

Title	多軸応力場における接着構造の強度評価と最適界面形状設計
Author(s)	飯森, 理人
Citation	大阪大学, 2019, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.18910/72381
rights	
Note	

Osaka University Knowledge Archive : OUKA

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

Osaka University

博士学位論文

多軸応力場における接着構造の
強度評価と最適界面形状設計

飯 森 理 人

2019 年 1 月

大阪大学大学院工学研究科

目次

第1章	緒論	1
1.1	研究背景	1
1.1.1	マルチマテリアル構造	1
1.1.2	接着部の強度評価	3
1.1.3	強度評価関数に基づく構造設計手法	6
1.2	本研究の目的	7
1.3	本論文の構成	7
第2章	多軸応力場の接着強度評価	11
2.1	緒言	11
2.2	平板試験片を用いた引張せん断試験	12
2.2.1	平板試験片の形状	12
2.2.2	引張せん断試験	14
2.2.3	ひずみ速度依存性	17
2.3	傾斜をもつ突合せ接着円筒試験片の引張試験	18
2.3.1	同種材料接着円筒試験片の形状	18
2.3.2	引張試験と試験結果	22
2.3.3	異種材料接着円筒試験	24
2.4	接着層に生じる応力不変量に基づく破損関数	26
2.5	破損則の同定	28
2.5.1	スケール関数 δ を用いた厚み依存性	30
2.5.2	異なる厚みへの破損関数の適用と試験結果の比較	32
2.5.3	異種材料接着円筒試験結果と破損則の比較	36
2.6	結言	37
第3章	接着界面の形状最適化	39
3.1	緒言	39
3.2	異種材料接着界面の形状最適化問題	40
3.2.1	接着層をもつマルチマテリアル連続体モデル	40
3.2.2	接着界面形状最適化問題の導出	42
3.2.3	領域変動に伴う汎関数の導関数	44
3.2.4	接着界面形状最適化解析の流れ	48
3.3	薄肉円筒突合せ接着構造の形状最適化	49
3.3.1	有限要素モデル	49
3.3.2	解析結果	52

3.4	最適界面形状の考察.....	55
3.4.1	最適解の接着界面傾斜角.....	55
3.4.2	最適解の接着層折曲り部（凸部）.....	60
3.5	結 言.....	62
第4章	最適化手法の検証と妥当性確認.....	65
4.1	緒 言.....	65
4.2	目的汎関数の検討.....	65
4.2.1	接着層内の破損関数平均値を用いた最適化.....	65
4.2.2	破損関数の KS 関数を用いた最適化.....	66
4.2.3	平均値, 2 乗和, KS 関数の最適化結果の比較.....	68
4.2.4	KS 関数のパラメータ ρ と接着層の傾斜.....	70
4.3	引張試験で同定した破損関数による最適化.....	73
4.4	接着層内の仮定の検証.....	77
4.4.1	薄い接着層内のひずみの仮定.....	77
4.4.2	厚い接着層内の応力とひずみの仮定.....	80
4.5	結 言.....	84
第5章	結 論.....	87
	参考文献.....	89
	謝 辞.....	98
	研究業績.....	99

第1章 緒 論

1.1 研究背景

1.1.1 マルチマテリアル構造

近年、CO₂排出量の削減が国際的にますます重要な課題となっている。例えば、2015年にはCOP（Conference of Parties）21において世界全体で地球温暖化対策に取り組むためのパリ協定が採択された。パリ協定によると、わが国においては2030年までに温室効果ガスを26%（2013年比）削減することを目標に掲げている。国土交通省によると、2016年度の我が国のCO₂総排出量は12億600万トンであり、その内の2億1500万トン（17.9%）が自動車・船舶等の運輸部門からの排出である⁽¹⁾。また、運輸部門のうち自動車全体における排出量は86.2%を占め、日本のCO₂総排出量のうち15.4%が自動車からの排出となる（図1.1）。自動車のCO₂排出量の規制は年々各国で厳しくなっており⁽²⁾、各自動車製造メーカーは規制に追従してCO₂排出量を抑えた開発設計が求められている。

国土交通省が公表している「乗用車の燃費・CO₂排出量」⁽³⁾によると、自動車の重量がCO₂排出量や燃費と関係があり、自動車の軽量化がCO₂排出量の削減や燃費の向上をもたらすことがわかる（図1.2）。そこで、自動車の軽量化のための一方策として、材料を適材適所に配置し構造の軽量化を達成するマルチマテリアル構造設計が精力的に研究されている⁽⁴⁾⁻⁽⁷⁾。

種々な特性の材料で構成されるマルチマテリアル構造には、異種材料同士の接合技術が不可欠である。従来より異種材料の接合技術として種々の接合技術が研究されており^{(8),(9)}、図1.3に示すように主に、溶接、化学的接合、機械的締結の3種類に大別^{(8),(10)}される。

溶接としては、レーザ溶接⁽¹¹⁾⁻⁽¹⁴⁾、抵抗スポット溶接（Resistance Spot Welding: RSW）^{(15),(16)}、摩擦攪拌スポット溶接（Friction Stir Spot Welding: FSSW）⁽¹⁷⁾⁻⁽²⁰⁾、摩擦攪拌接合（FSW: Friction Stir Welding）^{(21),(22)}、摩擦エレメント溶接（Friction Element Welding: FEW）⁽²³⁾、抵抗エレメント溶接（Resistance Element Welding: REW）⁽²⁴⁾、レーザブレイジング⁽²⁵⁾、⁽²⁶⁾などが挙げられ、日本では鋼材とアルミの溶接に摩擦攪拌接合（FSSW, FSW）が実用されている⁽²⁷⁾。

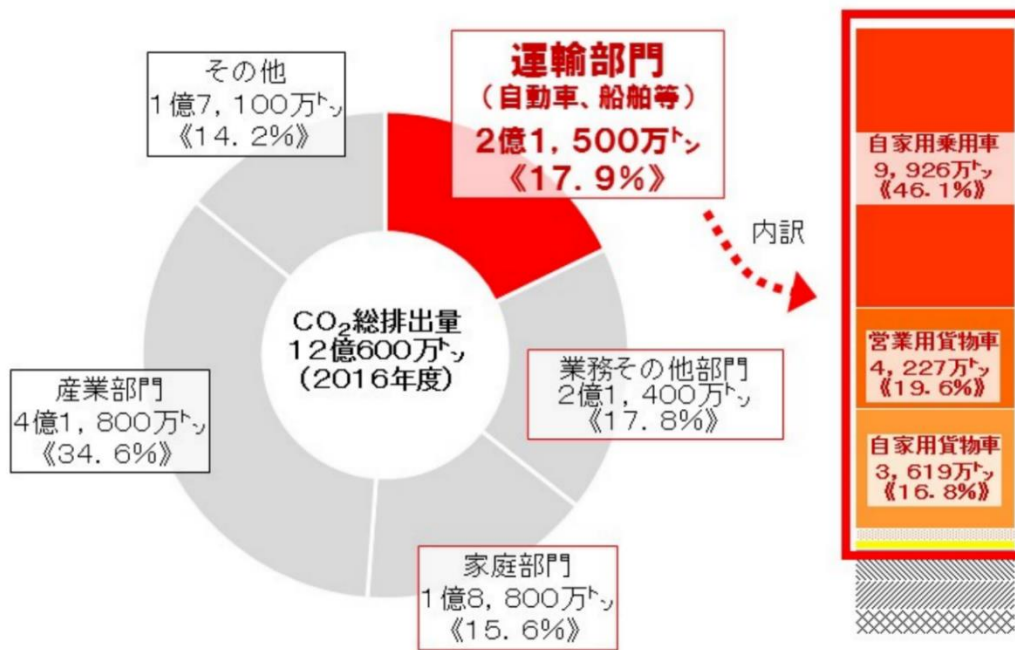


Fig. 1.1 The portion of CO₂ emission from automotive in Japan ⁽¹⁾.

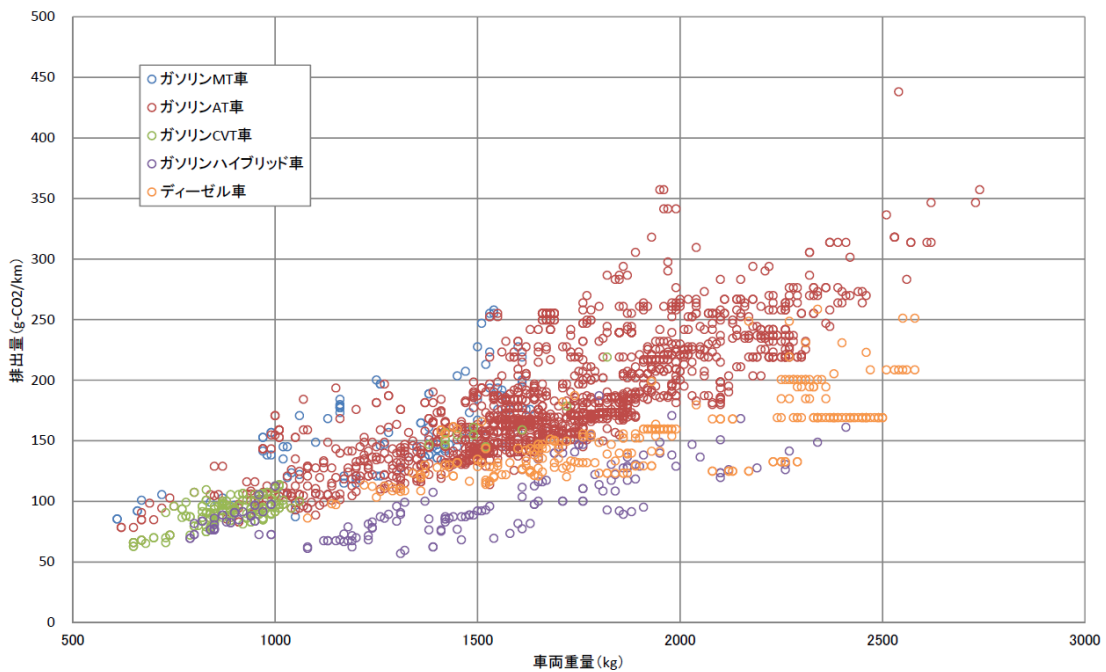


Fig. 1.2 The relationship between the weight of the automotive and the amount of CO₂ emission ⁽³⁾.

機械的締結としては、SPR (Self-Pierce Riveting) ^{(28),(29)}, ボルトによる締結⁽³⁰⁾, メカニカルクリンチング^{(31),(32)}, FDS (Flow Drill Screws) ⁽³³⁾, ImpAcT (Impulse Accelerated Tacking) ⁽³⁴⁾, ブラインドリベット^{(35),(36)}, ヘミング⁽³⁷⁾などが挙げられ, 鋼材とアルミの締結に SPR, 複合材料と金属の締結にブラインドリベットが実用されている⁽²⁷⁾.

化学的接合としては, 接着⁽³⁸⁾⁻⁽⁴¹⁾, ガス吸着分子接合 (Gas Adsorption Joining: GAJ) ⁽⁴²⁾, 表面活性化接合⁽⁴³⁾などが挙げられ, ウェルドボンディング⁽⁴⁴⁾など溶接と接着を組合せた接合や, SPR と接着を組合せた接合⁽⁴⁵⁾もある. この中でも接着は, (a) 様々な異種材料同士の接合に適用可能, (b) 電食の防止, (c) 接着剤自体が軽量, (d) 面同士の接合が可能で, 溶接や締結の点接合よりも強い接合部を得ることが可能であるなどのメリットがあり, 異種材料接合技術の一手法として期待されている⁽⁴⁶⁾.

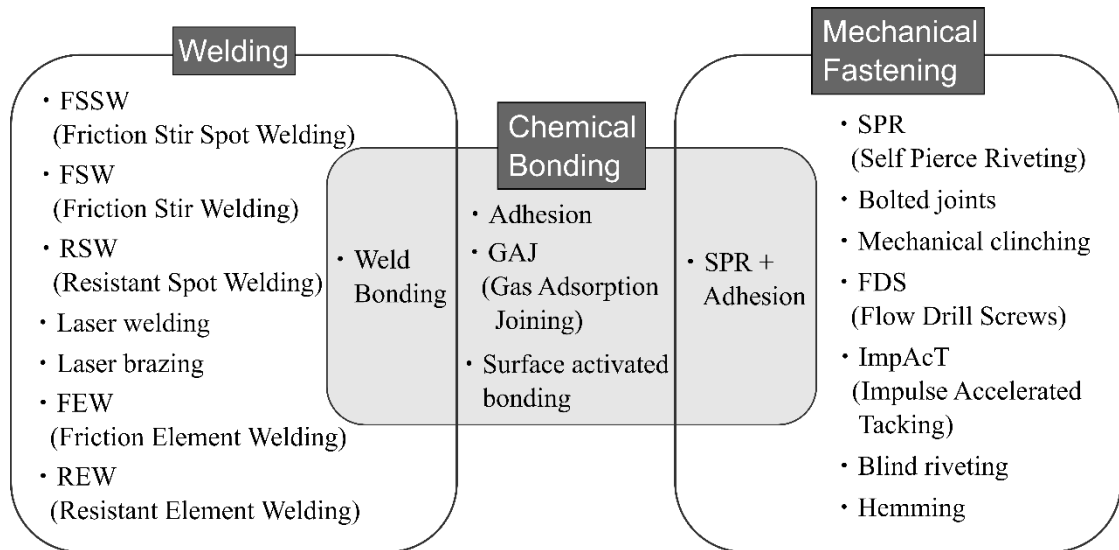


Fig. 1.3 Three categories of the joining methods of dissimilar materials; welding, chemical bonding, mechanical fastening.

1.1.2 接着部の強度評価

接着によりマルチマテリアル構造を設計する際に, まず必要なのが接着部の強度評価法である. 接着の強度評価手法として, 重ね合わせ継手の引張せん断試験⁽⁴⁷⁾⁻⁽⁵⁰⁾ (図 1.4 (a)) やはく離試験⁽⁵¹⁾⁻⁽⁵³⁾ (図 1.4 (b)) などが従来から行われてきた. 市販されている代表的な接着剤の引張せん断試験で得られた平均限界せん断応力 τ_c と, はく離試験で得られた接着層単位長さあたりの限界荷重 F_c で整理したのが図 1.5 である. この手法で

は、大きなバラツキの中での相対評価になるとともに、はく離試験で得られる限界荷重 F_c を設計に直接適用することは困難である。

重ね合わせ継手の引張せん断試験では、接着部にせん断力だけでなく曲げモーメントが生じる。そこで、より精度の高い接着剤の引張せん断強度を得るために、二重重ね合わせ継手の引張せん断試験⁽⁵⁴⁾ や TAST (Thick Adherend Shear Test)⁽⁵⁵⁾ などが提案されている。また、はく離試験にも種々の方法があり、代表的なものに、90°はく離試験⁽⁵⁶⁾、180°はく離試験⁽⁵⁷⁾、⁽⁵⁸⁾、T形はく離試験⁽⁵⁸⁾、⁽⁵⁹⁾などがある。

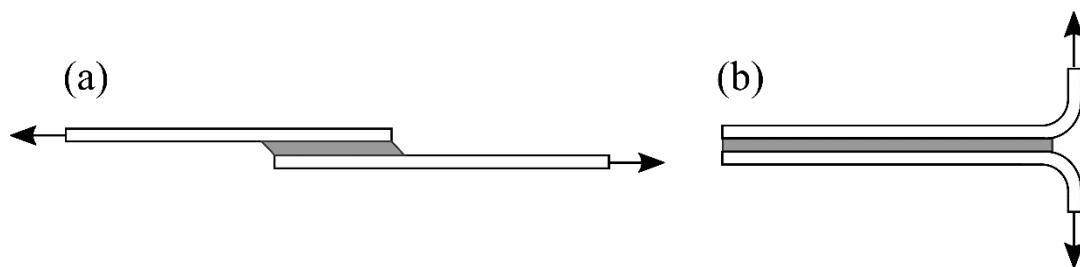


Fig. 1.4 Test methods of adhesive strength: (a) Single lap shear test, (b) T-peel test.

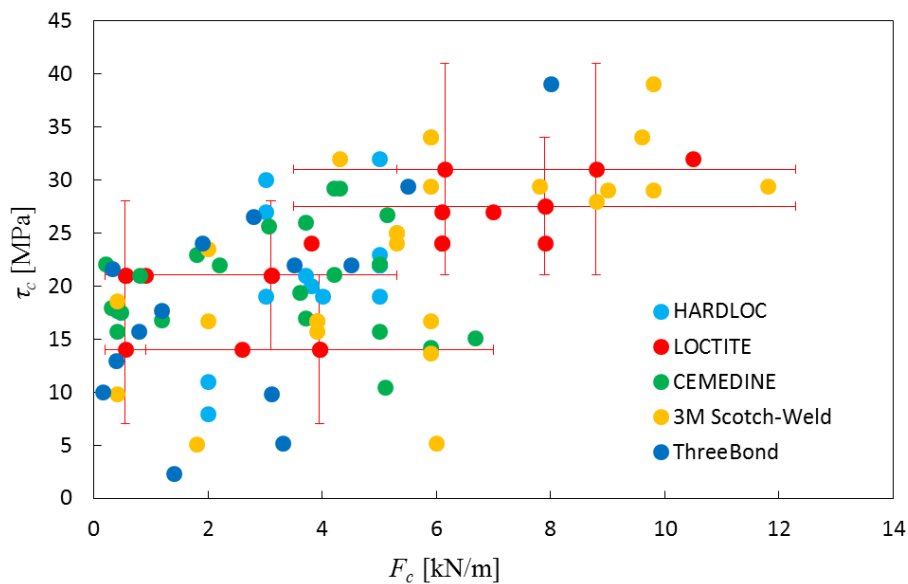


Fig. 1.5 Tensile shear strength and peel strength of commercial adhesives.

しかし、これらの試験法は、特定の荷重に対する接着剤の接着強さを測定するための手法であり、接着剤選定のための簡便な強度比較の指針にはなるが、実機で想定される多軸応力場における接着部の強度評価にはそのまま適用できない。そこで、マルチマテリアル構造設計には、多軸応力場での接着強度の評価手法がまずは必要となる。現在、接着層に生じる応力成分に基づく強度評価手法として、次式のように、界面に対する垂直応力とせん断応力を用いた **Quadratic stress criterion**⁽⁶⁰⁾ (式 (1.1)), **Tsai-Wu 則**⁽⁶¹⁾ (式 (1.2)), 応力不変量を用いた **Mises** の条件や、**Drucker-Prager** の条件⁽⁶²⁾, そしてそれらを含めた破損関数⁽⁶³⁾ (式 (1.3)) による評価法などがある。

$$f_{\text{QSC}} = \left(\frac{\sigma^t}{Z^t}\right)^2 + \left(\frac{\sigma^c}{Z^c}\right)^2 + \left(\frac{\sigma^{s1}}{Z^{s1}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma^{s2}}{Z^{s2}}\right)^2 - 1 \quad (1.1)$$

$$f_{\text{Tsai-Wu}} = F_i \sigma_i + F_{ij} \sigma_i \sigma_j - 1 \quad (1.2)$$

$$f_{\text{failure}} = J_2 + \frac{1}{3} c_1 I_1 + \frac{1}{3} c_2 I_1^2 + c_3 \quad (1.3)$$

式 (1.1) ~ (1.3) の強度評価関数には接着剤に応じた材料パラメータ ($Z_t, Z_c, Z_{s1}, Z_{s2}, F_i, F_{ij}, c_1, c_2, c_3$) を含んでおり、評価関数を強度予測に利用する前に実験的にパラメータを同定しなければならない。

応力値に基づく強度評価を行う場合、接着層内において応力集中が生じない試験法を用いて強度評価関数の材料パラメータを同定するのが妥当である。前述の重ね合わせ継手を用いた引張せん断試験やはく離試験、接着層に多軸応力場を生じさせることが可能な **Arcan** 試験⁽⁶⁴⁾⁻⁽⁶⁶⁾などにおいては接着層の自由端において応力集中が生じるため、パラメータ同定にはあまり適さない。そこで、接着層の自由端における応力集中をなくす **Napkin ring** 試験片⁽⁶⁷⁾⁻⁽⁷⁰⁾を用いた実験方法が提案されている。多軸応力場における接着剤の強度を評価するために、この **Napkin ring** 試験片に任意な組合せ応力比の引張応力とせん断応力を生じさせるように、高精度な複合荷重試験機を用いて試験片に引張りとトルクの荷重を与える試験法^{(63), (71)-(73)}も提案されている。この試験法を用いれば、多軸応力場で接着層の強度評価関数のフィッティングを行うことが可能である。しかし、そのためには高精度な試験機や多軸変位計が必要となり、この種の試験機を保有する機関は限られている。

そこで、本研究ではより汎用的な引張試験機を用いて多軸応力場が生じる接着構造の強度を評価できる簡便な試験方法の提案を行う。

1.1.3 強度評価関数に基づく構造設計手法

1.1.2 項では、多軸応力場の接着層における強度評価関数の材料パラメータを同定する試験方法について述べた。Napkin ring 試験片と複合荷重試験機を用いる方法、または本研究で提案する引張試験機を用いた簡便な方法により、一旦接着剤の材料パラメータを同定することができれば、その接着剤を用いた構造の多軸応力下での強度評価を行うことができるようになる。では、多軸応力下での接着強度を高めるには、どのようなマルチマテリアル構造設計をすればよいだろうか。異なる強度特性をもつ種々の接着剤に応じてどのような界面構造を設計すべきか等、設計指針はいまだ確立していない。

ある評価関数に基づき構造の設計を行うための手法として、構造最適化が挙げられる。構造最適化は、パラメトリックな最適化手法である寸法最適化⁽⁷⁴⁾と、ノンパラメトリックな最適化手法である形状最適化^{(75), (76)}とトポロジー最適化⁽⁷⁷⁾に分類される (図 1.6)。得られる最適化形状の自由度としては、パラメトリックな最適化手法では設計変数として定義されている変数の数だけしか形状変更の自由度がないが、ノンパラメトリックな最適化手法においては形状を表現する関数空間上の領域 Ω を設計対象として最適化を行うため、数値計算上の離散化^{*1}がなければ、無限自由度で自由に形状表現することができる。そのため、パラメトリックな最適化手法を用いるよりも、ノンパラメトリックな最適化手法を用いる方が、初期形状からより自由に構造の形状を変動させ、構造の強度をより向上させる設計となる可能性がある。

そこで、本研究ではノンパラメトリックな最適化手法である形状最適化を用いて、多軸応力場での接着強度を向上させる界面構造の設計手法の提案を目指す。

*1 実際の形状最適化やトポロジー最適化のシミュレーションにおいては、境界値問題を FEM や密度を定義したボクセルなどを用いて数値解析する必要があるので、形状表現の自由度はメッシュやボクセルの数に依存する。

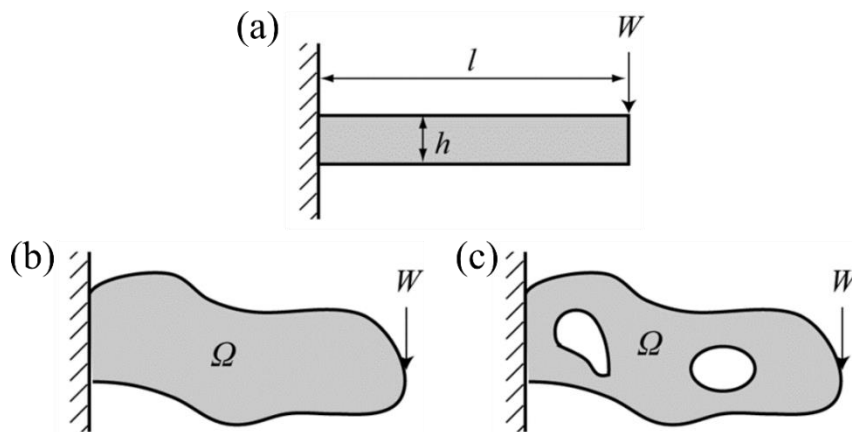


Fig. 1.6 Three kinds of structural optimization; (a) size optimization, (b) shape optimization and (c) topology optimization.

1.2 本研究の目的

本研究においては、目的に応じた多様な強度特性をもつ接着剤に対するマルチマテリアル接着構造の多軸応力下での強度評価と強度向上のため、(1) 汎用的な引張試験機を用いた簡便な接着強度評価手法の提案と、(2) (1) で得られる強度評価関数を用いた接着界面形状の最適設計手法の提案を本研究の目的とする。

(1), (2) が達成されると、任意の接着剤に対して引張試験機により多軸応力下での破損則が決定され、その破損則に基づき強度を向上させる最適な界面形状を得ることができると期待される。

1.3 本論文の構成

本論文は5章構成となっている。第1章では、まず輸送機器の軽量化の必要性、特に自動車においてマルチマテリアル構造の研究が行われていることについて述べた。そして、マルチマテリアル構造を設計するのに不可欠な異種材料の接合技術の一つとして接着を紹介し、接着剤の強度試験法について概観した。実機の構造では多軸応力場が生じるため、多軸応力場での接着強度の評価関数が必要となる。その強度評価関数における接着剤に応じた材料パラメータを同定するには、高精度な複合荷重試験機が必要となるが、簡便な試験方法が望まれる。次に、接着構造の設計として、異なる強度特性をもつ

種々の接着剤に対してどのような接着界面構造を設計すればよいかという設計指針が確立していないことを述べ、構造最適化手法が接着強度評価関数を用いた構造設計に適用できることを述べた。そして、構造最適化手法の中でもノンパラメトリックな最適化手法の方が得られる形状の自由度が高く、本研究においてはノンパラメトリックな最適化手法である形状最適化を行うことを述べた。

そして、本研究の目的として、(1) 汎用的な引張試験機を用いた簡便な接着強度評価手法の提案と、(2) 得られた強度評価関数を用いた最適接着界面形状の提案を目的とすることを述べた。

第2章では、本研究の目的の一つである(1)引張試験機を用いた簡便な接着強度評価手法の提案を行う。強度評価には、応力テンソルの第1不変量 I_1 と偏差応力テンソルの第2不変量 J_2 から構成される破損関数(式(1.3))を用いる。本章では、傾斜した接着界面をもつ円筒試験片を提案し、単軸引張時の荷重と接着界面の傾斜角から、接着層に生じる垂直応力とせん断応力を算出できることを示す。そして、異なる傾斜角の円筒試験片の引張試験から得られる各荷重-変位曲線から、接着層の破損開始点として、変形初期の荷重と変位の線形領域から逸脱する比例限を定義しその値を求め、同じ厚みの試験結果より破損関数の材料パラメータの同定を行う。また、破損強度が接着層厚み依存性をもつことを示し、異なる厚みの接着構造にも破損関数が適用できるように破損関数の拡張を行う。

第3章では、本研究の目的(2)として、破損関数により強度評価される接着構造において、強度を向上させる界面形状の設計手法を導く。そのような設計手法として1.1.3項でも述べたとおり、構造最適化手法の一つである形状最適化を適用する。導出されたマルチマテリアル接着構造の界面形状最適化問題に対して、(i) 静水圧に強い接着剤の場合(破損関数が I_1 に依存しない場合)と(ii) 体積変化を伴わないゆがみ変形に強い接着剤の場合(破損関数が J_2 に依存しない場合)の数値解析を行う。解析対象としては、応力集中が生じない薄肉円筒突合せ型接着構造とし、引張りのみ、トルクのみ、引張りとトルクの複合荷重が作用するときの3種類の荷重条件に対して、最適な接着界面形状を得る。また得られた最適界面形状に対して、接着層の傾斜部と折曲り部(凸部)に注目して考察し、本章で提案する設計手法の妥当性を検討する。

第4章では、第3章で提案した界面形状の設計手法のV&V(Verification & Validation; 検証と妥当性確認)のために、目的汎関数として、破損関数の接着領域内平均値を用いた場合とKS(Kreisselmeier-Steinhauser)関数⁽⁷⁸⁾を用いた場合で最適化解析を行い、第3

章で行った破損関数の 2 乗和を目的汎関数とした場合の結果と比較を行う。また、第 2 章で同定した材料パラメータをもつ破損関数で接着界面形状最適化解析を行い、第 3 章で行った (i) 静水圧に強い接着剤の場合、(ii) 体積変化を伴わないゆがみ変形に強い接着剤の場合の結果と比較する。第 2 章、第 3 章で用いられる接着層内に生じる応力とひずみに関する仮定の妥当性についても有限要素解析により検証を行う。

第 5 章では、各章で得られた成果についてまとめ、本論文の結論を述べる。

第2章 多軸応力場の接着強度評価

2.1 緒言

マルチマテリアル接着構造の設計のためには、実機の構造において生じる多軸応力場での強度を向上させる設計を考える必要がある。そのためには、多軸応力場での接着強度を適切に評価する事が不可欠であり、先行研究では、応力テンソルの第1不変量 I_1 と偏差応力テンソルの第2不変量 J_2 を用いて表される破損関数が提案されている。

本章では、汎用的な引張試験機を用いて多軸応力場における接着層の破損を評価する簡便な試験方法を提案する。ここで述べた接着層の”破損”は、本研究においては、試験より得られた荷重 - 変位曲線の比例限として定義する。

引張試験機を用いた試験として、平板試験片を用いた引張せん断試験 (2.2 節) と、2.3 節で提案する傾斜をもつ突合せ接着円筒試験片を用いた引張試験の2種類を行う。まずは平板試験片を用いた引張せん断試験より、接着剤のせん断弾性定数を推定するとともに、比例限のひずみ速度依存性および接着層の厚み依存性について検討する。次に提案する円筒試験片を用いて引張試験を行い、荷重 - 変位曲線から比例限を得る。

2.4 節では提案する試験片の接着層で生じる多軸応力場が、荷重 F によって生じる引張応力 σ_z で表されることを導き、引張試験から得られた比例限 (σ_z) から破損関数を評価できることを示す。

2.5 節では得られた比例限から応力テンソルの第1不変量と偏差応力テンソルの第2不変量を計算し、接着層厚さが同じ破損点に対して、破損関数の材料パラメータの同定を行う。そして、異なる接着層厚さの破損の予測にも適用できるよう、破損関数の拡張を行う。

2.2 平板試験片を用いた引張せん断試験

2.2.1 平板試験片の形状

多軸応力状態での接着強度を評価する前に、平板試験片を用いて引張せん断変形時の接着強度 τ とせん断剛性係数 G を評価する。平板試験片はレーザ加工機 (TruLaser 5030: rated output 6kW, Trumpf GmbH + Co. KG) により図 2.1 (a) のとおりに製作し、市販の亚克力接着剤 (Hardloc™: M-600-08, デンカ (株)) により図 2.1 (b) の AA'部と BB'部において接着した。平板の板厚は 3 mm とし、接着層の厚みは 0.3mm から 1.5mm の範囲の値となった。接着層の厚みは図 2.1 (b) で赤丸で印される 4 箇所 (合計 8 箇所) においてマイクロスコープにより画像を取得して計測を行った。計測された接着層厚さおよび平均接着厚さ h を表 2.2 に示す。用いた供試材料はアルミニウム合金 A5052 で、JIS 規格 H 4000 に基づき、材料成分は表 2.1 のとおりである。

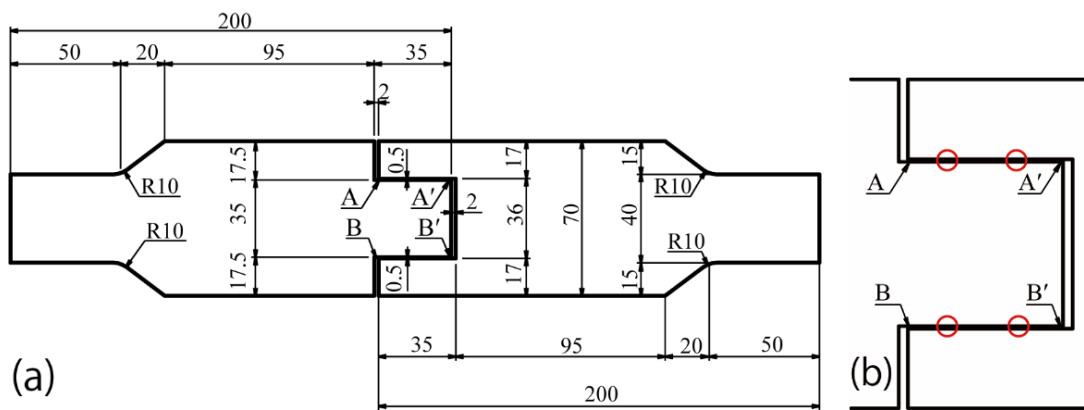


Fig. 2.1 Two plate specimens bonded with an adhesive in regions of AA' and BB'. (a) General view of the specimens. (b) Magnified view of the adhesive layer. Red circles indicate measurement points of the adhesive thickness.

Table 2.1 Chemical composition of A5052 based on JIS H 4000⁽⁷⁹⁾.

	Si	Fe	Cu	Mn
[%]	≤ 0.25	≤ 0.40	≤ 0.10	≤ 0.10
	Mg	Cr	Zn	Others
[%]	2.2~2.8	0.15~0.35	≤ 0.10	≤ 0.15

Table 2.2 Thicknesses of adhesive layers of the plate specimens measured ((a) Nos. 1–7 and (b) Nos. 8–13) at the eight points shown in Fig. 2.1 (b).

(a) Plate specimen No.		1	2	3	4	5	6	7
Thickness [μm]	AA' (Front)	586.5	490.0	727.2	480.2	701.6	972.2	1047.0
		519.6	477.2	711.4	511.7	671.1	999.7	1021.0
	BB' (Front)	695.8	769.5	490.0	675.0	470.4	1200.5	1188.7
		690.8	757.7	426.1	670.1	436.9	1225.0	1164.0
	BB' (Back)	658.3	623.9	425.1	711.4	337.5	1187.8	1224.1
		603.3	680.9	436.9	716.4	358.2	1136.2	1113.9
	AA' (Back)	590.4	478.1	786.2	592.4	834.4	921.1	989.9
		617.0	528.4	679.9	543.2	826.6	997.8	1043.1
Mean value h_0 [μm]		620	601	585	613	580	1080	1099
Standard deviation σ [μm]		59	124	155	93	203	120	86
Mean thickness h [μm] ($h_0 - 2\sigma$ to $h_0 + 2\sigma$)		620	601	585	613	580	1080	1099
Crosshead speed V_z [mm/min]		0.10	1.00	0.01	0.10	1.00	0.01	0.10

(b) Plate specimen No.		8	9	10	11	12	13
Thickness [μm]	AA' (Front)	803.9	847.2	872.8	823.6	800.2	842.3
		819.7	815.7	731.1	777.4	799.1	943.7
	BB' (Front)	1388.5	1416.0	1445.5	934.8	814.1	744.9
		1374.6	1427.8	1450.4	912.2	720.0	825.6
	BB' (Back)	1268.4	1452.4	1388.4	948.6	779.3	746.9
		1241.8	1410.1	1364.8	866.9	753.7	766.5
	AA' (Back)	997.8	821.6	761.1	834.4	836.4	897.4
		795.1	741.9	729.3	830.5	882.7	904.3
Mean value h_0 [μm]		1086	1117	1093	866	798	834
Standard deviation σ [μm]		261	333	345	60	50	77
Mean thickness h [μm] ($h_0 - 2\sigma$ to $h_0 + 2\sigma$)		1086	1117	1093	866	798	834
Crosshead speed V_z [mm/min]		1.00	0.01	0.10	0.01	1.00	1.00

2.2.2 引張せん断試験

図 2.2 に引張せん断試験（引張試験機：オートグラフ AG-50kNX，島津製作所（株），マイクロ스코プ：Z300PC，松電舎（株））の概観を示す．合計 13 本の平板試験片に対し，室温環境下（ $293.9 \pm 0.5 \text{ K}$ ）で 3 種類のクロスヘッド速度 V_z （0.01, 0.1, 1.0 mm/min）で試験を行った．また試験片の両面にひずみゲージを貼り付け，試験中に平板試験片に曲げなどが生じていないことを確認した．

引張せん断試験中に接着層に生じる変位量は，マイクロ스코プで得た画像より計測した．図 2.3 は接着部の拡大図であり，図中の赤丸はマイクロ스코プによる画像取得箇所を示す．変形を生じさせる前の試験片にマーカで黒線を印し，引張せん断試験中に得られた画像の黒線の移動量をもとに，画像処理により接着層の変位量を算出した．マイクロ스코プで得られた画像の一例を図 2.4 に示す．黒線マーカ検出の際に，メディアンフィルタ⁽⁸⁰⁾でノイズ除去を行い，Harris のコーナー検出⁽⁸¹⁾で検出される点を用いて黒線の移動量を計測した．図 2.4 の左側アルミ部分における黒線の上端部から右側アルミ部分の黒線の下端部までを dy とし，試験前の dy を dy_0 とする．このとき $dy - dy_0$ で算出される距離を接着層に生じる変位量とみなした．

引張せん断試験より得られた荷重 - 変位曲線を接着層の平均厚み $h \sim 1.10 \text{ mm}$, 0.85 mm , 0.60 mm の 3 つのグループに分けて図 2.5 に示す．図 2.5 の曲線の線形部から接着剤の比例限 τ およびせん断剛性 G が得られ， G の平均値は 126 MPa となった．



Fig. 2.2 Tensile shear testing with a bonded plate specimen. Deformation in the adhesive layer is measured by microscope.

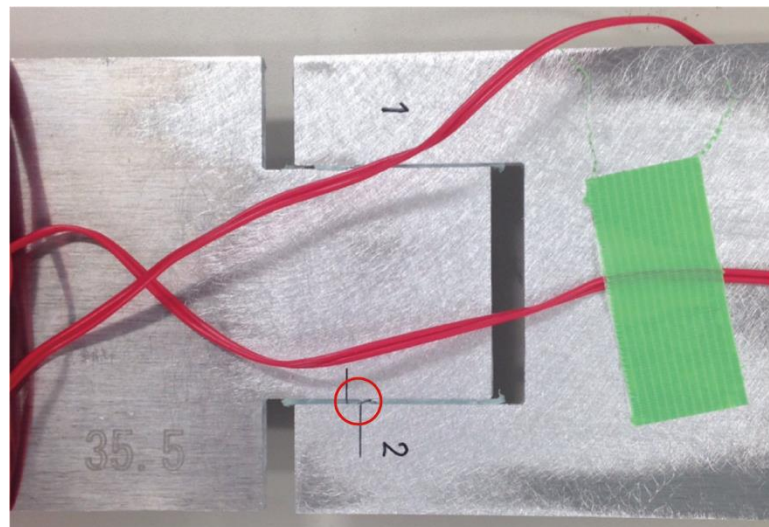


Fig. 2.3 Bonded view of a plate specimen. The red circle represents the location where we measured the adhesive displacement with a microscope.

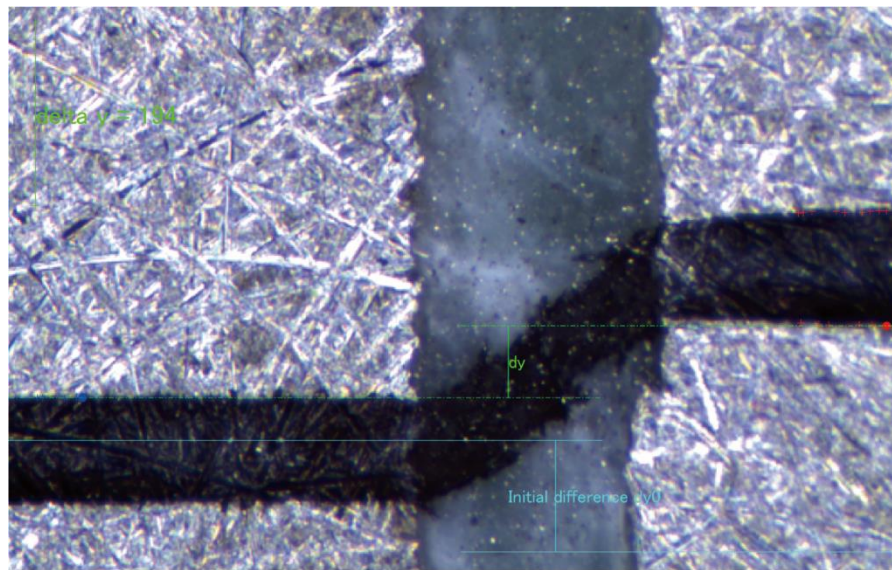


Fig. 2.4 Microscopic image of the adhesive layer during a tensile shear test ($h = 0.62$ mm, $V_z = 0.1$ mm/min). The shear displacement of the adhesive layer is calculated by subtracting the current difference dy from the initial difference dy_0 .

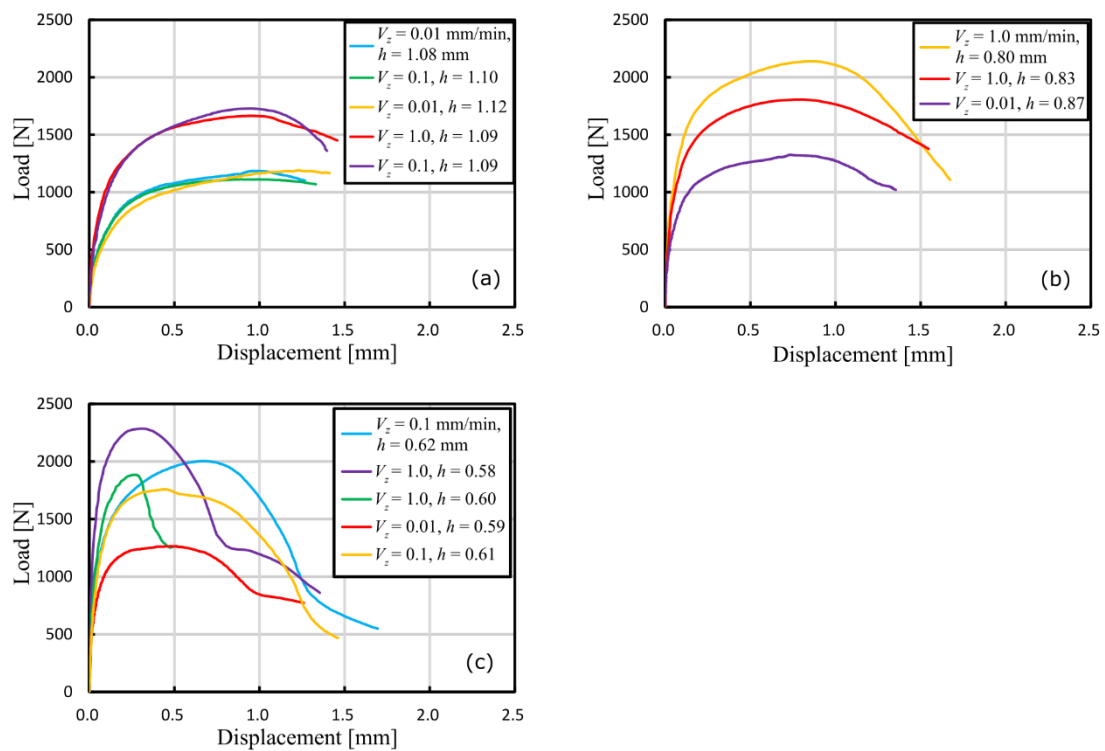


Fig. 2.5 Load–displacement curves of tensile shear tests, where displacements were measured with a microscope and by image processing analysis. The mean thicknesses of the adhesive layers are (a) $h \sim 1.10$ mm, (b) $h \sim 0.85$ mm and (c) $h \sim 0.60$ mm.

2.2.3 ひずみ速度依存性

接着構造の強度は一般的に接着層の厚み依存性と、接着剤の粘弾性材料特性によるひずみ速度依存性をもつ。そのため、異なる接着層厚さをもつ試験片に同一の引張速度で試験を行った場合の見かけの厚み依存性には、本来の厚み依存性とひずみ速度依存性の両者の影響を含んでいることになる。そこで、本項では接着強度の厚み依存性とひずみ速度の依存性の寄与度がどの程度の大きさであるのかを、引張せん断変形の場合において評価する。

そのためにまず、接着剤の比例限 τ を次式のように接着層の平均厚さ h とひずみ速度 $\dot{\gamma}$ を用いて表す。

$$\tau = ch^{\alpha} \dot{\gamma}^{\beta} \quad (2.1)$$

ここで α , β は試験結果よりフィッティングするパラメータであり、それぞれ接着層厚さとひずみ速度の依存性の指標とみなせる。

荷重 - 変位曲線から求めた比例限 τ とひずみ速度 $\dot{\gamma}$ の両対数グラフを図 2.6 (a) に、比例限 τ と接着層厚さ h の両対数グラフを図 2.6 (b) に示す。図中の黒線は最小二乗法を用いて式 (2.1) のパラメータ α , β , c をフィッティングした結果であり、それぞれ $\alpha = -0.72 \pm 0.21$, $\beta = 0.13 \pm 0.04$, $c = 6.31 \pm 1.69$ となった。

α と β の比較より、本研究で想定する引張速度の範囲 (0.01 ~ 1.0 mm/min) での引張せん断変形時に、接着剤のひずみ速度依存性が比例限に影響を与えることは認められるものの、接着層厚み依存性の影響の方が大きい事が分かる。すなわち、本研究において想定されている準静的な負荷条件においては、接着剤がもつひずみ速度依存性の影響は支配的ではないといえる。

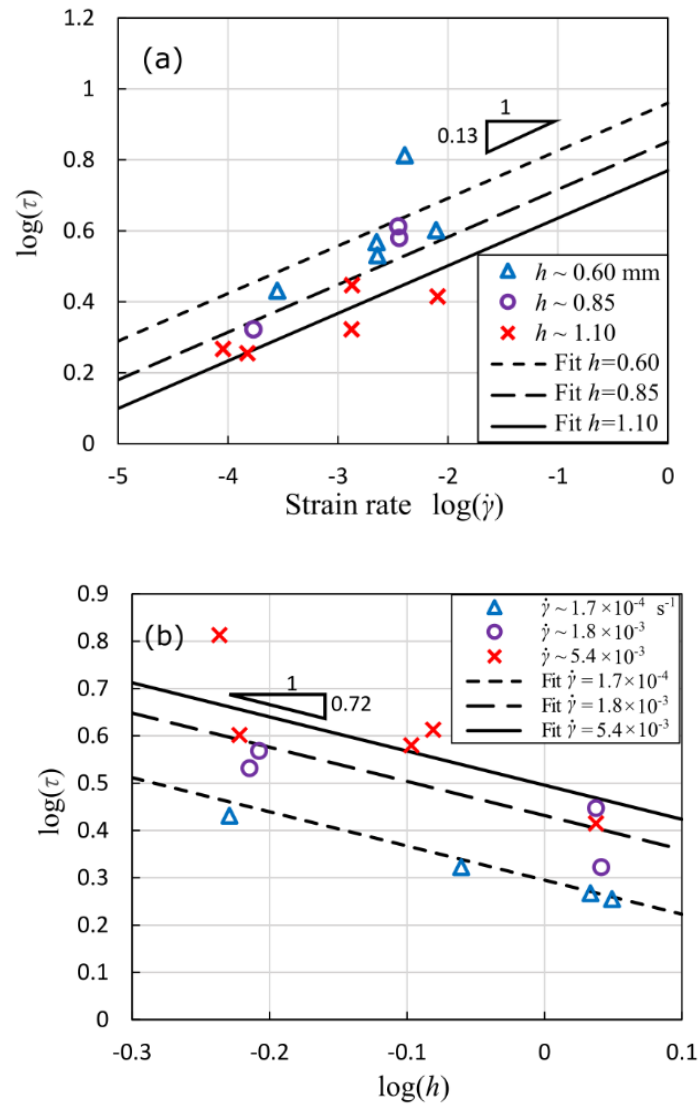


Fig. 2.6 Slopes of the least-squares fitting line are regarded as (a) the strain rate dependence and (b) the thickness dependence.

2.3 傾斜をもつ突合せ接着円筒試験片の引張試験

2.3.1 同種材料接着円筒試験片の形状

次節の図 2.14 (a) でも示すように、単軸引張時に傾斜角 φ に応じた垂直応力とせん断応力を接着層に生じさせるための試験片として、A5052 円筒試験片をレーザー加工機 (3D FABRI GEAR 220 II: 定格出力 4kW, ヤマザキマザック (株)) で切断し作製した

ものを図 2.7 (a) に示す。

試験片切断面の傾斜角は $\varphi = 0^\circ, 20^\circ, 45^\circ, 75^\circ$ の 4 種類とした。切断面の周方向の展開図を図 2.7 (b) に示す。傾斜は 2 周期となっており、傾斜の折曲り部（凸部）は曲率半径 2 となっている。同じ傾斜角の円筒試験片同士を 2.2 節の平板試験片と同一のアクリル接着剤（Hardloc™: M-600-08）で接着する。接着後、円筒試験片の外周面にはみ出した接着剤は、試験結果に影響を与えぬよう #120 のサンドペーパーで除去した。

接着層の厚さは、図 2.7 (b) の赤丸で示す 8 箇所でもイクロスコープより取得した画像から計測し、接着層の平均厚さ h_0 を各試験片において算出した。接着層厚さの計測値を表 2.3 と表 2.4 に示す。サンドペーパーで除去しきれない接着剤のはみ出し箇所での計測値を平均厚さの計算に含めてしまわぬよう、標準偏差 σ を算出し、 h_0 から 2σ 以上離れたデータは除外して、残ったデータで再び接着層厚さの平均値 h を計算し直した。

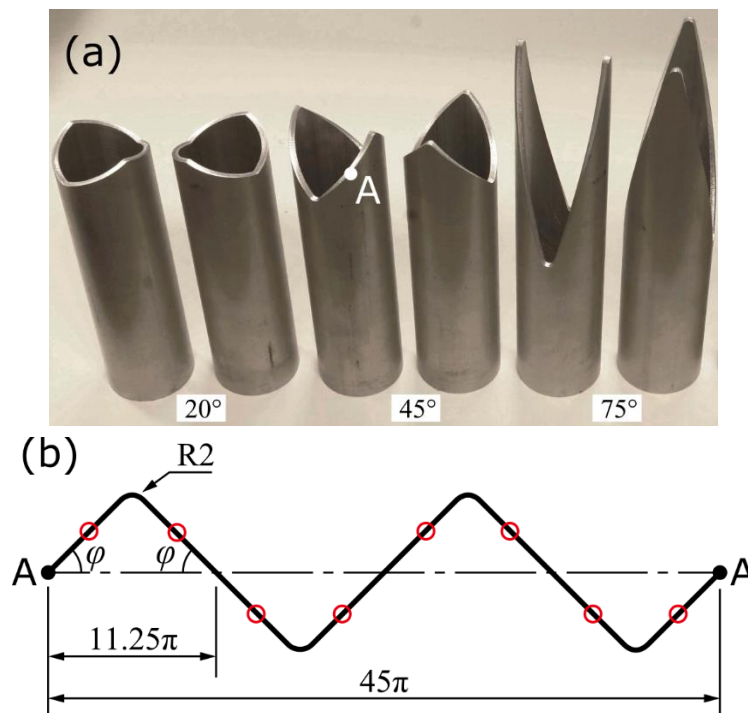


Fig. 2.7 (a) Example of a test specimen before adhesive bonding; the tilted cutting surface have inclination angles φ of 20° , 45° and 75° . (b) Development of the cutting surface. Red circles represent measurement points of the adhesive thickness.

Table 2.3 Thicknesses of the adhesive layers of (a) 0° and (b) 20° pipe specimens measured at the eight points shown in Fig. 2.7 (b). A dash indicates the unavailability of a measurement owing to the border of the adhesive layer being unclear. Grey cells are outliers that are more than 2σ from h_0 .

(a) 0° Pipe specimen No.	1	2	3	4	5	6	7	8	
Thickness [μm]	1	452.5	759.8	203.7	246.2	194.8	195.8	680.9	728.2
	2	597.8	444.5	233.8	219.6	204.6	169.2	1030.0	447.7
	3	466.8	241.8	232.9	253.3	240.9	166.3	498.9	550.1
	4	441.9	483.5	271.0	241.8	208.1	282.4	617.0	718.3
	5	693.4	458.7	317.0	262.1	213.4	292.2	599.3	495.9
	6	416.2	330.3	371.1	246.2	221.4	300.1	746.9	612.0
	7	599.6	467.6	297.6	298.4	290.5	328.7	577.6	317.8
	8	567.4	448.1	200.1	224.9	183.3	286.3	549.1	820.7
Mean value h_0 [μm]	529	454	266	249	220	253	662	586	
Standard deviation σ [μm]	99	149	60	24	33	65	167	166	
Mean thickness h [μm] ($h_0 - 2\sigma$ to $h_0 + 2\sigma$)	529	411	266	242	210	253	610	586	

(b) 20° Pipe specimen No.	1	2	3	4	5	6	7	8	
Thickness [μm]	1	1043.0	359.7	307.8	119.2	105.0	261.1	273.1	356.4
	2	1046.0	372.6	325.7	–	153.3	290.7	322.4	329.3
	3	345.8	411.1	–	261.4	123.3	468.9	704.5	325.3
	4	582.0	446.8	170.6	239.2	–	465.8	928.3	383.6
	5	423.4	266.1	185.8	186.8	145.0	261.7	261.7	304.3
	6	967.6	539.5	209.6	190.4	252.7	239.5	263.9	235.0
	7	525.7	588.1	382.6	295.7	237.6	657.4	323.9	759.9
	8	265.8	583.4	109.5	258.0	365.6	621.9	423.6	706.6
Mean value h_0 [μm]	650	446	242	222	198	408	438	425	
Standard deviation σ [μm]	322	116	98	60	93	169	247	196	
Mean thickness h [μm] ($h_0 - 2\sigma$ to $h_0 + 2\sigma$)	650	446	242	222	198	408	438	425	

Table 2.4 Thicknesses of the adhesive layers of (a) 45° and (b) 75° pipe specimens measured at the eight points shown in Fig. 2.7 (b). A dash indicates the unavailability of a measurement owing to the border of the adhesive layer being unclear. Grey cells are outliers that are more than 2σ from h_0 .

(a) 45° pipe specimen No.	1	2	3	4	5	6	7	8	
Thickness [μm]	1	1023.0	554.3	265.2	352.0	171.0	453.9	354.9	232.8
	2	3430.0	497.3	194.8	258.0	162.9	498.5	213.7	236.0
	3	458.5	524.9	115.4	182.5	189.5	448.3	612.3	347.2
	4	436.5	669.6	–	121.9	105.6	381.8	624.4	261.1
	5	1394.0	380.1	177.6	262.3	201.7	263.1	383.3	727.9
	6	1955.5	477.9	192.3	160.0	211.0	243.5	392.1	859.3
	7	407.7	383.7	130.4	151.7	109.1	575.4	228.9	190.8
	8	569.3	539.2	147.4	146.4	162.8	562.5	319.0	388.3
Mean value h_0 [μm]	1209	503	175	204	164	428	391	405	
Standard deviation σ [μm]	1054	94	50	79	39	125	155	250	
Mean thickness h [μm] ($h_0 - 2\sigma$ to $h_0 + 2\sigma$)	892	503	175	204	164	428	391	405	

(b) 75° pipe specimen No.	1	2	3	4	5	6	
Thickness [μm]	1	408.6	519.6	471.2	503.2	339.6	622.6
	2	494.0	368.6	324.0	400.9	417.7	405.5
	3	301.8	354.6	141.7	473.4	512.2	386.0
	4	378.3	436.6	324.4	483.8	419.8	499.1
	5	333.2	469.3	454.0	314.3	439.9	600.9
	6	420.7	407.3	415.2	397.7	332.4	421.5
	7	396.9	308.2	408.8	443.5	313.9	383.4
	8	317.1	350.0	415.6	425.1	450.4	506.9
Mean value h_0 [μm]	381	402	369	430	403	478	
Standard deviation σ [μm]	63	70	106	60	69	95	
Mean thickness h [μm] ($h_0 - 2\sigma$ to $h_0 + 2\sigma$)	381	402	402	430	403	478	

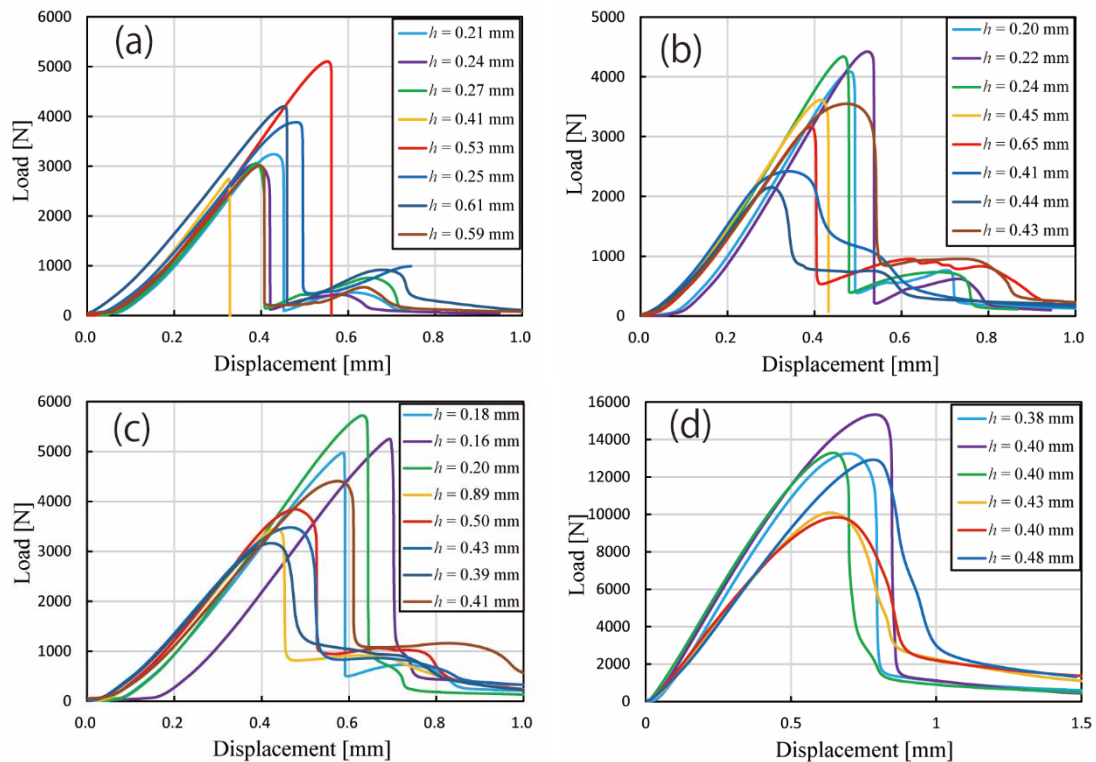


Fig. 2.8 Load–displacement curves obtained from tensile testing with four pipe specimens having inclination angles of (a) 0° , (b) 20° , (c) 45° and (d) 75° .

2.3.2 引張試験と試験結果

引張試験機 (AG-50kNX) を用いて室温環境下 ($296.1 \pm 5.7 \text{ K}$) でクロスヘッド速度 $V_z = 0.1 \text{ mm/min}$ で引張試験を行った。引張試験中に円筒試験片に曲げなどが生じていないかは試験片表面に貼付けたひずみゲージで確認し、負荷される荷重値が十分低下したところで試験終了とした。試験片数は傾斜角 $\varphi = 0^\circ, 20^\circ, 45^\circ, 75^\circ$ についてそれぞれ 8 本, 8 本, 8 本, 6 本である。

各引張試験より得られた荷重 - 変位曲線をそれぞれ図 2.8 に示す。ここで横軸の変位は引張試験機のクロスヘッド変位であり、凡例の h は各試験片の平均接着層厚さである。 $\varphi = 0^\circ$ の荷重 - 変位曲線 (図 2.8 (a)) では比例限を超えたあとに荷重の急激な低下が見られるが、一方で $\varphi = 75^\circ$ (図 2.8 (b)) では比例限を超えたあとは非線形な変形が生じていることがわかる。一般的に接着層の破壊は、接着層内の空孔の生成や成長が生じるため、静水圧依存性をもつ接着剤の粘弾性・塑性特性が影響する複雑な非線形現象

である。そこで、本研究では接着剤が破壊する引張強度ではなく、線形弾性領域と非線形領域の閾値となる比例限を接着剤の破損点と定義し、強度評価を行う。荷重 - 変位曲線より得られる比例限の一例 ($\varphi=0^\circ, h=0.59\text{ mm}$ の場合) を図 2.9 に示す。また図 2.10 に各荷重 - 変位曲線から得られた比例限の値を示す。

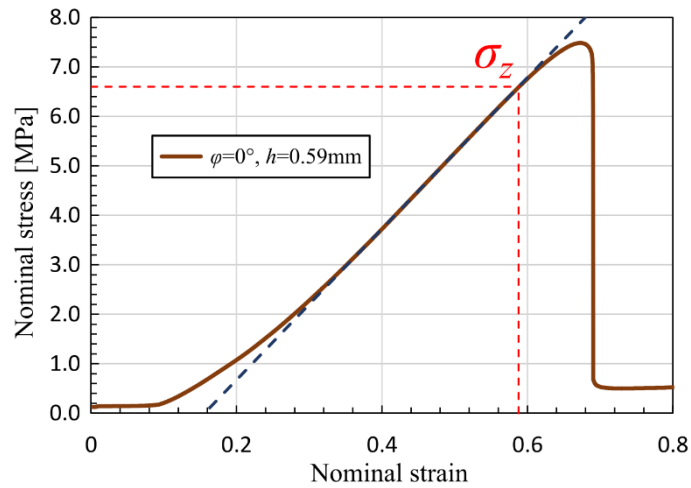


Fig. 2.9 A example of the proportional limit obtained from the load-displacement curve (Fig. 2.8 (a), $h = 0.59\text{ mm}$).

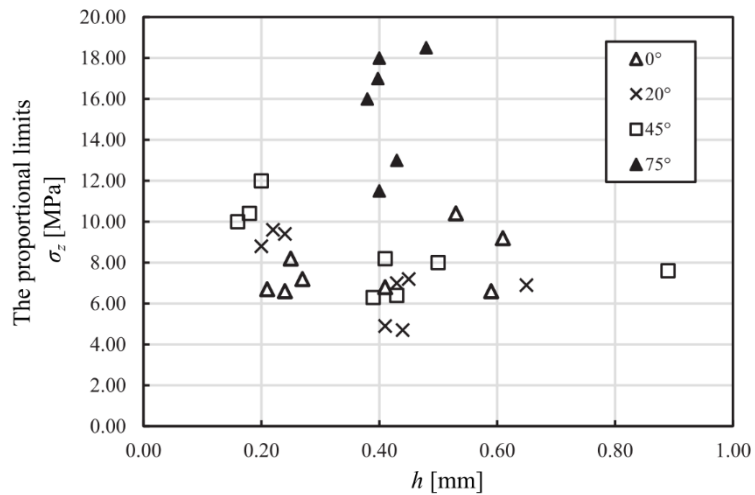


Fig. 2.10 Relationship between the mean thicknesses h and proportional limit σ_z obtained from the load-displacement curves shown in Fig. 2.8.

2.3.3 異種材料接着円筒試験

異種材料接着試験片として、図 2.11 のように鉄鋼 SS400 とアルミニウム合金 A5052 の接着円筒試験片を用意した。図 2.11 の試験片上側が A5052 で下側が SS400 である。SS400 の材料成分は JIS 規格 G 3101 に基づき表 2.5 のとおりである。

傾斜角 $\varphi = 0^\circ, 20^\circ, 45^\circ$ の試験片に対して 2.3.2 項と同様に、クロスヘッド速度 $V_z = 0.1$ mm/min で引張試験機 (AG-50kNX) を用いて室温下で引張試験を行った。図 2.12 に得られた荷重-変位曲線を示す。図 2.12 より比例限を求め、A5052 同士接着した場合の比例限との比較を図 2.13 に示す。図 2.13 より、本試験片形状における同種材料接着試験片と異種材料接着試験片とで、比例限の値に大きな違いはないことがわかる。そのため、次節以降は A5052 同士の接着試験片による試験結果を用いて議論をするが、異種材料接着構造についても同じである。実際に 2.5.3 項で、同種材料接着試験片の試験結果から同定された破損関数が異種材料 (SS400-A5052) 接着試験片の試験結果にも適用可能か確認する。

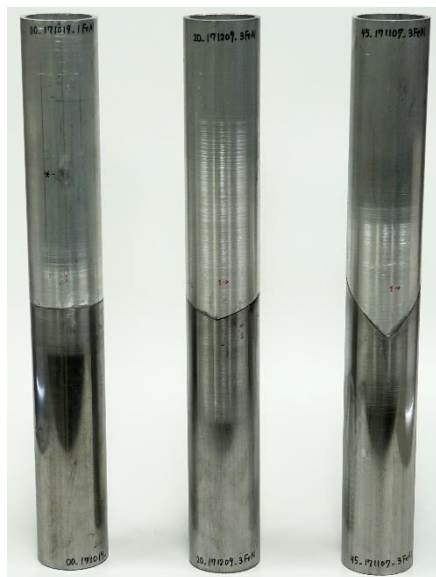


Fig. 2.11 Example of a Fe-Al bonded test specimen; the tilted adhesive interface have inclination angles φ of $0^\circ, 20^\circ$ and 45° . (Upper part: A5052, Lower part: SS400)

Table 2.5 Chemical composition of SS400 based on JIS G 3101⁽⁸²⁾.

	P	S
[%]	≤ 0.050	≤ 0.050

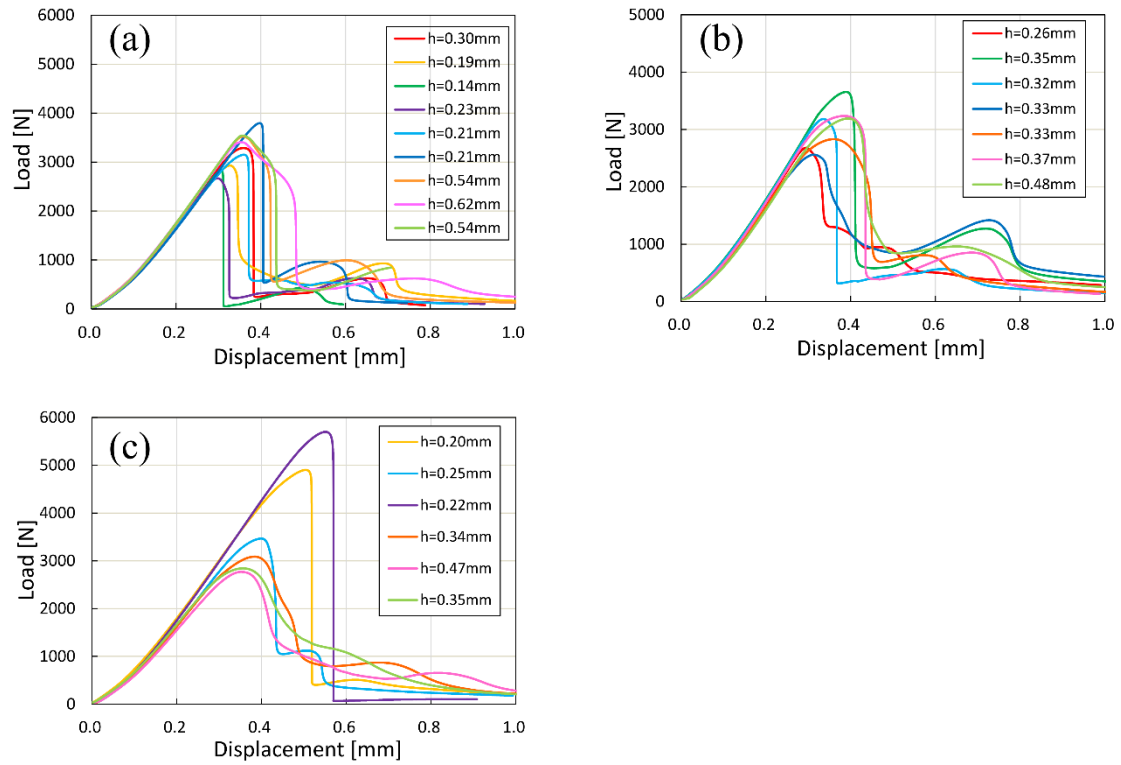


Fig. 2.12 Load–displacement curves obtained from tensile testing with Fe-Al pipe specimens having inclination angles of (a) 0°, (b) 20° and (c) 45°.

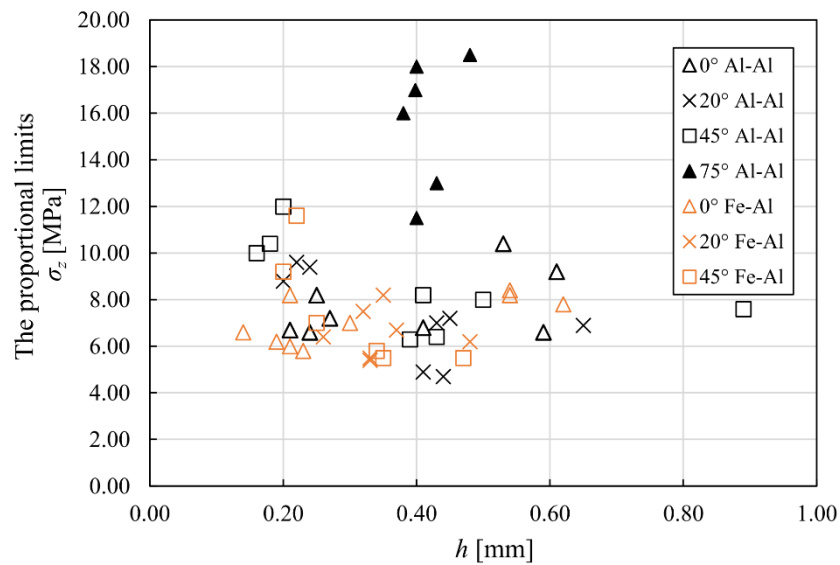


Fig. 2.13 Relationship between the mean thicknesses h and proportional limit σ_z . Orange plots are obtained from the load–displacement curves shown in Fig. 2.12.

2.4 接着層に生じる応力不変量に基づく破損関数

引張試験により接着層に多軸応力を生じさせる試験片形状として、図 2.14 (a) のように傾斜角 φ の切断面をもつ円筒試験片を用意し、図 2.14 (b) のように接着した。この接着後の試験片に引張荷重を与えることで、傾斜角 φ に応じて任意の比率のせん断応力と垂直応力を接着層に生じさせることが可能となる。本節では、接着層に生じる垂直応力とせん断応力を、引張試験により生じる引張応力 σ_z を用いて表す。そのためにまずは傾斜角 φ の接着界面に平行となる座標系 (r', θ', z') を考える。この座標系 (r', θ', z') は図 2.14 (a) のように円筒座標系 (r, θ, z) を φ だけ回転させた座標系である。

被接着材の剛性が接着剤の剛性に比べて十分大きいため、接着剤の変形は被接着材との接着界面により拘束を受ける。そこで、接着層に生じる r' 方向と θ' 方向の垂直ひずみに対して次式を仮定する。

$$\frac{\varepsilon_{r'}}{\varepsilon_{z'}} \approx 0, \quad \frac{\varepsilon_{\theta'}}{\varepsilon_{z'}} \approx 0 \quad (2.2)$$

式 (2.2) の仮定の妥当性については、4.4.1 項においてポアソン比 0.2~0.4 の FEM モデルで数値解析的に検討を行う。一般化フックの法則と式 (2.2) より、接着層内の応力に対して次式が導かれる。

$$\sigma_{r'} = \sigma_{\theta'} = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} \varepsilon_{z'}, \quad \sigma_{z'} = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \varepsilon_{z'} \quad (2.3)$$

式 (2.3) より、接着層内に生じる垂直応力に対して次式の関係が成り立つ。

$$\sigma_{r'} = \sigma_{\theta'} = \frac{\nu}{1-\nu} \sigma_{z'} \quad (2.4)$$

接着層内の応力テンソルの第 1 不変量 I_1 および偏差応力テンソルの第 2 不変量 J_2 は、式 (2.4) を用いると次式で表される。

$$I_1 = \sigma_{r'} + \sigma_{\theta'} + \sigma_{z'} = \frac{1+\nu}{1-\nu} \sigma_{z'} \quad (2.5)$$

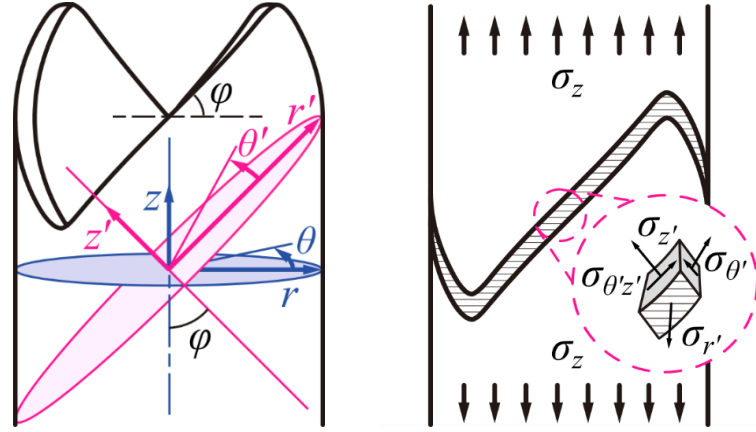


Fig. 2.14 (a) Coordinate transformation of the cylindrical coordinate system from (r, θ, z) to (r', θ', z') in terms of angle φ . (b) Stress tensor components based on the (r', θ', z') coordinate system in the adhesive layer.

$$J_2 = \frac{1}{2} \left\{ (\sigma_{r'}^2 + \sigma_{\theta'}^2 + \sigma_{z'}^2 + 2\tau_{r'\theta'}^2 + 2\tau_{\theta'z'}^2 + 2\tau_{z'r'}^2) - \frac{1}{3} I_1^2 \right\} = \frac{1}{3} \left(\frac{1-2\nu}{1-\nu} \right)^2 \sigma_{z'}^2 + \tau_{\theta'z'}^2 \quad (2.6)$$

薄肉円筒であるため、式 (2.6) において $\tau_{r'\theta'}$ と $\tau_{z'r'}$ は、 $\tau_{\theta'z'}$ と $\sigma_{z'}$ と比べて微小であるとした。式 (2.5), (2.6) の右辺の $\sigma_{z'}$ と $\tau_{\theta'z'}$ は、円筒に作用する引張荷重 F 、円筒の断面積 A と傾斜角 φ を用いて、次式で表される。

$$\sigma_{z'} = \frac{F \cos \varphi}{A / \cos \varphi} = \sigma_z \cos^2 \varphi \quad (2.7)$$

$$\tau_{\theta'z'} = \frac{F \sin \varphi}{A / \cos \varphi} = \sigma_z \sin \varphi \cos \varphi \quad (2.8)$$

式 (2.5) ~ (2.8) より、接着層内の応力不変量 I_1 と J_2 は引張応力 σ_z 、傾斜角 φ とポアソン比 ν から決定される値になり、 I_1 と $\sqrt{J_2}$ に関して次式の線形関係が成り立つ。

$$\sqrt{J_2} = \left\{ \frac{1-\nu}{1+\nu} \sqrt{\frac{1}{3} \left(\frac{1-2\nu}{1-\nu} \right)^2 + \tan^2 \varphi} \right\} I_1 \quad (2.9)$$

多軸応力状態の接着層における強度評価のための破損関数が **Manken** と **Schlimmer** により応力不変量 I_1, J_2 の関数として次式⁽⁶³⁾のように提案されている。

$$f = J_2 + \frac{1}{3}c_1I_1 + \frac{1}{3}c_2I_1^2 + c_3 \quad (2.10)$$

ここで c_1, c_2, c_3 は接着剤に応じて決定される材料パラメータである。 c_3 は負の値であり、破損関数 $f=0$ となるとき破損が生じているとみなす。式 (2.10) において $c_1=0, c_2 \neq 0$ の場合 Green の降伏条件⁽⁸³⁾と等価であり、式 (2.2) および $\tau_{r,\varphi} \approx 0$ と $\tau_{z,r} \approx 0$ が成り立つ試験片においては式 (2.5), (2.6) より Quadratic stress criterion⁽⁶⁰⁾とも等価となる。 $c_1=0, c_2=0$ の場合は von Mises の降伏条件と等価となる。破損関数 f (式 (2.10)) は式 (2.5) ~ (2.8) より、接着層の傾斜角 φ , 円筒試験片に生じる引張応力 σ_z , ポアソン比 ν によって求められることがわかる。ここで、 φ と σ_z は、試験片形状と試験結果の荷重変位曲線からそれぞれ求められ、ポアソン比 ν は多くの高分子接着剤における一般的な値である 0.4⁽⁸⁴⁾⁻⁽⁸⁸⁾ と仮定する。このポアソン比の仮定の影響に関しては、2.5 節において検討する。

2.5 破損則の同定

荷重 - 変位曲線より得られた比例限 σ_z で式 (2.5), (2.6) から応力不変量 I_1, J_2 を計算する。図 2.15 は算出された静水圧 I_1 [MPa] と $\sqrt{J_2}$ [MPa] をプロットした図であり、図中のプロット点近傍の数値は接着層の平均厚さ h [mm] を表している。図中の破線は、ポアソン比 $\nu = 0.4$ のときの傾斜角 φ に対応する I_1 と $\sqrt{J_2}$ の線形関係 (式 (2.9)) であり、本研究で提案する円筒試験片の傾斜角 φ を変化させることで多軸応力状態での破損強度を評価できることがわかる。図 2.15 から破損関数 (式 (2.10)) の材料パラメータ c_1, c_2, c_3 の同定を行なうことで、多軸応力状態で破損が生じるかを判定可能なクライテリオンを得ることができる。

一般に接着構造の強度は接着層の厚さにより変化する⁽⁸⁹⁾ため、できる限り同じ接着厚さのプロット点から材料パラメータを同定するのが望ましい。そこで、ほぼ同一の接着層厚さとして $h = 0.40 \pm 0.03$ mm のプロット点から破損関数の材料パラメータを最小二乗法により同定した。

最小二乗法で求めた曲線を図 2.15 に黒線 (曲線 A) として示す。曲線 A の材料パラメータ c_1, c_2, c_3 を表 2.6 に示す。表 2.6 より、全ての材料パラメータの標準誤差が大きく、特に c_1 において P 値が有意水準 0.05 をはるかに上回っている。そこで、 $c_1=0$ とし

て c_2, c_3 のみ最小二乗法で同定した. 図 2.15 の赤線 (曲線 B) が $c_1 = 0$ としてフィッティングした破損曲線であり, 曲線 B の材料パラメータ c_1, c_2, c_3 を表 2.7 に示す.

曲線 A と B を比較すると曲線 B の方が材料パラメータの標準誤差が小さいことがわかる. これは $c_1=0$ としたことにより, 曲線 B のフィッティング自由度 (パラメータの数) が曲線 A の自由度よりも小さいためである. このことは, 3 つの変数を最小二乗法でフィッティングするには $h \sim 0.4 \text{ mm}$ の試験結果の数が十分ではないことを意味している. $\varphi = 0^\circ, 20^\circ, 45^\circ, 75^\circ, 90^\circ$ (平板) 以外の傾斜角の試験結果を増やせば, 表 2.6 (曲線 A) の c_1, c_2, c_3 の標準誤差も小さくなると考えられる. 両者の残差 2 乗和を比較すると, 曲線 A は 210.37, 曲線 B は 210.94 であり, 曲線 B は自由度が曲線 A よりも小さいにも関わらず, 曲線 A と同程度試験結果を表現できている. 従って, より信頼性のあるフィッティング曲線として, 曲線 B を破損関数 $f=0$ の曲線, すなわち破損曲線とする.

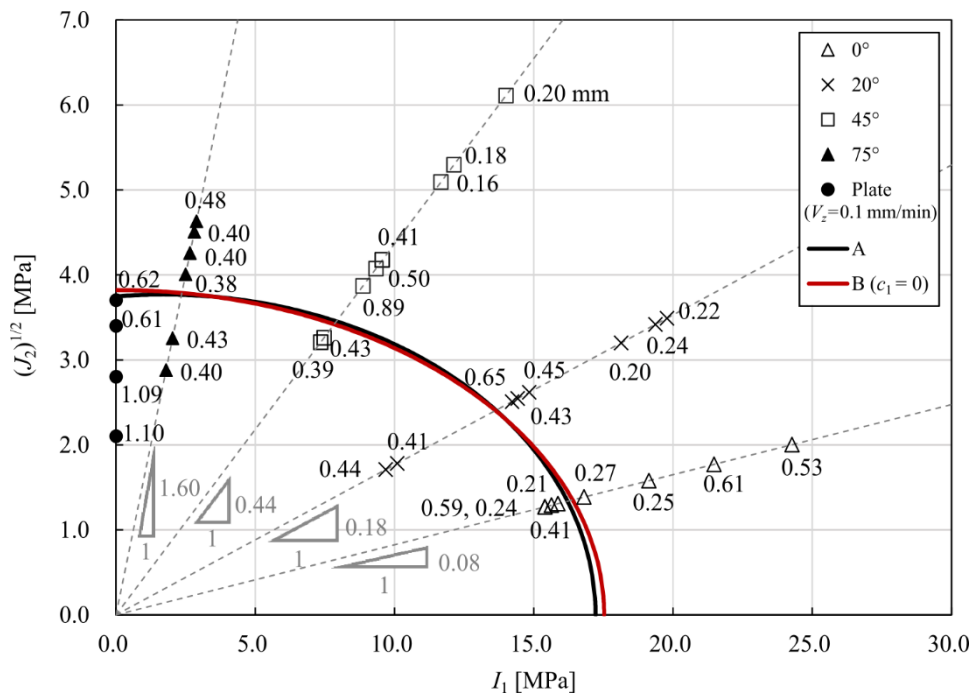


Fig. 2.15 Two failure criteria estimated from the experimental results of $h = 0.40 \pm 0.03 \text{ mm}$ and invariant values calculated from Eqs. (4) and (5). The coefficients of curve A, drawn in black, are $c_1 = -0.60, c_2 = 0.18$ and $c_3 = -14.04$ while those of curve B, drawn in red, are $c_1 = 0, c_2 = 0.14$ and $c_3 = -14.61$.

Table 2.6 Failure criterion of curve A (black curve) in Fig. 2.15. The coefficients of the failure function are determined with the experimental results of $h = 0.4 \pm 0.03$ mm.

Sum of squared residuals	c_1	c_2	c_3
210.37	-0.60 ± 4.11	0.18 ± 0.24	-14.04 ± 4.40
P-value	0.89	0.49	0.01

Table 2.7 Failure criterion of curve B (red curve) in Fig. 2.15. The coefficients of the failure function with $c_1 = 0$ are determined from the experimental results of $h = 0.4 \pm 0.03$ mm.

Sum of squared residuals	c_1	c_2	c_3
210.94	0	0.14 ± 0.05	-14.61 ± 1.94
P-value	–	0.03	3.55×10^{-5}

2.5.1 スケール関数 δ を用いた厚み依存性

式 (2.10) の破損関数は同じ接着層厚さをもつ試験結果に適用可能であるが、異なる接着層厚さの結果には適用できない。例えば図 2.15 より、 $\varphi = 20^\circ, 45^\circ$ の $h = 0.16 \sim 0.24$ mm の試験結果は、接着層厚さ $h \sim 0.4$ mm でフィッティングした破損曲線（曲線 B）から離れた位置にあることがわかる。そこで、異なる接着層平均厚さ h の結果にも破損曲線が適用できるように拡張するため、次式で表されるスケール関数 δ を導入する。

$$\delta = \frac{(I_1 - x_0)^2}{a^2} + \frac{\sqrt{J_2}^2}{b^2}, \text{ where } |a| = \sqrt{\frac{c_1^2}{4c_2^2} - \frac{3c_3}{c_2}}, |b| = \sqrt{\frac{c_1^2}{12c_2} - c_3}, x_0 = -\frac{c_1}{2c_2} \quad (2.11)$$

スケール関数 δ は破損曲線からの距離を表す関数であり、 $\delta < 1$ のとき破損関数 $f < 0$ 、 $\delta > 1$ のとき $f > 0$ と対応している。式 (2.11) の変数 a, b, x_0 は式 (2.10) において $f = 0$ としたときと $\delta = 1$ が等価な関数となるように決定される。表 2.7 の材料パラメータより、スケール関数の変数を計算すると、それぞれ $a = 17.53, b = 3.82, x_0 = 0$ となった。

図 2.16 はスケール関数 δ と接着層平均厚さ h の両対数グラフである。図中の太線は参照した接着厚さ $h = 0.4$ mm に関して $(\log h, \log \delta) = (\log 0.4, 0)$ を通るように最小二乗法でフィッティングした直線である。直線の傾き $p = -0.60$ であるため、スケール関数 δ と接着層厚さ h には次式のべき乗則の関係がある。

$$\delta \propto h^p \quad (2.12)$$

異なる厚みの試験結果に対して破損関数 (式 (2.10)) を適用できるようにするため、定数項である材料パラメータ c_3 を次式のように接着層平均厚さ h の関数として表す。

$$c_3 = b^2 \left\{ \frac{x_0^2}{a^2} - \left(\frac{h}{h^*} \right)^p \right\} \quad (2.13)$$

ここで h^* は参照接着厚さ ($h^* = 0.40$ mm) である。式 (2.13) より破損関数 f を $h = 0.2, 0.6, 1.1$ mm について計算し、それぞれの破損曲線を示したのが図 2.17 である。式 (2.13) より計算された破損曲線と試験結果を比較すると、特に $\varphi = 0^\circ$ の試験結果が異なる厚みへの拡張破損関数の曲線から大きく離れていることがわかる。

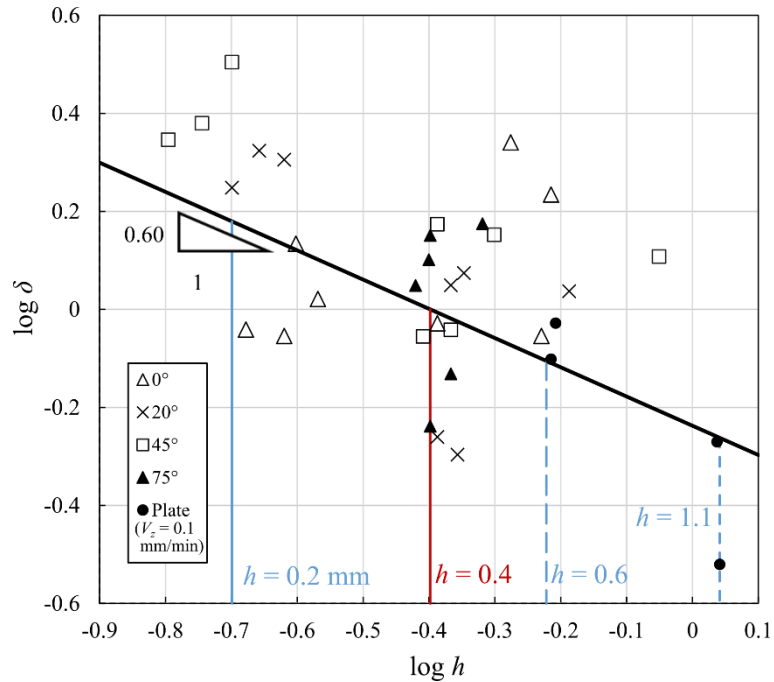


Fig. 2.16 Power law of the relation between the scale function δ and thickness h . The gradient of the bold line calculated with least-squares fitting is -0.60 and δ is thus proportional to $h^{-0.60}$.

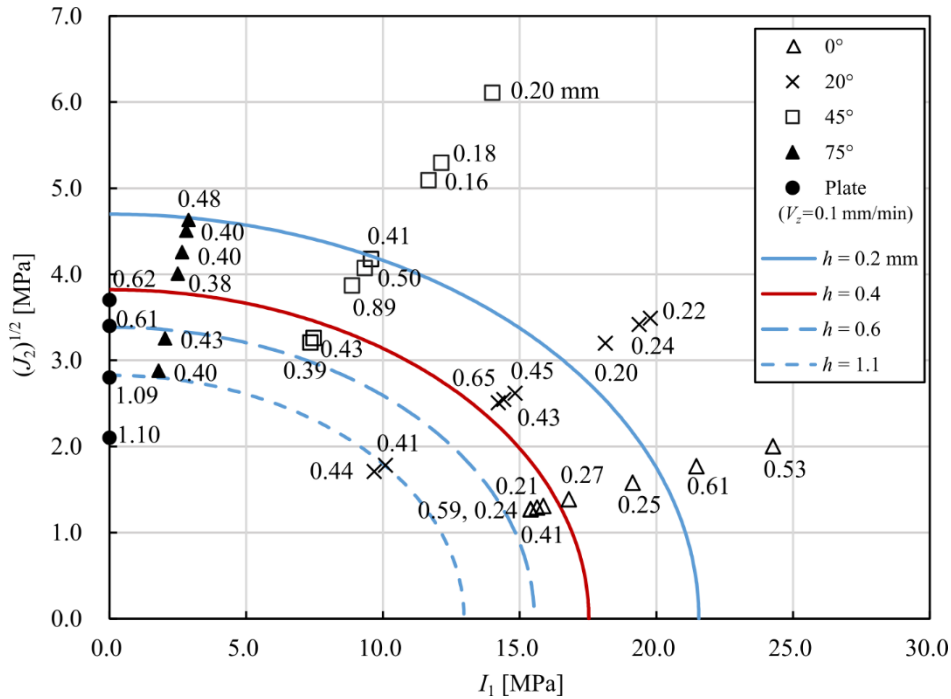


Fig. 2.17 The failure criteria dependent to the thickness h . The red curve is curve B in Fig. 2.15 and the blue ones are calculated from Eq. (2.13).

2.5.2 異なる厚みへの破損関数の適用と試験結果の比較

図 2.17 において、試験結果と拡張破損関数 (式 (2.10), (2.13)) から求まる破損曲線との不一致の原因を明らかにするため、図 2.16 の接着厚さ h とスケール関数 δ の両対数グラフを各傾斜角 $\varphi = 0^\circ, 20^\circ, 45^\circ$ 、平板について近似直線を求め直す (図 2.18)。図 2.18 において $\varphi = 75^\circ$ の試験結果が $h \sim 0.4 \text{ mm}$ の近傍にしかないため、 $\varphi = 75^\circ$ は直線近似せず、 $\varphi = 0^\circ, 20^\circ, 45^\circ$ 、平板について $(\log h, \log \delta) = (\log 0.4, 0)$ の点を通るよう直線の傾きを最小二乗法でそれぞれ求めた。

図 2.18 より、傾斜角 $\varphi = 20^\circ, 45^\circ$ 、平板においてはどれも直線の傾きが -0.8 程度の値となっているが、一方で $\varphi = 0^\circ$ の直線の傾きは 0.25 であり、 $\varphi = 0^\circ$ においては他の傾斜角と比べて厚み依存性が異なることがわかる。接着剤のような高分子材料では材料内部の架橋構造が変形挙動に影響を与え、 $\varphi = 0^\circ$ では式 (2.7), (2.8) より接着層内でせん断応力は生じず、垂直応力のみが生じる。そのため、図 2.18 において $\varphi = 0^\circ$ のときのみ厚み依存性の傾向が異なるのは、架橋構造をもつ高分子材料において静水圧を与える際にせん断応力の有無が、架橋構造の絡まり方の違いを生み、その結果 $\varphi = 0^\circ$ のときのみ変

形挙動が異なるのではないかと考えられる。

従って、 $\varphi = 0^\circ$ 以外の試験結果を用いて $\log h$ と $\log \delta$ の直線近似を行う。図 2.19 は 0° を除く試験結果について最小二乗法で直線の傾きを求めた図で、傾きの値は -0.79 となった。式 (2.13) で $p = -0.79$ として $h = 0.2, 0.6, 1.1$ mm について破損曲線を計算し、図 2.20 にそれぞれの接着層厚さに対応する破損曲線を青線で示す。

得られた破損曲線と試験結果を比較するため、材料パラメータ c_3 を $h = 0.20 \pm 0.03, 0.60 \pm 0.03, 1.10 \pm 0.03$ mm の試験結果から算出する。式 (2.10) で材料パラメータ c_1, c_2 を表 2.7 の値とし、破損関数 $f = 0$ となる c_3 の値を各試験結果の I_1, J_2 から算出した。各試験結果の c_3 値を接着層厚さ $h = 0.20 \pm 0.03, 0.60 \pm 0.03, 1.10 \pm 0.03$ mm ごとに平均した値と、式 (2.13) で $h = 0.2, 0.6, 1.1$ mm としたときの c_3 を表 2.8 に示す。試験結果の c_3 の平均値より求まる破損曲線を図 2.20 に橙線で示す。

図 2.20 と表 2.8 より試験結果から算出される c_3 の平均値と式 (2.13) から求まる c_3 値を比較すると、 $h = 0.6, 1.1$ mm においては概ね一致しているが、 $h = 0.2$ mm においては互いに大きく離れた値となっている。値が離れている原因のひとつとして、図 2.20 より $\varphi = 45^\circ, h = 0.20$ mm の試験結果が $h = 0.2$ mm として式 (2.13) で予測した破損曲線から特に離れており、この試験結果 ($\varphi = 45^\circ, h = 0.20$ mm) が c_3 の平均値を減少させていることが考えられる。他の $h = 0.16 \sim 0.24$ mm の試験結果は予測された破損曲線により近い距離に集まっているため、更に多くの試験を行えば、 $h = 0.2$ mm における乖離も小さくなるだろうと思われる。

上述のスケール関数 δ (式 (2.11)) や式 (2.12) で表されるべき乗則を求める際に、高分子材料の一般的なポアソン比 $\nu = 0.4$ ⁽⁸⁴⁾⁻⁽⁸⁸⁾ を仮定した。この仮定の影響を検証するために、ポアソン比 ν を $0.2, 0.3$ にした場合についても計算した。表 2.9 にポアソン比を変更した際の式 (2.11) の変数 a, b, x_0 および式 (2.12) の指数部 p の値を示す。表 2.9 よりポアソン比 $\nu = 0.4$ の仮定は、スケール関数 δ や h と δ のべき乗則にもたらす影響は十分小さいことがわかる。また破損曲線 ($f = 0$) は $\delta = 1$ と等価であることから、ポアソン比の仮定が破損曲線形状にもたらす影響も十分小さいといえる。

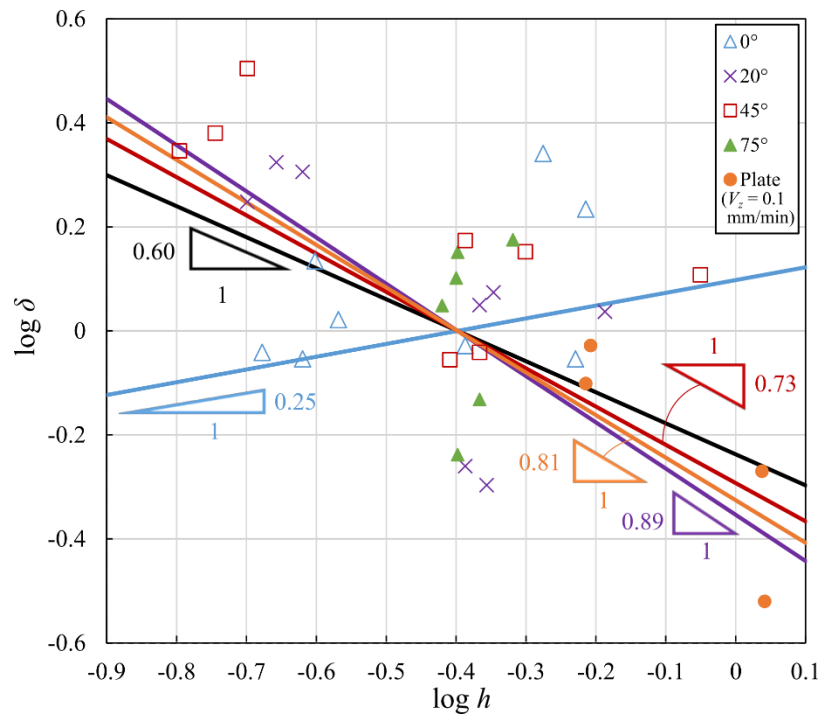


Fig. 2.18 The fitting lines of $\log \delta$ versus $\log h$ corresponding to the inclination angles ($\varphi = 0^\circ$, 20° and 45°) and the tensile shear plate.

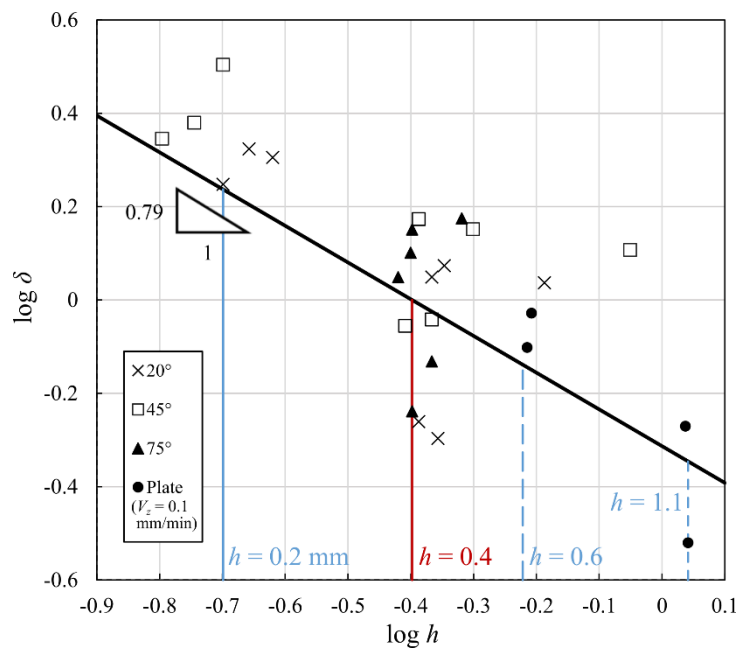


Fig. 2.19 Power law of the relation between the scale function δ and thickness h for $\varphi = 20^\circ$, 45° , 75° and the plate.

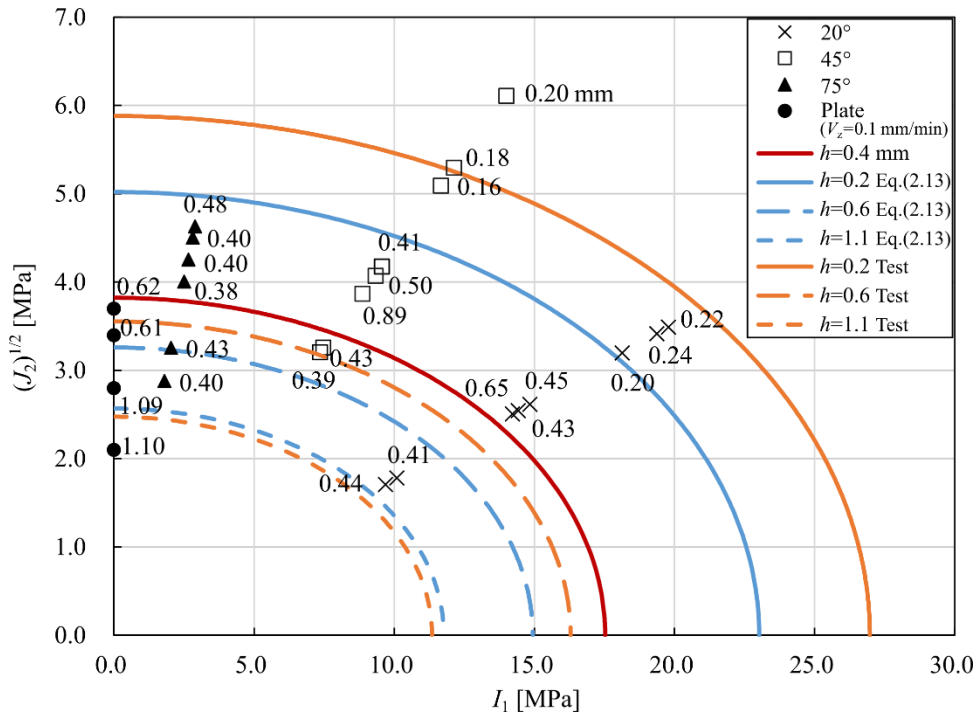


Fig. 2.20 The failure criteria dependent to the thickness h for $\varphi = 20^\circ, 45^\circ, 75^\circ$ and the plate. The blue curves are obtained from Eq. (2.13) by substituting $p = -0.79$. The orange curves are the experimental fitting curves estimated from the average values of c_3 listed in Table 2.8.

Table 2.8 The coefficients c_3 calculated from Eq. (2.13) and test results.

h [mm]	0.20	0.60	1.10
Average value of test results	-34.59	-12.63	-6.13
Eq. (2.13)	-25.20	-10.62	-6.59

Table 2.9 Comparison of the scale functions and the power exponents p for $\nu = 0.2, 0.3$ and 0.4 .

ν	a	b	x_0	p in Eq. (2.13)
0.40	17.53	3.82	0	-0.79 ± 0.16
0.30	16.45	3.82	0	-0.79 ± 0.16
0.20	17.41	3.82	0	-0.79 ± 0.16

2.5.3 異種材料接着円筒試験結果と破損則の比較

本項では、同種材料接着試験片の $h^* = 0.4 \text{ mm}$ の試験結果より同定された破損関数 (図 2.15, 表 2.7) が, 2.3.3 項の異種材料接着試験片の試験結果に適用できるかを検討する. 異種材料 (SS400-A5052) 接着円筒試験片の比例限 (図 2.13) から静水圧 I_1 と $\sqrt{J_2}$ を算出し, 図 2.15 に上書きした図を示す (図 2.21). 図 2.21 より, 平均接着厚さ $h \sim 0.4 \text{ mm}$ の異種材料接着試験片は少ないが, 比較的破損関数まわりに集中していることがわかる. よって, 異種材料の接着構造においても同様に, 本節で同定された破損則で強度評価が可能であると考えられる.

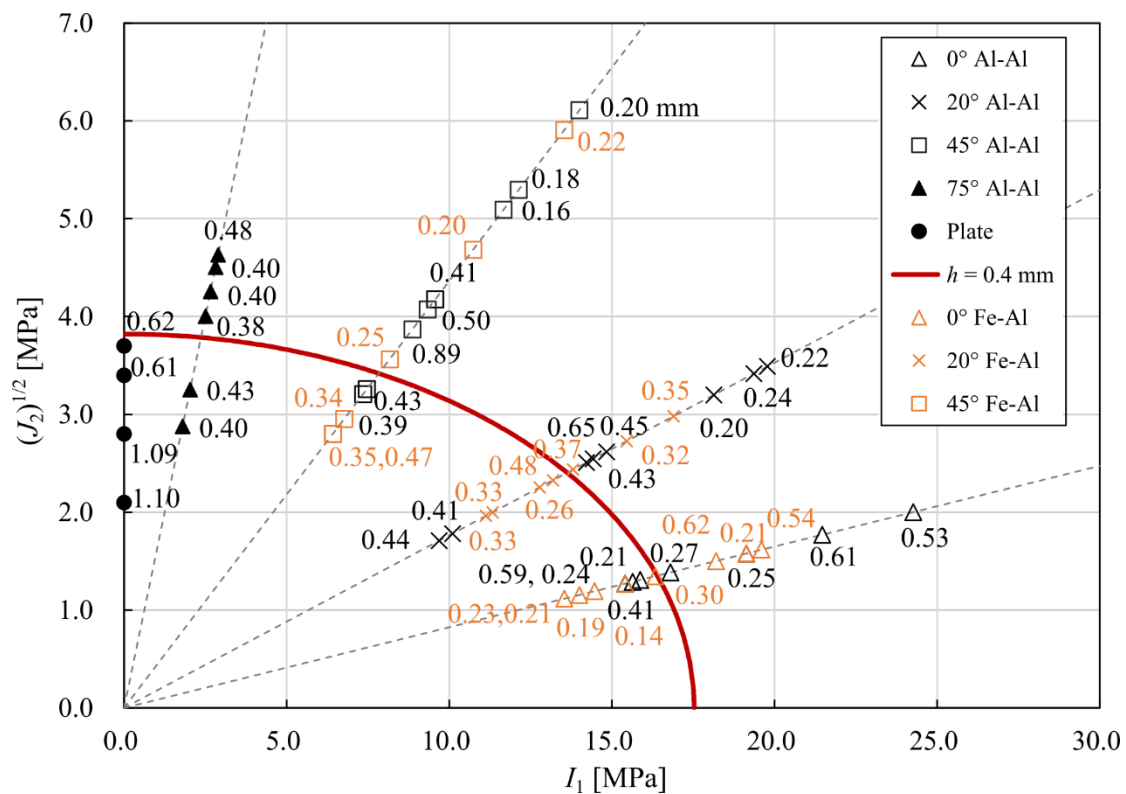


Fig. 2.21 The plots of stress invariants obtained from the test results with bonded pipe specimens which consist of similar materials (black ones) or dissimilar materials (orange ones). The material parameters of the failure criterion (red curve) are showed in Table 2.7.

2.6 結 言

本章では、汎用的な引張試験機を用いて多軸応力状態の接着層の強度評価を簡便に行う手法を提案した。その手法として、傾斜角 φ ($\varphi = 0^\circ, 20^\circ, 45^\circ, 75^\circ$) の切断面をもつ円筒試験片を作製し、同一の傾斜角をもつ円筒試験片同士を接着した試験片を提案した。この試験片を用いて引張試験を行うことで、接着層に傾斜角 φ に応じた組合せ応力比の垂直応力とせん断応力を生じさせることが可能となった。また、本試験で生じる接着層内の応力不変量 I_1, J_2 を導出し、多軸応力状態の接着強度を評価するための破損関数 f が傾斜角 φ 、ポアソン比 ν 、比例限 σ_e で表されることを示した。

本章では、平板試験片を用いた引張せん断試験と提案した円筒試験片を用いた引張試験を行った。それぞれの試験から得られた結論は以下のとおりである。

・ 平板試験片を用いた引張せん断試験

試験結果の荷重 - 変位曲線より、接着剤のせん断剛性係数 $G = 126 \text{ MPa}$ を得た。接着強度の見かけの接着層厚み依存性に含まれるひずみ速度依存性と接着層厚み依存性について比較を行い、本研究で想定される準静的な荷重条件においては、ひずみ速度依存性が支配的でないことが確認された。

・ 提案した円筒試験片を用いた引張試験

提案した円筒試験片で引張試験を行い、接着剤の破損強度を荷重 - 変位曲線より得られる比例限と定義し、参照接着層厚み $h^* = 0.4 \text{ mm}$ の場合の破損関数の材料パラメータの値を同定した。

次にスケール関数 δ を導入し、接着層厚み h とのべき乗則 $\delta \propto h^{-0.79}$ を得た。最後に、破損曲線を異なる厚みの試験結果へ適用できるよう、べき乗則の指数部の値と参照接着層厚みの値を用いて破損関数を拡張した。一般に接着層の厚さは接着構造の製造過程に強く影響する。本手法を用いれば、硬化後の接着層厚さの計測値から、任意の接着層厚みをもつ接着構造の多軸応力状態での接着強度を予測できることが期待される。

第3章 接着界面の形状最適化

3.1 緒言

マルチマテリアル接着構造を設計するには接着部の多軸応力状態における強度評価が不可欠であるとともに、強度評価に基づきどのような構造を設計すればよいのかという設計指針もまた重要である。

多軸応力状態の強度評価手法としては第2章でも述べたように、破損関数や Quadratic stress criterion などがあり、これらの材料パラメータを同定するための試験法として、Napkin ring 型の試験片に引張荷重とトルクを負荷させる試験法や Arcan 試験、また第2章で提案した傾斜した接着層をもつ円筒試験片の引張試験などがある。これらの試験法により、開発される種々の接着剤に対して材料パラメータを同定でき、マルチマテリアル接着構造の強度評価に利用できる。

しかし、任意の接着剤を用いた接着構造の強度評価は可能ではあるが、そもそもどのような接着構造を設計すればより強度を向上できるかという設計指針は確立していない。第2章で見てきたように、一定方向の外力（引張荷重）負荷時でも接着界面の傾斜角に応じて接着層に生じる応力成分が変化するため、接着界面形状設計は多軸応力状態の接着強度を考える上で特に重要である。そのため、本章では破損関数に基づく接着強度向上のための接着界面形状最適化を行う。自由端での応力集中を避けるため薄肉円筒突合せ型接着構造を形状最適化の解析モデルとし、端部に引張荷重とトルクの複合荷重を負荷させる。接着剤の材料パラメータとしては、特に (i) 静水圧に強い接着剤（破損関数 f が I_1 に依存しない場合）と (ii) 体積変形を伴わないゆがみ変形に強い接着剤（破損関数 f が J_2 に依存しない場合）の2種類を想定し、接着強度を向上させる接着界面形状を提案し、本解析手法の有効性の検討を行う。

3.2 異種材料接着界面の形状最適化問題

3.2.1 接着層をもつマルチマテリアル連続体モデル

本節では、接着界面形状最適化問題を導出するために、まずはマルチマテリアル領域における境界値問題を考える。本章で用いる記号を次式で定義する。

$$(\cdot)_{i,j} = \frac{\partial(\cdot)_i}{\partial x_j} \quad (3.1)$$

$$(\cdot)' = \frac{\partial(\cdot)}{\partial t} \quad (3.2)$$

$$\dot{(\cdot)} = \frac{D(\cdot)}{Dt} \quad (3.3)$$

異種材料を A_1, A_2 、接着剤を B とするとマルチマテリアル領域の連続体モデルは図 3.1 となる。体積力を \mathbf{f} 、表面力を \mathbf{p} 、境界面における外向き法線ベクトルを \mathbf{n} とすると、図 3.1 のマルチマテリアル領域において次式が成り立つ。

$$\sigma_{ij,j}^m + f_i = 0 \quad \text{in } \Omega_m \quad (m = A_1, A_2, B) \quad (3.4)$$

$$u_i = 0 \quad \text{on } \Gamma_1 \quad (3.5)$$

$$\sigma_{ij} n_j = p_i \quad \text{on } \Gamma_2 \quad (3.6)$$

$$\sigma_{ij}^m n_j^m = -\sigma_{ij}^B n_j^B \quad \text{on } \Gamma_{mB} \quad (m = A_1, A_2) \quad (3.7)$$

式 (3.4) ~ (3.7) はそれぞれ、平衡方程式、Dirichlet 境界条件、Neumann 境界条件、接着界面上の表面力のつり合い式である。

双 1 次形式 $a(\mathbf{u}, \mathbf{v})$ 、 $h(\mathbf{u}, \mathbf{v})$ および一次形式 $l(\mathbf{v})$ を次式 (3.8) ~ (3.11) で定義する。

$$a_m(\mathbf{u}, \mathbf{v}) = \int_{\Omega_m} \sigma_{ij}^m(\mathbf{u}) \varepsilon_{ij}^m(\mathbf{v}) d\Omega \quad (m = A_1, A_2, B) \quad (3.8)$$

$$l(\mathbf{v}) = \int_{\Gamma_2} p_i v_i d\Gamma + \int_{\Omega} f_i v_i d\Omega \quad (3.9)$$

$$h_{1m}(\mathbf{u}, \mathbf{v}) = \int_{\Gamma_{A_1B}} \sigma_{ij}^m(\mathbf{u}) n_j^m v_i d\Gamma \quad (m = A_1, B) \quad (3.10)$$

$$h_{2m}(\mathbf{u}, \mathbf{v}) = \int_{\Gamma_{A_2B}} \sigma_{ij}^m(\mathbf{u}) n_j^m v_i d\Gamma \quad (m = A_2, B) \quad (3.11)$$

ここで任意のベクトル \mathbf{v} は、次式で表される関数空間 U の要素である。

$$U = \left\{ \mathbf{v} \in H^1(\Omega; \mathbb{R}^3) \mid \mathbf{v} = \mathbf{0} \text{ on } \Gamma_1 \right\} \quad (3.12)$$

ただし H^1 は Hilbert 空間を表す。任意のベクトル \mathbf{v} を仮想変位と見なせば、 $a_m(\mathbf{u}, \mathbf{v})$ は内部の仮想仕事、 $l(\mathbf{v})$ は外部の仮想仕事、 $h_{1m}(\mathbf{u}, \mathbf{v})$, $h_{2m}(\mathbf{u}, \mathbf{v})$ は界面上 (Γ_1, Γ_2) の仮想仕事と見なすことができる。このとき、式 (3.4) ~ (3.6) の弱形式として次式の支配方程式が成り立つ。

$$a_{A_1}(\mathbf{u}, \mathbf{v}) - h_{1A_1}(\mathbf{u}, \mathbf{v}) + a_{A_2}(\mathbf{u}, \mathbf{v}) - h_{2A_2}(\mathbf{u}, \mathbf{v}) + a_B(\mathbf{u}, \mathbf{v}) - h_{1B}(\mathbf{u}, \mathbf{v}) - h_{2B}(\mathbf{u}, \mathbf{v}) - l(\mathbf{v}) = 0, \quad \forall \mathbf{v} \in U \quad (3.13)$$

マルチマテリアル領域の接着界面 Γ_1, Γ_2 上で任意のベクトル \mathbf{v} が連続であると仮定する。

$$\mathbf{v}^m = \mathbf{v}^B \quad \text{on } \Gamma_{mB} \quad (m = A_1, A_2) \quad (3.14)$$

式 (3.14) と接着界面上の表面力のつりあい式 (3.7) より、支配方程式 (3.13) は次式のように簡便化される。

$$a_{A_1}(\mathbf{u}, \mathbf{v}) + a_{A_2}(\mathbf{u}, \mathbf{v}) + a_B(\mathbf{u}, \mathbf{v}) - l(\mathbf{v}) = 0, \quad \forall \mathbf{v} \in U \quad (3.15)$$

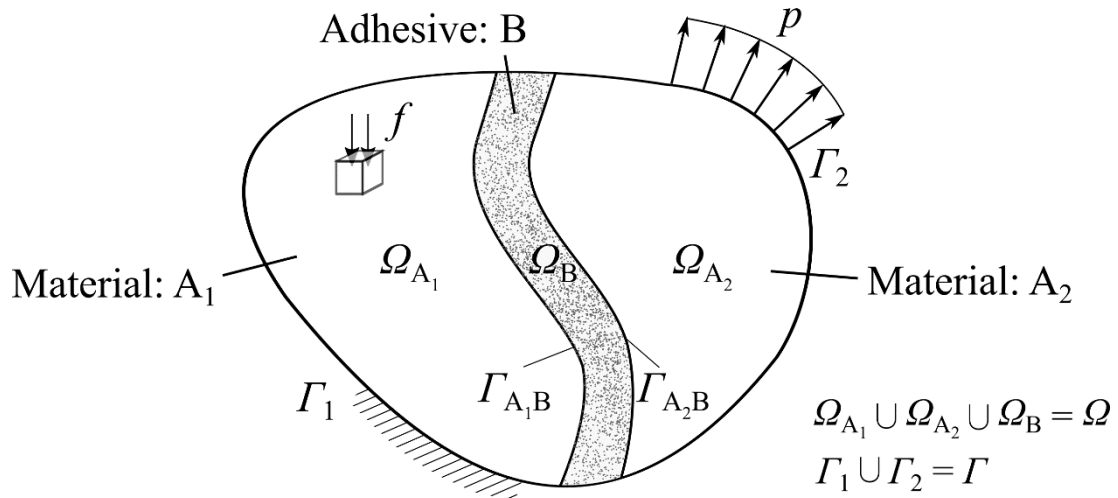


Fig. 3.1 Multi-material model consisting of two materials of A₁ and A₂ bonded by adhesive of B; suppose that traction \boldsymbol{p} is applied at boundary Γ_2 , and body force \boldsymbol{f} acts in Ω . The region is kinematically supported at boundary Γ_1 .

3.2.2 接着界面形状最適化問題の導出

多軸応力状態の接着構造の強度評価には破損関数 (式 (2.10)) を用いる。ただし本解析では、破損関数において (i) 偏差応力テンソルの第 2 不変量 J_2 の項が支配的な場合と、(ii) 応力テンソルの第 1 不変量 I_1 の項が支配的な場合の検討を行うため、便宜上 J_2 の項に係数 c_0 をつける。すなわち、

$$f = c_0 J_2 + \frac{1}{3} c_1 I_1 + \frac{1}{3} c_2 I_1^2 + c_3 \quad (3.16)$$

種々の接着剤に応じて材料パラメータ c_0, c_1, c_2, c_3 の値を変えることで、様々な材料特性をもつ接着剤の多軸応力状態における破損強度が評価できる。本研究では、第 2 章でも述べたように比例限を接着層の破損として定義する。

式 (3.16) の破損関数 $f=0$ のとき接着層で破損が生じるとみなすのだが、実際の接着層内においては応力が分布するため、破損関数 f もまた接着層内で分布する。そのため、接着構造の強度を向上させるには破損関数 f の分布をどうするのがよいかを考える必要がある。

一般に構造内部の応力分布をもとに構造強度設計を行う際、生じる最大応力よりも大きな許容応力をもつ材料を選定しなければならず、ある荷重に対して生じる応力分布の幅が大きいと、その最大値に合わせ材料を選ぶことになるので不経済である。荷重を最も無駄なく構造全体で支える経済的な構造として、応力を均一に分散させた一様強さ⁽⁹⁰⁾の構造が挙げられる。一様強さの構造の例として、片持ちはりの問題の古典的理論解である **Michell 構造**^{(91), (92)}がある。Michell 構造は現実的に作製可能な構造ではないが、外力に対して各トラス部材において許容応力が生じる理論的な極限構造⁽⁹³⁾である。接着層の破損強度においても可能な限り接着層全体で f 値を均一化し、接着層全体で生じる破損関数の値を低下させる接着構造を求めることが望ましいと考えられる。そのためには、接着層内に分布する破損関数 f の値（または定数項を除く $(f - c_3)$ の値）の 2 乗和が最小となる接着層領域 Ω_B を求めればよい。すなわち、

$$\text{Find } \Omega_B : \min_{\Omega_B} F, \text{ where } F = \frac{\int_{\Omega_B} (f - c_3)^2 d\Omega}{\int_{\Omega_B} d\Omega} \quad (3.17)$$

式 (3.17) は正しくは破損関数の定数項 c_3 を除いた関数の 2 乗和であるが、以降の文章で特に誤解がない場合は、”破損関数の 2 乗和”と記述する。ここで、 F は目的汎関数であり、 F が最小となる接着層領域 Ω_B を数値解析的に得ることで、マルチマテリアル構造の接着強度を向上させる接着界面形状を得ることができる。ただし Ω_B の形状更新の際に接着層形状を失わぬよう、接着層に体積制約を課すとする。

以上より、接着層領域 Ω_B を最適化対象とした、接着界面形状の最適化問題が次式で定式化できる。

$$\begin{aligned} & \min_{\Omega_B} F(I_1, J_2) \\ & \text{subject to Eq. (3.10) and} \\ & V_B = \bar{V}_B \text{ where } V_B = \int_{\Omega_B} d\Omega \end{aligned} \quad (3.18)$$

ここで、 \bar{V}_B は接着層の体積制約値であり、接着層の初期体積とする。式 (3.18) の制約条件で、支配方程式として簡便化された式 (3.15) ではなく式 (3.13) を用いることに注意する。3.2.3 項で Lagrange 汎関数の導関数 (式 (3.25)) を求める際に、式 (3.13) を用いた場合は随伴変数ベクトル \mathbf{v} の空間勾配 $(\partial \mathbf{v} / \partial \mathbf{x})$ の項が現れるが、式 (3.15) を用いた場合は $\partial \mathbf{v} / \partial \mathbf{x}$ の項は現れない。これは式 (3.15) では、式 (3.7) と式 (3.14) に

より界面上の仕事 h_{1m} (h_{2m}) の $m = \mathbf{B}$ と $m = \mathbf{A}_1$ (\mathbf{A}_2) の項が互いに打ち消し合い, h_{1m} (h_{2m}) の項が存在しないためである. しかし, 異種材料界面上では \mathbf{v} は連続 (式 (3.14)) だが, $\partial\mathbf{v}/\partial\mathbf{x}$ は連続ではない. すなわち,

$$\frac{\partial\mathbf{v}^m}{\partial\mathbf{x}^{(m)}} \neq \frac{\partial\mathbf{v}^{\mathbf{B}}}{\partial\mathbf{x}^{(\mathbf{B})}} \quad \text{on } \Gamma_{m\mathbf{B}} \quad (m = \mathbf{A}_1, \mathbf{A}_2) \quad (3.19)$$

そのため, $\partial\mathbf{v}/\partial\mathbf{x}$ の項は $m = \mathbf{B}$ と $m = \mathbf{A}_1$ (\mathbf{A}_2) で互いに打ち消しあわず, 導関数においてはこの項は本来残らなければならない. 従って, 式 (3.13) の支配方程式を用いるほうが適当であり, Lagrange 汎関数の導関数 (式 (3.25)) を求めた後に式 (3.7) と式 (3.14) の関係を用いる.

式 (3.18) の最適化問題の Lagrange 汎関数 L は Lagrange 乗数 λ を用いて次式となる.

$$L = \frac{\int_{\Omega_B} (f - c_3)^2 d\Omega}{\int_{\Omega_B} d\Omega} - \{a_{\mathbf{A}_1}(\mathbf{u}, \mathbf{v}) - h_{1\mathbf{A}_1}(\mathbf{u}, \mathbf{v}) + a_{\mathbf{A}_2}(\mathbf{u}, \mathbf{v}) - h_{2\mathbf{A}_2}(\mathbf{u}, \mathbf{v}) + a_{\mathbf{B}}(\mathbf{u}, \mathbf{v}) - h_{1\mathbf{B}}(\mathbf{u}, \mathbf{v}) - h_{2\mathbf{B}}(\mathbf{u}, \mathbf{v}) - l(\mathbf{v})\} + \lambda(V_B - \bar{V}_B) \quad (3.20)$$

等式制約つき最適化問題に対する Lagrange 乗数法⁽⁹⁴⁾より, Lagrange 汎関数 (式 (3.20)) を停留させる接着層領域 Ω_B は式 (3.18) の解の候補となる.

3.2.3 領域変動に伴う汎関数の導関数

Lagrange 汎関数の停留条件を求めるために, 領域変動に伴う L の導関数を導出する必要がある. 式 (3.20) と式 (3.8) ~ (3.11) より Lagrange 汎関数は領域 Ω, Ω_m の積分項と境界 $\Gamma, \Gamma_{m\mathbf{B}}$ の積分項の和である. そのため, 任意の関数 $g(\mathbf{x})$ の領域積分と境界積分の領域変動に対する導関数が求めれば, Lagrange 汎関数の導関数も求められる. 領域 Ω (または境界 Γ 上) で定義される任意の関数 $g(\mathbf{x})$ の汎関数として領域積分型の汎関数 I_Ω と境界積分型の汎関数 I_Γ を次式のように定義する.

$$I_\Omega = \int_{\Omega} g(\mathbf{x}) d\Omega \quad (3.21)$$

$$I_\Gamma = \int_{\Gamma} g(\mathbf{x}) d\Gamma \quad (3.22)$$

このとき, 汎関数 I_Ω, I_Γ の領域変動に対する導関数は速度場 \mathbf{V} を用いてそれぞれ次式で

表される⁽⁹⁵⁾.

$$\dot{I}_\Omega = \int_\Omega g'(\mathbf{x}) d\Omega + \int_\Gamma g(\mathbf{x}) \mathbf{n} \cdot \mathbf{V} d\Gamma \quad (3.23)$$

$$\dot{I}_\Gamma = \int_\Gamma \{g'(\mathbf{x}) + (\nabla g(\mathbf{x}) \cdot \mathbf{n} + g(\mathbf{x}) \kappa) \mathbf{n} \cdot \mathbf{V}\} d\Gamma \quad (3.24)$$

ここで κ は平均曲率の 2 倍の値である.

式 (3.23) と (3.24) を用いて Lagrange 汎関数 (式 (3.20)) の導関数を導出する. 図 3.1 の境界 Γ 上と各材料領域 Ω_m の境界上で定義される速度場をそれぞれ \mathbf{V} , \mathbf{V}_m とすると, Lagrange 汎関数の導関数は次式となる.

$$\begin{aligned} \dot{L} = & \frac{2 \int_{\Omega_B} f'(f - c_3) d\Omega}{\int_{\Omega_B} d\Omega} + \int_{\Gamma_B} \left\{ \frac{(f - c_3)^2}{\int_{\Omega_B} d\Omega} - \frac{\int_{\Omega_B} (f - c_3)^2 d\Omega}{\left(\int_{\Omega_B} d\Omega\right)^2} \right\} V_n^B d\Gamma \\ & - \left[a_{A_1}(\mathbf{u}', \mathbf{v}) + a_{A_1}(\mathbf{u}, \mathbf{v}') - \int_{\Gamma_{A_1 B}} (\sigma_{ij}^{A_1} n_j^{A_1})' v_i d\Gamma - h_{1A_1}(\mathbf{u}, \mathbf{v}') \right. \\ & + a_{A_2}(\mathbf{u}', \mathbf{v}) + a_{A_2}(\mathbf{u}, \mathbf{v}') - \int_{\Gamma_{A_2 B}} (\sigma_{ij}^{A_2} n_j^{A_2})' v_i d\Gamma - h_{2A_2}(\mathbf{u}, \mathbf{v}') \\ & + a_B(\mathbf{u}', \mathbf{v}) + a_B(\mathbf{u}, \mathbf{v}') - \int_{\Gamma_{A_1 B}} (\sigma_{ij}^B n_j^B)' v_i d\Gamma - \int_{\Gamma_{A_2 B}} (\sigma_{ij}^B n_j^B)' v_i d\Gamma \\ & - h_{1B}(\mathbf{u}, \mathbf{v}') - h_{2B}(\mathbf{u}, \mathbf{v}') - l(\mathbf{v}') + \int_\Gamma \sigma_{ij}(\mathbf{u}) \varepsilon_{ij}(\mathbf{v}) V_n d\Gamma \\ & + \int_{\Gamma_{A_1 B}} \sigma_{ij}^{A_1}(\mathbf{u}) \varepsilon_{ij}^{A_1}(\mathbf{v}) V_n^{A_1} d\Gamma + \int_{\Gamma_{A_1 B}} \sigma_{ij}^B(\mathbf{u}) \varepsilon_{ij}^B(\mathbf{v}) V_n^B d\Gamma \\ & + \int_{\Gamma_{A_2 B}} \sigma_{ij}^{A_2}(\mathbf{u}) \varepsilon_{ij}^{A_2}(\mathbf{v}) V_n^{A_2} d\Gamma + \int_{\Gamma_{A_2 B}} \sigma_{ij}^B(\mathbf{u}) \varepsilon_{ij}^B(\mathbf{v}) V_n^B d\Gamma \\ & - \int_{\Gamma_{A_1 B}} \left\{ (\sigma_{ij}^{A_1} n_j^{A_1})_{,k} v_i n_k^{A_1} + \sigma_{ij}^{A_1} n_j^{A_1} v_{i,k} n_k^{A_1} + \sigma_{ij}^{A_1} n_j^{A_1} v_i \kappa^{A_1} \right\} V_n^{A_1} d\Gamma \\ & - \int_{\Gamma_{A_1 B}} \left\{ (\sigma_{ij}^B n_j^B)_{,k} v_i n_k^B + \sigma_{ij}^B n_j^B v_{i,k} n_k^B + \sigma_{ij}^B n_j^B v_i \kappa^B \right\} V_n^B d\Gamma \\ & - \int_{\Gamma_{A_2 B}} \left\{ (\sigma_{ij}^{A_2} n_j^{A_2})_{,k} v_i n_k^{A_2} + \sigma_{ij}^{A_2} n_j^{A_2} v_{i,k} n_k^{A_2} + \sigma_{ij}^{A_2} n_j^{A_2} v_i \kappa^{A_2} \right\} V_n^{A_2} d\Gamma \\ & - \int_{\Gamma_{A_2 B}} \left\{ (\sigma_{ij}^B n_j^B)_{,k} v_i n_k^B + \sigma_{ij}^B n_j^B v_{i,k} n_k^B + \sigma_{ij}^B n_j^B v_i \kappa^B \right\} V_n^B d\Gamma \\ & \left. - \int_{\Gamma_2} (p_i v_{i,k} n_k + p_i v_i \kappa) V_n d\Gamma - \int_\Gamma f_i v_i V_n d\Gamma \right] + \dot{\Lambda} (V_B - \bar{V}_B) + \Lambda \int_B V_n^B d\Gamma \end{aligned} \quad (3.25)$$

ここで $V_n = \mathbf{n} \cdot \mathbf{V}$, $V_n^m = \mathbf{n}^m \cdot \mathbf{V}^m$ である.

接着界面上で法線ベクトル \mathbf{n}_m , 平均曲率の 2 倍の値 κ_m , 速度場の法線方向成分 V_n^m に

ついて次式が成り立つ.

$$\begin{cases} \mathbf{n}_j^m = -\mathbf{n}_j^B \\ \boldsymbol{\kappa}^m = -\boldsymbol{\kappa}^B \text{ on } \Gamma_{mB} \\ \mathbf{V}_n^m = -\mathbf{V}_n^B \end{cases} \quad (m = A_1, A_2) \quad (3.26)$$

式 (3.26), 界面上の表面力のつりあい式 (3.7) と連続の式 (3.14) より Lagrange 汎関数の導関数 (式 (3.25)) は次式となる.

$$\begin{aligned} \dot{L} = & -\left\{ a_{A_1}(\mathbf{u}, \mathbf{v}') + a_{A_2}(\mathbf{u}, \mathbf{v}') + a_B(\mathbf{u}, \mathbf{v}') - l(\mathbf{v}') \right\} \\ & - \left\{ a_{A_1}(\mathbf{u}', \mathbf{v}) + a_{A_2}(\mathbf{u}', \mathbf{v}) + a_B(\mathbf{u}', \mathbf{v}) - \frac{2 \int_{\Omega_B} f'(f - c_3) d\Omega}{\int_{\Omega_B} d\Omega} \right\} \\ & + A'(V_B - \bar{V}_B) + l_G(\mathbf{V}^B) \end{aligned} \quad (3.27)$$

ただし, 本解析では接着界面のみ領域変動を考えるため, 境界 Γ 上での速度場の法線方向成分 $V_n = 0$ とした. 式 (3.27) の $l_G(\mathbf{V}^B)$ は接着層界面の速度場 \mathbf{V}^B の項であり, 次式で表される.

$$l_G(\mathbf{V}^B) = \int_{\Gamma_{A_1B}} G_{A_1B} \mathbf{n}^B \cdot \mathbf{V}^B d\Gamma + \int_{\Gamma_{A_2B}} G_{A_2B} \mathbf{n}^B \cdot \mathbf{V}^B d\Gamma \quad (3.28)$$

ここで G_{mB} は形状勾配関数であり, 次式で表される.

$$\begin{aligned} G_{mB} = & \frac{(f - c_3)^2}{\int_{\Omega_B} d\Omega} - \frac{\int_{\Omega_B} (f - c_3)^2 d\Omega}{\left(\int_{\Omega_B} d\Omega \right)^2} - \left\{ \sigma_{ij}^B(\mathbf{u}) \varepsilon_{ij}^B(\mathbf{v}) - \sigma_{ij}^m(\mathbf{u}) \varepsilon_{ij}^m(\mathbf{v}) \right\} \\ & + \sigma_{ij}^B n_j^B (v_{i,k}^B - v_{i,k}^m) n_k^B + A \end{aligned} \quad (m = A_1, A_2) \quad (3.29)$$

式 (3.27) より Lagrange 汎関数が停留するための $\mathbf{u}, \mathbf{v}, A$ の条件は,

$$a_{A_1}(\mathbf{u}, \mathbf{v}') + a_{A_2}(\mathbf{u}, \mathbf{v}') + a_B(\mathbf{u}, \mathbf{v}') - l(\mathbf{v}') = 0, \quad \forall \mathbf{v}' \in U \quad (3.30)$$

$$a_{A_1}(\mathbf{u}', \mathbf{v}) + a_{A_2}(\mathbf{u}', \mathbf{v}) + a_B(\mathbf{u}', \mathbf{v}) - \frac{2 \int_{\Omega_B} f'(f - c_3) d\Omega}{\int_{\Omega_B} d\Omega} = 0, \quad \forall \mathbf{u}' \in U \quad (3.31)$$

$$A'(V_B - \bar{V}_B) = 0 \quad (3.32)$$

式 (3.30) は簡便化された支配方程式 (3.15) と等価であり、有限要素法 (FEM) で数値解として変位場 $(\mathbf{u}(\mathbf{x}), \mathbf{x} \in \Omega)$ を求める。式 (3.31) は随伴ベクトル \mathbf{v} の随伴方程式である。式 (3.32) は接着層領域 Ω_B の体積制約条件を表す。

随伴方程式 (3.31) は偏微分の連鎖則と双一次形式 $a_m(\mathbf{u}', \mathbf{v})$ が対称であることを用いると次式で表せる。

$$a_{A_1}(\mathbf{v}, \mathbf{u}') + a_{A_2}(\mathbf{v}, \mathbf{u}') + a_B(\mathbf{v}, \mathbf{u}') - l_2(\mathbf{u}') = 0, \quad \forall \mathbf{u}' \in U \quad (3.33)$$

$$l_2(\mathbf{u}') = \int_{\Omega_B} \frac{2(f - c_3)}{\int_{\Omega_B} d\Omega} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial u_k} u'_k d\Omega \quad (3.34)$$

式 (3.33) は簡便化された支配方程式 (3.15) において外部仮想仕事の項 l を l_2 に置き換えたものと等価である。すなわち随伴ベクトル \mathbf{v} は、式 (3.34) の l_2 に対応する外力をマルチマテリアル連続体モデルの境界上に作用させたときに生じる変位ベクトルと等価である。従って、随伴方程式を満足する随伴ベクトル場 $(\mathbf{v}(\mathbf{x}), \mathbf{x} \in \Omega)$ も数値解として FEM で求める。

接着層の界面形状更新は H^1 勾配法の力法⁽⁹⁵⁾を用いる。 H^1 勾配法は形状更新後も境界の滑らかさを失わない⁽⁹⁶⁾最適化手法であり、力法では領域変動を表す速度場 \mathbf{V} が次式で求まる。

$$a(\mathbf{V}, \mathbf{w}) = -l_G(\mathbf{w}), \quad \mathbf{V} \in C_\theta, \quad \forall \mathbf{w} \in C_\theta \quad (3.35)$$

ここで C_θ は領域変動制約を満たす速度場 \mathbf{V} の許容関数空間であり、ベクトル場 \mathbf{w} は C_θ の任意の要素である。式 (3.32) の左辺の材料物性値として、接着剤の物性値を用いて FEM 解析により速度場 \mathbf{V} を算出する。

本研究では接着剤の破損を比例限として定義している。そのため、接着剤が破損する直前までは線形関係が成り立ち、式 (3.30), (3.31), (3.35) の解は線形弾性 FEM 解析で求まる。式 (3.35) の解の速度場 \mathbf{V} は次式で表される速度場 $\mathbf{V}_{G'}$ と \mathbf{V}_A の重ね合わせで計算できる。

$$\mathbf{V} = \mathbf{V}_{G'} + \mathbf{V}_A \quad (3.36)$$

$$a(\mathbf{V}_A, \mathbf{w}_A) = -l_A(\mathbf{w}_A) = -\int_{\Gamma_{A_1B} + \Gamma_{A_2B}} \mathbf{A} \mathbf{n}^B \cdot \mathbf{w}_A d\Gamma, \quad \mathbf{V}_A \in C_\theta, \quad \forall \mathbf{w}_A \in C_\theta \quad (3.37)$$

$$\begin{aligned}
a(\mathbf{V}_{G'}, \mathbf{w}_{G'}) &= -l_{G'}(\mathbf{w}_{G'}) \\
&= -\int_{\Gamma_{A_1B}} \mathbf{G}'_{A_1B} \mathbf{n}^B \cdot \mathbf{w}_{G'} d\Gamma - \int_{\Gamma_{A_2B}} \mathbf{G}'_{A_2B} \mathbf{n}^B \cdot \mathbf{w}_{G'} d\Gamma, \quad \mathbf{V}_{G'} \in C_\Theta, \quad \forall \mathbf{w}_{G'} \in C_\Theta
\end{aligned} \quad (3.38)$$

$$\begin{aligned}
\mathbf{G}'_{mB} &= \frac{(f - c_3)^2}{\int_{\Omega_b} d\Omega} - \frac{\int_{\Omega_b} (f - c_3)^2 d\Omega}{\left(\int_{\Omega_b} d\Omega\right)^2} - \left\{ \sigma_{ij}^B(\mathbf{u}) \varepsilon_{ij}^B(\mathbf{v}) - \sigma_{ij}^m(\mathbf{u}) \varepsilon_{ij}^m(\mathbf{v}) \right\} \\
&\quad + \sigma_{ij}^B n_j^B (v_{i,k}^B - v_{i,k}^m) n_k^B, \quad (m = A_1, A_2)
\end{aligned} \quad (3.39)$$

体積制約条件式 (3.32) は形状更新後の接着層の体積 V_B が初期体積 \bar{v}_B と等しくなることを要求しており、そのためには速度場 \mathbf{V} の領域変動に伴う体積変化がなければよい。式 (3.36) ~ (3.39) より速度場 \mathbf{V} は一様荷重 ($-A$) により生じる変位場 (速度場 \mathbf{V}_A) と形状勾配関数 (式 (3.29)) の A 以外の項を外力とした際に生じる変位場 (速度場 $\mathbf{V}_{G'}$) の和である。そのため、体積制約条件式 (3.32) を満たすには、速度場 $\mathbf{V}_{G'}$ と速度場 \mathbf{V}_A による体積変化量が互いに打ち消し合えばよく、体積制約条件が満たされるように Lagrange 乗数 A は決定される⁽⁹⁷⁾。

3.2.4 接着界面形状最適化解析の流れ

以上の解析の流れを図 3.2 に示す。まず解析対象となる接着層をもつマルチマテリアル構造解析モデルを作成 (3.3.1 項) し、線形弾性 FEM 解析により境界値問題 (式 (3.4) ~ (3.7)) の弱形式 (3.30) を満たす変位場 \mathbf{u} を求める。接着層の各要素の応力値から応力テンソルの第 1 不変量 I_1 と偏差応力テンソルの第 2 不変量 J_2 を算出し、式 (3.16) より破損関数 f 値が接着層の各要素に対して計算される。各 f 値から目的関数 F (式 (3.17)) を求め、1 つ前のステップからの F の変化率が 10^{-3} より小さい場合、収束したと判定し、最適解とする。

F の変化率が 10^{-3} 以上の場合には解析を続行し、随伴方程式 (3.31) から随伴ベクトル \mathbf{v} を FEM 解析で求める。次に、得られた随伴ベクトル \mathbf{v} と支配方程式 (3.30) を満たす変位場 \mathbf{u} から形状勾配関数 \mathbf{G}_{mB} (式 (3.29)) を計算する。形状勾配関数 \mathbf{G}_{mB} を Lagrange 乗数 A の項とそれ以外の項 \mathbf{G}'_{mB} に分け、法により式 (3.37), (3.38) で速度場 \mathbf{V}_A , $\mathbf{V}_{G'}$ をそれぞれ FEM 解析より求める。体積制約条件 (式 (3.32)) を満たすように Lagrange 乗数 A を修正し、そのときの \mathbf{V}_A と $\mathbf{V}_{G'}$ から速度場 \mathbf{V} (式 (3.36)) を得る。以上より得られた速度場 \mathbf{V} を用いて接着界面形状を更新する。

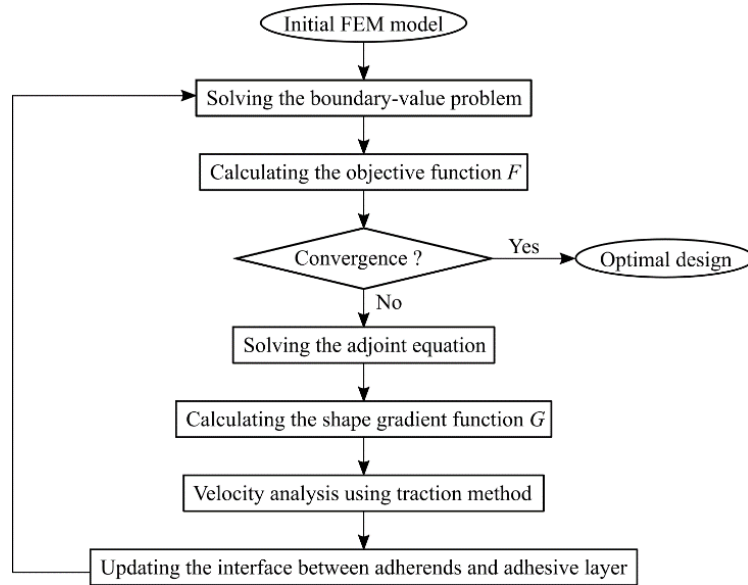


Fig. 3.2 Flow chart of the shape optimization process. In this process, an adhesive interface of the thin-walled butt-joined cylinder model is updated with velocity V obtained from traction method (Eq. (3.35)). When the rate of objective function F evaluated from FEM model becomes less than 10^{-3} , the corresponding FEM model is regarded as an optimal shape.

3.3 薄肉円筒突合せ接着構造の形状最適化

3.3.1 有限要素モデル

接着試験で従来用いられている平板重ね合わせ型接着構造では接着層自由端で応力集中が生じる。本解析では自由端での応力集中を避けるために、図 3.3 (a) のような薄肉円筒突合せ型接着構造を解析対象とする。薄肉円筒の一端（底面）を完全固定し、他端（上端）に引張荷重とトルクの複合荷重を作用させて接着層に多軸応力場を生じさせる。

引張荷重を F とトルクを T とすると、複合荷重によって両端から十分離れた薄肉円筒中央部に生じる垂直応力 σ_z と平均せん断応力 τ は、円筒の外半径を R 、内半径を a 、肉厚を t とすると次式で表される。

$$\sigma_z = \frac{F}{\pi(R^2 - a^2)} \approx \frac{F}{2\pi at} \quad (3.40)$$

$$\tau(r) = \frac{2T}{\pi(R^4 - a^4)} r \approx \frac{T}{2\pi a^2 t} \quad (3.41)$$

図 3.3 (b) は力法で速度場 \mathbf{V} を算出するときの領域変動制約条件を示す。薄肉円筒の両端部はいずれの方向にも変動しないとし、自由境界側面の節点は z 軸方向にのみ移動可能とする。

解析に用いた異種材料 $\mathbf{A}_1, \mathbf{A}_2$ と接着剤 \mathbf{B} のヤング率, ポアソン比を表 3.1 に示す。また, 解析モデルのサイズ (外半径 R , 内半径 a , 軸方向長さ, 接着層厚さ) を表 3.2 に示す。本研究では最適形状を明確にするために接着層厚さを実際よりも大きいものとし, 3.4.1 項で解析により得られる最適形状と簡易的に導出される理論解との比較を行う。

初期 FEM モデルの接着層内に生じる垂直応力 σ_z (式(3.40)) とせん断応力 τ (式(3.41)) の組合せ応力比 α を次式で定義する。

$$\alpha = \sigma_z / \tau \quad (3.42)$$

本研究では組合せ応力比 $\alpha = 0$ (トルク T のみ), $\alpha \rightarrow \infty$ (引張荷重 F のみ), $\alpha = 2.0$ (T と F の複合荷重) の場合を取り上げ, 接着界面形状の最適化解析を行う。

図 3.3 (a) の薄肉円筒 FEM モデルを完全に軸対称とすると接着界面の θz 方向の形状変化が起こらないため, 接着層界面に次式で表される z 軸方向の微小な初期不整 δ_z を与えた。

$$\delta_z = \frac{R}{200} \sin(2\theta) \quad (3.43)$$

また本解析では, θz 方向への接着界面の形状変化に注目するため, r 軸方向の界面傾斜が生じないように, 薄肉円筒の r 軸方向の要素分割数を 2 とした。用いた要素は 6 面体の一次要素で, 接着層は 6400 要素, 接着構造全体では 38400 要素で構成されている。

以上の解析モデルを初期形状とし, 3.2.4 項の解析の流れ (図 3.2) に従って接着界面形状最適化を行なう。目的関数は破損関数 ($f - c_3$) の 2 乗和 (式 (3.17)) とし, 破損関数 f (式 (3.16)) の材料パラメータ c_0, c_1, c_2, c_3 としては表 3.3 の 2 種類を取り上げる。表 3.3 の材料パラメータは, 第 2 章のアクリル接着剤 (Hardloc™: M-600-08, デンカ (株))

の荷重 - 変位曲線より得られる比例限をもとに同定した材料パラメータ (表 2.7) のうち, (i) $c_1 = c_2 = 0$ とした場合, すなわち比較的静水圧に強い接着剤の材料パラメータの場合と, (ii) $c_0 = c_1 = 0$ とした場合, すなわち体積変化を伴わない比較的ゆがみ変形に強い接着剤の材料パラメータの場合を想定した. 本研究では, 接着層の破損を比例限として定義しているため, 破損関数 $f = 0$ となるまでは線形弾性解析で評価可能である. そのため, 破損前の荷重条件 ($F = 0 \text{ N}, T = 160 \text{ N}\cdot\text{m}$ ($\alpha = 0$), $F = 3.3 \times 10^3 \text{ N}, T = 110 \text{ N}\cdot\text{m}$ ($\alpha = 2.0$), $F = 5.0 \times 10^3 \text{ N}, T = 0 \text{ N}\cdot\text{m}$ ($\alpha \rightarrow \infty$)) を与え, 線形弾性の FEM 解析により接着層に生じる応力場等を評価した.

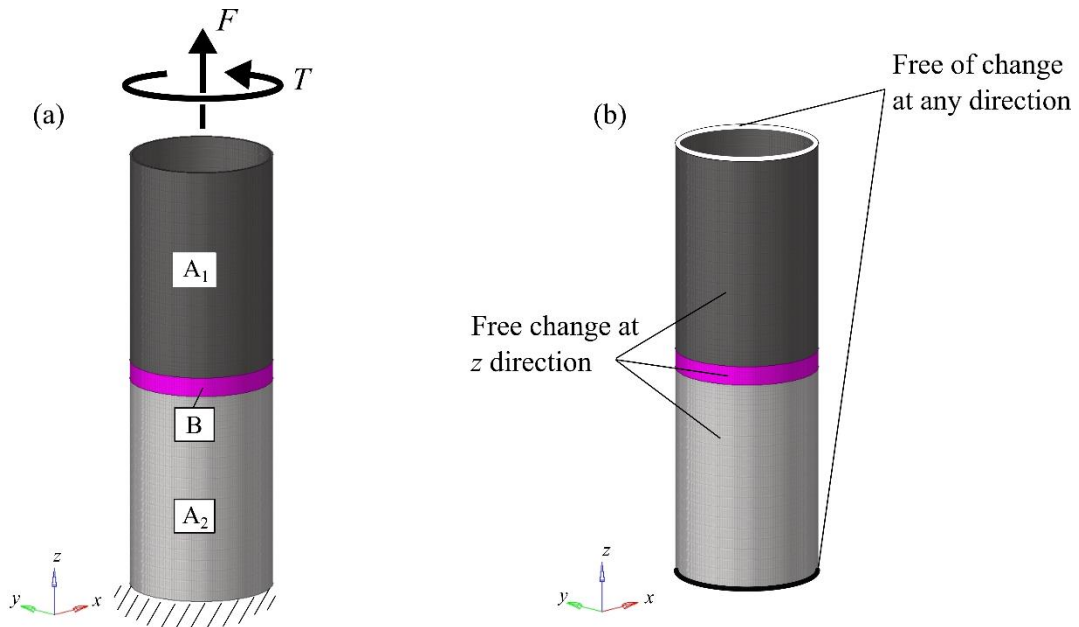


Fig. 3.3 (a) Thin-walled butt-jointed cylinder model of which adhesive layer has an initial imperfection (Eq. (3.43)) is subjected to tension-torsion combined load. (b) Boundary condition for the velocity V in Eq. (3.35).

Table 3.1 Material properties of A1, A2 and adhesive B.

Material	Young's modulus	Poisson ratio
A1	210 GPa	0.3
A2	70 GPa	0.3
B	352 MPa	0.4

Table 3.2 Size of FEM model.

Outer radius R	67.5 mm
Inner radius a	65.5
Length of cylinder A_1 or A_2	200
Thickness of adhesive	18

Table 3.3 Material parameters of failure function (Eq. (3.16)) for the adhesives with the major properties of (i) hydrostatic pressure and (ii) distortion, respectively.

	c_0	c_1	c_2	c_3
(i)	1.00	0	0	-14.61
(ii)	0	0	0.14	-14.61

3.3.2 解析結果

形状最適化によって得られた接着界面形状を図 3.4 と 3.5 に示す. 図 3.4 は (i) 比較的静水圧に強い接着剤の材料パラメータの場合, 図 3.5 は (ii) 比較的ゆがみ変形に強い接着剤の材料パラメータの場合で, それぞれ組合せ応力比 $\alpha = 0, 2.0, \infty$ の荷重条件における最適化結果である. 例えば図 3.4 (a) は (i) の $\alpha = 0$ の解析結果で, 左から順に, 得られた最適形状 (見やすさのため材料 A_1 は非表示), 接着層内の $f - c_3 (= c_0 J_2)$ 分布, 目的関数 F (式 (3.17)) と接着層体積 V_B の推移であり, 目的関数と接着層体積はそれぞれ初期値 (最適化反復回数 $k = 0$ の値) で無次元している. 図 3.5 (b) では, $k = 294$ において領域変動に伴うメッシュの極端なゆがみにより解析精度の低下が予想され, $k = 294$ を最終形状としている. また解析によっては, 途中で目的関数が極大値となるものもあるが, その場合は再び目的関数の変化率が 10^{-3} より小さくなるまで解析を行った.

図 3.4 より (i) 比較的静水圧に強い接着剤の材料パラメータの場合, 組合せ応力比 α の値が小さくなればなるほど, すなわちトルクの割合が大きくなればなるほど, 接着層の傾斜角が大きくなっていることがわかる. これは, トルクによって薄肉円管に生じるせん断応力が, 接着界面の表面力のつり合い (式 (3.4)) により接着層における垂直応力成分に変換される形状 (法線ベクトル \mathbf{n}) となっているためだと考えられる. また, 図 3.4 (c) においては初期形状からほとんど形状変化が生じていないが, これは初期形状が既に最適形状に近い形状であったためである.

一方で図 3.5 より, (ii) 比較的ゆがみ変形に強い接着剤の材料パラメータの場合は組

合せ応力比 α の値が大きくなればなるほど、すなわち引張荷重の割合が大きくなればなるほど、接着層の傾斜が大きくなっているのがわかる。これは (i) の場合とは逆に、薄肉円筒における垂直応力を接着層におけるせん断応力成分に変換する形状となるためである。図 3.5 (b) を見ると目的関数の推移のグラフにおいて $k = 100$ で極大値をとり、その後目的関数が減少していることがわかる。これは次節でも考察するが、目的関数を極小化する最適形状を得るためには荷重条件や破損関数の材料パラメータに応じて、適切な初期形状を選ぶ必要があることを示唆している。本解析においては、接着剤の材料パラメータの違いによる各組合せ応力比における最適形状の違いに着目するため、全て同一の初期形状で形状最適化を行った。

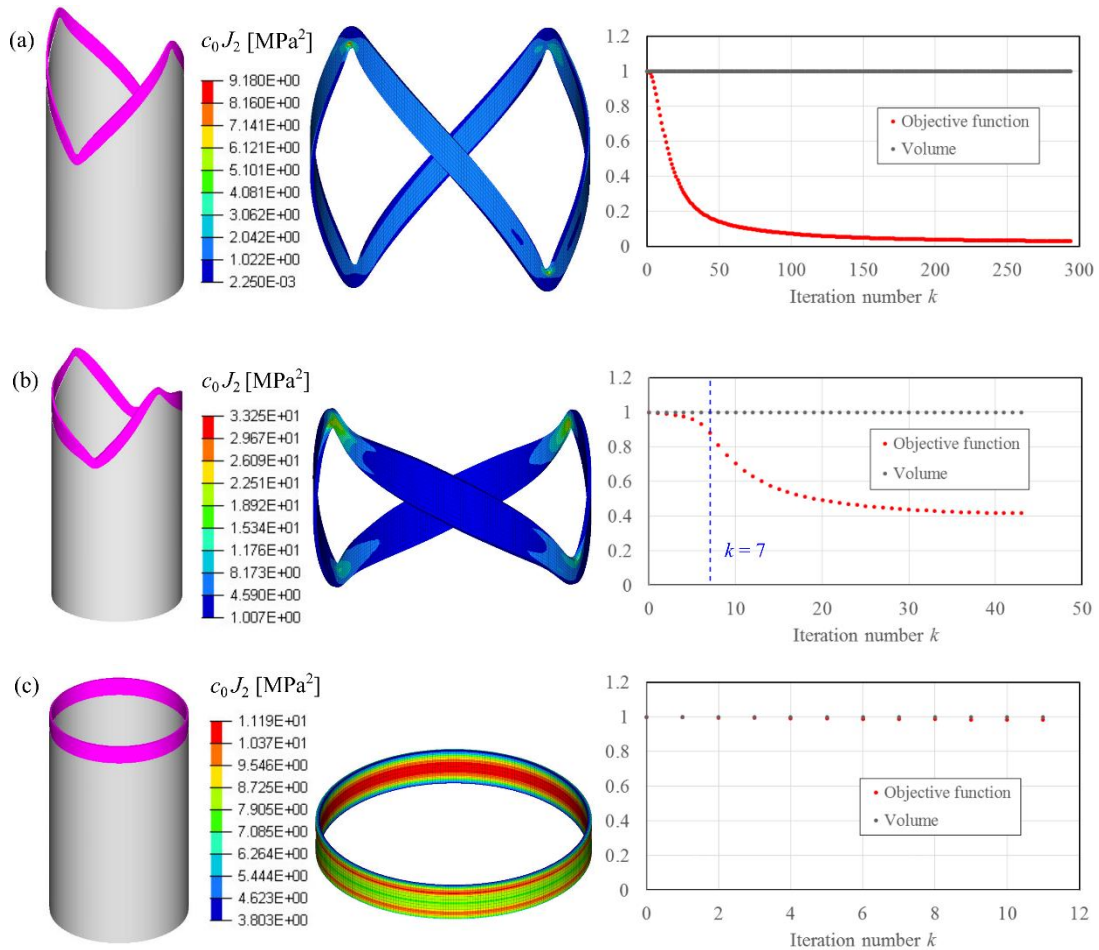


Fig. 3.4 Shape optimization results for three kinds of ratios of tensile stress to shear stress: (a) $\alpha = 0$ (only torsion), (b) $\alpha = 2.0$ (tension-torsion combined load), (c) $\alpha \rightarrow \infty$ (only tension). The material parameters of the failure function (Eq. (3.16)) are (i) $c_0 = 1.0$, $c_1 = 0$, $c_2 = 0$ and $c_3 = -14.61$, respectively.

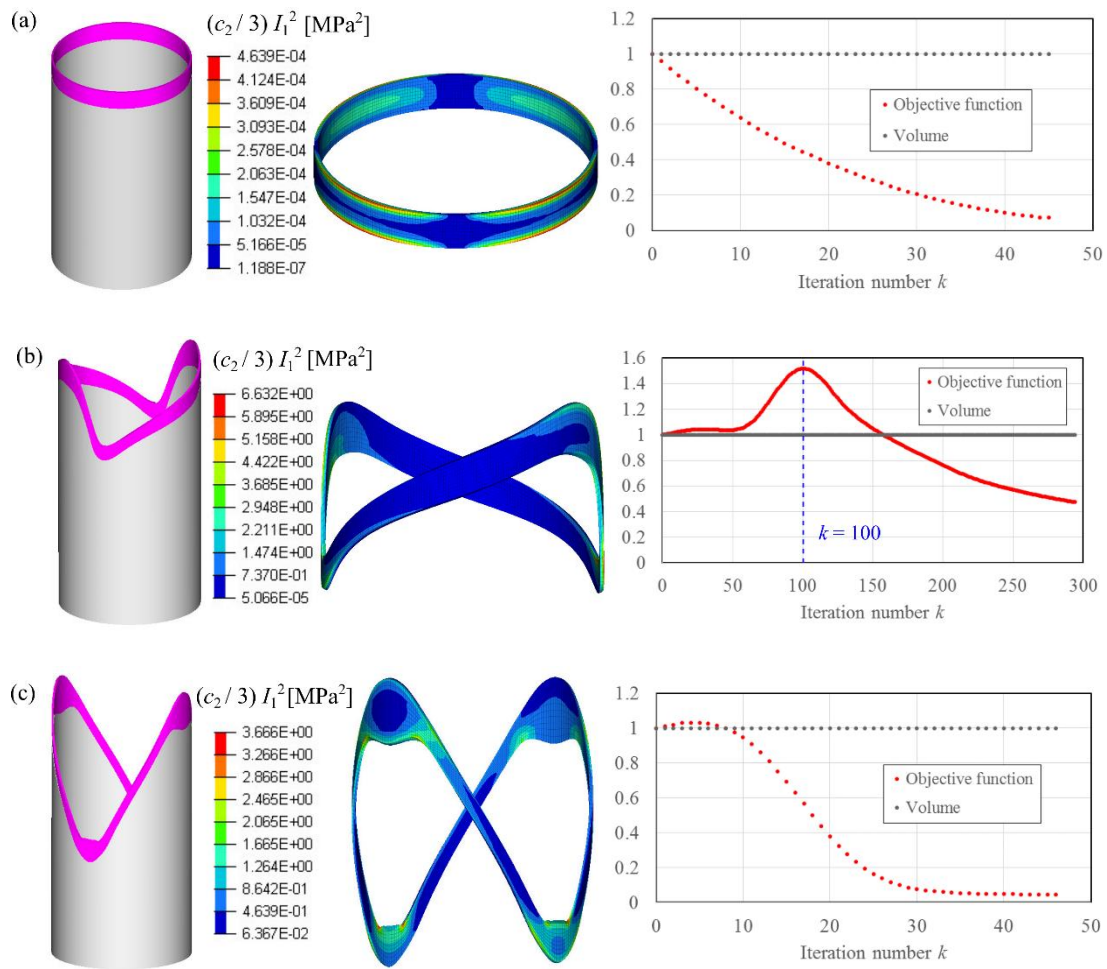


Fig. 3.5 Shape optimization results for three kinds of ratios of tensile stress to shear stress: (a) $\alpha = 0$ (only torsion), (b) $\alpha = 2.0$ (tension-torsion combined load), (c) $\alpha \rightarrow \infty$ (only tension). The material parameters of the failure function (Eq. (3.16)) are (ii) $c_0 = 0$, $c_1 = 0$, $c_2 = 0.14$ and $c_3 = -14.61$, respectively.

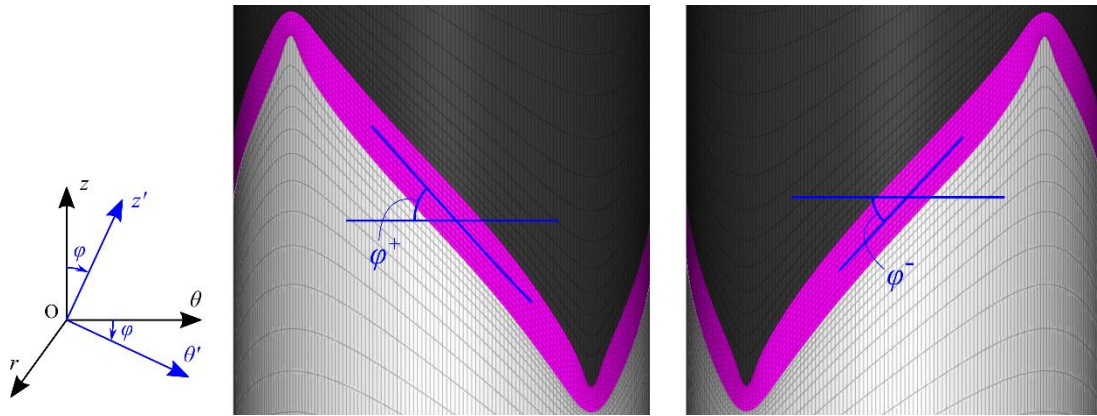


Fig. 3.6 Inclination angle φ defined as a counterclockwise rotation angle around r axis. The adhesive layer of optimal cylinder has two inclination angles of φ^+ and φ^- . The optimal design in this figure is corresponding to the case of (i) $f = c_0 J_2 + c_3$ and $\alpha = 0$ (only torsion).

3.4 最適界面形状の考察

3.4.1 最適解の接着界面傾斜角

3.3.2 項で得られた最適形状の妥当性を検討するために、本項では最適傾斜角 φ の簡略的な理論解を求めて検討する。まず接着層内の周方向ひずみの仮定と薄肉円筒の仮定より、接着層に生じる応力 σ^B を傾斜角 φ の関数として表し、応力不変量 $I_1(\varphi)$, $J_2(\varphi)$ を導出する。そして、(i) $f = c_0 J_2 + c_3$ (静水圧に強い接着剤の材料パラメータ) の場合と (ii) $f = (c_2/3) I_1^2 + c_3$ (ゆがみ変形に強い接着剤の材料パラメータ) の場合について f を極小、極大にする傾斜角 φ を求める。

接着層の傾斜角 φ を図 3.6 のように半径軸方向の反時計まわりを正とする回転角として定義する。図中の (r', θ', z') 座標系は円筒座標系 (r, θ, z) から回転角 φ で変換した座標系で、 $r'\theta'$ 平面は接着界面と平行となる。円筒突合せ型接着構造の場合、接着層が周方向に連結しているため、図 3.6 のように水平面からの接着層の傾斜が正となる部分と負となる部分の両方をもつ。そこで、便宜的に傾斜角 φ が正となる部分を φ^+ 、負となる部分を φ^- として区別する。

被接着材の剛性が接着剤の剛性よりも十分大きい場合、接着層の変形は被接着材界面で拘束される。そのため、接着層に生じる周方向の垂直ひずみは十分小さいとする。

$$\varepsilon_{\theta'}^B \approx 0 \quad (3.44)$$

接着層厚みが小さい場合は第2章の式(2.2)のように、半径方向の垂直ひずみも十分小さいと仮定できる。本解析では最適形状を明確にするため接着層厚みが大きいモデルを用いるため、薄肉円筒として半径方向の垂直応力とせん断応力が十分小さい仮定のみを用いる。すなわち、

$$\sigma_{r'i}^B \approx 0 \quad (i=r, \theta, z) \quad (3.45)$$

式(3.44), (3.45)の仮定の妥当性は4.4.2項で線形弾性FEMにより数値解析的に検討する。

一般化Hookeの法則より、接着層に生じる周方向垂直ひずみは接着層のヤング率 E 、ポアソン比 ν を用いて次式となる。

$$\varepsilon_{\theta'}^B = \frac{1}{E} \left\{ \sigma_{\theta'}^B - \nu (\sigma_{z'}^B + \sigma_{r'}^B) \right\} \quad (3.46)$$

式(3.46)と接着層の応力・ひずみの仮定(式(3.44), (3.45))より接着層内周方向の垂直応力は次式で表される。

$$\sigma_{\theta'}^B = \nu \sigma_{z'}^B \quad (3.47)$$

接着界面における表面力のつり合い式(3.7)と式(3.47)より、接着層の応力成分 $\sigma_{z'}^B$, $\sigma_{\theta'z'}^B$, $\sigma_{\theta'}^B$ は被接着材の応力成分 $\sigma_{z'}^{A_1}$, $\sigma_{\theta'z'}^{A_1}$ を用いて次式で表される。

$$\sigma_{z'}^B = \sigma_{z'}^{A_1} \quad (3.48)$$

$$\sigma_{\theta'z'}^B = \sigma_{\theta'z'}^{A_1} \quad (3.49)$$

$$\sigma_{\theta'}^B = \nu \sigma_{z'}^{A_1} \quad (3.50)$$

ここで材料 A_1 側の応力を用いて接着層の応力を表したが、式(3.40), (3.41)からわかるように材料 A_2 側の応力でも同じである。式(3.48)～(3.50)の $\sigma_{z'}^{A_1}$ と $\sigma_{\theta'z'}^{A_1}$ は、図3.6で定義される半径軸方向の反時計まわりの回転角 φ を用いた座標変換により、外力 F, T によって生じる引張応力 σ_z (式(3.40))と平均せん断応力 τ (式(3.41))を用いて次式で表される。

$$\sigma_{z'}^{A_1}(\varphi) = \sigma_z \cos^2 \varphi + 2\tau \cos \varphi \sin \varphi \quad (3.51)$$

$$\sigma_{\theta'z'}^{\Lambda_1}(\varphi) = -\sigma_z \sin\varphi \cos\varphi + (\cos^2\varphi - \sin^2\varphi)\tau \quad (3.52)$$

以上より，接着層内の応力テンソルの第 1 不変量 I_1 と偏差応力テンソルの第 2 不変量 J_2 を傾斜角 φ の関数として表すことができる．式 (3.45)，(3.48) ～ (3.50) を用いると $I_1(\varphi), J_2(\varphi)$ はそれぞれ次式のように導かれる．

$$I_1(\varphi) = \sigma_{r'}^B + \sigma_{\theta'}^B + \sigma_{z'}^B = (1+\nu)\sigma_z^{\Lambda_1}(\varphi) \quad (3.53)$$

$$\begin{aligned} J_2(\varphi) &= \frac{1}{2} \left\{ \left(\sigma_{r'}^{B^2} + \sigma_{\theta'}^{B^2} + \sigma_{z'}^{B^2} + 2\sigma_{r'\theta'}^{B^2} + 2\sigma_{\theta'z'}^{B^2} + 2\sigma_{z'r'}^{B^2} \right) - \frac{1}{3} I_1^2 \right\} \\ &= \frac{1}{3} (\nu^2 - \nu + 1) \left(\sigma_z^{\Lambda_1}(\varphi) \right)^2 + \left(\sigma_{\theta'z'}^{\Lambda_1}(\varphi) \right)^2 \end{aligned} \quad (3.54)$$

式 (3.53)，(3.54) を破損関数 f の式 (3.16) に代入して $(\partial f / \partial \varphi)$ ， $(\partial^2 f / \partial \varphi^2)$ より J_2 ， I_1^2 が極小または極大となる φ を求める．すなわち，

$$\frac{\partial f}{\partial \varphi} = c_0 \frac{\partial J_2}{\partial \varphi} + \frac{1}{3} c_1 \frac{\partial I_1}{\partial \varphi} + \frac{1}{3} c_2 \frac{\partial I_1^2}{\partial \varphi} \quad (3.55)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial J_2}{\partial \varphi} &= \frac{2}{3} \sigma_{\theta'z'}^{\Lambda_1} \{ 2(\nu^2 - \nu - 2) \sigma_z^{\Lambda_1} + 3\alpha\tau \} \\ &= \frac{1}{3} (-\alpha \sin 2\varphi + 2\cos 2\varphi) \{ (\nu^2 - \nu - 2)(\alpha + \alpha \cos 2\varphi + 2\sin 2\varphi) + 3\alpha \} \tau^2 \end{aligned} \quad (3.56)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial I_1^2}{\partial \varphi} &= 4(1+\nu)^2 \sigma_z^{\Lambda_1} \sigma_{\theta'z'}^{\Lambda_1} \\ &= 2(1+\nu)^2 \cos\varphi (\alpha \cos\varphi + 2\sin\varphi) (-\alpha \sin 2\varphi + 2\cos 2\varphi) \tau^2 \end{aligned} \quad (3.57)$$

$$\frac{\partial^2 J_2}{\partial \varphi^2} = \frac{2}{3} (2\sigma_z^{\Lambda_1} - \alpha\tau) \{ 2(2-\nu)(1+\nu)\sigma_z^{\Lambda_1} - 3\alpha\tau \} - \frac{8}{3} (2-\nu)(1+\nu)\sigma_{\theta'z'}^{\Lambda_1^2} \quad (3.58)$$

$$\frac{\partial^2 I_1^2}{\partial \varphi^2} = -4(1+\nu)^2 \left(2\sigma_z^{\Lambda_1^2} - \alpha\tau\sigma_z^{\Lambda_1} - 2\sigma_{\theta'z'}^{\Lambda_1^2} \right) \quad (3.59)$$

式 (3.56) と式 (3.58) の符号より， J_2 が極小または極大となる傾斜角 φ_{\min} ， φ_{\max} はそれぞれ組合せ応力比 α に応じ次式で求められる．

$$\varphi_{\min} = \frac{1}{2} \tan^{-1} \left(\frac{2}{\alpha} \right) \quad \left(-\frac{\pi}{2} \leq \varphi_{\min} \leq \frac{\pi}{2} \right) \quad (3.60)$$

$$\varphi_{\max} = \tan^{-1} \left\{ \frac{-2(\nu-2)(\nu+1) \pm \sqrt{4(\nu-2)^2(\nu+1)^2 - 3\alpha^2(2\nu^2 - 2\nu - 1)}}{3\alpha} \right\} \quad \left(-\frac{\pi}{2} \leq \varphi_{\min} \leq \frac{\pi}{2} \right) \quad (3.61)$$

一方、式 (3.57) と式 (3.59) の符号より、 I_1^2 が極小または極大となる傾斜角 $\varphi_{\min}, \varphi_{\max}$ はそれぞれ組合せ応力比 α に応じ次式で求められる。

$$\varphi_{\min} = \frac{\pi}{2}, \quad \tan^{-1} \left(-\frac{\alpha}{2} \right) \quad \left(-\frac{\pi}{2} \leq \varphi_{\min} \leq \frac{\pi}{2} \right) \quad (3.62)$$

$$\varphi_{\max} = \frac{1}{2} \tan^{-1} \left(\frac{2}{\alpha} \right) \quad \left(-\frac{\pi}{2} \leq \varphi_{\max} \leq \frac{\pi}{2} \right) \quad (3.63)$$

3.3.2 項の (i) 静水圧に強い材料パラメータの場合と (ii) 体積変化を伴わないゆがみ変形に強い材料パラメータの場合の最終形状から計測される接着層角度 φ^+, φ^- (図 3.6 参照) と、式 (3.60) ~ (3.63) で求められる簡便な解析解 $\varphi_{\min}, \varphi_{\max}$ を図 3.7 にそれぞれ示す。ここで、 $\alpha = 0, \infty$ のときの φ^+, φ^- は便宜上 $\log \alpha = -2.0, 2.0$ にプロットしている。図 3.7 の $\alpha = 0, \infty$ における極値 $\varphi_{\min}, \varphi_{\max}$ に注目すると、 $\varphi = 0^\circ$ を中心に対称となっているが $0 < \alpha < \infty$ の範囲では非対称になっていることが読み取れる。このことは、引張荷重のみまたはトルクのみ荷重条件のとき最適解は φ^+ と φ^- で対称となるが、複合荷重が作用するときには対称とはならない場合があることを示唆している。

図 3.7 (a) より (i) 静水圧に強い接着剤の材料パラメータの場合、 $\alpha = 0, 2.0$ のときの φ^+, φ^- は式 (3.60) より得られる正負の φ_{\min} にそれぞれ比較的近い値に収束していることがわかる。 $\alpha \rightarrow \infty$ のときは $\varphi^+ = 0.6^\circ, \varphi^- = -0.6^\circ$ でどちらも $\varphi = 0^\circ$ 近傍の値となっている。 $\alpha = 2.0$ の場合は最適化の反復計算の途中で φ^- が極大点 φ_{\max} を持ち、その後 φ_{\min} に向かって解が収束していく。これは接着層が周方向に連結しているため、最適化の過程で φ^+ 側の傾斜を大きくしていく際に φ^- 側の傾斜も同時に形成せねばならないことによるものだと考えられる。そして、 φ^- が φ_{\max} を過ぎると φ^+, φ^- の両者が式 (3.60) より得られる極小値 $\varphi_{\min} = 22.5^\circ, -67.5^\circ$ に向かって漸近していく。このことは、図 3.4 (b) の目的関数の推移のグラフで $k = 7$ のとき傾斜角 $\varphi^- = -21.5^\circ$ で $\varphi_{\max} = -15.6^\circ$ と近い値であることと、 $k = 7$ の前後で目的関数の減少量の勾配が変化し、急激な減少が見られることから確認できる。

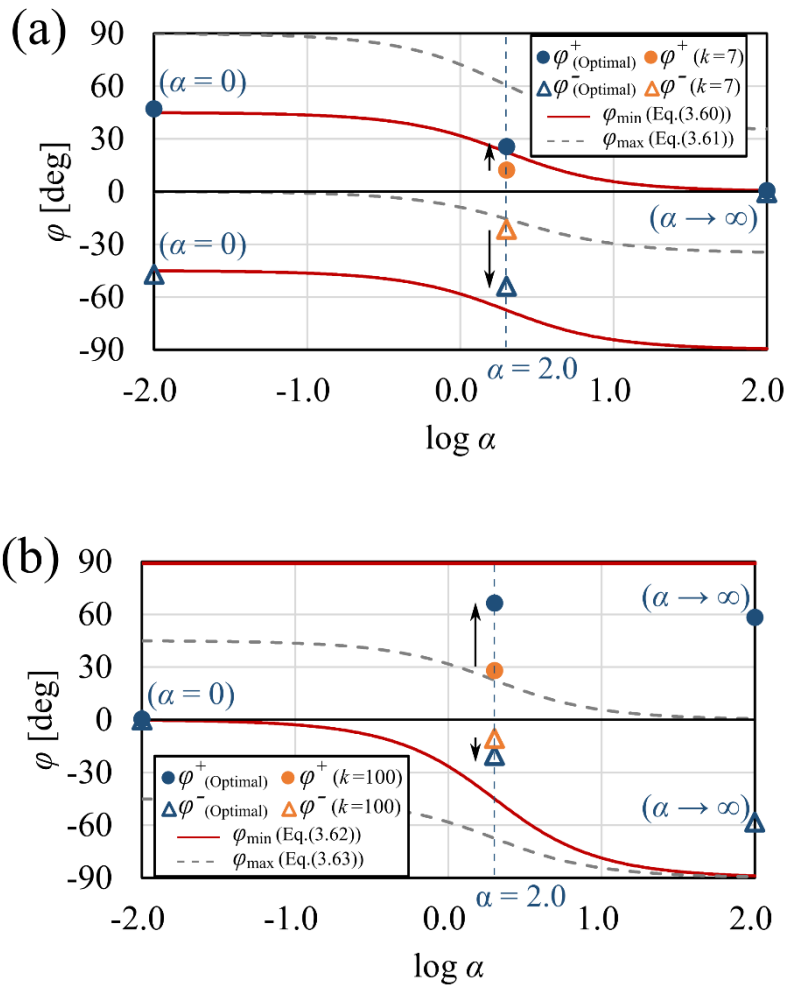


Fig. 3.7 Relationship between inclined angle φ and $\log \alpha$ at the cases of (a) $f = c_0 J_2 + c_3$ and (b) $f = (c_2/3) I_1^2 + c_3$. Red lines and dashed gray ones are the simplified theoretical solutions of the local minimum angle φ_{\min} and the local maximum angle φ_{\max} , respectively.

図 3.7 (b) より (ii) ゆがみ変形に強い接着剤の材料パラメータの場合は、 $\alpha=0$ においては $\varphi^+ = 0.3^\circ$ 、 $\varphi^- = -0.2^\circ$ でどちらも $\varphi = 0^\circ$ 近傍の値となっている。 $\alpha \rightarrow \infty$ においては、 $\varphi^+ = 58.1^\circ$ 、 $\varphi^- = -58.1^\circ$ で式 (3.62) の $\varphi_{\min} = \pm 90^\circ$ には及ばないが大きな傾斜角を形成していることが確認される。両者の差は、式 (3.62) が傾斜角を変化させても接着層界面に一樣な応力が生じるとみなしているが、現実的には成り立たないことによる。 $\alpha = 2.0$ においては領域変動に伴うメッシュの極端なゆがみによる要素精度の低下のため、停留に至る前に解析終了しており、 $\varphi^- = -20.3^\circ$ で式 (3.62) の $\varphi_{\min} = -45^\circ$ には達していない。リメッシュ等を行なうことで更に解析を続ける事ができれば、簡便な解析解 φ_{\min}

により近づくものと思われる。また、図 3.5 (b) の $k=100$ のとき $\varphi^+=27.9^\circ$ で、図 3.7 (b) の $\alpha=2.0$ のときの極大値 $\varphi_{\max}=22.5^\circ$ と近い値となっており、実際 $k=100$ の前後で目的関数 (図 3.5 (b)) の変動量が正から負に転じ、 $k=100$ 以後は単調に減少していることが確認される。これも、接着層の周方向での連結のため、 φ^- の傾斜角を大きくすると同時に φ^+ も大きくならざるを得ないことによるものだと考えられる。

以上のことから、初期形状から傾斜角を大きくする (または小さくする) 方向に φ^+ , φ^- の両者が極小点をもつ場合 (図 3.7 (a) と (b) の $\alpha=0, \infty$)、両者とも極小点に向かって安定的に漸近していくことができる (図 3.4, 3.5 の (a), (c))。しかし、一方が極小点、他方が極大点となる場合 (図 3.7 (a) と (b) の $\alpha=2.0$)、極大点を越えることができなければ、最適化計算がうまく収束しないこともあり得ると考えられる。極大点を通り越せた後は、 φ^+ , φ^- の両者とも極小点に向かうこととなり、急激に目的関数が減少していくことが確認される (図 3.4 (b) の $k=7$ 以後、図 3.5 (b) の $k=100$ 以後)。このことは、最適形状を得るには初期形状として適切な形状を選ぶ必要があることを示唆しており、本解析モデルにおいては、接着層の傾斜を大きくする (または小さくする) と φ^+ , φ^- の両者が極小点に近づくような形状を、材料パラメータや荷重条件に応じて初期形状として選ぶことが望ましいといえる。しかし、本研究では多軸応力場での接着剤の強度特性の違い ((i) 静水圧に強い場合と (ii) ゆがみ変形に強い場合) による最適形状の違いに着目しているため、初期形状を材料パラメータや荷重条件に応じて変更することはせず、全て図 3.3 (a) に初期形状を統一して最適化を行なった。

3.4.2 最適解の接着層折曲り部(凸部)

本項では、接着剤の強度特性の違い ((i) 静水圧に強い場合と (ii) ゆがみ変形に強い場合) が、接着層の折曲り部 (凸部) の最適形状にどのような違いをもたらすかについて検討する。

3.3.2 項で得られた解析結果のうち、(i) の $\alpha=0$ (トルクのみ) の場合の接着層の折曲り部を図 3.8 に、(ii) の $\alpha \rightarrow \infty$ (引張荷重のみ) の場合の折曲り部を図 3.9 に示す。

3.4.1 項より傾斜角 φ^+ と φ^- においては (i) の $\alpha=0$ の場合 (図 3.7 (a) の $\alpha=0$) と (ii) の $\alpha \rightarrow \infty$ の場合 (図 3.7 (b) の $\alpha \rightarrow \infty$) では後者の方が傾斜角は大きいですが、図 3.8 と図 3.9 を比較すると前者の方が傾斜は大きく、折曲り部は尖っている。

実際、図 3.8 (a) の傾斜角 $\varphi_2^- = -52.7^\circ$, $\varphi_2^+ = 49.7^\circ$ であり、図 3.6 の傾斜角 $\varphi^- = -47.1^\circ$, $\varphi^+ = 47.1^\circ$ より大きな傾斜角をもつことが確認された。これは (i) 静水圧に強い接着剤の場合 ($f = c_0 J_2 + c_3$) は接着層に生じる J_2 をできるだけ減らそうとするため、トルクによってせん断応力が生じる水平部をできるだけなくす方向に最適化が進み、尖った形状が得られるのだと考えられる。一方、図 3.9 の場合 (ii) ゆがみ変形強い接着剤の場合) は折曲り部において傾斜が緩やかになっており、折曲り部に生じる静水圧を分散させる形状となっていると考えられる。以上より、両者のどちらも折曲り部に集中する破損関数 f 値を減少させるために折曲り部の接着界面形状を変動させていることがわかる。したがって、本研究で提案する破損関数の 2 乗和に基づいた接着界面形状最適化は、接着層の大局的な形状 (傾斜部の角度) だけでなく、局所的な折曲り部でも多軸応力下での接着剤の強度特性に基づき、強度を向上させる界面形状が形成されていることが確認された。

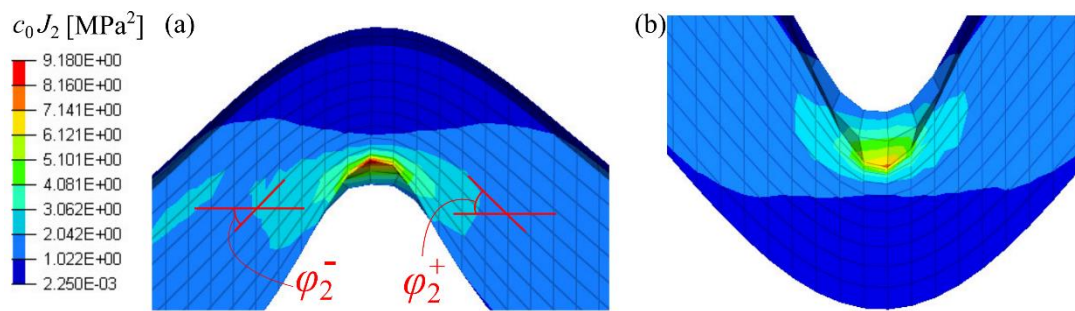


Fig. 3.8 Kinked part of the optimal shape in the adhesive layer at the case of (i) $f = c_0 J_2 + c_3$, $\alpha = 0$; (a) upper part and (b) lower part of the tilted adhesive layer.

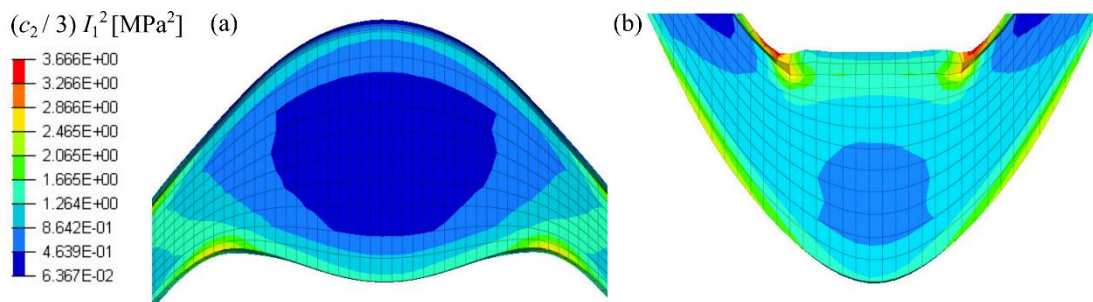


Fig. 3.9 Kinked part of the optimal shape in the adhesive layer at the case of (ii) $f = (c_2/3) I_1^2 + c_3$, $\alpha \rightarrow \infty$; (a) upper part and (b) lower part of the tilted adhesive layer.

3.5 結 言

本章では、多軸応力場でのマルチマテリアル接着構造の接着強度向上のため、多軸応力場で強度評価可能な破損関数の2乗和を目的汎関数とし、接着界面形状最適化問題を導出した。接着構造の解析モデルとして、応力集中の生じない薄肉円筒突合せ型接着構造に引張荷重、トルク、両者の複合荷重を負荷したモデルを考え、破損関数の材料パラメータとして (i) 静水圧に強い接着剤 ($c_1=c_2=0$) の場合と (ii) 体積変化を伴わないゆがみ変形に強い接着剤 ($c_0=c_1=0$) の場合について最適化を行った。最適形状より得られた結論は以下のとおりである。

・最適形状の接着層傾斜部

得られた最適形状の傾斜部に関して、(i) の場合では、外力として引張荷重よりもトルクが大きくなるにつれ形成される傾斜も大きくなる傾向を示した。それぞれの外力条件で得られた最適形状の傾斜角 φ^+ , φ^- は簡略化したモデルからもとまる解析解 φ_{\min} と近い値となった。

一方 (ii) の場合では、外力として引張荷重よりもトルクが大きくなるにつれ形成される傾斜は小さくなる傾向を示した。それぞれの最適形状の傾斜角は、解析解 $\varphi_{\min}=90^\circ$ ほどではないが、約 60° の大きな傾斜を形成した。

自由端での応力集中を避けて円筒形状で最適化を行うと、初期形状から φ^+ , φ^- の一方が傾斜を形成しようとする際、接着層は周方向に連結しているために他方も連動し、 φ^+ と φ^- は同時に傾斜を形成することになる。そのため、一方が傾斜を大きくする（小さくする）方向に極小点をもち、他方が傾斜を大きくする（小さくする）方向に極大点を持つ場合、解析条件やモデルによっては最適解が首尾よく得られない場合もある。しかし、片方が極大点を越え、両者とも傾斜を大きくする（小さくする）方向に極小点をもつようになると、急激に目的汎関数が減少し、 φ^+ , φ^- とともに各々の極小点に向かい漸近することが確認された。このことは、最適形状に至るには、解析条件や材料パラメータに応じて初期形状を適切に選ぶ必要があることを示唆している。

・最適形状の接着層折曲がり部（凸部）

(i) $f=c_0J_2+c_3$ でトルクのみが負荷される場合、接着層の折曲がり部は、せん断応力が生じる水平部を減少させるよう形状変動し、尖った形状となった。(ii)

$f = (c_2/3)I_1^2 + c_3$ で引張荷重のみが負荷される場合、折曲がり部の接着層厚みが分厚くなり、軸方向の引張荷重により生じる静水圧を分散させるような形状となった。

以上のことから、本章で提案する破損関数の 2 乗和に基づく界面形状最適化手法は、接着層領域全体だけでなく、応力集中が生じる局部においても強度を向上させる形状を得られる手法であるといえる。

第4章 最適化手法の検証と妥当性確認

4.1 緒言

第3章では接着層内の f の分布に対して、2乗和を最小化することが接着構造の強度を向上させると考えた。本章では、目的汎関数として破損関数 f の接着層領域内の平均値を用いた場合(4.2.1項)と破損関数 f にKS(Kreisselmeier-Steinhauser)関数⁽⁷⁸⁾を適用させて接着層領域内の最大値を最小化する^{(98), (99)}場合について界面形状最適化を行い、得られた形状について比較を行う。比較結果から、2乗和を目的汎関数にするものの有用性について確認する。

次に、第2章の試験より得られたアクリル接着剤の材料パラメータを用いて接着界面形状最適化を行い、得られた最適解の妥当性を検討する。このことにより、任意の接着剤に対して、第2章の簡便な強度評価手法により材料パラメータを同定し、得られた破損関数を用いて第3章の界面形状最適化を行うことで、強度を向上させる設計指針を得ることができることを一例として示す。

最後に、第2章、第3章で用いた接着層に生じる応力とひずみについての仮定(式(2.2)または式(3.44), (3.45))の妥当性についてFEM解析により検討する。

4.2 目的汎関数の検討

4.2.1 接着層内の破損関数平均値を用いた最適化

式(3.17)の目的汎関数 F を、接着層領域の破損関数 f の平均値として定義し直す。すなわち、

$$F = \frac{\int_{\Omega_B} f d\Omega}{\int_{\Omega_B} d\Omega} \quad (4.1)$$

このとき、形状勾配関数 G_{mB} (式(3.29))と随伴方程式の外力ポテンシャル項 $l_2(\mathbf{u}')$ (式(3.34))は次式に置き換えられる。

$$G_{mB} = \frac{f}{\int_{\Omega_B} d\Omega} - \frac{\int_{\Omega_B} f d\Omega}{\left(\int_{\Omega_B} d\Omega\right)^2} - \left\{ \sigma_{ij}^B(\mathbf{u}) \varepsilon_{ij}^B(\mathbf{v}) - \sigma_{ij}^m(\mathbf{u}) \varepsilon_{ij}^m(\mathbf{v}) \right\} + \sigma_{ij}^B n_j^B (v_{i,k}^B - v_{i,k}^m) n_k^B + A \quad (m = A_1, A_2) \quad (4.2)$$

$$l_2(\mathbf{u}') = \int_{\Omega_B} \frac{1}{\int_{\Omega_B} d\Omega} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial u_k} u'_k d\Omega \quad (4.3)$$

式 (4.1) ~ (4.3) を用いて (ii) $f = (c_2/3)I_1^2 + c_3$ の場合で最適化計算を行った。解析モデルは第3章の薄肉円筒突合せ型接着構造 (図 3.3) で、組合せ応力比 $\alpha = 0, 2.0, \infty$ についての解析結果を図 4.1 に示す。4.2.3 項において、KS 関数による解析結果および 2 乗和の解析結果と比較を行う。

4.2.2 破損関数の KS 関数を用いた最適化

目的汎関数 F を、破損関数 f の KS 関数として定義し直すと次式となる。

$$F = \frac{1}{\rho} \ln \left\{ \int_{\Omega_B} e^{\rho f} d\Omega \right\} \quad (4.4)$$

このとき、形状勾配関数 G_{mB} と随伴方程式の外力ポテンシャル項 $l_2(\mathbf{u}')$ (式 (3.34)) は次式に置き換えられる。

$$G_{mB} = \frac{e^{\rho f}}{\rho \int_{\Omega_B} e^{\rho f} d\Omega} - \left\{ \sigma_{ij}^B(\mathbf{u}) \varepsilon_{ij}^B(\mathbf{v}) - \sigma_{ij}^m(\mathbf{u}) \varepsilon_{ij}^m(\mathbf{v}) \right\} + \sigma_{ij}^B n_j^B (v_{i,k}^B - v_{i,k}^m) n_k^B + A \quad (m = A_1, A_2) \quad (4.5)$$

$$l_2(\mathbf{u}') = \int_{\Omega_B} \frac{e^{\rho f}}{\int_{\Omega_B} e^{\rho f} d\Omega} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial u_k} u'_k d\Omega \quad (4.6)$$

KS 関数のパラメータ $\rho = 10$ として、(ii) $f = (c_2/3)I_1^2 + c_3$ の場合で最適化計算を行った。また、KS 関数を用いる場合は最大値をもつ要素周辺の局所的な変動により、すぐに極小点に至ってしまうので、極小点に収束していると判定される場合でもそのまま解析を続行し、その後目的関数が一層減少して再び極小点に収束している場合は、後者を最終形状とした。最適化結果を図 4.2 に示す。

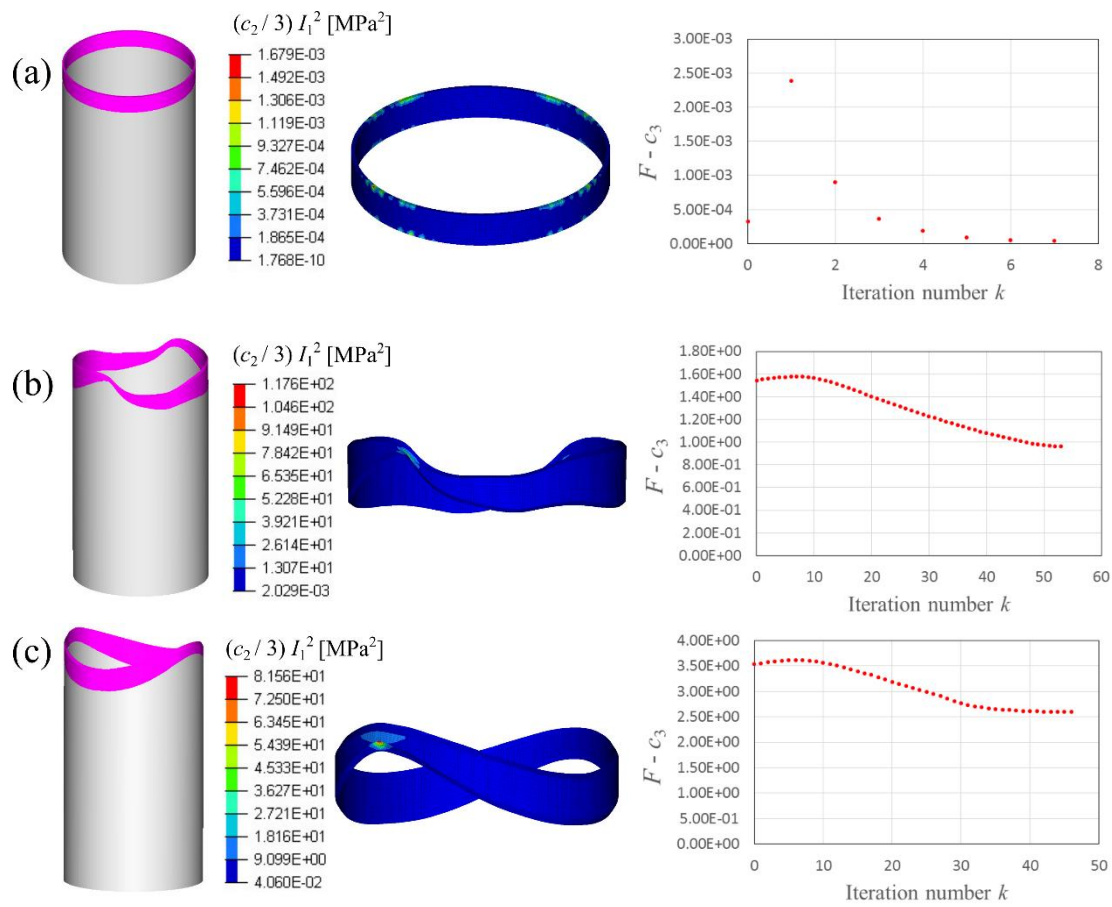


Fig. 4.1 Shape optimization results for three kinds of ratios of tensile stress to shear stress: (a) $\alpha = 0$ (only torsion), (b) $\alpha = 2.0$ (tension-torsion combined load), (c) $\alpha \rightarrow \infty$ (only tension). The material parameters of the failure function (Eq. (3.16)) are (ii) $c_0 = 0$, $c_1 = 0$, $c_2 = 0.14$ and $c_3 = -14.61$, respectively. Objective functional is calculated as the average value of the failure function as expressed in Eq. (4.1).

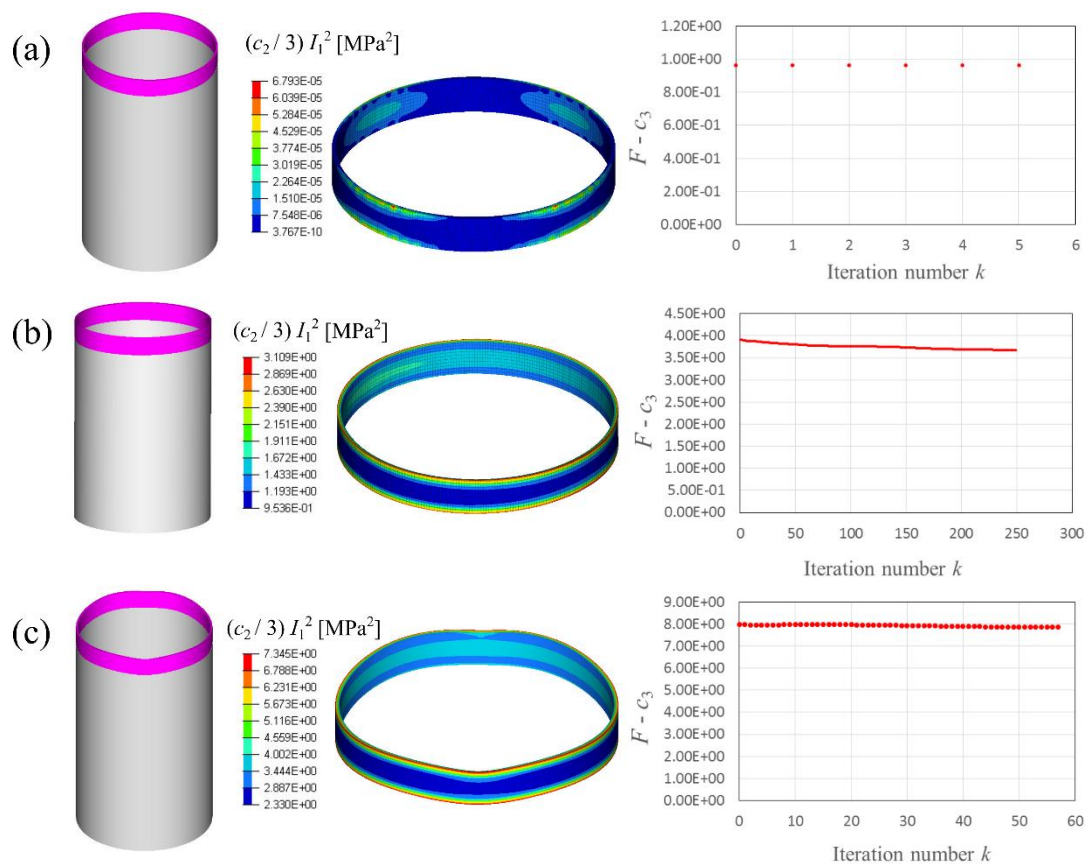


Fig. 4.2 Shape optimization results for three kinds of ratios of tensile stress to shear stress: (a) $\alpha = 0$ (only torsion), (b) $\alpha = 2.0$ (tension-torsion combined load), (c) $\alpha \rightarrow \infty$ (only tension). The material parameters of the failure function (Eq. (3.16)) are (ii) $c_0 = 1.0$, $c_1 = 0$, $c_2 = 0.14$ and $c_3 = -14.61$, respectively. Objective functional is calculated as the KS function of the failure function as expressed in Eq. (4.4).

4.2.3 平均値, 2 乗和, KS 関数の最適化結果の比較

図 4.1 より, 目的関数を平均値とした場合は接着層全体の f 値を下げようとするため, 最適化過程で傾斜を形成するが, 傾斜角は 2 乗和を用いた場合 (図 3.5) ほど大きくはない. これは後述するように最適化過程の途中から, 傾斜を形成して f の平均値を下げるよりも, 応力集中部の要素体積を小さくすることで目的汎関数 (式 (4.1)) の値を減少させようとする形状変動となるからである.

また図 4.2 より KS 関数を用いた場合, 最大値を抑えるように局所的な変動は生じるが, 接着層に傾斜をもたせるような大局的な変動は生じていないことがわかる. そのため, 接着層内の破損関数の分布は抑えられ, より均一な値が生じると思われるが, 接着

層全体の目的関数値を大きく減少させることはなく、実際に図 4.2 の目的関数の推移も大きく変動していないことが確認できる。

$\alpha \rightarrow \infty$ (引張荷重のみ) の荷重条件の場合の、各目的汎関数 ((a) 2 乗和 ; 式 (3.17), (b) 平均値 ; 式 (4.1), (c) KS 関数 ; 式 (4.4)) から得られた最適形状を図 4.3 にまとめる。コンター図は $(c_2/3)I_1^2 (=f-c_3)$ のプロットで、それぞれ同一の荷重条件 $F=5.0 \times 10^3 \text{ N}$ の線形弾性解析の結果である。図 4.3 (b) より、平均値を目的汎関数とした場合は極端な応力集中部が生じていることがわかる。これは目的関数 (式 (4.1)) を f の領域積分から算出される平均値としているので、局所的に f 値が極端に大きい箇所があってもその領域が極端に小さければ、平均値としては増大しないことによる。実際に最適化の過程で、途中からは傾斜を生成するよりも応力集中部の要素体積を小さくするような形状変動となる。そして、図 4.3 (b) の停留状態からさらに最適化解析を続けると、応力集中部の要素体積が徐々に小さくなるように形状変動し、最終的に要素の極端なつぶれにより FEM 解析を続行することができなくなることが確認された。

図 4.3 (c) の KS 関数の場合では、接着層内における f の最大値を最小化しようとするため、最大値を分散させる局所的な形状変動が支配的となり、接着層領域全体の f 値を低下させる傾斜を形成するなどの形状変化が生じにくい。実際図 4.3 (c) では、傾斜は形成せず、最大となる f の値がほぼ均一に周方向に分布しており、応力集中が生じていないことが見てとれる。しかし、図 4.3 (a) と (c) に生じている最大値を比較すると、2 乗和を用いて傾斜を形成した (a) ほうが最終的な最大値は小さくなっていることがわかる。このことは、最初から最大値を最小化することに着目する KS 関数を用いた手法よりも、最初に構造全体の f 値を下げる形状 (傾斜部) を形成した後に、 f 値の集中部 (折曲がり部) の形状を変動させ最大値を低下させる 2 乗和を用いた場合の方が、最終的な最大値が低くなる場合もあることを示している。KS 関数のパラメータ ρ により、最大値をどれだけ強調して目的汎関数 (式 (4.4)) を算出するかが決定されるので、 ρ によっては KS 関数を用いた手法でも傾斜を形成する構造が得られる可能性もある。そこで、4.2.4 項で KS 関数のパラメータ ρ を変更し、得られる最適形状について検討する。

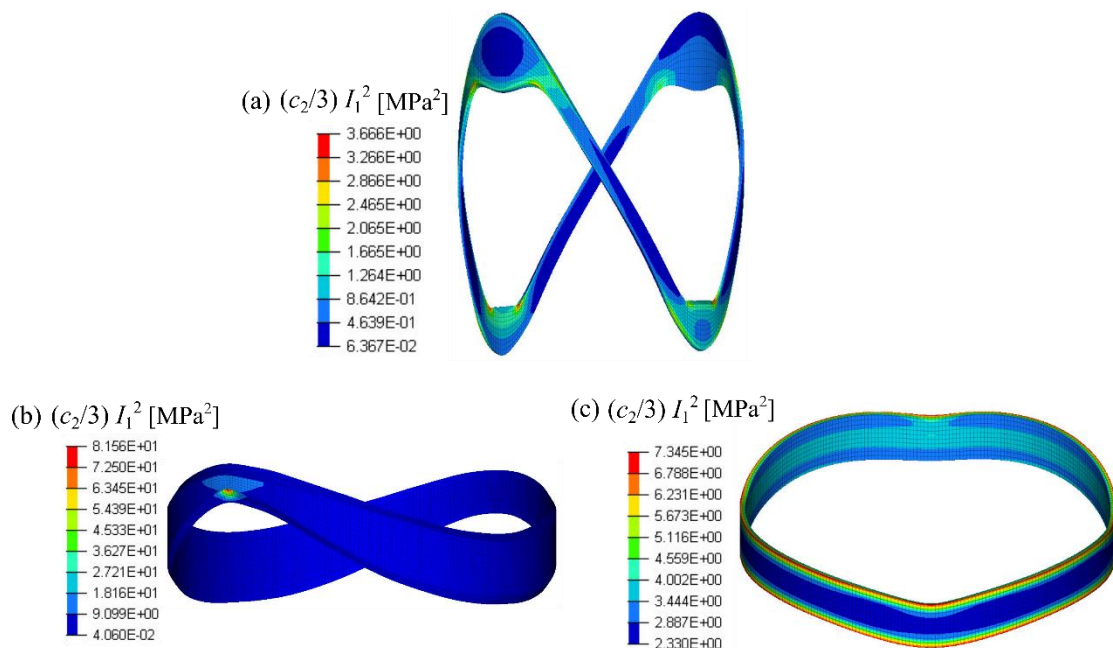


Fig. 4.3 Optimal shapes obtained from each interfacial shape optimization which minimizes (a) the square sum of the failure function, (b) the average value of the failure function and (c) KS function of the failure function, respectively.

4.2.4 KS 関数のパラメータ ρ と接着層の傾斜

KS 関数のパラメータ ρ は値が大きければ大きいほど最大値を強調することとなり、最大値を最小化するためには ρ をある程度大きな値にする必要がある。一方、 ρ を小さくすると、接着層に生じる破損関数 f の最大値ではなく接着層全体に生じる f の値を抽出するような関数となる。そこで、 ρ の値を 4.2.2 項で用いた 10 よりも小さな値として界面形状最適化を行い、力学的に妥当である傾斜した接着界面形状が KS 関数を用いた場合でも得られるか検討する。

接着剤の材料パラメータは 4.2.2 項と同様に (ii) $c_0 = 0, c_1 = 0, c_2 = 0.14, c_3 = -14.61$ とし、荷重条件は形状変動が最も顕著な $\alpha \rightarrow \infty$ (引張荷重のみ) として、 $\rho = 5.0, 1.0, 0.5, 0.1$ についてそれぞれ解析を行った。

図 4.4 に解析結果を示す。図中のグラフの F は目的汎関数 (式 (4.4))、 f_{\max} は接着層内の破損関数の最大値を表し、それぞれ $(F - c_3), (f_{\max} - c_3)$ を初期値 (最適化反復回数 $k = 0$ の値) で無次元したものをプロットしている。

図 4.4 より、 $\rho = 0.5, 0.1$ の場合は傾斜をもつ接着界面を形成していることがわかる。

また、図 4.4 (d), (e) のグラフより、傾斜を形成した $\rho = 0.5, 0.1$ のときは反復計算の初期段階で最大値を増加させており、前項でも述べたように最大値を最小化する最適化では傾斜を形成できないであろうことが示唆される。

図 4.4 (d) ($\rho = 0.5$) の f の最大値の推移より、最終形状の f の最大値は、初期形状および $\rho = 10, 5, 1$ における最適形状の最大値よりも大きく低下していることがわかる。これは、4.2.3 項で述べた 2 乗和を用いたケースと同じで、最初に最大値を増加させてでも傾斜を生成して接着層全体の f を下げ、その後最大値を下げるよう形状変化することで、反復計算の初期段階から最大値を最小化することを目的とした最適化 ($\rho = 10$ の場合など) よりも最大値を低下させたのだと考えられる。

一方 $\rho = 0.1$ の場合 (図 4.4 (e)) は、最終形状の最大値が大きく増加している。これは、4.2.3 項で述べた平均値を用いたケースと同じで、接着層領域の全体的な f 値を下げることをのみを目的としてしまい、応力集中部を許容してしまったことによるものだと考えられる。

以上より本解析においては、(I) 接着層領域の全体的な f 値を下げることと、(II) f の分布の幅を小さくすることが期待できる 2 乗和 (式 (3.17)) または $\rho = 0.5$ の KS 関数を目的関数とした場合に、力学的に妥当な接着界面形状が導かれることが確認された。

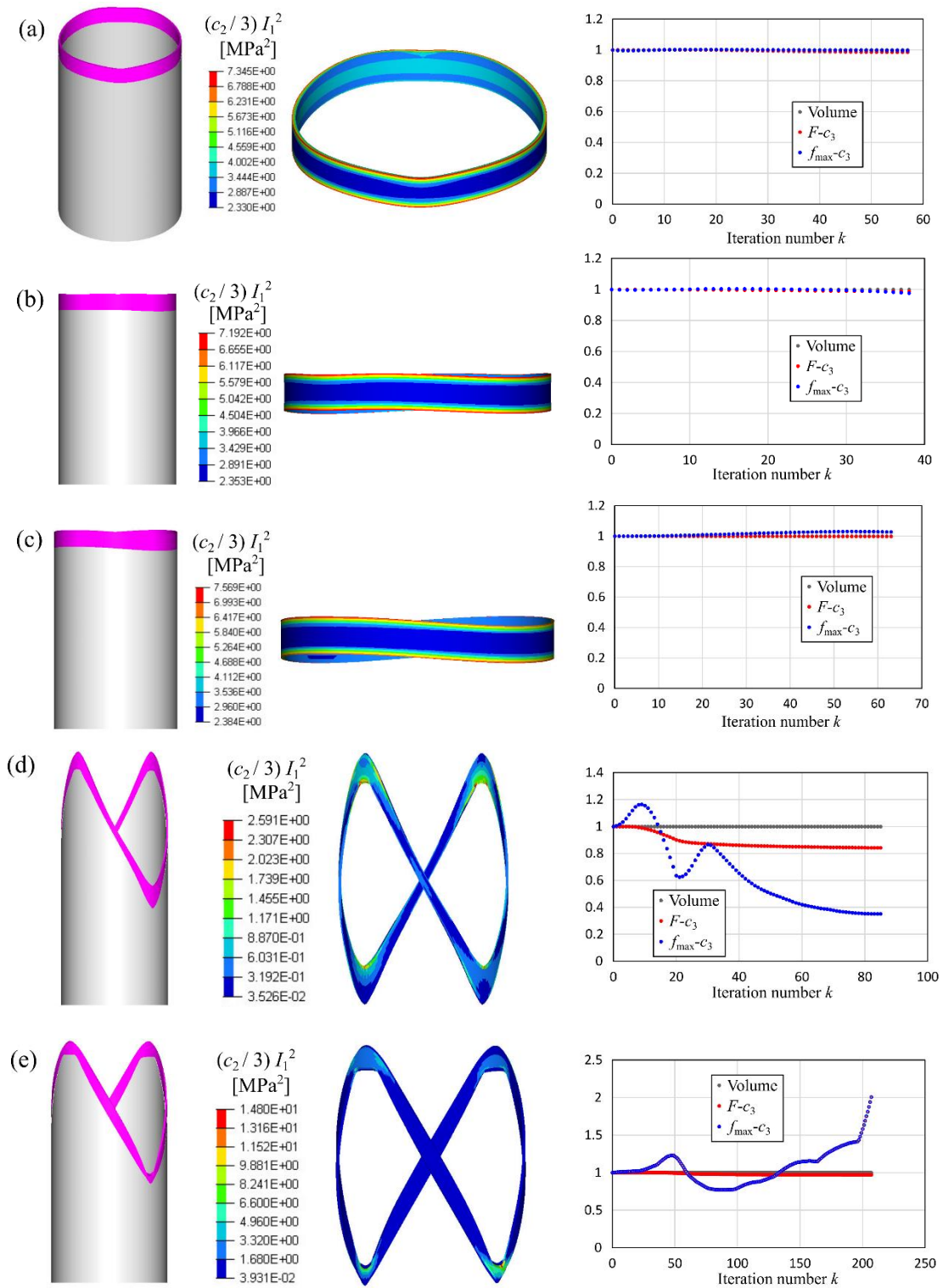


Fig. 4.4 Shape optimization results for five kinds of parameters of KS function: (a) $\rho = 10$, (b) $\rho = 5$, (c) $\rho = 1$, (d) $\rho = 0.5$ and (e) $\rho = 0.1$. The ratio of tensile stress to shear stress $\alpha \rightarrow \infty$ (only tension). The material parameters of the failure function are (ii) $c_0 = 0$, $c_1 = 0$, $c_2 = 0.14$ and $c_3 = -14.61$, respectively.

4.3 引張試験で同定した破損関数による最適化

第2章で同定したアクリル接着剤の材料パラメータ $c_0 = 1.0, c_1 = 0, c_2 = 0.14, c_3 = -14.61$ を用いて, $\alpha = 0, 2.0, \infty$ の荷重条件で, 破損関数の2乗和を最小化する接着界面形状最適化を行った. 得られた解析結果を図4.5にまとめる. また3.3.2項で得られた (i) 比較的静水圧に強い接着材 ($c_1 = c_2 = 0$) の場合と (ii) 比較的ゆがみ変形に強い接着剤 ($c_0 = c_1 = 0$) の場合における最適解と比較するため, 図4.6, 図4.7に $\alpha = 0, 2.0$ のときの最適化過程を図示する.

図4.5より, (i) の場合の結果 (図3.4) と同じで, 外力としてトルクの割合が大きくなればなるほど (α の値が小さくなればなるほど), 接着層に傾斜を形成していることがわかる. また, 引張荷重のみが負荷される $\alpha \rightarrow \infty$ ではほとんど形状変動せず, 複合荷重が負荷される $\alpha = 2.0$ においては目的関数の減少量が途中で急激に増加することも (i) の場合と同様に確認された.

図4.6, 図4.7より, 実験で同定したパラメータを用いた場合においても, 主に形状最適化過程の前半で傾斜を形成する形状変化, 後半で折曲がり部の形状変化が生じていることが確認される. 実験結果で同定したパラメータを用いた場合の最適化過程 (図4.6, 図4.7 (b)) と (i) の場合 (図4.6, 図4.7 (a)), (ii) の場合 (図4.6, 図4.7 (c)) を比較すると, 傾斜を形成する最適化過程前半においては (i) と似た形状変動をしていることが確認される. しかし, 図4.6 (b) の後半においては (i) と異なる折曲がり形状を形成しており, (ii) の場合 (図4.6 (c)) と似た形状, すなわちトルク荷重で静水圧が生じない水平状の接着層を折曲がり部に形成している. 図4.7 (b) の後半の折曲がり部の形成においては, 図4.7 (a) ほどの尖った形状とはならず, J_2 の項, I_1^2 の項のどちらも影響していることがわかる.

以上より, 第2章で実験的に同定した材料パラメータを用いて最適形状を行った場合も, 妥当な界面形状が導かれていると考えられる.

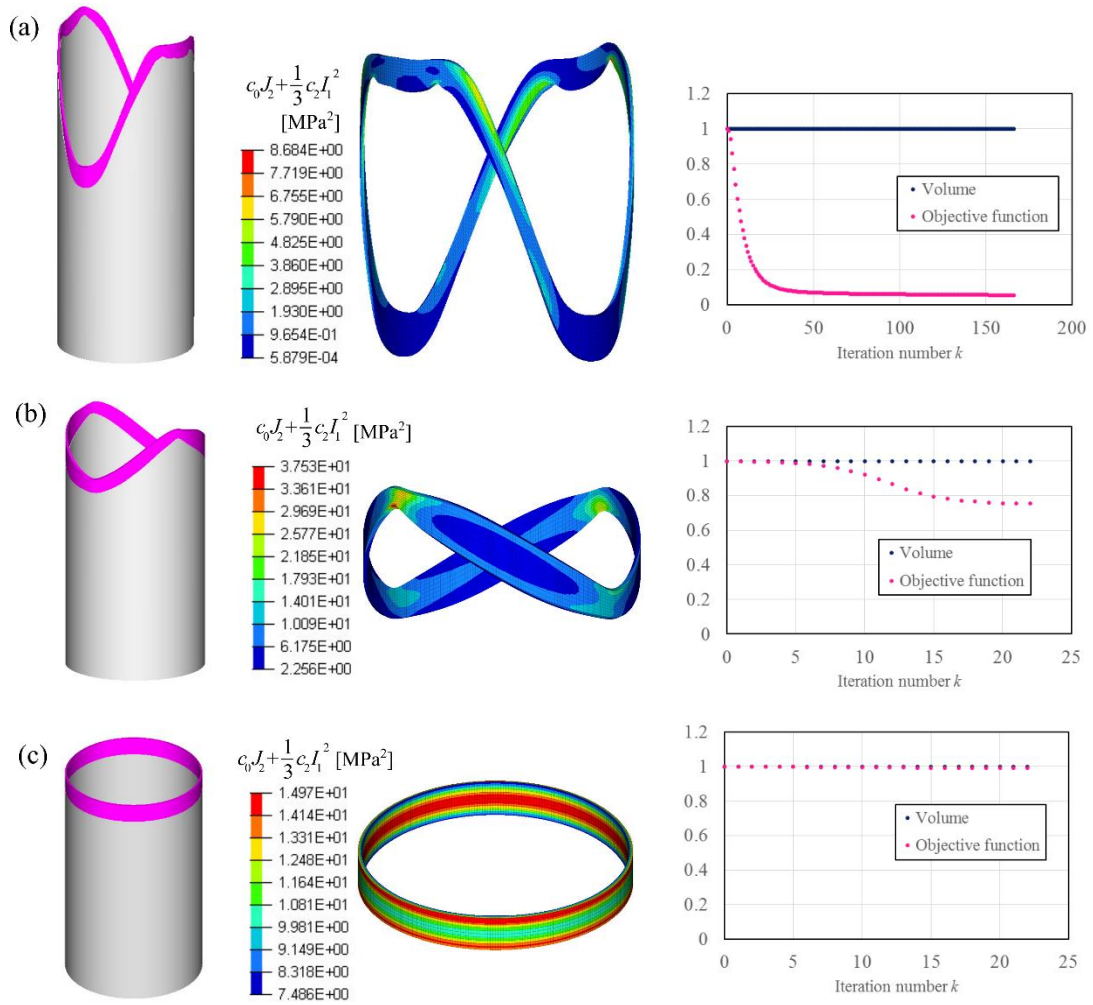


Fig. 4.5 Shape optimization results for (a) $\alpha = 0$ (only torsion), (b) $\alpha = 2.0$ (tension-torsion combined load) and (c) $\alpha \rightarrow \infty$ (only tension). The material parameters of the failure function (Eq. (3.16)) are $c_0 = 1.0$, $c_1 = 0$, $c_2 = 0.14$ and $c_3 = -14.61$, respectively.

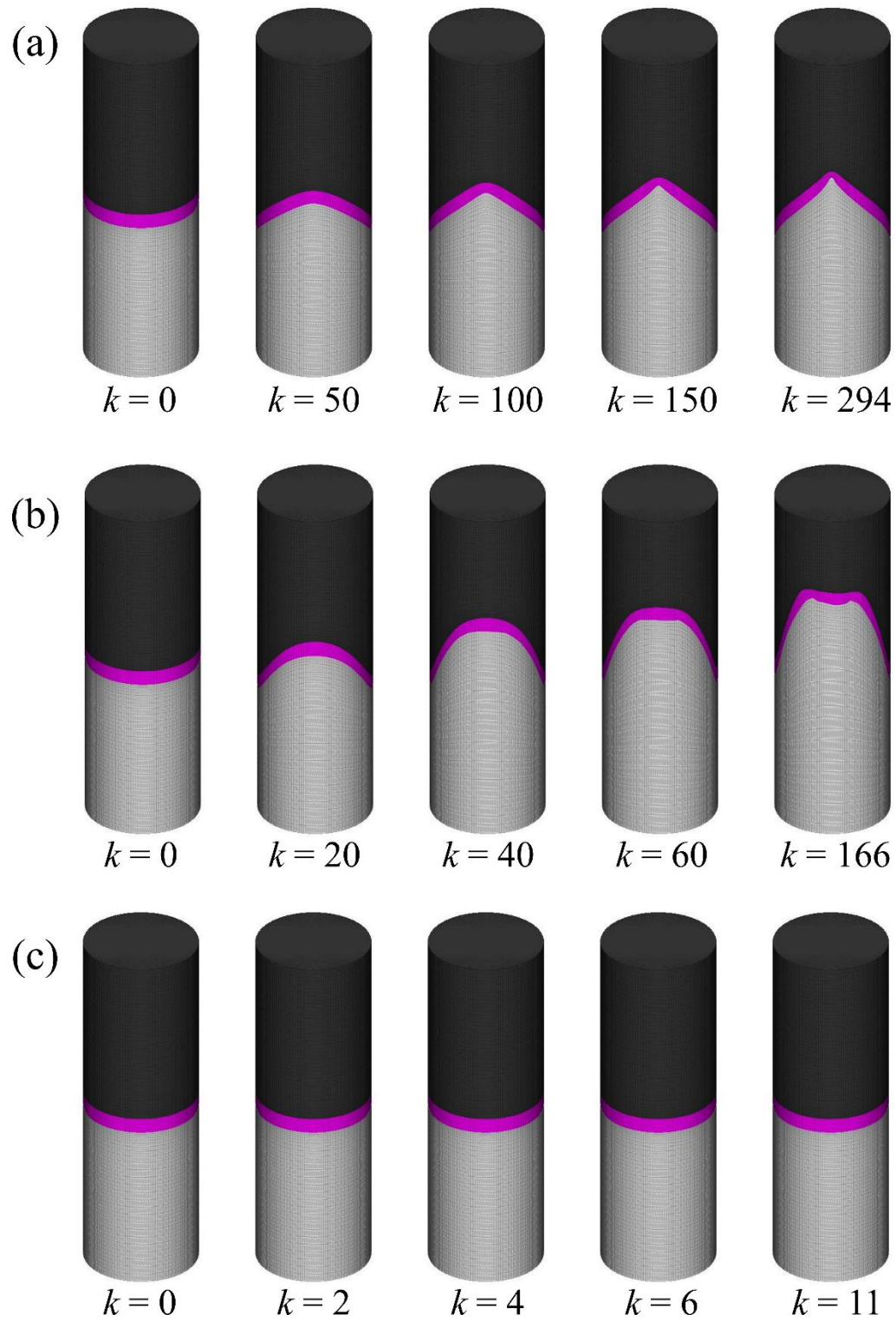


Fig. 4.6 Shape optimization processes for $\alpha = 0$ (only torsion) in the case of (a) $f = c_0 J_2 + c_3$, (b) $f = c_0 J_2 + (c_2/3) I_1^2 + c_3$, (c) $f = (c_2/3) I_1^2 + c_3$. The material parameters of the failure function are $c_0 = 1.0$, $c_2 = 0.14$ and $c_3 = -14.61$, respectively.

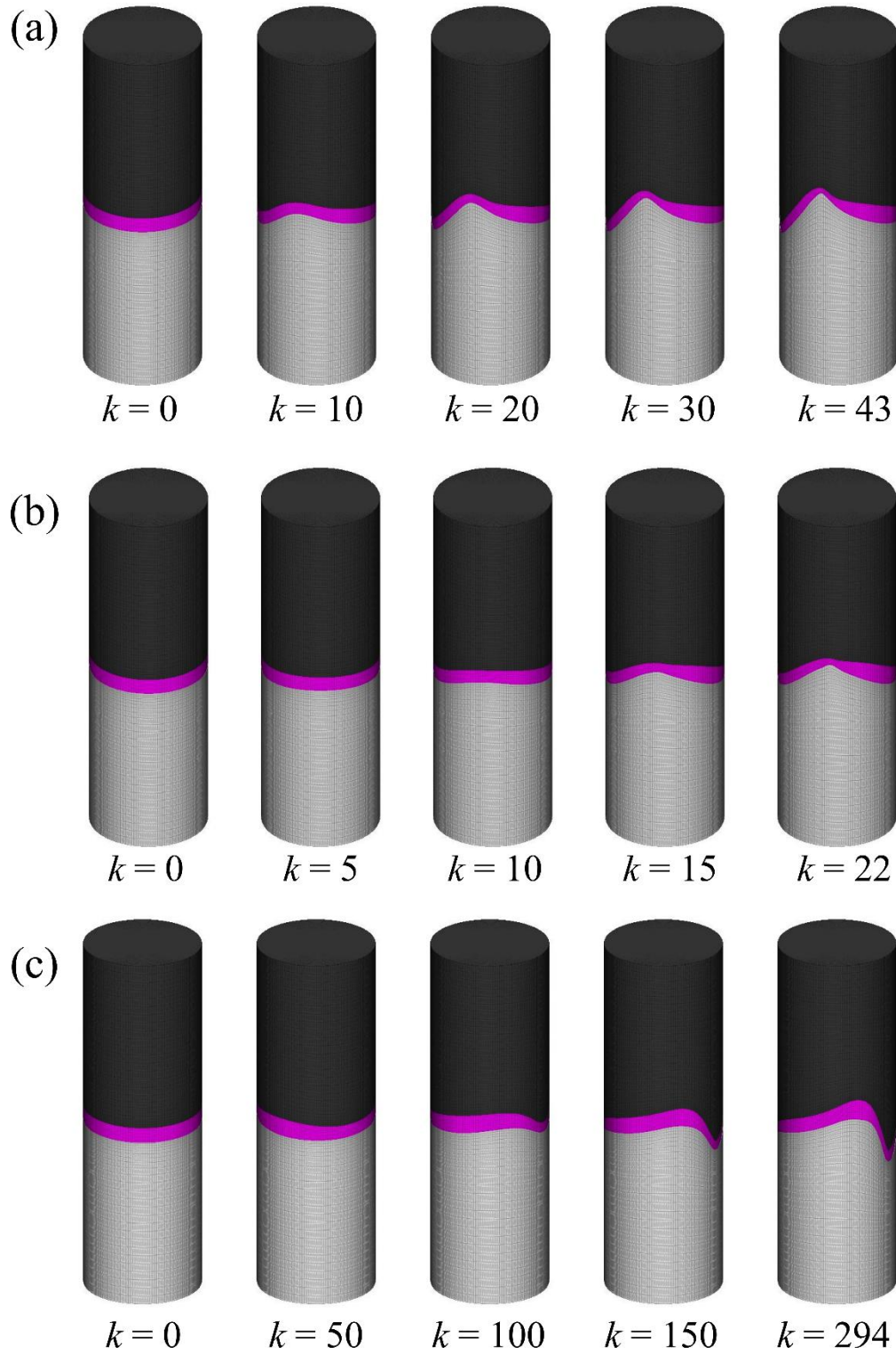


Fig. 4.7 Shape optimization processes for $\alpha = 2.0$ in the case of (a) $f = c_0 J_2 + c_3$, (b) $f = c_0 J_2 + (c_2/3) I_1^2 + c_3$, (c) $f = (c_2/3) I_1^2 + c_3$. The material parameters of the failure function are $c_0 = 1.0$, $c_2 = 0.14$ and $c_3 = -14.61$, respectively.

4.4 接着層内の仮定の検証

本節では、第 2 章および第 3 章で接着層内に生じる応力を求めるために用いた仮定 (式 (2.2) または式 (3.44), (3.45)) の妥当性について FEM による線形弾性解析結果で検討する。接着層に本来生じるのは応力場であり、分布値である。しかし、場の量 $\sigma_i(\mathbf{x}), (\mathbf{x} \in \Omega_B)$ をある代表値 σ_i^B として簡便化することで現象の理解に役立つ場合がある。本節では接着層に生じる応力として、Cauchy 応力 6 成分の近似値 $\sigma_r^B, \sigma_\theta^B, \sigma_z^B, \sigma_{r\theta}^B, \sigma_{\theta z}^B, \sigma_{zr}^B$ を求めることとする。

応力 6 成分の値を決定するには、関係式が 6 つ必要となる。界面上の表面力のつりあい式 (3.7) より z' 方向の垂直応力 σ_z^B とせん断応力 $\sigma_{\theta z}^B, \sigma_{zr}^B$ は、外力条件とつり合う被接着材側の応力によって表される。残る $r'\theta'$ 平面内の応力成分のうち、せん断応力 $\sigma_{r\theta}^B$ は薄肉円筒形状を考える際には、ゼロと見なすことが可能である。従って、残りの σ_r^B と σ_θ^B を決定するための仮定の式が 2 つ必要となる。また、ここまで全て力 (応力) のつり合いをもとに算出される接着剤に生じる応力、すなわち静的に許容な場⁽¹⁰⁰⁾を求めており、接着剤や被接着材の材料に依らず成り立つ。

構成則が既知の場合、接着材に生じるひずみ量を仮定することで、応力に関する関係式を得ることができる。接着剤の剛性が被接着材の剛性に比べて十分小さいとし、接着剤に生じる変形が被接着材界面により拘束されていると考える。すると接着層に生じる周方向の垂直ひずみ成分 ε_θ^B は微小と仮定できる (式 (2.2) または (3.44))。半径方向に生じるひずみまたは応力については、接着層厚さが薄い場合 (図 4.8 (a)) と接着層厚さが厚い場合 (図 4.8 (b)) とで、それぞれ式 (2.2), (3.45) と仮定できる。4.4.1 項では接着層が薄い場合、4.4.2 項では接着層が厚い場合の仮定についてそれぞれ FEM 解析結果の応力・ひずみ成分より検討を行う。

4.4.1 薄い接着層内のひずみの仮定

第 2 章で提案した、傾斜角 φ の接着層をもつ円筒試験片では接着層が薄い場合として、式 (2.2) が仮定された。線形弾性 FEM 解析により、 $\varphi = 0^\circ, 20^\circ, 45^\circ, 75^\circ$ 、接着層厚さ $h = 0.5 \text{ mm}$ の場合のひずみ成分を数値解析し、仮定の妥当性についてポアソン比 $\nu = 0.2, 0.3, 0.4$ の場合について検討した。FEM 解析には市販 FEM ソフト (Virtual Performance Solution 2016, 日本イーエスアイ (株)) を用いた。

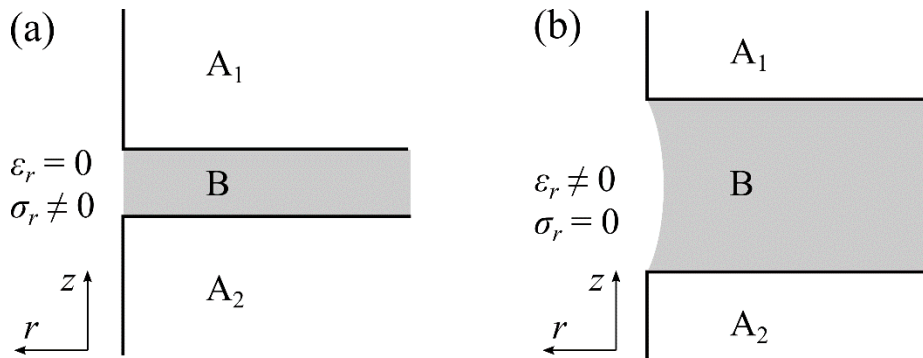


Fig. 4.8 Radial stress and strain assumptions in the case of (a) thin adhesive layer and (b) thick adhesive layer.

$\varphi = 45^\circ$ の解析モデルを図 4.9 に、解析に用いた材料物性値を表 4.1 に示す. 表 4.1 の接着剤のせん断剛性係数 G は 2.2.2 項で行った引張せん断試験から得た値で、体積弾性率 K はせん断剛性係数 $G = 126 \text{ MPa}$ とポアソン比 $\nu = 0.2, 0.3, 0.4$ から算出される値である.

円筒試験片の対称性から解析モデルは 1/4 形状とし、外半径 45 mm、肉厚 3 mm、全長 300 mm とした. 解析モデルの底面を完全固定し、上端に引張速度 $V_z = 0.10 \text{ mm/min}$ で時刻 0.01 s まで解析を行った. 接着層におけるひずみ成分 ε_r^B , ε_θ^B , ε_z^B の解析結果を図 4.10 (a) ~ (c) に示す.

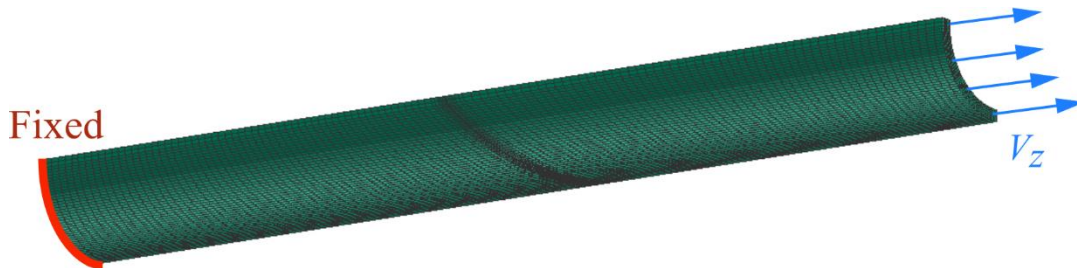


Fig. 4.9 The quarter analysis model of the pipe specimen with outer radius of 45 mm and thickness of 3.0 mm that has an inclination angle $\varphi = 45^\circ$. The thickness of the adhesive $h = 0.5 \text{ mm}$ and the tensile speed $V_z = 0.10 \text{ mm/min}$.

Table 4.1 The material parameters of aluminum pipe specimens and adhesive.

Pipe specimens		Adhesive	
G [GPa]	26.9	G [MPa]	126
K [GPa]	58.3	K [MPa]	586, 272 and 167
		(ν)	(0.4, 0.3 and 0.2)

得られたひずみ成分 ε_r^B , ε_θ^B , ε_z^B を傾斜角 φ を用いた座標変換により, 図 2.14 (a) の (r', θ', z') 座標系のひずみ $\varepsilon_{r'}^B$, $\varepsilon_{\theta'}^B$, $\varepsilon_{z'}^B$ を算出する. 座標変換後の垂直ひずみ成分から $\varepsilon_{r'}^B / \varepsilon_{z'}^B$, $\varepsilon_{\theta'}^B / \varepsilon_{z'}^B$ を各要素において求め, 接着層全体における平均値を算出した. ただし, 図 4.10 の接着層の端部における折曲がり部は, 図 2.7 (b) の折曲がり部 (凸部) を近似的に表しており, 垂直ひずみ比の平均値の算出には含まない.

算出された接着層における垂直ひずみ比 $\varepsilon_{r'}^B / \varepsilon_{z'}^B$, $\varepsilon_{\theta'}^B / \varepsilon_{z'}^B$ の平均値を, ポアソン比 $\nu = 0.4, 0.3, 0.2$ の場合についてそれぞれ表 4.2, 4.3, 4.5 に示す. 表 4.2~4.5 より, $\varepsilon_{\theta'}^B / \varepsilon_{z'}^B$ の大きさは, 傾斜角 φ およびポアソン比 ν の増加に伴い増加しているが, 10%以下の値となった. 一方 $\varepsilon_{r'}^B / \varepsilon_{z'}^B$ の大きさは, 傾斜角 φ に依らずポアソン比 ν のみに依存していることがわかる. $\nu = 0.4$ においては, $\varepsilon_{r'}^B / \varepsilon_{z'}^B$ の大きさは 20%より小さい値となり, ポアソン比の減少に伴い更に小さくなる. また, 接着層の厚さを更に小さくしていくことで, より $\varepsilon_{r'}^B / \varepsilon_{z'}^B \approx 0$ に近づき仮定が適用可能と思われる.

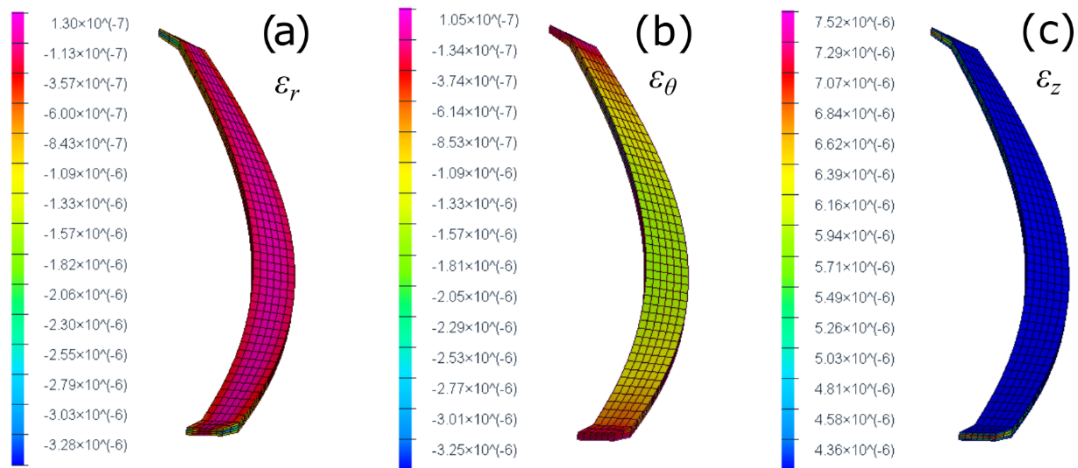


Fig. 4.10 The distribution of the strain tensor components (a) ε_r , (b) ε_θ and (c) ε_z based on cylindrical coordinate in the adhesive layer. The parameters of adhesive are $G = 126$ MPa and $K = 586$ MPa ($\nu = 0.4$).

Table 4.2 The ratio of averaged normal strains of $\varepsilon_{r'}$ and $\varepsilon_{\theta'}$ to the $\varepsilon_{z'}$. $\nu = 0.4$ ($G = 126$ MPa, $K = 586$ MPa) and $h = 0.5$ mm.

	0°	20°	45°	75°
$\varepsilon_{r'} / \varepsilon_{z'}$	-0.17	-0.15	-0.14	-0.16
$\varepsilon_{\theta'} / \varepsilon_{z'}$	-0.00	-0.02	-0.09	-0.10

Table 4.3 The ratio of averaged normal strains of $\varepsilon_{r'}$ and $\varepsilon_{\theta'}$ to the $\varepsilon_{z'}$. $\nu = 0.3$ ($G = 126$ MPa, $K = 272$ MPa) and $h = 0.5$ mm.

	0°	20°	45°	75°
$\varepsilon_{r'}/\varepsilon_{z'}$	-0.09	-0.08	-0.07	-0.09
$\varepsilon_{\theta'}/\varepsilon_{z'}$	-0.00	-0.01	-0.06	-0.08

Table 4.4 The ratio of averaged normal strains of $\varepsilon_{r'}$ and $\varepsilon_{\theta'}$ to the $\varepsilon_{z'}$. $\nu = 0.2$ ($G = 126$ MPa, $K = 167$ MPa) and $h = 0.5$ mm.

	0°	20°	45°	75°
$\varepsilon_{r'}/\varepsilon_{z'}$	-0.05	-0.04	-0.04	-0.05
$\varepsilon_{\theta'}/\varepsilon_{z'}$	-0.00	-0.01	-0.05	-0.07

4.4.2 厚い接着層内の応力とひずみの仮定

接着層が厚い場合は、図 4.8 (b) のように、 ε_r 方向にも変形が生じると考えられ、薄肉円筒として半径方向の垂直応力が十分小さい仮定のみを用いる。本項では、3.3 節で用いた図 4.11 の初期不整(式(3.43))を含む薄肉円筒モデル(物性値とサイズは表(3.1)、(3.2)を参照)に対して、OptiStruct 2017 (アルテアエンジニアリング(株))により線形弾性 FEM 解析を行い、接着層に生じる応力、ひずみ分布を算出した。なお外力条件としては、 $\alpha = 1.0$ のときの引張荷重 F 、トルク T を式 (3.40) ~ (3.42) より求め、負荷させる。

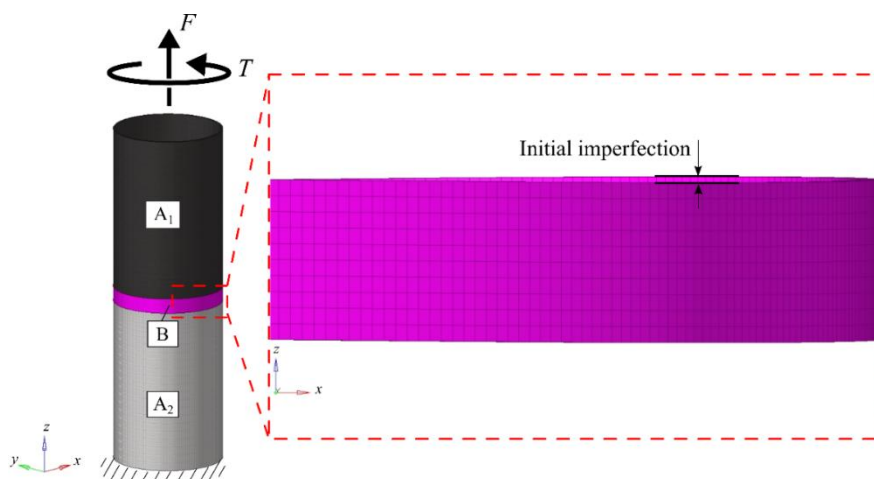


Fig. 4.11 Thin-walled butt-jointed cylinder model the adhesive layer of which has initial imperfection.

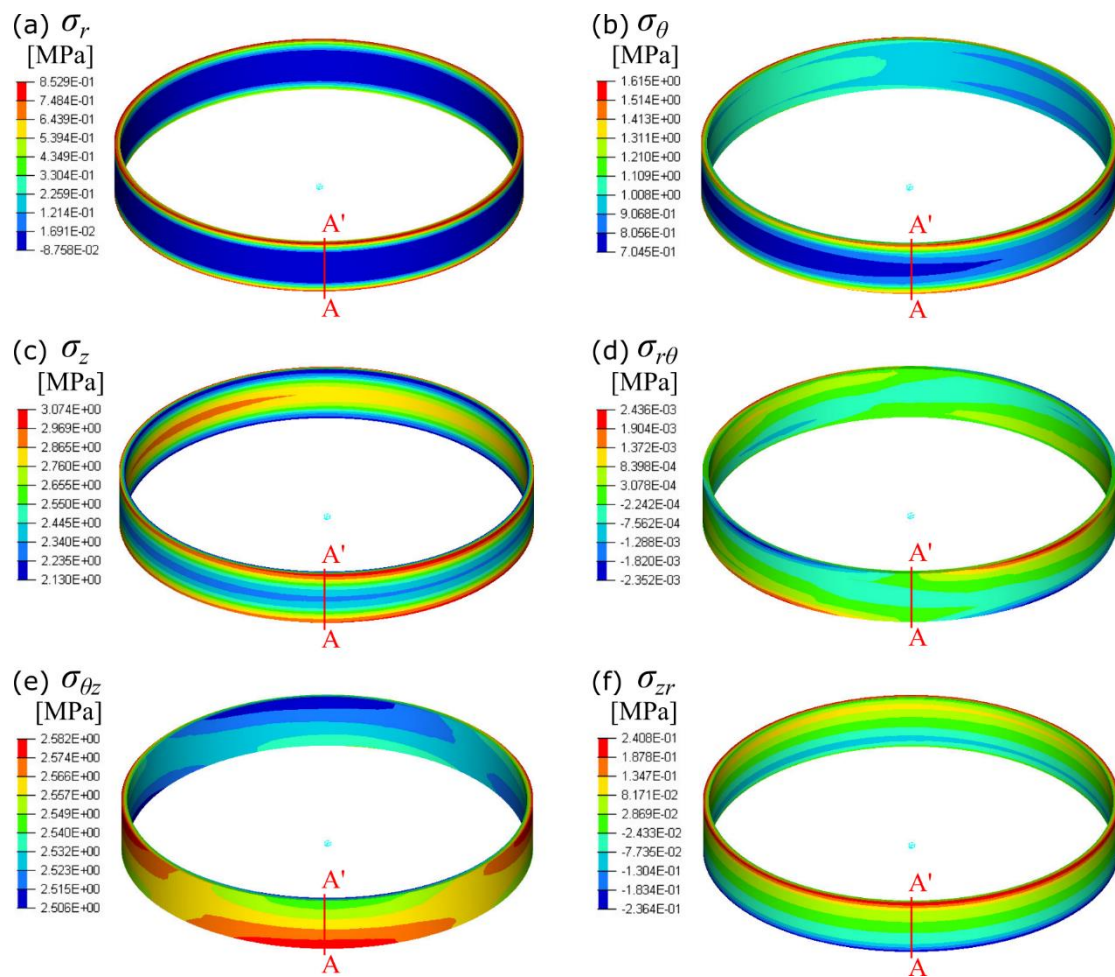


Fig. 4.12 The distribution of the stress tensor components (a) σ_r , (b) σ_θ , (c) σ_z , (d) $\sigma_{r\theta}$, (e) $\sigma_{\theta z}$ and (f) σ_{zr} obtained from finite elements analysis of the thin-walled butt-jointed cylinder in Fig. 4.11.

図 4.12 に、解析より得られた接着層における各応力成分のコンター図を示す。図 4.12 の赤線 AA' 上の各節点での外挿による応力値から $\sigma_z / \sigma_{\theta z}$ を算出し、接着層厚み方向 (z 軸方向) に対してプロットしたグラフを図 4.13 に示す。グラフより、 $\sigma_z / \sigma_{\theta z}$ の分布は 1.0 (= α) に近い値となっており、接着層に予期した組合せ応力比が生じていることが確認される。

図 4.12 の赤線 AA' 上の各節点の応力値から、 σ_r , $\sigma_{r\theta}$, σ_{zr} , σ_θ の σ_z に対する比率をそれぞれ計算してプロットしたグラフを図 4.14 に示す。

グラフより、接着界面近傍では σ_r / σ_z が大きな値となっているものの、接着層領域の大部分で σ_r / σ_z , $\sigma_{r\theta} / \sigma_z$, σ_{zr} / σ_z は 0 に近い値となっており、式 (3.45) の仮定は成り立つ。また、 σ_θ / σ_z より、ポアソン比 $\nu=0.4$ のときの式 (3.47) が成り立つことも確認される。

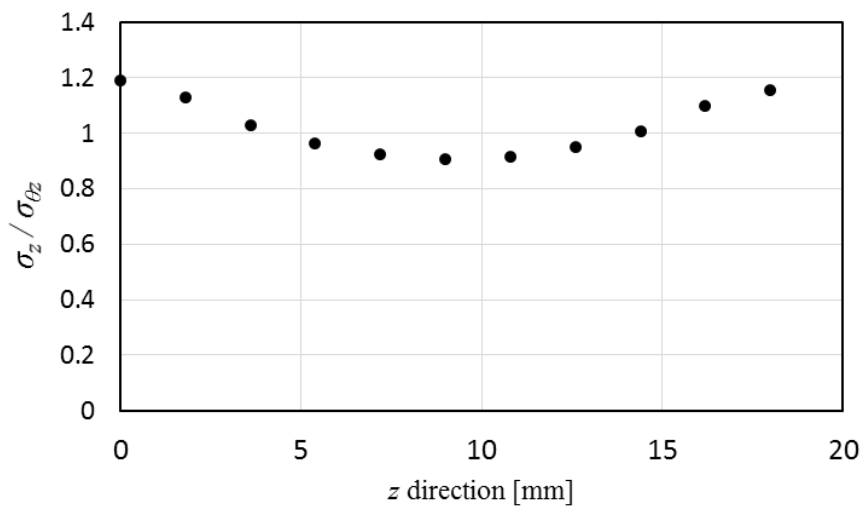


Fig. 4.13 The ratio of stress components of σ_z to $\sigma_{\theta z}$ (equal to α) on the line AA' in Fig. 4.12.

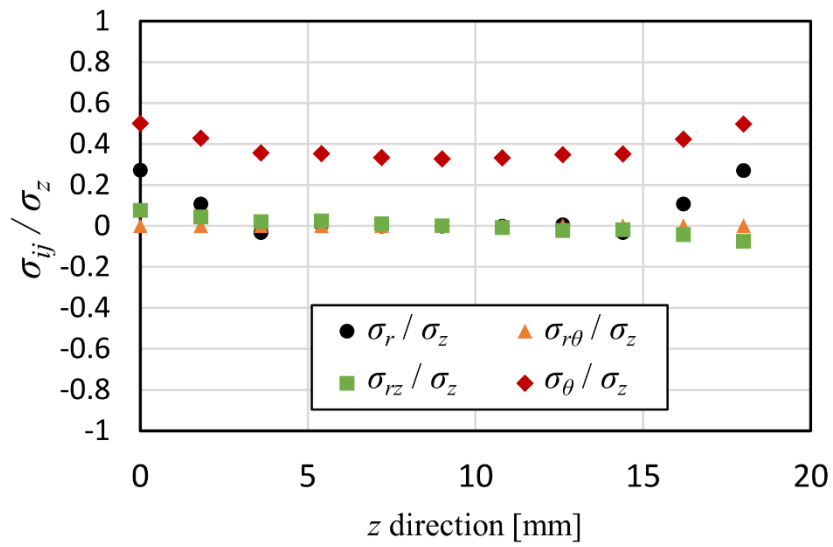


Fig. 4.14 The ratio of stress components of σ_r , $\sigma_{r\theta}$, σ_{rz} and σ_θ to σ_z on the line AA' in Fig. 4.12.

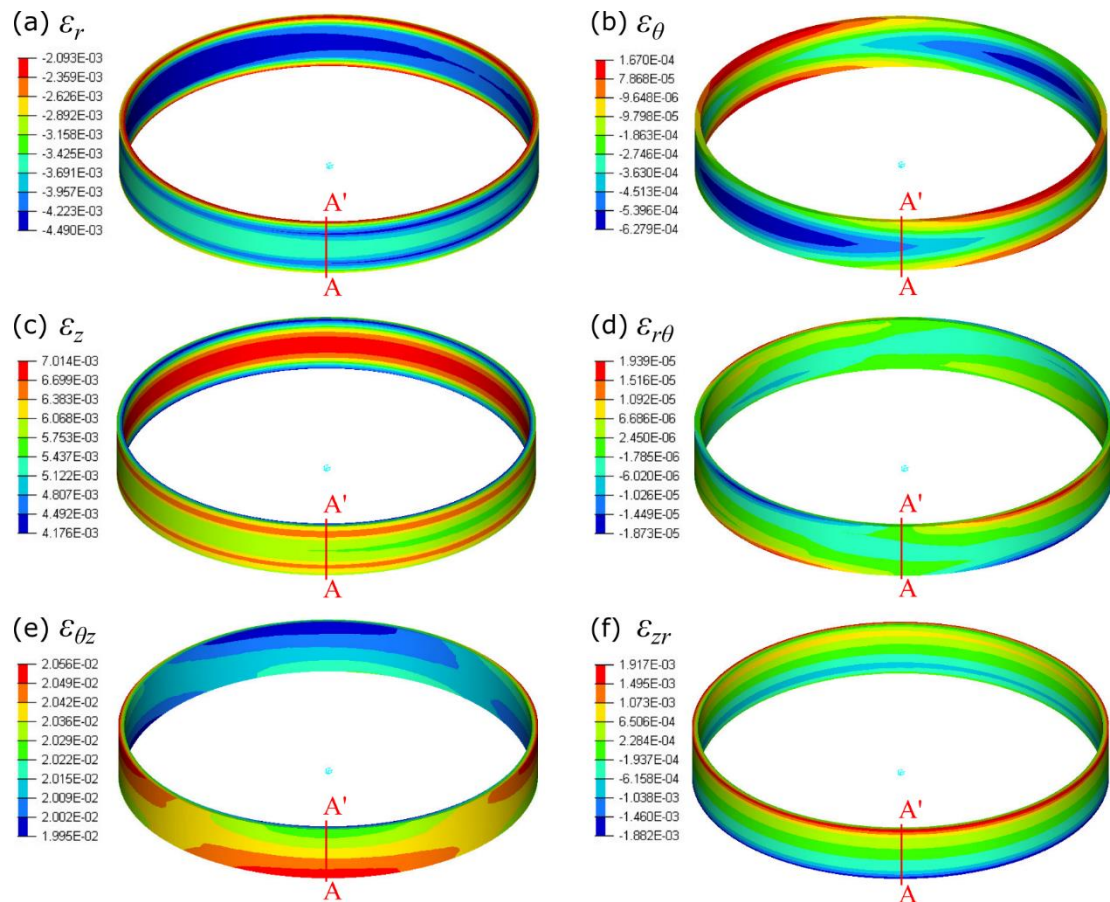


Fig. 4.15 The distribution of the strain tensor components (a) ε_r , (b) ε_θ , (c) ε_z , (d) $\varepsilon_{r\theta}$, (e) $\varepsilon_{\theta z}$ and (f) ε_{zr} , obtained from finite elements analysis of the thin-walled butt-jointed cylinder in Fig. 4.11.

次に解析から得られた、接着層における各ひずみ成分のコンター図を図 4.15 に示す。図 4.15 の赤線 AA' 上の各節点での外挿によるひずみ値から $\varepsilon_r / \varepsilon_z$, $\varepsilon_\theta / \varepsilon_z$ を算出し、接着層厚み方向 (z 軸方向) に対してプロットしたグラフを図に示す。

グラフより、 $\varepsilon_\theta / \varepsilon_z$ は 0 に近い値となっており、接着層周方向の垂直ひずみの仮定の式 (3.44) が成り立つ。また、グラフの $\varepsilon_r / \varepsilon_z$ より、接着層が厚い場合は半径方向の垂直ひずみ $\varepsilon_r \neq 0$ であることがわかる。

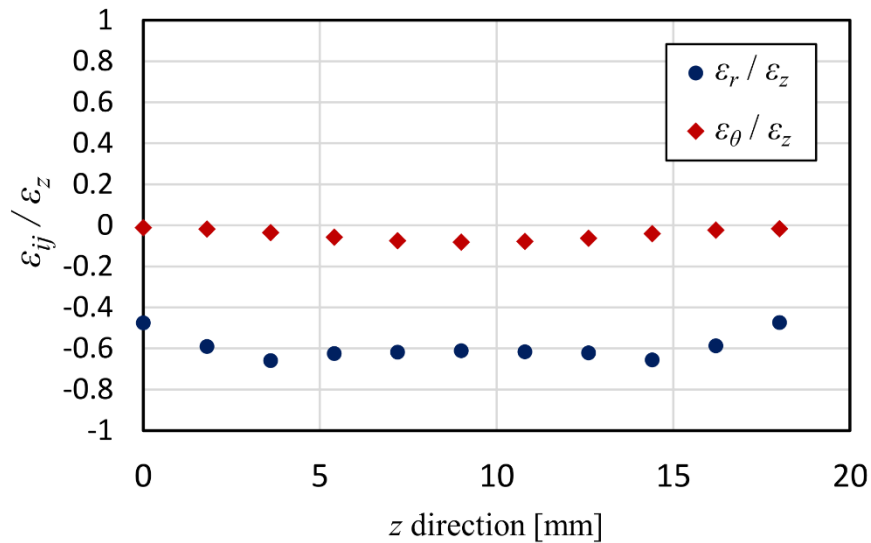


Fig. 4.16 The ratio of strain components of ε_r and ε_θ to ε_z on the line AA' in Fig. 4.15.

4.5 結 言

本章では、本論文で提案する手法の妥当性を検討するため、目的関数として破損関数の平均値、2乗和、KS関数のどれを用いるのが適切かについての検討と、実験で同定した接着剤の材料パラメータを用いた界面形状最適化解析を行った。また、第2章、第3章で用いた接着層内の応力とひずみの仮定の妥当性を確認した。以下に得られた結論を示す。

・目的関数として f の平均値、2乗和、KS関数の場合の比較

破損関数の平均値を用いた最適化結果より、最適化過程前半においては傾斜部を形成するように形状変動することが確認された。しかし、途中から応力集中している領域の体積を小さくするように形状変動することに終始してしまい、最終的に最大応力となる要素が極端につぶれ、FEM解析が不可能になるまで要素体積を小さくすることとなった。

$\rho = 10, 5$ としてKS関数を用いた解析結果では、接着層領域内に分布する破損関数の最大値を最小化するために、応力集中が生じないよう形状変動するため接着層傾斜部は形成されなかった。応力集中しているまわりに応力を分散させるような形状変動が支配的となるので、本解析モデルのような応力集中を避けた初期形状からは、ほとんど形状

変化が生じなかった。一方で、 $\rho=0.5$ としてKS関数を用いた場合は2乗和を用いた場合のように、傾斜部を形成して最終的な最大値も初期形状から低下させることができた。

以上より、初期状態で応力集中が生じない本解析においては、破損関数の2乗和または $\rho = 0.5$ のKS関数を用いた解析が (I) 接着層領域の全体的な f 値を下げること（傾斜部の形成）と、(II) 生じる f の分布の幅を小さくすること（折曲がり部の形状変化）をもたらす、有用な手法であるといえる。

・実験により同定された材料パラメータでの界面形状最適化

実験で同定された材料パラメータは (i) 静水圧に強い接着剤 ($c_1 = c_2 = 0$) の場合と近い値であるため、最適化過程前半においては (i) の場合と似た形状変動で傾斜部を形成するが、最適化過程後半の折曲がり部の形成においては異なる形状となった。

特に $\alpha = 0$ （トルクのみ）での実験の材料パラメータの場合の折曲がり部は、(ii) ゆがみ変形に強い接着剤の最適界面形状に近い形状となり、応力集中する折曲がり部においてはパラメータが微小な項の最適形状となることもあるということが確認された。

以上より、目的に応じた多様な強度特性をもつ接着剤に対して、第2章の実験方法で材料パラメータを同定し、接着界面形状の最適化手法を適用することで、それぞれの接着剤の強度特性に応じて接着強度を高める接着界面形状を設計できるのではないかと期待できる。

第5章 結 論

輸送機器の更なる軽量化のためには、マルチマテリアル構造の実現が求められており、そのためには異種材料同士の接合が不可欠である。種々の異種材料の接合に適用可能な接着は、マルチマテリアル構造を構成するための接合手法として期待されており、接着部で強度を保証できるかは極めて重要な問題である。実機での接着界面は多軸応力場となるので、強度評価するには多軸応力状態に基づく評価関数が必要となる。そのような強度評価関数として、**Quadratic stress criterion** や破損関数などが提案されているが、接着剤に応じた材料パラメータを関数内に含んでおり、試験的に同定しなければならない。

そこで、本研究では汎用的な引張試験機を用いて接着層に多軸応力場を生じさせ、強度評価関数の材料パラメータを同定できる簡便な試験方法を提案した。また、試験的に同定された強度評価関数に基づき、接着強度を高める界面形状を導く最適設計手法の提案を行った。

各章で得られた結論は以下のとおりである。

第1章では、CO₂排出量削減の要請から輸送機器の軽量化が求められており、特に自動車においてはマルチマテリアル構造が研究されていることを記述した。マルチマテリアル構造を得るための異種材料の接合技術について概観し、接着が今後期待される接合技術のうちの一つであることを示した。実機の構造では接着部に多軸応力が生じるため、多軸応力場に基づく強度評価関数が必要であることを記述し、本研究では汎用的な引張試験機を用いた簡便な試験方法により強度評価関数の材料パラメータを同定することを、本研究の目的の一つとして述べた。次に同定された強度評価関数に基づき強度を高める最適構造設計手法として構造最適化を紹介し、本研究ではノンパラメトリックな最適化手法である形状最適化を用いて、多軸応力場で接着強度を高める接着界面形状を導く手法を提案することをつぎの目的として述べた。

第2章では、傾斜した接着層をもつ円筒試験片を提案し、引張試験時に傾斜角に応じた比率で接着層に垂直応力とせん断応力を生じることを示した。また、平板試験片を用いた引張せん断試験を行い接着剤のせん断剛性係数を得るとともに、本試験で想定されている準静的な荷重条件においては、ひずみ速度依存性は厚み依存性と比較して支配的ではないことを確認した。本研究では接着層の破損を比例限として定義することを述べ、

提案する円筒試験片の変位 - 荷重曲線から得られる比例限から、破損関数の材料パラメータを同定した。得られた破損曲線を異なる厚みの試験結果にも適用するため、スケール関数 δ を導入し、接着層の厚み h とべき乗則が成り立つことを示した。そして、べき乗則の関係から破損曲線を異なる厚みへ拡張した。

第3章では、異種材料接着構造の強度を高める接着界面形状の最適化手法を導出し、(i) 静水圧に強い接着剤の場合と (ii) 体積変化を伴わないゆがみ変形に強い接着剤の場合で界面形状最適化を行った。荷重条件として、引張荷重のみ、トルクのみ、両者の複合荷重の場合の3種類を考え、目的汎関数を破損関数の2乗和で定義した。得られた最適形状はトルクの割合が大きいほど、(i) では傾斜が大きく、(ii) では傾斜が小さくなる傾向を示した。簡略化したモデルより求まる解析解 φ_{min} と比較すると、形状最適化に伴い生成する傾斜角 φ^-, φ^+ は妥当な結果であることが確認されるとともに、最適形状に首尾よく至るには、荷重条件や材料パラメータに応じて初期形状を適切に選ぶ必要があることが示唆された。また、接着層の折曲がり部においても妥当な形状が得られていることから、本章で提案された接着界面形状の最適化手法は、接着層全体だけでなく応力集中が生じる局部でも適切な形状が得られると考えられる。

第4章では、目的汎関数として破損関数の平均値を用いた場合と、破損関数に KS 関数を適用した場合とで、第3章で定式化した界面形状最適化を行った。その結果、平均値を用いた最適化では極端な応力集中部も許容してしまう形状となり、 $\rho=10,5$ とした KS 関数を用いた最適化では最大値は減少するものの、局所的な形状変動のみが生じ、接着層全体として大きく形状変動しなかった。本解析においては接着層全体での形状変動も生じ、局部でも適切な形状が得られた破損関数の2乗和または $\rho=0.5$ とした KS 関数を用いた最適化が有用であることが示された。また、第2章で得られた破損関数の材料パラメータに基づく接着界面形状最適化を行い、妥当な形状が得られた。

以上より、本論文で提案する手法は、高分子設計により異なる強度特性をもつ種々の接着剤に対し、強度評価関数の材料パラメータを汎用的な引張試験機で同定し、接着界面形状最適化により接着強度を高める界面構造を導くことが期待できる。

参考文献

- (1) 国土交通省 website,
http://www.mlit.go.jp/sogoseisaku/environment/sosei_environment_tk_000007.html,
(accessed on 21 November 2018).
- (2) 西野浩介, 株式会社三井物産戦略研究所レポート, 3月15日号 (2017).
- (3) 国土交通省 website, <http://www.mlit.go.jp/common/001225519.pdf>, (accessed on 21 November 2018).
- (4) 兵藤知明, 岸輝雄, “自動車のマルチマテリアル化とその技術戦略”, 藤本雄一郎, 漆山雄太監修, 自動車のマルチマテリアル戦略, 株式会社エヌ・ティー・エス, (2017), pp. 3-9.
- (5) 藤本雄一郎, “欧州におけるマルチマテリアル・異材接合の動向と国内メーカーの対応策”, 藤本雄一郎, 漆山雄太監修, 自動車のマルチマテリアル戦略, 株式会社エヌ・ティー・エス, (2017), pp. 11-17.
- (6) ISMA website, <http://isma.jp/provision.html>, (accessed on 21 November 2018).
- (7) Goede, M., Stehlin, M., Rafflenbeul, L., Kopp, G. and Beeh, E., “Super Light Car—lightweight construction thanks to a multi-material design and function integration”, *European Transport Research Review*, Vol. 1, No. 1 (2009), pp. 5-10.
- (8) Martinsen, K., Hu, S. J. and Carlson, B. E., “Joining of dissimilar materials”, *CIRP Annals*, Vol. 64, No. 2 (2015), pp. 679-699.
- (9) 三瓶和久, “自動車メーカーにおけるマルチマテリアル化 ～日本の自動車メーカーの適用例を中心に～”, 藤本雄一郎, 漆山雄太監修, 自動車のマルチマテリアル戦略, 株式会社エヌ・ティー・エス, (2017), pp. 91-99.
- (10) 鈴木励一, “接合技術の現状から将来展望まで”, 藤本雄一郎, 漆山雄太監修, 自動車のマルチマテリアル戦略, 株式会社エヌ・ティー・エス, (2017), pp. 115-127.
- (11) Hino, M., Mitooka, Y., Murakami, K., Urakami, K., Nagase, H. and Kanadani, T., “Effect of aluminum surface state on laser joining between 1050 aluminum sheet and polypropylene resin sheet using insert materials” *Materials transactions*, Vol. 52, No. 5 (2011), pp. 1041-1047.
- (12) Katayama, S. and Kawahito, Y., “Laser direct joining of metal and plastic”, *Scripta*

- materialia, Vol. 59, No. 12 (2008), pp. 1247–1250.
- (13) 三瓶和久, “異種材料のレーザ接合技術”, 藤本雄一郎, 漆山雄太監修, 自動車のマルチマテリアル戦略, 株式会社エヌ・ティー・エス, (2017), pp. 129-137.
- (14) 二宮崇, 上向賢一, “レーザ溶接 / 摩擦攪拌接合技術によるチタン合金接合技術”, 藤本雄一郎, 漆山雄太監修, 自動車のマルチマテリアル戦略, 株式会社エヌ・ティー・エス, (2017), pp. 173-178.
- (15) 永塚公彬, 中田一博, “金属 / CFRP 異材抵抗スポット溶接技術”, 藤本雄一郎, 漆山雄太監修, 自動車のマルチマテリアル戦略, 株式会社エヌ・ティー・エス, (2017), pp. 139-147.
- (16) Mortazavi, S. N., Marashi, P., Pouranvari, M. and Masoumi, M., “Investigation on joint strength of dissimilar resistance spot welds of aluminum alloy and low carbon steel”, In *Advanced Materials Research*, Trans Tech Publications, Vol. 264, (2011), pp. 384-389.
- (17) Liyanage, T., Kilbourne, J., Gerlich, A. P., and North, T. H., “Joint formation in dissimilar Al alloy/steel and Mg alloy/steel friction stir spot welds, *Science and Technology of Welding and Joining*”, Vol. 14, No. 6 (2009), pp. 500–508.
- (18) Amancio-Filho, S. T., Bueno, C., Dos Santos, J. F., Huber, N. and Hage Jr, E., “On the feasibility of friction spot joining in magnesium/fiber-reinforced polymer composite hybrid structures”, *Materials Science and Engineering: A*, Vol. 528, Nos. 10-11 (2011), pp. 3841-3848.
- (19) Yusof, F., Miyashita, Y., Seo, N., Mutoh, Y. and Moshwan, R., “Utilising friction spot joining for dissimilar joint between aluminium alloy (A5052) and polyethylene terephthalate”, *Science and Technology of Welding and Joining*, Vol. 17, No. 7 (2012), pp. 544-549.
- (20) 杉本幸弘, 西口勝也, 田中耕二郎, “摩擦熱による異種材料接合技術”, 藤本雄一郎, 漆山雄太監修, 自動車のマルチマテリアル戦略, 株式会社エヌ・ティー・エス, (2017), pp. 101-108.
- (21) 行武栄太郎, “摩擦攪拌接合技術による難燃性マグネシウム合金接合技術”, 藤本雄一郎, 漆山雄太監修, 自動車のマルチマテリアル戦略, 株式会社エヌ・ティー・エス, (2017), pp. 153-160.
- (22) 福田敏彦, “摩擦攪拌接合技術によるアルミニウム合金接合技術”, 藤本雄一郎, 漆山雄太監修, 自動車のマルチマテリアル戦略, 株式会社エヌ・ティー・エス,

- (2017), pp. 161-172.
- (23) Meschut, G., Janzen, V. and Olfermann, T., “Innovative and highly productive joining technologies for multi-material lightweight car body structures”, *Journal of Materials Engineering and Performance*, Vol. 23, No. 5 (2014), pp. 1515-1523.
- (24) Ling, Z., Li, Y., Luo, Z., Feng, Y. and Wang, Z., “Resistance element welding of 6061 aluminum alloy to uncoated 22MnMoB boron steel”, *Materials and Manufacturing Processes*, Vol. 31, No. 16 (2016), pp. 2174-2180.
- (25) Rohde, M., Südmeyer, I., Urbanek, A. and Torge, M., “Joining of alumina and steel by a laser supported brazing process”, *Ceramics International*, Vol. 35, No. 1 (2009), pp. 333-337.
- (26) Sechi, Y., Tsumura, T. and Nakata, K., “Dissimilar laser brazing of boron nitride and tungsten carbide”, *Materials & Design*, Vol. 31, No. 4 (2010), pp. 2071-2077.
- (27) 平田好則, “NEDO/ISMA プロジェクトにおける溶接接合技術 (特集 異種材料溶接・接合の潮流)”, *溶接技術= Welding technology: 一般社団法人日本溶接協会誌*, Vol. 65, No. 5 (2017), pp. 40-44.
- (28) 鈴木晴彦, “セルフピアッシングリベット技術”, 藤本雄一郎, 漆山雄太監修, *自動車のマルチマテリアル戦略*, 株式会社エヌ・ティー・エス, (2017), pp. 149-152.
- (29) He, X., Pearson, I. and Young, K., “Self-pierce riveting for sheet materials: state of the art. *Journal of materials processing technology*”, Vol. 199, Nos. 1-3 (2008), pp. 27-36.
- (30) Fink, A., Camanho, P. P., Andrés, J. M., Pfeiffer, E. and Obst, A., “Hybrid CFRP/titanium bolted joints: Performance assessment and application to a spacecraft payload adaptor”, *Composites Science and Technology*, Vol. 70, No. 2 (2010), pp. 305-317.
- (31) Abe, Y., Mori, K. and Kato, T., “Joining of high strength steel and aluminium alloy sheets by mechanical clinching with dies for control of metal flow”, *Journal of materials processing technology*, Vol. 212, No. 4 (2012), pp. 884-889.
- (32) Lee, C. J., Kim, J. Y., Lee, S. K., Ko, D. C. and Kim, B. M., “Parametric study on mechanical clinching process for joining aluminum alloy and high-strength steel sheets”, *Journal of Mechanical Science and Technology*, Vol. 24, No. 1 (2010), pp. 123-126.
- (33) Szlosarek, R., Karall, T., Enzinger, N., Hahne, C. and Meyer, N. “Mechanical testing of flow drill screw joints between fibre-reinforced plastics and metals” *Materials Testing*, Vol. 55, No. 10, (2013), pp. 737-742.

- (34) 鈴木励一 “自動車のマルチマテリアル化と異材接合技術の実態: かしめ・嵌合技術の復活と発展 (特集 日本の溶接事情の今を知る 溶接を取り巻くニーズと課題)”, 溶接技術= Welding technology: 一般社団法人日本溶接協会誌, Vol. 65 No. 1 (2017), pp. 64-72.
- (35) 崎山達也, 村山元, 内藤恭章, 才田健二, 宮崎康信, 及川初彦, 野瀬哲郎, “自動車ボディにおける鋼板とアルミニウム合金板との異種金属接合技術”, 新日鉄技報, Vol. 393, (2012), pp. 91-98.
- (36) Min, J., Li, Y., Li, J., Carlson, B. E. and Lin, J., “Friction stir blind riveting of carbon fiber-reinforced polymer composite and aluminum alloy sheets”, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 76 Nos. 5-8 (2015), pp. 1403-1410.
- (37) Mori, K. I., Bay, N., Fratini, L., Micari, F. and Tekkaya, A. E., “Joining by plastic deformation”, CIRP Annals, Vol. 62, No. 2 (2013), pp. 673-694.
- (38) 佐藤千明, “自動車構造用接着接合技術の最新動向”, 鑄造工学, Vol. 83, No. 12 (2011), pp. 738-742.
- (39) Kawasaki, S., Nakajima, G., Haraga, K., and Sato, C., “Functionally graded adhesive joints bonded by honeymoon adhesion using two types of second generation acrylic adhesives of two components”, The Journal of Adhesion, Vol. 92, Nos. 7-9 (2016), pp. 517-534.
- (40) 山根健, “BMW におけるマルチマテリアル化と接着・接合技術の将来展望”, 藤本雄一郎, 漆山雄太監修, 自動車のマルチマテリアル戦略, 株式会社エヌ・ティー・エス, (2017), pp. 109-114.
- (41) 佐藤千明, “マルチマテリアル化を支える接着接合技術”, 藤本雄一郎, 漆山雄太監修, 自動車のマルチマテリアル戦略, 株式会社エヌ・ティー・エス, (2017), pp. 215-224.
- (42) 多賀康訓, “マルチマテリアル化を支える界面制御技術”, 藤本雄一郎, 漆山雄太監修, 自動車のマルチマテリアル戦略, 株式会社エヌ・ティー・エス, (2017), pp. 115-127.
- (43) 杉村博之, “高分子と金属の光活性化接合技術”, 藤本雄一郎, 漆山雄太監修, 自動車のマルチマテリアル戦略, 株式会社エヌ・ティー・エス, (2017), pp. 115-127.
- (44) Smith, S., Vrenken, J., & van der Veldt, T., “Structural performance of adhesive and weld-bonded joints in AHSS”, Welding in the World, Vol. 57, No. 1 (2013), pp. 147-156.

- (45) Sun, X., Stephens, E. V. and Khaleel, M. A., “Fatigue behaviors of self-piercing rivets joining similar and dissimilar sheet metals”, *International journal of fatigue*, Vol. 29, No. 2 (2007), pp. 370-386.
- (46) Smith, B., Spulber, A., Modi, S., Fiorelli, T., “Technology Roadmaps: Intelligent Mobility Technology, Materials and Manufacturing Processes, and Light Duty Vehicle Propulsion”, Center for Automotive Research, (2017)
- (47) JIS K6850, “接着剤-剛性被着材の引張せん断接着強さ試験方法”, (1999).
- (48) Ikegami, K. and Sugibayashi, T., “A method of estimating the strength of adhesive bonded joints of metals”, *The Journal of Adhesion*, Vol. 21, Nos. 3-4 (1987), pp. 211–227.
- (49) Adams, R. D., “Strength predictions for lap joints, especially with composite adherends”, A review, *The Journal of Adhesion*, Vol. 30, Nos. 1-4 (1989), pp. 219–242.
- (50) Pinto, A. M. G., Magalhães, A. G., Campilho, R. D. S. G., de Moura, M. F. S. F., and Baptista, A. P. M., “Single-lap joints of similar and dissimilar adherends bonded with an acrylic adhesive”, *The Journal of Adhesion*, Vol. 85, No. 6 (2009), pp. 351–376.
- (51) JIS K6854, “接着剤-はく離接着強さ試験方法”, (1999).
- (52) Kaelble, D. H., “Theory and analysis of peel adhesion: adhesive thickness effects”, *The Journal of Adhesion*, Vol. 37, Nos. 1-3 (1992), pp. 205–214.
- (53) Thouless, M. D. and Jensen, H. M., “Elastic fracture mechanics of the peel-test geometry, *The Journal of Adhesion*”, Vol. 38, Nos. 3-4 (1992), pp. 185–197.
- (54) Adams, R. D., Atkins, R. W., Harris, and J. A., Kinloch, A. J., “Stress analysis and failure properties of carbon-fibre-reinforced-plastic/steel double-lap joints”, *The Journal of Adhesion*, Vol. 20, No. 1 (1986), pp. 29–53.
- (55) da Silva, L. F., da Silva, R. A. M., Chousal, J. A. G. and Pinto, A. M. G., “Alternative methods to measure the adhesive shear displacement in the thick adherend shear test”, *Journal of Adhesion Science and Technology*, Vol. 22, No. 1 (2008), pp. 15-29.
- (56) Crocombe, A. D. and Adams, R. D. “An elasto-plastic investigation of the peel test”, *The Journal of Adhesion*, Vol. 13, Nos. 3-4 (1982), pp. 241-267.
- (57) Zhang, Y., Hazelton, D. W., Knoll, A. R., Duval, J. M., Brownsey, P., Repnoy, S., Soloveichik, S., Sundaram, A., McClure, R. B., Majkic, G., Selvamanickam, V., “Adhesion strength study of IBAD–MOCVD-based 2G HTS wire using a peel test”,

- Physica C: Superconductivity, Vol. 473, (2012), pp. 41-47.
- (58) 田中延宜, “接着剤の試験方法”, 溶接学会誌, Vol. 70, No. 4 (2001), pp. 416-420.
- (59) Jorgensen, G. J., Terwilliger, K. M., DelCueto, J. A., Glick, S. H., Kempe, M. D., Pankow, J. W., Pern, F. J., McMahon, T. J., “Moisture transport, adhesion, and corrosion protection of PV module packaging materials”, Solar Energy Materials and Solar Cells, Vol. 90, No. 16 (2006), pp. 2739-2775.
- (60) Brewer, J. C. and Lagace, P. A., “Quadratic stress criterion for initiation of delamination”, Journal of composite materials, Vol. 22, No.12 (1988), pp. 1141–1155.
- (61) Tsai, S. W. and Wu, E. M., “A general theory of strength for anisotropic materials” Journal of composite materials, Vol. 5, No. 1 (1971), pp. 58-80.
- (62) Drucker, D. C. and Prager, W., “Soil mechanics and plastic analysis or limit design. Quarterly of applied mathematics”, Vol. 10, No. 2 (1952), pp. 157-165.
- (63) Mahnken, R. and Schlimmer, M., “Simulation of strength difference in elasto-plasticity for adhesive materials, International journal for numerical methods in engineering”, Vol. 63, No. 10 (2005), pp. 1461–1477.
- (64) Cognard, J. Y., “Numerical analysis of edge effects in adhesively-bonded assemblies application to the determination of the adhesive behavior”, Computers and Structures, Vol. 86, No. 17 (2008), pp. 1704-1717.
- (65) Cognard, J. Y., Davies, P., Gineste, B., and Sohier, L., “Development of an improved adhesive test method for composite assembly design”, Composites Science and Technology, Vol. 65, No. 3 (2005), pp. 359-368.
- (66) Cognard, J. Y., Davies, P., Sohier, L., and Créac’hcadec, R., “A study of the non-linear behaviour of adhesively-bonded composite assemblies”, Composite Structures, Vol. 76, No. 1 (2006), pp. 34-46.
- (67) Bossler, F. C., Franzblau, M. C., and Rutherford, J. L., “Torsion apparatus for measuring shear properties of adhesive bonded joints”, Journal of Physics E: Scientific Instruments, Vol. 1, No. 8 (1968), pp. 829–833.
- (68) Liechti, K. M. and Hayashi, T., “On the uniformity of stresses in some adhesive deformation specimens”, The Journal of Adhesion, Vol. 29, Nos. 1-4 (1989), pp. 167–191.
- (69) Chai, H., “Observation of deformation and damage at the tip of cracks in adhesive bonds

- loaded in shear and assessment of a criterion for fracture”, *International Journal of Fracture*, Vol. 60, No. 4 (1993), pp. 311–326.
- (70) Chai, H., “The effects of bond thickness, rate and temperature on the deformation and fracture of structural adhesives under shear loading, *International journal of fracture*”, Vol. 130, No. 1 (2004), pp. 497–515.
- (71) Richardson, D. E., McLennan, M. L., Anderson, G. L., Macon, D. J., and Batista-Rodriguez, A., “Multiaxial, temperature, and time-dependent (matt) failure model”, *The Journal of Adhesion*, Vol. 79, No. 2 (2003), pp. 157–174.
- (72) Spaggiari, A., Castagnetti, D., and Dragoni, E., “Mixed-mode strength of thin adhesive films: experimental characterization through a tubular specimen with reduced edge effect”, *The Journal of Adhesion*, Vol. 89, No. 8 (2013), pp. 660–675.
- (73) Teutenberg, D., Meschut, G., Schlimmer, M., Kroll, U., and Matzenmiller, A., “Testing, material data and identification of model parameters for toughened structural adhesives”, *Annual Meeting of the Adhesion Society* (2013).
- (74) Prager, W., “A note on discretized Michell structures”, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 3, No. 3 (1974)., pp. 349-355.
- (75) Liu, Y., Matsunaka, D., Shimoda, M., and Shibutani, Y., “Interface shape design of multi-material structures for delamination strength”, *Mechanical Engineering Journal*, Vol. 3, No. 1 (2016), DOI:10.1299/mej.15-00360.
- (76) Shimoda, M., Otani, H. and Shi, J. X., “Design optimization of composite structures composed of dissimilar materials based on a free-form optimization method”, *Composite Structures*, Vol. 146 (2016), pp. 114-121 DOI:10.1016/j.compstruct.2016.03.012.
- (77) 西脇眞二, 泉井一浩, 菊池昇, “計算力学レクチャーコース トポロジー最適化”, 丸善出版株式会社, (2013), p. 25.
- (78) Kreisselmeier, G., Steinhauser, R., “Systematic Control Design by Optimizing a Vector Performance Index”, *IFAC Proceedings Volumes*, Vol. 12, No. 7 (1979), pp. 113-117.
- (79) JIS K6850, “アルミニウム及びアルミニウム合金の板及び条”, (2014).
- (80) 尾崎弘, 谷口慶治, “画像処理”, 共立出版株式会社, (1988), p.154.
- (81) 白鳥則郎監修, “未来へつなぐデジタルシリーズ 28 画像処理”, 共立出版株式会社, (2014), p. 89.
- (82) JIS G3101, “一般構造用圧延鋼材”, (2015).

- (83) Green, R. J., "A plasticity theory for porous solids", *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 14, No. 4 (1972), pp. 215–224.
- (84) 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*, Vol. 37, No. 3 (2001), pp. 109-118.
- (85) 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*, Vol. 37, No. 9 (2001), pp. 339-347.
- (86) 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*, Vol. 61, No. 590 (1995), pp. 2235-2240.
- (87) 金子堅司, 奈良橋一也, "複合応力下の接着強度評価基準に関する研究" *日本機械学会論文集 A 編*, Vol. 73, No. 726 (2007), pp. 201-208.
- (88) 金子堅司, "エポキシ接着継ぎ手の複合負荷下の強度基準とその接着層厚さ依存性" *日本機械学会論文集*, Vol. 80, No. 816 (2014),
DOI:10.1299/transjsme.2014smm0218
- (89) da Silva, L. F. M., Rodrigues, T. N. S. S., Figueiredo, M. A. V., de Moura, M. F. S. F., and Chousal, J. A. G., "Effect of adhesive type and thickness on the lap shear strength", *The Journal of Adhesion*, Vol. 82, No. 11 (2006) pp. 1091–1115.
- (90) 柴田俊忍, 大谷隆一, 駒井謙治郎, 井上達雄, "材料力学の基礎", 培風館, (2011), p. 63.
- (91) Michell, A. G. M., "The limits of economy of material in frame-structures", *The London, Edinburgh, and Dublin Philosophical Magazine and Journal of Science*, Vol. 8, No. 47 (1904), pp. 589-597.
- (92) Chan, A. S. L., "The design of Michell optimum structures", *College of Aeronautics Cranfield*, (1960).
- (93) 日本機械学会編, "構造・材料の最適設計", 技報堂出版, (2007), p. 119.
- (94) 畔上秀幸, "形状最適化問題", 森北出版株式会社, (2016), p. 340.
- (95) 畔上秀幸, "領域最適化問題の一解法" *日本機械学会論文集 A 編*, Vol. 60, No. 574 (1994), pp. 1479-1486.
- (96) 畔上秀幸, "形状最適化問題の正則化解法", *日本応用数学会論文誌*, Vol. 22, No.2 (2014), pp. 83-138.
- (97) 下田昌利, 大谷光, 史金星, "異種材料で構成される 3 次元熱弾性構造体の界面形

- 状同定”，日本機械学会論文集, Vol. 81, No. 825 (2015), DOI:10.1299/transjsme.15-00017
- (98) 下田昌利, 畔上秀幸, 桜井俊明, “形状最適化におけるミニマックス問題の数値解法: 最大応力と最大変位の最小設計”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol. 63, No. 607, (1997), pp. 610-617.
- (99) 下田昌利, 米倉正人, 劉陽, “最大応力最小化を目的とするシェル構造体のフリーフォーム最適化”, 日本機械学会論文集, Vol. 81, No. 821 (2015), DOI:10.1299/transjsme.14-00389.
- (100) 渋谷陽二, “塑性の物理 ”, 森北出版株式会社, (2011), p. 34.

謝 辞

本論文をまとめるにあたり、大阪大学大学院 工学研究科 機械工学専攻 澁谷陽二 教授には、終始懇切なるご指導、ご鞭撻を賜りました。澁谷 教授には素晴らしい研究環境を提供して頂いてだけでなく、研究に対する姿勢や考え方に至るまで熱心にご指導頂きましたことを謹んで感謝の意を表します。

また、ご多忙の中、本論文の審査の労を取って頂くとともに、貴重なご意見、有益なご討論を下さりました大阪大学大学院 工学研究科 機械工学専攻 箕島弘二 教授、大阪大学大学院 工学研究科 マテリアル生産科学専攻 廣瀬明夫 教授、大阪大学大学院 工学研究科 機械工学専攻 山崎慎太郎 准教授には厚く御礼申し上げます。

本研究を遂行するにあたり大阪大学大学院 工学研究科 機械工学専攻 田中展 講師には、終始暖かいご指導と的確なご教示を多く頂きました。深く感謝いたします。また、本論文でまとめられた接着構造の強度評価ならびに最適構造設計を研究するにあたり、崇城大学大学院 工学研究科 機械工学専攻 劉陽 准教授、大阪大学大学院 工学研究科 機械工学専攻 木村真祐子 技術補佐員、株式会社アコオ機工 岩崎昌彦 様には多大なるご支援とご協力を頂きましたことを、心より御礼申し上げます。

また、著者が学部生の頃より、大阪大学大学院 基礎工学研究科 機能創成専攻 垂水竜一 教授には、日々の研究活動におきまして多くのご助言、ご討論を頂きました。深く感謝いたします。大阪大学大学院 工学研究科 機械工学専攻 松本由香 事務補佐員には研究生を送るうえで数々の便宜をはかって頂きました。大変お世話になりました。著者と同時期に研究室に在籍した多くの学生の皆様には、様々な刺激を受け取るとともに多くの苦楽を分かち合いましたことをお礼申し上げます。

最後に、博士課程への進学を快諾し経済的にも精神的にも支えて下さり、博士課程のあいだ暖かく見守って下さった父母および兄に感謝のことばを述べて結びといたします。

研究業績

関連論文

- Tanaka, H., Kimura, M., Imori, M., Shibutani, Y., and Liu, Y., Failure criteria of adhesive joints between aluminum circular pipes under multiaxial stress state, Key Engineering Materials, Vol. 725 (2016), pp. 383–388.
- Imori, M., Tanaka, H., Kimura, M., Shibutani, Y., and Liu, Y., Simple evaluation method of adhesive failure criterion in multiaxial stress states by uniaxial tensile tests, Mechanical Engineering Journal, Vol. 5, No. 1 (2018), DOI:10.1299/mej.17-00577.
- 飯森理人, 渋谷陽二, 田中展, 劉陽, 不変量破損則に基づく多軸応力場での接着界面形状最適化, 日本機械学会論文集, (掲載予定)

国際会議

- Imori, M., Tanaka, H., Shibutani, Y., Liu, Y., Evaluation of adhesive bonding strength based on failure criterion with stress invariants, Asia-Pacific Conference on Fracture and Strength 2018 (APCFS2018), (2018), Xian, China.

国内会議

- 飯森理人, 田中展, 渋谷陽二, 劉陽, レベルセット法によるコンプライアンス最小化のトポロジー最適化と Michell 最適構造の一樣強さとの関連性, 日本機械学会第 25 回設計工学・システム部門講演会 (D&S2015), (2015), 信州大学
- 飯森理人, 田中展, 渋谷陽二, 劉陽, レベルセット法を用いたトポロジー最適化と Hencky の式に基づく応力一樣性の関係, 日本機械学会関西支部第 91 期定時総会講演会, (2016), 大阪電気通信大学
- 飯森理人, 田中展, 渋谷陽二, 多軸応力状態の接着層の強度評価手法の提案と接着層厚み効果の検討, 日本機械学会第 30 回計算力学講演会 (CMD2017), (2017), 近畿大学
- 飯森理人, 渋谷陽二, 田中展, 劉陽, 不変量破損則を用いた接着構造強度最大化のための接着層形状最適化, 日本機械学会第 31 回計算力学講演会 (CMD2018), (2018), 徳島大学

その他の公表

- 革新的新構造材料等研究開発「平成 28 年度成果報告会」(ポスターセッション), 新構造材料技術研究組合 (ISMA), (2017)
- 革新的新構造材料等研究開発「平成 29 年度成果報告会」(ポスターセッション), 新構造材料技術研究組合 (ISMA), (2018)

受賞

- 日本設計工学会 2015 年度武藤栄次賞優秀学生賞