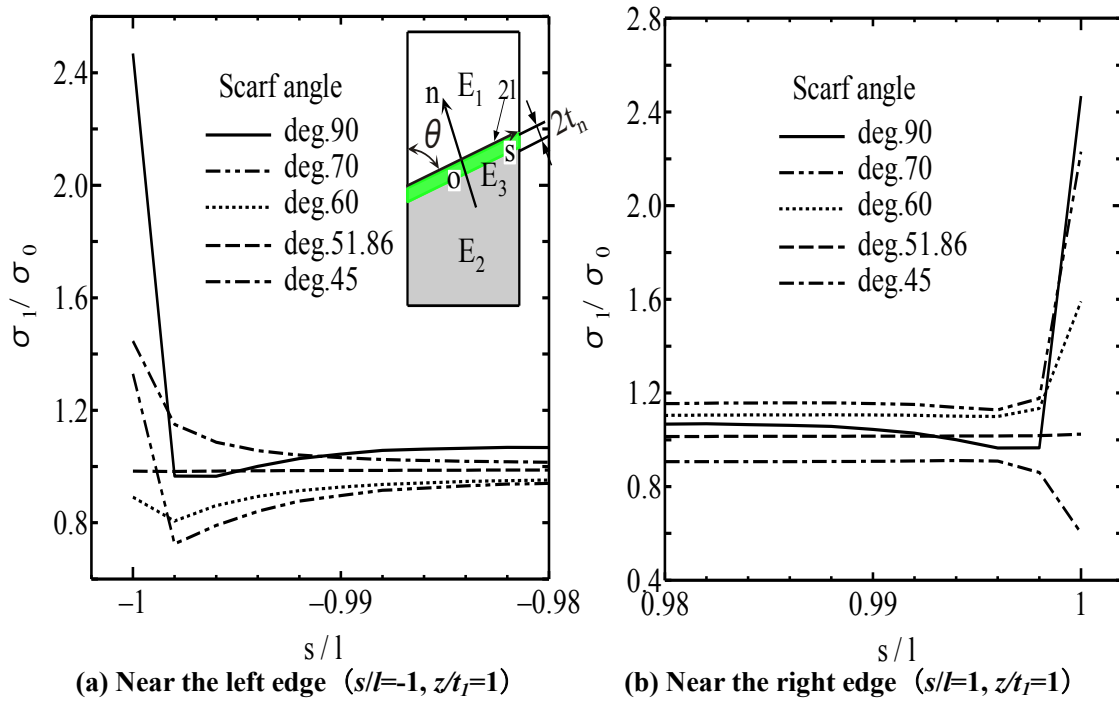


Fig. 3.5 Effect of the scarf angle on the upper interface stress distribution near the edge of the interfaces obtained from 2-D FEM calculations, ($E_1=209\text{GPa}$, $\nu_1=0.29$, $E_2=103\text{GPa}$, $\nu_2=0.35$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $\nu_3=0.38$, $2t_n=0.1\text{mm}$, $2l=32\text{mm}$ (constant))

3.4.1.2 三次元 FEM 計算による異種材料被着体の縦弾性係数比 E_1/E_2 が上部および下部接着界面での無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響

Fig. 3.6 は静的引張荷重を受ける異種材料被着体のスカーフ接着継手に対する三次元 FEM 計算によって得られた上部および下部接着界面での無次元化された最大主応力分布 σ_1/σ_0 を示す (接着長さ $2l$ 一定の場合)。上部被着体材料は軟鋼 ($E_1=209\text{GPa}$)、下部被着体のそれは黄銅 ($E_2=103\text{GPa}$) および接着剤はエポキシ ($E_3=3.34\text{GPa}$) としている。縦軸は無次元化された最大主応力 σ_1/σ_0 (σ_0 は端面に作用する一様引張応力 (Fig. 3.1)) を表し、横軸は無次元化された距離 s/l ($-1.0 < s/l < 1.0$) を表している。破線が下部 ($s=-t_n$) 接着界面および実線が上部 ($s=t_n$) 接着界面での無次元化された最大主応力分布 σ_1/σ_0 を示している。この三次元 FEM 計算により、継手内部の全ての要素の最大主応力を調べた結果、継手表面 ($z=\pm t_1$) で最大値が生じることが分かり、以後この表面における接着界面での無次元化された最大主応力分布 σ_1/σ_0 を示す。これより上部接着界面および下部接着界面の両端部 ($s/l=-1.0$ および 1.0) で無次元化された最大主応力は特異性を示し、 σ_1/σ_0 の値は上部接着界面端部 (被着体の縦弾性係数の大きい接着界面) の方が下部接着界面のそれより大きいことが示されている。このため継手破断は縦弾性係数の大きい上部接着界面端部から発生すると予想される。このため以下では上部接着界面の無次元化された最大主応力分布 σ_1/σ_0 に関して検討する。

Fig. 3.7 は三次元 FEM 計算により得られた異種材料被着体の縦弾性係数比 E_1/E_2 が上部接着界面の左端部近傍 ($s/l=-1.0$) での無次元化された最大主応力分布 σ_1/σ_0 に及ぼす影響を示す (被着体幅 w が一定の場合)。ここでスカーフ角 θ は 45° とし、接着層厚さ $2t_n$ は 0.1mm とし、上部被着体の縦弾性係数 E_1 を 209GPa および接着層の縦弾性係数 E_3 を 3.34GPa に固定し、 E_2 を 67.8GPa (アルミニウム, $E_1/E_2=3.08$), 103GPa (黄銅, $E_1/E_2=2.03$) および 209GPa (軟鋼, 同種材料 $E_1/E_2=1.0$) と変化させる。縦軸は無次元化された最大主応力 σ_1/σ_0 , 横軸は拡大された s/l ($-1.0 < s/l < -0.95$) を示す。この場合にも無次元化された最大主応力 σ_1/σ_0 の最大値は界面左端部 ($s/l=-1.0$) で発生することが分かる。さらに σ_1/σ_0 の値は被着体材料の縦弾性係数比 E_1/E_2 が大きくなるほど増大することが示されている。なお $E_1/E_2=3.08$ (アルミニウム) の時の σ_1/σ_0 の値は 3.638 , $E_1/E_2=2.03$ のときが 3.120 , $E_1/E_2=1.0$ のときが 2.477 である。このため継手強度は縦弾性係数比 E_1/E_2 の値が 1 に近づく (同種被着体) につれ増加すると推測される。この結果は異種材料被着体による突合せ接着継手¹⁶⁾ の場合と同じである。

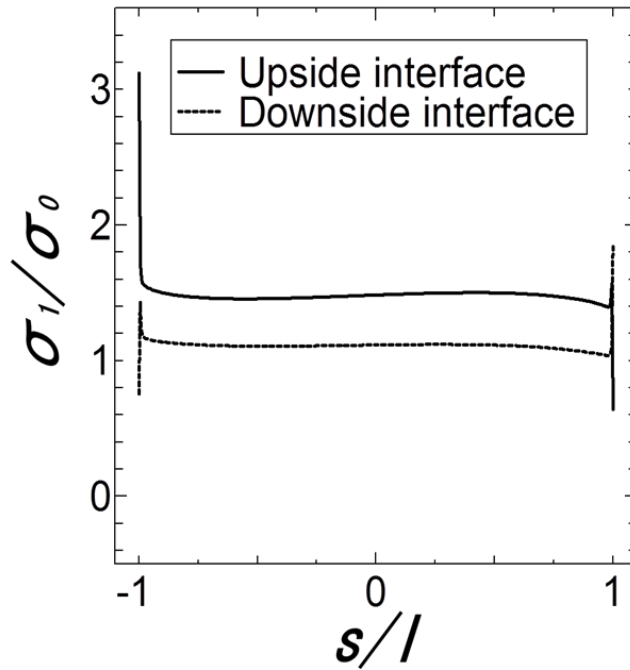


Fig. 3.6 Difference in the normalized upper and lower interface stress distribution obtained from 3-D FEM calculations ($E_1=209\text{GPa}$, $\nu_1=0.29$, $E_2=103\text{GPa}$, $\nu_2=0.35$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $\nu_3=0.38$, $2t_n=0.1\text{mm}$, $2l=32\text{mm}$ (const), $\theta=45^\circ$)

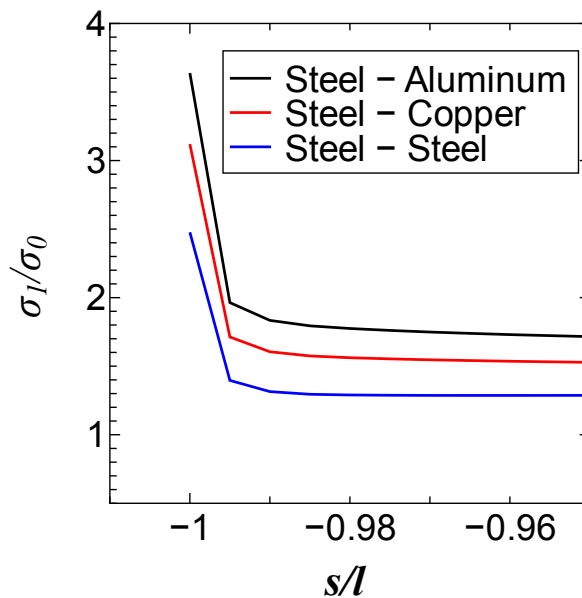


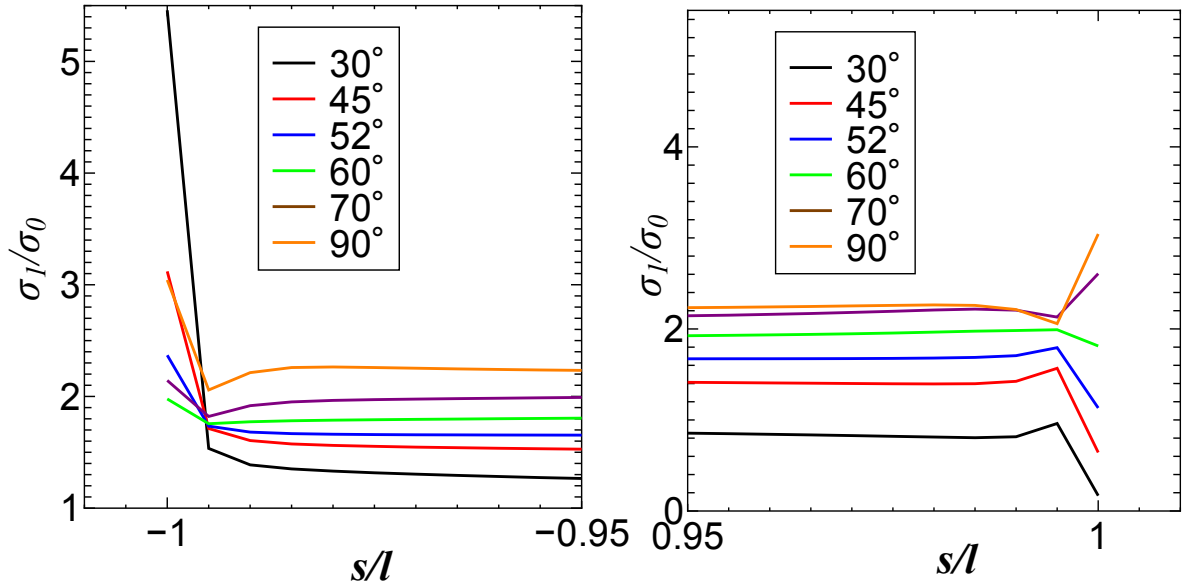
Fig. 3.7 Effect of adherend Young's modulus on the normalized upper interface stress distribution (maximum principal stress) near the left edge ($s/l=-1$, $z/t_l=1$) obtained from 3-D FEM calculations ($E_1=209\text{GPa}$, $\nu_1=0.29$, $\nu_2=0.35$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $\nu_3=0.38$, $\theta=45^\circ$, $2t_n=0.1\text{mm}$, $w=32\text{mm}$)

3.4.1.3 三次元 FEM 計算によるスカーフ角 θ が接着界面での無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響

Fig. 3.8 は三次元 FEM 計算による、スカーフ角 θ が継手表面 ($z/t_l = \pm 1.0$) の接着界面両端部 ($s/l = -1.0$ および $s/l = 1.0$) での無次元化された最大主応力分布 σ_l/σ_0 に及ぼす影響を示す (被着体幅 $w=32\text{mm}$ 一定の場合)。**Fig. 3.8(a)** が左端部 ($s/l = -1.0$) 付近の無次元化された最大主応力分布および図 **Fig. 3.8(b)** が右端部 ($s/l = 1.0$) 付近の結果を示す。なお θ は 30° , 45° , 52° , 60° , 70° および 90° (突合せ接着継手) とし、スカーフ角 $\theta=30^\circ$ の場合も 3-D FEM 計算を行っている。この結果から $s/l = -1.0$ および $s/l = 1.0$ においてスカーフ角 $\theta=52^\circ$ では特異性が消失していないことが認められる。なお同種材料被着体のスカーフ接着継手の場合¹⁴⁹⁾ も本論文第 2 章で示したように三次元 FEM 計算結果では同様に $\theta=52^\circ$ では特異性は消失しないことが示されている。この結果は **Fig. 3.5** に示した二次元 FEM 計算結果と異なっている。左端部近傍 (**Fig. 3.8(a)**) で無次元化された最大主応力が最も大きくなるのはスカーフ角 $\theta=30^\circ$ のときで、 $\sigma_l/\sigma_0=5.458$ となる。続いて $\theta=45^\circ$ の場合が $\sigma_l/\sigma_0=3.120$, $\theta=90^\circ$ の場合が $\sigma_l/\sigma_0=3.043$, $\theta=52^\circ$ の場合が $\sigma_l/\sigma_0=2.369$, $\theta=70^\circ$ の場合が $\sigma_l/\sigma_0=2.144$, $\theta=60^\circ$ のときが最小となり、その値は $\sigma_l/\sigma_0=1.978$ である。スカーフ角 θ が 60° の時が無次元化された最大主応力の値は最も小さいことが示されている。このことから、引張荷重を受ける異種材料被着体のスカーフ接着継手の強度はスカーフ角 θ が約 60° で最大になると推測される。

Fig. 3.9 は三次元 FEM 結果による、接着長さ $2l$ 一定とした場合のスカーフ角 θ が接着界面応力分布に及ぼす影響を示す。被着体幅 w 一定の場合と同様、スカーフ角 θ が 30° の時に無次元化された最大主応力は最大となり、 $\sigma_l/\sigma_0=5.117$ である。続いて $\theta=45^\circ$ の場合が $\sigma_l/\sigma_0=3.065$, $\theta=90^\circ$ の場合が $\sigma_l/\sigma_0=3.043$, $\theta=52^\circ$ の場合が $\sigma_l/\sigma_0=2.359$, $\theta=70^\circ$ の場合が $\sigma_l/\sigma_0=2.146$, $\theta=60^\circ$ の時に最小の値となり、 $\sigma_l/\sigma_0=1.981$ である。**Table 3.1** は得られた各場合の無次元化された最大主応力の値をまとめて示している。

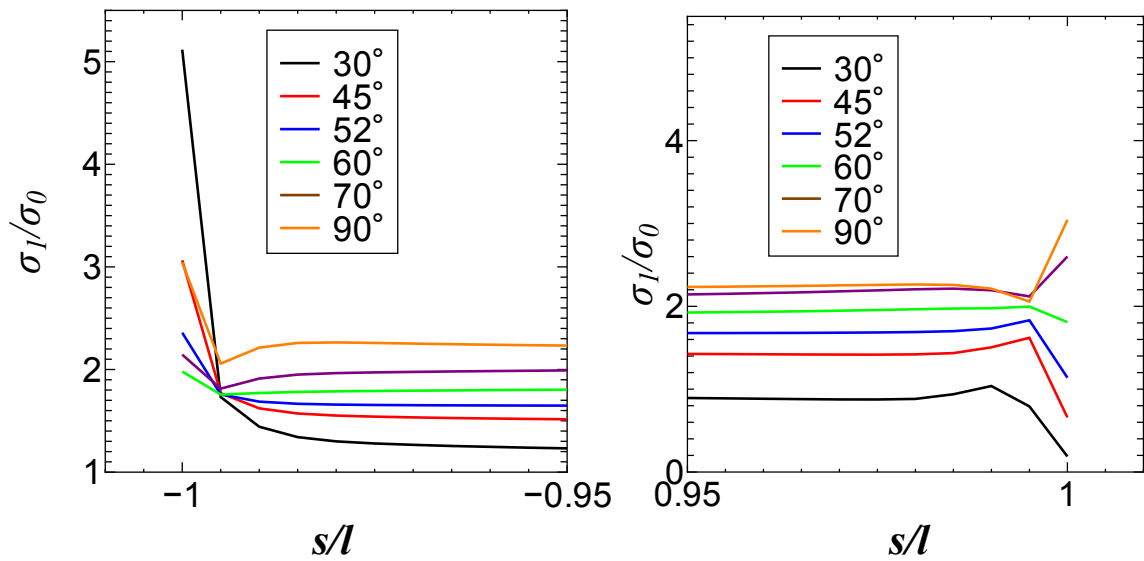
上の結果より、 $2l$ 一定の場合と被着体幅 w 一定の場合の接着界面応力分布を比べると、スカーフ接着継手の無次元化された最大主応力の値はスカーフ角 30° の時、被着体幅 w 一定の方がやや大きいですが、本研究で扱ったほかのスカーフ角 θ では大きな差異が見られなかった。しかし、実際は、接着長さ $2l$ 一定の場合の方が、被着体幅 w 一定の場合よりも特異応力は大きくなる。スカーフ角 θ が小さくなるほど被着体幅 w も小さくなるからである。接着長さ $2l$ 一定の場合も被着体幅 w 一定の場合も、無次元化された最大主応力の最大値は、 $30^\circ > 45^\circ > 90^\circ > 52^\circ > 70^\circ > 60^\circ$ の順に小さくなる傾向にあることが示されている。端部で発生する特異応力の観点からは、本研究で扱ったスカーフ角の範囲では、従来のスカーフ角 θ を小さくし、接着面積を大きくする考えが必ずしも強度向上につながるものではないことを示している。特異応力の理論から、スカーフ角がより小さく (鋭角に) なるほど特異性が大きくなることに対応している^{136), 175)}。



(a) Near the left corner ($s/l=-1, z/t_f=1$)

(b) Near the right corner ($s/l=1, z/t_f=1$)

Fig. 3.8 Effect of the scarf angle on the upper interface stress distributions near the edges of the interfaces obtained from 3-D FEM calculations ($E_1=209\text{GPa}$, $\nu_1=0.29$, $E_2=103\text{GPa}$, $\nu_2=0.35$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $\nu_3=0.38$, $2t_n=0.1\text{mm}$, $w=32\text{mm}$ (constant))



(a) Near the left corner ($s/l=-1, z/t_f=1$)

(b) Near the right corner ($s/l=1, z/t_f=1$)

Fig. 3.9 Effect of the scarf angle on the upper interface stress distributions near the edges of the interfaces obtained from 3-D FEM calculations ($E_1=209\text{GPa}$, $\nu_1=0.29$, $E_2=103\text{GPa}$, $\nu_2=0.35$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $\nu_3=0.38$, $2t_n=0.1\text{mm}$, $2l=32\text{mm}$ (constant))

Table 3.1 Effect of scarf angle on σ_1/σ_0 for the cases where w is held constant (3D FEM) and where $2l$ is held constant (2D and 3D FEM)

Scarf angle	σ_1/σ_0	σ_1/σ_0	σ_1/σ_0
θ	w constant (3D)	$2l$ constant (3D)	$2l$ constant (2D)
30°	5.458	5.117	*****
45°	3.120	3.065	1.448 (L)
52°	2.369	2.359	1.000
60°	1.978	1.981	1.559 (R)
70°	2.144	2.146	2.366 (R)
90°	3.043	3.043	2.467 (L)

Fig. 3.10 はスカーフ角が 45° の場合の接着長さ $2l$ を一定にした場合と被着体幅 w を一定にした場合の継手の接着界面での無次元化された最大主応力分布 σ_1/σ_0 を示す。横軸は接着界面に沿った長さ s を示す。分布は 45° の場合、接着長さ $2l$ 一定の継手と被着体幅 w 一定の継手では、無次元化された最大主応力の最大値は、いずれも左端部で発生し、 $2l$ 一定の場合では σ_1/σ_0 は 3.065、被着体幅 w 一定の場合では σ_1/σ_0 は 3.120 となり、差異は極めて小さい。しかし、 $2l$ が一定の継手の場合には被着体幅 w が $\theta=45^\circ$ のときに $w=22.62\text{mm}$ となる。被着体幅 w が一定の継手の場合には被着体幅 $w=32\text{mm}$ であり、接着長さ $2l$ が一定の場合の被着体幅 w はより小さい。このため作用引張荷重が一定の場合、例えば作用応力 $\sigma_0=10\text{MPa}$ の場合には、被着体幅 w が一定の継手の端部に作用する引張荷重は $P=2880\text{N}$ ($32\text{mm}\times 9\text{mm}\times 10\text{MPa}$) となる。このときの最大主応力の最大値は、 $\sigma_1/\sigma_0=3.120$ であるので $\sigma_1=31.2\text{MPa}$ となる。この引張荷重 P ($=2880\text{N}$) が $2l$ が一定の継手に作用すると、作用応力 σ_0 が 14.146MPa となり、最大主応力の最大値 σ_1 が $\sigma_1=43.3\text{MPa}$ となる。したがって、約 1.4 倍大きな最大主応力となることが分かり、被着体幅 w が一定の継手の方が強度的には有利となることは自明である。

Fig. 3.11 は三次元 FEM 計算によって得られた上部接着界面左端部の被着体の厚さ方向 (**Fig. 3.1** での z 軸方向) の接着界面応力分布を示す。なおスカーフ角 θ は 45°、被着体幅 w が一定の場合である。この結果から z 軸方向の無次元化された最大主応力分布も継手表面 ($z/t_1=\pm 1.0$) で特異性が発生することを示している。すなわち、継手表面 ($z/t_1=\pm 1.0$) の $s/l=-1.0$ の点で無次元化された最大主応力の値が最大となることを示し、その値は $\sigma_1/\sigma_0=3.120$ である。

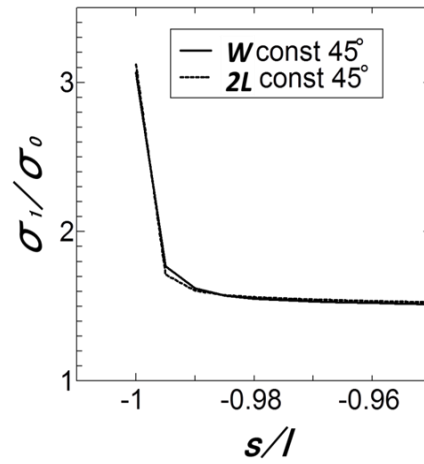


Fig. 3.10 Comparison of the normalized maximum principal stress in the cases where w is held constant and where $2l$ is held constant near the edges of the interfaces obtained from 3-D FEM calculations ($E_1=209\text{GPa}$, $\nu_1=0.29$, $E_2=103\text{GPa}$, $\nu_2=0.35$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $\nu_3=0.38$, $\theta=45^\circ$, $2t_n=0.1\text{mm}$, w or $2l=32\text{mm}$)

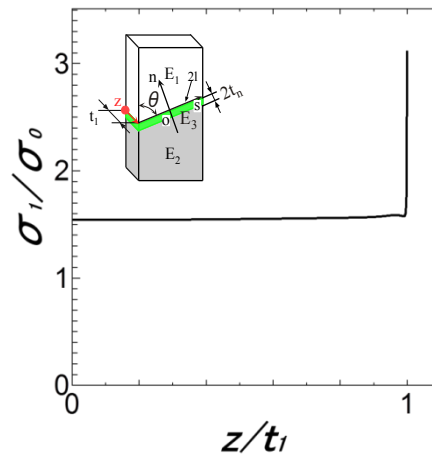


Fig. 3.11 Normalized stress distribution obtained from 3-D FEM calculations at the interface in the adherend thickness direction ($E_1=209\text{GPa}$, $\nu_1=0.29$, $E_2=103\text{GPa}$, $\nu_2=0.35$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $\nu_3=0.38$, $\theta=45^\circ$, $2t_n=0.1\text{mm}$, $w=32\text{mm}$ (constant))

Fig. 3.12 は被着体幅一定 ($w=32\text{mm}$) の継手の上部界面の中央部と表面 ($z/t_1=0.0$ および $z/t_1=1.0$) の左端部 ($s/l=-1.0$) の三次元 FEM 計算結果と二次元 FEM 計算結果 (平面ひずみ状態と平面応力状態) 比較を示す。実線は、二次元 FEM 計算による平面ひずみ状態での無次元化された最大主応力分布 σ_1/σ_0 を示し、破線は二次元 FEM での平面応力状態での無次元化された最大主応力を示す。二次元平面ひずみ状態での無次元化された最大主応力の値は $\sigma_1/\sigma_0=2.111$ 、平面応力状態では $\sigma_1/\sigma_0=2.754$ 、三次元 FEM 計算の $z/t_1=0.0$ ($s/l=-1.0$) での値 $\sigma_1/\sigma_0=2.196$ と二次元 FEM 計算結果 (平面ひずみ状態および平面応力状態) との差異は小さいが、 $z/t_1=1.0$ での三次元 FEM 結果との差異は大きいことが示されている。接着層内での応力状態は二次元 FEM でも推定できるが、接着継手表面での z 方向の特異性を考慮した最大主応力の最大値の値を知るためには三次元 FEM 計算が必要である。接着継手強度設計においては、厚さ (z) 方向の特異性を考慮する必要があることを示している。

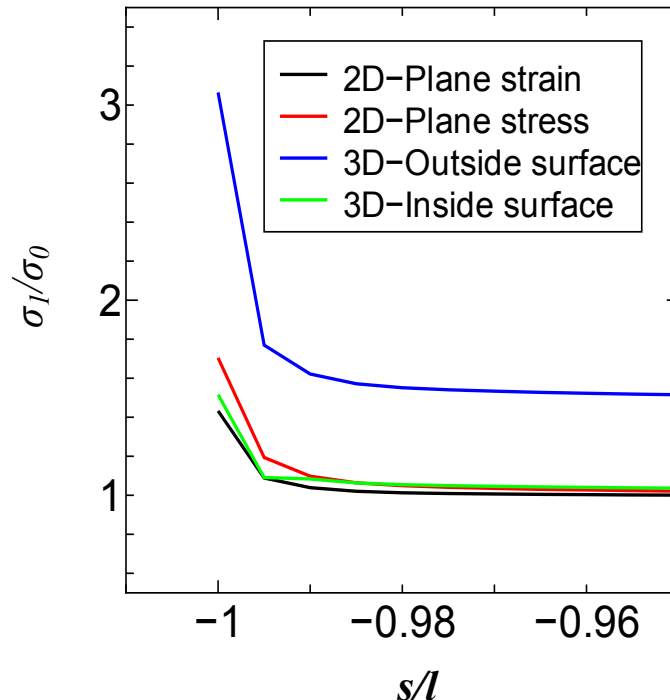


Fig. 3.12 Comparison of the maximum principal stress near the left edge of the upper interface between the results obtained from the 2-D and 3-D FEM calculations ($E_1=209\text{GPa}$, $\nu_1=0.29$, $E_2=103\text{GPa}$, $\nu_2=0.35$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $\nu_3=0.38$, $\theta=45^\circ$, $2t_n=0.1\text{mm}$, $w=32\text{mm}$ (constant), $t_1=4.5\text{mm}$)

3.4.1.4 三次元FEM計算による接着層厚さが接着界面での無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響

Fig. 3.13 は三次元FEM計算から得られた接着層厚さ $2t_n$ が上部接着界面左端部近傍の無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響を示す。ただしスカーフ角 θ は 45° であり、被着体幅 w 一定の場合である。接着層厚さを 0.1 , 0.2 および 0.3mm と変化させている。接着層厚さ $2t_n$ の増加に伴って左端部 ($s/l=-1.0$) での無次元化された最大主応力は増加している。 $2t_n=0.3\text{mm}$ の時に $\sigma_1/\sigma_0=4.442$, $2t_n=0.2\text{mm}$ に対して $\sigma_1/\sigma_0=3.886$, $2t_n=0.1\text{mm}$ に対して $\sigma_1/\sigma_0=3.120$ である。この結果、接着層厚さが小さくなるほど継手強度は増加すると推測される。この結果は引張荷重を受ける同種材料被着体のスカーフ接着継手の結果¹⁴⁹⁾、および突合せ接着継手の結果¹⁶⁾とも同一である。

3.4.1.5 三次元FEM計算による接着層の縦弾性係数が接着界面での無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響

Fig. 3.14 は三次元FEM計算により得られた接着層の縦弾性係数 E_3 が上部接着界面左端部近傍の無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響を示す。ここでスカーフ角は 45° で、被着体幅 w 一定の場合である。接着層厚さ $2t_n$ は 0.1mm としている。接着層の縦弾性係数 E_3 を、 1.67GPa , 3.34GPa および 6.68GPa と変えているが、被着体縦弾性係数 E_1 (上部) は 209GPa , および E_2 (下部) は 103GPa を一定としている。横軸は s/l ($-1.0 < s/l < -0.95$) である。 $E_3=1.67\text{GPa}$ の時 $\sigma_1/\sigma_0=3.066$, $E_3=3.34\text{GPa}$ の時 $\sigma_1/\sigma_0=3.064$, $E_3=6.68\text{GPa}$ の時 $\sigma_1/\sigma_0=2.887$ である。 E_1 に対して E_3 の値が相対的に小さいが、接着層の縦弾性係数 E_3 が大きくなるにつれて $s/l=-1.0$ 付近の無次元化された最大主応力が低下していることが示されている。このことは接着層の縦弾性係数 E_3 が被着体の縦弾性係数 E_1 と E_2 に近づくにつれて継手強度は増大することを示している。

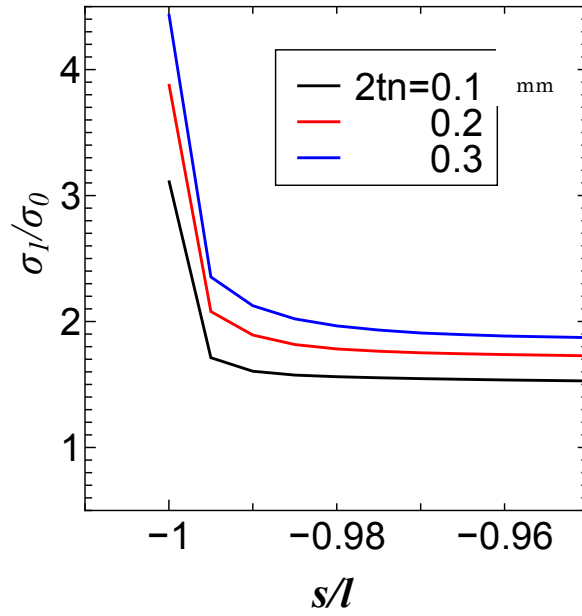


Fig. 3.13 Effect of adhesive thickness on the upper interface stress distributions near the left edge ($s/l=-1, z/t_I=1$) obtained from 3-D FEM calculations ($E_1=209\text{GPa}, \nu_1=0.29, E_2=103\text{GPa}, \nu_2=0.35, E_3=3.34\text{GPa}, \nu_3=0.38, \theta=45^\circ, w=32\text{mm}$)

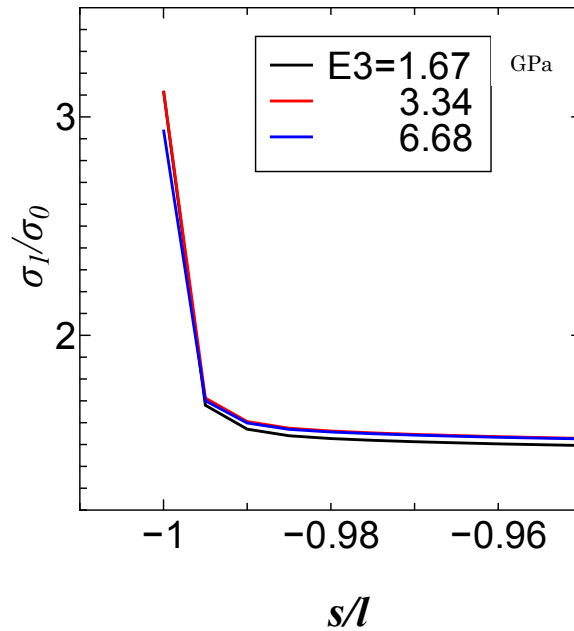


Fig. 3.14 Effect of Young's modulus of adhesive on the normalized upper interface stress distribution near the left edge ($s/l=-1, z/t_I=1$) obtained from 3-D FEM calculations ($E_1=209\text{GPa}, \nu_1=0.29, E_2=103\text{GPa}, \nu_2=0.35, \nu_3=0.38, \theta=45^\circ, 2t_n=0.1\text{mm}, w=32\text{mm}$)

3.4.2 ひずみに関する FEM 計算結果と実験結果との比較

Fig. 3.15 は引張荷重を受ける異種材料被着体（上部被着体は軟鋼，下部被着体は黄銅）のスカーフ接着継手の被着体表面でのひずみの測定結果と三次元 FEM 結果との比較を示す。縦軸はひずみ ε_y で，横軸は距離 s を示している。黒丸印（●）は測定結果であり，実線が三次元 FEM 計算から得られた接着層に沿ってのひずみ分布（ $2l$ 一定）を示す。なおスカーフ角 θ は 60° とし，上部被着体（軟鋼）の縦弾性係数 E_1 は 209GPa ，ポアソン比 $\nu_1=0.29$ および下部被着体（黄銅）のそれら $E_2=103\text{GPa}$ ， $\nu_2=0.35$ としている。接着層厚さ $2t_n$ は 0.1mm としている。測定は被着体の 3 点でひずみゲージにより測定し，他方三次元 FEM では貼り付けてひずみゲージの位置に対応する位置でのひずみの値を平均し，ひずみ ε_y としている。三次元 FEM 計算結果は測定結果とかなりよく一致していることが示されている。

3.4.3 継手強度について

本研究では引張荷重が作用するスカーフ接着継手内部の最大主応力の最大値が接着層の強さに達した時に破断が発生すると考え，この時の作用応力 σ_0 を継手強度とする。強度測定実験はスカーフ角が 45° ， 52° ， 60° ， 70° および 90° の場合に行った。なお接着剤の応力-ひずみ線図は第 2 章，Fig.2.16 に示したものを使用する。この応力-ひずみ線図を破線で示す断片線形近似を行い，三次元弾塑性 FEM 計算を行った。その結果計算で得られた継手表面（ $z/t_l=1.0$ ）端部（ $s/l=-1.0$ および $s/l=1.0$ ）の要素で発生する最大主応力 σ_1 の値が接着層強さ 50.96MPa に達した時に破断が発生し，このときの引張応力 σ_0 （一様応力）を継手強度とする。

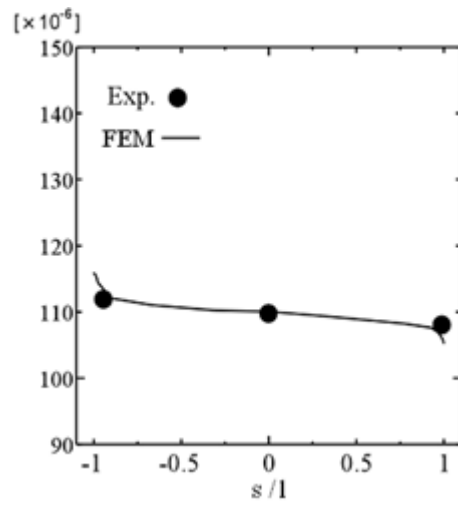
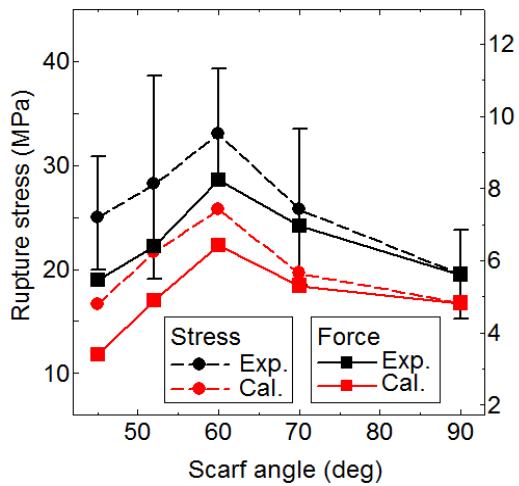
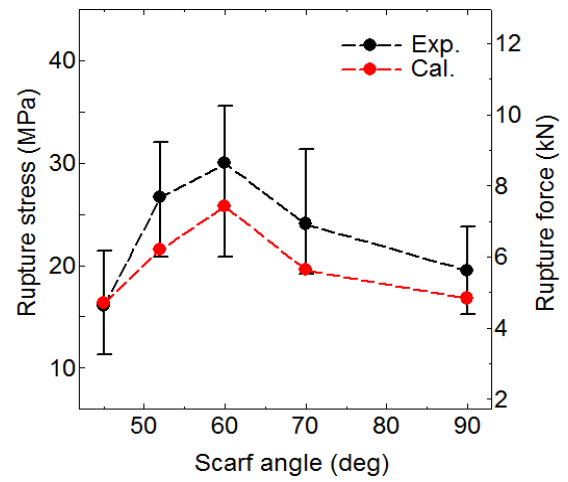


Fig. 3.15 Comparison of the strain in the scarf adhesive joint with dissimilar adherends subjected to static tensile loading between the calculated and the experimental results ($E_1=209\text{GPa}$, $\nu_1=0.29$, $E_2=103\text{GPa}$, $\nu_2=0.35$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $\nu_3=0.38$, $\theta=60^\circ$)

Fig. 3.16 は接着長さ $2l$ 一定の場合 (Fig. 3.16(a)) と接着幅 w 一定の場合 (Fig. 3.16(b)) のスカーフ接着継手の三次元 FEM (弾塑性) 計算から得られた最大主応力説に基づく継手強度推定結果 (○印), および測定結果 (●印) を示す。各スカーフ角のスカーフ接着継手に対して 5 回の測定を行いその平均値を示している。測定強度のばらつきは縦線で示されている。縦軸 (左) が継手強度 (MPa) を示し, 横軸がスカーフ角 θ である。さらに右縦軸は破断時の引張荷重 (kN) を示している。Fig. 3.16(a) の接着長さ $2l$ が一定の場合には, 被着体幅 w が変化するため, 破断時引張荷重が変化する。このため図中に破断時引張荷重の推定値 (□) と測定値 (■) を示している。Fig. 3.16(a) と Fig. 3.16(b) とともに, 最大主応力説に基づく強度推定は実験結果に比べてやや小さいが, 安全側で推定できることを示している。三次元 FEM 計算からの強度推定はスカーフ角 θ が 60° の時が最大で Fig. 3.16(a) に示すように 25.7MPa である。測定結果もやはり 60° の時に最大で測定された強度は 33.0MPa である。Fig. 3.16(b) に示す被着体幅一定の継手強度も, スカーフ角が 60° の時に継手強度が最大になることが示されている。この継手の場合も, 三次元 FEM 推定値と実験結果はかなりよく一致している。破断荷重の計算値は $\theta=45^\circ$ の時に最小で, 被着体幅一定の場合 (Fig. 3.16(b) の右縦軸) のその値は 4.7kN であり, 接着長さ一定 (Fig. 3.16(a)) の場合の破断荷重の推定値は 3.39kN である。 $\theta=60^\circ$ の時の破断荷重は接着長さ $2l$ 一定の場合が約 6.42kN, 被着体幅 w 一定の場合が約 7.43kN である。被着体幅 w 一定の継手強度は接着長さ $2l$ 一定の継手強度よりやや大きいことが示されている。接着長さ $2l$ 一定の継手ではスカーフ角 θ がより小さくなると, 被着体幅 w がより小さくなるため破断荷重はやや小さくなると考えられる。



(a) In the case where adhesive length $2l$ is held constant



(b) In the case where the adherend width w is held constant

Fig. 3.16 Comparisons of the rupture tensile strength (rupture tensile load) between the measured results and the FEM calculated results using the maximum principal stress failure criterion



Fig. 3.17 Photograph of ruptured interfaces (scarf angle is 60°, left adherend is copper, right adherend is steel in the case where the adhesive length is held constant)

3.5.結言

本章では引張荷重を受ける異種材料被着体のスカーフ接着継手の二次元 FEM および三次元計算により接着界面の最大主応力分布を調べ、二次元 FEM 結果と三次元 FEM 結果の差異を示し、被着体の縦弾性係数比および接着層厚さなどが接着界面応力分布に及ぼす影響を調べた。特に、従来のスカーフ接着継手に関する研究は接着長さを一定とするため被着体幅が変化する。しかし、実用上は被着体幅が設計段階から与えられる場合を考え、被着体幅一定の条件下でも上記問題点を検討した。さらに継手強度を予測し、実験結果と比較検討を行った。得られた結果は以下である。

1. 異種材料被着体の縦弾性係数比 E_1/E_2 が接着界面端部に発生する最大主応力に及ぼす影響を調べ、 E_1/E_2 の値が大きくなるほど両端部での特異応力は大きくなることを示した。さらに最大主応力は縦弾性係数の大きい被着体側界面で発生することも示した。
2. 二次元 FEM 計算と三次元 FEM 計算によりスカーフ角 θ が接着界面の最大主応力分布に及ぼす影響を調べた。二次元 FEM 計算ではスカーフ角 $\theta=52^\circ$ で特異性は消失することが示されたが、三次元 FEM 解析ではこの角度では特異性は消失せず、 θ が約 60° の時最大主応力が最小になることを示した。この結果、継手強度はスカーフ角 θ が 60° の時が最大になると推測された。被着体幅 w 一定の場合も同様にスカーフ角 θ が 60° の時、最大主応力が最小となることが示され、継手強度が最大となると推測された。さらに二次元 FEM 計算による最大主応力の最大値は三次元 FEM 計算によって得られた値より小さいことが示された。
3. 三次元 FEM 計算によって、接着層の縦弾性係数および接着層厚さが接着界面の最大主応力分布に及ぼす影響を調べた。その結果接着層の縦弾性係数が大きくなるほど、接着層厚さが薄くなるほど接着界面端部での最大主応力は小さくなることが分かった。この結果は同種材料被着体によるスカーフ接着継手および突合せ接着継手の場合と同様であることが示された。
4. 三次元 FEM 計算により接着層の端部と同様に厚さ (z 方向) 方向にも特異性が発生することが示された。最大主応力の最大値は継手表面 ($z/t_f=\pm 1.0$) の端部で発生することが示された。この値は二次元 FEM 計算によって得られる最大主応力の最大値よりもかなり大きいことが分かった。さらに三次元 FEM 計算による継手の内部での最大主応力の値は二次元 FEM 計算による平面ひずみ状態及び平面応力状態による最大主応力の値との差異は小さいことが示された。三次元 FEM 計算により、厚さ方向に生じる特異性 (最大主応力) を考慮すべきであることを指摘した。
5. 三次元 FEM 計算の妥当性を示すために、引張荷重下でのスカーフ接着継手のひずみに関する実験を行い、測定結果は計算結果とかなりよく一致することを示した。
6. 三次元弾塑性 FEM 計算により最大主応力説に基づき継手強度を推定した。同時に継手強度に関する実験を行い、計算結果と測定結果を比較した。計算結果は測定結果に比べてやや小さいが、概ね安全側で推定できることを示した。さらに継手強度はスカーフ角

θ が約 60° で最大になることが分かった。スカーフ角が小さくなると被着体幅も小さくなるので、被着体幅一定の場合の継手強度は接着長さ一定の場合よりやや大きいことが示された。

第4章 静的曲げモーメントを受ける同種材料被着体スカーフ接着継手の三次元有限要素法解析と強度推定

4.1 緒言

基本的接着継手形状のなかで、スカーフ接着継手は航空機などに数多く使用されてきた。スカーフ接着継手はスカーフ角を変えることにより、突合せ接着継手の接着界面端部に発生する特異応力を消失させる可能性のある接着継手であること、および接着長さを長く取れるため継手強度が向上することが考えられる可能性のある接着継手と考えられている。スカーフ接着継手の強度向上のために最適のスカーフ角、接着層の縦弾性係数および厚さなどの因子を決定することが重要である。鈴木ら¹²²⁾は二次元 FEM 解析を用いて接着界面応力分布に関して検討し、引張荷重下では継手のスカーフ角が 52° のときに特異応力が消失することを示している。スカーフ接着継手に作用する荷重形態は引張りのほか曲げモーメントが考えられるが、曲げモーメントを受けるスカーフ接着継手の応力解析と強度評価に関する研究は見当たらない。さらに接着継手の三次元的応力分布の解明は多くはなされておらず、実際の形状である三次元的解析が必要である。

接着継手の信頼性設計の観点から、実際に荷重作用が考えられる静的曲げモーメントを受けるスカーフ接着継手の界面応力分布および強度予測を行うことが必要である。従来いくつか^{122, 126, 127, 148, 149)}行われている静的引張荷重を受けるスカーフ接着継手の応力解析に対して曲げモーメントを受けるスカーフ接着継手の応力特性が引張荷重を受ける場合のそれと同様なのか、あるいは差異があるのかを調べる必要がある。すなわち接着継手設計にあたって静的引張荷重および静的曲げモーメントを受けるスカーフ接着継手の界面応力分布や強度に関する特性の差異に関して知見を得ることは必要かつ重要である。

静的引張荷重を受けるスカーフ接着継手の二次元解析に関しては上述したようにいくつかの研究^{126, 127)}がなされている。しかし継手の厚さの方向の応力分布を考慮し、三次元的解析により界面応力分布及び継手強度特性を知ることも必要であり、いくつかの研究が行われている。He ら^{148, 149)}は三次元有限要素法解析により接着界面応力分布を明らかにしているが、接着界面端部付近の要素寸法にやや問題があるようである。さらにスカーフ接着継手の設計にあたり、二次元と三次元応力解析の間の継手の応力特性の差異を知ることも必要である。

本研究では、静的曲げモーメントを受ける同種材料被着体のスカーフ接着継手の応力分布を二次元および三次元有限要素法 (FEM) により計算し、二次元と三次元 FEM 計算による界面応力分布の差異を示すことを目的としている。三次元 FEM 応力計算において、スカーフ角、接着層の縦弾性係数および接着層厚さが界面応力分布に及ぼす影響を調べる。得られた結果と静的引張荷重を受ける場合の結果と比較し、最適のスカーフ角を調べる。三次元 FEM 計算の妥当性を調べるため、継手内のひずみ測定を行い、FEM 計算結果と測定結果の比較を行う。さらに継手破断時曲げモーメントを測定し、弾塑性 FEM 計算による推

定結果と測定実験を比較検討する。

4.2 有限要素法 (FEM) 計算

Fig. 4.1 はスカーフ接着継手の三次元 FEM 計算モデルを示す。上部及び下部被着体は同一寸法同種材料で、継手は静的曲げモーメントを受ける。**Fig. 4.1** に示すように直角座標 (x, y, z) を用いる。座標原点は o とし、**Fig. 4.1** に示すように接着層に沿った座標 (s, n) を用いる。被着体の縦弾性係数は E_1 、ポアソン比を ν_1 、幅を w 、 z 方向の厚さを $2t_1$ とする。接着層の縦弾性係数を E_2 、ポアソン比を ν_2 、長さを $2l$ 及び厚さを $2t_n$ とし、スカーフ角を θ とする。面 z に関する対称性を考慮して継手の半分を計算対象としている。境界条件は下部被着体の自由境界面を全て拘束し、曲げモーメント M を上部被着体の上端面に作用させる。曲げモーメント M により発生する最大曲げ応力を **Fig. 4.1** に示すように σ_0 とする。

Fig. 4.2(a) は二次元 FEM 計算におけるスカーフ接着継手に対する要素分割例を示す。使用した FEM コードは ANSYS である。全節点数と要素数はそれぞれ 1891 及び 1800 である。被着体と接着層界面端部付近の最小要素寸法は $5\mu\text{m} \times 5\mu\text{m}$ であり、八節点六面体要素を用いている。**Fig. 4.2(b)** は三次元 FEM 計算における継手の要素分割例を示す。全節点数は 30256 及び要素数は 27000 である。界面端部付近の最小要素寸法は $5\mu\text{m} \times 5\mu\text{m} \times 5\mu\text{m}$ である。被着体材料は軟鋼 (SS400, JIS) とし、接着剤はエポキシとしている。

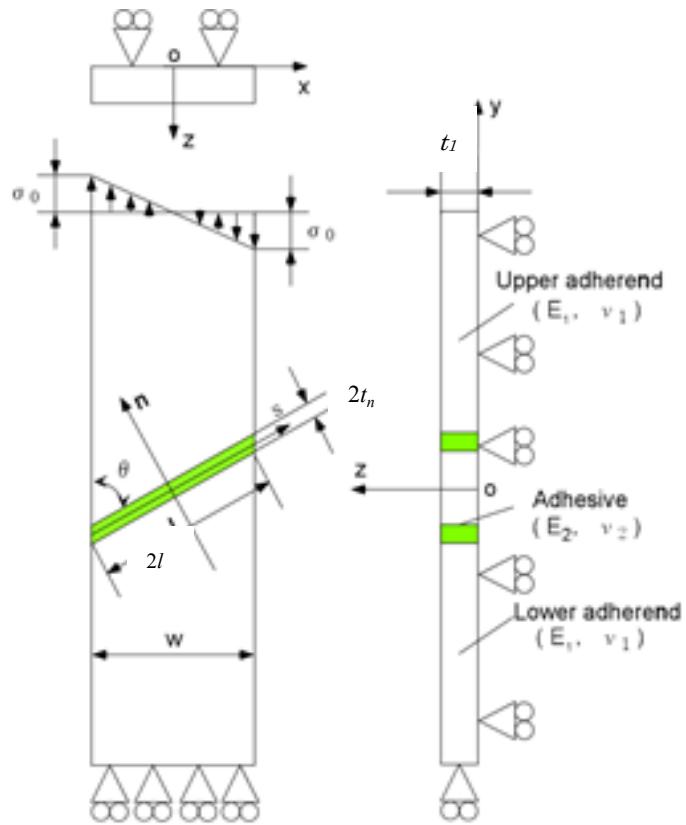
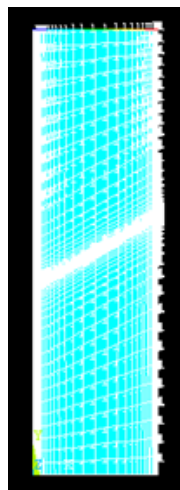
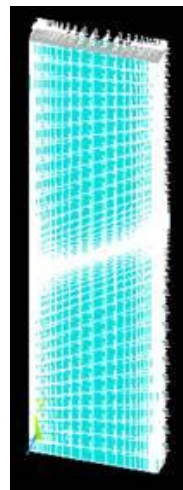


Fig.4.1 Three-dimensional FEM model for calculations of scarf adhesive joint subjected to static bending moment



(a) 2-D FEM



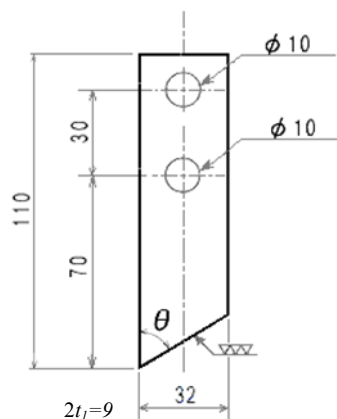
(b) 3-D FEM

Fig. 4.2 Examples of mesh divisions in two-dimensional FEM and three-dimensional FEM

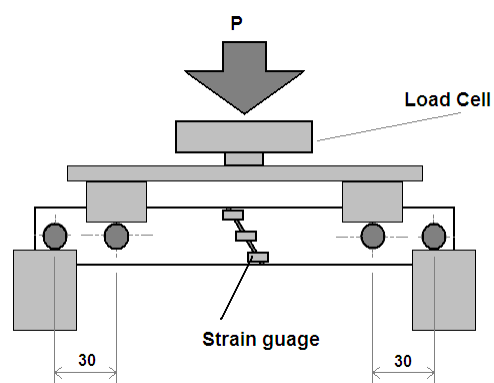
4.3 実験方法

Fig. 4.3(a)は静的曲げモーメントを受けるスカーフ接着継手のひずみ測定及び継手破断時曲げモーメントの測定実験において用いた試験片の寸法を示す。継手試験片の接着層厚さ $2t_n$ を 0.1mm, 接着長さ $2l$ を 32mm 及び被着体厚さ $2t_l$ を 9mm としている。被着体材料は軟鋼 (SS400, JIS) とし, 縦弾性係数 E_1 とポアソン比 ν_1 はそれぞれ 209GPa および 0.29 としている。接着層材料はエポキシ (SUMITOMO 3M Co.製, Scotch-weld 1838) とし, 縦弾性係数 E_2 とポアソン比 ν_2 はそれぞれ 3.34GPa および 0.38 としている。接着層厚さ $2t_n$ は 0.1mm とし, スカーフ角 θ を 45° , 52° , 60° および 90° とする。一对の試験片を接着し, 60°C で 8 時間キュアリング後に四点曲げ試験を行った。

Fig. 4.3(b)は実験装置の概略を示す。試験片に四点曲げモーメントを作用させる。接着界面における y 方向のひずみをゲージ長さ 1mm [KYOWA 電子工業 KFC-C1-11] のひずみゲージにより測定する。作用荷重 P (純曲げモーメント M は $M=(P/2) \times 30$) はロードセルにより測定する。出力は動ひずみ計を介してオシロスコープに記録する。さらに破断時曲げモーメントは各スカーフ接着継手に対して 3 回測定する。



(a) Dimensions of the specimens used in experiments



(b) Schematic of four-point bending experiments for measuring strains and joint strengths

Fig. 4.3 Schematic of bending tests and dimensions of the specimens

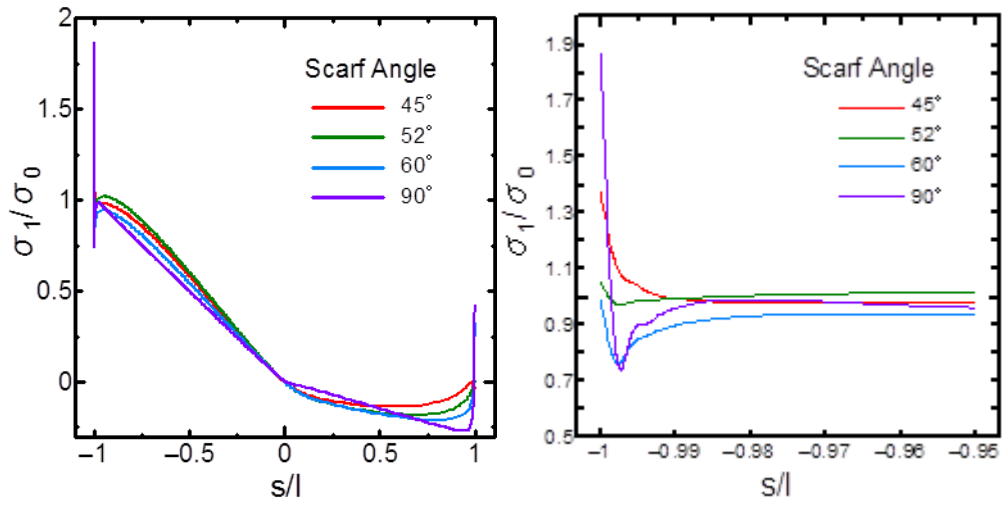
4.4 FEM 計算結果および実験結果との比較

4.4.1 FEM 計算結果

4.4.1.1 スカーフ角が界面応力分布に及ぼす影響

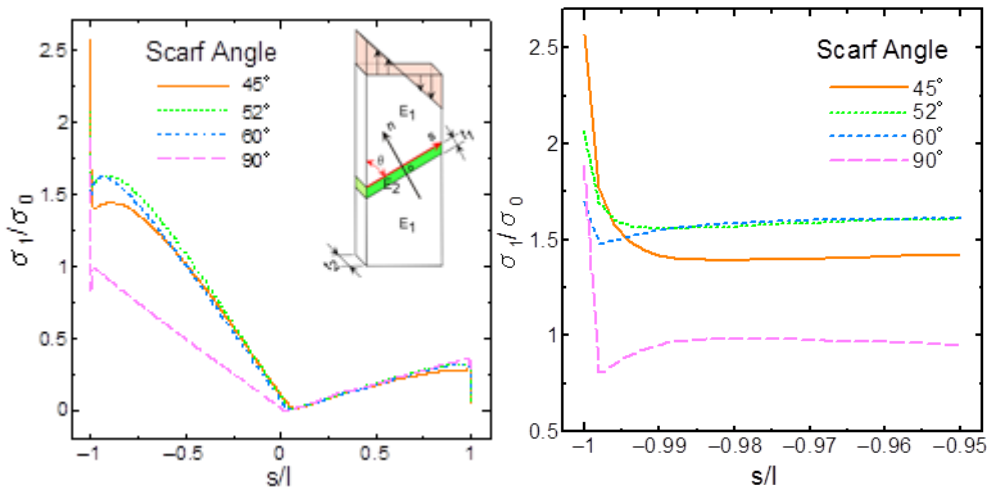
Fig. 4.4(a)は二次元 FEM 計算より得られたスカーフ角 θ が界面での無次元化された最大主応力分布 σ_1/σ_0 に及ぼす影響を示す。縦軸は **Fig. 4.1** に示す曲げモーメント M より生じる最大曲げ応力 σ_0 に対する最大主応力 σ_1 の比を示す。横軸は接着長さ l により除した座標 s (**Fig. 4.1**) を示す。**Fig. 4.4(a)** から、界面両端部 ($s/l = \pm 1$) で特異応力が生じ、最大主応力 σ_1 の最大値は左端部 ($s/l = -1$) で生じることが分かる。**Fig. 4.4(b)**は二次元 FEM 計算により得られた界面左端部 ($-1.0 < s/l < -0.95$) 近傍での拡大した無次元化された最大主応力分布 σ_1/σ_0 を示す。特異応力はスカーフ角 θ が 45° から 60° に増加するにつれ減少することが示されている。さらにスカーフ角 θ が 90° (突合せ接着継手) のときに特異応力が最大となっていることが示されている。特異応力はスカーフ角 θ が約 60° で最小となり、 90° (突合せ接着継手) で最大となる。従って、継手強度はスカーフ角 θ が約 60° 付近で最大となり、 90° (突合せ接着継手) で最小となることが推測される。引張荷重を受けるスカーフ接着継手の特異応力は二次元解析ではスカーフ角 52° ¹³⁶⁾ で消失することが知られている。この結果、曲げモーメントを受けるスカーフ接着継手の特異応力はスカーフ角 θ が 52° の時に極めて小さいが、必ずしも消失していないことが認められる。

Fig. 4.5(a)は三次元 FEM 計算より得られたスカーフ角 θ が界面での無次元化された最大主応力分布 σ_1/σ_0 に及ぼす影響を示す。界面での最大主応力の値を z 方向及び s 方向の全ての要素について調べた。その結果、最大主応力の最大値は継手表面 ($z/t_1 = \pm 1.0$) で生じることが分かった。このため **Fig. 4.5(a)**は $z/t_1 = \pm 1.0$ での無次元化した最大主応力分布を示す。**Fig. 4.5(b)**は三次元 FEM 計算より得られた界面左端部 ($-1.0 < s/l < -0.95$) 近傍での拡大した無次元化された最大主応力分布 σ_1/σ_0 を示す。特異応力はスカーフ角 θ が 45° から 60° に増加するにつれ減少することが分かる。さらに 60° から 90° にスカーフ角 θ が増大するにつれ特異応力も増大することが示されている。特異応力はスカーフ角 θ が約 60° の時最小となり、スカーフ角 θ が 45° の時最大となる。この結果は前述した二次元 FEM 計算結果とは少々差異が生じている。



(a) Interface stress distributions ($-1.0 < s/l < 1.0$) (b) Enlarged interface stress distribution (near the left edge, $-1.0 < s/l < -0.95$)

Fig. 4.4 Effect of scarf angle on the upper interface distribution obtained from two-dimensional FEM calculations ($E_1=209\text{GPa}$, $\nu_1=0.29$, $E_2=3.34\text{GPa}$, $\nu_2=0.38$, $2t_n=0.1\text{mm}$, $2t_l=9\text{mm}$)



(a) Interface stress distribution ($-1.0 < s/l < 1.0$) (b) Enlarged interface stress distribution (near the left edge, $-1.0 < s/l < -0.95$)

Fig. 4.5 Effect of scarf angle on the upper interface stress distribution obtained from three-dimensional FEM calculations ($z/t_l = \pm 1.0$, $E_1=209\text{GPa}$, $\nu_1=0.29$, $E_2=3.34\text{GPa}$, $\nu_2=0.38$, $2t_n=0.1\text{mm}$, $2t_l=9\text{mm}$)

Fig. 4.6 は、上部界面での最大主応力 σ_1 と同様、各応力成分の二次元 FEM 計算結果 (**Fig. 4.6(a)**)、平面ひずみ状態) と三次元 FEM 計算結果 (**Fig. 4.6(b)**) を示す。平面ひずみ (二次元 FEM) 状態に対してせん断応力 τ_{xy} 、三次元 FEM 計算に対する τ_{xy} 及び τ_{xz} が領域 $-1 < s/l < 1$ で存在しているので、最大主応力 σ_1 は界面全領域 ($-1 < s/l < 1$) で増大する。なお二次元 (**Fig. 4.6(b)**) FEM 計算結果での $s/l = -1.0$ で、無次元化された最大主応力の値 σ_1/σ_0 は約 1.4 及び三次元 (**Fig. 4.6(b)**) FEM 計算結果での $s/l = -1.0$, $z/t_l = \pm 1.0$ で、 σ_1/σ_0 の値は約 2.6 となり、三次元 FEM 計算でえられた σ_1/σ_0 の値が二次元 FEM でえられたそれよりかなり大きいことを示している。

Fig. 4.7 は二次元及び三次元 FEM 計算により得られた継手中央面 ($z=0$) 及び表面 ($z/t_l = \pm 1.0$) での無次元化された最大主応力分布 σ_1/σ_0 を示す。三次元 FEM 計算結果での $z=0$ の面での応力分布は二次元 FEM の結果とかなりよく一致している。しかし、三次元 FEM 計算結果での継手表面 ($z/t_l = \pm 1.0$) での応力分布は二次元 FEM 計算結果のそれとかなりの差異が生じていることが示されている。

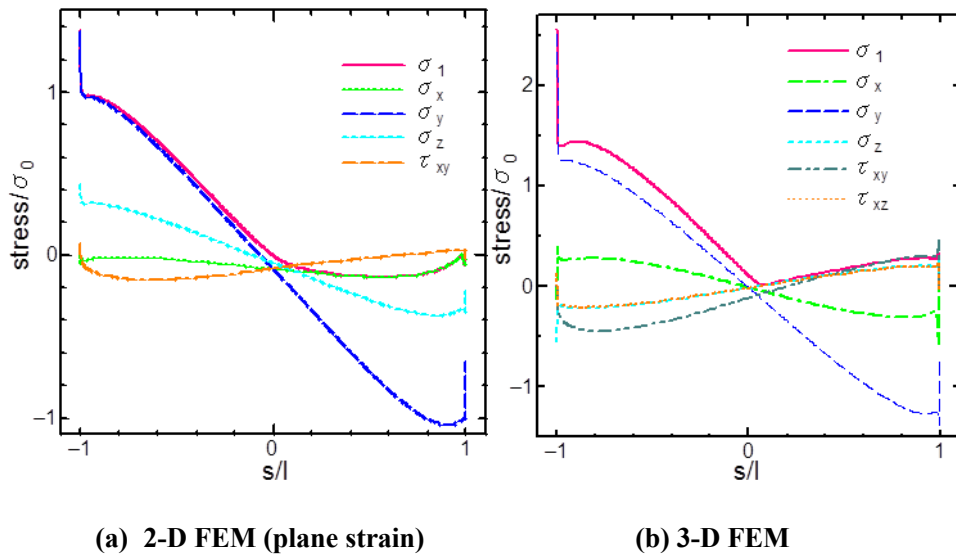


Fig. 4.6 Distributions of normalized each stress component at the upper interfaces obtained from two-dimensional and three-dimensional FEM calculations ($\theta=45^\circ$, $E_I=209\text{GPa}$, $2t_n=0.1\text{mm}$, $2t_l=9.0\text{mm}$)

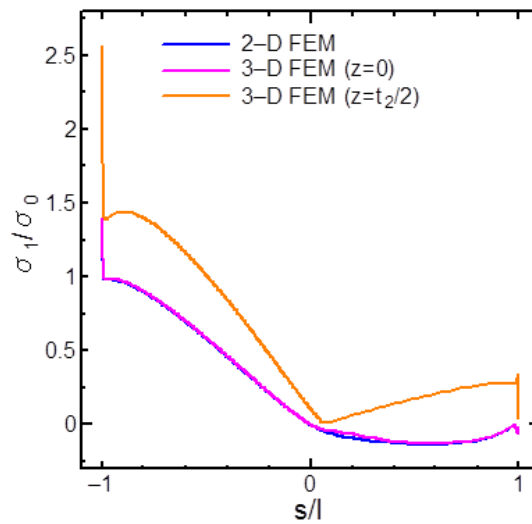


Fig. 4.7 Comparison of normalized interface stress distributions between two-dimensional (2-D) FEM and three-dimensional (3-D) FEM calculations at middle face ($z=0$) and at surface ($z/t_l=\pm 1.0$) ($\theta=45^\circ$, $E_I=209\text{GPa}$, $E_2=3.34\text{GPa}$, $2t_n=0.1\text{mm}$, $2t_l=9.0\text{mm}$)

Fig. 4.8 は z 軸に沿った (位置は Fig. 4.8 中に示されている) 三次元 FEM 計算より得られた無次元化された最大主応力分布 σ_1/σ_0 を示す。最大主応力は z 軸に沿って変化し、特に継手表面 ($z/t_1 = \pm 1.0$) でより大きな値 (特異性) を示していることが分かる。従って、問題となる特異応力 (無次元化された最大主応力) は三次元 FEM 計算では表面 ($z/t_1 = \pm 1.0$) で発生することが示されている。スカーフ接着継手の継手強度推定には、 z 軸方向の端部 ($z/t_1 = \pm 1.0$) で発生する特異応力を考慮すべきである。すなわち三次元有限要素法によって得られるこの z 方向での端部で特異性が大きくなるのは、二次元での端部での特異性に加えて、 z 方向の特異性が加味されることによると推測される。このため三次元計算結果による端部での無次元化された最大主応力の値が二次元 FEM 計算結果のそれよりも大きい。

4.4.1.2 接着層の縦弾性係数が界面応力分布に及ぼす影響

Fig. 4.9 は接着層縦弾性係数 E_2 が s 軸に沿っての無次元化された最大主応力分布 σ_1/σ_0 に及ぼす影響を示す。ここで E_2 は 1.67, 3.34 及び 6.68GPa と変化させている。なお、 $E_1 = 209\text{GPa}$ としている。特異応力が発生すると考えられる領域 ($-1.0 < s/l < -0.95$, $z/t_1 = \pm 1.0$) での無次元化された最大主応力 σ_1/σ_0 は E_2 の値が増大するにつれ増大することが分かる。その結果、継手強度は被着体縦弾性係数 E_1 に比較して、 E_2 の値が増大し E_1 の値に近づくにつれて減少することが推測される。この結果は第 2 章で検討した静的引張荷重を受けるスカーフ接着継手の場合と同様であることを示している。

4.4.1.3 接着層厚さが界面応力分布に及ぼす影響

Fig. 4.10 は接着層厚さ $2t_n$ が s 軸に沿った無次元化された最大主応力分布 σ_1/σ_0 に及ぼす影響を示す。三次元 FEM 計算においては、接着層厚さ $2t_n$ を 0.05, 0.1 及び 0.15mm としている。特異性が生じる領域 ($-1.0 < s/l < -0.95/z/t_1 = \pm 1.0$) において、無次元化された最大主応力 σ_1/σ_0 は接着層厚さ $2t_n$ が増加するに伴い、増加することが分かる。その結果、継手強度は接着層厚さ $2t_n$ が減少するほど大きくなることが推測される。継手強度を増大させるためには接着層厚さは小さくすることが必要である。さらにこの結果は引張荷重を受ける突合せ接着継手¹⁶⁾ 及びスカーフ接着継手(第 2 章)の場合と同様である。

4.4.1.4 界面における最大主応力の方向

Fig. 4.11 は最大主応力 σ_1 の方向の例を示す。本計算例の中からスカーフ角 $\theta = 60^\circ$ のスカーフ接着継手の場合に対する三次元 FEM 計算結果であり、界面 ($s/l = -1.0$, $z/t_1 = \pm 1.0$) における最大主応力の方向余弦 (α , β , γ) は ($\alpha = -0.13519$, $\beta = 0.98452$, $\gamma = 0.11158$) となる。Fig. 4.11 に主応力の方向を角度により示しているが、最大主応力の方向はほぼ y 軸方向であることが示されている。

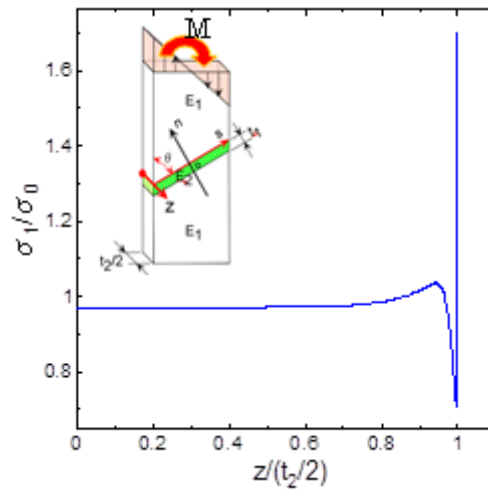


Fig. 4.8 Normalized maximum principal stress distribution in the z-direction obtained from 3-D FEM calculations
 ($\theta=60^\circ$, $E_1=209\text{GPa}$, $E_2=3.34\text{GPa}$, $2t_n=0.1\text{mm}$, $2t_l=9.0\text{mm}$)

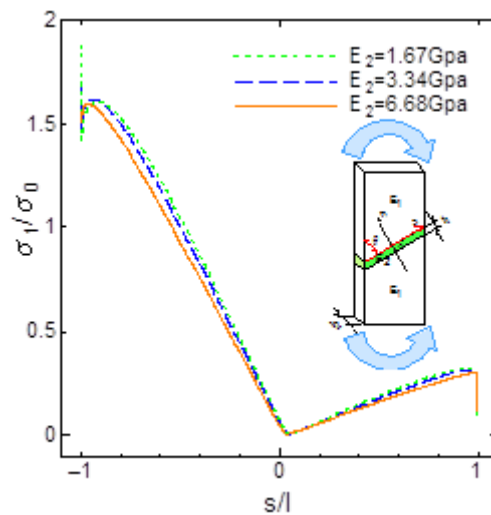


Fig. 4.9 Effect of Young's modulus of adhesive on normalized maximum principal stress distribution in the three-dimensional FEM calculations
 ($\theta=60^\circ$, $E_1=209\text{GPa}$, $2t_n=0.1\text{mm}$, $2t_l=9.0\text{mm}$, $z/t_l=\pm 1.0$)

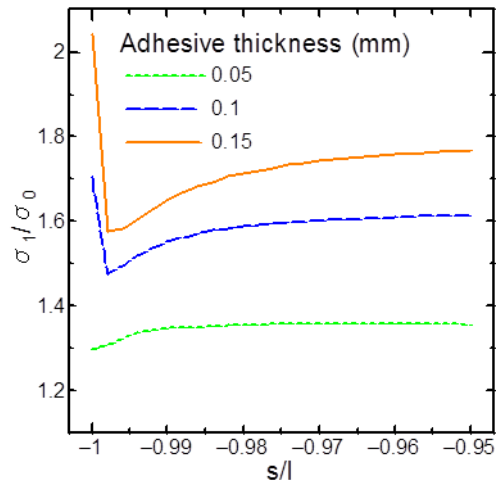


Fig. 4.10 Effect of adhesive thickness on normalized maximum principal stress distribution at the upper interface near the left edge obtained from three-dimensional FEM calculations
 ($\theta=60^\circ$, $E_1=209\text{GPa}$, $E_2=3.34\text{GPa}$, $2t_n=9.0\text{mm}$, $z/t_l=\pm 1.0$)

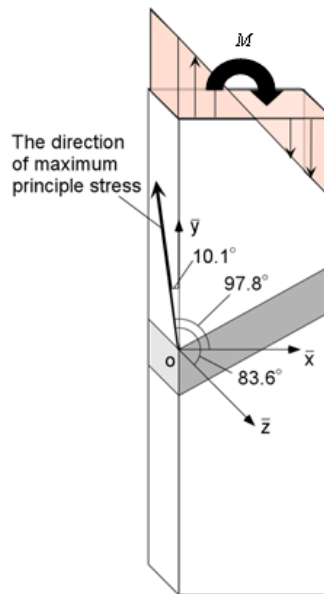


Fig. 4.11 An example of direction of maximum principal stress at the edge of the interface obtained from three-dimensional FEM
 ($\theta=60^\circ$, $E_1=209\text{GPa}$, $2t_n=0.1\text{mm}$, $2t_l=9.0\text{mm}$, $z/t_l=\pm 1.0$)

4.4.2 ひずみに関する計算結果と実験結果の比較

Fig. 4.12 は静的曲げモーメントを受けるスカーフ接着継手のひずみに関する三次元 FEM 計算結果と実験結果との比較を示す。縦軸は y 方向のひずみ ϵ_y を、横軸は Fig. 4.1 に示す s 方向の無次元化された座標 s/l を示す。黒丸●が実験結果を示す。

スカーフ接着継手のスカーフ角 θ は 52° とし、接着層を横切った 3 点 (Fig. 4.3(b)) のひずみ ϵ_y を測定している。一方三次元 FEM 計算におけるひずみ ϵ_y は接着層を横断し、ひずみゲージ長さ 1mm の部分のひずみの平均値を用いている。三次元 FEM 計算結果 (実線) は測定結果 (●) とかなりよく一致していることが示されている。

4.4.3 継手破断時曲げモーメントの推定

本研究では継手内の最大主応力の最大値が接着層の破断応力に達する時の曲げモーメントを破断時曲げモーメントとする。この方法に従い、種々のスカーフ角を有するスカーフ接着継手に対して三次元 FEM 計算を用いて破断時曲げモーメントの大きさを推定する。さらに破断時曲げモーメントの測定実験を行う。エポキシ接着剤の応力-ひずみ線図は 2 章 Fig. 2.16 に示した線図を用いる。測定された接着剤の破断応力は 50.96MPa である。FEM 計算では最大主応力あるいはミーゼス応力の最大値がある要素で 50.96MPa に達した時に破断すると仮定している。Fig. 4.13 は三次元 FEM 計算によって予測された破断時曲げモーメントを示し、同時に実験結果も示している。黒丸印 (●) が実験 (スカーフ角 $\theta=45, 52, 60$ および 90°) より得られた破断時曲げモーメントの値を示し、白丸印 (○) は最大主応力説に基づく三次元 FEM 計算による破断時曲げモーメントを示している。□印はミーゼス応力に基づく三次元 FEM 計算による破断時曲げモーメントを示している。なお三次元 FEM 計算においては、スカーフ角 $\theta=75^\circ$ の場合も計算している。ミーゼス応力よりも最大主応力説に基づいて推定された破断時曲げモーメントは実験結果とかなりよく一致していることが示されている。これより本研究の場合には、最大主応力説に基づく破断時曲げモーメント (継手強度) 予測がより適切であると考えられる。三次元 FEM 計算結果 (最大主応力) と実験結果はスカーフ角 60° のスカーフ接着継手の強度が最大であることを示している。

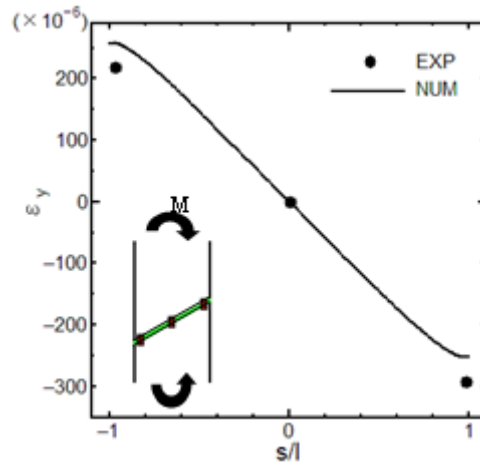


Fig. 4.12 Comparison of strain in the scarf adhesive joint subjected to static bending moment between the three-dimensional FEM result and the measured results

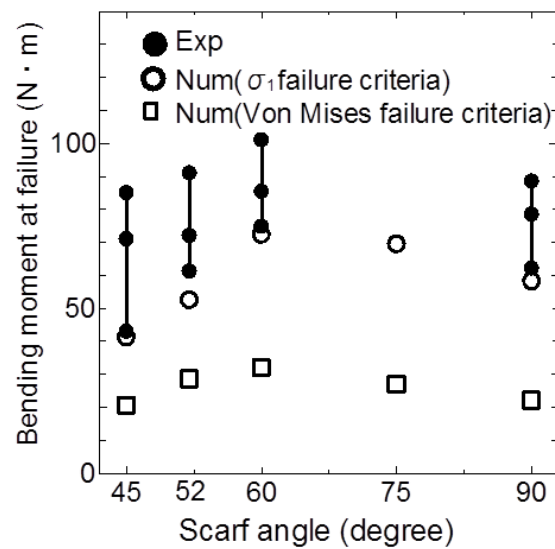


Fig. 4.13 Comparison of the bending moment when the rupture of the scarf adhesive joint occurs between the three-dimensional FEM predictions and the experiments ($E_1=209\text{GPa}$, $E_2=3.34\text{GPa}$, $2t_n=0.1\text{mm}$, $2t_l=9.0\text{mm}$)

4.5 結言

本章では、静的引張荷重を受けるスカーフ接着継手の接着界面応力分布と並んで重要である静的曲げモーメントを受けるスカーフ接着継手内の応力分布を二次元及び三次元 FEM (コード: ANSYS) を用いて計算した。さらに継手強度に関しても FEM 計算及び実験の両面より検討し、以下の結果が得られた。

1. 被着体のスカーフ角が界面応力分布に及ぼす影響を二次元及び三次元 FEM 計算により調べた。その結果、界面端部に発生する特異応力はスカーフ角が 45° から 90° に増加するに伴い、はじめ減少し、やがて増大する。最大主応力の最大値はスカーフ角が約 60° で最小となる。これより継手強度はスカーフ角が約 60° 付近で最大となると推測された。さらに三次元 FEM 計算で得られる継手厚さ方向の界面端部 ($z/t_f = \pm 1.0$) で生じる特異応力が極めて大きいので、二次元と三次元 FEM 計算における界面最大主応力分布の差異は顕著であることが示された。なお二次元 FEM 計算によっても、本章での曲げモーメントを受けるスカーフ接着継手の場合にはスカーフ角が 52° でも特異性は消失しないことが示された。
2. 接着層の縦弾性係数及び厚さが界面最大主応力分布に及ぼす影響を三次元 FEM 計算により調べた。その結果、界面端部での特異応力は接着層の縦弾性係数が大きくなるほど、接着層厚さが小さくなるほど、小さくなることが示された。この結果は引張荷重を受けるスカーフ接着継手の場合と同じであることが示された。
3. 継手内ひずみ測定実験を行い、三次元 FEM 計算結果と測定結果はかなりよく一致することを示し、FEM 計算の妥当性が示された。
4. 四点曲げ試験によりスカーフ接着継手の接着層の破断時曲げモーメントを測定した。他方三次元弾塑性 FEM 計算により破断時曲げモーメントの値を推定した。最大主応力説に基づく破断時曲げモーメントの推定結果は実験結果とかなりよく一致することを示し、スカーフ角が 60° のときに破断時曲げモーメントの値が最大となることを示した。

第5章 静的曲げモーメントを受ける異種材料被着体スカーフ接着継手の三次元有限要素法解析と強度推定

5.1 緒言

本章では、引張荷重と並んで外荷重の一基本形態である曲げモーメントが異種材料被着体のスカーフ接着継手に作用する時の接着界面応力分布を二次元および三次元有限要素法 (FEM) により解析を行い、接着界面応力分布の差異を明らかにすることを目的としている。

従来のスカーフ接着継手に関する多くの研究^{121-125, 128-151, 153-156)}は、スカーフ角が変化するとき接着長さを一定としており、このためスカーフ角の変化により被着体の幅が変えられている。しかしながら、機械構造物に使用する際には、被着体寸法、特に被着体幅が設計上与えられている場合が多い。被着体幅一定とした場合のスカーフ角が接着界面応力分布に及ぼす影響および最適スカーフ角と継手強度についての研究はあまりなされておらず、接着長さ一定の場合と被着体幅一定の場合のスカーフ接着継手の接着界面応力および強度特性の差異を調べる必要がある。被着体幅を一定とした場合の、スカーフ角が接着界面応力分布に及ぼす影響について検討し、従来の多くの研究に見られる接着長さ一定とした場合 (被着体幅は変化) との接着界面応力分布と継手の破断時曲げモーメントの大きさなどの強度特性の差異について検討することも目的としている。

さらに異種材料被着体の縦弾性係数比、接着層の縦弾性係数および接着層厚さが接着界面応力分布に及ぼす影響も調べる。従来のスカーフ接着継手に関する研究は二次元応力解析に基づく研究が主で、三次元応力解析の観点からの研究は多くはなされていない。Heらが、引張荷重^{148, 149)}を受ける異種材料被着体によるスカーフ接着継手に関して三次元有限要素法 (FEM) 応力解析を行っている。しかし曲げモーメントを受ける異種材料被着体によるスカーフ接着継手の三次元 FEM 解析などによる接着界面応力分布および継手強度などの特性に関する研究はほとんどなされていない。本章では、三次元 FEM 計算の妥当性を示すためにひずみ測定実験を行い、両結果を比較する。使用した接着剤の応力-ひずみ線図を用い、三次元弾塑性 FEM 解析により 1) 接着長さ一定の場合、および 2) 被着体幅一定の場合、に対する破断時曲げモーメントを推定し、測定結果との比較を行い、特性の比較検討を行う。

5.2 有限要素法 (FEM) 計算

Fig. 5.1 は静的曲げモーメントを受ける異種材料被着体のスカーフ接着継手の三次元有限要素法 (FEM) 計算モデルを示す。直角座標系 (x, y, z) と接着層に対する (s, n) 座標系を用い、両座標原点を O (**Fig. 5.1**) とする。上部被着体と下部被着体の寸法は同一であるが材料が異なる。スカーフ角を θ とし、上部被着体の縦弾性係数を E_1 、ポアソン比を ν_1 、下部被着体のそれらを E_2, ν_2 および接着層のそれらを E_3, ν_3 とする。被着体の幅を w および z 方向の被着

体厚さを $2t_l$ とする。接着層長さは $2l$ およびその厚さを $2t_n$ とする。 $z=0$ に関する継手の対称性を考慮して、継手の半分 (t_l) 部分を計算対象とする。境界条件は、1) 下部被着体の下端面は全域にわたり x および y 方向を拘束し、2) 上部被着体上端面に線形応力分布 (最大・最小応力を σ_0) の曲げモーメントを作用させる。本研究では、1) 従来通り接着長さ $2l$ を一定とする場合 (Table 2.1: スカーフ角 θ の変化に対して被着体幅 w が変化)、2) 被着体幅 w を一定とする場合 (Table 2.2: 接着長さ $2l$ が変化) の 2 種類の被着体形状に関して検討する。Table 2.1 と Table 2.2 は 2 章の表を引用する。

Fig. 5.2(a) は二次元 FEM 計算 (平面ひずみ状態) における異種材料被着体のスカーフ接着継手に対する要素分割例を示す。使用した FEM コードは ANSYS である。本研究で用いた全要素数と節点数は 1800 および 1891 である。接着界面端部近傍の最小要素寸法は $5 \times 5 \mu\text{m}$ である。Fig. 5.2(b) は異種材料被着体のスカーフ接着継手の三次元 FEM 計算における要素分割例を示す。8 節点 6 面体要素を用い、全要素数と節点数はそれぞれ 27000 および 30256 である。接着界面端部近傍の最小要素寸法は $5 \times 5 \times 5 \mu\text{m}$ としている。被着体材料は基本的に上部が軟鋼 (SS400, JIS) とし、下部は黄銅 (C2800, JIS) としている。エポキシ接着剤 (SUMITOMO 3M 製) を用いている。

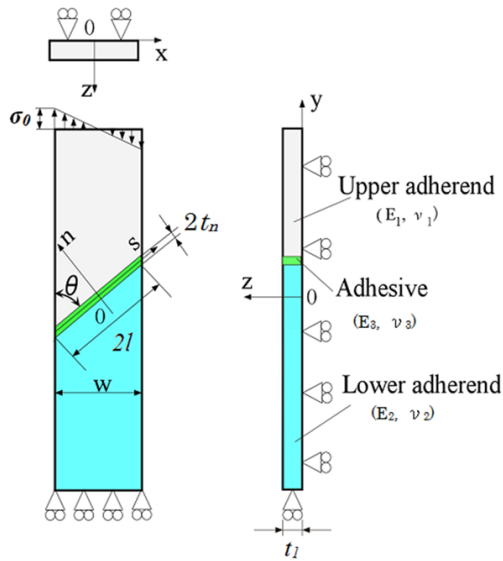
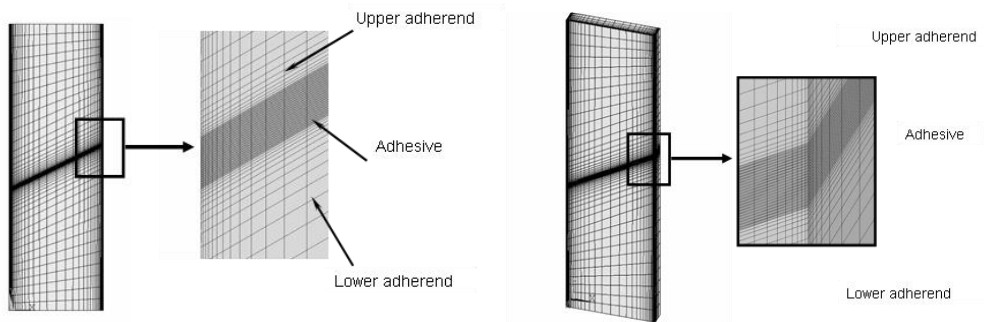


Fig. 5.1 Model for FEM calculations of a scarf adhesive joint with dissimilar adherends under a static bending moment



(a) 2-D FEM calculations

(b) 3-D FEM calculations

Fig. 5.2 Examples of mesh divisions in 2-D and 3-D FEM calculations

5.3 実験方法

Fig. 5.3 は静的曲げモーメントを受けるスカーフ接着継手内のひずみ測定およびスカーフ接着継手の破断時曲げモーメント測定実験で用いる試験片寸法の一例を示す（スカーフ角 $\theta = 60^\circ$ の場合）。接着層厚さ $2t_n$ は 0.1mm とし、被着体厚さ $2t_l$ は 9mm としている。**Table 2.1** は $2l$ が一定の場合の被着体幅 w の値を、**Table 2.2** は w が一定の場合の接着長さ $2l$ を示す。

1) 接着長さ $2l$ が一定の場合には、 $2l=32\text{mm}$ とし、**Table 2.1** に示すように被着体幅 w は変化する。2) 被着体幅 w が一定の場合には $w=32\text{mm}$ 一定とし、接着長さ $2l$ が変化する。上部被着体材料は軟鋼（SS400, JIS）とし、下部被着体材料は黄銅（C2800）としている。スカーフ角 90° （突合せ）の試験片は機械加工により製作し、それ以外の試験片はワイヤーカットにより製作した。被着体接着面の表面粗さを測定した結果、算術平均粗さ R_a は $5\mu\text{m}$ 以下であった。2 枚の異種材料被着体の特に接着面をブタノンで脱脂し、エポキシ接着剤（SUMITOMO 3M Scotch-Weld 1838）で圧縮荷重を作用させながら両被着体接着面を接合させる。作製された継手を室温で 10 時間放置する。その後、継手を 60°C で 2 時間キュアリング後、再度室温で 24 時間放置後、四点曲げ試験を行う。

Fig. 5.4 は実験装置の概要を示す。スカーフ接着継手試験片に 4 点曲げモーメントを作用させる。ひずみ測定実験では接着継手表面に接着層を含んでゲージ長さ 1mm のひずみゲージ（共和電業製, KFC-C1-11）を 3 点に貼り付けている。作用荷重はロードセルにより測定し、曲げモーメント M ($M=W/2 \times 30$) を算出する。ひずみゲージの出力は動ひずみ測定器を通してオシロスコープに記録させる。同時に接着継手破断時曲げモーメントも測定する。

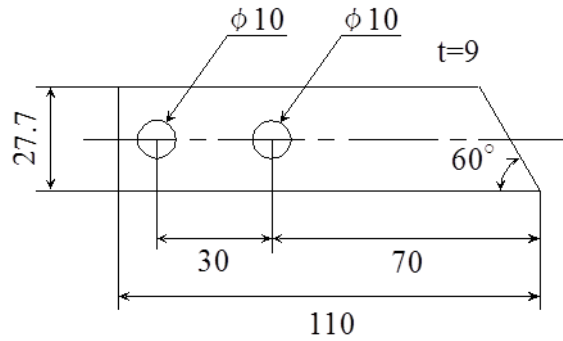


Fig. 5.3 Dimensions of the specimens used in the experiments (the case where the scarf angle is 60° and the bonding length $2l$ is held constant)

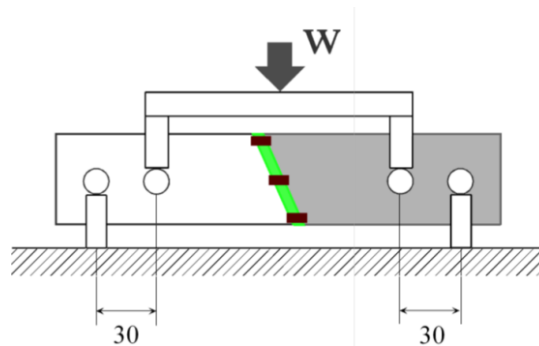


Fig. 5.4 Schematic of the experimental setup for measuring the strains and the applied bending moments when the joints rupture

5.4. FEM 計算結果および実験結果との比較

5.4.1 FEM 計算結果

5.4.1.1 二次元 FEM 計算におけるスカーフ角 θ が接着界面での無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響

Fig. 5.5 は二次元 FEM (平面ひずみ状態) でのスカーフ角 θ が無次元化された最大主応力分布 σ_1/σ_0 に及ぼす影響を示す。ただし接着長さ $2l$ が一定の場合である。横軸は無次元化された接着界面での原点 O からの距離 s/l を、縦軸は無次元化された最大主応力 σ_1/σ_0 である。なお、 σ_0 は Fig. 5.1 に示す曲げモーメントの線形分布応力の最大応力を示す。上部被着体は鋼 ($E_1=209\text{GPa}$)、下部被着体は黄銅 ($E_2=103\text{GPa}$) としている。二次元 FEM 計算結果を調べたところ、上部被着体 (縦弾性係数の大きい側) 接着界面で σ_1/σ_0 の値が大きくなるので、ここでの応力分布を示す。なおスカーフ角 θ は 30° 、 45° 、 52° 、 60° 、 70° および 90° としている。Fig. 5.5(a) は接着界面全域での無次元化された最大主応力を示す。引張り側接着界面左端部 ($s/l=-1.0$) で特異性を示し、最大の値を示していることが分かる。ここでの無次元化された最大主応力を調べる。Fig. 5.5 (b) は $s/l=-1.0$ 付近での拡大した無次元化された最大主応力分布を示す。 $s/l=-1.0$ での無次元化された最大主応力の値は、 $\theta=30^\circ$ の場合が一番大きく、その値は $\sigma_1/\sigma_0=3.503$ である。 $\theta=45^\circ$ の場合の値は $\sigma_1/\sigma_0=1.761$ 、 $\theta=52^\circ$ の場合が $\sigma_1/\sigma_0=1.474$ 、 $\theta=60^\circ$ の場合が $\sigma_1/\sigma_0=1.752$ 、 $\theta=70^\circ$ の場合は $\sigma_1/\sigma_0=2.488$ 、 $\theta=90^\circ$ の場合が $\sigma_1/\sigma_0=3.197$ である。本研究で扱ったスカーフ角 θ の中では、無次元化された最大主応力の大きさの順は 30° 、 90° 、 70° 、 45° 、 60° 、 52° である。引張荷重を受ける同種および異種材料被着体のスカーフ接着継手の場合にはスカーフ角 θ が 52° で特異性が消失するが^{20, 21)}、曲げモーメントを受ける本研究の場合には特異性がわずかに認められ、消失していないことが示されている。

5.4.1.2 三次元 FEM 計算によるスカーフ角 θ が接着界面での無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響

Fig. 5.6 は三次元 FEM 計算による、スカーフ角 θ が継手表面 ($z/t=\pm 1.0$) の接着界面両端部 ($s/l=-1.0$ および $s/l=1.0$) での無次元化された最大主応力分布 σ_1/σ_0 に及ぼす影響を示す (接着長さ $2l=32\text{mm}$ 一定の場合)。上部被着体は鋼で、下部被着体は黄銅である。FEM 計算において内部での全ての要素における無次元化された最大主応力を調べた結果、継手表面 ($z/t=\pm 1.0$) で、この値が最も大きくなることが分かった。このため以降 $z/t=\pm 1.0$ での接着界面での無次元化された最大主応力分布を示す。Fig. 5.6(a) が接着界面全域 ($-1.0 \leq s/l \leq 1.0$) での無次元化された最大主応力分布、および Fig. 5.6(b) が引張り側接着界面左端部 ($s/l=-1.0$) 付近の結果を示す。横軸は接着界面に沿っての無次元化された s 座標である s/l を示す。なお θ は 30° 、 45° 、 52° 、 60° 、 70° および 90° (突合せ接着継手) としている。左端部近傍 (Fig. 5.6(b)) で無次元化された最大主応力が最も大きくなるのはスカーフ角 $\theta=30^\circ$ のときで、 $\sigma_1/\sigma_0=7.829$ となる。続いて $\theta=45^\circ$ の場合が $\sigma_1/\sigma_0=4.186$ 、 $\theta=90^\circ$ の場合が σ_1/σ_0

=3.830, $\theta=70^\circ$ の場合が $\sigma_1/\sigma_0=3.656$, $\theta=52^\circ$ の場合が $\sigma_1/\sigma_0=3.461$, $\theta=60^\circ$ の場合が $\sigma_1/\sigma_0=3.374$, である。すなわち, 大きさの順番は, スカーフ角 θ が 30° , 45° , 90° , 70° , 52° , 60° である。本研究で扱ったスカーフ角の中で, スカーフ角 θ が 60° の時が無次元化された最大主応力の値は最も小さいことが示されている。この結果は, σ_1/σ_0 の値及びスカーフ角の順番において **Fig. 5.5** に示した二次元 FEM による結果とかなり異なることを示している。さらにスカーフ角 θ が 52° でも特異性は認められる。

しかし, 接着長さ $2l$ が一定の場合には被着体幅 w がスカーフ角 θ によって変化する (**Table 2.1**)。このため, **Fig. 5.6** では σ_0 で無次元化しているため, スカーフ角 θ が 60° で相対的には無次元化された最大主応力 σ_1/σ_0 が小さくなる。しかし同時に被着体幅 w も小さくなるため, 与えられる曲げモーメント M は θ が小さくなるとより小さくなる。

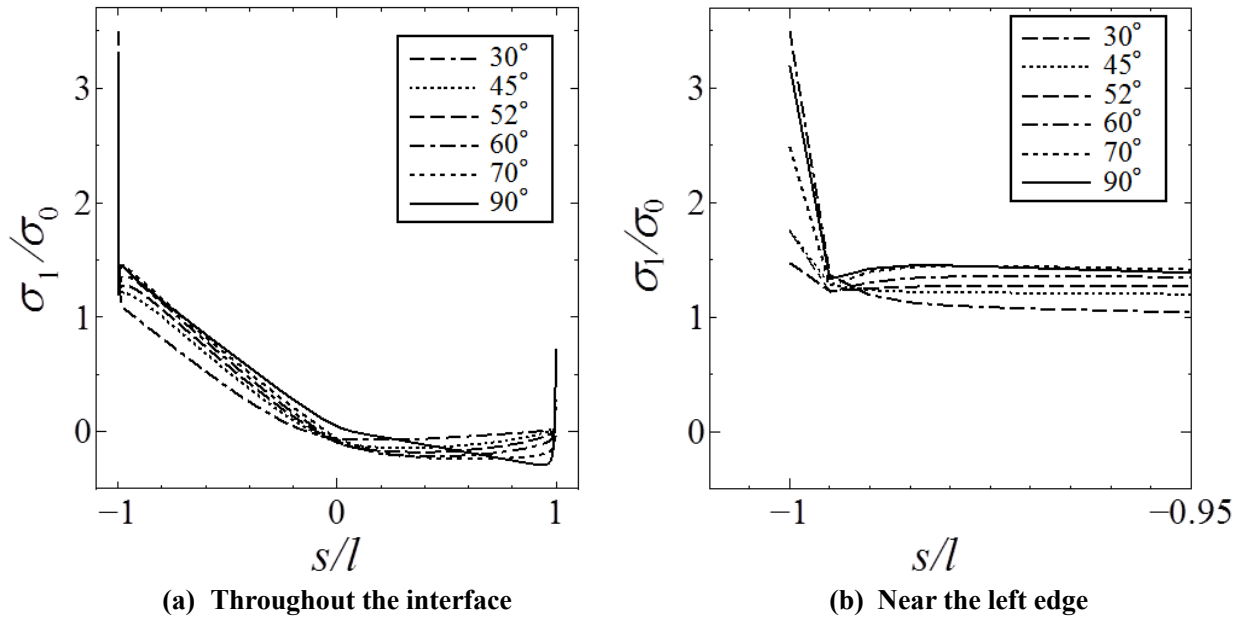


Fig. 5.5 Effect of the scarf angle on the normalized maximum principal stress distribution near the edges of the upper interface obtained from 2-D FEM calculations in the case where $2l$ is held constant ($E_1=209\text{GPa}$, $E_2=103\text{GPa}$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $2t_n=0.1\text{mm}$, $2l=32\text{mm}$ (constant))

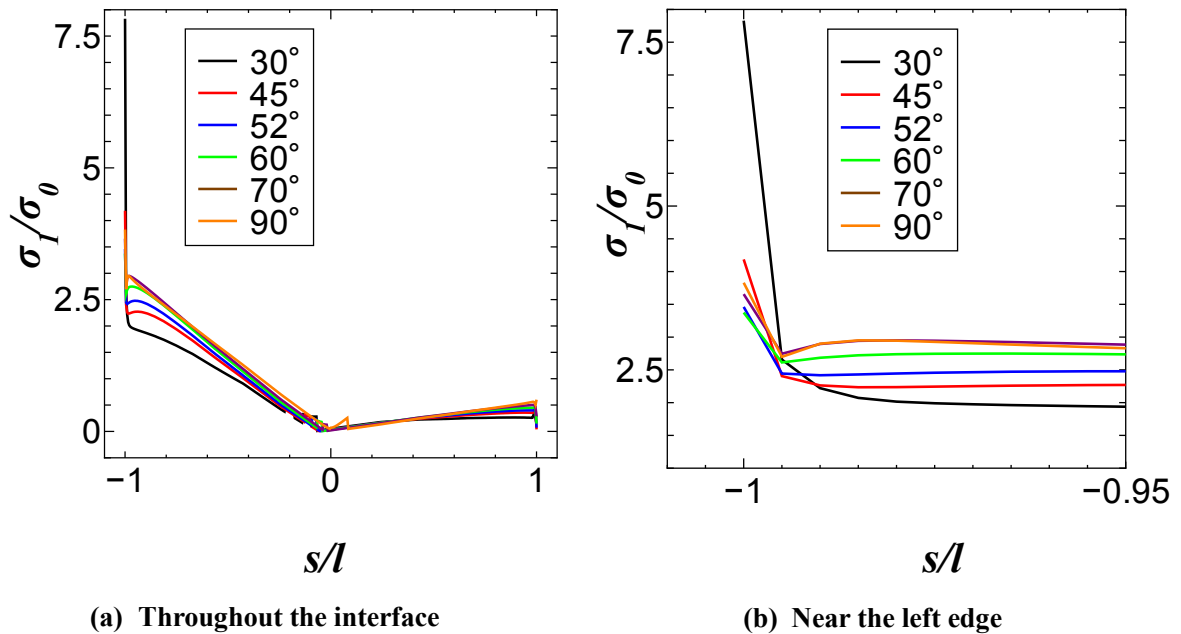


Fig. 5.6 Effect of the scarf angle on the normalized maximum principal stress distribution near the edges of the upper interface obtained from 3-D FEM calculations in the case where $2l$ is held constant ($E_1=209\text{GPa}$, $E_2=103\text{GPa}$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $2t_n=0.1\text{mm}$, $2l=32\text{mm}$ (constant), $t/z=1.0$)

そこで、**Fig. 5.7** は曲げモーメント M を一定にした結果を示す。スカーフ角 $\theta=90^\circ$ の時に与える曲げモーメント M の値 ($M=\sigma_0 \cdot 2t_l \cdot w^2/6$ で与えられ、 90° のとき $w=32\text{mm}$ である) を一定として、スカーフ角 θ が変化するスカーフ接着継手にこの大きさの曲げモーメント M を与える。**Fig. 5.7(a)** は接着界面全域にわたっての無次元化された最大主応力分布を示し、**Fig. 5.7(b)** は左端部近傍 ($s/l=-1.0$) の拡大されたそれを示す。**Fig. 5.7(b)** より、曲げモーメント M を一定とすると、スカーフ角 θ が 30° 、 45° 、 52° 、 60° 、 70° 、 90° の順に無次元化された最大主応力が小さくなることが示されている。すなわち破断時曲げモーメントは、このようなスカーフ角 θ のスカーフ接着継手では $\theta=90^\circ$ のスカーフ接着継手が一番大きくなることになる。 $2l$ 一定のスカーフ接着継手に曲げモーメントが作用する場合には、被着体幅 w が、スカーフ角 θ が小さくなるにつれて小さくなるため、破断時曲げモーメントの値はより小さくなる。なお、 $2l$ 一定の場合の引張荷重を受ける異種材料被着体のスカーフ接着継手 (スカーフ角 θ が 30° から 90° の範囲) では、スカーフ角 θ が小さくなると破断時引張荷重はより小さくなることを第 3 章で示した。しかし断面積で割ってえられる継手強度の値に及ぼす被着体幅 w の影響は極めて小さいことが示された。

Fig. 5.8 は三次元 FEM 結果による、被着体幅 w 一定とした場合のスカーフ角 θ が接着界面応力分布 σ_l/σ_0 に及ぼす影響を示す。横軸は接着界面に沿っての無次元化された s/l である。 θ は **Fig. 5.6** の場合と同様である。スカーフ角 θ が 30° の時に無次元化された最大主応力は最大となり、その値は $\sigma_l/\sigma_0=6.267$ である。続いて $\theta=90^\circ$ の場合が $\sigma_l/\sigma_0=3.830$ 、 $\theta=45^\circ$ の場合が $\sigma_l/\sigma_0=3.826$ 、 $\theta=70^\circ$ の場合が $\sigma_l/\sigma_0=3.594$ 、 $\theta=52^\circ$ の場合が $\sigma_l/\sigma_0=3.230$ 、 $\theta=60^\circ$ の場合が $\sigma_l/\sigma_0=3.177$ である。**Table 5.1** は得られた各場合 (三次元での $2l$ 一定の場合、 w 一定の場合と二次元結果) の無次元化された最大主応力の値をまとめて示す。

以上の結果より、二次元 FEM 計算結果の値と、三次元 FEM 計算結果の無次元化された最大主応力の値はかなりの差異があることが示されている。接着長さ $2l$ 一定の場合と被着体幅 w 一定の場合の接着界面応力分布を比べると、スカーフ接着継手の無次元化された最大主応力の値は接着長さ $2l$ 一定の場合の方が大きいことが示されている。接着長さ $2l$ 一定の場合にはスカーフ角 θ が小さくなると、被着体幅 w がより小さくなる。曲げモーメントを受ける場合には被着体幅 w の影響が大きいことは、自明である (w がより小さくなると断面係数 $Z=(2t_l) \times w^2/6$ がより小さくなるためである。)。なお、 $\theta=90^\circ$ の場合は $2l$ 一定の場合と w 一定の場合では被着体幅は同一となる。接着長さ $2l$ 一定の場合も被着体幅 w 一定の場合も、無次元化された最大主応力 σ_l/σ_0 の最大値はスカーフ角 30° の場合、最小値はスカーフ角 60° の場合であった。端部で発生する特異応力の観点からは、本研究で扱ったスカーフ角 θ の範囲では、従来のスカーフ角 θ を小さくし、接着面積を大きくする考えが必ずしも継手強度向上につながるものではないことを示している。特異応力の理論¹³⁶⁾ から、スカーフ角がより小さく (鋭角に) なるほど特異性が大きくなることに対応している¹³⁶⁾。さらに曲げモーメント作用の場合には被着体幅 w がより小さくなると断面係数 Z がより小さくなるため、曲げ応力は大きくなると考えられる。

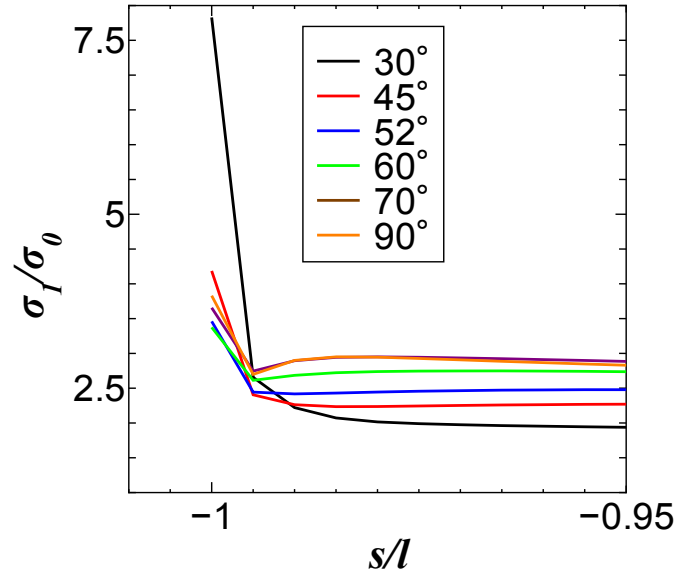


Fig. 5.7 Effect of the scarf angle on the normalized maximum principal stress distribution near the edges of the upper interface obtained from 3-D FEM calculations ($2l$ constant) in the case the external bending moment is held constant ($E_1=209\text{GPa}$, $E_2=103\text{GPa}$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $2t_n=0.1\text{mm}$, $2l=32\text{mm}$ (constant) , $t/z=1.0$)

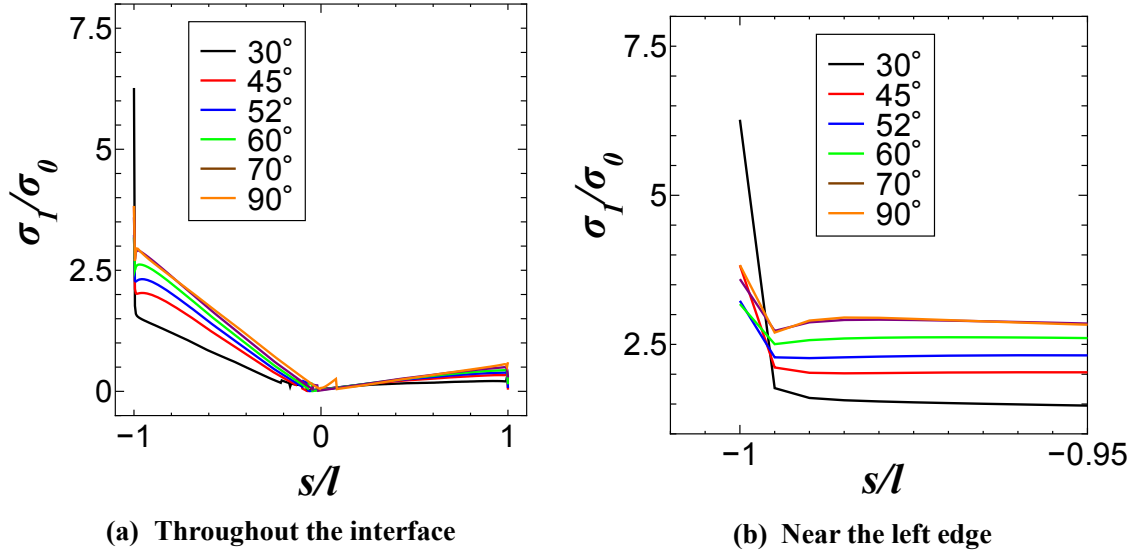


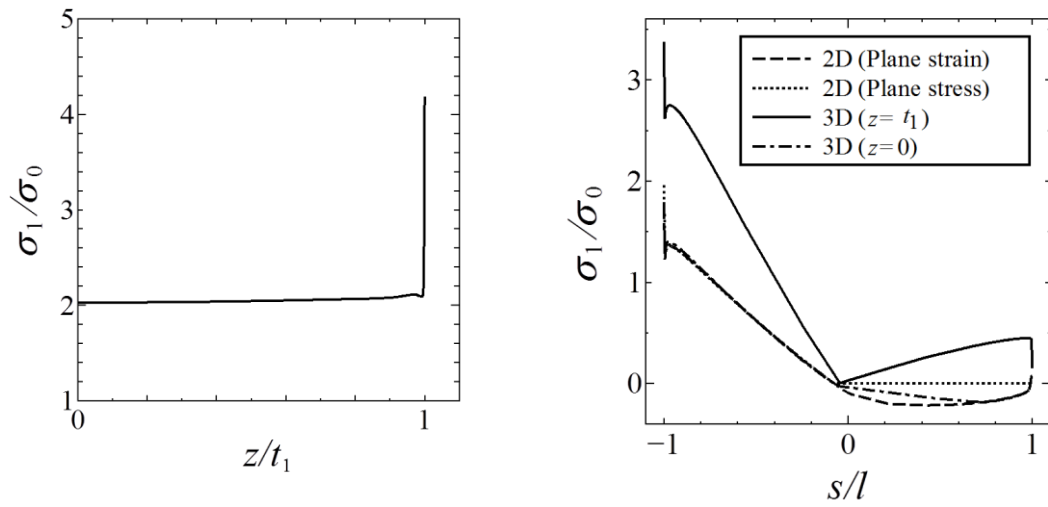
Fig. 5.8 Effect of the scarf angle on the normalized maximum principal stress distribution near the edges of the upper interface obtained from 3-D FEM calculations in the case where w is held constant ($E_1=209\text{GPa}$, $E_2=103\text{GPa}$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $2t_z=0.1\text{mm}$, $w=32\text{mm}$ (constant) , $t/z=1.0$)

Table 5.1 Effect of scarf angle on σ_1/σ_0 for the cases where w is held constant (3D FEM) and where $2l$ is held constant (2D and 3D FEM)

Scarf angle θ	σ_1/σ_0 $2l$ constant (2D)	σ_1/σ_0 w constant (3D)	σ_1/σ_0 $2l$ constant (3D)
30°	3.503	6.267	7.829
45°	1.761	3.826	4.186
52°	1.474	3.230	3.461
60°	1.752	3.177	3.374
70°	2.488	3.594	3.656
90°	3.197	3.830	3.830

Fig. 5.9(a)は三次元 FEM 計算によって得られた上部接着界面左端部 ($s/l=-1.0$) の被着体の厚さ方向 (**Fig. 5.1** での z 軸方向) の接着界面応力分布を示す。なおスカーフ角 θ は 45° , 被着体幅 $2l$ が一定の場合である。この結果から z 軸方向の無次元化された最大主応力分布 σ_l/σ_0 も継手表面 ($z/t=\pm 1.0$) で特異性が発生することを示している。すなわち, 継手表面 ($z/t_l=\pm 1.0$) の $s/l=-1.0$ の点で無次元化された最大主応力 σ_l/σ_0 の値が最大となることを示し, その値は $\sigma_l/\sigma_0=4.186$ である。三次元 FEM 計算により, 引張荷重を受ける場合と同様に, 曲げモーメントを受ける場合にも z 方向の特異性の影響が示されている。

Fig. 5.9(b)はスカーフ角 θ が 60° , 被着体幅 $2l$ が一定の場合の, 上部界面左端部 ($s/l=-1.0$) の継手中央部 ($z/t_l=0$) と継手表面 ($z/t_l=\pm 1.0$) の三次元 FEM 計算結果と二次元 FEM 計算結果 (平面ひずみ状態と平面応力状態) を示す。 $s/l=-1.0$ での二次元 FEM の平面応力状態での無次元化された最大主応力 $\sigma_l/\sigma_0=1.961$ であり, 平面ひずみ状態のそれは $\sigma_l/\sigma_0=1.752$, 三次元 FEM の中央部 ($z/t_l=0$) では $\sigma_l/\sigma_0=1.757$ および継手表面 ($z/t_l=\pm 1.0$) では $\sigma_l/\sigma_0=3.374$ である。三次元 FEM の継手中央部 ($z/t_l=0$) と二次元 FEM 結果 (平面ひずみと平面応力) との差異は小さいが, 三次元 FEM の表面 ($z/t_l=\pm 1.0$) での結果との差異は大きいことが示されている。接着層内での応力状態は二次元 FEM でも推定できるが, 継手表面での z 方向の特異性を考慮するために, 三次元 FEM 計算が必要であると言える。



(a) Distribution in the z direction ($\theta=45^\circ$, $E_1=209\text{GPa}$, $E_2=103\text{GPa}$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $2t_n=0.1\text{mm}$, $2l=32\text{mm}$ (constant))

(b) Comparison of the normalized interface stress distributions among 2-D FEM and 3-D FEM at $z=0$ and $z=t_1$

Fig. 5.9 The normalized maximum principal stress distribution in the z direction and the comparisons of the interface stress distributions among the 2-D (plane strain and the plane stress) and the 3-D results ($z=0$ and $z=t_1$) ($\theta=60^\circ$, $E_1=209\text{GPa}$, $E_2=103\text{GPa}$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $2t_n=0.1\text{mm}$, $2l=32\text{mm}$ (constant))

5.4.1.3 三次元FEM計算による異種材料被着体の縦弾性係数比 E_1/E_2 が上部接着界面での無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響

Fig. 5.10は三次元FEM計算により得られた異種材料被着体の縦弾性係数比 E_1/E_2 が上部接着界面左端部 ($s/l=-1.0$) での無次元化された最大主応力分布 σ_1/σ_0 に及ぼす影響を示す (被着体幅 $2l$ が一定の場合)。ここでスカーフ角 θ は 45° とし, 接着層厚さ $2t_n$ は 0.1mm とし, 上部被着体の縦弾性係数 E_1 を 209GPa および接着層の縦弾性係数 E_3 を 3.34GPa に固定し, E_2 を 67.8GPa (アルミニウム, $E_1/E_2=3.08$), 103GPa (黄銅, $E_1/E_2=2.03$) および 209GPa (軟鋼, 同種材料 $E_1/E_2=1.0$) と変化させる。縦軸は無次元化された最大主応力 σ_1/σ_0 , 横軸は拡大された s/l ($-1.0 \leq s/l \leq -0.95$) を示す。無次元化された最大主応力 σ_1/σ_0 の最大値は引張側接着界面左端部 ($s/l=-1.0$) で発生するのでこの部分を拡大して示す。さらに σ_1/σ_0 の値は被着体材料の縦弾性係数比 E_1/E_2 が大きくなるほど増大することが示されている。なお $s/l = -1.0$ での $E_1/E_2=3.08$ (アルミニウム) の時の σ_1/σ_0 の値は 5.368 , $E_1/E_2=2.03$ のときが $\sigma_1/\sigma_0=4.186$, $E_1/E_2=1.0$ のときが $\sigma_1/\sigma_0=2.861$ である。このため継手強度は縦弾性係数比 E_1/E_2 の値が 1 (同種被着体) に近づくと増大すると推測される。

Fig. 5.11 は被着体幅 w 一定の場合の E_1/E_2 の影響を示すが, $s/l = -1.0$ での $E_1/E_2=3.08$ (アルミニウム) の時の σ_1/σ_0 の値は 4.887 , $E_1/E_2=2.03$ のときが $\sigma_1/\sigma_0=3.826$, $E_1/E_2=1.0$ のときが $\sigma_1/\sigma_0=2.624$ であり, $2l$ 一定の場合より σ_1/σ_0 の値はより小さいが, E_1/E_2 の影響は同じである。この結果は第三章で述べた引張荷重を受ける異種材料被着体によるスカーフ接着継手の場合と同じである。

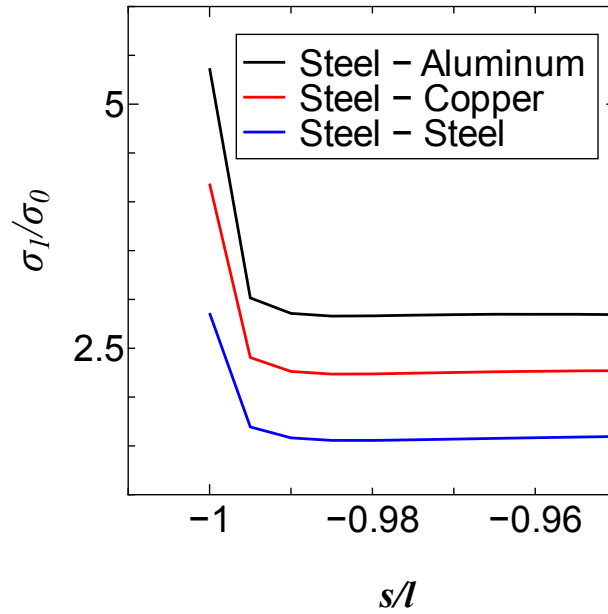


Fig. 5.10 Effect of adherend Young's modulus ratio on the normalized maximum principal stress distribution near the left edge of the upper interface obtained from 3-D FEM calculations in the case where $2l$ is held constant ($\theta=45^\circ$, $2t_n=0.1\text{mm}$, $E_1=209\text{GPa}$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $2l=32\text{mm}$ (constant), $t_l/z=1.0$)

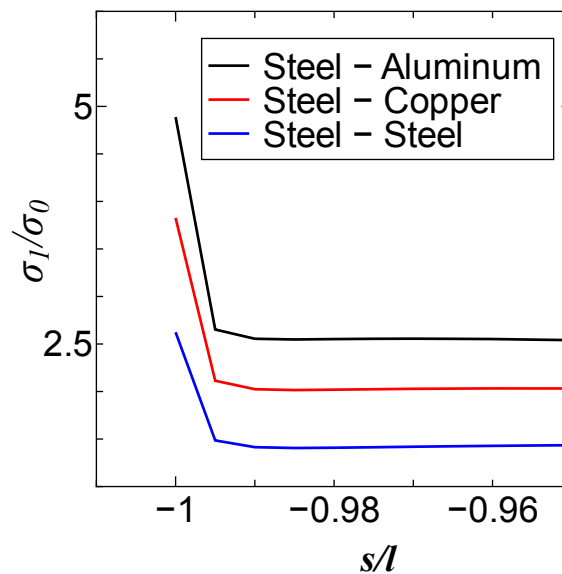


Fig. 5.11 Effect of adherend Young's modulus ratio on the normalized maximum principal stress distribution near the left edge of the upper interface obtained from 3-D FEM calculations in the case where w is held constant ($\theta=45^\circ$, $2t_n=0.1\text{mm}$, $E_1=209\text{GPa}$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $w=32\text{mm}$ (constant), $t_l/z=1.0$)

5.4.1.4 三次元 FEM 計算による接着層厚さ $2t_n$ が接着界面での無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響

Fig. 5.12 は三次元 FEM 計算から得られた接着層厚さ $2t_n$ が上部接着界面左端部近傍の無次元化された最大主応力分布 σ_1/σ_0 に及ぼす影響を示す。ただしスカーフ角 θ は 45° であり、被着体幅 w 一定の場合である。接着層厚さを 0.1, 0.2 および 0.3mm と変化させている。接着層厚さ $2t_n$ の増加に伴って左端部 ($s/l=-1.0$) での無次元化された最大主応力 σ_1/σ_0 は増加している。 $2t_n=0.1\text{mm}$ の時に $\sigma_1/\sigma_0=3.826$, $2t_n=0.2\text{mm}$ に対して $\sigma_1/\sigma_0=4.424$, $2t_n=0.3\text{mm}$ に対して $\sigma_1/\sigma_0=4.840$ である。この結果、接着層厚さが小さくなるほど継手強度は増大すると推測される。この結果は第 4 章の曲げモーメントを受ける同種材料被着体のスカーフ接着継手の結果、および第 2 章の引張荷重を受ける同種材料被着体並びに第 3 章の引張荷重を受ける異種材料被着体のスカーフ接着継手の結果とも同一である。

5.4.1.5 三次元 FEM 計算による接着層の縦弾性係数 E_3 が接着界面での無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響

Fig. 5.13 は三次元 FEM 計算により得られた接着層の縦弾性係数 E_3 が上部接着界面左端部 ($s/l=-1.0$) 近傍の無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響を示す。ここでスカーフ角 θ は 60° で、被着体幅 w 一定の場合である。接着層厚さ $2t_n$ は 0.1mm としている。接着層の縦弾性係数 E_3 を、1.67GPa, 3.34GPa および 6.68GPa と変えているが、被着体縦弾性係数 E_1 (上部) は 209GPa, および E_2 (下部) は 103GPa を一定としている。横軸は接着界面に沿った無次元化された距離 s/l である。 $E_3=1.67\text{ GPa}$ の時 $\sigma_1/\sigma_0=3.361$, $E_3=3.34\text{ GPa}$ の時 $\sigma_1/\sigma_0=3.177$, $E_3=6.68\text{ GPa}$ の時 $\sigma_1/\sigma_0=2.874$ である。 E_1 (鋼) に対して E_3 (接着材料) の値が相対的に小さいが、接着層の縦弾性係数 E_3 が大きくなるにつれて $s/l=-1.0$ 付近の σ_1/σ_0 の値が低下していることが示されている。このことは接着層の縦弾性係数 E_3 が被着体の縦弾性係数 E_1 と E_2 に近づくにつれて継手強度は増大することを示している。この特性は第 2 章および第 3 章で述べた、引張荷重を受ける同種および異種材料被着体のスカーフ接着継手と同じである。

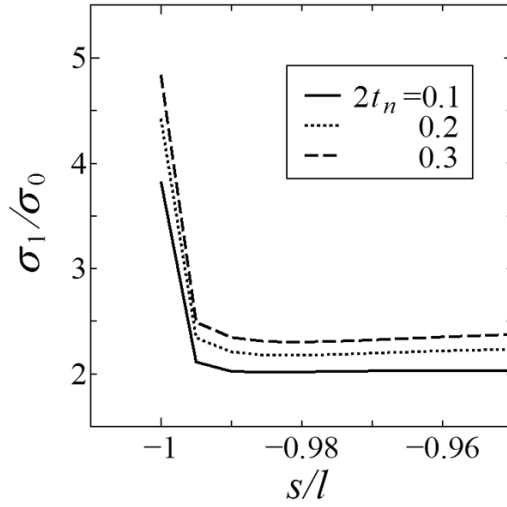


Fig. 5.12 Effect of adhesive thickness on the normalized maximum principal stress distribution near the left edge of the upper interface obtained from 3-D FEM calculations (w is held constant) ($\theta=45^\circ$, $E_1=209\text{GPa}$, $E_2=103\text{GPa}$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $w=32\text{mm}$ (constant), $t/z=1.0$)

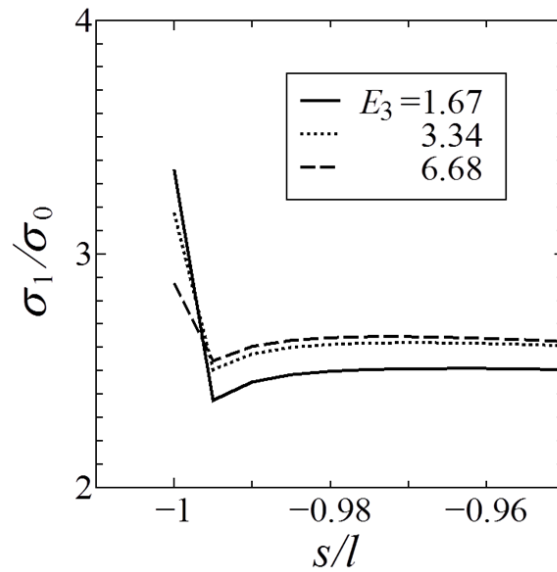


Fig. 5.13 Effect of adhesive Young's modulus on the normalized maximum principal stress distribution near the left edge of the upper interface obtained from 3-D FEM calculations (w is held constant) ($\theta=60^\circ$, $E_1=209\text{GPa}$, $E_2=103\text{GPa}$, $2tn=0.1\text{mm}$, $w=32\text{mm}$ (constant), $t/z=1.0$)

5.4.2 ひずみに関する FEM 計算結果と実験結果との比較

Fig. 5.14 は曲げモーメントを受ける異種材料被着体（上部被着体は軟鋼，下部被着体は黄銅）のスカーフ接着継手の被着体表面でのひずみの測定結果と三次元 FEM 結果との比較を示す。縦軸はひずみ ε_y で，横軸は無次元化された距離 s/l を示している。黒丸印（●）は測定結果であり，実線が三次元 FEM 計算から得られた接着層に沿ってのひずみ分布（ $2l$ 一定）を示す。なおスカーフ角 θ は 60° とし，上部被着体（軟鋼）の縦弾性係数 E_1 は 209GPa ，ポアソン比 $\nu_1 = 0.29$ および下部被着体（黄銅）のそれら $E_2 = 103\text{GPa}$ ， $\nu_2 = 0.35$ としている。接着層厚さ $2t_n$ は 0.1mm としている。測定は被着体の 3 点でひずみゲージ（ゲージ長さ 1mm ）により測定し，他方三次元 FEM では貼り付けたひずみゲージの位置に対応する位置でのひずみ ε_y の値を平均し，ひずみ ε_y としている。三次元 FEM 計算結果は測定結果とかなりよく一致していることが示されている。

5.4.3 継手破断時曲げモーメントの FEM 計算結果と実験結果の比較

使用したエポキシ接着剤の応力-ひずみ線図は第 2 章，Fig. 2.16 に示しているので，これを用いる。破断応力は 50.96MPa である。すでに述べたように，この応力-ひずみ線図を図中の破線で示す断片線形近似を行い，三次元弾塑性 FEM 計算を行った。その結果，三次元 FEM 計算で得られた継手表面（ $z/t_l = \pm 1.0$ ）の左端部（ $s/l = -1.0$ ）の要素で発生する最大主応力 σ_1 の値が接着層強さ 50.96MPa に達した時に破断が発生し，このときの曲げモーメント M を破断時曲げモーメントとする。破断時曲げモーメント測定実験はスカーフ角 θ が 45° ， 52° ， 60° ，および 90° の場合に対して行った。

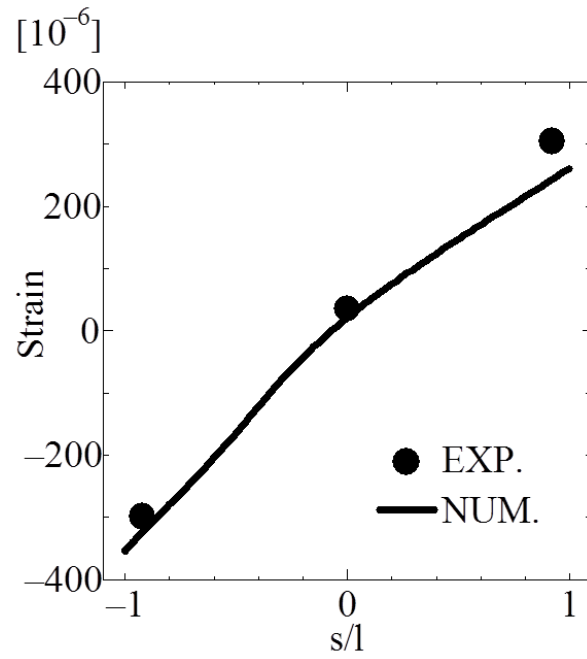
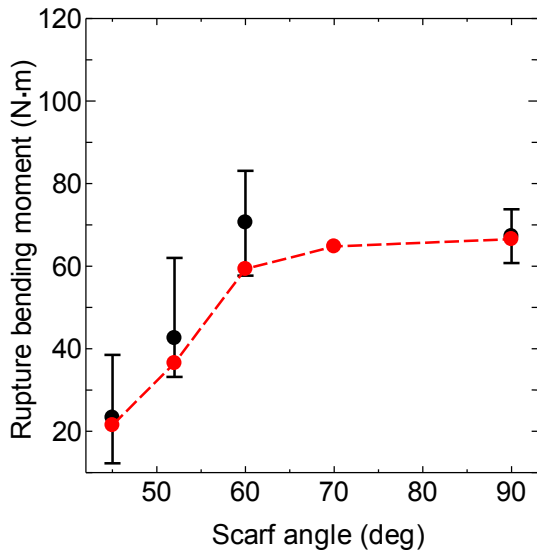


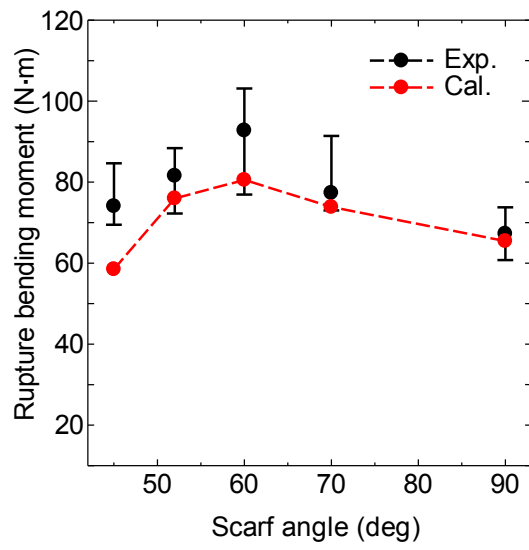
Fig. 5.14 Comparison of the strains in the scarf adhesive joint with dissimilar adherends between the numerical and the experimental results (the case where $2l$ is held constant) ($E_1=209\text{GPa}$, $\nu_1=0.29$, $E_2=103\text{GPa}$, $\nu_2=0.35$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $\nu_3=0.38$, $\theta=60^\circ$)

Fig. 5.15(a)は接着長さ $2l$ 一定の場合および **Fig. 5.15(b)**は被着体幅 w が一定の場合のスカーフ接着継手の三次元 FEM (弾塑性) 計算から得られた最大主応力説に基づく破断時曲げモーメントの推定結果 (○印), および測定結果 (●印) を示す。各スカーフ角 θ のスカーフ接着継手に対して 5 回の測定を行いその平均値を示している。測定された曲げモーメントのばらつきは縦線で示されている。縦軸が破断時曲げモーメント ($\text{N} \cdot \text{m}$) を示し, 横軸がスカーフ角 θ である。**Fig. 5.15(a)**の接着長さ $2l$ が一定の場合には, 被着体幅 w が変化するため, 破断時曲げモーメントが変化する。**Fig. 5.15(a)**の場合には最大主応力説に基づく破断時曲げモーメントの推定結果は実験結果とかなりよく一致していることを示している。**Fig. 5.15(a)**の場合 ($2l$ 一定) における三次元 FEM 計算からの破断時曲げモーメント M の推定値はスカーフ角 θ が 90° の時が最大となり, その値は $M=65.5\text{N} \cdot \text{m}$ である。 90° の時の測定された平均破断時曲げモーメントは $M=67.2\text{N} \cdot \text{m}$ である。スカーフ $\theta=45^\circ$ で最小となり, この時の推定値 $M=21.5\text{N} \cdot \text{m}$, 測定値の平均の破断時曲げモーメント $M=23.3\text{N} \cdot \text{m}$ である。

Fig. 5.15(b)に示す被着体幅一定の場合のスカーフ接着継手の最大の破断時曲げモーメントは推定値と測定値ともに, スカーフ角 θ が 60° の時であることが示されている。この継手の場合も, 三次元 FEM 推定値は測定値に比べやや小さいが, かなりよく一致している。破断時曲げモーメント M の推定値は $\theta=45^\circ$ の時に最小で, 被着体幅一定の場合には, その値は $M=58.5\text{N} \cdot \text{m}$ (測定値 $M=74.1\text{N} \cdot \text{m}$) であり, スカーフ角 $\theta=60^\circ$ の時の破断時曲げモーメント M の推定値は, $M=80.6\text{N} \cdot \text{m}$ (測定値 $M=92.8\text{N} \cdot \text{m}$) である。被着体幅 w 一定の破断時曲げモーメントは接着長さ $2l$ 一定の場合のそれより大きいことが示されている。接着長さ $2l$ 一定の継手ではスカーフ角 θ がより小さくなると, 被着体幅 w がより小さくなるため接着継手の曲げ剛性が小さくなるので, 破断時曲げモーメント M は小さくなると考えられる。



(a) The case where $2l$ is held constant



(b) The case where the width w is held constant

Fig. 5.15 Comparisons of the bending moments when the joints rupture in the cases where $2l$ is held constant and where w is held constant

5.5. 結言

本章では静的曲げモーメントを受ける異種材料被着体のスカーフ接着継手の二次元 FEM および三次元 FEM 計算により接着界面の最大主応力分布を調べ、二次元 FEM 結果と三次元 FEM 結果の差異を示し、被着体の縦弾性係数比および接着層厚さなどが接着界面応力分布に及ぼす影響を調べた。特に、従来のスカーフ接着継手に関する多くの研究は接着長さを一定とするため被着体幅が変化する。しかし、実用上は被着体幅が設計段階から与えられる場合を考え、被着体幅一定の条件下でも上記問題点を検討した。さらに継手破断時曲げモーメントの大きさを推定し、測定結果と比較検討を行った。得られた結果は以下である。

1. 二次元 FEM (平面ひずみ) での接着界面応力分布 (接着長さ $2l$ 一定の場合) を調べ、縦弾性係数が大きい被着体側界面で無次元化された最大主応力が大きくなることを示し、スカーフ角 θ が無次元化された最大主応力に及ぼす影響を調べた結果、曲げモーメント作用下では、静的引張荷重を受ける場合 (本論文第 2 章及び第 3 章) と異なり、スカーフ角 $\theta=52^\circ$ では特異性は消失しないが、本章で扱ったスカーフ角 θ のなかでは最も小さい無次元化された最大主応力の値を示すことが示された。
2. 三次元 FEM 計算において、接着長さ $2l$ が一定の場合と被着体幅 w が一定の場合のスカーフ接着継手の接着界面での無次元化された最大主応力 σ_1/σ_0 の値を比較した結果、接着長さ $2l$ 一定の場合にはスカーフ角 θ が小さくなるにつれて被着体幅 w が小さくなるため、接着長さ $2l$ 一定の場合の方が σ_1/σ_0 は大きい値を示した。さらに二次元 FEM 計算結果と三次元 FEM 計算結果を比較したところ、三次元 FEM 計算結果の方が、無次元化された最大主応力の値が大きいことが示された。
3. 異種材料被着体の縦弾性係数比 E_1/E_2 が接着界面端部に発生する最大主応力に及ぼす影響を調べ、 E_1/E_2 の値が大きくなるほど引張り側接着界面の左端部での無次元化された最大主応力の値は大きくなることを示した。
4. 接着長さ一定の場合と被着体幅一定の場合に対して、三次元 FEM 計算によりスカーフ角 θ が接着界面の無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響を調べた。被着体幅 w 一定の場合にスカーフ角 θ が 60° の時、無次元化された最大主応力が最小となることが示され、継手破断時曲げモーメントが最大となると推測された。しかし接着長さ一定の場合の継手幅 w はスカーフ角 θ が小さくなるにつれて小さくなるため継手破断時曲げモーメントはスカーフ角 θ が小さくなるにつれて小さくなることを示した。この場合には 90° の時に継手破断時曲げモーメントが最大になることも示した。
5. 三次元 FEM 計算によって、接着層の縦弾性係数および接着層厚さが接着界面の無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響を調べた。その結果接着層の縦弾性係数が大きくなるほど、接着層厚さが薄くなるほど接着界面端部での最大主応力は小さくなることが分かった。この結果は引張荷重を受ける同種および異種材料被着体のスカーフ接着継手の場合と同様であることが示された。

6. 三次元 FEM 計算により接着層に沿っての界面端部と同様に厚さ (z 方向) 方向にも特異性が発生することが示された。最大主応力の最大値は継手表面 ($z/t=\pm 1.0$) の引張り側の左端部 ($s/l=-1.0$) で発生することが示された。さらに三次元 FEM 計算による継手の内部での最大主応力の値は二次元 FEM 計算による平面ひずみ状態及び平面応力状態による最大主応力の値との差異は小さいことが示された。三次元 FEM 計算により、厚さ方向の特異性を考慮した最大主応力を考慮することが必要であることを指摘した。
7. 三次元 FEM 計算の妥当性を示すために、静的曲げモーメント作用下でのスカーフ接着継手のひずみに関する実験を行い、測定結果は計算結果とかなりよく一致することを示した。
8. 三次元弾塑性 FEM 計算により最大主応力説に基づき破断時曲げモーメントを推定した。同時に破断時曲げモーメントに関する実験を行い、計算結果と測定結果を比較した。計算結果は測定結果とかなりよく一致し、概ね安全側で推定できることを示した。さらに被着体幅 w が一定の継手の場合には、破断時曲げモーメントはスカーフ角 θ が約 60° で最大になることが分かった。接着長さ一定の場合の継手の破断時曲げモーメントはスカーフ角 θ が小さくなると小さくなり、 90° (突合わせ) の時が最大になることを示した。この場合にはスカーフ角が小さくなるにつれ被着体幅もより小さくなるので、破断時曲げモーメントの値はより小さくなる。このため接着長さ一定の場合の破断時曲げモーメントは被着体幅一定の場合の継手より小さいことが示された。

第6章 静的引張荷重を受けるバンド接着されたスカーフ接着継手の三次元有限要素法解析と強度推定

6.1. 緒言

従来から、接着長さがより長い被着体の接着に関しては、接着面の全域で接着する方法に対して部分的に接着するいわゆるバンド接着継手が経験的に用いられている。突合せバンド接着継手に関する研究は、沢ら^{18, 21)}が弾性論を用いて接着界面応力分布を解析し、バンド接着継手は静的荷重分布に対応して、適正なバンド接着位置および面積を取ることで、接着界面全域を接着する場合と同程度の効果が得られることを示している。バンド接着されたスカーフ接着継手は、突合せバンド接着継手に比べ、接着界面端部が多くなり、この各接着界面端部では特異性が発生するが、その他の接着部分では応力をより均一に分布させると同時に、外荷重に対して効率的に抵抗できると推測される。これまで、バンド接着されたスカーフ継手の応力分布と強度に関する研究はなされていない。今後接着長さがより大きい接着継手へのバンド接着の適用の推進から、スカーフ接着継手に対しても部分的に接着するバンド接着継手の特性を把握することは重要と考えられる。

本章では静的引張荷重を受ける同種および異種材料の接着界面を部分的に接着させる、いわゆるバンド接着されたスカーフ接着継手の接着界面応力分布を三次元有限要素法 (FEM) 解析により明らかにし、接着面全領域が接着された接着継手と部分的に接着されたバンド接着継手 (接着長さ一定の場合) の接着界面応力分布の比較を行い、1) その差異を明確にすること、および 2) バンド接着継手の応力特性を明らかにすることを目的としている。異種材料被着体の縦弾性係数比、接着層の縦弾性係数、接着層厚さ、スカーフ角度、バンド接着長さ、バンド接着領域数、および荷重分布などがバンド接着されたスカーフ接着継手の接着界面での応力分布に及ぼす影響を明らかにする。さらに接着剤の応力-ひずみ線図を用いて、三次元 FEM 弾塑性解析を行い、バンド接着されたスカーフ接着継手の継手強度を推定する。一方、ひずみ測定実験および継手破断荷重測定実験を行い、実験結果と FEM 計算結果を比較し、FEM 計算の妥当性を検討する。

6.2. 有限要素法 (FEM) 計算

Fig. 6.1 は静的一様引張荷重を受けるバンド接着されたスカーフ接着継手 (接着長さ一定) の三次元 FEM 計算モデルを示す。**Fig. 6.1(a)** はバンド接着領域数が二つ ($N=2$) の場合、**Fig. 6.1(b)** はバンド接着領域数が三つ ($N=3$) の場合である。座標軸は、引張荷重が作用する方向を y 軸とする (x, y, z) 直角座標系と、接着界面に沿った座標 s 軸に垂直な方向を n 軸とする (s, n, z) 座標系であり、 s 軸は接着界面の左端部からの距離としている。 (x, y, z) 直角座標系の原点を O とする。また、上部被着体の縦弾性係数およびポアソン比を E_1, ν_1 、下部被着体のそれらを E_2, ν_2 、接着層のそれらを E_3, ν_3 とする。ここで、上部被着体と下部被着体が同一材料の場合 ($E_1=E_2, \nu_1=\nu_2$) は同種材料の接着継手である。接着界面の

全域の長さを l 、接着層の厚さを t_n 、被着体の厚さは $2t$ 、バンド接着領域の長さを b_l 、接着領域数を N 、継手の幅を w とし、スカーフ角を θ とする。境界条件は、1) 下部被着体の下端面は x および y 方向を拘束し、2) 上部被着体上端に一樣引張応力 σ_0 を作用させる。対称性を考慮して継手の半分を FEM 解析対象としている。**Table 6.1** は被着体材料と接着剤及びその材料定数を示す。異種材料被着体の場合の解析では上部および下部被着体をそれぞれ軟鋼 SS400 と黄銅 C2800 とし、同種材料被着体の接着継手の解析では上部および下部被着体とも軟鋼 SS400 としている。

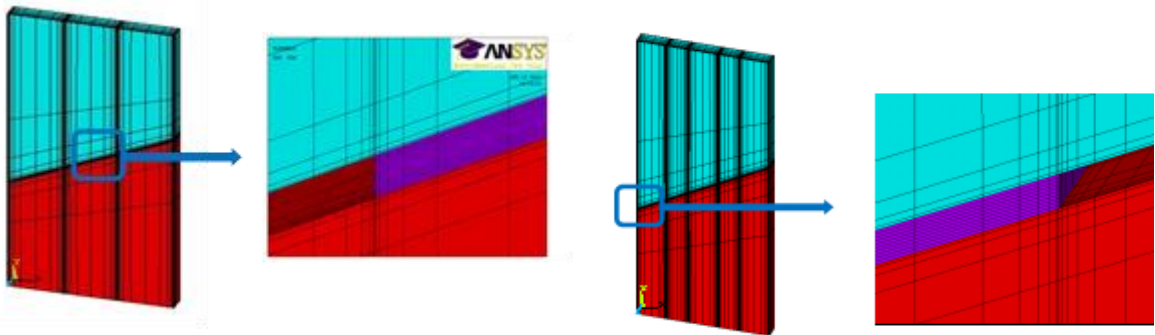
Fig. 6.2 は荷重分布がバンド接着されたスカーフ接着継手の接着界面応力分布に及ぼす影響を調べるための三次元 FEM 計算モデルを示す。**Fig. 6.2(a)** は接着領域数 $N=2$ の場合、**Fig. 6.2(b)** は接着領域数 $N=3$ の場合である。各寸法の定義は全域的な静的引張荷重を受ける三次元 FEM 計算モデルと同様であり、**Fig. 6.2(a)** の場合には荷重分布は 2 つの幅 d_l 部分に一樣応力 σ_0 を作用させ、**Fig. 6.2(b)** の場合には荷重分布は 3 つの領域の幅 d_l に σ_0 を作用させる。その他の境界条件は **Fig. 6.1** の場合と同様である。実際の機械構造物にこのようなバンド接着されたスカーフ接着継手を使用される場合の外荷重の応力分布は不明なことが多い。しかしバンド接着されたスカーフ接着継手に作用する荷重による応力分布の基本形態は一樣応力分布と曲げモーメントによる線形応力分布であり、実際の応力分布は概ねこの 2 つの応力分布の重ね合せで対応できると推測される。このため本研究では、まず引張荷重を **Fig. 6.1(a)** に示すように一樣応力分布とする場合を検討する

Fig. 6.3 は三次元 FEM 計算の要素分割例を示す。**Fig. 6.3 (a)**は接着領域数 $N=2$ 場合、**Fig. 6.3(b)** は $N=3$ の場合である。全要素数と全節点数はそれぞれ 20000 と 23540 程度である。使用した FEM 解析コードは ANSYS で、最小要素寸法を $10\mu\text{m}\times 10\mu\text{m}\times 10\mu\text{m}$ としている。前章までの最小要素寸法は $5\mu\text{m}$ としているが、バンド接着の場合には端部が多くなるためこの部分での特異応力が発生する。全要素数は本利用ソフトには制限があるため、全要素数を考慮して $10\mu\text{m}$ としている。

また、本研究では接着剤の応力-ひずみ線図を用いて、三次元弾塑性 FEM 計算を行い、接着継手の破断時荷重を推定する。使用したエポキシ接着剤（住友 3M 製 Scotch-Weld 1838）の応力-ひずみ線図は 2 章、**Fig. 2.16** に示しているのので、これを用いる。ダンベル型試験片を用いて測定し、得られた破断応力は 50.96MPa である。実線は実験より得られた測定結果で、破線は断片線形近似直線であり、これを用いて FEM 計算を行う。

Table 6.1 Material properties of adherends and adhesive

	Young's modulus E (GPa)	Poisson's ratio ν
Adherend (SS400)	206	0.3
Adherend (C2800)	103	0.3
Adhesive (Scotch-weld 1838)	3.34	0.38



(a) $N=2$

(b) $N=3$

Fig. 6.3 Examples of mesh divisions in the 3-D FEM calculations

6.3. 実験方法

三次元 FEM 計算の妥当性を検証するため、異種材料のバンド接着されたスカーフ接着継手内のひずみ測定実験および継手強度測定実験を行い、FEM 計算結果と実験結果を比較する。**Fig. 6.4** はひずみ測定実験および継手強度測定実験で用いた試験片とその寸法の一例を示す。**Table 6.2** は試験片のスカーフ角 θ および幅 w を示す。試験片の幅 w はスカーフ角 θ によらず接着面積が同じになるように設計し、継手界面の長さはすべて 47mm としている。すなわち本研究では接着長さを一定としている。バンド接着部分の全長は 32mm とし、非接着部分長さは 15mm としている。

部被着体は軟鋼 (SS400)、下部被着体は黄銅 (C2800)、接着剤はエポキシ (住友 3M 製, Scotch-Weld 1838) を用いる。スカーフ角 90° (突合せ) の試験片は機械加工により製作され、それ以外はワイヤーカットにより製作されている。ワイヤーカットによる接着面の表面粗さ Ra は $5\mu\text{m}$ 以下である。まず、試験片の接着界面をブタノンで脱脂し、乾燥させる。その後、非接着部分が接着しないように、接着界面の中心を基準として幅が 15mm ($N=2$ の場合) の一般の紙を継手の厚さ方向に沿ってセロテープを用いて貼る (バンド接着面積が接着界面全体の 68% ($=32\text{mm}/47\text{mm}$))。その後、接着剤を用いて接着し、常温で約 10 時間放置し、 60°C で約 8 時間キュアリング後、再び常温で 8 時間放置し、自然冷却させる。紙の厚さは約 $50\mu\text{m}$ であり、両被着体を接着する接着層の厚さは約 $100\mu\text{m}$ となる。すなわち、**Fig. 6.1(a)** の場合の左バンド接着長さおよび右のバンド接着長さはそれぞれ 16mm、非接着部分が 15mm である。**Fig. 6.1(b)** の $N=3$ の場合には、各バンド接着長さは 10.67mm であり、非接着部分の長さはそれぞれ 7.5mm (非接着部分の合計長さは 15mm) である。

Fig. 6.5 は FEM 計算の妥当性を検証するための、静的引張荷重を受ける異種材料のバンド接着されたスカーフ接着継手のひずみ測定実験の装置を示す。ひずみゲージ (ゲージ長さ 1mm) は接着層をまたいで特異応力が発生すると想定される接着界面端部近傍に 4 枚貼り付け、この部分でのひずみを測定する。静的引張荷重はインストロン型材料試験機 (島津製作所製 Autograph AG-1 250kN) を用いて、継手の材料が弾性域で外力に抵抗すると考える 1kN の荷重を作用させる。継手破断時荷重測定実験の実験装置はひずみ測定実験と同様にインストロン型材料試験機を用いて、接着継手に作用する静的引張荷重を徐々に増加して、バンド接着されたスカーフ接着継手の破断荷重を測定する。

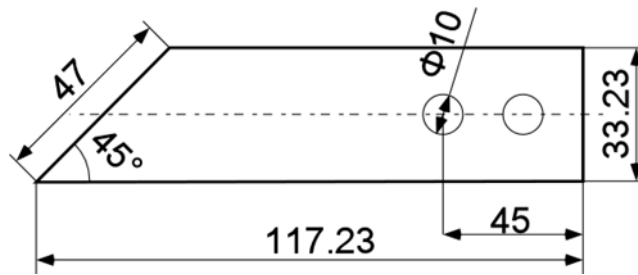


Fig. 6.4 Dimensions of the specimens used in experiments (in the case of $\theta=45^\circ$, $2t=9\text{mm}$)

Table 6.2 Relationships between width and scarf angle of the adherend specimens

Scarf angle (θ)	Width(mm)
45°	33.2
60°	40.7
90°	47

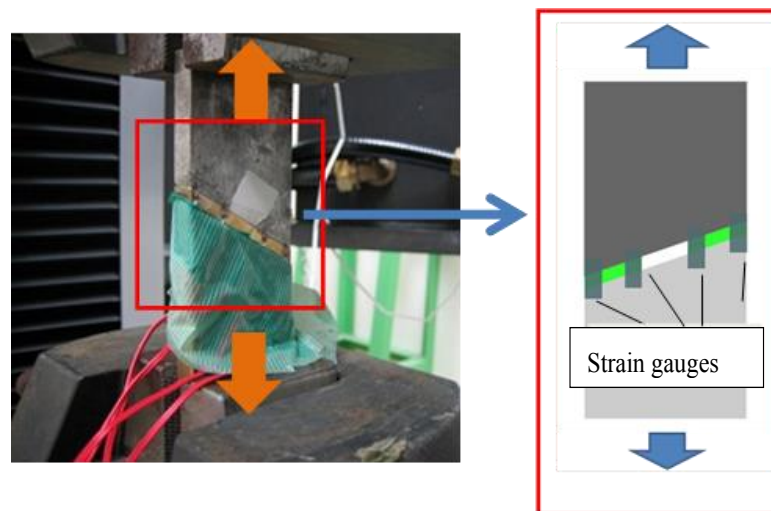


Fig. 6.5 Schematic of experimental setup for measuring the strains and the joint strengths

6.4. FEM 計算結果

6.4.1. 接着層界面の応力分布

6.4.1.1. 最小要素寸法が接着界面での無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響

本章では特異応力が発生すると考えられる接着界面のバンド接着端部近傍の最小要素寸法を 5, 10, および 20 μm と変化させ、最小要素寸法が接着界面の最大主応力分布に及ぼす影響を三次元 (3-D) FEM により調べた。一例として、 $N=2$ 、スカーフ角 $\theta=60^\circ$ とし、上部被着体は軟鋼 ($E_1=206\text{GPa}$)、下部被着体は黄銅 ($E_2=103\text{GPa}$) の場合である。この結果、最小要素寸法を 5 μm と、10 μm より小さくすることにより、接着界面のバンド接着端部における最大主応力の値がより大きくなることが分かった。しかし最小要素寸法が 10 μm の時、後述するひずみの測定実験結果と FEM 計算結果がよりよく一致することが判明したため、及び前述したように接着界面端部の数が増え、端部近傍での要素を細かくするとソフトウェアの計算能力の限界に達するため、要素数を節約するため本研究では 10 μm を最小要素寸法として 3-D FEM 計算を行うこととした。

6.4.1.2. 接着界面応力分布

Fig. 6.6 は一様分布の静的引張荷重 (**Fig. 6.1(a)**) を受ける同種材料被着体 ($E_1=E_2=206\text{GPa}$) のスカーフ角 $\theta=60^\circ$ 、 $N=2$ のバンド接着されたスカーフ接着継手の接着層界面の各応力成分と最大主応力 σ_1 の分布を示す。なお一様引張応力 $\sigma_0=1\text{MPa}$ としている。縦軸は最大主応力 σ_1 、および、 σ_y 、 σ_z 、 τ_{xy} 、 τ_{yz} および τ_{xz} などの応力成分の値を示し、横軸は継手の s 軸方向距離 (接着層の左端部からの距離) を接着界面全長さ l で除した値を示す。接着層の全域での要素中の最大主応力を調べた結果、継手表面 ($z=\pm t$) の接着層で最大値が発生することが分かった。これは接着面全域接着のスカーフ接着継手と同様であり、以降この継手表面 ($z=\pm t$) での接着界面での最大主応力について検討する。この結果より、バンド接着界面の内側の両端部 ($s/l=0.340$ 、および $s/l=0.659$) で急激に応力が増大する特異性が発生することが示されている。なお全域接着の場合には、第 2 章から第 4 章で述べた通り、両端部 ($s/l=0$ 、および 1.0) で特異性が発生する。応力成分を比較すると、垂直応力 σ_y の影響が最も大きいことが分かるが、その他の応力成分の影響も無視できるほどではない。したがって本研究では最大主応力 σ_1 を用いて FEM 計算結果の評価を行う。下部接着界面での各々の応力分布は上部接着界面のそれらと反対称に分布していることが確認された。最大主応力 σ_1 の最大値は $s/l=0.340$ で $\sigma_1=5.862$ である。ただし $\sigma_0=1\text{MPa}$ である。

Fig. 6.7 は一様静的引張荷重 (**Fig. 6.1(a)**) を受ける異種材料被着体のバンド接着されたスカーフ接着継手の接着界面応力分布を示す。**Fig. 6.7 (a)** は縦弾性係数の大きい被着体 ($E_1=206\text{GPa}$) の上部接着界面の各応力成分と最大主応力 σ_1 の分布を示し、**Fig. 6.7(b)** は縦弾性係数が小さい被着体 ($E_2=103\text{GPa}$) の下部接着界面での同様の応力分布を示す。上部および下部接着界面の最大主応力 σ_1 の分布を比較すると、上部接着界面の端部で生じる最大主応力 σ_1 が下部界面でのそれより大きいことが示されている。上部接着界面での最大主応

力 σ_1 の最大値は $s/l=0.340$ で $\sigma_1=6.960$, 下部接着界面でのそれは, $s/l=0.659$ で $\sigma_1=6.564$ である。なお $\sigma_0=1\text{MPa}$ である。応力成分は σ_y が最も大きいことが示されている。接着継手の破断は縦弾性係数の大きい上部接着界面の内側の端部 ($s/l=0.340$) から発生すると推測される。縦弾性係数が大きい被着体界面からの破壊の開始は, 第 2 章および 3 章で検討した引張荷重を受ける同種および異種材料被着体の全域で接着されるスカーフ接着継手及び突合せ接着継手²²⁾の場合と同じである。しかしバンド接着の場合にはバンド接着の内側 ($s/l=0.340$) で最大主応力 σ_1 の最大値が発生する。他方, 接着面全域接着では両端部 (Fig. 6.1(a)中では $s/l=0.0$ および 1.0) で発生し, バンド接着継手の場合とは異なる。さらに上述した同種材料被着体のバンド接着スカーフ継手の場合の最大主応力 σ_1 の値と比べると, 異種材料被着体の継手の最大主応力の値が大きいことを示しており, 異種材料被着体の継手の方が継手強度はより小さくなると推測される。したがって, 以下では, 上部接着界面における最大主応力分布を用いて各 FEM 計算結果を評価する。

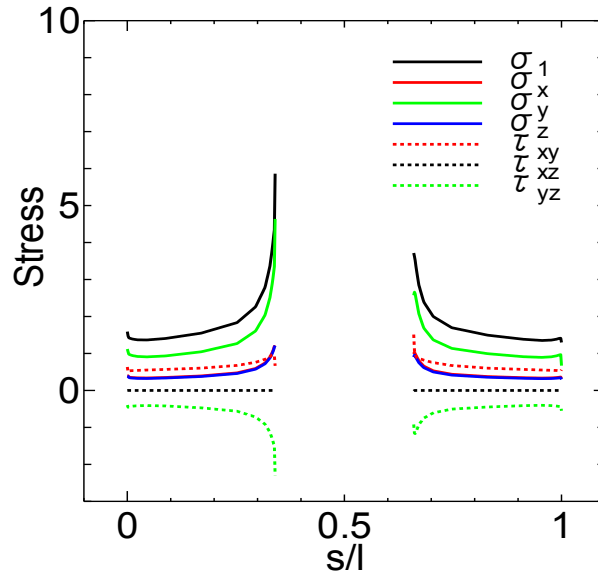


Fig. 6.6 Distributions of each stress component at the upper adhesive interfaces of band scarf adhesive joints with similar adherends ($\sigma_0=1\text{MPa}$, $E_1=E_2=206\text{GPa}$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $\nu_1=\nu_2=0.3$, $\nu_3=0.38$, $N=2$, $\theta=60^\circ$, $t=0.3$, $2b/l=0.68$)

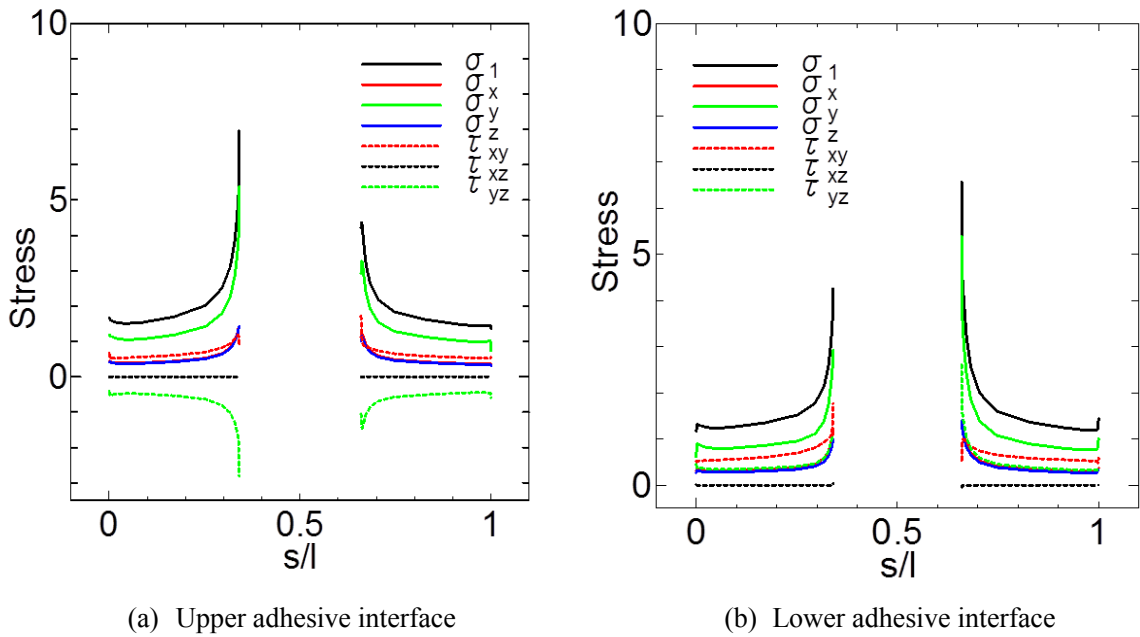


Fig. 6.7 Distributions of each stress component at the adhesive interfaces of band scarf adhesive joints with dissimilar adherends ($\sigma_0=1\text{MPa}$, $E_1=206\text{GPa}$, $E_2=103\text{GPa}$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $\nu_1=\nu_2=0.3$, $\nu_3=0.38$, $N=2$, $\theta=60^\circ$, $t_n=0.1\text{mm}$, $2b_1/l=0.68$)

6.4.2. 異種材料被着体の縦弾性係数比 E_1/E_2 が接着界面の無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響

Fig. 6.8 は上部被着体および下部被着体の縦弾性係数比 E_1/E_2 がバンド接着されたスカーフ接着継手の上部接着界面の無次元化された最大主応力分布 σ_1/σ_0 に及ぼす影響を示す。一樣分布荷重 (**Fig. 6.1(a)**) を受けるスカーフ角 $\theta=60^\circ$, $N=2$ の場合である。**Fig. 6.7** で示されたように、無次元化された最大主応力 σ_1/σ_0 の最大値は $s/l=0.340$ で発生するので、この近傍での拡大した応力分布を示す。縦軸は無次元化された最大主応力 σ_1/σ_0 , 横軸は無次元化された距離 s/l を示す。上部被着体の縦弾性係数 E_1 (軟鋼) を固定し、下部被着体の縦弾性係数 E_2 を変化させ、被着体の縦弾性係数の比 E_1/E_2 が接着層界面の σ_1/σ_0 分布に及ぼす影響を調べる ($E_1/E_2=1$ は同種材料の場合)。この結果、 E_1/E_2 が小さいほど無次元化された最大主応力 σ_1/σ_0 が減少することが示されている。下部被着体の縦弾性係数が大きくなり、上部被着体の縦弾性係数に近づく (同種に近づく) ほど、接着界面端部で生じる無次元化された最大主応力が減少することが示されている。この結果は引張荷重を受ける同種および異種材料被着体の全域接着されたスカーフ接着継手の場合 (第 2 章および 3 章) と同様の結果である。すなわち、 $E_1/E_2=4$ のときに σ_1/σ_0 の最大値は $\sigma_1/\sigma_0=8.840$ となり、 $E_1/E_2=3$ のとき、 $\sigma_1/\sigma_0=7.942$, $E_1/E_2=2$ のときに、 $\sigma_1/\sigma_0=6.960$, $E_1/E_2=1$ (同種) のとき、 $\sigma_1/\sigma_0=5.856$ となる。

6.4.3. 接着層の縦弾性係数 E_3 が接着界面の無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響

Fig. 6.9 は接着層の縦弾性係数 E_3 と上部被着体のそれ E_1 との比 E_3/E_1 がバンド接着されたスカーフ接着継手の上部接着界面の無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響を示す。なお $N=2$, スカーフ角 $\theta=60^\circ$ の場合であり、接着界面端部の近傍 ($s/l=0.340$) を拡大し結果を示す。上部被着体の縦弾性係数 E_1 は 209GPa (軟鋼), 下部被着体の縦弾性係数 E_2 は 103GPa (黄銅) に固定し、接着層の縦弾性係数 E_3 を変化させ、接着界面応力分布に及ぼす影響を調べる。この結果、接着層の縦弾性係数 E_3 が小さくなるにつれて、すなわち E_3/E_1 の値が小さくなるにつれて、接着界面端部 ($s/l=0.340$) で生じる無次元化された最大主応力の最大値が小さくなることが示され、継手強度が増大することが推測される。この結果は引張荷重を受ける全域接着された同種および異種材料被着体のスカーフ接着継手の場合 (第 2 章および 3 章) と逆の結果を示し、バンド接着継手の特性である。

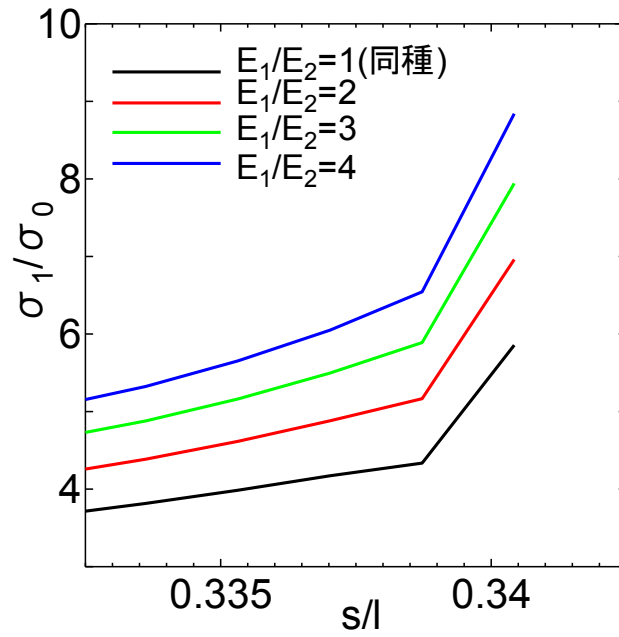


Fig. 6.8 Effect of Young's modulus ratio E_1/E_2 of dissimilar adherends on the normalized maximum principal stress distributions at the interfaces ($E_1=206\text{GPa}$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $\nu_1=\nu_2=0.3$, $\nu_3=0.38$, $N=2$, $\theta=60^\circ$, $t_n=0.1\text{mm}$, $2b_1/l=0.68$)

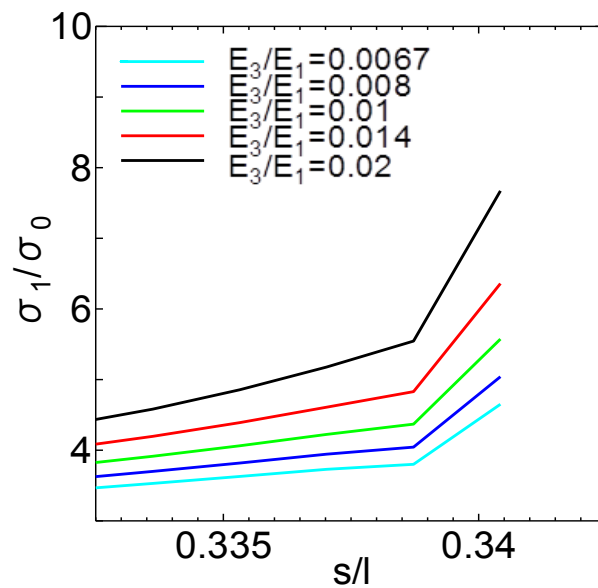


Fig. 6.9 Effect of adhesive Young's modulus on the normalized maximum principal stress distributions at the adhesive interfaces ($E_1=206\text{GPa}$, $E_2=103\text{GPa}$, $\nu_1=\nu_2=0.3$, $\nu_3=0.38$, $N=2$, $\theta=60^\circ$, $t_n=0.1\text{mm}$, $2b_1/l=0.68$)

6.4.4. 接着層厚さ t_n が接着界面での無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響

Fig. 6.10 は接着層厚さ t_n が異種材料のバンド接着されたスカーフ接着継手の上部接着界面の応力分布に及ぼす影響を示す。特に接着界面端部の近傍 ($s/l=0.340$) を拡大した結果のみを示す。縦軸は無次元化された最大主応力 σ_1/σ_0 、横軸は無次元化された距離 s/l を示す。接着層の厚さ t_n を 0.1, 0.15, 0.20 および 0.25mm と変化させ、接着層厚さ t_n が接着界面応力分布に及ぼす影響を調べる。この結果、接着層の厚さ t_n を小さくするほど接着界面端部に生じる無次元化された最大主応力が小さくなることが示され、継手の強度が向上することが推測される。この結果は引張荷重を受ける同種および異種材料突合せ接着継手²²⁾、同種および異種材料スカーフ接着継手（第2章および3章）の結果と同様である。

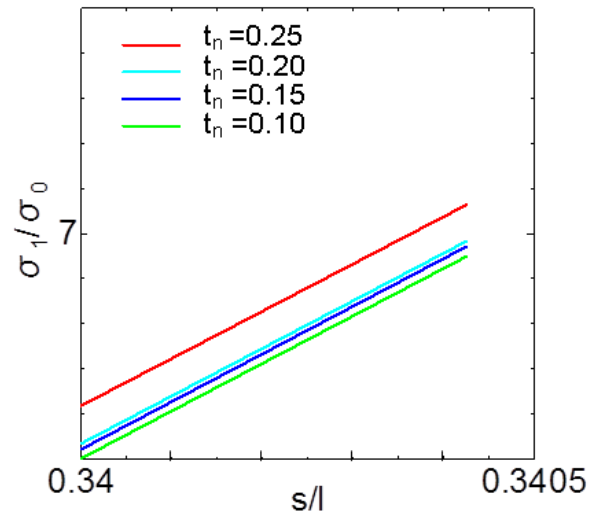


Fig. 6.10 Effect of adhesive thickness t_n on the normalized maximum principal stress distributions at the adhesive interfaces ($\sigma_0=1\text{MPa}$, $E_1=206\text{GPa}$, $E_2=103\text{GPa}$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $\nu_1=\nu_2=0.3$, $\nu_3=0.38$, $N=2$, $\theta=60^\circ$, $2b_1/l=0.68$)

6.4.5. スカーフ角 θ が接着界面での無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響

Fig. 6.11 および Fig. 6.12 はスカーフ角 θ が異種材料被着体のバンド接着されたスカーフ接着継手の上部接着界面の無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響を示す。Fig. 6.11 は接着領域数 $N=2$ の場合 (Fig. 6.1(a)) の接着界面端部近傍 ($s/l=0.340$) を拡大した図を示し、荷重分布は Fig. 6.1(a) に示す一様分布の場合である。 $N=2$ で荷重分布が一様の場合には、Fig. 6.7 の結果と同様に $s/l=0.340$ で無次元化された最大主応力が最大になるので、この付近の分布のみを示す。Fig. 6.12 は接着領域数 $N=3$ の場合 (Fig. 6.1(b)) であり、Fig. 6.12(a) は接着領域全体の分布を示し、Fig. 6.12(b) は無次元化された最大主応力が最大になる、 $s/l=0.6134$ 付近の分布を示す。なお同じく上部被着体が軟鋼および下部被着体が黄銅である。バンド接着面積を一定とし、スカーフ角 θ を 45° 、 52° 、 60° 、 70° および 90° (突合せバンド接着継手) と変化させ、スカーフ角 θ が継手の無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響を調べた結果、 $\theta=45^\circ$ の時にいずれの場合 ($N=2$ および $N=3$) でも無次元化された最大主応力の最大値が最大になること、および接着継手のスカーフ角 $\theta=60^\circ$ の時、接着界面端部の無次元化された最大主応力が最も小さくなることが示されている。Fig. 6.12 の $N=3$ の場合には、一つのバンド接着部分の長さが 10.66mm 、非接着部分が 7.5mm となる。このため、 $s/l=0.226$ ($=10.66/47$)、 $s/l=0.386$ ($=(10.66+7.5)/47$)、 $s/l=0.613$ ($=(10.66+7.5+10.66)/47$) および $s/l=0.772$ ($=(10.66+7.5+10.66+7.5)/47$) で特異性が発生している。中央の接着領域の右端部 ($s/l=0.6135$) で最大主応力の最大値が発生している。したがって、 $N=2$ および $N=3$ の接着領域でスカーフ角 $\theta=60^\circ$ の時、バンド接着されたスカーフ接着継手の強度は最大になると推測される。 $N=3$ の場合の無次元化された最大主応力の最大値は $N=2$ の場合のそれより小さい。 N が大きくなると、無次元化された最大主応力はより小さくなり、継手強度もより向上すると推測される。

なお $N=2$ の場合には無次元化された最大主応力 σ_1/σ_0 の値の最大値は全て前述した $s/l=0.340$ の位置で発生し、 $\theta=45^\circ$ の場合には、 $\sigma_1/\sigma_0=8.515$ 、 $\theta=52^\circ$ の場合には、 $\sigma_1/\sigma_0=7.930$ 、 $\theta=90^\circ$ の場合には $\sigma_1/\sigma_0=7.850$ 、 $\theta=70^\circ$ の場合は $\sigma_1/\sigma_0=7.103$ となる。 $\theta=60^\circ$ の場合は $\sigma_1/\sigma_0=6.960$ である。

$N=3$ の場合には、無次元化された最大主応力 σ_1/σ_0 の値の最大値は全て $s/l=0.613$ の位置で発生し、スカーフ角 $\theta=45^\circ$ の時に、 $\sigma_1/\sigma_0=6.231$ 、 $\theta=52^\circ$ の場合には $\sigma_1/\sigma_0=5.817$ 、 $\theta=90^\circ$ の場合には $\sigma_1/\sigma_0=5.277$ 、 $\theta=70^\circ$ では $\sigma_1/\sigma_0=5.262$ 、 $\theta=60^\circ$ の場合が $\sigma_1/\sigma_0=5.127$ である。

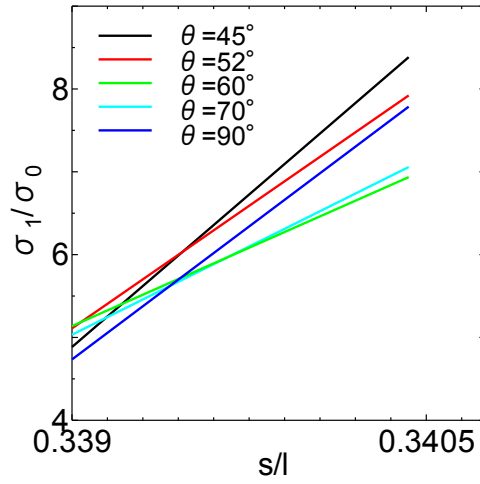


Fig. 6.11 Effect of scarf angle θ on the normalized maximum principal stress distributions at the adhesive interfaces ($N=2$) ($\sigma_0=1\text{MPa}$, $E_1=206\text{GPa}$, $E_2=103\text{GPa}$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $\nu_1=\nu_2=0.3$, $\nu_3=0.38$, $t_n=0.1\text{mm}$, $2b_1/l=0.68$)

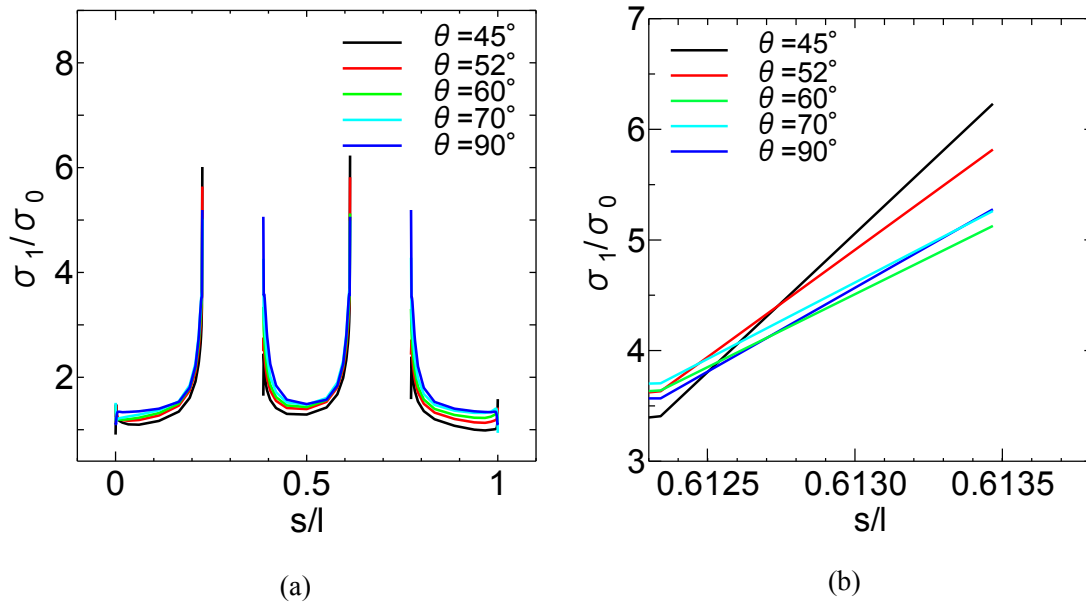


Fig. 6.12 Effect of scarf angle θ on the normalized maximum principal stress distributions at the adhesive interfaces ($N=3$) ($\sigma_0=1\text{MPa}$, $E_1=206\text{GPa}$, $E_2=103\text{GPa}$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $\nu_1=\nu_2=0.3$, $\nu_3=0.38$, $t_n=0.1\text{mm}$, $3b_1/l=0.68$)

6.4.6. 接着領域数が接着界面応力分布に及ぼす影響

Fig. 6.13 は接着領域数 N が異種材料のバンド接着されたスカーフ接着継手の上部接着界面応力分布に及ぼす影響を示す。作用する荷重は Fig. 6.1 に示す一様分布である。 $N=2$ から $N=5$ までとし、スカーフ角 $\theta=60^\circ$ の場合である。バンド接着面積を一定とし（接着界面全長さ $l=47\text{mm}$ のうちバンド接着長さ部分=32mm, 非接着部分=15mm）、接着領域数 N を変化させ、接着界面の無次元化された最大主応力の分布を調べる。 $N=1$ は全域接着のスカーフ接着継手である。この結果、一様分布の荷重を受けるバンド接着されたスカーフ接着継手においては、接着領域数 N を増やすほど、接着界面端部に生じる無次元化された最大主応力の最大値が小さくなることが示されている。 $N=2$ の場合では、 $\sigma_1/\sigma_0=8.0267$, $N=3$ の場合には $\sigma_1/\sigma_0=5.785$, $N=4$ の場合には $\sigma_1/\sigma_0=4.777$, $N=5$ の場合には $\sigma_1/\sigma_0=4.334$, である。なお $N=1$ の場合には無次元化された最大主応力 σ_1/σ_0 の値の最大値は、 $\sigma_1/\sigma_0=1.368$ （最小要素が $10\mu\text{m}$ の場合）である。

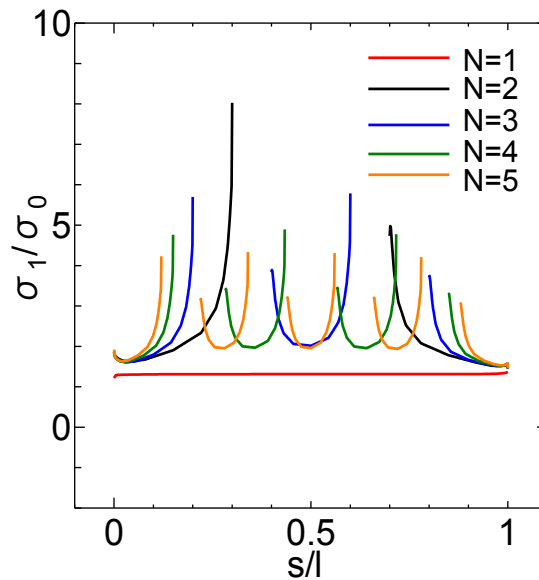


Fig. 6.13 Effect of the number of bonded interface areas N on the normalized maximum principal stress distributions at the adhesive interfaces ($E_1=206\text{GPa}$, $E_2=103\text{GPa}$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $\nu_1=\nu_2=0.3$, $\nu_3=0.38$, $\theta=60^\circ$, $t_n=0.1\text{mm}$, $Nb_1/l=0.68$)

6.4.7. 作用する荷重分布が接着界面の無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響

Fig. 6.14 は作用する荷重分布が接着領域数 $N=2$ 、スカーフ角 $\theta=60^\circ$ の異種材料のバンド接着されたスカーフ接着継手の上部接着界面の応力分布に及ぼす影響を示す。縦軸は無次元化された最大主応力 σ_1/σ_0 、横軸は無次元化された距離 s/l を示す。実線は静的引張荷重を全域的に作用した場合 (**Fig. 6.1(a)**)、破線は継手上端面の両端部に部分的に荷重が作用した場合 (**Fig. 6.2(a)**) の応力分布を示し、荷重の応力分布域は $0 \leq x \leq 0.1w$ 、 $0.9w \leq x \leq w$ である。なお被着体幅 $w=40.70\text{mm}$ 、全接着部長さは 32mm である。この結果、部分的な静的引張荷重を受ける接着継手 (**Fig. 6.2(a)**) の応力分布と全域的一様分布の荷重を受ける場合 (**Fig. 6.1(a)**) との間には、接着界面での無次元化された最大主応力の分布、特にその最大値には大きな差異が生じていることが分かる。全域で一様応力 σ_0 を受ける継手 (**Fig. 6.1(a)**) の無次元化された最大主応力の最大値、 $\sigma_1/\sigma_0=7.324$ ($s/l=0.340$)、他方部分的荷重が作用する継手 (**Fig. 6.2(a)**) のその値は $\sigma_1/\sigma_0=1.513$ ($s/l=1.0$) となる。すなわち、バンド接着された部分の被着体上端面に荷重が作用すると、効率的にバンド接着部分が荷重を負担することを示している。全作用荷重が被着体上端面の全領域に作用する場合に対して、部分的な作用は 68% である。これを考慮しても、部分的に荷重が作用する場合にはバンド接着が荷重負担に対して効率的であると言える。逆に言えば、荷重の分布が分かれば、それに対応した部分にバンド接着を施せば効率的に荷重を分担できることを示している。

Fig. 6.15 は前図同様に部分的な静的引張荷重 (**Fig. 6.2(a)**) を受ける接着領域数 $N=2$ の異種材料のバンド接着されたスカーフ接着継手の無次元化されたバンド接着長さ b_1/l が上部接着界面の無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響を示す。スカーフ角 θ は 60° の場合である。荷重の作用域は $0 \leq x \leq 0.1w$ 、 $0.9w \leq x \leq w$ である。接着界面の全域の長さ l ($=47\text{mm}$) を一定とし、バンド接着長さ $2b_1$ を変化させ、接着長さが接着界面での無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響を調べる。**Fig. 6.15 (b)** は最大主応力の最大値 ($2b_1/l=0.4$ の場合の最大値を除く) が生じる接着界面端部近傍 ($s/l=1$) を拡大した図である。 $2b_1/l=0.4$ の場合には、 $s/l=0.173$ で最大主応力の最大値が発生している。その他の $2b_1/l$ の場合には、 $s/l=1.0$ 付近で無次元化された最大主応力の最大値が発生していることが示されている。 $2b_1/l=1$ は全域接着のスカーフ継手の分布を示す。この結果、 $2b_1/l=0.4$ の場合に、接着層界面端部で生じる特異応力の値は全域接着した継手の最大主応力をはるかに超えていることが示されている。しかし、**Fig. 6.15(b)** の結果より、 $2b_1/l \geq 0.667$ の時、接着界面端部で生じる無次元化された最大主応力の値は全域接着 ($2b_1/l=1$) の場合との差異が小さいことが分かる。すなわち、バンド接着により接着面積を $1/3$ 程度減らしても、全域接着と同程度の効果が得られることが推測される。

以上の解析により、バンド接着されたスカーフ接着継手は部分的に接着することにより部分的に作用する外荷重に対して効率的に抵抗できることが推測される。

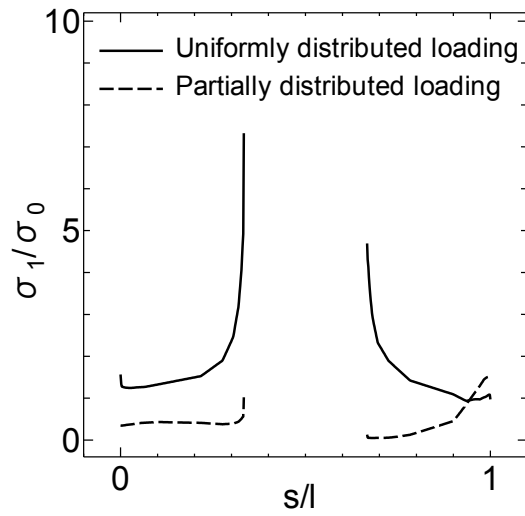


Fig. 6.14 Effect of external load distribution on the normalized maximum principal stress distributions at the adhesive interfaces ($\sigma_0=1\text{MPa}$, $E_1=206\text{GPa}$, $E_2=103\text{GPa}$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $\nu_1=\nu_2=0.3$, $\nu_3=0.38$, $\theta=60^\circ$, $t_n=0.1\text{mm}$, $2b_1/l=0.68$)

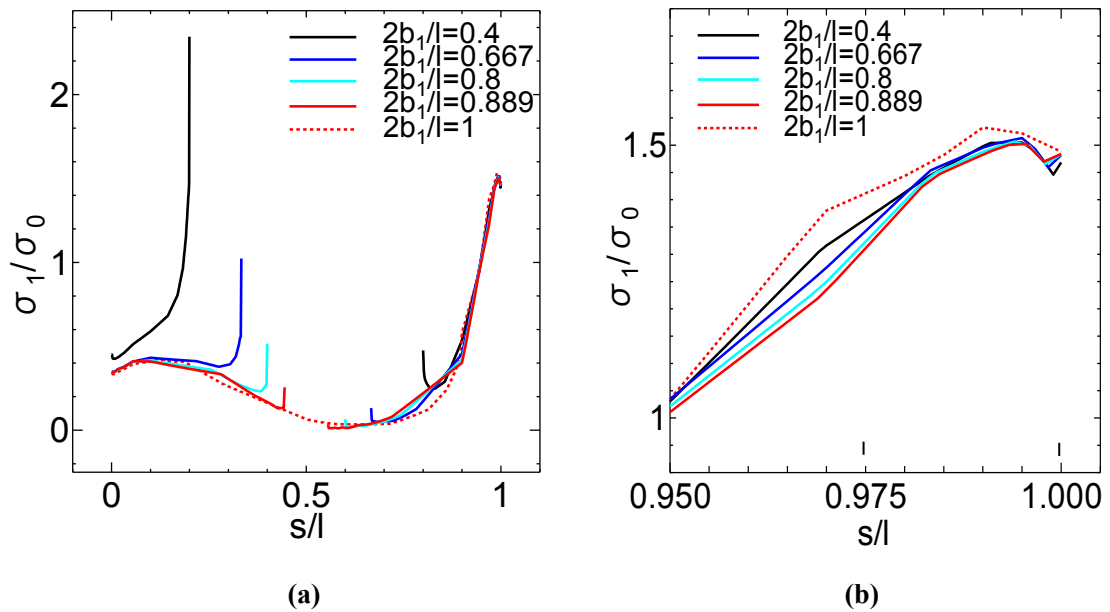


Fig. 6.15 Effect of external load distribution and bonded length on the normalized maximum principal stress distributions at the adhesive interfaces ($\sigma_0=1\text{MPa}$, $E_1=206\text{GPa}$, $E_2=103\text{GPa}$, $\nu_1=\nu_2=0.3$, $\nu_3=0.38$, $N=2$, $\theta=60^\circ$, $t_n=0.1\text{mm}$, $2d_1/w=0.2$)

6.5. FEM 計算結果と実験結果の比較

6.5.1. ひずみに関する FEM 計算結果と実験結果の比較

Fig. 6.16 は静的引張荷重を受ける異種材料のバンド接着されたスカーフ接着継手のひずみ測定 (Fig. 6.5) 結果および三次元 FEM 計算結果の比較を示す。縦軸は引張荷重が作用する方向である y 軸方向のひずみ ε_y , 横軸は無次元化した距離 s/l を示す。実験において測定されたひずみの値はひずみゲージを貼り付けた部分全体 (ゲージ長さ 1mm) の平均値である。また FEM 計算においてもひずみゲージを貼り付けた位置と同じ位置での FEM 要素のひずみを平均化した値を用いている。実線は実験結果, 白丸 (○) 印は計算結果を示す。この結果, ひずみ測定実験結果と三次元 FEM 計算結果はかなりよく一致していることが分かり, 本研究の FEM 解析の妥当性を示している。

6.5.2. 継手破断荷重実験結果と強度推定結果の比較

本章では引張荷重が作用するバンド接着されたスカーフ接着継手内の最大主応力の最大値が接着層の強さに達した時に破断が発生すると考え, この時の引張荷重を破断時引張荷重とする。その時の被着体の引張荷重に対する垂直面積で割った値を継手強度とする。本研究で扱ったスカーフ角 θ の範囲では, Fig. 6.6 に示すようにせん断応力成分の影響もあるが軸方向応力成分 σ_y に比べてさほど大きくはない。さらに従来の接着継手に関する研究において, 本研究で用いているエポキシ接着剤の場合には最大主応力説に基づく強度予測が実験結果とかなりよく一致することが示されている^{148, 149, 157}。このため本研究でも最大主応力説に基づく強度推定を行うこととする。Fig. 6.17 は静的引張荷重を受ける異種材料のバンド接着されたスカーフ接着継手の破断荷重測定実験と三次元 FEM 計算を用いた強度推定結果の比較を示す。バンド接着領域数は $N=2$ の場合である。左の縦軸は接着継手の破断荷重 (kN) の値であり, 右の縦軸は継手強度 (MPa), 横軸は接着継手のスカーフ角 θ を示す。スカーフ角 θ が 45° , 60° および 90° の場合の継手破断荷重測定実験を 10 回ずつ行った。■印は接着剤の応力-ひずみ線図を用いた弾塑性 FEM 解析の破断荷重推定結果であり, 黒色の横線 (—) 印は実験の最大値および最小値を示し, 黒丸 (●) 印は実験結果の平均値を示す。この結果, FEM 計算結果による破断時荷重の推定は継手破断荷重測定実験結果より小さく安全側に推定している。FEM 計算結果が継手破断荷重測定実験結果とかなりよく一致していることが分かり, 本研究の FEM 解析の妥当性を示している。なお, ⊠印は継手強度の推定値を示し, ⊙印は実験値を示す。スカーフ角 θ が 60° のときにわずかに継手強度が大きいことが示されている。さらに全域で接着するスカーフ接着継手の破断時荷重の推定値と実験値 ($N=1$ の場合) も示すが, バンド接着されたスカーフ継手の破断時荷重よりはわずかに大きい, 差異は大きくはないと思われる。

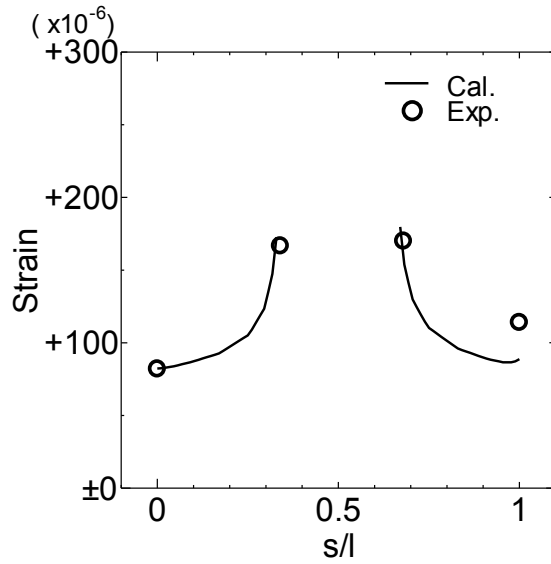


Fig. 6.16 Comparison of the strains between the 3-D FEM calculations and the experimental results (in the case of scarf angle $\theta=60^\circ$)

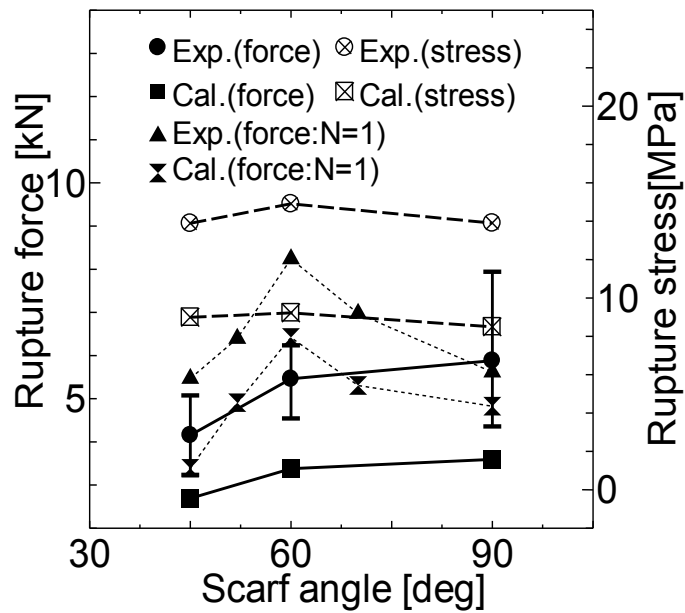


Fig. 6.17 Comparisons of the joint strengths between 3-D FEM predictions and the experimental results

6.6. 結言

本章では、静的引張荷重を受けるバンド接着されたスカーフ接着継手（接着長さ一定の場合）の接着界面応力分布について三次元有限要素法により計算し、被着体縦弾性係数比 E_1/E_2 、接着層縦弾性係数 E_3 、接着層厚さ t_n 、スカーフ角 θ 、接着領域数 N 、バンド接着長さ b_1 、作用荷重分布などが接着界面最大主応力分布特性に及ぼす影響を明らかにした。得られた結果は以下の通りである。

1. 静的引張荷重を受けるバンド接着されたスカーフ接着継手においては、縦弾性係数の大きい側の接着層界面端部で生じる最大主応力が縦弾性係数の小さい側のそれより大きいことが示された。また、同種材料と異種材料のスカーフ接着継手の接着界面応力分布を比較すると、異種材料継手の接着界面端部における最大主応力がより大きいことがわかり、異種材料のバンド接着されたスカーフ接着継手の強度は同種材料のそれより小さいと推測された。
2. 異種材料のバンド接着されたスカーフ接着継手の被着体縦弾性係数比 E_1/E_2 が 1 に近づくほど、静的引張荷重を受けるバンド接着されたスカーフ接着継手の接着界面の無次元化された最大主応力は小さくなることが示された。
3. 接着層縦弾性係数 E_3 が小さいほど、接着界面で発生する最大主応力は小さくなることが示された。これは接着面全域で接着されたスカーフ接着継手の場合と逆の特性であることを指摘した。さらに接着層厚さ t_n を小さくするほど、無次元化された最大主応力は小さくなり、全域で接着されたスカーフ接着継手の場合と同様であることを示した。
4. スカーフ角は $\theta=60^\circ$ の時、最大主応力は最小になることを示し、継手強度は最大になると推測された。これは全域で接着されたスカーフ接着継手の場合と同様であることを指摘した。
5. 一様分布荷重が作用する場合、接着領域数 N を大きくするほど、接着界面端部における無次元化された最大主応力が小さくなることが示された。
6. 被着体上端部に作用する一様および部分的な静的引張荷重が、接着界面の応力分布に及ぼす影響を調べた結果、バンド接着の位置に関連して部分的荷重が作用する場合には、バンド接着部分が効率的に外荷重を負担することを示した。さらに、静的引張荷重を受けるバンド接着されたスカーフ接着継手の応力分布に及ぼす影響を調べ、部分的な接着によって接着継手が外荷重に対して効率的に抵抗できることを示した。
7. 接着剤の応力-ひずみ線図を用いて、三次元弾塑性解析を行い、静的引張荷重を受けるバンド接着スカーフ継手の破断時荷重の推定を行い、実験結果とかなりよく一致することを示した。その結果、継手強度はスカーフ角 θ が 60° のときにやや継手強度が大きくなることを示した。さらにひずみに関する FEM 計算と測定結果がかなりよく一致することを示した。

第7章 静的曲げモーメントを受けるバンド接着されたスカーフ接着継手の三次元有限要素法解析と強度推定

7.1 緒言

前6章で述べたように接着長さがより長い被着体の接着に関しては、接着面の全域で接着する方法に対して部分的に接着するいわゆるバンド接着継手を用いられている。バンド接着されたスカーフ接着継手は、突合せバンド接着継手に比べ、応力をより均一に分布させると同時に、外荷重に対して効率的に抵抗できると推測されるが、これまで、バンド接着されたスカーフ継手の応力分布と強度に関する研究は見当たらない。第6章では引張荷重を受けるバンド接着されたスカーフ接着継手の接着界面応力分布と継手強度に関して検討した。しかし引張荷重の他にスカーフ接着継手には曲げモーメントが作用する場合もあり、基本的荷重形態である曲げモーメントが作用するときの、バンド接着されたスカーフ接着界面の応力特性についても調べる必要がある。さらに今後接着長さがより大きい接着継手へのバンド接着の適用の推進から、スカーフ接着継手に対しても部分的に接着するバンド接着継手の特性を把握することは重要と考えられる。

本章は、基本荷重形態である静的曲げモーメントを受ける同種および異種材料被着体のバンド接着されたスカーフ接着継手（接着長さが一定の場合）の接着界面応力分布を三次元有限要素法（FEM）解析により明らかにし、接着面全領域接着された接着継手とバンド接着継手の接着界面応力分布の比較を行い、その差異を明確にすること、バンド接着継手の応力特性を明らかにすること、引張荷重を受けるバンド接着されたスカーフ接着継手の応力特性との差異を調べることを目的としている。このため、接着材の変形が弾性範囲において、被着体縦弾性係数比、接着層の縦弾性係数、接着層厚さ、スカーフ角、接着領域数、曲げモーメントの荷重分布などがバンド接着されたスカーフ接着継手の応力分布に及ぼす影響を明らかにする。さらに接着剤の応力-ひずみ線図を用いて、三次元 FEM 弾塑性解析を行い、継手の破断時曲げモーメントを推定する。一方、ひずみ測定実験および継手破断時曲げモーメント測定実験を行い、実験結果と FEM 計算結果を比較し、FEM 計算の妥当性を示す。

7.2. 有限要素法（FEM）計算

Fig. 7.1 は作用応力が線形に分布する静的曲げモーメントを受けるバンド接着されたスカーフ接着継手（接着長さが一定の場合）の三次元有限要素法（FEM）計算モデルを示す。なお **Fig. 7.1** に示すように線形応力分布の最大・最小曲げ応力を σ_0 とする。**Fig. 7.1(a)** は接着領域数が二つ ($N=2$) の場合、**Fig. 7.1 (b)** は接着領域数が三つ ($N=3$) の場合である。座標軸は、曲げモーメントが作用する方向を y 軸とする (x, y, z) 直角座標系と、接着界面に垂直な方向を n 軸とする (s, n, z) 座標系であり、 s 軸は上部界面に沿っての座標としている。 (x, y, z) 直角座標系の原点を O とする。また、上部被着体の縦弾性係数およ

びポアソン比を E_1, ν_1 , 下部被着体のそれらを E_2, ν_2 , 接着層のそれらを E_3, ν_3 とする。ここで、上部被着体と下部被着体が同一材料の場合 ($E_1=E_2, \nu_1=\nu_2$) は同種材料の接着継手である。接着界面の全域の長さを l , 接着層の厚さを t_m , 被着体の厚さは $2t$, バンド接着領域の長さを b_l , 接着領域数を N , 継手の幅を w とし, y 軸と接着界面間の角度をスカーフ角 θ とする。境界条件は, 1) 下部被着体の下端面は x および y 方向を拘束し, 2) 上部被着体上端に線形分布の曲げモーメント (**Fig. 7.1**) を作用させる。対称性を考慮して継手の半分を FEM 解析対象としている。被着体材料とその材料定数は前章 **Table 6.1** に示した通りである。異種材料被着体のスカーフ接着継手の解析では上部および下部被着体をそれぞれ軟鋼 SS400 と黄銅 C2800 (JIS) とし, 同種材料の接着継手の解析では上部および下部被着体とも軟鋼 SS400 としている。

Fig. 7.2 は幅 d_l 部分に一様 (σ_0) に部分的に分布する応力による曲げモーメントがバンド接着されたスカーフ接着継手の接着界面応力分布に及ぼす影響を調べるための三次元 FEM 計算モデルを示す。**Fig. 7.2(a)** は接着領域数 $N=2$ の場合, **Fig. 7.2(b)** は接着領域数 $N=3$ の場合である。この場合には中央の幅 d_l 部分では応力の分布は線形とする。各寸法の定義は全域的な静的曲げモーメントを受ける三次元 FEM 計算モデルと同様であり, **Fig. 7.2(a)** および **(b)** に示すように, 2つの幅 d_l 部分に一様引張応力と一様圧縮応力 σ_0 が分布する曲げモーメントが作用すると仮定している。その他の境界条件は **Fig. 7.1** の場合と同様である。

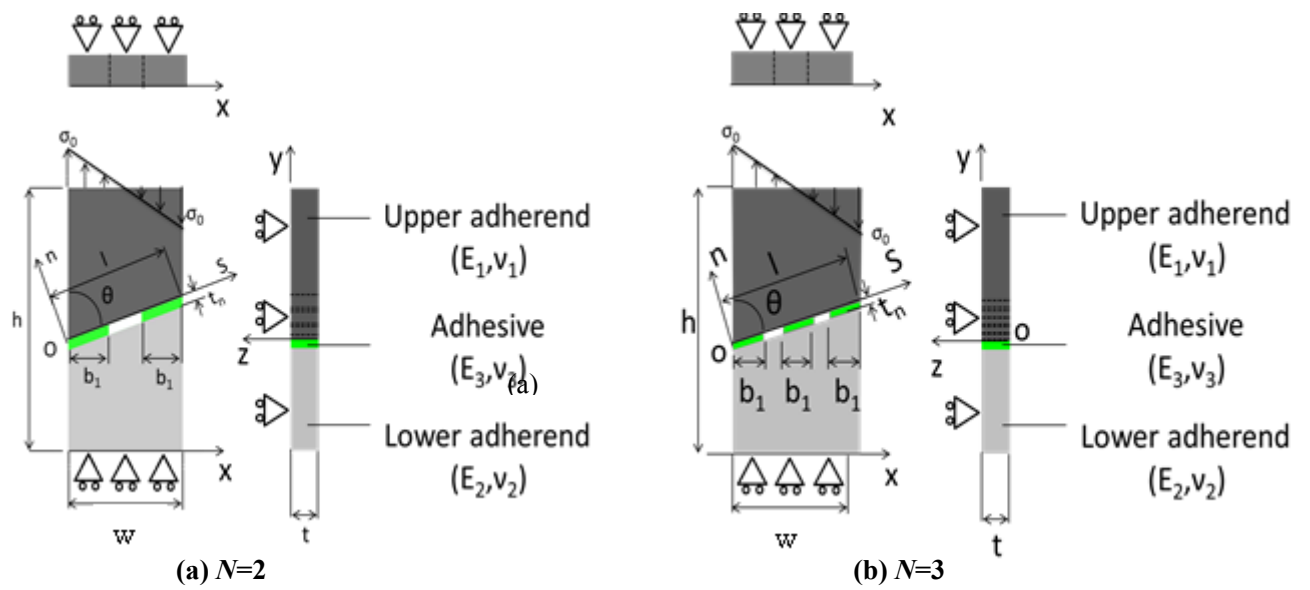


Fig. 7.1 Models for 3-D FEM calculations of band scarf adhesive joints subjected to linear stress distributed bending moment at the whole edge of upper adherend

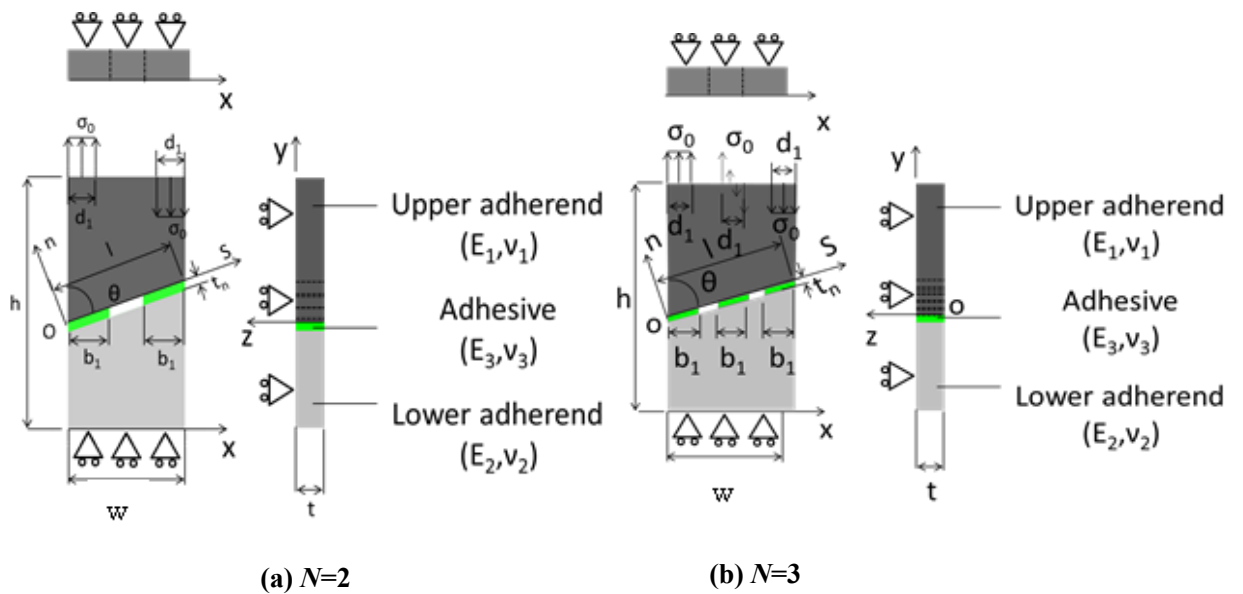


Fig. 7.2 Models for 3-D FEM calculations of band scarf adhesive joints subjected to linear stress distributed bending moment at the partial edge of upper adherend

Fig. 7.3 は三次元 FEM 計算の要素分割例を示す。**Fig. 7.3(a)**は接着領域数 $N=2$ 場合、**Fig. 7.3(b)**は $N=3$ の場合である。一例としてスカーフ角 θ が 60° のときの継手解析に使用した全要素数と全節点数はそれぞれ 20000 と 23540 である。使用した解析コードは ANSYS で、第 6 章で述べた通り最小要素寸法を $10\mu\text{m} \times 10\mu\text{m} \times 10\mu\text{m}$ としている。なお以下に述べる 7.4.1 ~7.4.7 における三次元 FEM 計算は弾性域で行う。

また、本章では接着剤の応力-ひずみ線図を用いて、三次元弾塑性 FEM 計算を行い、接着継手の破断時曲げモーメントを推定する。本研究で用いた接着剤(住友 3M 製 Sctch-Weld 1838)の応力-ひずみ線図は **Fig. 2.16** と同様である。破断応力は 50.96MPa である。**Fig. 2.16** の実線は実験より得られた結果で、破線は断片線形近似直線であり、これを用いて FEM 計算を行う。

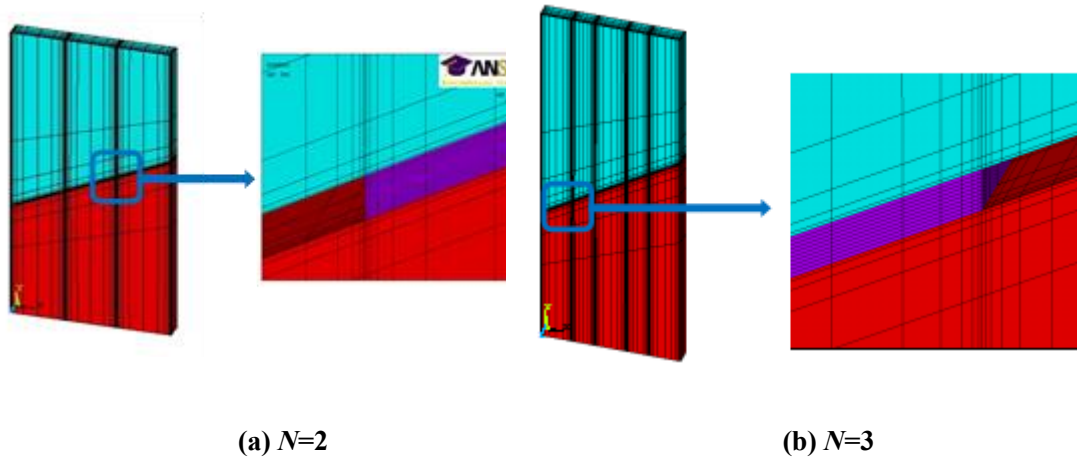


Fig. 7.3 Examples of mesh divisions in 3-D FEM calculations

7.3. 実験方法

三次元 FEM 計算の妥当性を検証するため、異種材料被着体のバンド接着されたスカーフ接着継手内のひずみ測定実験および継手破断時曲げモーメント測定実験を行い、FEM 計算結果と実験結果を比較する。Fig. 7.4 はひずみ測定実験および継手破断時曲げモーメント測定実験で用いた試験片形状と寸法の一例（スカーフ角 θ が 45° の場合）を示す。試験片のスカーフ角および幅の関係は Table 6.2 に示している。試験片の幅 w はスカーフ角 θ によらず接着面積が同じになるように設計し、接着界面の長さはすべて 47mm としている。すなわち本研究では接着長さを一定としている。接着部分の全長は 32mm とし、非接着部分長さは 15mm である。被着体の厚さ $2t$ は 9mm としている。

上部被着体は軟鋼 (SS400)、下部被着体は黄銅 (C2800)、接着剤はエポキシ (住友 3M 製、Scotch-Weld 1838) を用いる。第 6 章で用いた試験片を使用し、前述したようにスカーフ角 90° (突合せ) の試験片は機械加工により製作し、それ以外はワイヤーカットにより製作する。ワイヤーカットによる接着面の表面粗さ R_a は $5\mu\text{m}$ 以下である。Fig. 7.5 は第 6 章で述べたように接着界面での非接着部分を作成するために紙を貼った状態を示す。まず、試験片の接着界面をブタノンで脱脂し、乾燥させる。その後、Fig. 7.5 に示すように接着界面の中心を基準として幅が 15mm の一般の紙を継手の厚さ方向に沿ってセロテープを用いて貼る(バンド接着面積が接着界面全体の 68% (=32 mm /47 mm))。その後、接着剤を用いて接着し、常温で約 10 時間放置し、 60°C で約 8 時間キュアリング後、再び常温で 8 時間放置し、自然冷却させる。紙の厚さは約 $50\mu\text{m}$ であり、両被着体を接着する接着層の厚さは約 $100\mu\text{m}$ となる。すなわち、Fig. 7.1(a) の場合の左バンド接着長さおよび右のバンド接着長さはそれぞれ 16mm、非接着部分が 15mm である。Fig. 7.1(b) の $N=3$ の場合には、各バンド接着長さは 10.67mm であり、非接着部分の長さはそれぞれ 7.5mm (非接着部分の合計長さは 15mm) である。

Fig. 7.6 は、FEM 計算の妥当性を検証するための、曲げモーメントを受ける異種材料被着体のバンド接着されたスカーフ接着継手のひずみ測定実験の装置 (四点曲げモーメント) を示す。ひずみゲージ (ゲージ長さ 1 mm) は接着層をまたいで特異応力が存在すると想定される接着界面端部近傍に 4 枚貼り付け、この部分でのひずみを測定する。試験片にピンを通し、治具に取り付け、インストロン型材料試験機 (島津製作所製 Autograph AG-1 250kN) を用いて圧縮荷重を作用させる。圧縮荷重は治具により四点曲げモーメントに変換される。圧縮荷重は継手の材料が弾性域内で外曲げモーメントに対応できると考えられる 1kN とする。破断時曲げモーメントの測定は継手が破断する時の圧縮荷重を測定し、曲げモーメントに換算する。

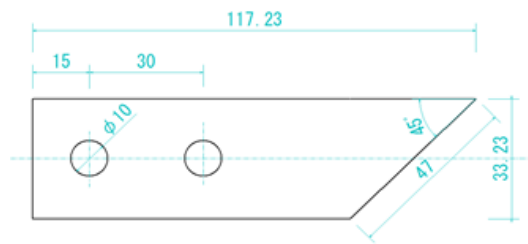


Fig. 7.4 Geometry and dimensions of specimen used in the experiments (Scarf angle $\theta=45^\circ$)

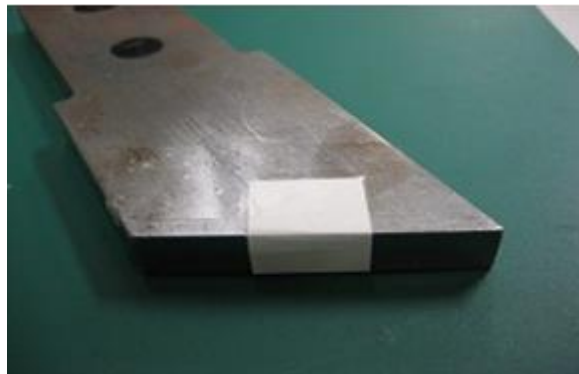


Fig. 7.5 Location of paper for unbonded part

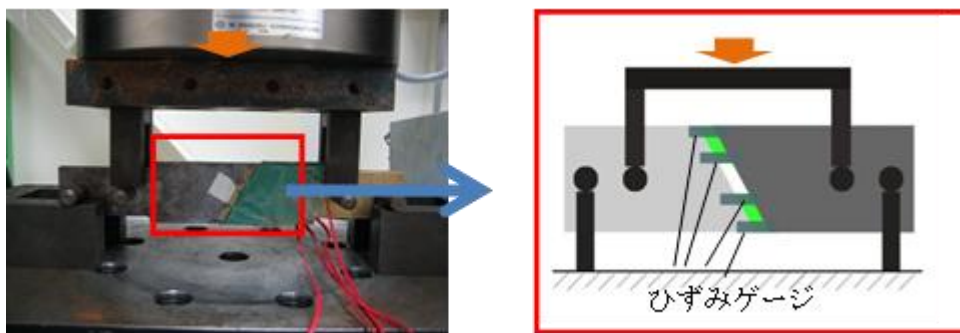


Fig. 7.6 Schematic of experimental setup for measuring strain on the adherends and the bending moment when rupture

7.4. FEM 計算結果

7.4.1 接着層界面の応力分布

Fig. 7.7 は応力が線形分布の静的曲げモーメント (**Fig. 7.1**) を受ける異種材料被着体のスカーフ角 $\theta=60^\circ$, $N=2$ のバンド接着されたスカーフ接着継手の接着界面応力分布を示す。縦軸は最大主応力 σ_l , および, σ_y , σ_z , τ_{xy} , τ_{yz} および τ_{xz} などの応力成分の値を示し, 横軸は継手の s 軸方向距離 (接着層の左端部からの距離) を接着界面全長さ l で除した値を示す。接着層の全域での要素中の最大主応力を調べた結果, 継手表面 ($z=\pm t$) の接着層で最大値が発生することが分かった。これは第 4 章および 5 章で検討した接着面全域接着のスカーフ接着継手に曲げモーメントが作用する場合と同様であり, 以降この継手表面での接着界面での最大主応力について検討する。この結果より, 上部および下部被着体接着界面の 4 つの端部 ($s/l=0, 0.340, 0.659$, および 1.0) で特異性が認められる。上部および下部接着界面では引張り側の $s/l=0.0$ で最大主応力が最大になっている。なお全域接着の場合には両端部 ($s/l=0$, および 1.0) で特異性が発生し, 引張り側の $s/l=0.0$ で最大主応力が最大になることが示されている。応力成分を比較すると, 垂直応力 σ_y の影響が最も大きいことが分かるが, その他の応力成分の影響も無視できるほどではないので, 本研究では最大主応力 σ_l を用いて FEM 計算結果の評価を行う。**Fig. 7.7(a)** は縦弾性係数の大きい被着体 ($E_1=206\text{GPa}$) の上部接着界面の各応力成分と最大主応力 σ_l の分布を示し, **Fig. 7.7(b)** は縦弾性係数が小さい被着体 ($E_2=103\text{GPa}$) の下部接着界面での同様の応力分布を示す。上部および下部接着界面の最大主応力分布を比較すると, 上部接着界面の端部で生じる最大主応力が下部接着界面でのそれより若干大きいことが示されている。上部接着界面での無次元化された最大主応力の最大値は $s/l=0$ で $\sigma_l=1.40$, 下部接着界面でのそれは $\sigma_l=1.17$ である。応力成分は σ_y が最も大きいことが示されている。引張荷重を受けるバンド接着の場合には, 前章で示した通り, バンド接着の内側 ($s/l=0.340$) で無次元化された最大主応力の最大値が発生するが, **Fig. 7.7** に示すように曲げモーメントの場合は引張荷重が作用すると推測されるバンド接着の外側 ($s/l=0$) で発生する。接着面全域接着の場合は両端部 ($s/l=0.0$ および 1.0) で発生する。

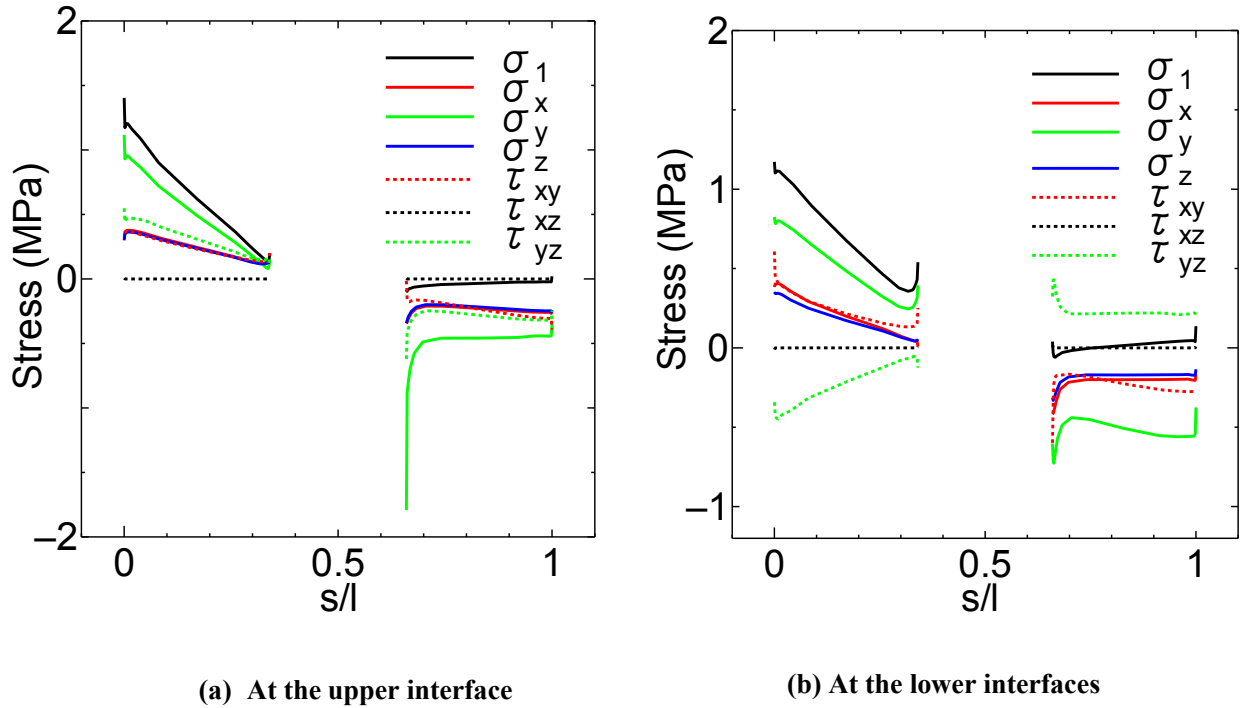


Fig. 7.7 Distributions of each stress component and the maximum principal stress at the interfaces in band scarf adhesive joint with dissimilar adherends ($\sigma_0=1\text{MPa}$, $E_1=206\text{GPa}$, $E_2=103\text{GPa}$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $\nu_1=\nu_2=0.3$, $\nu_3=0.38$, $N=2$, $\theta=60^\circ$, $t_n=0.1\text{mm}$, $b_1/w=0.68$, $t/w=0.191$)

7.4.2 異種材料被着体の縦弾性係数比 E_1/E_2 が接着界面の無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響

Fig. 7.8 は上部被着体および下部被着体の縦弾性係数比 E_1/E_2 がバンド接着されたスカーフ接着継手の上部接着界面の無次元化された最大主応力分布 σ_1/σ_0 に及ぼす影響を示す。なお曲げモーメントの応力分布は **Fig. 7.1(a)** に示す場合であり、 $N=2$ 、 $\theta=60^\circ$ の場合である。縦軸は無次元化された最大主応力 σ_1/σ_0 、横軸は無次元化された距離 s/l を示す。上部被着体の縦弾性係数 E_1 (軟鋼) を固定し、下部被着体の縦弾性係数 E_2 を変化させ、被着体の縦弾性係数の比 E_1/E_2 が接着層界面の σ_1/σ_0 分布に及ぼす影響を調べる ($E_1/E_2=1$ は同種材料の場合)。この結果、 E_1/E_2 が小さいほど無次元化された最大主応力 σ_1/σ_0 の最大値が減少することが示されている。下部被着体の縦弾性係数が大きくなり、上部被着体の縦弾性係数に近づく (同種に近づく) ほど、接着界面端部で生じる最大主応力が減少することが示されている。この結果は前章で検討した引張荷重を受ける異種材料被着体のバンド接着されたスカーフ接着継手の場合と同様である。なお **Fig. 7.8** において $E_1/E_2=4$ のとき σ_1/σ_0 の最大値は $\sigma_1/\sigma_0=2.34$ となり、 $E_1/E_2=3$ のとき $\sigma_1/\sigma_0=1.87$ 、 $E_1/E_2=2$ のとき $\sigma_1/\sigma_0=1.40$ 、 $E_1/E_2=1$ (同種) のとき $\sigma_1/\sigma_0=1.05$ となる。

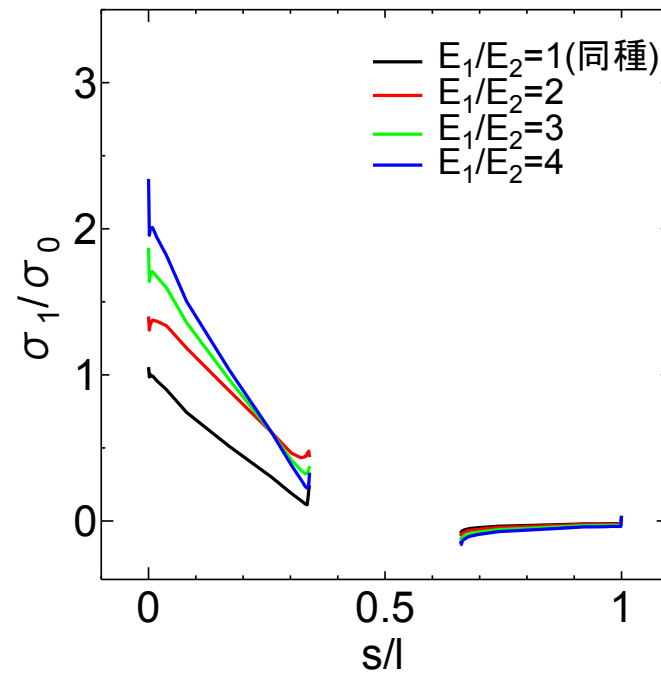


Fig. 7.8 Effect of Young's modulus ratio E_1/E_2 between dissimilar adherends on the normalized maximum principal stress distributions ($\sigma_0=1\text{MPa}$, $E_1=206\text{GPa}$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $\nu_1=\nu_2=0.3$, $\nu_3=0.38$, $N=2$, $\theta=60^\circ$, $t_n=0.1\text{mm}$, $b_l/w=0.68$, $t/w=0.191$)

7.4.3 接着層の縦弾性係数 E_3 が接着界面の無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響

Fig. 7.9 は接着層の縦弾性係数 E_3 と上部被着体のそれ E_1 との比 E_3/E_1 がバンド接着されたスカーフ接着継手の上部接着界面の無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響を示す。なお $N=2$ ，スカーフ角 $\theta=60^\circ$ の場合であり，曲げモーメントの応力分布は **Fig. 7.1(a)** に示す場合である。**Fig. 7.9(a)** は接着面全域 ($0 \leq s/l \leq 1.0$) での無次元化された最大主応力分布，**Fig. 7.9(b)** は界面端部の近傍 ($s/l=0$) を拡大した結果を示す。上部被着体の縦弾性係数 E_1 は 206GPa (軟鋼)，下部被着体の縦弾性係数 E_2 は 103GPa (黄銅) に固定し，接着層の縦弾性係数 E_3 を $E_3=1.373, 1.648, 2.060, 2.746$ および 4.120GPa と変化させる。この結果，接着層の縦弾性係数 E_3 が大きくなるにつれて，すなわち E_3/E_1 の値が大きくなるにつれて，接着界面端部 ($s/l=0$) で生じる無次元化された最大主応力の最大値が小さくなること示され，継手強度が増大することが推測される。これは前章の引張荷重を受けるバンド接着された異種材料被着体のスカーフ接着継手の場合とは逆であるが，全域で接着された引張荷重ならびに曲げモーメントを受けるスカーフ接着継手の場合と同様の結果を示している。

7.4.4 接着層厚さ t_n が接着界面での無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響

Fig. 7.10 は接着層厚さ t_n が異種材料のバンド接着されたスカーフ接着継手の上部接着界面の応力分布に及ぼす影響を示す。**Fig. 7.10(a)** は接着面全域 ($0 \leq s/l \leq 1.0$) での無次元化された最大主応力分布，**Fig. 7.10(b)** は界面端部の近傍 ($s/l=0$) を拡大した結果を示す。縦軸は無次元化された最大主応力 σ_1/σ_0 ，横軸は無次元化された距離 s/l を示す。接着層の厚さ t_n を $t_n=0.10, 0.15, 0.20$ および 0.25mm と変化させ，接着層厚さが接着界面応力分布に及ぼす影響を調べる。この結果，接着層の厚さ t_n が大きくなるほど接着界面端部に生じる特異応力が小さくなること示され，継手強度が向上することが推測される。この結果は引張荷重を受ける同種および異種突合せ接着継手²²⁾，全面接着の同種・異種スカーフ接着継手 (第 2 章～5 章)，および引張荷重を受けるバンド接着されたスカーフ接着継手 (第 6 章) の結果と逆である。この結果は曲げモーメントを受けるバンド接着スカーフ継手の特徴と言える。

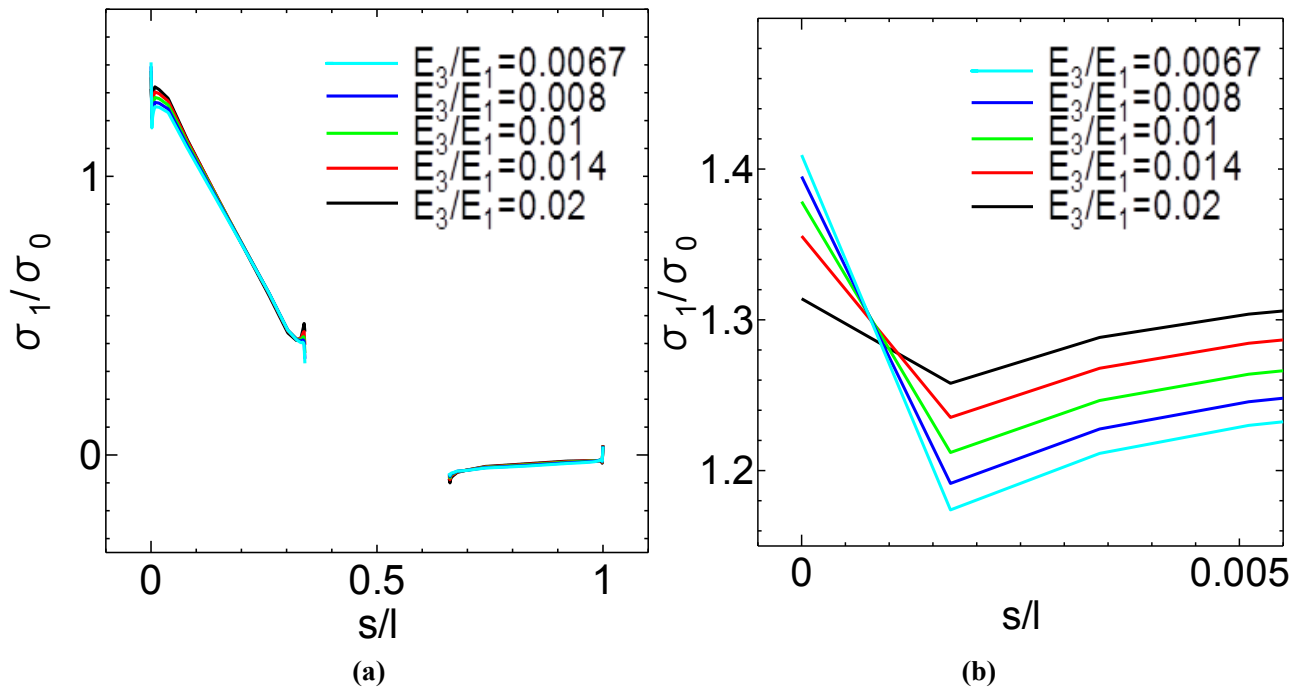


Fig. 7.9 Effect of adhesive Young's modulus E_3 on the normalized maximum principal stress distributions ($\sigma_0=1\text{MPa}$, $E_1=206\text{GPa}$, $E_2=103\text{GPa}$, $\nu_1=\nu_2=0.3$, $\nu_3=0.38$, $N=2$, $\theta=60^\circ$, $t_n=0.1\text{mm}$, $b/w=0.68$, $t/w=0.191$)

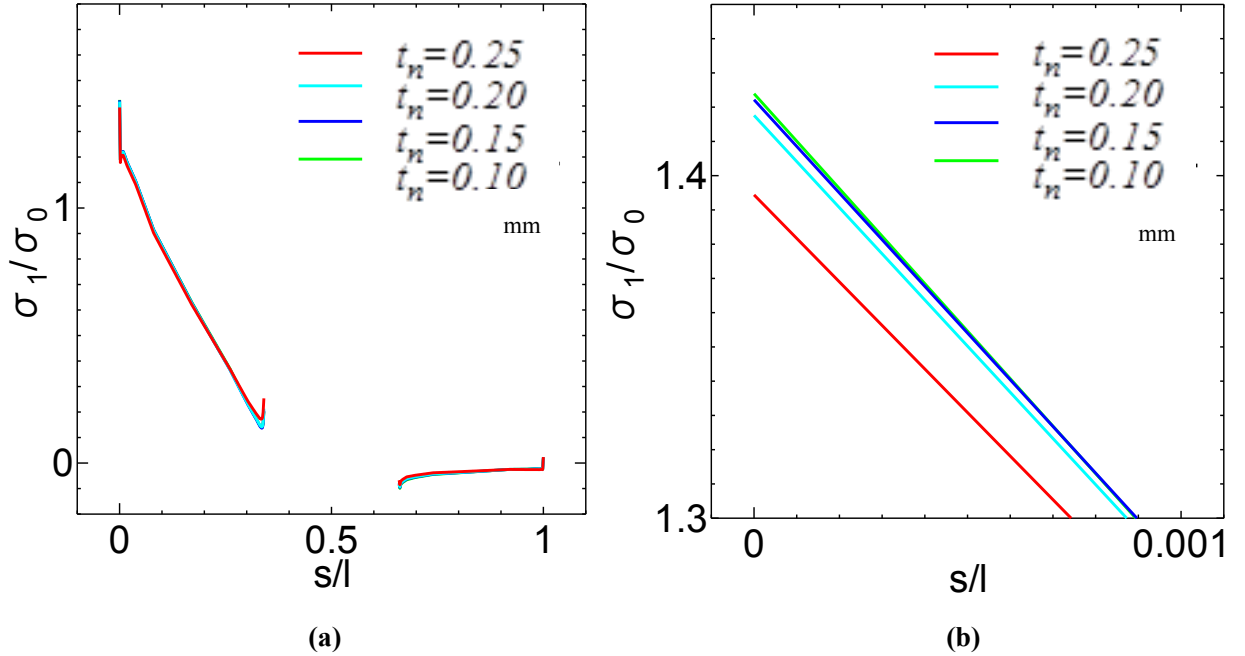


Fig. 7.10 Effect of adhesive thickness on the normalized maximum principal stress distributions ($\sigma_0=1\text{MPa}$, $E_1=206\text{GPa}$, $E_2=103\text{GPa}$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $\nu_1=\nu_2=0.3$, $\nu_3=0.38$, $N=2$, $\theta=60^\circ$, $b/w=0.68$, $t/w=0.191$)

7.4.5 スカーフ角 θ が接着界面での無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響

Fig. 7.11 および **Fig. 7.12** はスカーフ角 θ が異種材料被着体のバンド接着されたスカーフ接着継手の上部接着界面の無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響を示す。**Fig. 7.11** は接着領域数 $N=2$ の場合であり、曲げモーメントの応力分布は **Fig. 7.1(a)** に示す場合である。**Fig. 7.11(a)** は全体の応力分布 ($0 \leq s/l \leq 1.0$) を示し、**Fig. 7.11 (b)** は接着界面端部近傍 ($s/l=0$) を拡大した応力分布を示す。**Fig. 7.12** は接着領域数 $N=3$ の場合であり、曲げモーメントの応力分布は **Fig. 7.1(a)** に示す場合である。**Fig. 7.12(a)** と **Fig. 7.12(b)** も同様である。なお同じく上部被着体が軟鋼および下部被着体が黄銅である。バンド接着長さを一定とし、スカーフ角 θ を 45° 、 52° 、 60° 、 70° 、および 90° (突合せバンド接着継手) と変化させ、スカーフ角 θ が継手の無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響を調べた結果、 $N=2$ および $N=3$ の場合とも、最大主応力の最大値がスカーフ角 $\theta=90^\circ$ の時に最大になり、それぞれ $s/l=0$ ($N=2$ の場合) および $s/l=0.226$ ($N=3$ の場合) で発生している。またいずれの場合もこの位置で、スカーフ角 $\theta=60^\circ$ の時、接着界面の最大主応力が最も小さくなることが示されている。**Fig. 7.12** の $N=3$ の場合には、一つのバンド接着部分の長さが 10.66mm 、非接着部分が 7.5mm となる。このため、 $s/l=0.226$ ($=10.66/47$)、 $s/l=0.386$ ($= (10.66+7.5) /47$)、 $s/l=0.613$ ($= (10.66+7.5+10.66) /47$) および $s/l=0.772$ ($= (10.66+7.5+10.66+7.5) /47$) で特異性が発生している。左の接着領域の右端部 ($s/l=0.226$) で最大主応力の最大値が発生している。したがって、 $N=2$ および $N=3$ の接着領域でスカーフ角 $\theta=60^\circ$ の時、バンド接着されたスカーフ接着継手の強度は最大になると推測される。 $N=3$ の場合の無次元化された最大主応力の最大値は $\sigma_l/\sigma_0=2.14$ となり、 $N=2$ の場合の値 $\sigma_l/\sigma_0=1.40$ より大きい。曲げモーメントを受ける場合には、 N が大きくなると、無次元化された最大主応力の最大値は大きくなり、継手強度は減少すると推測される。これは前章の引張荷重を受けるバンド接着された異種材料被着体のスカーフ接着継手の場合と逆の結果を示す。曲げモーメントを受ける場合の特徴と言える。

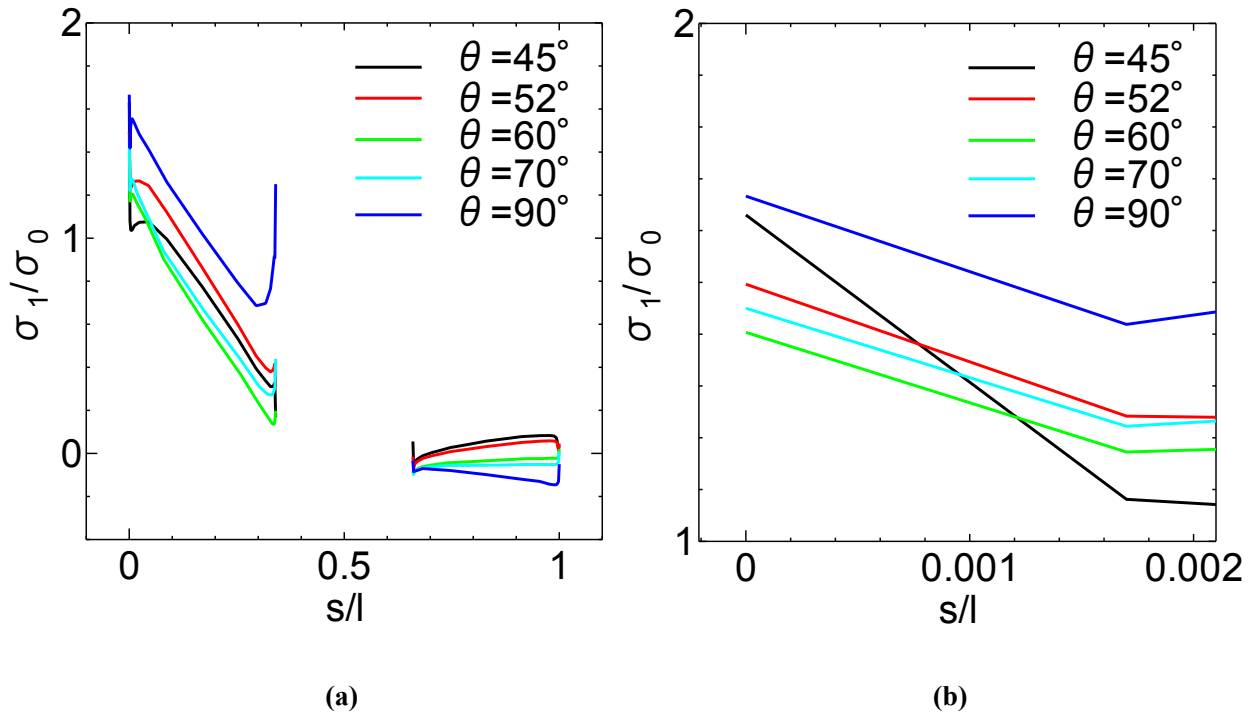


Fig. 7.11 Effect of scarf angle on the normalized maximum principal stress distributions in the case of $N=2$ ($\sigma_\theta=1\text{MPa}$, $E_1=206\text{GPa}$, $E_2=103\text{GPa}$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $\nu_1=\nu_2=0.3$, $\nu_3=0.38$, $N=2$, $t_n=0.1\text{mm}$, $b/w=0.68$, $t/w=0.191$)

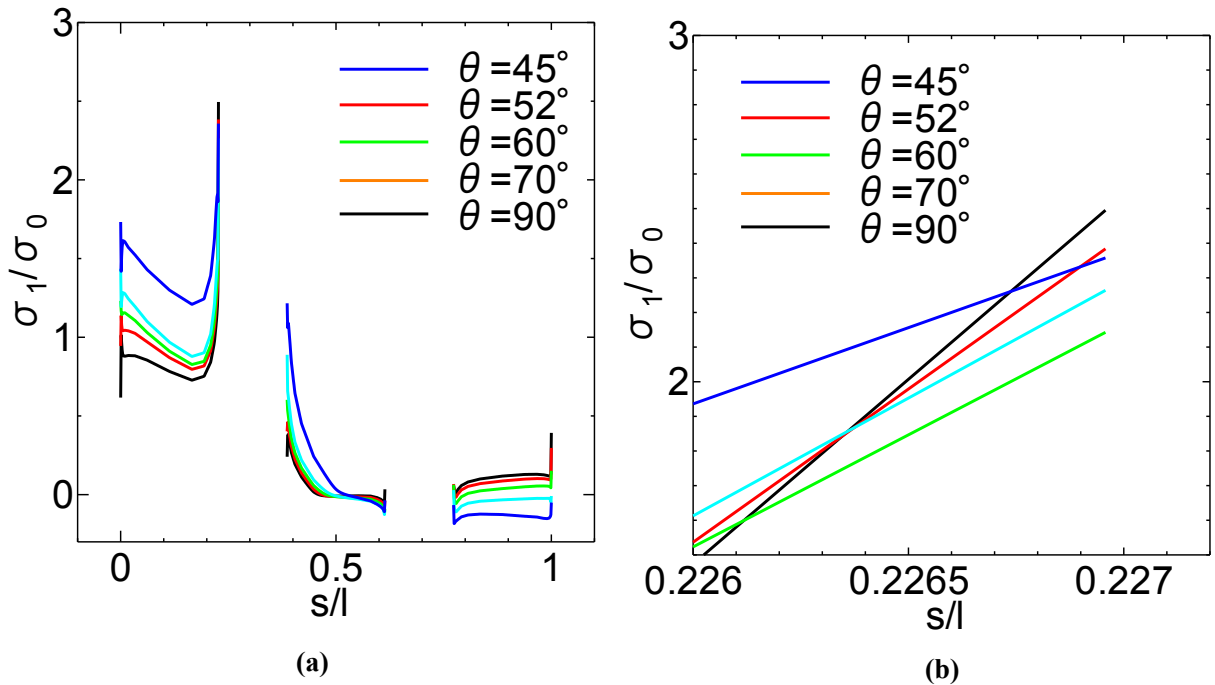


Fig. 7.12 Effect of scarf angle on the normalized maximum principal stress distributions in the case of $N=3$ ($\sigma_\theta=1\text{MPa}$, $E_1=206\text{GPa}$, $E_2=103\text{GPa}$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $\nu_1=\nu_2=0.3$, $\nu_3=0.38$, $N=3$, $t_n=0.1\text{mm}$, $b/w=0.68$, $t/w=0.191$)

7.4.6 接着領域数が接着界面応力分布に及ぼす影響

Fig. 7.13 は接着領域数 N が異種材料のバンド接着されたスカーフ接着継手の上部接着界面応力分布に及ぼす影響を示す。作用する曲げモーメントは Fig. 7.1 に示す一様分布である。接着領域数 N を $N=2$ から $N=5$ まで変えている。バンド接着長さを一定とし(接着長さ $l=47$ mm のうち接着部分長さ $l=32$ mm, 非接着部分は 15mm), 接着領域数 N を変化させ, 接着層界面の無次元化された最大主応力の分布を調べる。 $N=1$ は全域接着のスカーフ接着継手である。この結果, 線形分布の曲げモーメントを受けるバンド接着されたスカーフ接着継手においては, 接着領域数 N が小さいほど, 接着層界面端部に生じる無次元化された最大主応力の最大値が小さくなることが示されている。すなわち曲げモーメントを受けるバンド接着されたスカーフ接着継手の場合は $N=2$ が最適であることを示している。なお前章で検討した引張荷重を受けるバンド接着されたスカーフ接着継手の場合には, N が大きいほど無次元化された最大主応力の値は小さくなることが示されており, 上述の本章の結果とは逆の結果を示している。しかし物理的には曲げモーメントを受ける場合には, 接着界面の引張り側の引張応力が大きい部分と圧縮側の圧縮応力が大きい部分を接着すれば, 接着界面の内部での作用荷重による接着部分の負担が小さいので, 両サイドの 2 つの領域での接着で外曲げモーメントに対抗できると推測される。

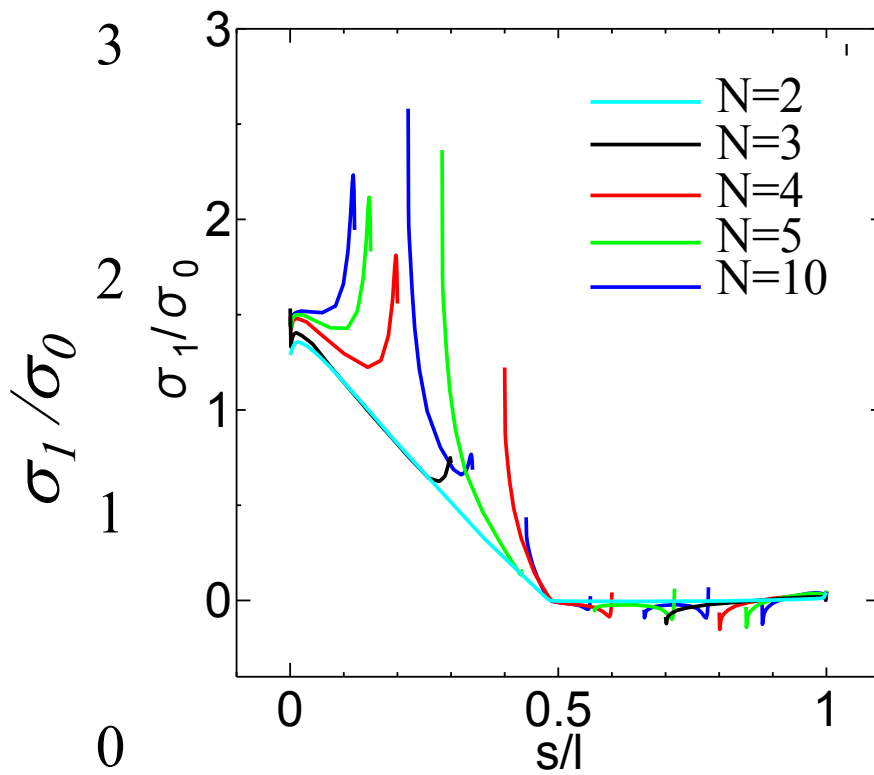


Fig. 7.13 Effect of number of bonded parts on the normalized maximum principal stress distributions ($\sigma_0=1\text{MPa}$, $E_1=206\text{GPa}$, $E_2=103\text{GPa}$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $\nu_1=\nu_2=0.3$, $\nu_3=0.38$, $\theta=60^\circ$, $t_n=0.1\text{mm}$, $b_l/w=0.68$, $t/w=0.191$)

7.4.7 作用する曲げモーメントによる応力分布が接着界面の無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響

Fig. 7.14 は作用する曲げモーメントの応力分布が接着領域数 $N=2$ 、スカーフ角 $\theta=60^\circ$ の異種材料被着体のバンド接着されたスカーフ接着継手の上部接着界面の応力分布に及ぼす影響を示す。縦軸は無次元化された最大主応力 σ_l/σ_0 、横軸は無次元化された距離 s/l を示す。実線は静的曲げモーメントを全域的に作用した場合 (**Fig. 7.1(a)**)、破線は継手上端面の2つの領域に部分的に作用した場合 (**Fig. 7.2(a)**) の応力分布を示し、応力の分布域は $0 \leq x \leq 0.2w$ 、および $1.8w \leq x \leq 2w$ である。なお $w=40.70\text{mm}$ 、全接着長さは 32mm である。この結果、部分的な静的曲げモーメントを受ける接着継手 (**Fig. 7.2(a)**) の応力分布と全域的な荷重を受ける場合 (**Fig. 7.1(a)**) との間には、接着界面での無次元化された最大主応力の分布、特にその最大値にはかなり大きな差異が生じていることが分かる。全域で一様応力 σ_0 を受ける継手 (**Fig. 7.1(a)**) の無次元化された最大主応力の値は $\sigma_l/\sigma_0=1.40$ 、他方部分的曲げモーメントが作用する継手 (**Fig. 7.2(a)**) のその値は $\sigma_l/\sigma_0=0.79$ となる。すなわち、バンド接着された部分の被着体上端面に荷重が作用すると、効率的にバンド接着部分が荷重を負担することを示している。部分的に荷重が作用する場合にはバンド接着が荷重負担に対して効率的であると言える。

Fig. 7.15 は部分的な静的曲げモーメント(**Fig. 7.2(a)**)を受ける接着領域数 $N=2$ の異種材料のバンド接着されたスカーフ接着継手の無次元化されたバンド接着長さ b_l/w が上部接着界面の無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響を示す。荷重の作用域は $0 \leq x \leq 0.2w$ 、および $1.8w \leq x \leq 2w$ である。接着継手の被着体幅 $w(=40.7\text{ mm})$ を一定とし、バンド接着長さ b_l を変化させ、接着長さが接着界面応力分布に及ぼす影響を調べる。**Fig. 7.15(a)** は接着界面全域 ($0 \leq s/l \leq 1.0$) での分布を示す。**Fig. 7.15(b)** は最大主応力が生じる接着層界面端部近傍($s/l=0$) を拡大した図である。 $b_l/w=1$ は全域接着の継手の応力分布を示す。この結果、 $b_l/w=0.4$ の時に、接着層界面端部で生じる無次元化された最大主応力の値は全域接着した継手の最大主応力をはるかに大きいことが示されている。しかし、**Fig. 7.15(b)** の結果より、 $b_l/w \geq 0.667$ の時、界面端部で生じる特異応力の値は全域接着($b_l/w=1$)の場合との差異が小さいことが分かる。すなわち、接着長さを $1/3$ 程度減らすことにより、全域接着と同程度の効果が得られることが推測される。以上の解析により、バンド接着されたスカーフ接着継手は部分的に接着することにより部分的に作用する外荷重に対して効率的に抵抗できることが示されている。

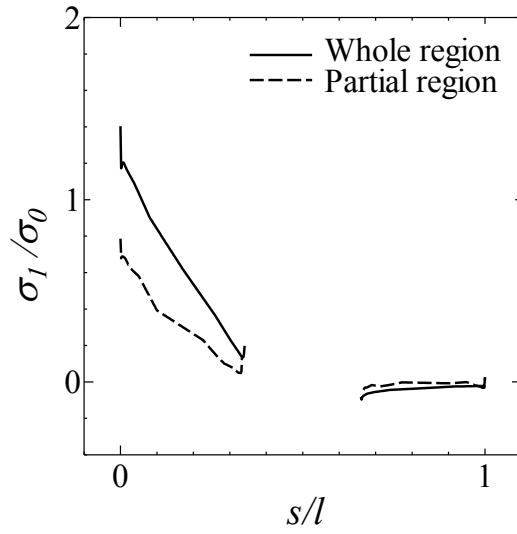


Fig. 7.14 Effect of stress distribution of external bending moment on the normalized maximum principal stress distributions ($\sigma_0=1\text{MPa}$, $E_1=206\text{GPa}$, $E_2=103\text{GPa}$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $\nu_1=\nu_2=0.3$, $\nu_3=0.38$, $N=2$, $\theta=60^\circ$, $t_n=0.1\text{mm}$, $b/w=0.68$, $t/w=0.191$)

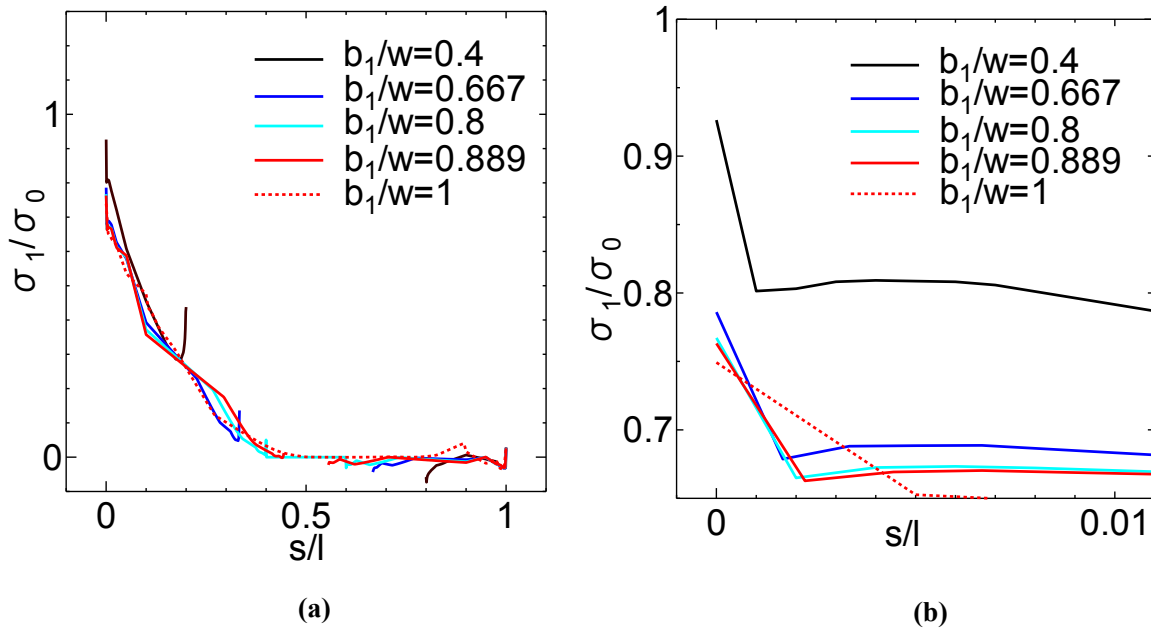


Fig. 7.15 Effect of bonded length in band adhesive on the normalized maximum principal stress distributions ($\sigma_0=1\text{MPa}$, $E_1=206\text{GPa}$, $E_2=103\text{GPa}$, $E_3=3.34\text{GPa}$, $\nu_1=\nu_2=0.3$, $\nu_3=0.38$, $N=2$, $\theta=60^\circ$, $t_n=0.1\text{mm}$, $d_1/w=0.2$, $t/w=0.191$)

7.5. FEM 計算結果と実験結果の比較

7.5.1 ひずみに関する FEM 計算結果と実験結果の比較

Fig. 7.16 は静的曲げモーメントを受ける異種材料被着体のバンド接着されたスカーフ接着継手のひずみ測定結果および三次元 FEM 計算結果の比較を示す。縦軸は静的曲げモーメントが作用する方向である y 軸方向のひずみ ε_y 、横軸は無次元化した距離 s/l を示す。実験において測定されたひずみの値はひずみゲージを貼り付けた部分全体（ゲージ長さ 1mm）の平均値である。また FEM 計算においてもひずみゲージを貼り付けた位置と同じ位置での FEM 要素のひずみを平均化した値を用いている。実線は計算結果、○印は実験結果を示す。この結果、ひずみ測定実験結果と三次元 FEM 計算結果はかなりよく一致していることが分かり、本研究の FEM 解析の妥当性を示している。なお曲げモーメント M の大きさは接着材が弾性変形域になるように与え、 $M=1500\text{N}\cdot\text{mm}$ であり、 $N=2$ 、 $\theta=60^\circ$ 、 $t_n=0.1\text{mm}$ の場合である。

7.5.2 継手破断時曲げモーメント測定実験結果と強度推定結果の比較

本研究では静的曲げモーメントが作用するバンド接着されたスカーフ接着継手内の最大主応力の最大値が接着層の強さに達した時に破断が発生すると考え、この時の作用曲げモーメントを予測し、測定結果と比較する。Fig. 7.17 は静的曲げモーメントを受ける異種材料のバンド接着されたスカーフ接着継手の破断荷重測定実験と三次元 FEM 計算を用いた強度推定結果の比較を示す。なお、接着領域数 $N=2$ 、接着層厚さ $t_n=0.1\text{mm}$ とし、上部被着体材料は軟鋼、下部被着体材料は黄銅である。縦軸は接着継手の破断時曲げモーメントの値であり、横軸は接着継手のスカーフ角を示す。スカーフ角 θ が 45° 、 60° 、 90° の場合の継手破断時曲げモーメント測定実験を 10 回ずつ行った。▲印は接着剤の応力-ひずみ線図を用いた弾塑性 FEM 解析の継手破断時曲げモーメントの推定結果であり、横線は実験の最大値および最小値を示し、●印は実験結果の平均値を示す。この結果、継手破断時曲げモーメント測定実験結果と FEM 計算結果がかなりよく一致していることが分かり、本研究の FEM 解析の妥当性を示している。なお推定値及び測定値ともに、スカーフ角 90° の時に、継手破断時曲げモーメント ($M=\sigma_0 Z$) が最大になっている。本研究では接着長さ一定の場合を検討したために、Table 2.1 に示すようにスカーフ角 θ により被着体幅 w が変化する。 90° の時に w が最大になる。曲げモーメントに対して、継手の断面係数 Z は $Z=(2t)w^2/6$ で与えられるため、被着体幅 w が大きい方が曲げに対し、強くなることを示している。

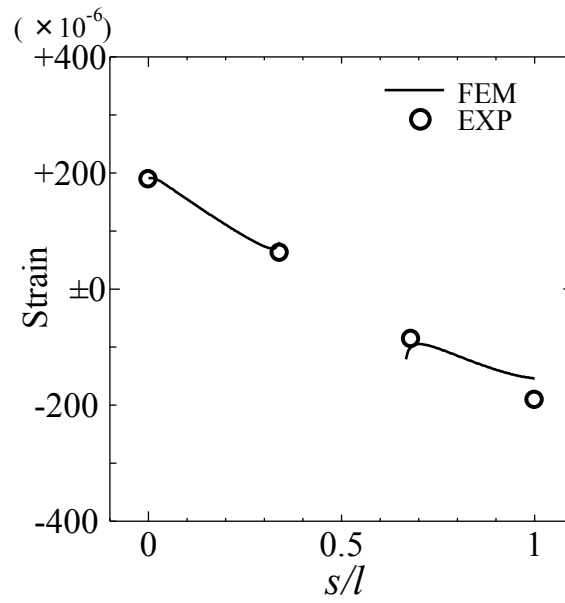


Fig. 7.16 Comparison of strains between the measured and the FEM calculated results ($\theta=60^\circ$, $N=2$, $t_n=0.1\text{mm}$, $M=1500\text{N}\cdot\text{mm}$)

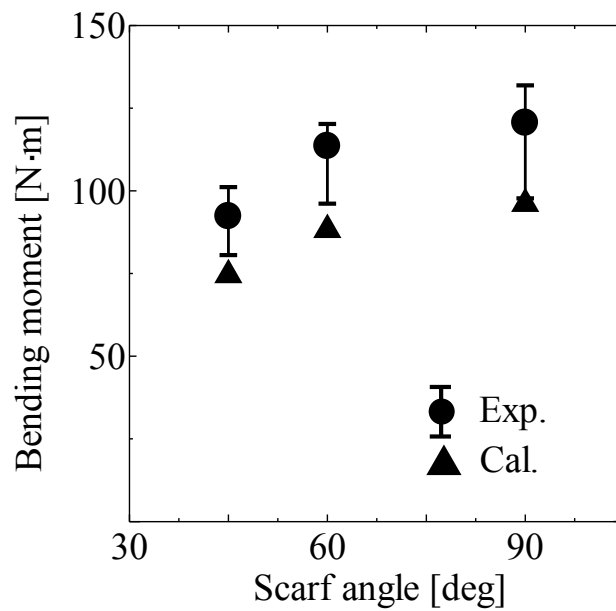


Fig. 7.17 Comparison of the bending moment when the joint ruptures between the measured and the estimated results ($N=2$, $t_n=0.1\text{mm}$, upper adherend: mild steel, lower adherend: copper)

7.6. 結言

本研究では、静的曲げモーメントを受けるバンド接着されたスカーフ接着継手（接着長さが一定の場合）の接着界面応力分布を三次元有限要素法（FEM）により計算し、被着体縦弾性係数比 E_1/E_2 、接着層縦弾性係数 E_3 、接着層厚さ t_n 、スカーフ角 θ 、接着領域数 N 、バンド接着長さ b_l 、作用荷重分布などが接着界面最大主応力分布特性に及ぼす影響を明らかにした。得られた結果は以下の通りである。

1. 静的曲げモーメントを受けるバンド接着されたスカーフ接着継手においては、縦弾性係数の大きい側の接着層界面端部で生じる最大主応力が縦弾性係数の小さい側のそれより大きいことが示された。異種材料のバンド接着されたスカーフ接着継手の被着体縦弾性係数比 E_1/E_2 が 1（同種）に近づくほど、静的曲げモーメントを受けるバンド接着されたスカーフ接着継手の接着界面の無次元化された最大主応力は小さくなることが示された。
2. 接着層縦弾性係数 E_3 が大きいほど、接着界面で発生する最大主応力は小さくなることが示された。これは引張荷重を受けるバンド接着継手と逆であるが、接着面全域で接着されたスカーフ接着継手の場合と同様の特性であることを指摘した。さらに接着層厚さ t_n を大きくするほど、最大主応力は小さくなり、引張荷重を受けるバンド接着スカーフ継手および全域で接着されたスカーフ接着継手の場合と逆であることを示した。接着層厚さに関するこの結果は曲げモーメントを受けるバンド接着スカーフ継手の特徴と言える。
3. スカーフ角は $\theta=60^\circ$ の時、最大主応力は最小になることを示し、継手強度は最大になると推測された。しかしスカーフ角 $\theta=90^\circ$ （突合せの場合）との差異は小さいことも示された。
4. 線形分布の曲げモーメントが作用する場合、接着領域数 N を小さくするほど、接着界面端部における最大特異応力が小さくなることが示された。さらに $N=2$ の場合が最適であることが示され、この結果は引張荷重を受けるバンド接着されたスカーフ接着継手の場合の N が大きくなるほど良好という結果とは逆の特性であることを示した。
5. 被着体上端部に作用する線形分布および部分的に一樣分布の静的曲げモーメントが接着界面の応力分布に及ぼす影響を調べた結果、バンド接着の位置に関連して部分的に一樣な荷重が作用する場合には、バンド接着部分が効率的に外荷重を負担することを示した。さらに、接着長さが部分的な静的曲げモーメントを受けるバンド接着されたスカーフ接着継手の応力分布に及ぼす影響を調べ、部分的な接着（バンド接着）によって接着継手が外荷重に対して効率的に抵抗できることを示した。
6. 接着剤の応力-ひずみ線図を用いて、三次元弾塑性解析を行い、静的曲げモーメントを受けるバンド接着スカーフ継手の破断時曲げモーメントの推定を行い、実験結果とかなりよく一致することを示した。本研究の接着長さ一定の場合にはスカーフ角 θ が大きくなると被着体幅が大きくなるので、継手破断時曲げモーメントは $\theta=90^\circ$ の場合が一

番大きくなることを示した。さらにひずみに関する FEM 計算と測定結果がかなりよく一致することを示した。接着長さ一定の本研究の場合にはスカーフ角 θ が大きくなるほど被着体幅 w が大きくなるため、曲げに対しては w が大きくなる継手の破断時曲げモーメントが大きくなることを示した。

第8章 スカーフ接着継手の設計への指針

8.1 緒言

本章では本論文2章から7章までに行った研究に基づき、スカーフ接着継手を設計する際の指針をまとめる。

8.2 設計への指針

本論文では、基本的な継手形状の一つであるスカーフ接着継手に基本荷重形態である静的引張荷重及び静的曲げモーメントが作用する場合の接着界面応力分布を、三次元有限要素法解析により明らかにした。被着体の材質の組合せにより接着層内に発生する応力分布も異なるので、同種材料被着体と異種材料被着体のそれぞれの場合のスカーフ接着継手について検討した。また、実際の機械構造物に対応するため、従来の接着長さ一定に対して、被着体幅を一定とした場合にスカーフ角が接着界面応力分布に及ぼす影響を調べた。さらに、接着面全域で接着する方法に対して部分的に接着するバンド接着継手の特性と利点を明らかにした。

このとき、スカーフ接着継手のスカーフ角、接着剤の縦弾性係数、異種材料被着体の縦弾性係数比、接着層の厚さ、バンド接着領域数、バンド接着長さ等のパラメーターが接着界面応力分布に及ぼす影響を明らかにした。

- ① その結果スカーフ接着継手のスカーフ角 θ は本論文で扱った範囲では、 $\theta=60^\circ$ が最も継手強度が向上することが示された。推奨スカーフ角 $\theta=60^\circ$ である。突合せ (90°) 接着継手と比較 (異種材料) すると、FEM 計算では引張荷重下で約 30%、曲げモーメント作用下で約 20% の継手強度改善が見られ、実験でそれ以上の改善が確認できた。
- ② さらに接着長さ一定の場合と被着体幅一定の場合のスカーフ接着継手では、引張荷重を受ける場合の破断時引張荷重は被着体幅一定の場合のスカーフ継手の方が大きくなるが、継手強度 (破断時引張荷重をスカーフ継手の断面積で除した値) に関しては両者での差異が小さいことを示した。特に曲げモーメントを受ける場合には被着体幅が重要な因子となり、被着体幅一定の場合のスカーフ継手の方が有利であることを示した。すなわち接着長さ一定とする従来の考え方は、作用荷重を引張荷重に限定していると推測された。

以上の結果をまとめて、スカーフ接着継手の設計の指針とする。

1) 静的引張荷重を受ける同種材料被着体スカーフ接着継手の設計指針

接着剤の縦弾性係数：できるだけ大きくし、被着体のそれに近づける。

接着層厚さ：小さくする。

2) 静的引張荷重を受ける異種材料被着体スカーフ接着継手の設計指針

接着剤の縦弾性係数：大きくする。

接着層の厚さ：小さくする。

異種被着体の縦弾性係数比：小さく（同種に近く）する。

3) 静的曲げモーメントを受ける同種材料被着体スカーフ接着継手の設計指針

接着剤の縦弾性係数：大きくする。

接着層の厚さ：小さくする。

4) 静的曲げモーメントを受ける異種材料被着体スカーフ接着継手の設計指針

接着剤の縦弾性係数：大きくする。

接着層の厚さ：小さくする。

異種被着体の縦弾性係数比：小さく（同種に近く）する。

5) 静的引張荷重を受けるバンド接着されたスカーフ接着継手の設計指針

接着剤の縦弾性係数：小さくする。

接着層の厚さ：小さくする。

異種被着体の縦弾性係数比：小さく（同種に近く）する。

接着領域数：多くする。

6) 静的曲げモーメントを受けるバンド接着されたスカーフ接着継手の設計指針

接着剤の縦弾性係数：大きくする。

接着層の厚さ：大きくする。

異種被着体の縦弾性係数比：小さく（同種に近く）する。

接着領域数：少なくする。

上記の結果から、スカーフ接着継手に静的荷重が作用する場合、荷重形態が引張荷重あるいは曲げモーメントに関わらず同様の設計指針となった。同様に、被着体が同種材料、異種材料に関わらず設計指針は同様である。

ただし、バンド接着されたスカーフ接着継手の場合は必ずしも同様ではなく、パラメーターによっては逆の特性を示す場合もあるので注意が必要である。

表 8.1 は以上をまとめた結果を示す。この表 8.1 から接着層の縦弾性係数の選択及び接着層の厚さの決定が容易となる。上述したようにバンド接着したスカーフ接着継手は全面接着のスカーフ接着継手と逆の特性を示すことがある。例えば接着層の縦弾性係数はできるだけ大きくし、被着体のそれに近づけることが強度向上のための手法である。しかし接着層の縦弾性係数を大きくすることは高分子材料であるので容易ではなく、充填剤を添加するなどの手法が考えられる。この様な時には、接着長さが長い時に使用されるバンド接

着（部分的接着）が，作用荷重によっては，特性を逆にする継手として有用である。

8.3 8章の結言

本章では2章から7章までに得られた研究成果の基づき，スカーフ接着継手をどのように設計すればよいかの方法をまとめた。すなわち，

- 1) スカーフ角は 60° が最適である。
- 2) 被着体幅一定の場合のスカーフ接着継手の方が接着長さ一定のスカーフ接着継手より有利である。
- 3) 接着層の縦弾性係数と接着層厚さの設計に対しては，荷重形態及び全面接着かバンド接着により特性が異なることを指摘し，特性を使用に便利なように表にまとめた。

スカーフ	静的	引張り	同種	スカーフ角θ 2次元FEM 52° 30° 3次元FEM 60° 30°	σ ₁ /σ ₀ 消失 最大 最小 最大	接着層E ← σ ₁ /σ ₀ → (突合せ同様)	接着層厚さ → σ ₁ /σ ₀ ← (突合せ同様)	σ ₁ /σ ₀ → 2次元より3次元がやや大きい。2l一定がw一定よりやや大きい。	被着体E1/E2 ← σ ₁ /σ ₀ →	σ ₁ /σ ₀		
			異種	スカーフ角θ 2次元FEM 52° 90° 3次元FEM 60° 30°	σ ₁ /σ ₀ 消失 最大 最小 最大	接着層E ← σ ₁ /σ ₀ →	接着層厚さ → σ ₁ /σ ₀ ← (突合せ同様)	σ ₁ /σ ₀ → 2次元より3次元がやや大きい。2l一定がw一定よりやや大きい。	被着体E1/E2 → σ ₁ /σ ₀ ← (同種1に近づく)	σ ₁ /σ ₀ →		
		曲げM	同種	スカーフ角θ 2次元FEM 60° 90° 3次元FEM 60° 45°	σ ₁ /σ ₀ 最小 最大 最小 最大	接着層E ← σ ₁ /σ ₀ →	接着層厚さ → σ ₁ /σ ₀ ← (引張同様)	σ ₁ /σ ₀ →	被着体E1/E2 ← σ ₁ /σ ₀ →	σ ₁ /σ ₀		
			異種	スカーフ角θ 3次元FEM 60° 30° 2l一定では90°で最大	σ ₁ /σ ₀ 最小 最大	接着層E ← σ ₁ /σ ₀ →	接着層厚さ → σ ₁ /σ ₀ ←	σ ₁ /σ ₀ →	被着体E1/E2 → σ ₁ /σ ₀ ← (同種1に近づく)	σ ₁ /σ ₀ →		
バンドスカーフ	静的	引張り	異種	スカーフ角θ 3次元FEM 60° 45°	σ ₁ /σ ₀ 最小 最大	接着層E → σ ₁ /σ ₀ ←	接着層厚さ → σ ₁ /σ ₀ ←	σ ₁ /σ ₀ →	被着体E1/E2 → σ ₁ /σ ₀ ← (同種1に近づく)	σ ₁ /σ ₀ →	接着領域数N ←	σ ₁ /σ ₀ →
		曲げM	異種	スカーフ角θ 3次元FEM 60° 90°	σ ₁ /σ ₀ 最小 最大	接着層E ← σ ₁ /σ ₀ →	接着層厚さ → σ ₁ /σ ₀ ←	σ ₁ /σ ₀ →	被着体E1/E2 → σ ₁ /σ ₀ ← (同種1に近づく)	σ ₁ /σ ₀ →	接着領域数N →	σ ₁ /σ ₀ →

表 8.1 各荷重下でのスカーフ接着継手およびバンド接着のスカーフ接着継手の特性の
まとめ

第9章 結論

9.1 本研究で得られた結果のまとめ

本論文では、スカーフ接着継手の接着界面応力分布解析及び継手強度予測を三次元有限要素法を用いて行った。このとき、スカーフ接着継手のスカーフ角、接着剤の縦弾性係数、異種材料被着体の縦弾性係数比、接着層の厚さ、バンド領域数、バンド接着長さ等のパラメーターが接着界面応力分布に及ぼす影響を明らかにし、継手に作用する荷重形態の違いによる接着継手の応力特性の差異を明らかにした。また、ひずみ及び継手強度に関する実験を行い、解析結果の妥当性を示した。得られた結果は以下の通りである。

第1章「諸論」では、接着継手に関する従来の研究を各基本接着継手形態に対して展望し、問題点を指摘した。さらにスカーフ接着継手に関しての問題点、特に三次元応力解析の必要性および従来の接着長さ一定のスカーフ接着継手に対して、被着体幅一定のスカーフ接着継手の応力解析と継手強度予測の必要性を指摘した。さらに部分的に接着されるバンド接着継手が突合せ接着継手に対してのみしか研究がされていないことを指摘し、スカーフ接着継手に対してもバンド接着の効果調べるべきと指摘した。

第2章「静的引張荷重を受ける同種材料被着体スカーフ接着継手の三次元有限要素法解析と強度推定」では、二次元 FEM 計算ではスカーフ角 $\theta=52^\circ$ で特異性は消失したが、三次元 FEM 計算では消失せず、 θ が約 60° の時最大主応力が最小、すなわち継手強度最大と推測された。三次元 FEM 計算では接着層の縦弾性係数が大きくなるほど、接着層厚さが小さくなるほど接着界面端部での最大主応力は小さくなった。

三次元 FEM 計算では継手の幅方向の端部と同様に厚さ方向 (z 方向) でも特異性が発生し、最大主応力の最大値は継手表面 ($z/t_f=1.0$) で発生することが新たに明らかにされ、三次元での応力解析の必要性を指摘した。

被着体幅一定の場合にスカーフ角がより小さくなると、特異応力がより大きくなり、従来の考え方であるスカーフ角をより小さくする効果はなくなった。スカーフ角 $\theta=60^\circ$ の時に最大主応力が最小となった。

三次元弾塑性 FEM 計算により継手強度を推定し、継手強度はスカーフ角 θ が約 60° で最大となり、被着体幅一定の接着継手の破断時引張荷重は接着長さ一定の接着継手のそれより大きい、両者の継手強度（破断時引張荷重を断面積で除した値）の差異は小であった。

第3章「静的引張荷重を受ける異種材料被着体スカーフ接着継手の三次元有限要素法解析と強度推定」では、三次元有限要素法 (FEM) 解析と強度推定を行った。二次元 FEM 計算においてスカーフ角 $\theta=52^\circ$ で特異性が消失し、三次元 FEM では θ が約 60° の時最大主応力が最小となること、接着層の縦弾性係数が大きくなるほど、接着層厚さが小さくなるほど、

接着界面端部での最大主応力は小さくすること、三次元の z 方向にも特異性が生じることは同種の場合と同様であることを示した。さらに、異種材料被着体の縦弾性係数比 E_1/E_2 の値が大きくなるほど両端部での特異応力は大きくなった。さらに最大主応力の最大値は縦弾性係数の大きい被着体側界面で発生することも示した。

三次元弾塑性 FEM 計算による最大主応力説に基づく継手強度推定と継手強度実験はかなりよく一致し、さらに継手強度はスカーフ角 θ が約 60° で最大となった。スカーフ角が小さくなると被着体幅も小さくなるので、被着体幅一定の場合の継手強度は接着長さ一定の場合よりやや大きいことが示された。

第 4 章「静的曲げモーメントを受ける同種材料被着体スカーフ接着継手の三次元有限要素法解析と強度推定」では、接着界面端部の特異応力はスカーフ角が 45° から 90° に増加するに伴い、はじめ減少し、やがて増大した。曲げモーメントを受けるスカーフ接着継手の場合は、二次元 FEM で、スカーフ角が 52° でも特異性は消失せず、スカーフ角が約 60° で、最大主応力の最大値は最小となり、継手強度が最大となると推測された。さらに三次元 FEM 計算で得られる継手厚さ方向の界面端部で生じる特異応力が極めて大きいので、二次元と三次元 FEM 計算における界面最大主応力分布の差異は顕著であることが示された。

曲げモーメントを受ける場合も、引張荷重の場合同様、接着層の縦弾性係数が大きくなるほど、接着層厚さが小さくなるほど、接着界面での無次元化された最大主応力は小さくなることが示された。

四点曲げ試験によるスカーフ接着継手の接着層の破断時曲げモーメント測定結果と、三次元弾塑性 FEM 計算による最大主応力説に基づく破断時曲げモーメントの推定結果は実験結果はとかなりよく一致し、スカーフ角が 60° のときに破断時曲げモーメントの値が最大となった。

第 5 章「静的曲げモーメントを受ける異種材料被着体スカーフ接着継手の三次元有限要素法解析と強度推定」では、三次元 FEM 計算の結果、接着長さ $2l$ 一定の場合の方が被着体幅 w が一定の場合より、 σ_1/σ_0 は大きい値を示した。異種材料被着体の縦弾性係数比 E_1/E_2 の値が大きくなるほど引張り側接着界面の左端部での無次元化された最大主応力の値は大きくなることを示した。接着層の縦弾性係数が大きくなるほど、接着層厚さが小さくなるほど接着界面端部での無次元化された最大主応力は小さくなる。この結果は引張荷重を受けるスカーフ接着継手の場合と同様であることを指摘した。

三次元 FEM 計算によりスカーフ角 θ が接着界面の無次元化された最大主応力分布に及ぼす影響を調べた結果、被着体幅 w 一定の場合にスカーフ角 θ が 60° の時、無次元化された最大主応力が最小となることが示された。しかし接着長さ一定の場合の継手幅 w はスカーフ角 θ が小さくなるにつれて小さくなるため継手破断時曲げモーメントはスカーフ角 θ が小さくなるにつれて小さくなることを示した。この場合には 90° の時に継手破断時曲げモー

ントが最大となった。

さらに被着体幅 w が一定の継手の場合には、破断時曲げモーメントはスカーフ角 θ が約 60° で最大。接着長さ一定の場合の継手の破断時曲げモーメントはスカーフ角 θ が小さくなると小さくなり、 90° （突合わせ）の時が最大であった。この場合にはスカーフ角が小さくなるにつれ被着体幅もより小さくなるので、破断時曲げモーメントの値はより小さくなった。このため接着長さ一定の場合の破断時曲げモーメントは被着体幅一定の場合の継手より小さいことが示された。

第6章「静的引張荷重を受けるバンド接着されたスカーフ接着継手の三次元有限要素法解析と強度推定」では、静的引張荷重を受けるバンド接着されたスカーフ接着継手においても、全面的に接着された継手同様、縦弾性係数の大きい側の接着層界面端部で生じる最大主応力が縦弾性係数の小さい側のそれより大きいことが示された。全面接着同様、バンド接着されたスカーフ接着継手の強度も、同種材料の方が異種材料より大きいと推測された。

異種材料のバンド接着されたスカーフ接着継手の被着体縦弾性係数比 E_1/E_2 が1に近づくほど、静的引張荷重を受けるバンド接着されたスカーフ接着継手の接着界面の最大主応力は小さくなった。接着層縦弾性係数 E_3 が小さいほど、接着界面で発生する最大主応力は小さくなった。これは接着面全域で接着されたスカーフ接着継手の場合と逆の特性である。さらに接着層厚さ t_n を小さくするほど、最大主応力は小さくなり、全域で接着されたスカーフ接着継手の場合と同様であった。スカーフ角は $\theta=60^\circ$ の時、最大主応力は最小になることを示し、継手強度は最大になると推測された。

線形分布荷重が作用する場合、接着領域数 N を大きくするほど、接着界面端部における無次元化された最大主応力が小さくなることが示された。バンド接着の位置に関連して部分的静的引張荷重が作用する場合には、バンド接着部分が効率的に外荷重を負担し、部分的な接着によって接着継手が外荷重に対して効率的に抵抗できることを示した。

静的引張荷重を受けるバンド接着スカーフ継手の破断時荷重の推定結果は実験結果とかなりよく一致した。継手強度はスカーフ角 θ が 60° のときにやや大きくなる。

第7章「静的曲げモーメントを受けるバンド接着されたスカーフ接着継手の三次元有限要素法解析と強度推定」では、異種材料のバンド接着されたスカーフ接着継手の被着体縦弾性係数比 E_1/E_2 が1（同種）に近づくほど、静的曲げモーメントを受けるバンド接着されたスカーフ接着継手の接着界面の最大主応力は小さくなることが示された。接着層縦弾性係数 E_3 が大きいほど、接着界面で発生する最大主応力は小さくなった。これは引張荷重を受けるバンド接着継手と逆であるが、接着面全域で接着されたスカーフ接着継手の場合と同様の特性であることを指摘した。さらに接着層厚さ t_n を大きくするほど、最大主応力は小さくなり、引張荷重を受けるバンド接着スカーフ継手および全域で接着されたスカーフ接

着継手の場合と逆の特性であり、曲げモーメントを受けるバンド接着継手の特性であることを示した。

スカーフ角は $\theta=60^\circ$ の時、最大主応力は最小になることを示し、継手強度は最大になると推測される。線形分布の曲げモーメントが作用する場合、接着領域数 N を小さくするほど、接着界面端部における最大特異応力が小さくなり、 $N=2$ の場合が最適であった。この結果は引張荷重を受けるバンド接着されたスカーフ接着継手とは逆の特性である。バンド接着の位置に関連して部分的に一律な静的曲げモーメントが作用する場合には、バンド接着部分が効率的に外荷重を負担すること、さらに、部分的な接着（バンド接着）によって接着継手が外荷重に対して効率的に抵抗できることを示した。

静的曲げモーメントを受けるバンド接着スカーフ継手の破断時曲げモーメントの推定値は、実験結果とかなりよく一致した。接着長さ一定の場合にはスカーフ角 θ が大きくなると被着体幅が大きくなるので、継手破断時曲げモーメントは $\theta=90^\circ$ の場合が一番大きくなることを示した。接着長さ一定の場合にはスカーフ角 θ が大きくなるほど被着体幅 w が大きくなるため、曲げに対しては w が大きくなる継手の破断時曲げモーメントが大きくなることを示した。

9.2 今後の課題

今後の課題として、以下の点が挙げられる。

1) スカーフ接着継手に**衝撃荷重**が作用する場合の検討

本論文では、スカーフ接着継手に静的荷重が作用する場合を検討した。実際には、継手に衝撃荷重が作用する場合も多いことから、今後、衝撃引張荷重や衝撃曲げモーメントが作用する場合の設計指針を明らかにする必要がある。また全面接着の場合に加えて、バンド接着の場合についても、各々の衝撃荷重下において、検討する必要がある。これについては、すでに研究を始めているところである。

2) **繰り返し荷重**が作用する場合の検討

スカーフ接着継手が今後ますます多く使用されることが想定される自動車、航空機等の実用においては、繰り返し荷重が作用するケースが多い。繰り返し荷重が作用するケースを考慮した設計指針を明らかにする必要がある。

3) 接着層内に**充てん物**を有する継手の検討

近年、導電性や耐久性などの機能を追加した機能性接着剤が数多く開発され、層内に充てん物を添加するケースが多い。それらの新しい機能を設計に活かすため、層内に充てん物を有する接着継手の応力挙動を明らかにする必要がある。

4) 温度環境でのスカーフ接着継手の**熱応力**解析

自動車、航空機などの部材にスカーフ接着継手を使用される場合には使用温度環境がかなり厳しくなる。このため温度変化を受ける場合の熱応力解析とその耐久性に関しても検討する必要があると推測される。

5) スカーフ角がより小さい場合のスカーフ接着継手の解析と実験

本論文で示したように, スカーフ角が小さくなると特異性理論から特異応力が増大するために継手強度の観点からは好ましくないと結論している。しかし古くからスカーフ角が 10° 以下の極端に小さい継手も木材の場合には使用されている。金属以外の木材, 複合材料及び高分子材料などの場合を含めて検討することも興味ある研究課題であると推測される。

参考文献

- (1) Kinloch, A.J.
Adhesion and Adhesives: Science and Technology (1987)
- (2) 高分子刊行会
接着便覧, 第 22 版 (2002)
- (3) Alwar, RS, Nagaraja YR
Elastic Analysis of Adhesive Butt Joints
Journal of Adhesion; 1976; 7-4:279-287
- (4) Adams RD, Coppedale J, Peppiatt NA
Stress analysis of axisymmetric butt joints loaded in torsion and tensions
J Strain Anal, 1978; 13:1-10
- (5) Adams RD, Coppedale J.
The stress-strain behavior of axially loaded butt joints
J Adhesion, 1979; 10: 49-62
- (6) 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 (1 接着層の応力解析)
日本接着協会誌、17-2、pp.50 (1981)
- (7) 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
(2 試験法と試験片寸法の提案)
日本接着協会誌、17-4、pp.136 (1981)
- (8) 杉林俊雄、松尾圭造、京極秀樹、池上皓三
異種金属材料の薄肉円筒突合せ接着継手の強度設計
日本機械学会論文集、52-476、pp.1043 (1986)
- (9) 今中誠、神田朋成
薄肉鋼板を被着体とする突合せ接着継手の引張強度特性ならびに接着層のその場観察
日本機械学会論文集 A 編、64-626、pp.2620 (1998)
- (10) 今中誠、岸本和一郎、沖田耕三、中山英明
薄肉円筒突合せ接着継手のねじりせん断に関する研究
(接着継手の被着体表面あらかさの影響について)
日本材料学会誌、31-343、pp.397 (1982)
- (11) 永弘太郎、能野謙介、中条和雄
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、pp.195 (1984)
- (12) 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 A 編、52-476、pp.919、(1986)
- (13) 沢俊行、石川浩久、天摩勝洋
引張荷重を受ける突合せ接着継手の三次元応力解析
(被着体が中空円筒の場合)
日本機械学会論文集 A 編、53-492、pp.1685、(1987)
- (14) 仲野雄一、天摩勝洋、沢俊行
層内に円孔欠陥を有する突合せ接着継手の応力解析
(引張荷重を受ける場合)
日本機械学会論文集 A 編、53-496、pp.2349、(1987)
- (15) 沢俊行、石川浩久、天摩勝洋、岩田昭浩
引張荷重を受ける突合せ接着継手の三次元応力解析
(被着体が中実円柱の場合)
日本機械学会論文集 A 編、53-485、pp.91、(1987)
- (16) Toshiyuki Sawa, Katsuhiko Temma, Hirohisa Ishikawa
Three-dimensional stress analysis of adhesive butt joints of solid cylinders
subjected to external tensile loads
J. Adhesion 1989; 31:33
- (17) Y. Nakano, T. Sawa, S. Arai
Stress analysis of an adhesive butt joint with two solid shafts subjected to
torsional loading
Int J Adhes Adhes, 1989;9-2:83
- (18) 天摩勝洋、沢俊行、内田洋彰、池上皓三
引張荷重を受ける突合せバンド接着継手の二次元応力解析 (被着体が有限長帯板の
場合)
日本機械学会論文集 A 編、56-525、pp.1189、(1990-5)
- (19) 天摩勝洋、沢俊行、角田雄市
未接着部分あるいはだれ部分を有する突合せ接着継手の軸対称三次元応力解析
(引張荷重を受ける被着体が同種中実円柱の場合)
日本接着学会誌、26-6、pp.203、(1990)
- (20) Katsuhiko Tema, Toshiyuki Sawa, Tetsu Hiroshima
A Two-Dimensional Stress Analysis of Butt Adhesive Joints Filled with Rigid
Circular Fillers in an Adhesive Subjected to Tensile Loads
JSME Int. Journal, 1992; I-35-1:30
- (21) 沢俊行、天摩勝洋、西ヶ谷達、仲野雄一
引張荷重を受ける異種材料突合せバンド接着継手の二次元応力解析と強度評価につ

- いて
日本機械学会論文集 A 編、59-563、pp.1763、(1993-7)
- (22) 天摩勝洋、沢俊行、石川浩久、西ヶ谷達
引張荷重を受ける異種材料突合せ接着継手の二次元応力解析と強度評価
日本接着学会誌、29-7、pp.302、(1993)
弾性接触三体問題としての二次元弾性論解析
- (23) 沢俊行、天摩勝洋、仲野雄一、浦江潔
引張荷重を受ける層内に円形剛体充てん物を有する突合せ接着継手の二次元応力解析
日本接着学会誌、29-12、pp.546、(1993)
- (24) Reedy Jr. ED, Guess TR
Comparison of butt tensile strength data with interface corner stress intensity factor prediction
International Journal of Solids and Structures, 1993;30(21):2929-2936
- (25) Reedy Jr. ED, Guess TR
Butt joint strength: effect of residual stress and stress relaxation
Journal of Adhesion Science and Technology, 1996;10:33-45
- (26) 沢俊行、浦江潔、仲野雄一、中野勝之
引張荷重を受ける層内に円形剛体充てん物と円孔欠陥を有する突合わせ接着継手の二次元応力解析
日本接着学会誌、30-6、pp.245、(1994)
- (27) Seo DW, Kim JK
Tensile, bending and shear strength distributions of adhesive-bonded butt joint specimens
Composite Science and Technology; 2005; 65-9:1421-1427
- (28) 沢俊行、岩田昭浩、天摩勝洋、石川浩久
曲げモーメント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 A 編、52-483、pp.2506、(1986)
- (29) 沢俊行、天摩勝洋、広瀬勝志、石川浩久
曲げモーメントを受ける突合せ接着継手の二次元応力解析
(被着体が異種材料どうしの場合)
日本機械学会論文集 A 編、54-499、pp.449、(1988)
- (30) 天摩勝洋、沢俊行、仲野雄一、内田洋彰
層内に円孔欠陥を有する突合せ接着継手の応力解析
(曲げモーメントを受ける場合)
日本機械学会論文集 A 編、55-514、pp.1347、(1989-6)
- (31) 天摩勝洋、沢俊行、内田洋彰、池上皓三

- 曲げモーメントを受ける突合わせバンド接着継ぎ手の二次元応力解析
日本機械学会論文集 A 編、56-531、pp.2317、(1990-11)
- (32) 天摩勝洋、沢俊行、広島哲
曲げモーメントを受ける層内に円形剛体充てん物を有する接着継手の二次元応力解析
日本機械学会論文集 A 編、57-540、pp.1782、(1991-8)
- (33) Katsuhiko Temma, Toshiyuki Sawa, Tohru Nishigaya, Hiroaki Uchida
Two-Dimensional Stress Analysis and Strength of Band Adhesive Butt Joints of Dissimilar Adhrends Subected to External Bening Moment
JSME Ins. Journal, 1994:A-37-3:246
- (34) 沢俊行、天摩勝洋、仲野雄一、浦江潔
曲げモーメントを受ける層内に円形剛体充てん物を有する突合せ接着継手の二次元応力解析
日本接着学会誌、30-1、pp.1、(1994)
- (35) 沢俊行、青木満博
曲げモーメントを受ける異種材料中空軸の突合せ接着継手の弾塑性有限要素解析と強度
日本機械学会論文集 A 編、62-593、pp.168、(1996)
- (36) Toshiyuki Sawa, Mitsuhiko Aoki, Osamu Nishikawa
Elastoplastic Finite Element Analysis and Strength Evaluation of Adhesive Butt Joints of Similar and Dissimilar Hollow Shafts Subjected to External Bending Moments
J. Adhesion, 1997:61:55
- (37) 沢俊行、天摩勝洋、秋田陽介、岩本剛
曲げモーメントを受ける層内に円形弾性充填物を有する突合せ接着継手の二次元応力解析
日本接着学会誌、44-2、pp.41、(2008)
- (38) 沢俊行、天摩勝洋、岩田昭浩、石川浩久
引裂荷重を受ける突合せ接着継手の二次元応力解析
日本機械学会論文集 A 編、53-487、pp.523、(1987)
- (39) 沢俊行、天摩勝洋、広島哲、浦江潔
引裂荷重を受ける層内に円形剛体充てん物を有する継手の二次元応力解析
日本機械学会論文集 A 編、58-553、pp.1736、(1992-9)
- (40) 沢俊行、西ヶ谷達、天摩勝洋、内田洋彰
引裂荷重を受ける異種材料突合わせバンド接着継手の二次元応力解析と強度について
日本機械学会論文集 A 編、60-573、pp.1235、(1994)

- (41) 樋口泉、沢俊行、奥野紘久、加藤真哉
 衝撃引張り荷重を受ける突合せ接着継手の三次元有限要素応力応答解析
 日本接着学会誌、34-11、pp.417、(1998)
- (42) 樋口泉、沢俊行、奥野紘久、加藤真哉
 衝撃曲げモーメントを受ける突合せ接着継手の三次元有限要素応力応答解析
 日本接着学会誌、35-3、pp.88、(1999)
- (43) 磯野宏秋、能野謙介、木原幸一郎、森きよみ、杉林俊雄
 衝撃を受ける接着継手の破壊強度とその試験法
 日本接着学会誌、32-6、pp.211、(1996)
- (44) 佐藤千明、重見将人、池上皓三、岡部信次
 円柱突き合わせ接着継手の衝撃破断強度に及ぼす応力波形状の影響
 日本接着学会誌、32-11、pp.410、(1996)
- (45) 勝尾正秀、沢俊行、中川文人
 内圧を受ける突合せ接着円管の応力解析と強度評価
 日本接着学会誌、33-10、pp.373、(1997)
- (46) 横山隆
 高負荷速度下における円柱突合せ接着継手の引張り接合強度の評価
 日本航空宇宙学会誌、48-557、pp.358、(2000)
- (47) 和田均、久保哲、村瀬勝彦
 PMMA/Al 板突合せ接着継手の衝撃引張強度特性
 日本材料学会誌、50-3、pp.223、(2001)
- (48) 木原幸一郎、吉良誠、磯野宏秋、京極秀樹、杉林俊雄
 円筒突合せ継手を用いた接着剤の衝撃強度評価
 日本接着学会誌、37-9、pp.339、(2001)
- (49) Toshiyuki Sawa, Yoshihito Suzuki, Shoichi Kido
 FEM stress analysis and strength of butt adhesive joints of similar hollow cylinders under static and impact tensile loadings
 J. Adhesion Sci.Technol. 2002 ; 16-11: 1449
- (50) Toshiyuki Sawa, Yoshihito Suzuki, Shoichi Kido
 Stress analysis and strength estimation of butt adhesive joints of dissimilar hollow cylinders under impact tensile loadings
 J. Adhesion Sci.Technol. 2003 ; 17-7: 943
- (51) 藤並明德、逢坂勝彦、福田武人、今中誠
 ゴム変性エポキシ接着剤により接合された突合せ接着継手の損傷挙動
 日本材料学会誌、52-1、pp.75、(2003)
- (52) 横山隆、中井賢治

- 構造用エポキシ系突合わせ接着継手の衝撃引張強度：被着体と接着層厚さの影響
日本実験力学会誌、8-1、pp.24、(2008)
- (53) 仲野雄一、沢俊行、中川文人
突合せ接着継手の二次元熱応力解析
日本機械学会論文集 A 編、57-537、pp.1184、(1991)
- (54) 仲野雄一、中川文人、沢俊行
層内に円孔欠陥を有する突合せ接着継手の二次元熱応力解析
日本機械学会論文集、58-546、pp.250、(1992) ,
- (55) 中川文人、仲野雄一、沢俊行
層内に剛体充てん物を有する突合せ接着継手の二次元熱応力解析
日本機械学会論文集 A 編、58-554、pp.1921、(1992)
- (56) 中川文人、仲野雄一、沢俊行
中空軸突合せ接着継手の熱応力解析
日本機械学会論文集 A 編、60-573、pp.1243、(1994)
- (57) 中川文人
接合角度が突合せ接着継手の熱応力に及ぼす影響について
日本接着学会誌、30-8、pp.366、(1994)
- (58) 中川文人、沢俊行、勝尾正秀
異種材料板の突合せ接着継手の二次元有限要素熱応力解析
日本接着学会誌、31-7、pp.269、(1995)
- (59) 中川文人、沢俊行、勝尾正秀
層内に多数円孔欠陥を有する突合せ接着継手の二次元有限要素法熱応力解析
日本接着学会誌、31-8、pp.312、(1995)
- (60) 中川文人、沢俊行、勝尾正秀
定常温度状態における突合せ接着継手の二次元有限要素法熱応力解析
日本接着学会誌、31-12、pp.481、(1995)
- (61) 中川文人、沢俊行、勝尾正秀
未接着部またはフィレット部を有する突合せ接着継手の二次元有限要素法熱応力解析
日本機械学会誌、32-4、pp.124、(1996)
- (62) 中川文人、沢俊行、勝尾正秀
一様温度変化を受ける層内に円孔欠陥と充てん物を有する突合わせ接着継手の熱応力と層間はく離
日本機械学会論文集 A 編、62-603、pp.2587、(1996)
- (63) 勝尾正秀、仲野雄一、川脇賢剛、沢俊行
層内に円孔欠陥と剛体充てん物を有する突合せ接着継手の二次元熱応力

- 日本機械学会論文集 A 編、62-594、pp.466、(1996)
- (64) 勝尾正秀、仲野雄一、沢俊行
流体によって温度変化を受ける突合せ接着継手の非定常二次元熱応力解析
日本接着学会誌、35-6、pp.248、(1999)
- (65) 今中誠、岸本和一郎、沖田耕三、中山英明
突合せ接着継手の衝撃疲労強度について
日本材料学会誌、32-358、pp.796、(1983)
- (66) 今中誠、岸本和一郎、沖田耕三、中山英明
突合せ接着継手の疲労強度に関する研究 (接着層内の気泡の影響について)
日本材料学会誌、33-365、pp.216、(1984)
- (67) 今中誠、岸本和一郎、沖田耕三、中山英明
突合せ接着継手の疲労挙動に関する研究 (未接着部の影響について)
日本材料学会誌、34-377、pp.134、(1985)
- (68) 今中誠、日高幸一、鶴井孝文、秋月陽二郎、又吉昭
薄肉鋼板を被着体とする突合せ接着継手接着層の繰返し荷重下におけるその場観察
日本材料学会誌、49-5、pp.561、(2000)
- (69) Andreas Ochsner, Michal Stasiak, Gennady Mishuris, Jose Gracio
A new evaluation procedure for the butt-joint test of adhesive technology:
Determination of the complete set of linear elastic constants
Int J Adhes Adhes, 2007;27:703
- (70) Andreas Ochsner, Jose Gracio
An evaluation of the elastic properties of an adhesive layer using the tensile-butt
joint test: Procedures and error estimates
Int J Adhes Adhes, 2007;27:129
- (71) Vokersen O., "Nietkraftverteilung in zugbeanspruchten nietverbindungen
mit konstanten
Laschenquerschnitten", Luftfahrtforschung, 1938, pp. 15:41.
- (72) 杉林俊雄、池上皓三
単純重ね合わせ継手の引張りせん断負荷に対する変形と強度
日本機械学会論文集 C 編、50-449、pp.17、(1984)
- (73) 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 A 編、50-451、pp.373、(1984)
- (74) 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りせん断強度)

- 日本材料学会誌、26-286、pp.651、(1977)
- (75) 宮入裕夫、福田秀昭、永井正洋、村松篤良
FRP 単純重ね継手の接着強度に及ぼす接着部の形状とラップ長の影響
日本材料学会誌、30-329、p206
- (76) 山口章三郎
曲げモーメントのかかる重ね合せ接着部の応力分布とせん断接着強さ
日本接着協会誌、15-5、pp.182、(1979)
- (77) 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、pp.215、(1979)
- (78) 能野謙介、永弘太郎
接着剤のクリープが単純重ね継手の応力分布に与える影響
(接着剤のクリープを考慮した応力解析)
日本接着協会誌、16-2、pp.49、(1980)
- (79) 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、pp.177、(1981)
- (80) 能野謙介、永弘太郎
被着体の曲げを考慮した 2 重重ね継手の応力解析
日本接着協会誌、21-9、pp.364、(1985)
- (81) 能野謙介、杉林俊雄、森きよみ、磯野宏秋
非対称形状の単純重ね継手の応力解析
日本機械学会論文集 A 編、59-559、pp.646、(1993)
- (82) 永弘太郎、熊野謙介
単純重ね継手の二次元応力解析
日本機械学会論文集 A 編、50-452、pp.709、(1984)
- (83) 松居国夫
単純重ね接着継手の平均せん断強さに対する寸法効果
日本接着協会誌、18-10、pp.440、(1982)
- (84) 松居国夫
二重重ね接着継手の平均せん断強さに対する寸法効果
日本接着協会誌、20-6、pp.247、(1984)
- (85) 松居国夫
単純重ね接着継手の強さに及ぼす接着剤の機械的性質の影響
日本接着協会誌、20-7、pp.279、(1984)

- (86) 松居国夫
単純重ね接着継手の簡易設計図表
日本接着協会誌、20-8、pp.340、(1984)
- (87) 松居国夫、鈴木朋和、畑中貞雄
単純重ね接着継手の平均せん断強さに及ぼす被着体の縦弾性係数と表面粗さの影響
日本接着協会誌、20-12、pp.551、(1984)
- (88) 網島貞男、藤井透、江畑維一、田中達也
重ね合わせ接着継手の2次元応力解析
日本接着協会誌、24-3、pp.86、(1988)
- (89) 網島貞男、藤井透、飯塚孝次
単純重ね合わせ継手の引張荷重と曲げモーメントの関係
日本接着協会誌、25-2、pp.43、(1989)
- (90) 仲野雄一、川脇賢剛、沢俊行
軸力を受ける中空軸の重ね合わせ接着継手の応力解析
日本接着学会誌、33-2、pp.55、(1997)
- (91) 仲野雄一、川脇賢剛、沢俊行
軸力を受ける異種材料中空軸重ね合わせ接着継手の応力解析
日本機械学会論文集 A 編、64-619、pp.624、(1998)
- (92) 沢俊行、鈴木靖昭、渡邊茂樹、堀内雅彦
引張せん断荷重を受ける単純重ね合わせ接着継手の弾塑性有限要素解析
日本機械学会論文集 A 編、59-564、pp.1881、(1993)
- (93) 沢俊行、中野勝之、虎谷寛、堀内雅彦
引張せん断荷重を受ける単純重ね合わせ接着継手の二次元応力解析
日本機械学会論文集 A 編、61-589、pp.1994、(1995)
- (94) 沢俊行、中野勝之、虎谷寛
曲げモーメントを受ける単純重ね合わせ接着継手の二次元応力解析
日本機械学会論文集 A 編、61-592、pp.2621、(1995)
- (95) 中野勝之、沢俊行、虎谷寛
曲げモーメントを受ける異種材料・形状被着体の単純重ね合わせ接着継手の二次元応力解析
日本機械学会論文集 A 編、62-603、pp.2580、(1996)
- (96) 荒井雅嗣、小林英男
重ね合わせ接着継手の破壊機構と接着強度評価
日本機械学会論文集 A 編、64-619、pp.618、(1998)
- (97) 佐藤千明、伊藤哲也、池上皓三
衝撃引張負荷における単純重ね合わせ接着継手の動的変形挙動

- 日本機械学会論文集 A 編、61-590、pp.2235、(1995)
- (98) 佐藤千明、山口敏幸、池上皓三
衝撃負荷における単純重ね合わせ接着継手の破壊強度
日本機械学会論文集 A 編、64-625、pp.2382、(1998)
- (99) Izumi Higuchi, Toshiyuki Sawa, Kazuhide Suga
Three-dimensional finite element analysis of single-lap adhesive joints under impact loads
J.Adhesion Sci.Technol., Vol. 16, No. 12, pp.1585-1601 (2002)
- (100) Izumi Higuchi, Toshiyuki Sawa, Kazuhide Suga
Three-dimensional finite element analysis of single-lap adhesive joints subjected to impact bending moments
J.Adhesion Sci.Technol., Vol. 16, No. 10, pp.1327-1342 (2002)
- (101) 樋口泉、沢俊行、鈴木靖昭
引張り荷重を受ける単純重ね合わせ接着継手の弾塑性有限要素応力解析と強度
日本接着学会誌、35-4、pp.144、(1999)
- (102) 藤井透
重ね合わせ継手の引張りせん断試験と継手の強度評価
接着の技術、16-2、pp.8、(1996)
- (103) 藤井透、大窪和也、松井隆司
単純重ね合わせ継手強度に及ぼすフィレットの効果とそのメカニズム
日本接着学会誌、37-3、pp.109、(2001)
- (104) 藤井透
重ね合わせ継ぎ手の引張りせん断試験と強度評価
接着の技術、24-2、pp.7、(2004)
- (105) 佐藤千明、池上皓三
CFRP と金属材料の接着継手における引張強度
日本接着学会誌、26-9、pp.319、(1990)
- (106) 神谷大揮、佐藤千明、池上皓三
接着界面の混合モード破壊靱性と単純重ね合わせ継手の界面破断強度
日本接着学会誌、29-7、pp.295、(1993)
- (107) 松尾圭造、池上皓三
GFRP と金属材料の単純重ね合わせ継手の強度に及ぼす接着剤の硬化収縮の影響
日本接着学会誌、34-8、pp.305、(1998)
- (108) 衣笠秀行、荒井智一
二重重ね合わせ接着継ぎ手の強度に及ぼす板厚の影響
日本接着学会誌、36-10、pp.408、(2000)

- (109) 鈴木靖昭、石塚孝志、水谷裕二
ステンレス鋼重ね合せ接着継手の湿潤・応力負荷条件下の耐久性
日本接着学会誌、41-4、pp.143、(2005)
- (110) 今中誠、岸本和一郎、沖田耕三、中山英明、白戸紋平
重ね合せ接着継手の衝撃疲労強度
日本材料学会誌、34-386、pp.1296、(1985)
- (111) 木原幸一郎、森きよみ、磯野宏秋、杉林俊雄
衝撃負荷を受ける重ね合せ接着継手の被着体を伝播する応力波
日本接着学会誌、33-8、pp.306、(1997)
- (112) 木原幸一郎、森きよみ、磯野宏秋、杉林俊雄
衝撃負荷を受ける二重重ね合せ型接着接合体のき裂進展挙動の測定
日本接着学会誌、34-10、pp.375、(1998)
- (113) 勝尾正秀、沢俊行、中川文人
内圧および一様温度変化を受ける重ね合わせ接着円管の応力解析と強度評価
日本接着学会誌、34-2、pp.58、(1998)
- (114) 沢俊行、鈴木靖昭、須賀秀和、渡邊茂樹
引張りせん断荷重を受ける二重重ね合せ接着継手の被着体材料特性が継手強度に及ぼす影響
日本接着学会誌、32-4、pp.117、(1996)
- (115) 渡邊茂樹、沢俊行、鈴木靖昭、堀内雅彦
引張せん断荷重を受ける二重重ね合わせ接着継手の弾塑性有限要素解析と強度について
日本機械学会論文集 A 編、60-572、pp.998、(1994)
- (116) Jiemin Liu, Toshiyuki Sawa
Stress analysis and strength evaluation of single-lap band adhesive joints subjected to external bending moments
J. Adhesion Sci Technol, 1999;13-6:729
- (117) Toshiyuki Sawa, Katsuyuki Nakano, Hiroshi Toratani
A two-dimensional stress analysis of single-lap adhesive joints subjected to tensile loads
J. Adhesion Sci Technol, 1997;11-8:1039
- (118) Jiemin Liu, Toshiyuki Sawa, Hiroshi Toratani
A two-dimensional stress analysis of single-lap adhesive joints subjected to external bending moments
J. Adhesion Sci Technol, 1998;12-8:795
- (119) Toshiyuki Sawa, Jiemin Liu, Katsuyuki Nakano, Junnya Tanaka

- A two-dimensional stress analysis of single-lap adhesive joints of dissimilar adherends subjected to tensile loads
J. Adhesion Sci Technol, 2000;14-1:43
- (120) Jiemin Liu, Toshiyuki Sawa
Stress analysis and strength evaluation of single-lap band adhesive joints of dissimilar adherends subjected to external bending moments
J. Adhesion Sci Technol, 2000;14-1:67
- (121) 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、pp.7、(1982)
- (122) 鈴木靖昭
引張りを受ける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 A 編、50-449、pp.67、(1984)
- (123) Yasuaki Suzuki
Stress Analysis of Adhesive Scarf Joints of Steel Plates in Pure Bending and Contraction of Adhesive by Finite Element Method
Bulletin of JSME, Vol. 28, No. 237, 1985
- (124) 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 A 編、50-451、pp.526、(1984)
- (125) 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 A 編、51-463、pp.926、(1985)
- (126) 京極秀樹、杉林俊雄、池上皓三
スカーフ接着継手の強度評価
(第 1 報、被着体が同種金属材料の場合)
日本機械学会論文集 A 編、53-487、pp.499、(1987)
- (127) 京極秀樹、杉林俊雄、池上皓三
スカーフ接着継手の強度評価
(第 1 報、被着体が異種金属材料の場合)
日本機械学会論文集 A 編、53-487、pp.506、(1987)
- (128) 松尾圭造、杉林俊雄、池上皓三
GFRP と炭素鋼の接着スカーフ継手における曲げ強度
日本機械学会論文集 A 編、54-499、pp.438、(1988)

- (129) 松尾圭造、池上皓三
接着剤の硬化収縮時の内部応力による GFRP と金属材料のスカーフ継手の変形
日本接着学会誌、34-10、pp.383、(1998)
- (130) 竹下達郎、松尾圭造、杉林俊雄、池上皓三
GFRP と金属材料の接着スカーフ継手における引張強度
日本材料学会誌、37-420、(1988)、p1057
- (131) 岩田英生、佐藤千明、池上皓三
テーパラップ継手とスカーフ継手の衝撃変形に及ぼす重ね合わせ接着接合部形状の影響
日本機械学会論文集 A 編、62-595、pp.770、(1996)
- (132) 樋口泉、沢俊行、志村穰
衝撃引張り荷重を受けるスカーフ接着継手の三次元有限要素応力応答解析
日本接着学会誌、35-12、pp.562、(1999)
- (133) 樋口泉、沢俊行、志村穰
衝撃曲げモーメントを受けるスカーフ接着継手の三次元有限要素応力応答解析
日本接着学会誌、36-6、(2000)、p209
- (134) 中川文人、沢俊行、仲野雄一、勝尾正秀
一様温度変化を受けるスカーフ接着継手の熱応力
日本接着学会誌、36-2、pp.70、(2000)
- (135) 今井清、今中誠、中山英明、児玉斎
突合せおよびスカーフ接着継手の繰返し荷重下における接着層の損傷挙動
日本材料学会誌、50-7、pp.751、(2001)
- (136) Lubkin, J.L
A theory of adhesive scarf joints
Journal of Applied Mechanics, July 1957, 255, (1956)
- (137) Erdogan, F. and Ratwani, M.
Stress Distribution in Bonded Joints
J. Composite Materials, Vol. 5, p378, (July 1971)
- (138) Hart-Smith, L.
J., NASA CR, 2218, (1974)
- (139) Thein Wah
The adhesive scarf joint in pure bending
Int. J. mech. Sci, 1976;18:223
- (140) Cushman, J. B., McCleskey, S. F. and Ward, S. H
J., NASA CR, 3602, (1983)
- (141) K. Ikeami, T. Takeshita, K. Matsuo, T. Sugibahashi

- Strength of adhesively bonded scarf joints between glass and fire-reinforced plastics and metals
 Int J Adhes Adhes, 1990;10-3:199
- (142) C. Sato, K. Ikegami
 Dynamic deformation of lap joints and scarf joints under impact loads
 Int J Adhes Adhes, 2000;20:17
- (143) Andrew J. Gunnion, Isreal Herszberg
 Parametric study of scarf joints in composite structures
 Composite Structures, 2006;75:364
- (144) S.B.Kumar, I.Sridhar, S.Sivashanker, S.O.Osiyemi, A.Bag
 Tensile failure of adhesively bonded CFRP composite scarf joints
 Mat. Sci. and Eng., 2006;B-132:113
- (145) Ayhan Ozcifci
 Effects of scarf joints on bending strength and modulus of elasticity to laminated veneer lumber (LVL)
 Building and Environment, 2007;42:1510
- (146) Gacoin, P. Lestriez, J. Assih, A. Objois, Y. Delmas
 Comparison between experimental and numerical study of the adhesively bonded scarf joint and double scarf joint: Influence of internal singularity created by geometry of the double scarf joint on the damage evolution
 Int J Adhes Adhes, 2009;29:572
- (147) Chaudhuri R.A., Chiu S-H.J.
 Three-dimensional asymptotic stress field in the vicinity of adhesively bonded scarf joint interface
 Composite Structures, 89, 475, (2009)
- (148) Dan H., Sawa T., Karami A.
 Stress Analysis and Strength Evaluation of Scarf Adhesive Joints with Dissimilar Adherends Subjected to Static Tensile Loadings
 Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering, Vol. 3, No. 8, 1033 (2009)
- (149) He Dan, Toshiyuki Sawa, Atsushi Karami
 Stress Analysis and Strength Evaluation of Scarf Adhesive Joints Subjected to Static Tensile Loadings
 Int J Adhes Adhes, 30-6, 387 (2010)
- (150) A.M.G. Pinto, R.D.S.G. Campilho, M.F.S.F.de Moura, I.R. Mendes
 Numerical evaluation of three-dimensional scarf repairs in carbon-epoxy

structures

Int J Adhes Adhes, 2010;30:329:

- (151) Chiu S-H.J., Chaudhuri, R.A.
A three-dimensional eigenfunction expansion approach for singular stress field near an adhesively-bonded scarf joint interface in a rigidly-encased plate
Engineering Fracture Mechanics, 78, 2220, (2011)
- (152) Afendi, M., Teramoto, T., Bin Bakri H.
Strength prediction of epoxy adhesively bonded scarf joints of dissimilar adherends
IJAA, 31, 402, (2011)
- (153) Kimiaefar A, Toft H, Lund E, Thomsen OT, Sorensen JD.
Reliability analysis of adhesive bonded scarf joints
Engineering Structures 35, 281, (2012)
- (154) M.K.Kim, J.Elder, C.H.Wang, S.Feih
Interaction of laminate damage and adhesive disbonding in composite scarf joints subjected to combined in-plate loading and impact
Composite Structures, 2012;94:945
- (155) Yi-Ming Jen
Fatigue life evaluation of adhesively bonded scarf joints
Int. J of Fatigue, 2012;36:30
- (156) Hamit Adiin
The effect of angle on the strain of scarf lap joints subjected to tensile loads
Applied Math. Modeling, 2012;36:2858
- (157) Ichikawa K., Shn Y., Sawa T.
A Three-dimensional Finite Element Stress Analysis and Strength Evaluation of Stepped-lap Adhesive Joints Subjected to Static Tensile Loadings
Int J. of Adhes & Adhes, (2008) Vol.28, pp.464-470
- (158) 森きよみ, 杉林俊雄
段付き重ね合わせ接着継手の引張せん断負荷に対する強度予測
日本機械学会論文集 A 編, 55-509, p51, (1989)
- (159) 森きよみ, 杉林俊雄
段付き重ね合わせ接着継手の段数が応力分布と最終破壊強度に及ぼす影響
日本機械学会論文集 A 編, 55-519, p2211, (1989)
- (160) 森きよみ, 杉林俊雄
段付き重ね合わせ接着継手の破壊挙動に関する実験的検討
日本機械学会論文集 A 編, 56-532, p2425, (1990)

- (161) 森きよみ, 磯野宏秋, 杉林俊雄
段付き重ね合わせ接着継手の引張負荷に対する破壊挙動と強度
日本機械学会論文集 A 編, 60-569, p71, (1994)
- (162) 答島一成, 関口泰久, 上田悠太, 小林隆志, 沢俊行
静的引張荷重を受ける中実円柱段付き重ね合わせ接着継手の応力解析と強度推定
日本接着学会誌, 48-9, pp.314, (2012)
- (163) Toshiyuki Sawa, Takashi Kobayashi
The Strength of Joints Combining an Adhesive with a Bolt
J. Adhesion, Vol. 25, pp.269-280 (1998)
接着-ボルト併用継手の強度特性 (被着体が中空円筒および T 型フランジの場合)
日本機械学会論文集 A 編, 53-495, pp.2143, (1987-11)
- (164) 沢俊行, 小林隆志, 藤井朝信
接着-ボルト併用継手の強度特性 (曲げモーメントを受ける T 型フランジの場合)
日本機械学会論文集 A 編, 54-505, pp.1692, (1988-9)
- (165) 米野正博, 沢俊行, 石原智也
接着-ボルト併用継手の強度特性 (接着面の一部のみで接着された対称被着体が管フランジの場合)
日本機械学会論文集 A 編, 64-617, pp.125, (1998-1)
- (166) 米野正博, 沢俊行, 茂手木洋一
ねじり荷重を受ける中実軸接着-焼ばめ接合体の軸対称三次元応力解析と強度
日本機械学会論文集 A 編, 63-614, pp.2243, (1997-10)
- (167) 米野正博, 沢俊行, 下高原謙, 茂手木洋一
抜き荷重を受ける中実軸接着-焼ばめ接合体の軸対称三次元応力解析と強度
日本機械学会論文集 A 編, 63-606, pp.328, (1997-2)
- (168) 服部敏雄
応力特異場パラメータを用いた接着継手の強度評価
日本機械学会論文集 A 編, 56-523, pp.618, (1990-3)
- (168) 碓井雄一, 坂田興亜
接着継手の衝撃疲労強さ
精密機械, 48-4, pp.498, (1981)
- (169) 原賀康介, 児玉峯一
最近の接着技術の動向と将来への展望
3. 接着と溶接の併用法—ウエルドボンディング—の現状と将来
接学会誌, 技術資料, pp.148, (1987)
- (170) 山口章三郎
機械的締結と接着との組合せ継手の力学的挙動について

- (1、ボルト・ナット締結と突合せ接着との並列突合せ組合せ継手の引張挙動)
日本接着協会誌、18-3、pp.p110、(1982)
- (171) 山口章三郎
機械的締結と接着との組合せ継手の力学的挙動について
(2、ボルト・ナット(またはリベット)締結と重ね合せ接着との並列重ね合せ組合せ
継手の引張または圧縮荷重によるせん断挙動)
日本接着協会誌、18-7、pp.302、(1982)
- (172) 勝尾正秀、沢俊行、小谷賢一、中川文人
内部流体加熱を受ける接着-ボルト併用管フランジ締結体の軸対称三次元熱応力解
析
日本機械学会論文集 A 編、65-639、pp.2309、(1999)
- (173) 森きよみ、鈴木康夫、杉林俊雄、甲斐美利
スポット溶接継手と接着継手の引張負荷に対する変形挙動の比較
日本接着学会誌、28-3、(1992)、p92
- (174) Ayami Ishikawa, Keita Muto
The Strength of Joints Combining Adhesives with Bolts
JSME Int. Journal, 1992;I-35-1:38
- (175) S. Ding, M. Kumosa
Singular Stress Behavior at an Adhesive Interface Corner
Engineering Fracture Mechanics, 41, 503 (1994)

本研究に関する発表・論文

査読付き論文

1. 中野博子、関口泰久、沢俊行
“静的曲げモーメントを受けるスカーフ接着継手の三次元有限要素法解析と強度評価”
日本接着学会誌、48-7、pp229-236、2012年7月
- 1’ Hiroko Nakano, Yasuhisa Sekiguchi, Toshiyuki Sawa
“FEM stress analysis and strength prediction of scarf adhesive joints under static bending moments”
International Journal of Adhesion and Adhesives 44 (2013), 166-173
2. 中野博子、関口泰久、沢俊行
“静的引張り荷重を受ける同種材料被着体によるスカーフ接着継手の三次元有限要素法応力解析と強度について”
日本接着学会誌、49-3、pp82-91、2013年3月
3. 中野博子、大宮祐也、関口泰久、沢俊行
“静的引張り荷重を受ける異種材料被着体によるスカーフ接着継手の三次元有限要素法応力解析と強度について”
日本接着学会誌、49-7、pp249-259、2013年7月
4. 中野博子、大宮祐也、関口泰久、沢俊行、朴文官
“静的引張り荷重を受けるバンド接着されたスカーフ接着継手の三次元有限要素法応力解析と強度予測”
日本接着学会誌、49-8、pp282-292、2013年8月
5. 中野博子、大宮祐也、関口泰久、沢俊行
“静的曲げモーメントを受ける異種材料被着体によるスカーフ接着継手の三次元有限要素法解析と強度と強度について”
日本接着学会誌、49-9、pp320-330、2013年9月
6. 中野博子、大宮祐也、関口泰久、沢俊行
“静的曲げモーメントを受けるバンド接着されたスカーフ接着継手の三次元有限要素法応力解析と強度予測”
日本接着学会誌、49-10、pp370-380、2013年10月

国際会議プロシーディング

1. H. Nakano, Y. Sekiguchi, T. Sawa,
“Stress analysis and strength evaluation of scarf adhesive joints subjected to impact tensile loadings”, EURADH2012 9th European Adhesion Conference (Sept. 16-20, 2012, Friedrichshafen, Lake Constance/Germany)

- Book of Abstracts, P57 (Sept. 19, 2013)
2. H. Nakano, Y. Sekiguchi, T. Sawa,
 “Stress analysis and strength evaluation of scarf adhesive joints subjected to static bending moments”, EURADH2012 9th European Adhesion Conference (Sept. 16-20, 2012, Friedrichshafen, Lake Constance/Germany)
 Book of Abstracts, P128 (poster)
 3. H. Nakano, Y. Sekiguchi, T. Sawa,
 “Stress analysis and strength evaluation of scarf adhesive joints subjected to static tensile loadings”, EURADH2012 9th European Adhesion Conference (Sept. 16-20, 2012, Friedrichshafen, Lake Constance/Germany)
 Book of Abstracts, P129 (poster)
 4. H. Nakano, Y. Omiya, Y. Sekiguchi, T. Sawa, B. Paku,
 “3-D FEM Stress Analysis and Strength Prediction of Band Scarf Adhesive Joints Subjected to Impact Tensile Loadings”, 2013 Beijing International Bonding Technology Symposium (5th China International Bonding/5th Asian Conference on Adhesion), (Sept. 15-17, 2013, Beijing China)
 Preprints, 5th China International Bonding & 5th Asian Conference on Adhesion, P26-33 (Sept. 16, 2013)
 5. H. Nakano, Y. Sekiguchi, T. Sawa,
 “FEM Stress Analyses and Strength Prediction of Scarf Adhesive Joints under Static Bending Moments”, 2013 Beijing International Bonding Technology Symposium (5th China International Bonding/5th Asian Conference on Adhesion), (Sept. 15-17, 2013, Beijing China)
 Preprints, 5th China International Bonding & 5th Asian Conference on Adhesion, P103-110 (Sept. 17, 2013)
 6. H. Nakano, Y. Omiya, Y. Sekiguchi, T. Sawa,
 “FEM Stress Analyses and Strength Prediction of Scarf Adhesive Joints with Dissimilar Adherends Subjected to Static Tensile Loadings”, 2013 Beijing International Bonding Technology Symposium (5th China International Bonding/5th Asian Conference on Adhesion), (Sept. 15-17, 2013, Beijing China)
 Preprints, 5th China International Bonding & 5th Asian Conference on Adhesion, P124-129 (Sept. 17, 2013)

国内会議口頭発表

1. 田部正悟、関口泰久、中野博子、天摩勝洋
 静的引っ張り荷重を受ける接着層内にナノ充てん物を有する異種被着体突合わせ接着継手の応力解析と継手強度推定

日本機械学会，山梨講演会講演論文集、pp. 150-151、2011 年 10 月 22 日

2. 中野博子、関口泰久、沢俊行

静的曲げモーメントを受けるスカーフ接着継手の三次元有限要素法応力解析と強度評価

日本接着学会第 50 回年次大会（福島）講演要旨集、pp. 87-88、2012 年 6 月 30 日

3. 中野博子、関口泰久、沢俊行

静的引張り荷重を受ける異種材料被着体によるスカーフ接着継手の三次元有限要素法応力解析と強度評価

日本接着学会第 50 回年次大会（福島）講演要旨集、pp. 89-90、2012 年 6 月 30 日

4. 中野博子、大宮祐也、関口泰久、沢俊行

静的引張り荷重を受ける異種材料被着体によるスカーフ接着継手の三次元有限要素法応力解析と強度評価（被着体幅の影響）

日本接着学会第 51 回年次大会（東京）講演要旨集、pp. 81-82、2013 年 6 月 21 日

5. 中野博子、大宮祐也、関口泰久、沢俊行、朴文官

静的引曲げモーメントを受けるバンド接着されたスカーフ接着継手の三次元有限要素法応力解析と強度評価

日本接着学会第 51 回年次大会（東京）講演要旨集、pp83-84、2013 年 6 月 21 日

謝辞

本研究および論文の執筆にあたり、主査をお引き受けいただいた、広島大学大学院工学研究院、関口泰久先生には、材料力学の初歩をご指導いただいたのみならず、論文のチェックや、折に触れて貴重なアドバイスをいただき、終始サポートいただいたことに深く感謝します。

また、終始忍耐強く、懇切なるご指導をいただいた、同工学研究院の澤俊行先生への感謝の気持ちは言葉に尽くせません。澤先生には産学・地域連携センター長時代にも、研究成果の社会還元、教育・人材育成を通じての社会貢献、産業界とのグローバルな連携につき多くのことを学ばせていただきました。さらに、エンジニアリングの分野での研究という新たな挑戦の機会を与えていただき、研究のやりがいや面白さの一端に触れることができました。その多大なるサポートに心より感謝するとともに、この経験を今後の糧にしたいと思います。

また、副査をお引き受け頂いた同工学研究院、永村和照先生、佐々木元先生には、本論文につき貴重なご助言・ご指導をいただいたことに感謝します。

さらに同工学研究院、大宮祐也先生には、実験や計算のご指導ならびに論文執筆に際して様々のご助力をいただきました。かつての大学院生、He Dan さん、朴文官さん、椿翔太さん、田部正悟さんにも研究・実験のサポートをいただきました。

本研究にご助力頂いた全ての方々に感謝の意を表します

最後に、終始応援し、励まし続け、研究に集中させてくれた家族にも感謝したいと思います。