

Title	異材継手の界面強度の評価法に関する基礎的研究
Author(s)	秋山, 哲也
Citation	大阪大学, 1993, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.11501/3075140
rights	
Note	

Osaka University Knowledge Archive : OUKA

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

Osaka University

異材継手の界面強度の評価方法に
関する基礎的研究

平成5年9月

秋山哲也

第1章 緒論	1
1. 1 本研究の背景および目的	1
1. 1. 1 異材継手の強度評価方法の研究現状	1
1. 1. 2 問題点	3
1. 1. 3 研究の目的と研究範囲	4
1. 2 本論文の構成	4
第2章 強度評価方法の基本的な考え方	7
2. 1 緒言	7
2. 2 実用化されている均一材の強度評価方法の分析	7
2. 3 仮想き裂のエネルギー解放率の提案	8
2. 4 仮想き裂のエネルギー解放率を用いた強度評価方法の適用条件 に関する理論的検討	10
2. 5 現実の界面に対する対応策	13
2. 6 結言	14
第3章 異材界面端部の応力分布の特徴	15
3. 1 緒言	15
3. 2 外荷重を受ける場合の応力分布の特徴	15
3. 2. 1 特異性の理論	15
3. 2. 2 代表的試験片形状における特異性	17
3. 2. 3 応力分布	18
3. 3 残留応力が生じる場合の応力分布の特徴	20
3. 3. 1 特異性の理論的検討	20
3. 3. 2 応力分布	24
3. 4 結言	27
第4章 エネルギー解放率と仮想き裂長さの関係	29
4. 1 緒言	29
4. 2 外荷重を受ける場合	29
4. 2. 1 エネルギー解放率と仮想き裂長さの関係	29
4. 2. 2 端部形状の異なる試験片間での強度評価	33
4. 3 残留応力が生じる場合	34
4. 3. 1 エネルギー解放率と仮想き裂長さの関係	34
4. 3. 2 端部形状が異なる試験片間での強度評価	37
4. 4 残留応力を持つ試験片の強度評価	39
4. 5 結言	40

第5章	界面端部の残留応力分布を揃えるために必要な試験片寸法の条件	42
5. 1	緒言	42
5. 2	異材界面端部の残留応力分布に及ぼす試験片寸法の影響	42
5. 2. 1	板幅の影響	42
5. 2. 2	板厚の影響	43
5. 3	エネルギー解放率に及ぼす試験片寸法の影響	45
5. 4	結言	46
第6章	ねじり試験機の提案	48
6. 1	緒言	48
6. 2	試験機の試作	48
6. 2. 1	荷重負荷形式の選定	48
6. 2. 2	試験機と試験片の構造	49
6. 3	検定	50
6. 3. 1	試験機	50
6. 3. 2	試験片	51
6. 4	結言	54
第7章	強度評価方法の妥当性の検討	55
7. 1	緒言	55
7. 2	実験方法	55
7. 2. 1	各種継手試験片の作製	55
7. 2. 2	引張試験	57
7. 2. 3	せん断試験	58
7. 3	実験結果	58
7. 3. 1	破断経路	58
7. 3. 2	破断強度	64
7. 4	ϕ による強度評価の可能性の検討	66
7. 4. 1	残留応力を考慮した試験片形状	66
7. 4. 2	同じ端部形状で外応力の場合	68
7. 4. 3	異なる端部形状で外応力の場合	70
7. 4. 4	異なる端部形状で熱応力の場合	71
7. 4. 5	試験片が塑性変形する場合	72
7. 5	各種異材継手への適用例	73
7. 5. 1	溶射部材	73
7. 5. 2	鋼-接着剤継手	74
7. 6	結言	75
第8章	結論	77

謝 辞	82
参 考 文 献	83
付 録 - 1 境界要素法による残留応力の計算精度	85
付 録 - 2 ϕ 値の計算方法と計算精度	86
付 録 - 3 ϕ 値の整理パラメータ	89
3. 1 外応力場	89
3. 2 残留応力場	89
付 録 - 4 ϕ 値に及ぼすポアソン比の影響	91
付 録 - 5 き裂表面に表面力を与えた場合の応力拡大係数について	92
発 表 論 文	95

第 1 章 緒論

1. 1 本研究の背景および目的

新しい機能を有する複合材料の開発，材料の表面のみに特殊な機能を持たせるための溶射，高密度な集積回路を保護するためのパッケージ，自動車や航空機で使用される構造接着など，最近の工業製品中には，異種材料の接合部が多く存在する．このため，強度が保証された工業製品を設計，製作するためには，異種材料の接合継手部（以後，異材継手と呼ぶ）の強度を評価しておく必要がある．

異材継手の界面端部には応力の特異点が存在する．特異応力の分布形状を決定する指数（以後，特異性指数と呼ぶ）は，複数個存在する場合や複素数となる場合がある¹⁾．このため，応力分布を表すために多くの変数を用いなくてはならない場合が生じ，このことが異材継手の強度評価を困難にしていると考えられる．

一方，強度評価方法の工学的な利用価値を高めるには，精度が良いだけではなく，取扱いが簡単であることが必要である．そのための1つの条件として，強度評価パラメータの数が少ないことを挙げることができる．さらに工学的には，試験片の強度試験結果から実構造物の強度が推定できること，すなわち相対的な強度の比率の推定が行えることは，十分意義のあることであると考えられる．

本研究では，1つの実験値をもとに，寸法形状の異なる試験片の強度を，できるだけ少ない数のパラメータを用いて，精度良く予測する方法を提案することを目的としている．

本章では，異材継手の強度評価に関する研究現状として，異材継手の応力分布，強度評価方法，試験片形状について取り上げ，これらの問題点を明らかにし，本論文の位置づけと目的を明確にする．

1. 1. 1 異材継手の強度評価方法の研究現状

異材継手は，製造過程で加熱・冷却の熱履歴を受けることが多く，残留応力を生じることが多い．そこで，異材継手の応力分布の原因を，外荷重による場合と残留応力による場合に分けて，研究現状を検討する．

外荷重が異材継手に負荷された場合，異材継手の界面端部には，応力の特異点¹⁾が発生することが知られている．特異挙動の解明については，Williamsの固有関数展開法²⁾を用い，特異性指数を求める研究がなされてきている．異材界面にき裂を有する継手では，特異性指数が複素数となり， $0.5+i\varepsilon$ の形で表され， ε は材料の組み合わせで決まる定数であることなども明らかにされている³⁾．したがって，種々の材料の組み合わせや端部形状に対し，特異性指数に関する情報を得るには十分な現状にあるといえる．また，特異性の消失条件などを検討した報告⁴⁾もある．

残留応力に関しては，残留応力の特異性について検討した報告⁵⁾は多くない．数値計算を行って残留応力分布を算出している報告がなされている．しかし，研究者の目的が，現実的な残留応力の緩和方法にあるため⁶⁾，実験結果を理解し説明するために数値計算が行われており，残留応力の特異性に関する理論的な検討

を行った報告は少ないようである。また、残留応力によって発生するき裂の進展方向を予測する理論的検討⁷⁾がなされている。

強度評価方法を、強度評価パラメータの種類で分類すると、大きく3つに分類される。第1はJIS規格⁸⁾⁻¹⁰⁾中に認められる破断時の公称応力、第2はエネルギー解放率 ϕ を用いる方法¹¹⁾⁻¹⁶⁾、第3は特異性指数と応力拡大係数を用いる方法¹⁷⁾⁻¹⁹⁾である。

結城ら^{13), 14)}は、異材継手の静的強度に関する研究において、透明な異材継手の供試材に荷重の負荷と除荷を繰り返し、進展するき裂の長さとコンプライアンスの変化からエネルギー解放率 ϕ を求め、I, IIのモードに分離し、 ϕ_I , ϕ_{II} の2つをパラメータにした強度評価を試みている。モードIとモードIIの成分が異なるように工夫した種々の形状の試験片の破壊条件から、 ϕ_I と ϕ_{II} のグラフ上に破壊条件を整理している。また、異材継手の疲労き裂の進展速度は、全エネルギー解放率¹⁵⁾、全エネルギー解放率に対応した応力拡大係数¹⁶⁾で整理できると報告している。

服部ら¹⁷⁾⁻¹⁹⁾は、鉄-ニッケル合金とレジンの異材継手に温度変化を与え、熱応力のみによる剥離発生条件を、特異性指数と応力拡大係数の2つのパラメータで整理している。特異性指数が2つの実数や複素数となる場合には、最大の実数部を用いて整理している。特異性指数と剥離限界の応力拡大係数を整理したグラフをもとに、種々の継手の強度評価が行えることを示している。突き合わせ継手に対し、応力拡大係数基準をとっている研究²⁰⁾もある。

特異性に注目した強度評価方法を、強度評価の対象となる強度、試験片、強度評価パラメータの数に注目してまとめると、以下のようになる。

①強度評価の対象となる強度には、静的強度^{13), 14), 17)-19)}と、疲労強度のうちき裂進展速度^{15), 16)}の2つが、取り上げられている。

②試験片の特徴は、人工欠陥を有するもの^{13), 14)}、静的試験において試験片に進展中のき裂が存在するもの¹⁴⁾、疲労き裂が存在するもの^{15), 16)}、欠陥やき裂が存在しないもの¹⁷⁾⁻¹⁹⁾に分類される。

③強度評価パラメータの数は、特異性指数の代表値と応力拡大係数の代表値の2つのパラメータを用いる方法¹⁷⁾⁻¹⁹⁾とエネルギー解放率¹³⁾⁻¹⁵⁾やエネルギー解放率に対応した応力拡大係数¹⁶⁾の1つのみのパラメータを用いる方法に分類される。

パラメータの数と試験片の特徴を突き合わせて考えると、人工欠陥や予き裂の無い試験片に対しては2つのパラメータを用いた強度評価、人工欠陥付き試験片の静的強度や疲労き裂の進展速度および静的強度評価でもき裂発生後の強度の評価のように、欠陥やき裂の存在している試験片の強度については、1つのパラメータにより強度評価が行われているのが現状である。

試験片に応力を発生させる手段を分類すると、外荷重による方法と熱応力を発生させる方法に大別される。荷重負荷形式を分類すると、引張、せん断、混合モード、曲げに分類される。また、目的で分類すると、作製した異材継手の強度の相対比較を目的とするものと強度評価方法の研究のための試験片に大別される。

引張試験は、JIS規格の溶射部材の付着力の試験⁸⁾⁻¹⁰⁾をはじめ、異材継手の接合方法を研究する分野では、接合強さの相対比較を行う目的で多く用いられている。拡散接合²¹⁾やセラミックスと金属のろう付けにおける、メタライズ方法の研究²²⁾⁻²⁴⁾、ろう材やインサート材の研究²⁵⁾⁻²⁷⁾など多くの研究に用いられている。せん断試験もインサート材の研究など²⁶⁾⁻²⁸⁾で強度の相対比較に用いられている。溶射部材のせん断試験も行われており、ねじり試験²⁹⁾を行うもの、引張試験を改良したもの³⁰⁾、³¹⁾、圧縮試験を改良したもの³²⁾などを挙げることができる。セラミックスと金属の接合継手や溶射部材に曲げ試験を行った報告²⁵⁾もある。これらも、強度の相対比較を目的としている。

1. 1. 2 問題点

外応力場による応力分布に関する研究では、特異性の理論が種々の材料の組み合わせ、端部形状に対して明らかになっているが、具体的な応力分布に関する検討は少ない。たとえば、特異性指数が異なっても、おおむね同じと見なせる応力分布があるのかどうか、特異性指数が異なる応力分布をすべて区別して考えなくては強度評価を行うことはできないのかなどの問題の回答は得られていない。

残留応力による応力分布に関しては、残留応力の特異性に関する検討があまりなされていないようである。残留応力の特異性と外応力の特異性は同じと考えるのも良いのかそれとも違うのか、残留応力の応力分布を検討するとき特異性の指数の情報だけが与えられれば十分なのかどうか、こうした問題に対する回答は未だ存在しないようである。

欠陥を有しない試験片の強度評価は、特異性指数の代表値と応力拡大係数の代表値の2つのパラメータで強度評価がなされている。しかし、特異性指数が複数個存在する場合や複素数となる場合には、この代表値には、応力特異場を特徴づけるパラメータとしての一般性がないと考えられている¹⁶⁾。一方、エネルギー解放率またはエネルギー解放率に対応した応力拡大係数のみを用いて、1つのパラメータで強度評価がなされている研究では、欠陥やき裂を有する試験片に対する強度評価並びに、静的強度評価であってもき裂発生後の強度の評価に適用されている。

工学的には、欠陥の無い構造物を作ることが望まれる。したがって、欠陥やき裂の無い状態で、特異性指数が複数個存在する場合や複素数となる場合でも使用できる強度評価方法が望まれる。また、外応力場を対象にした強度評価の研究では、共通して残留応力が考慮されていない場合が多いという問題点も残されている。

以上のことから、欠陥やき裂が存在せずかつ残留応力が存在する異材継手の破壊強度を評価するためには、どのような形状の試験片を用いて、何を強度評価パラメータに選んで実験すれば良いのかという問題に答えることのできる現状ではない。

材料開発に主眼をおいた研究では、強度の相対比較が行えれば良いという観点から、引張試験が多く用いられている。せん断試験は、正確なせん断荷重の負

荷が困難であるために、広くは用いられていないようである。一方、強度評価の立場からは、たとえば引張試験結果からせん断試験結果の推定が行える保証がない限り、せん断強度はせん断試験を行って求めなくてはならない。引張荷重は比較的正確に負荷できるのに対し、せん断荷重を正確に負荷することが困難なため、せん断試験方法は普及していないのが現状である。

1. 1. 3 研究の目的と研究範囲

工学的に利用価値のある強度評価方法の1つの条件として、強度評価パラメータの数が少ないことを挙げることができる。また、欠陥やき裂が存在せずかつ残留応力が存在する異材継手の静的強度を評価する方法を確立することも工学的に意義があると考えられる。しかし、欠陥やき裂が存在しない異材継手では界面の特異応力分布は複数の特異性指数を持つ場合があり、これは、強度評価パラメータを少なくするという要求と相反する。

本研究の目的は、1つの実験値をもとに、寸法形状の異なる試験片の強度を予測することを対象とし、欠陥やき裂が存在せずかつ残留応力が存在する異材継手の静的強度を評価するためには、どのような形状の試験片を用いて、何を強度評価パラメータに選んで実験すれば良いのかという問題に答えることである。

特異性指数が複数個存在する場合や複素数となる場合、特異応力分布を正確に表現するためには、複数個の変数が必要となる。したがって、まず、特異性指数が複数個存在する場合や複素数となる場合にも、一般性を失わない力学的パラメータを見いだす必要がある。本論文では、このパラメータとして、仮想したき裂のエネルギー解放率 \mathcal{G} の比率を提案する。一方、仮想したき裂のエネルギー解放率 \mathcal{G} の値は仮想するき裂長さの影響を受けるのに対し、精度良く強度評価を行うために必要な仮想き裂長さの条件は明かではない。さらに、種々の特異性を持つ試験片に対し、仮想き裂の \mathcal{G} 値を用いて強度評価を行った場合に生じる問題点も明らかではない。仮想き裂長さの条件を検討するためには、具体的な応力分布を調べる必要がある。そのためには、外荷重の場合と残留応力の場合の応力分布を詳細に検討する必要がある。また、種々の特異性を持つ試験片に対し仮想き裂の \mathcal{G} 値を用いて強度評価を行った場合に生じる問題点を明確にするためには、 \mathcal{G} 値と仮想き裂長さの関係が特異性によってどのように変化するのか、 \mathcal{G} 値と仮想き裂長さの関係を簡潔に表現する方法はいかなるものかについて検討する必要がある。実用的観点からは、できるだけ小さい試験片で強度評価が行えることが望ましい。一方、残留応力に関する研究があまりなされていないため、試験片寸法を変化させたときの残留応力の変化には不明な点が多い。

以上のことから、残留応力を揃えるための試験片寸法の条件、精度良く強度評価を行うために必要な仮想き裂長さの条件、 \mathcal{G} 値と仮想き裂長さの関係を簡潔に表現する方法が明らかになれば、本研究の目的は達成される。最後に、本研究で明かとなった強度評価方法を種々の異材継手に適用し、実験で確認することを本論文の研究範囲とする。

1. 2 論文の構成

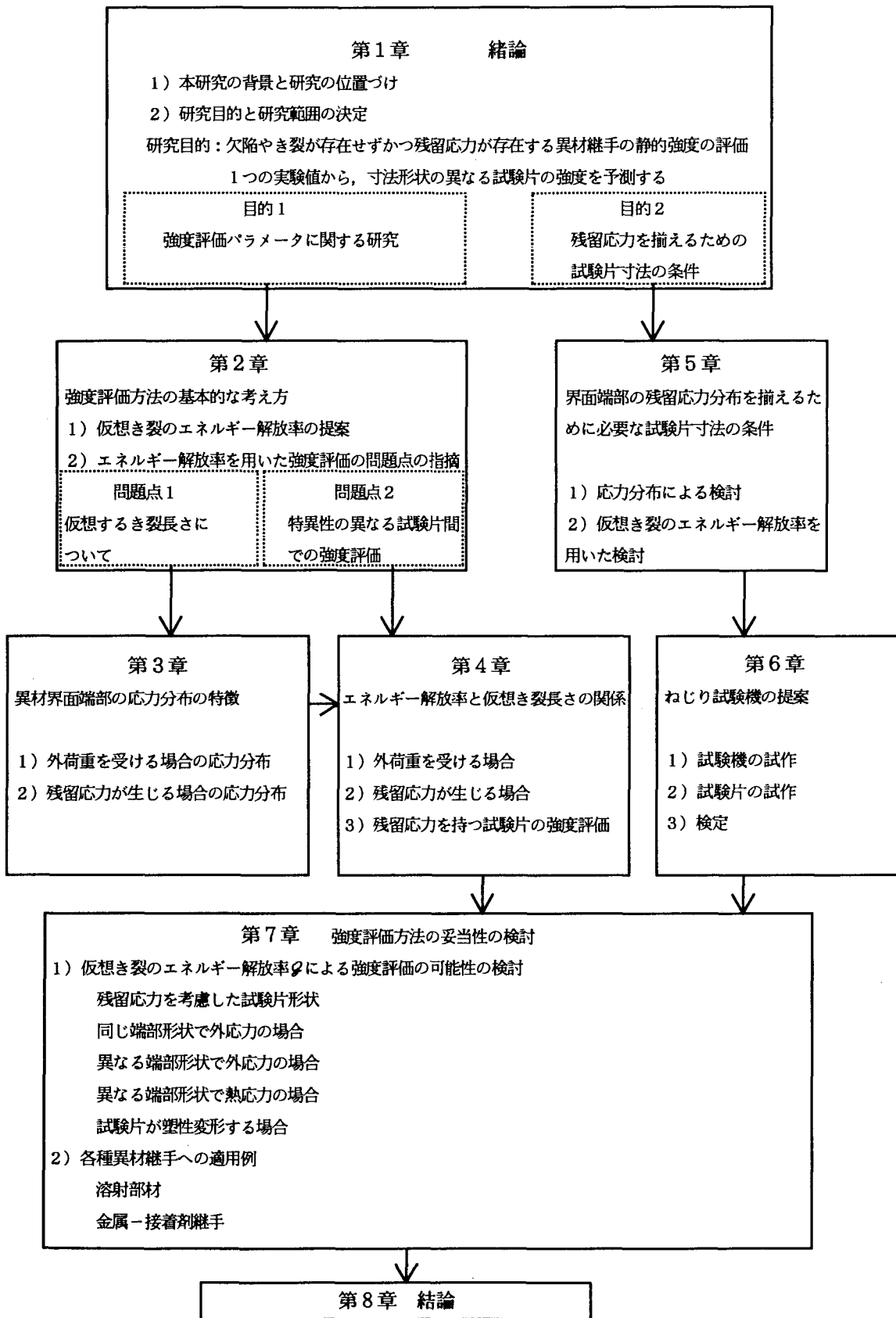


Fig.1.1 Flow chart of this study.

本論文の構成および流れを Fig.1.1 に示す。本論文は全 8 章から構成されている。第 1 章では、異材継手の強度評価に関する従来の研究と問題点を取り上げ、本研究の目的と研究範囲を決定するに至った背景を述べている。本研究の目的は、欠陥やき裂が存在せずかつ残留応力が存在する異材継手の静的強度を、1 つの実験値をもとに予測するためには、どのような形状の試験片を用いて、何を強度評価パラメータに選んで実験すれば良いのかを明らかにすることである。

第 2 章では、強度評価方法の基本的な考え方を述べている。異材継手の界面端部にき裂を仮想して得られるエネルギー解放率の比率を用いることを提案し、つぎに、エネルギー解放率の比率による強度評価の問題点を指摘している。この問題点を解決する方法について、第 3 章、第 4 章で検討している。

第 3 章では、仮想するき裂長さの条件を検討するために、外荷重の場合と残留応力が生じる場合について、界面端部の応力分布の特徴を調べている。

第 4 章では、特異性が異なる試験片にエネルギー解放率の比率を用いて強度評価したときに生じる問題を取り扱っている。第 3 章で明らかにした応力分布の特徴を基に、特異性の違いをエネルギー解放率の計算結果から見分ける方法を述べている。

第 5 章では、残留応力によって異材界面端部に生じる応力分布が同じになるために必要な試験片寸法の条件、き裂を仮想した試験片のエネルギー解放率が同じになるために必要な試験片寸法の条件を検討している。

第 6 章では、ねじり荷重を負荷するための試験機を試作し、第 7 章ではねじり試験機と引張試験機を用いて、種々の異材継手の強度評価を行っている。

第 8 章では、本研究の総括として、各章で得られた結論をまとめている。

第2章 強度評価方法の基本的な考え方

2. 1 緒言

均一材の強度評価の分野では、たとえば破壊靱性値のように、1つのパラメータで強度評価ができる場合がある。これは、1つのパラメータで応力分布の形と大きさが1つに決まるためであると考えられる。1つのパラメータで強度評価が行えることは、取扱いが簡単で、実用上好ましいことである。

欠陥やき裂が存在しない異材継手の界面端部の応力分布は、特異性指数が複数個存在したり、複素数となる場合があり、1つのパラメータで応力分布の形と大きさを決定することができない。均一材の強度評価でも切欠き材の疲労強度の分野では、切欠き底の応力分布に応力集中率・切欠き深さ・切欠き半径など多くのパラメータが影響するため、1つのパラメータではうまく強度評価できない場合がある。一方、西谷らによると、切欠き深さが深いとき、最大応力と切欠き半径の2つのパラメータが決まると、おおむね切欠き底の応力分布は1つに決まるとされている。このとき切欠き材の疲労強度の実験値は、切欠き深さに関係なく、最大応力と切欠き半径の2つのパラメータで評価することができる^{34) 35)}。この2つのパラメータは、応力分布の絶対値を決めるパラメータと分布の形を決めるパラメータと考えることができる。

異材界面の応力分布では、特異点が存在するため、応力分布の絶対値を決めるパラメータとして最大応力を用いることができない。また、分布形状を示すパラメータに、すべての特異性指数を用いることは、取扱いが煩雑になり、実用的でなくなる。

本章では、異材継手の強度の比率を予測するために、均一材の強度評価の場合に応力分布の絶対値を決めるために用いられている最大応力に相当するパラメータをまず検討し、つぎに均一材の切欠き材の疲労強度の評価の場合に応力分布の形を決めるために用いられている切欠き半径に相当するパラメータを検討することで、現実的に取扱い易く精度の良い異材継手の強度評価パラメータを提案することを目的とする。

2. 2 実用化されている均一材の強度評価方法の分析

Fig. 2.1は、2つの強度評価パラメータを必要とする均一材の強度評価の例で、切欠き材の疲労強度の強度評価である。疲労強度が、切欠き材の降伏条件のみではうまく強度評価できない事実から、第2点の応力を考慮する考え方³³⁾を経て、応力分布のきびしさを弾性応力場でとらえる考え方³⁴⁾に受け継がれ、最大応力 σ_{max} と切欠き半径 ρ の2つ³⁵⁾のパラメータが用いられ、各種問題に適用されている。この強度評価方法には、疲労現象の機構の詳細を定量的に評価することをせず、切欠き底の応力分布を定量的に評価しているという特徴がある。すなわち、疲労き裂の発生点近傍である切欠き底の応力分布が同じであれば、同じ機構で同じ現象が生じると考えている。応力分布を決定する因子は、最大応力と分布形状であり、切欠き底の応力の分布形状を具体的に決定する因子は切欠き半径である。

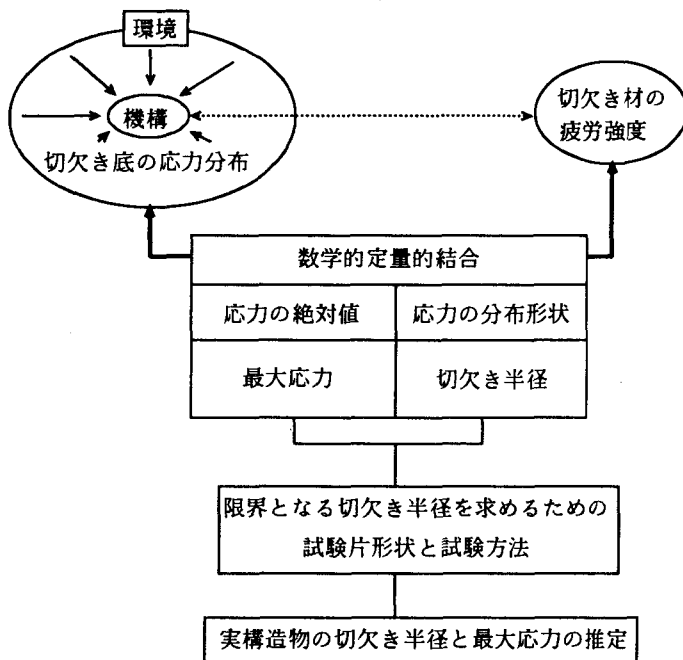


Fig.2.1 Method for estimating fatigue strength.

同じ機構で同じ現象が生じるという観点に立ち、応力分布を定量的に評価する方法を見いだす必要がある。

2. 3 仮想き裂のエネルギー解放率の提案

Fig.2.2 に、同じ材料の組み合わせで形状と寸法が異なる2つの異材継手に

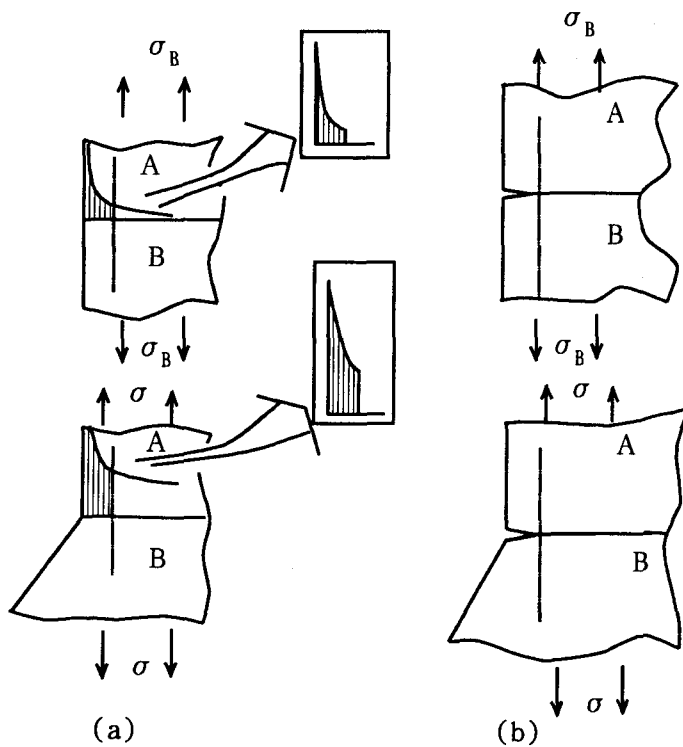


Fig.2.2 Method for comparing stress distributions in two different specimens.

そのため、強度評価パラメータには、最大応力と切欠き半径が用いられている。一方、平均応力など応力負荷条件が異なると、限界となる切欠き半径の値が変化するため、特定の応力負荷条件で求めた疲労強度や限界の切欠き半径の大きさから、ほかの応力負荷条件での疲労強度を正確に予測できる現状にはない。均一材よりもさらに複雑な破壊機構を持つと考えられる異材継手の強度評価方法を検討するためには、まず、破壊の発生点近傍である界面端部の応力分布の大きさと形状が同じであれば同

外荷重を荷重した場合の応力分布を模式的に示す。上段に示す試験片での破断時の公称応力が σ_B であることが実験で確認されているとき、下段の寸法形状の試験片の破断時の公称応力を推定することが、本研究の目的である。異材界面の応力分布には特異点が存在するため、応力分布の大きさを示すために最大応力を用いることができない。応力分布の形状を表すために、すべての特異性指数を用いることは、取扱いが煩雑になり、実用的でなくなる。そこで、Fig.2.2に示すように、図(a)中の界面端部から同じ大きさの領域内の特異応力分布をそれぞれ取り出して比較することとした。比

較の方法として、図(b)に示すように、比較する領域と同じ寸法の仮想き裂を試験片に設け、それぞれのエネルギー解放率 G を比較することを提案する。エネルギー解放率は、応力分布との間に力学的関係があり、1実数として得ることができる。したがって、一般性を持ちかつ1つのパラメータで強度評価を行うパラメータとして、利用できる可能性がある。

Fig. 2.3は、仮想き裂の G 値を用いて、仮想き裂が無い状態での応力分布の大きさを比較することが可能であることを示す模式図である。図は、異材の界面端部に仮想のき裂を設けた場合の界面端部近傍の応力分布の成分を示している。(b)はき裂を仮想する前の応力分布である。(c)は(b)の状態を(a)の状態にするために必要な応力分布で、図(b)の応力分布の内、図(a)に示すき裂表面に相当する部分の応力を零にするために、(b)の応力分布とは逆向きの表面力をき裂表面に負荷した状態を示している。(a)で得られる応力分布は、(b)と(c)の和である。図(b)中の界面に生じている特異応力は、図(c)の表面力で打ち消され、図(a)の応力分布に対する図(b)の応力分布の寄与は有限な値でしかない。すなわち、図(a)で得られる G 値は、主に仮想き裂の範囲までの、仮想き裂導入前の応力分布を反映していることになる。また、界面にき裂を有する半無限板の異材継手の場合、図(a)と(c)の条件で得られる G 値は互いに等しい。仮想き裂導入後の特異応力場のエネルギー解放率 G を用いて比較を行えば、応力分布に注目するよりは計算精度が良く³⁶⁾かつ、振動の問題も無い。また、弾性状態では、エネルギー解放率はJ積分値と等しいことから、計算した G 値の計算ミスなどを、積分経路独立性を用いて確認することができる。

以上より、欠陥の無い異材界面の特異応力場の強さを表すために、仮想き裂導入後のエネルギー解放率 G を用いることを提案する。

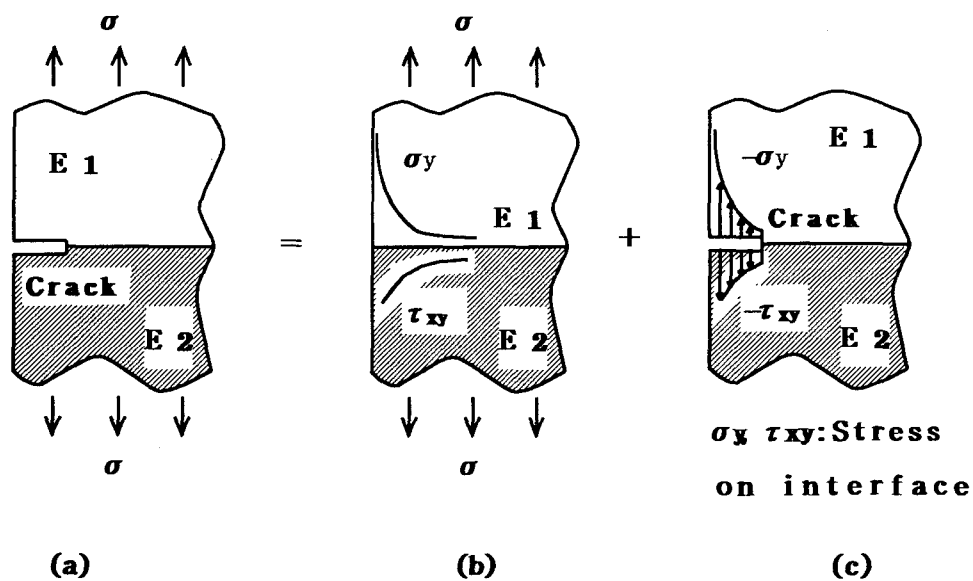


Fig.2.3 Superposition for bonded plates with imaginary crack.

2. 4. 仮想き裂のエネルギー解放率を用いた強度評価方法の適用条件
に関する理論的検討

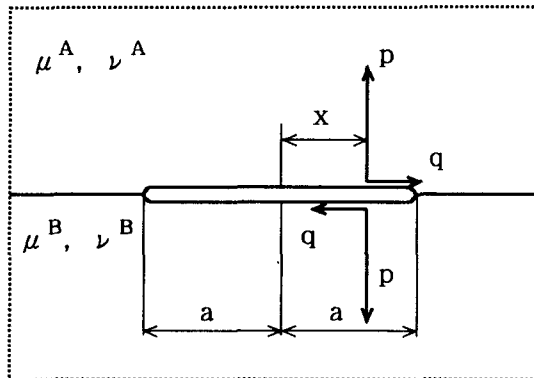


Fig.2.4 A finite crack opened by wedge forces.

仮想き裂の \mathcal{G} 値は、仮想き裂長さの影響を受ける。したがって、き裂の長さを仮定して得られる \mathcal{G} 値の絶対値には、破壊を決める固有の値としての意味はなく、仮想き裂の \mathcal{G} 値の相対値を比較することで意味が生じる。一方、2つの試験片の強度を比較するとき、2つの試験片の破断応力を用いて求めた \mathcal{G} 値の比率が、仮想き裂長さの影響を受けて変化したなら、用いる仮想き裂の長さによって強度評価結果が異なるという問題が生じる。したがって、強度評価に仮想き裂の \mathcal{G} を用いるためには、

少なくとも \mathcal{G} 値の比率を仮想き裂長さに関係なく一定値として得るための条件を明らかにする必要がある。

そこで、仮想き裂長さに関係なく \mathcal{G} 値の比率が得られる条件について検討した結果を以下に述べる。

Fig.2.4は、半無限板の異材界面に存在する長さ $2a$ のき裂の中心から距離 x の位置に、表面力 p, q が作用した状態を示す。

このときの応力拡大係数は、

$$K = K_I - iK_{II} = (p - iq) \cdot f(x) \cdot \exp\{ig(x)\}$$

ただし

$$f(x) = [(a+x) / \{a\pi(a-x)\}]^{1/2}$$

$$g(x) = \varepsilon \cdot \ln\{2a(a-x) / (a+x)\}$$

$$\varepsilon = (1/2\pi) \cdot \ln\{(\mu_B \kappa_A + \mu_A) / (\mu_A \kappa_B + \mu_B)\}$$

$$\kappa = (\lambda + 3\mu) / (\lambda + \mu)$$

λ, μ : ラーメの定数

平面応力 のとき

$$\mu = E/2(1+\nu) \quad : \quad \lambda = \nu E / (1-\nu^2)$$

平面ひずみ のとき

$$E' = E / (1-\nu^2) \quad : \quad \nu' = \nu / (1-\nu)$$

で与えられる⁴⁰⁾。

Fig.2.4のき裂をFig.2.3(a)の仮想き裂(長さ $2a^*$)と考え、表面力 p, q を仮想き裂導入前の特異応力分布と考えて $p(x), q(x)$ として、 \mathcal{G} 値の比率が仮想き裂長さに関係なく一定値として得られる条件を検討する。このときの応力

拡大係数は次式となる。

$$\begin{aligned}
 K_{\text{I}} - i K_{\text{II}} &= \int_{-a^*}^{a^*} \{p(x) - i q(x)\} \cdot f(x) \cdot \exp\{i \cdot g(x)\} dx \\
 &= \int_{-a^*}^{a^*} \sqrt{p(x)^2 + q(x)^2} \cdot f(x) \cdot \\
 &\quad \left\{ \frac{p(x)}{\sqrt{p(x)^2 + q(x)^2}} - i \frac{q(x)}{\sqrt{p(x)^2 + q(x)^2}} \right\} \cdot e^{i g(x)} dx \\
 &= \int_{-a^*}^{a^*} \sqrt{p(x)^2 + q(x)^2} \cdot f(x) \cdot e^{i(g(x) - \theta)} dx
 \end{aligned}$$

$$\text{ここで } \theta = \tan^{-1} \frac{q(x)}{p(x)}, \quad 0 \leq \theta \leq 2\pi$$

異材継手のエネルギー解放率 \mathcal{G} が、均一材のき裂の問題のエネルギー解放率と同じように、き裂面上の相対変位と応力分布とから求められるエネルギーの変化量で決定されるとすると、き裂面の接触を考えないモデルでは、相対変位も応力分布も $K_{\text{I}} + i K_{\text{II}}$ と材料定数およびき裂先端からの距離の関数の積として表されるため、エネルギー解放率 \mathcal{G} は $K_{\text{I}}^2 + K_{\text{II}}^2$ と材料定数の関数の積として表される。したがって、材料の組み合わせが同じで、寸法形状が異なる試験片間の強度の比較を考える場合、両者の $K_{\text{I}}^2 + K_{\text{II}}^2$ の比が、仮想き裂長さに関係なく一定値として得られる条件を検討すれば良いことになる。 $K_{\text{I}}^2 + K_{\text{II}}^2$ は次式となる。

$$\begin{aligned}
 K_{\text{I}}^2 + K_{\text{II}}^2 &= \left\{ \int_{-a^*}^{a^*} \sqrt{p(x)^2 + q(x)^2} \cdot f(x) \cdot \cos\{g(x) - \theta\} dx \right\}^2 \\
 &\quad + \left\{ \int_{-a^*}^{a^*} \sqrt{p(x)^2 + q(x)^2} \cdot f(x) \cdot \sin\{g(x) - \theta\} dx \right\}^2
 \end{aligned}$$

強度評価を行う試験片 A, B について、添え字 A, B で表すと、
試験片 A については

$$\begin{aligned}
 (K_{\text{I}}^2 + K_{\text{II}}^2)^{\text{A}} &= \left\{ \int_{-a^*}^{a^*} \sqrt{p^{\text{A}}(x)^2 + q^{\text{A}}(x)^2} \cdot f(x) \cdot \cos\{g(x) - \theta^{\text{A}}\} dx \right\}^2 \\
 &\quad + \left\{ \int_{-a^*}^{a^*} \sqrt{p^{\text{A}}(x)^2 + q^{\text{A}}(x)^2} \cdot f(x) \cdot \sin\{g(x) - \theta^{\text{A}}\} dx \right\}^2
 \end{aligned}$$

試験片 B については

$$(K_{\text{I}}^2 + K_{\text{II}}^2)^{\text{B}} = \left\{ \int_{-a^*}^{a^*} \sqrt{p^{\text{B}}(x)^2 + q^{\text{B}}(x)^2} \cdot f(x) \cdot \cos\{g(x) - \theta^{\text{B}}\} dx \right\}^2$$

$$+ \left\{ \int_{-a^*}^{a^*} \sqrt{p^B(x)^2 + q^B(x)^2} \cdot f(x) \cdot \sin\{g(x) - \theta^B\} dx \right\}^2$$

となる。

両エネルギー解放率の比が，仮想き裂長さすなわち積分範囲に関係なく常に一定値Cになるためには

$$\sqrt{p^B(x)^2 + q^B(x)^2} = C \sqrt{p^A(x)^2 + q^A(x)^2} \quad (2.1)$$

が常に成立し，かつ

$$\cos\{g(x) - \theta^A\} = \pm \cos\{g(x) - \theta^B\} \quad (2.2)$$

かつ

$$\sin\{g(x) - \theta^A\} = \pm \sin\{g(x) - \theta^B\}$$

または

$$\cos\{g(x) - \theta^A\} = \pm \sin\{g(x) - \theta^B\} \quad (2.3)$$

かつ

$$\sin\{g(x) - \theta^A\} = \pm \cos\{g(x) - \theta^B\}$$

が常に成立しなくてはならない。

また， $p(x)$ ， $q(x)$ は，仮想き裂導入前の界面上の σ_y ， τ_{xy} に相当するから，式(2.1)と式(2.2)を同時に満たす条件または式(2.1)と式(2.3)を同時に満たす条件を σ_y ， τ_{xy} を用いて表すと，以下のようなになる。

1) σ_y^A と σ_y^B ， τ_{xy}^A と τ_{xy}^B の応力分布の形が相似であること

$$\frac{\sigma_y^B}{\sigma_y^A} = \frac{\tau_{xy}^B}{\tau_{xy}^A} = \pm \sqrt{C} \quad (2.4)$$

2) σ_y^A と τ_{xy}^B ， τ_{xy}^A と σ_y^B の応力分布の形が相似であること

$$\frac{\tau_{xy}^B}{\sigma_y^A} = -\frac{\sigma_{xy}^B}{\tau_{xy}^A} = \pm \sqrt{C} \quad (2.5)$$

のどちらかを満足する必要がある。

3) σ_y または τ_{xy} のどちらか一方が，他方に比べて非常に小さいときには，

$$\tau_{xy}^A \ll \sigma_y^A \text{ で} \quad (2.6)$$

$$\sigma_y^B \ll \tau_{xy}^B \text{ のとき } \frac{\tau_{xy}^B}{\sigma_y^A} = \pm \sqrt{C} \quad , \quad \tau_{xy}^B \ll \sigma_y^B \text{ のとき } \frac{\sigma_y^B}{\sigma_y^A} = \pm \sqrt{C}$$

$\sigma_y^A \ll \tau_{xy}^A$ で

$$\sigma_y^B \ll \tau_{xy}^B \text{ のとき } \frac{\tau_{xy}^B}{\tau_{xy}^A} = \pm \sqrt{C} \quad , \quad \tau_{xy}^B \ll \sigma_y^B \text{ のとき } \frac{\sigma_y^B}{\tau_{xy}^A} = \pm \sqrt{C}$$

が，条件となる。

以上のことから，仮想き裂長さに関係なく，常に ϕ 値の比率が一定値として得られるためには，厳密には同じ特異性指数を持っており，応力の分布の形状が同じであることが必要であることが分かる。

つぎに，異なる仮想き裂長さに対する ϕ 値の変化ならびにその変化とき裂を仮想する前の応力分布との関係について検討する。

Fig. 2.4に示したモデルを用いて，厳密に，仮想き裂導入前の応力分布と ϕ 値

の関係を導き出すことは困難であるので、ここでは、Fig.2.4を均一材として取扱い、定性的な検討を行う。

Fig.2.4の無限板の均一材の長さ a^* のき裂面に圧力分布

$$p(x) = k\sigma_0|x|^{-\lambda} \quad (2.7)$$

が与えられたとき、

ϕ 値は

$$\phi(a^*) \propto (a^*)^{(1-2\lambda)} \quad \text{となる.}$$

$$m = (1 - 2\lambda) \quad (2.8)$$

とおくと、仮想き裂のエネルギー解放率は、仮想き裂長さの m 乗に比例して増加する事が分かる（以後、 m を仮想き裂のエネルギー解放率の増加指数と呼ぶ。）。

異材継手の界面端部の応力分布は、式(2.7)よりも指数項が多い場合があり、式(2.8)のような簡単な式で、 ϕ 値と仮想き裂長さの関係を特徴づけられる保証はないが、異材継手に於ける仮想き裂のエネルギー解放率の増加率が同じであれば、仮想き裂の ϕ 値を用いた強度評価結果は仮想き裂長さに依存しないことになる。そのための条件は、式(2.4), (2.5), (2.6)である。

2. 5 現実の界面に対する対応策

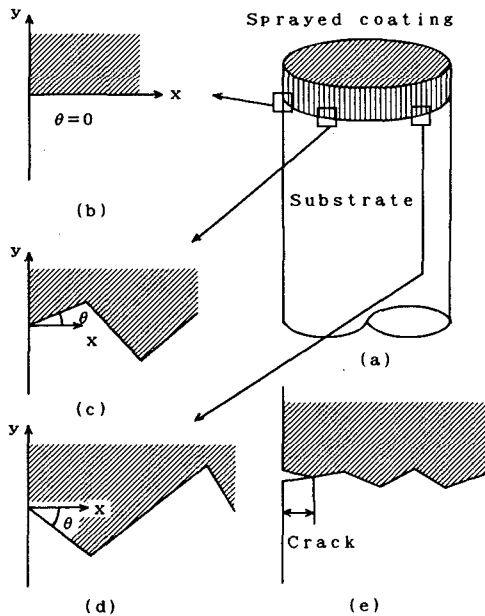


Fig.2.5 Shapes of interface and imaginary crack: (a)macro-scopic view, (b),(c) and (d)micro-scopic view, (e)imaginary crack.

現実の界面には加工精度の問題などの為
 に微小な凹凸が存在したり、溶射部材ではブ
 ラスティング処理によってあえて凹凸を与
 える場合もある。このように、数学モデルでは
 1本の直線や平面で表される部分も、現実の
 製品や試験片では、微小な凹凸を含んでいる。
 Fig.2.5は、微小な凹凸について検討するた
 めの図である。異材界面端部には、凹凸のた
 めに、種々の角度の界面が存在し、種々の特
 異性を持つことになる。もしも、微小な凹凸
 の1つの破壊が、試験片全体の強度を支配し
 ているならば、個々の凹凸について検討する
 が必要があると思われる。一方、応力分布を特
 異応力分布が支配している範囲よりも十分小
 さい間隔で凹凸が不規則に分布しているよう
 な場合で、複数の凹凸部分の破壊条件が試験
 片の強度を支配しているような場合には、現
 実の凹凸に忠実な仮想き裂を考えなくても、
 マクロ的な界面に沿ってき裂を仮想すれば良
 いと考えられる。

2. 6 結言

異材の界面端部にき裂など欠陥が存在しない試験片の強度の比率の評価を、できるだけ少ない数のパラメータで行う方法を検討し、以下の結論を得た。

- 1) 欠陥の無い異材継手の強度の比率の評価に、仮想き裂のエネルギー解放率 ϕ の比率を用いることを提案した。
- 2) 仮想き裂のエネルギー解放率 ϕ の比率を用いた強度評価結果が、仮想き裂の長さの影響を受けないための条件を明らかにした。
- 3) 仮想き裂の長さがエネルギー解放率 ϕ に及ぼす影響を示す指標として、仮想き裂のエネルギー解放率の増加指数 m を提案した。 m 値が等しい試験片間での強度評価では、強度評価結果に仮想き裂長さは影響しない。

第3章 異材界面端部の応力分布の特徴

3. 1 緒言

第2章で、異材継手の界面端部の応力分布を簡単な指数関数と仮定して、仮想き裂のエネルギー解放率と仮想き裂長さの関係を検討し、仮想き裂のエネルギー解放率の増加指数 m を提案した。

複数の特異性指数を持つ異材継手の応力分布を近似的に1つの指数関数で表せるならば、エネルギー解放率と仮想き裂長さの関係を、エネルギー解放率の増加指数 m のような簡単な形で表現できる可能性がある。さらに、応力分布を簡単な指数関数で表現できる範囲が明確になれば、仮想き裂長さに影響されない強度評価を行うために必要な仮想き裂長さの条件が明確となる。

一方、種々の特異性指数を持つ応力分布が如何なる分布形状であるのかを具体的に調べた報告は少ないようである。さらに、残留応力によって生じる応力分布では、特異性指数の個数や指数の値が外荷重の場合のそれと同じになるか否かについての結論が得られていないようである。

本章では、試験片形状に代表的な2つの形状を選び、外荷重により生じる応力分布と残留応力によって生じる応力分布の特徴を調べた。

3. 2 外荷重を受ける場合の応力分布の特徴

3. 2. 1 特異性の理論

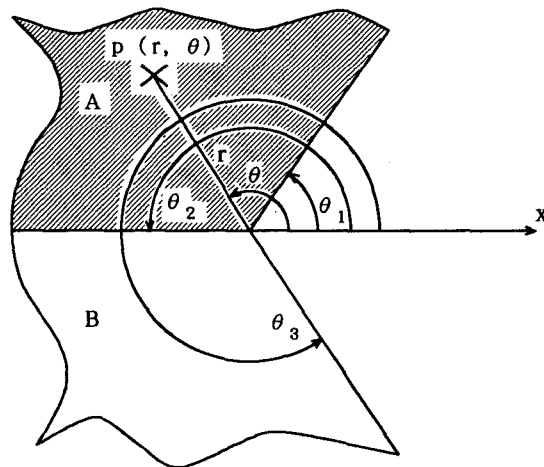


Fig.3.1 Coordinates used for analyzing singularity.

半無限板の異材界面端部をFig. 3.1に示す。A材、B材の界面上にx軸をとり、極座標の原点を特異点となる異材継手の界面端部にとる。このとき、変位と応力は Muskhelishvili⁸⁾ の複素応力関数 $\phi(z)$ 、 $\phi(z)$ によって、次式で表される。

変位は

$$2\mu(u + iv) = \left\{ \kappa \phi(z) - z \overline{\phi'(z)} - \overline{\phi(z)} \right\} e^{-i\theta} \quad (3.1)$$

ただし, u, v : 極座標系での r, θ 方向の変位

$$z = x + iy = r e^{i\theta} \quad : \text{複素数}$$

$$\kappa = (\lambda + 3\mu) / (\lambda + \mu)$$

λ, μ : ラーメの定数

平面応力のとき

$$\mu = E / 2(1 + \nu) \quad : \quad \lambda = \nu E / (1 - \nu^2)$$

平面ひずみのとき

$$E' = E / (1 - \nu^2) \quad : \quad \nu' = \nu / (1 - \nu)$$

応力は

$$\sigma_\theta + i \tau_{r\theta} = \phi'(z) + \overline{\phi'(z)} + \{ z \phi''(z) + \phi'(z) \} e^{2i\theta} \quad (3.2)$$

$$-\sigma_r + i \tau_{r\theta} = -\phi'(z) - \overline{\phi'(z)} + \{ z \phi''(z) + \phi'(z) \} e^{2i\theta} \quad (3.3)$$

となる.

応力関数 $\phi(z)$, $\overline{\phi(z)}$ を多項式で展開する^{38), 39)}.

$$\phi(z) = a z^t + \phi_0(z)$$

$$\overline{\phi(z)} = b z^t + \overline{\phi_0(z)}$$

ただし, $\phi_0(z) = \sum a_n z^n$, $\overline{\phi_0(z)} = \sum b_n z^n$

n : 正の整数 t : 複素数, $0 < \text{Re}\{t\} < 1$

a, b, a_n, b_n : 複素数

原点近傍の応力の特異性を調べる場合には, $z \rightarrow 0$ より, 特異項以外の項は特異項に比べて無視され, 応力関数は次のように表すことができる.

$$\phi(z) = a z^t \quad (3.4)$$

$$\overline{\phi(z)} = b z^t \quad (3.5)$$

式(3.2), (3.3)および式(3.4), (3.5)より, 特異応力の指数は $-(1-t)$ となる.

式(3.4), (3.5)を式(3.1)に代入し, z の1次項が特異項に比べて無視できることを用いて整理すると, 変位は次の関数で与えられる.

$$u = r^t f(\theta) \quad (3.6)$$

$$v = r^t g(\theta) \quad (3.7)$$

ただし, $f(\theta)$, $g(\theta)$ は, 角度 θ の関数

式(3.6), (3.7)を用いてひずみを求め, 応力の釣合方程式を満足する条件を用いると, $f(\theta)$, $g(\theta)$ は次式となる.

$$f(\theta) = m_1 \sin(t+1)\theta + m_2 \cos(t+1)\theta$$

$$+ m_3 \sin(t-1)\theta + m_4 \cos(t-1)\theta$$

$$g(\theta) = -m_2 \sin(t+1)\theta + m_1 \cos(t+1)\theta$$

$$- (\lambda + \kappa) / (\lambda - \kappa) \cdot m_4 \sin(t-1)\theta$$

$$+ (\lambda + \kappa) / (\lambda - \kappa) \cdot m_3 \cos(t-1)\theta$$

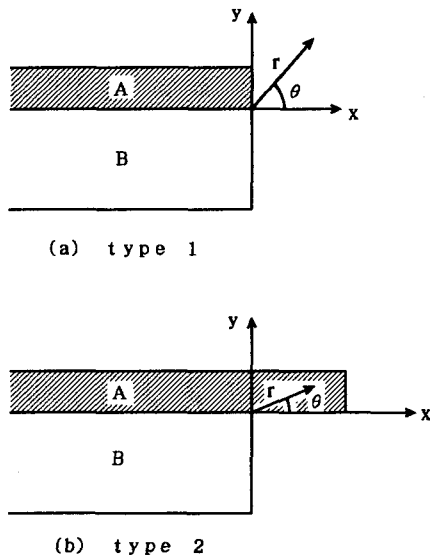
ただし, m_1, m_2, m_3, m_4 : 複素数

Fig. 3.1 の力学の境界条件は次の8つである.

- (1) 物体Aの自由面 $\theta = \theta_1$ で面に垂直な応力が零となる.
- (2) 物体Aの自由面 $\theta = \theta_1$ でせん断応力が零となる.
- (3) 物体Bの自由面 $\theta = \theta_3$ で面に垂直な応力が零となる.
- (4) 物体Bの自由面 $\theta = \theta_3$ でせん断応力が零となる.
- (5) 物体AとBの境界面 $\theta = \theta_2$ で, 物体AとBで界面に垂直な応力が等しい.
- (6) 物体AとBの境界面 $\theta = \theta_2$ で, 物体AとBでせん断応力が等しい.
- (7) 物体AとBの境界面 $\theta = \theta_2$ で, 物体AとBで界面に垂直方向の変位 u が連続である.
- (8) 物体AとBの境界面 $\theta = \theta_2$ で, 物体AとBで界面に平行な方向の変位 v が連続である.

以上の応力と変位に関する8つの方程式を満たす固有値として t を求めると, 特異項の指数 $-(1-t)$ が得られる²⁾.

3. 2. 2 代表的試験片形状における特異性



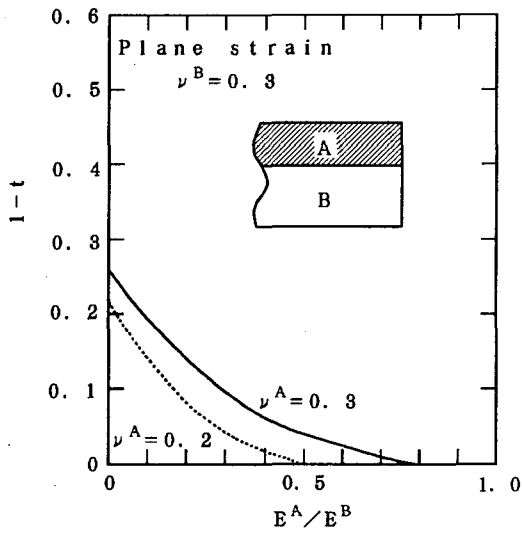
つぎに, 特異項の次数の計算結果の一例を示す. 界面端部近傍の形状を Fig. 3.2 に示す. (a)のタイプ1は, Fig. 3.1の $\theta_1 = \pi/2$, $\theta_2 = \pi$, $\theta_3 = 3\pi/2$ の条件に相当し, (b)のタイプ2は, $\theta_1 = 0$, $\theta_2 = \pi$, $\theta_3 = 3\pi/2$ に相当する. 現行の強度試験方法を対象に考える限り, 界面端部形状はこれら2つのタイプで代表されることが考えられる. 例えば JIS H8664, H8666 などがタイプ1に該当し, インプラントタイプの試験や DIN の試験片がタイプ2に該当する. 特異性指数は, 両材料のヤング率の比 E^B/E^A と各々のポアソン比 ν^A, ν^B および端部形状の関数である⁷⁾から, Fig. 3.3では, 横軸を E^B/E^A , ポアソン比をパラメータにして示してある. 多くの材料のポアソン比が0.25から0.3の間にある⁵⁰⁾ことから, $\nu^B = 0.3$ と固定し, ν^A が0.2の場合と0.3の場合について計算している. 図(b)の縦軸の $Re\{t\}$ と $Im\{t\}$ は, 複素根 t の実数部と虚数部を意味する.

Fig.3.2 Two types of specimens used for numerical analysis.

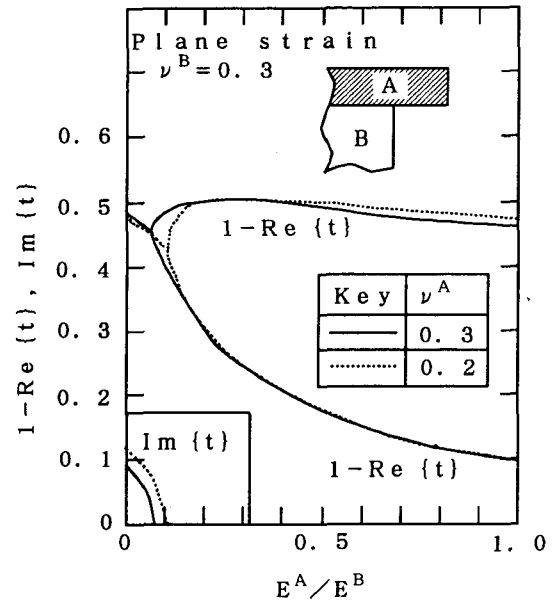
図より, タイプ1では, 特異項の個数は1, 指数は1実数であることがわかる. タイプ2では, E^A/E^B が約0.1以下になると複素数が現れ, 約0.1以上で2実数が現れている.

図より, タイプ1では, 特異項の個数は1, 指数は1実数であることがわかる. タイプ2では, E^A/E^B が約0.1以下になると複素数が現れ, 約0.1以上で2実数が現れている.

以上のことから, タイプ1の形状の強度評価試験の場合でも, 均一材のき裂材強度評価のように, 特異性指数を特定の1つの値に固定して考えることができないこと, タイプ2の形状の場合には, 特異性指数が2個となる場合があり, 均一材のき裂材強度評価のように1つの応力拡大係数で特異応力場の大きさを表現できないことが分かる.



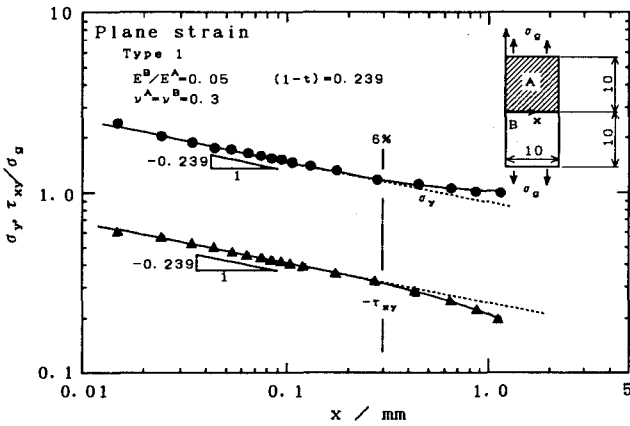
(a) type 1



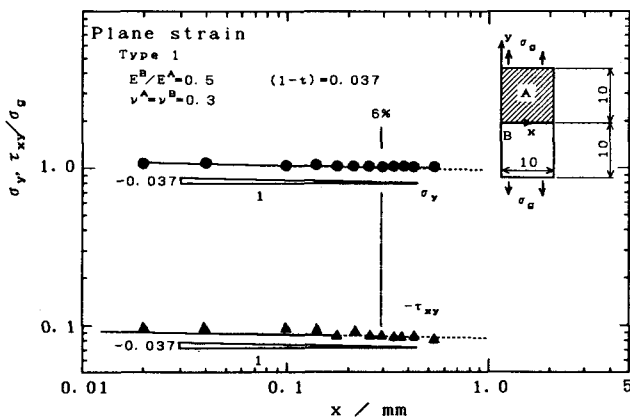
(b) type 2

Fig.3.3 Relation between the ratio of Young's moduli and order of stress singularity.

3. 2. 3 応力分布



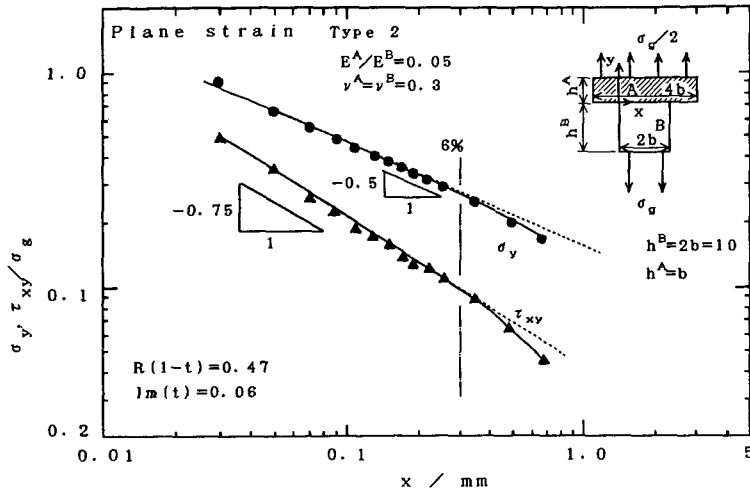
(a) $E^B/E^A=0.05$



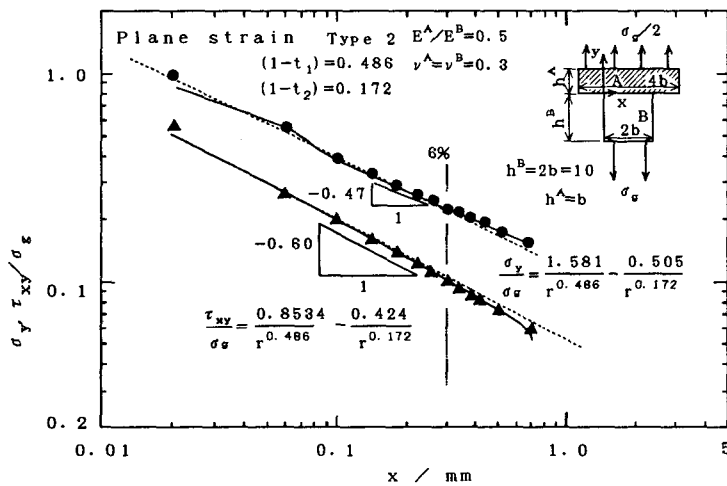
(b) $E^B/E^A=0.5$

Fig.3.4 Stress distributions at the interface of type 1 specimen.

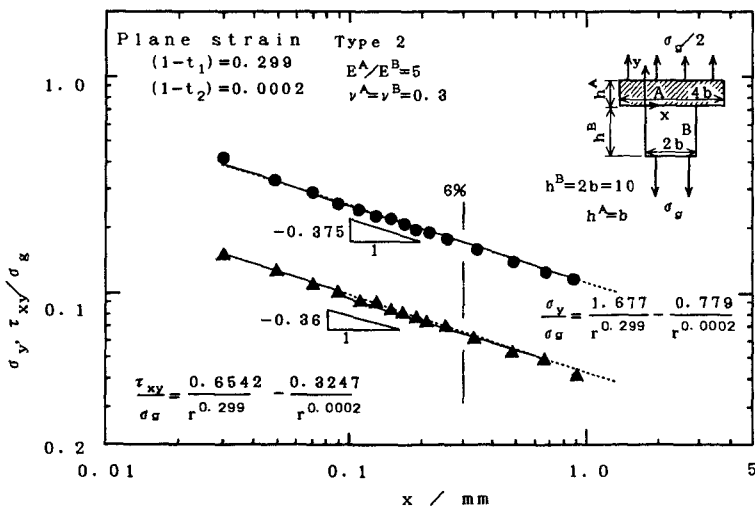
タイプ1の具体的な応力分布の計算例を Fig.3.4(a),(b)に示す。界面上の σ_y , τ_{xy} について、x軸上の応力分布を示している。x軸の原点は界面端部にとってある。特異性指数の値が大きい場合と小さい場合のそれぞれの例として、(a)では $E^A/E^B=0.05$ 、(b)では0.5で計算した。それぞれの場合の特異性指数の理論値(1-t)は、0.239と0.037である。ポアソン比は $\nu^A = \nu^B = 0.3$ で計算した。試験片形状を図中に示す。計算には、境界要素法を用いた。図(a),(b)ともに、 σ_y , τ_{xy} は、xが小さい範囲で特異性指数の理論値の勾配にしたがった応力分布を示している。図中の破線は、特異性指数の勾配を示す直線である。図中に6%と記した位置は、試験片の半幅(5mm)の6%の位置である。図(a)の応力分布は、6%の位置までほぼ直線的な応力分布を示している。特異性指数の絶対値が小さい図(b)では、応力分布の勾配が



(a) $E^A/E^B=0.05$



(b) $E^A/E^B=0.5$



(c) $E^A/E^B=5$

Fig.3.5 Stress distributions at the interface of type 2 specimen.

小さいため、応力分布が特異性指数に従う範囲が把握しにくい。しかし、少なくとも6%の位置までは、応力分布が特異性指数に従う範囲とみなすことができる。

以上のことから、特異性指数の個数が1つであるタイプ1では、特異性指数を用いて応力分布の形が表現できる。また、板の半幅の6%までを基準に用いると、応力分布が特異性指数に従うとみなせる範囲を示すことができることが分かる。

Fig.3.5(a),(b),(c)は、タイプ2について、応力分布を計算した結果である。(a)の E^A/E^B は0.05,(b)の E^A/E^B は0.5,(c)の E^A/E^B は5である。(a)は特異性指数が複素数となる条件,(b)は2実数となる条件,(c)は2実数のうちの1つがほとんど0となる条件である。図中に特異性指数の理論値 $(1-t_1)$ 、 $(1-t_2)$ を示す。また、図から読み取れる応力分布の勾配 λ を図中に示す。図中の破線は、 λ の傾きを持つ直線を示している。図中に6%と記して示す位置は、界面端部から板の半幅(5mm)の6%の距離であることを示す。図(a)の複素数を持つ場合では、 σ_y はおおむね理論値の指数の実部と同じ勾配を持っているが、 τ_{xy} は0.7と理論値で得られる特異項の指数の最大値0.5より大きい勾配を持っている。また、6%の位置まで、破線はプロット点と一致している。

2実数を特異性指数に持つ

図(b)では、厳密には応力分布の勾配が途中で変化している。特異性指数の理論値 0.486と0.172を用いたときの応力分布の式を図中に、またその曲線を実線で示す。破線は、プロット点を第1近似直線とみなしたときに、図から読み取れる応力勾配の傾き λ を示す直線である。 σ_y ではおおむね0.47、 τ_{xy} では0.60である。プロット点は、少なくとも6%と記した位置までは破線と比較的一致している。

特異項の指数の1つがほとんど零の図(c)では、図から読み取れる応力勾配 λ は σ_y では0.375、 τ_{xy} では0.36である。指数の理論値は0.299と0.0002であり、特異性指数から λ の値を推定することは困難である。指数の理論値を用いた応力分布の式を図中に示す。実線はこの式を用いた場合の応力分布である。計算結果の応力分布をうまく表している。また、プロット点は、6%の位置を過ぎても破線と一致している。

以上のことから、2実数を指数に持つ場合には、厳密には応力分布の勾配が途中で変化しているが、板の半幅の6%までを基準にとると、少なくともその範囲内では、おおむね一定の勾配の応力分布として取り扱えることが分かる。また、その勾配は、2つの特異性指数の内の1つがほとんど0の場合でさえ、特異性指数から推定することは困難である。

3. 3 残留応力が生じる場合の応力分布の特徴

3. 3. 1 特異性の理論的検討

異材継手内部の温度変化が一様な場合には、変位と応力は Muskhelishvili の複素応力関数 $\phi(z)$ 、 $\phi(z)$ によって、次式で表される⁸⁾。

変位は

$$2\mu(u+iv) = \left\{ \kappa\phi(z) - z\overline{\phi'(z)} - \overline{\phi(z)} + Cz \right\} e^{-i\theta} \quad (3.8)$$

ただし、 u, v : 極座標系での r, θ 方向の変位

$$z = x + iy = r e^{i\theta} \quad : \text{複素数}$$

$$\kappa = (\lambda + 3\mu) / (\lambda + \mu)$$

$$C = \mu(3\lambda + 2\mu)\alpha T / (\lambda + \mu)$$

λ, μ : ラーメの定数

平面応力のとき

$$\mu = E / 2(1 + \nu) \quad : \quad \lambda = \nu E / (1 - \nu^2)$$

平面ひずみのとき

$$E' = E / (1 - \nu^2) \quad : \quad \nu' = \nu / (1 - \nu)$$

α : 線膨張係数

T : 温度変化 (K)

応力は

$$\sigma_\theta + i\tau_{r\theta} = \phi'(z) + \overline{\phi'(z)} + \{z\phi''(z) + \phi'(z)\} e^{2i\theta} \quad (3.9)$$

$$-\sigma_r + i\tau_{r\theta} = -\phi'(z) - \overline{\phi'(z)} + \{z\phi''(z) + \phi'(z)\} e^{2i\theta} \quad (3.10)$$

となる。

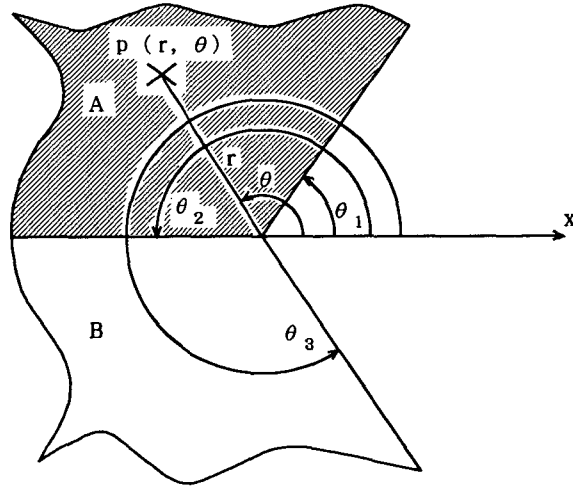


Fig.3.6 Coordinates used for analyzing singularity.

極座標の原点を Fig.3.6に示すように、特異点となる異材継手の界面端部にとり、応力関数 $\phi(z)$, $\psi(z)$ を多項式で展開する^{38), 39)}。

$$\phi(z) = a z^t + \phi_0(z)$$

$$\psi(z) = b z^t + \psi_0(z)$$

ただし、 $\phi_0(z) = \sum a_n z^n$, $\psi_0(z) = \sum b_n z^n$

n : 正の整数 t : 複素数, $0 < \text{Re}\{t\} < 1$

a, b, a_n, b_n : 複素数

原点近傍の応力の特異性を調べる場合には、 $z \rightarrow 0$ より、特異項以外の項は特異項に比べて無視され、応力関数は次のように表すことができる。

$$\phi(z) = a z^t \tag{3.11}$$

$$\psi(z) = b z^t \tag{3.12}$$

式(3.9), (3.10)および式(3.11), (3.12)より、特異応力の指数は $-(1-t)$ となる。式(3.11), (3.12)を式(3.8)に代入し、 z の1次項が特異項に比べて無視できることを用いて整理すると、変位は次の関数で与えられる。

$$u = r^t f(\theta) \tag{3.13}$$

$$v = r^t g(\theta) \tag{3.14}$$

ただし、 $f(\theta)$, $g(\theta)$ は、角度 θ の関数

式(3.13), (3.14)を用いてひずみを求め、応力の釣合方程式を満足する条件を用いると、 $f(\theta)$, $g(\theta)$ は次式となる。

$$f(\theta) = m_1 \sin(t+1)\theta + m_2 \cos(t+1)\theta$$

$$+ m_3 \sin(t-1)\theta + m_4 \cos(t-1)\theta$$

$$g(\theta) = -m_2 \sin(t+1)\theta + m_1 \cos(t+1)\theta$$

$$- (\lambda + \kappa) / (\lambda - \kappa) \cdot m_4 \sin(t-1)\theta$$

$$+(\lambda+\kappa)/(\lambda-\kappa) \cdot m_3 \cos(t-1)\theta$$

ただし, m_1, m_2, m_3, m_4 : 複素数

Fig. 3.6 の力学の境界条件は次の8つである.

- (1) 物体Aの自由面 $\theta = \theta_1$ で面に垂直な応力が零となる.
- (2) 物体Aの自由面 $\theta = \theta_1$ でせん断応力が零となる.
- (3) 物体Bの自由面 $\theta = \theta_3$ で面に垂直な応力が零となる.
- (4) 物体Bの自由面 $\theta = \theta_3$ でせん断応力が零となる.
- (5) 物体AとBの境界面 $\theta = \theta_2$ で, 物体AとBで界面に垂直な応力が等しい.
- (6) 物体AとBの境界面 $\theta = \theta_2$ で, 物体AとBでせん断応力が等しい.
- (7) 物体AとBの境界面 $\theta = \theta_2$ で, 物体AとBで界面に垂直方向の変位 u が連続である.
- (8) 物体AとBの境界面 $\theta = \theta_2$ で, 物体AとBで界面に平行な方向の変位 v が連続である.

以上の応力と変位に関する8つの方程式を満たす固有値として t を求めると, 特異項の指数 $-(1-t)$ が得られる²⁾.

一方, 外応力のみの場合の変位と応力の複素応力関数は

$$2\mu(u+iv) = \left\{ \kappa \phi(z) - z \overline{\phi'(z)} - \overline{\phi(z)} \right\} e^{-i\theta} \quad (3.1)$$

$$\sigma_\theta + i\tau_{r\theta} = \phi'(z) + \overline{\phi'(z)} + \{ z \phi''(z) + \phi'(z) \} e^{2i\theta} \quad (3.2)$$

$$-\sigma_r + i\tau_{r\theta} = -\phi'(z) - \overline{\phi'(z)} + \{ z \phi''(z) + \phi'(z) \} e^{2i\theta} \quad (3.3)$$

であった.

応力に関する式(3.9), (3.10)と式(3.2), (3.3)は全く同じである. 変位に関する式(3.8)と(3.1)は, 式(3.8)に z の1次の項がある以外同じである. 一方, 式(3.13), (3.14)を誘導するに当たり, 式(3.8)中の z の1次の項は特異項に比べ無視されている. すなわち, 特異項を検討するに当たり, 式(3.8)は式(3.1)と同じ式として取り扱われる. しかも, 異材継手内の温度変化を考慮した場合の境界条件Fig. 3.6と外応力場の場合の境界条件Fig. 3.1は, 同じである. しかも, 材料AとBの温度(T^A と T^B)変化が異なっても, それぞれの材料の内部で均一であれば, 式(3.8)は成立する.

したがって, 拡散接合のように, 異材が同じ熱履歴を受けると考えられる場合も, 溶射のように異なる熱履歴を受けると考えられる場合も, 残留応力の特異性と外応力の特異性は, Fig. 3.6に示す境

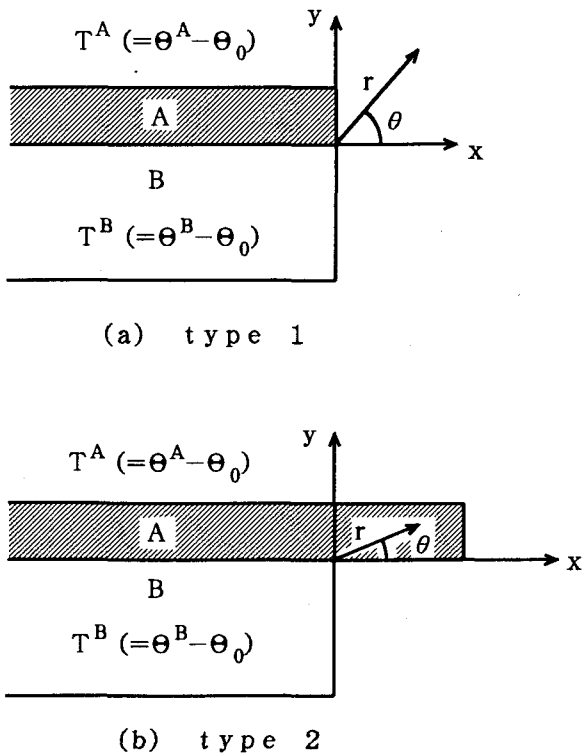
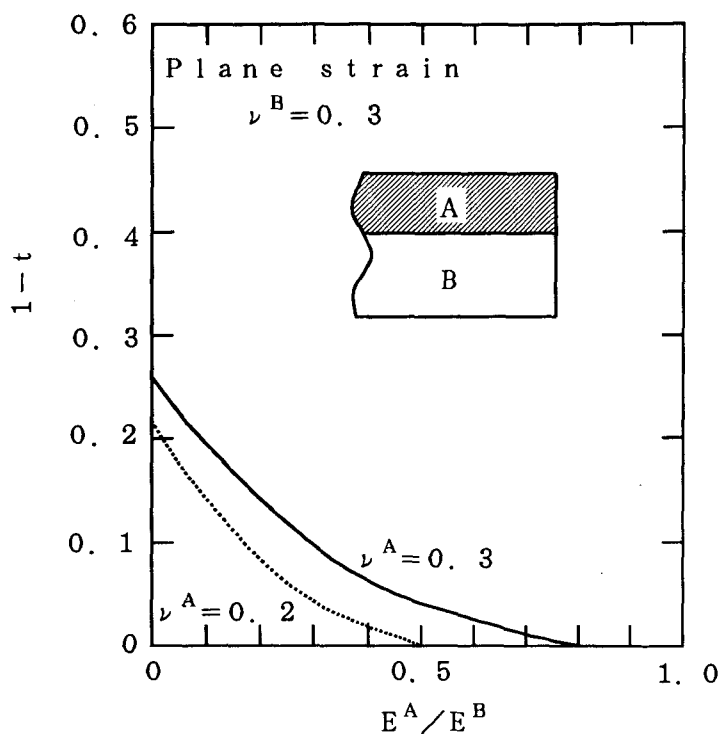
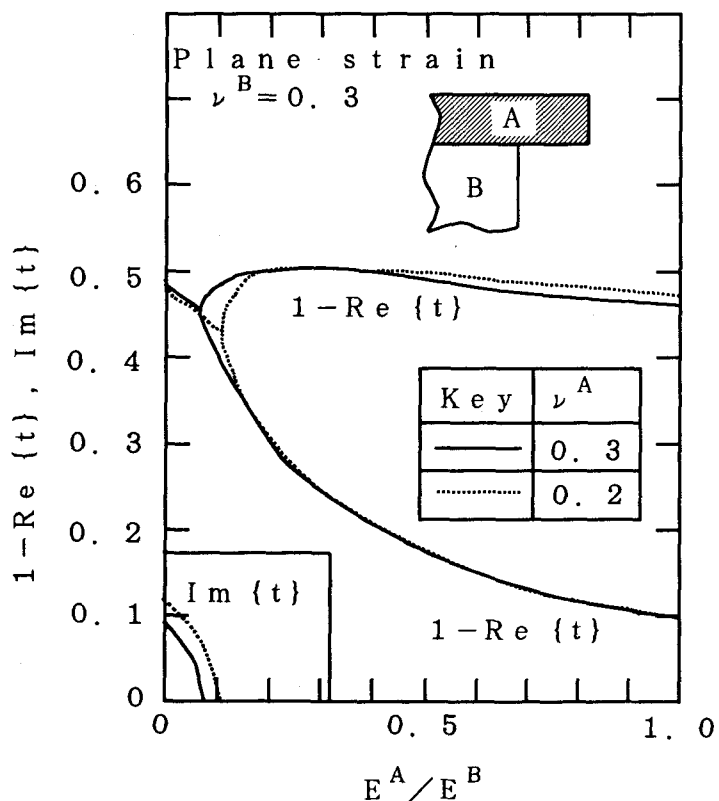


Fig.3.7 Two types of specimens used for numerical analysis.



(a) type 1



(b) type 2

Fig.3.8 Relation between the ratio of Young's moduli and order of stress.

界条件が成立する限り、同じであると言える。

つぎに、特異項の指数の計算結果の一例を示す。界面端部近傍の形状をFig.3.7に示す。

(a)のタイプ1は、Fig.3.6の $\theta_1 = \pi/2$, $\theta_2 = \pi$, $\theta_3 = 3\pi/2$ の条件に相当し、(b)のタイプ2は、 $\theta_1 = 0$, $\theta_2 = \pi$, $\theta_3 = 3\pi/2$ に相当する。

外荷重の場合の特異性と残留応力による特異性は同じであるから、Fig.3.8とFig.3.3は同じである。

以上のことから、タイプ1の形状の強度評価試験の場合でも、き裂の入った均一材の強度評価のように、応力分布の次数を1つに固定して考えることができないこと、タイプ2の形状の場合には、特異項の個数が2個となる場合があり、き裂の入った均一材の強度評価のように1つの応力拡大係数で特異応力場の大きさを表現できないことが、外応力の場合と共通して言えることが分かる。

矩形の物体AとBの異材継手 (Fig.3.7 Type 1) では、温度が一様に変化して生じる残留応力の場合、応力関数のzの1次項も界面端部の近傍で残留応力 σ_0 を生じる⁴⁰⁾。矩形の物体AとBの異材継手では、

$$\sigma_y = \sigma_0 = (C^B / \mu^B - C^A / \mu^A) / \{(\kappa^A - 3) / \mu^A - (\kappa^B - 3) / \mu^B\} \quad (3.15)$$

$$\sigma_x = \tau_{xy} = 0$$

ただし、上付きの記号^{A, B}で材料AとBを表す。

となる。

Fig. 3.9に、ヤング率の比 E^B/E^A 、ポアソン比 ν^A, ν^B と σ_0 の関係の一例を示す。縦軸は、式(3.15)の応力 σ_0 を、寺崎らが示した整理パラメータ⁴⁷⁾ $E^A \alpha^A T$ で無次元化している。

この時の界面端部近傍の残留応力は、Fig. 3.8より1実数の特異性指数を持つことが分かり、

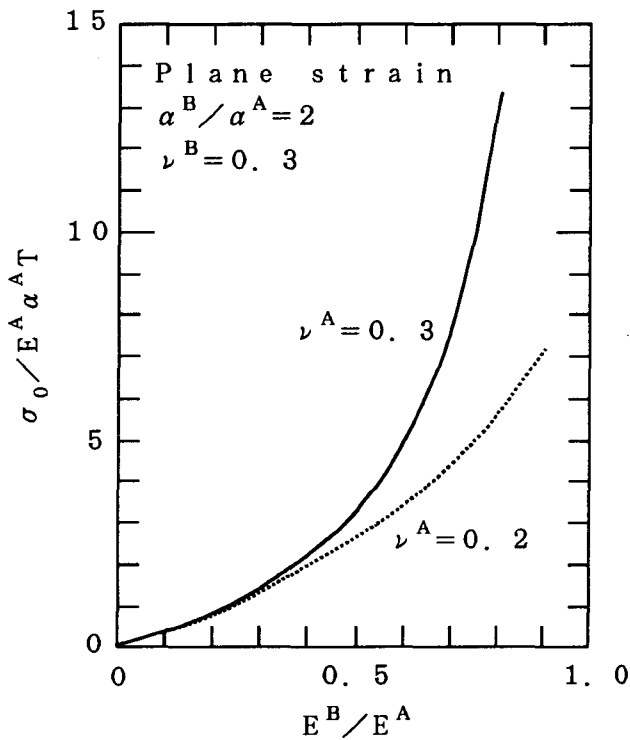


Fig.3.9 Constant value of residual stress produced in type 1 specimen.

$$\sigma_y = D_1 / r^{1-\nu} \cdot F(t, \theta) + \sigma_0$$

$$\tau_{xy} = D_2 / r^{1-\nu} \cdot H(t, \theta)$$

界面上では、 $\theta = 0$ より

$$\sigma_y = K_I / r^{1-\nu} + \sigma_0$$

$$\tau_{xy} = K_{II} / r^{1-\nu}$$

で、書き表される。

以後、 K_I, K_{II} を応力拡大係数と呼ぶ。

以上のことから、残留応力の特異性は、外応力の特異性と同じことが分かった。また、矩形の物体AとBの異材継手 (Fig. 3.7 Type 1) では、応力関数の z の1次項も界面端部の近傍で応力 σ_0 を生じるため、界面端部の応力分布を考える場合には、外応力の場合と違い、 σ_0 の項を考慮しなくてはならないことが分かった。

3. 3. 2 応力分布

残留応力の計算方法の考え方を、Fig. 3.10に示す。(a)に示す状態は、幅の等しい矩形の異種材料AとBが $y=0$ の界面で接合されており、温度変化 T を受けることを示している。このときに生じる熱応力は、図(b)と(c)の状態の和として考えられる。(b)は、材料A, Bがそれぞれ完全拘束の状態に温度変化 T を受けた状態を示しており、 P^A, P^B は、完全拘束するために必要な表面力である。(c)は、

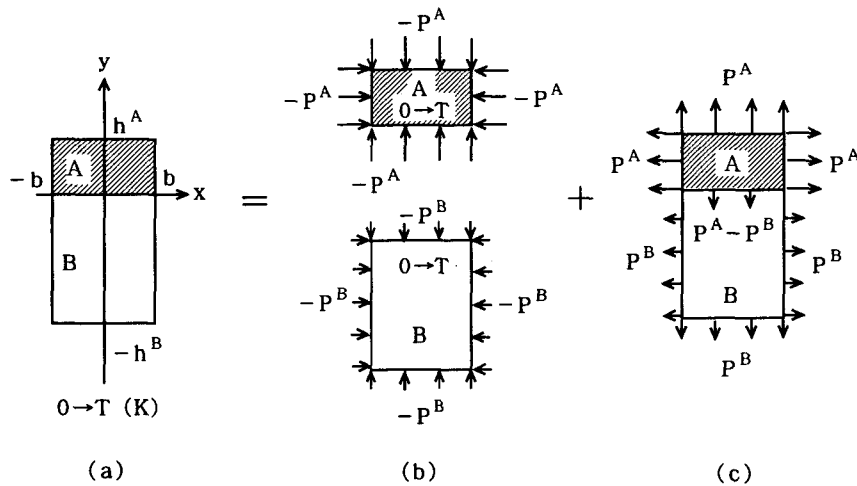
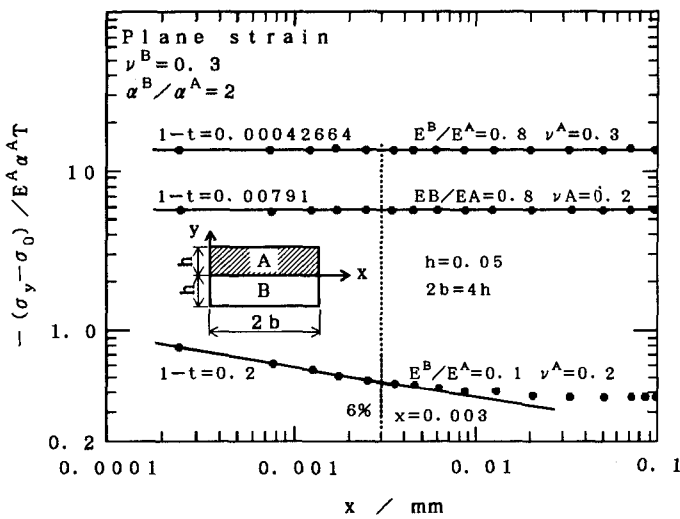
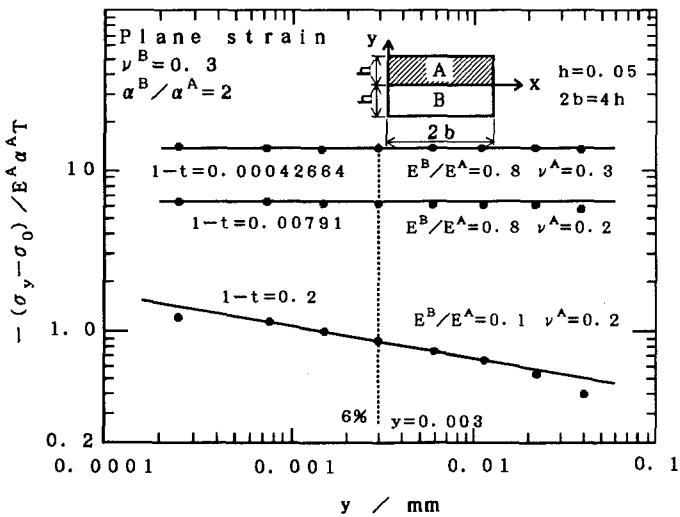


Fig.3.10 Method for calculating residual stress.



(a) on x axis



(b) on y axis

Fig.3.11 Residual stress distribution in type 1 specimen.

(b)で負荷した表面力のうち、(a)の自由表面に負荷した力を、A材・B材が接合された状態で打ち消すために必要な力を分布させた状態である。このようにして、残留応力の問題を外荷重の問題に置き換えて計算を行った。

矩形の異材継手に、均一な温度上昇を与えたときの、残留応力分布の計算結果を Fig.3.11(a), (b)に示す。計算は、平面ひずみで行った。(a)は、界面端部の特異点にとり、 σ_y から均一応力 σ_0 を差し引いた特異応力のx軸上の分布を示している。(b)は、y軸上の分布を示している。計算に用いた異材のヤング率の比 E^B/E^A 、ポアソン比 ν^A 、 ν^B は図中に示すとおりである。線膨張係数の比 α^A/α^B は2である。

図中の $1-t$ は、前出の Fig.3.8 (a)に示した特異性指数の理論値であり、実線は $1-t$ の勾配を持つ直線である。計算結果は、特異点に近い領域で実線によく一致しており、理論値と同じ指数の勾配を示していることが分かる。以上のことから、残留応力の特異性は外応力の

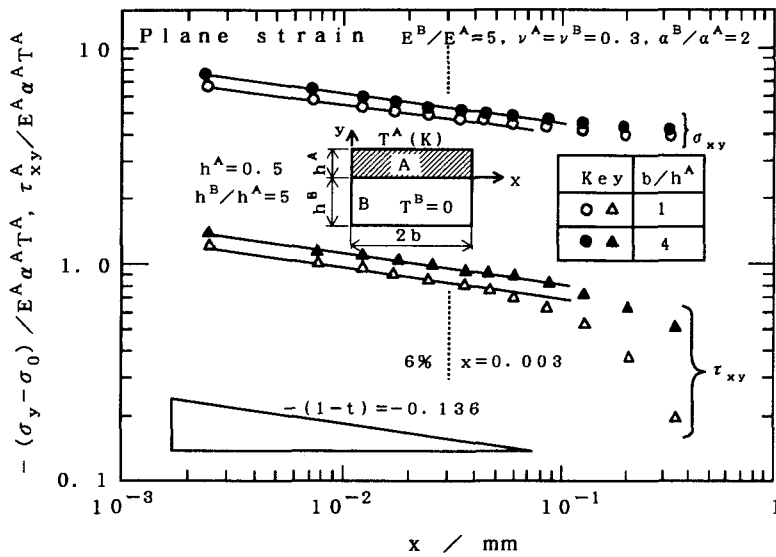


Fig.3.12 Residual stress distribution in type 1 specimen.

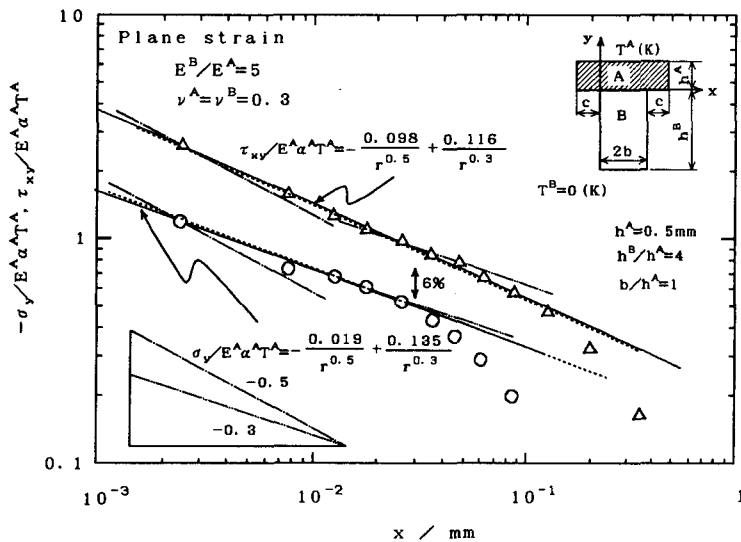


Fig.3.13 Residual stress distribution in type 2 specimen.

ヤング率の比 E^B/E^A は 5, ポアソン比は A 材, B 材ともに 0.3, 線膨張係数の比 α^A/α^B は 2 に固定して計算した。温度上昇は A 材にのみ与え, B 材では 0 とした。図より, A 材と B 材の温度上昇が異なる場合においても, 残留応力分布は外応力場の特異性と同じ指数であることが分かる。

特異応力の範囲を決める因子を検討するために, 板厚と板幅の比 b/h^A を 1 と 4 に変えた計算結果を示している。図より, どちらの残留応力分布も $x=0.003\text{mm}$ までは直線にのっており, h^A の 6% の範囲以内は, 応力分布が, 特異性指数の勾配の直線で近似できる範囲内であることが分かる。すなわち, もっとも小さい寸法の 6% 以内は, 残留応力分布が特異性の指数に従う領域とみなせ, 直線で近似できる領域であることが分かる。

Fig. 3.13 は, タイプ 2 の形状の試験片について, 残留応力分布を計算した結果である。この形状は, ヤング率の比 E^B/E^A を 5 としたとき, 残留応力分布は 2 つの

特異性と同じであることが確認できる。また, 図中に破線で示す位置は, 板厚 $h(0.05\text{mm})$ の 6% の位置で, 図(a)では $x=0.003\text{mm}$, 図(b)では $y=0.003\text{mm}$ の位置である。この位置は, 外応力条件で, 応力分布が直線とみなせる領域を示した位置である。図(a),(b)ともに, $E^B/E^A=0.1$ の応力分布のプロット点が, 実線によく一致している。 $E^B/E^A=0.8$ では, 応力分布の勾配が小さいため, 6% の位置を過ぎても直線に一致しているように見える。 E^B/E^A が小さいとき, すなわち応力の勾配が大きいとき, 6% の位置まで直線的で, 応力勾配が小さいときには 6% の位置を越えても直線的に近似できることは, 外荷重の場合と同じ傾向である。図より, 残留応力分布でも, 6% という基準が利用できることが分かる。

Fig. 3.12 は, 異材の厚さとそれぞれの温度上昇が異なる場合について行った残留応力

特異性指数を持つ。図中の実線は、Fig. 3.8で得られた特異項の2つの指数を基にプロット点を最もうまく整理できる曲線を求めた結果である。一点鎖線と二点鎖線は、それぞれの指数を示す直線である。図より、1つの特異性指数では応力分布を整理することができないことがわかる。破線は、 h^A の6%の位置までのプロット点を直線で近似した直線である。おおむねプロット点を近似することができる。

以上のことから、残留応力分布の特異性は、外応力場の特異性と同一指数を持つことが数値計算によっても、明かとなった。また、残留応力分布が特異性指数に従う領域の大きさも外応力場の場合と同じで、広い範囲の材料の組み合わせでも共通して取り扱うためには、もっとも小さい寸法の6%を基準に考えることが適している。また、この範囲では、特異性指数が2実数や複素数の場合でも、応力分布はおおむね一定の勾配の分布として取り扱える。しかしその勾配は、2実数や複素数の特異性指数から推定することは困難である。

3. 4 結言

外応力によって生じる特異性について、特異性の理論を紹介し、代表的な2つのタイプの試験片形状について、特異項の指数の理論値と特異応力分布を具体的に計算し、以下の結論を得た。

- 1) タイプ1の形状では、特異性指数は1実数である。
- 2) タイプ2の形状では、複素数を持つ範囲と2実数を持つ範囲に分類される。
- 3) 1実数を特異性指数に持つ場合の界面上の特異応力分布は、特異項の理論値と同じ値の勾配を持ち、特異性指数で特異応力分布の形状を表現することができる。
- 4) 1実数を特異性指数に持つ場合、板の半幅の6%までを基準に用いると、応力分布が特異性指数にしたがうとみなせる範囲を示すことができる。
- 5) 特異性指数が2実数、複素数いずれの場合でも、特異点近傍には、応力分布をおおむね一定の勾配の分布として近似できる範囲が存在する。本研究に用いた形状では、この範囲は、界面端部から試験片の小さい方の半幅の6%以内の領域であった。また、その勾配は、2つの特異性指数の内の1つがほとんど零の場合でさえ、特異性指数から推定することは困難である。

つぎに、残留応力によって生じる応力分布について、理論的に、特異性指数の個数と指数の値について検討した。また、数値解析を用いて、理論的に得られる特異性指数と具体的な応力分布の勾配の関係について、解析的に検討した。得られた結論を要約すると、以下のようになる。

- 1) 残留応力の特異性は、外応力の特異性と等しい。すなわち、残留応力の特異性指数の個数と指数の値は、ヤング率の比 E^B/E^A とポアソン比 ν^A 、 ν^B で決まり、外応力の場合と同じ値を持つことを、理論的に示した。
- 2) 代表的な試験片形状を用いて、ヤング率の比と特異性指数の関係を求めた。この結果、2つの実数の指数を持つ場合や、複素数を指数に持つ場合があり、1つの応力拡大係数では、応力分布を表現できない場合が生じることを明らかにし

た。

3) 均一な温度上昇を受ける異材継手の応力の特異性は、理論的に検討した結果の通り、外応力の特異性と等しいことを数値計算で示した。

4) 異材が異なる温度上昇を受ける場合について、特異性を数値解析で検討した結果、外応力の特異性と同じであることが明らかになった。

5) 2つの特異性指数を持つ条件の特異応力分布を数値解析で検討した結果、外応力の場合と同じ指数の2つの特異項の和で応力分布を表すことができた。

6) 残留応力分布の特異性指数が1実数, 2実数, 複素数いずれの場合でも, 特異点近傍には, 応力分布をおおむね一定の勾配の分布として近似できる範囲が存在する。本研究に用いた形状では, この範囲は, 界面端部から試験片の小さい方の半幅の6%以内の領域であった。しかしその勾配は, 特異性指数から推定することは困難である。

第4章 エネルギー解放率と仮想き裂長さの関係

4. 1 緒言

第2章では、エネルギー解放率に及ぼす仮想き裂長さの影響について、応力分布を単純な指数関数と仮定して検討した。異材継手の界面端部の応力分布について第3章で検討した結果、特異性指数が複数個存在する場合の応力分布でも簡単な指数関数で近似できる領域の存在することが分かった。

本章では、異材継手の強度の比率を求めるために必要な仮想き裂のエネルギー解放率と仮想き裂長さの関係を数値計算を用いて具体的に求め、異材継手におけるエネルギー解放率の増加指数 m の求め方、仮想き裂のエネルギー解放率の比率を用いた強度の比率の予測における m の意味について検討する。

4. 2 外荷重を受ける場合

4. 2. 1 エネルギー解放率と仮想き裂長さの関係

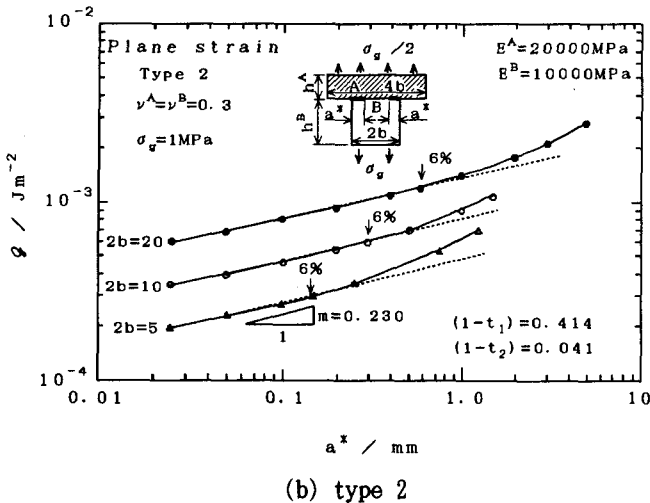
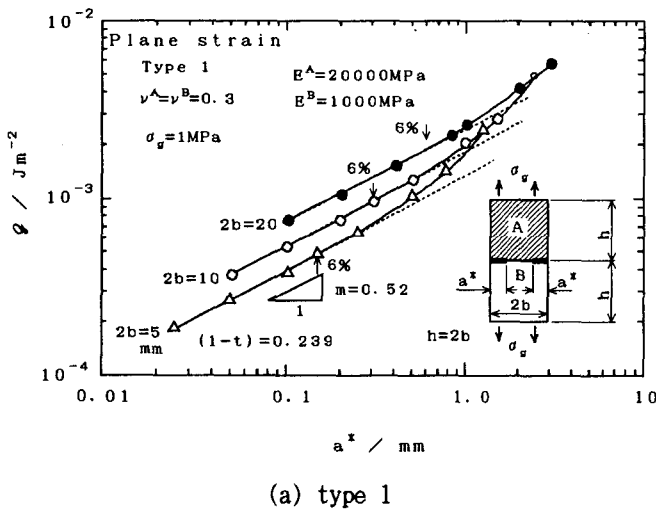


Fig.4.1 Relation between G value and imaginary crack length.

仮想き裂先端の G 値に及ぼす仮想き裂長さの影響を、外荷重の場合について調べた結果を、Fig.4.1 (a), (b)に示す。(a)は、試験片形状がタイプ1、(b)は試験片形状がタイプ2の場合である。それぞれ、試験片寸法が異なる試験片の強度評価を想定している。横軸に仮想き裂長さ a^* 、縦軸にはそれぞれの仮想き裂長さで得られた G 値を示している。図(a)(b)ともに、仮想き裂長さが短い範囲では、仮想き裂長さの増加に対し、 G 値は、対数グラフ上ではほぼ直線的に増加している。プロット点が図中に破線で示す直線からずれる位置は、き裂を仮想する前の応力分布が1つの指数関数で表現できなくなる位置(図中の試験片形状では試験片の半幅の6%)に対応している。

2つの特異性指数を有する図(b)での G の増加が、直線的に示されていることは、応力分布が板の半幅の6%の範囲まで直線的に近似できていたことによる。図(a), (b)ともに、直線の傾きは、試験片寸法に

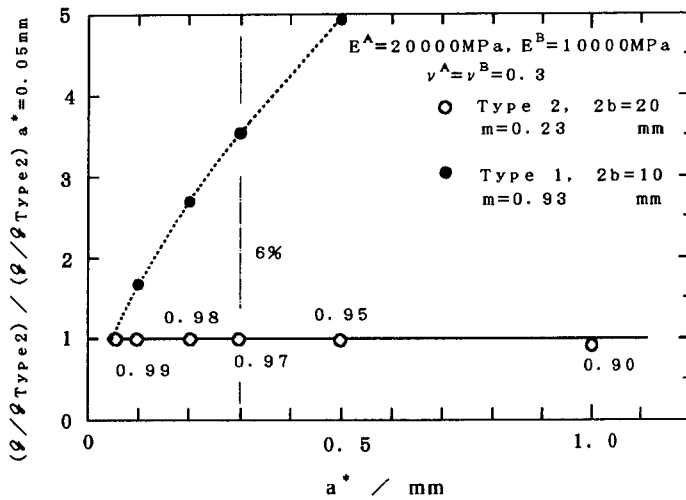


Fig.4.2 Effect of imaginary crack length a^* on the ratio of Q values obtained from two different specimens.

分かる。これは、Fig. 4.1(b)で、両者の Q 値が仮想き裂長さが変化しても、対数軸上で一定の間隔で整理されている為である。傾きが同じ直線で表される範囲においては、どのような仮想き裂長さを選んでも、対数軸上での Q 値の間隔が一定値であるから、 Q 値の比率は同じになる。

一方、Fig. 4.1(b)と同じ材料の組み合わせで、タイプ1とタイプ2の試験片間で強度評価をしたことを考えると、仮想するき裂長さによって強度評価結果が異なる。Fig. 4.2に、 $2b=10\text{mm}$ のタイプ1の試験片とタイプ2の試験片の Q 値の比率を、仮想き裂長さが 0.05mm の場合を基準にして●印と破線で示す。仮想き裂長さに対して、 Q 値の比率は一定値としては得られないことが分かる。タイプ1の仮想き裂長さと Q 値の関係は、後掲のFig. 4.3(a)である。直線部分の傾きがFig. 4.1(b)のそれとは大きく異なることが分かる。

すなわち、直線部分の傾きが異なるため、両者の Q 値の対数軸上での間隔は、一定値とならない。そのため、 Q 値の比率は仮想き裂長さに対して一定値としては得られない。

エネルギー解放率の増加指数 m は、仮想き裂長さを n 倍したとき、得られる Q の値が n の m 乗倍になることを意味する。仮想き裂長さ a^* を a^*_1 と決めてタイプ1で得られた Q 値を $Q_{\text{Type1}}(a^*_1)$ 、タイプ2で得られた Q 値を $Q_{\text{Type2}}(a^*_1)$ とする。異なる仮想き裂長さ a^*_2 を用いてそれぞれの Q 値を別に求めた値を $Q_{\text{Type1}}(a^*_2)$ 、 $Q_{\text{Type2}}(a^*_2)$ とする。タイプ1の m を m_1 、タイプ2の m を m_2 とするとき、異なる仮想き裂長さを用いたことによる強度評価結果の違いは以下のように考えることができる。

仮想き裂長さ a^*_1 を用いたとき

$$\text{タイプ1の } Q \text{ 値} : \text{タイプ2の } Q \text{ 値} = Q_{\text{Type1}}(a^*_1) : Q_{\text{Type2}}(a^*_1)$$

仮想き裂長さ a^*_2 を用いたとき

$$\text{タイプ1の } Q \text{ 値} : \text{タイプ2の } Q \text{ 値} = Q_{\text{Type1}}(a^*_2) : Q_{\text{Type2}}(a^*_2)$$

一方、

関係なく同じ値となっている。これは、図中の試験片が同じ特異性を有しているためである。

Fig. 4.2に、仮想き裂長さが 0.05mm のときに得られるタイプ2の $2b=10\text{mm}$ の試験片と $2b=20\text{mm}$ の試験片の Q 値の比率を1としたとき、仮想き裂長さに対して比率がどのように変化して得られるかを整理して○印と実線で示す。応力分布が特異性に従う範囲内(6%)の仮想き裂に対して、 Q 値の比率がほとんど一定値として得られることが

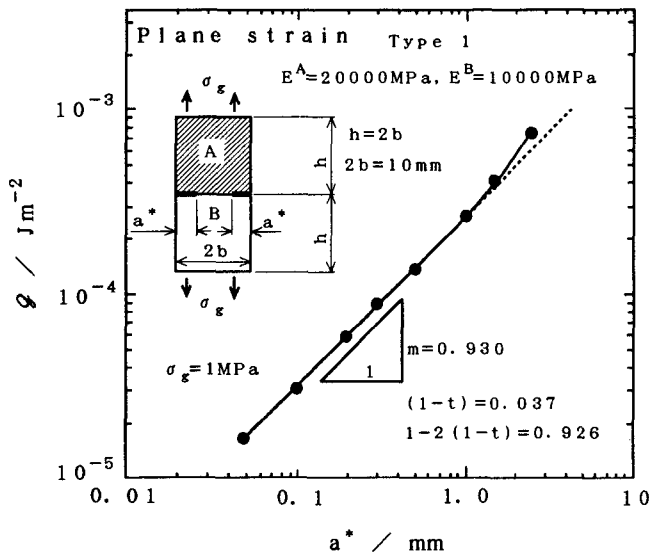
$$\mathcal{G}_{\text{Type 1}}(a^*_2) = (a^*_2/a^*_1)^{m_1} \cdot \mathcal{G}_{\text{Type 1}}(a^*_1)$$

$$\mathcal{G}_{\text{Type 2}}(a^*_2) = (a^*_2/a^*_1)^{m_2} \cdot \mathcal{G}_{\text{Type 2}}(a^*_1)$$

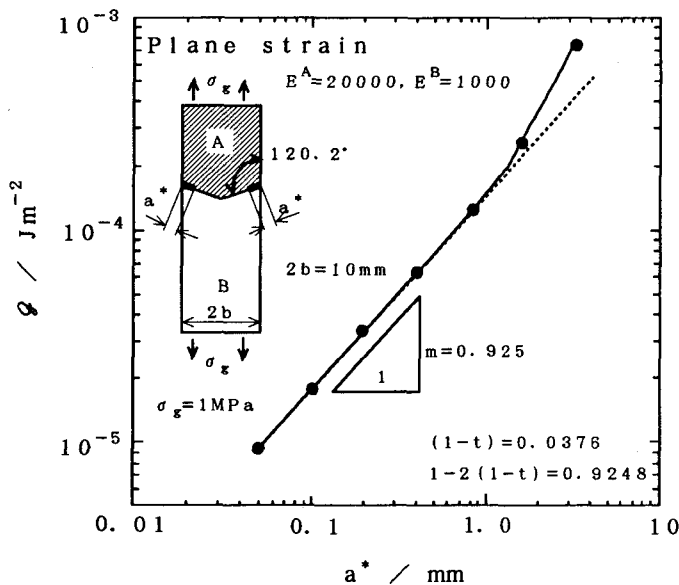
したがって、仮想き裂長さ a^*_2 を用いたときの \mathcal{G} 値の比率 $\mathcal{G}_{\text{Type 1}}(a^*_2) / \mathcal{G}_{\text{Type 2}}(a^*_2)$ を、仮想き裂長さ a^*_1 を用いたときの \mathcal{G} 値の比率を用いて表すと

$$\frac{\mathcal{G}_{\text{Type 1}}(a^*_2) / \mathcal{G}_{\text{Type 2}}(a^*_2)}{\mathcal{G}_{\text{Type 1}}(a^*_1) / \mathcal{G}_{\text{Type 2}}(a^*_1)} = (a^*_2/a^*_1)^{m_1 - m_2} \quad (4.1)$$

すなわち、 $(a^*_2/a^*_1)^{m_1 - m_2}$ 倍だけ、評価結果が異なることが分かる。



(a) type 1



(b) modified type 1

Fig.4.3 Relation between m value obtained from \mathcal{G} - a^* chart and singularity.

したがって、エネルギー解放率の増加指数 m が近い値であるほど、強度評価結果は、仮想したき裂長さの影響を受け難く、 m 値が異なる試験片間では、強度評価結果が仮想き裂長さの影響を大きく受けることが分かる。

m が等しい試験片間であれば、複数個存在する特異性指数や複素数の特異性指数が厳密な意味ですべて同じでなくても、仮想き裂長さに影響されない強度評価結果を得ることができる。この点で、特異性指数と応力拡大係数に注目して強度評価を行うよりも、強度評価の適用範囲が広がる可能性がある。

エネルギー解放率の増加指数 m は、仮想き裂の \mathcal{G} 値を用いた強度評価において、重要なパラメータである。 m を求めるためには、応力分布が単純な指数関数で表せる範囲内の2つの仮想き裂長さに対して \mathcal{G} 値を求める必要がある。計算をしなくても m の値を知ることができれば、工学的に、強度評価がより簡便なものとなる。

m は、均一材の場合には、指数関数に従う応力分布の指数 λ と式(2.8)の関係であった。異材継手の場合にも、特異性の指数が1つの実数で与えられ、応力分

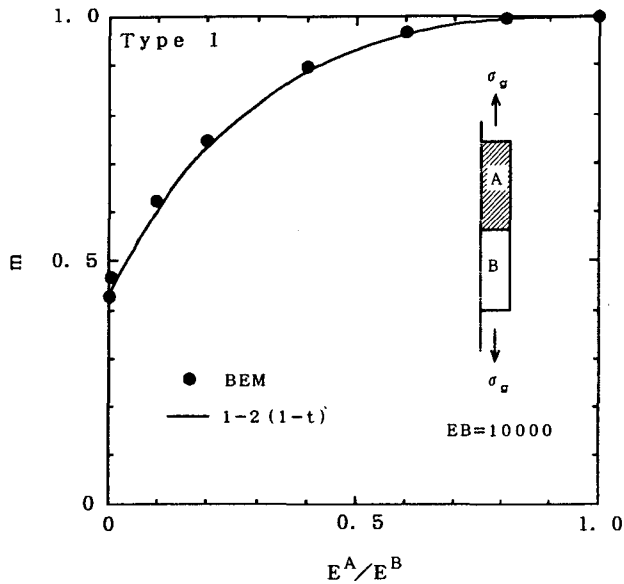


Fig.4.4 Relation between m value and the ratio of Young's moduli E^A/E^B in case of type 1 specimen.

の計算結果である。Fig. 4.3(a)とほとんど同じ m 値が得られており、式(2.8)の関係がここでも成立していることが分かる。そこで、タイプ1の試験片形状を用いて、種々のヤング率比で境界要素法を用いて計算した m 値と特異性の理論値から求めた $1-2(1-t)$ の値を比較して、Fig. 4.4に示す。境界要素法の計算結果であるプロット点は、特異性指数から求めた実線とおおむね一致していることが分かる。

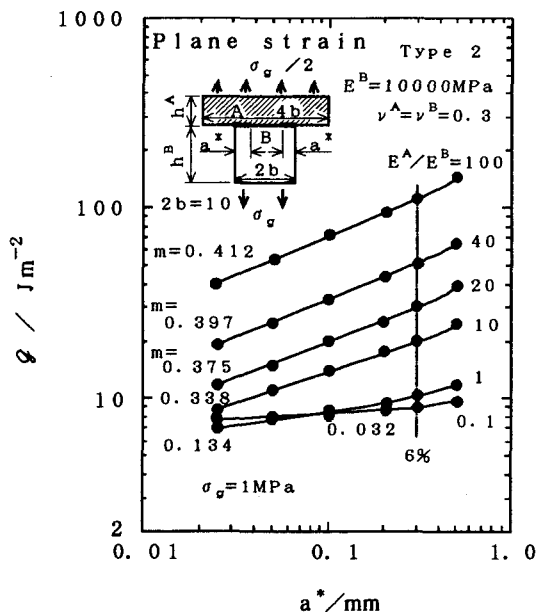


Fig.4.5 Variation in m value of type 2 specimen with the ratio of Young's moduli.

ヤング率比とFig. 4.5から読みとった m 値の関係を示す。一点鎖線は、複数個の特異性指数の内の大きい方の値、または複素数の実部の値を用いて、式(2.8)から求

布が特異性の指数で決まる場合には、 m 値と特異性の指数の間には、第1近似、式(2.8)のような簡単な関係が導かれるものと予想される。継手形状がタイプ1で外荷重の場合がこれに相当する。Fig. 4.1(a)で実測される m 値は0.52、特異性指数 $(1-t)$ の理論値は0.239、 $1-2(1-t)=0.522$ で、式(2.8)の関係を満たしている。Fig. 4.3(a)は、Fig. 4.1(a)とは異なるヤング率比で m を求めた結果である。図中に特異性の指数の理論値、図から読み取れる m 値を示す。式(2.8)の関係を満たしていることが分かる。Fig. 4.3(b)は、Fig. 4.1(a)と同じヤング率を用いて、特異性の指数をFig. 4.3(a)と同じにするために、端部角度を120.2度にした試験片の m 値

すなわち、特異性の指数が1つの実数で、特異応力分布が特異性の指数のみで決まる場合には、異なる2つの仮想き裂長さについて ϕ 値を計算しなくても、特異性指数の理論値から、 m 値を知ることができる。特異性の指数が1つの実数でも、特異応力分布が特異性指数に従わない残留応力分布の場合については、後に譲る。

特異性指数が複数個存在したり複素数であったりする場合について、タイプ2の試験片形状を用いて、仮想き裂長さ a^* と ϕ 値の関係を、種々のヤング率比について調べた結果をFig. 4.5に示す。種々のヤング率比に対して、 m 値は、種々の値をとっている。Fig. 4.6に、

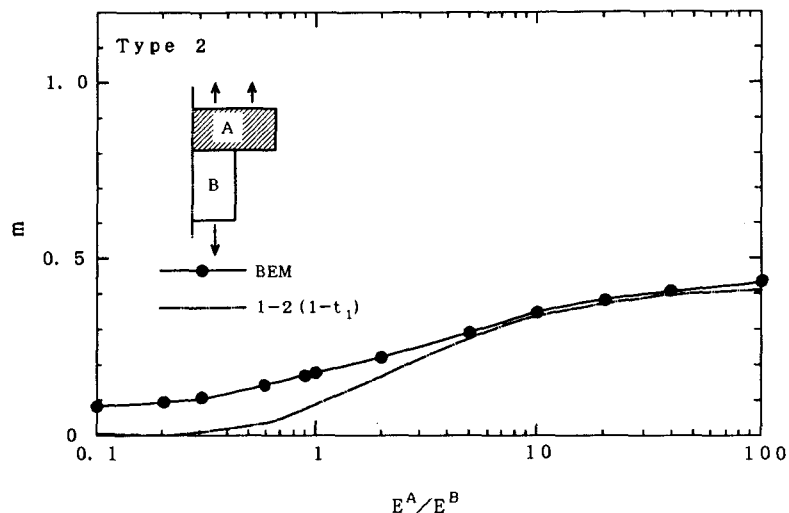


Fig.4.6 Relation between m value and the ratio of Young's moduli in case of type 2 specimen.

めた値である。ヤング率比が10以上の領域では、一点鎖線はおおむね m 値を表しているが、10以下の領域では、特異性指数の理論値からは m 値を正確に推定することは困難である。

以上のことから、外応力による強度評価の場合のエネルギー解放率の増加指数 m は、特異性指数が1個の実数の場合には特異性指数の理論値から決定することができること、特異性指数が複数個もしくは複素数である場合には理論値のみからは推定が困難であることが分かる。

4. 2. 2 端部形状の異なる試験片間での強度評価

異なる試験片形状として、タイプ1とタイプ2の形状を選び、種々の材料の

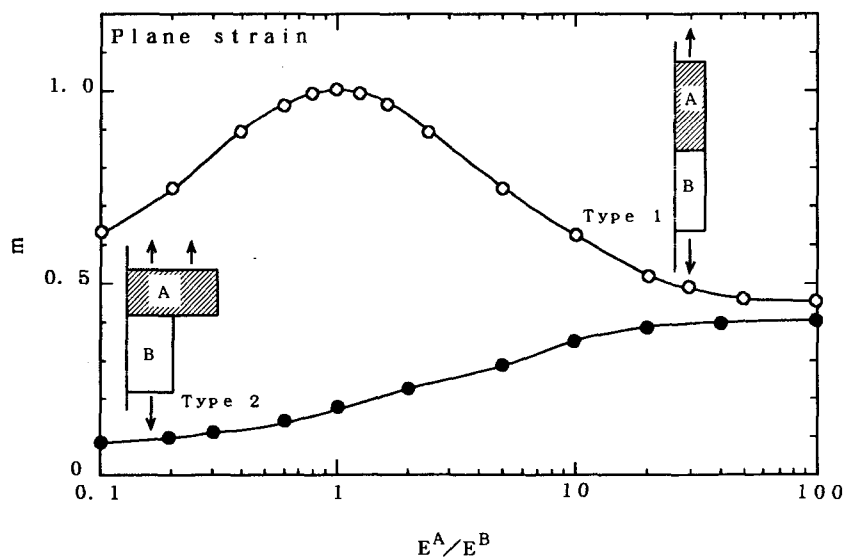


Fig.4.7 Comparison of m values obtained from both type 1 and type 2 specimens.

組み合わせを想定し、種々のヤング率比におけるエネルギー解放率の増加指数 m をまとめて Fig. 4.7 に示す。図より、タイプ 1 とタイプ 2 では、共通の傾きを持つ範囲のないことが分かる。ヤング率比が 30 以上の m 値は、タイプ 1 とタイプ 2 での差が 0.1 以下と接近しており、比較的近い値を示している。前出の式 (4.1) より、たとえば 10 倍異なる仮想き裂長さをを用いたとき、 $10^{0.1}$ 以下の違いを生ずることになる。 ϕ 値の比率を用いて応力の比率を求めるときには、 ϕ 値は応力の 2 乗と比例関係にあるから、応力の比率に及ぼす仮想き裂長さの影響は $\sqrt{10^{0.1}} = \sqrt{1.259} = 1.122$ となり、約 1 割の違いを生ずることになる。

以上のことから、外荷重による強度評価において、基本的にはタイプ 1 とタイプ 2 とを直接比較はできないが、ヤング率比が 30 以上の範囲では、10 倍異なる寸法で約 10% の誤差で強度評価できる可能性のあることが分かる。

ヤング率比が大きくなると強度評価の可能性が生ずる理由を検討した結果を Fig. 4.8 に示す。Fig. 4.8 にヤング率比 100 での応力分布を示す。白ぬきの印はタイプ 1、黒塗りの印はタイプ 2 の応力分布である。両者の応力分布は比較的似た形をしている。図中に、それぞれの特異性指数の理論値を示す。破線は、タイプ

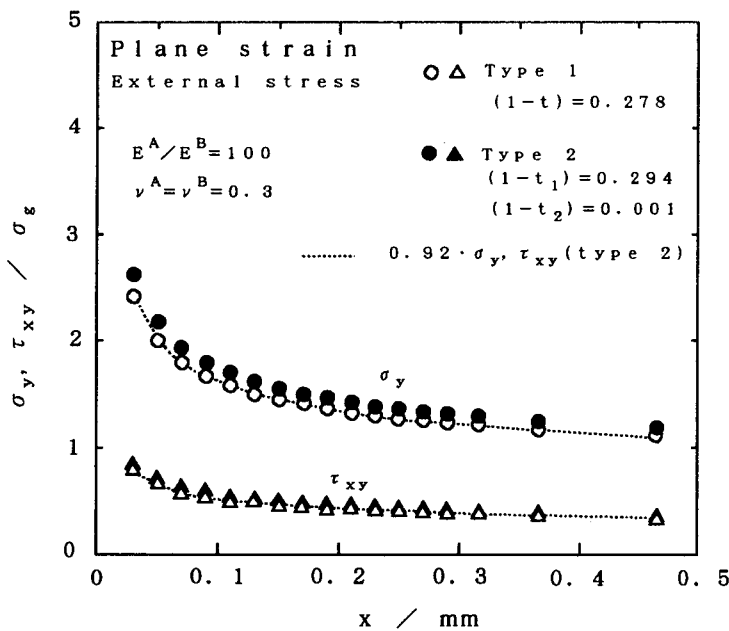


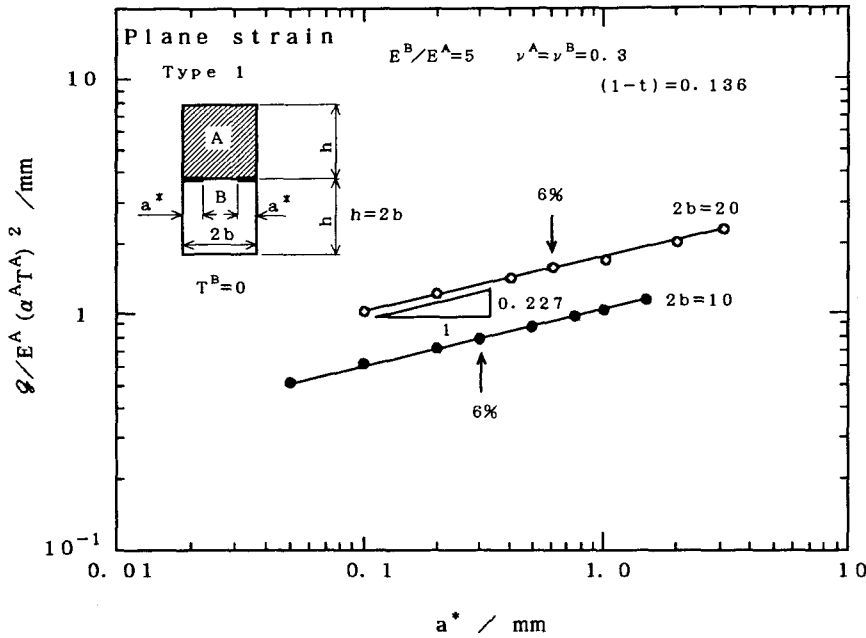
Fig.4.8 Comparison of stress distributions between type 1 and type 2 specimens.

2 の応力分布を、0.92 倍した応力分布である。破線は、タイプ 1 の応力分布と非常によく似ており、タイプ 1 とタイプ 2 の特異応力分布はおおむね相似な関係にあり、式 (2.4) の関係を満たしている。以上のことから、特異性指数が必ずしも全く同じでなくても、応力分布の形状が非常に良く似ている場合があり、このときエネルギー解放率の仮想き裂長さ依存性指数は近い値となり、エネルギー解放率の比を仮想き裂長さに関係なくほぼ一定値として求めることができる。

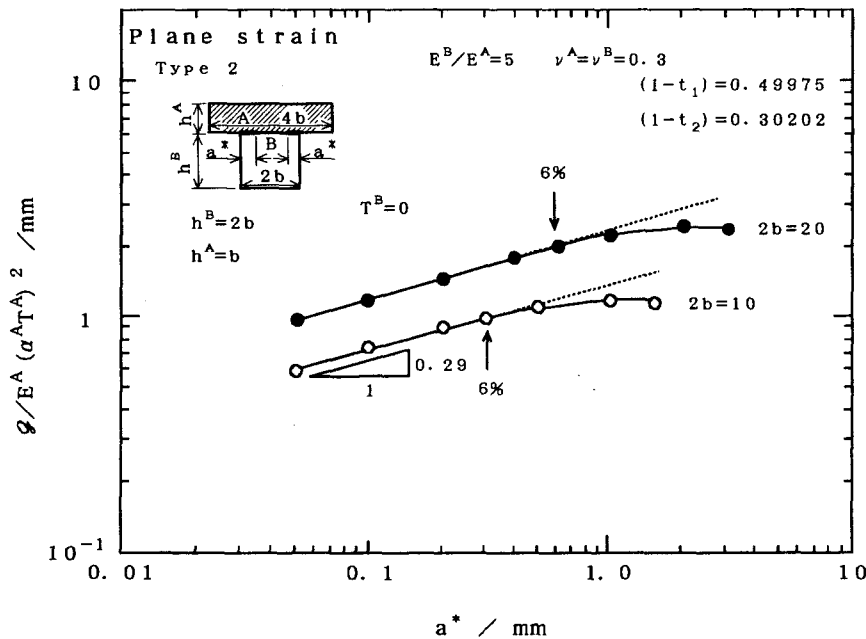
4. 3 残留応力が生じる場合

4. 3. 1 エネルギー解放率と仮想き裂長さの関係

Fig. 4.9 に、残留応力の場合の仮想き裂の ϕ と仮想き裂長さの関係を示す。



(a) type 1



(b) type 2

Fig.4.9 Relation between \mathcal{Q} value and imaginary crack length a^* in case of residual stress field.

特異性指数が1つの実数で外応力場の場合には、特異性指数の理論値からエネルギー解放率の増加指数 m を決定することができた。残留応力の場合にも、簡単に求めることができれば工学的に便利である。

Fig.4.9(a)は、特異性指数が1つの実数であるタイプ1の形状の、残留応力が生じる場合の仮想き裂長さと \mathcal{Q} 値の関係を示す計算結果である。

特異性指数の理論値は図中に示すように $(1-t)=0.136$ である。図から読み取れ

(a)は、タイプ1の形状について、(b)はタイプ2の形状について示している。応力分布が簡単な指数関数で近似できる範囲内の仮想き裂長さに対して、おおむね直線で整理できている。

m が等しいときには、仮想き裂の長さを、比較する試験片中で最も小さい試験片で応力分布が対数表示で1本の直線で近似できる範囲内の長さに定めれば、仮想したき裂長さに関係なく、 \mathcal{Q} 値の比率を一定の値として得られることが分かる。

以上のことから、同じタイプで各部の寸法の異なる試験片の強度評価を行う場合には、仮想き裂の長さを、比較する試験片中で最も小さい試験片の最小部分の寸法の6%以内の長さに定めれば、仮想したき裂長さに関係なく、 \mathcal{Q} 値の比率を一定の値として得られることが分かる。

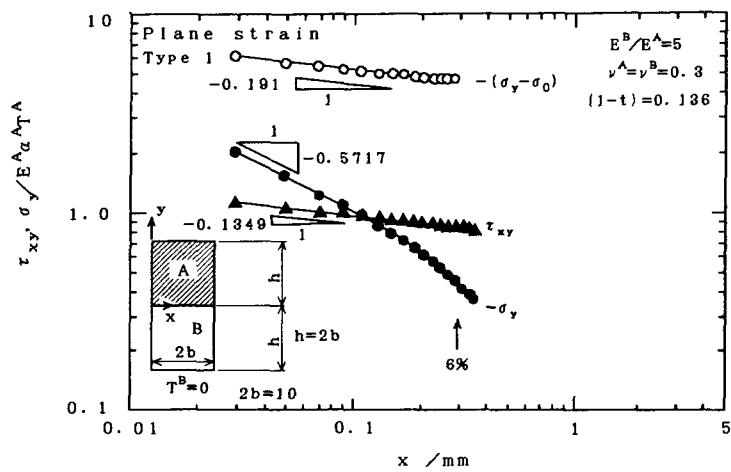
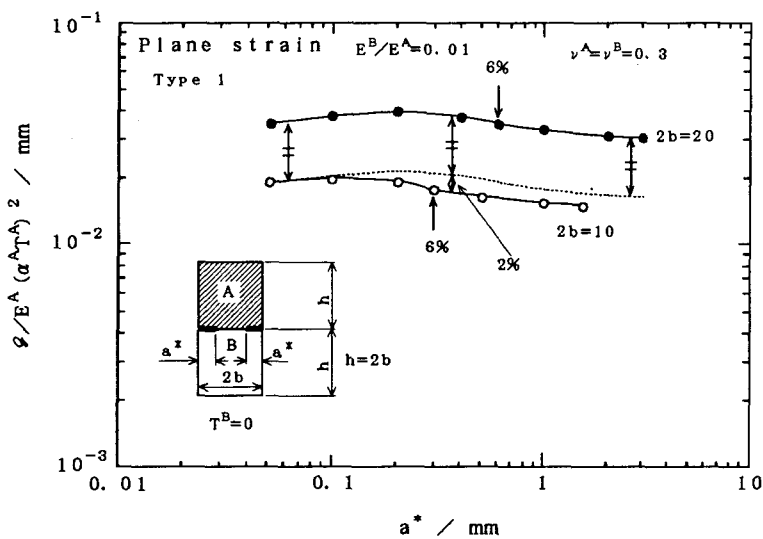
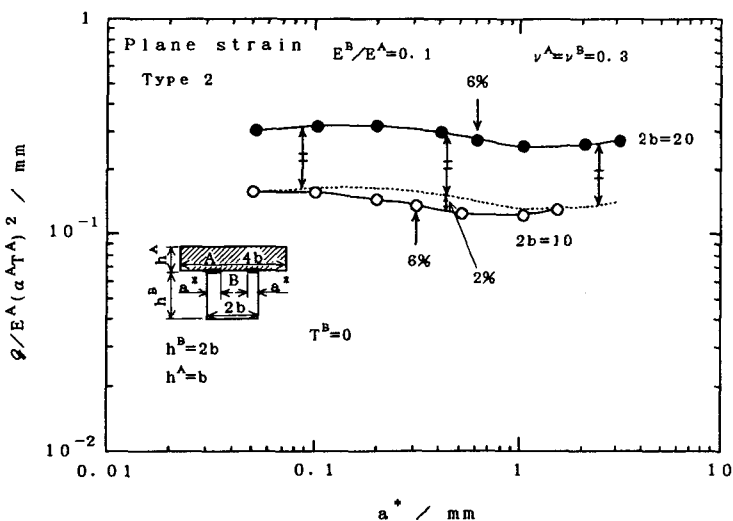


Fig.4.10 Residual stress distributions in case of type 1 specimen.



(a) type 1



(b) type 2

Fig.4.11 Relation between ϕ value and imaginary crack length a^* .

る m 値は、 0.227 で、式(2.8)の関係を当てはめると、 $m=1-2(0.136)$ で $m=0.728$ となり、Fig. 4.9(a)の結果と異なる。Fig. 4.10に、幅 $2b=10\text{mm}$ の試験片の応力分布を示す。比較の為に、 $(\sigma_y - \sigma_0)$ も併せてのせている。 $(\sigma_y - \sigma_0)$ の応力勾配は、特異性指数の理論値とほとんど同じ値を示していることが分かる。しかし、具体的な σ_y は、傾き -0.5717 に従っており、試験片端部の残留応力のために、具体的な応力分布が特異性指数からは決定できないことが分かる。端部の残留応力の影響を受けない τ_{xy} は、特異性指数の理論値に従っている。以上のことから、残留応力の場合には、特異性指数が1つの実数の場合でも特異性指数の理論値から、 m 値を決定することはできないことが分かる。しかし、この原因は、応力分布が特異性指数のみで決まっていなかったため、 m は、仮想き裂を導入する前の具体的な応力分布を反映した値であると考えられる。

以上のことから、残留応力の場合の m は、特異性指数の理論値からは容易に決定できないことが分かる。

Fig. 4.11(a), (b)は、 m 値が非常に小さい値を示し、ほとんど0となる場合の仮想き裂長さ a^* と ϕ 値の関

係を示している。すなわち、仮想き裂長さを変化させてもエネルギー解放率 ϕ がほとんど変化しない場合である。材料定数の組み合わせと計算条件を図中に示す。Fig.4.9とは異なり、応力分布が特異性に従う板幅の6%以内の仮想き裂にも関わらず、 ϕ 値は直線的には変化していない。寸法が異なる試験片の強度評価を想定して、2種類の寸法について計算を行っている。破線は、 $2b=20\text{mm}$ の曲線をシフトして、 $2b=10\text{mm}$ の $a^*=0.05\text{mm}$ に揃えた曲線である。 $2b=10\text{mm}$ と $2b=20\text{mm}$ の曲線の間隔が a^* に関係なく一定値であれば、 $2b=20\text{mm}$ と $2b=10\text{mm}$ の試験片の仮想き裂の ϕ 値の比率は、仮想き裂長さに関係なく一定値として求めることができるが、そうはなっていない。 $a^*=0.05\text{mm}$ のところの両曲線の間隔を基準に、最も離れたところの間隔を比較すると、 ϕ 値の比率で2%異なっている。したがって、仮想き裂長さの選び方によっては、得られる両試験片の ϕ 値の比率は2%異なった値となりうる。 ϕ 値は応力の2乗と比例関係にあるから、応力の比率に換算すると1%の誤差となる。これは、十分強度評価に使用できる誤差と考える。

以上のことより、残留応力の場合には、エネルギー解放率の増加指数 m は、特異性指数の理論値からは簡単に求めることができないこと、 m 値がほとんど0となる場合には、厳密には仮想き裂長さとは無関係に ϕ 値の比率を求めることができない領域があるがその誤差は応力に換算して1%程度で、十分強度評価に使用できることが分かる。

4. 3. 2 端部形状が異なる試験片間での強度評価

エネルギー解放率の増加指数 m に注目すと、 m が等しい試験片間であれば、

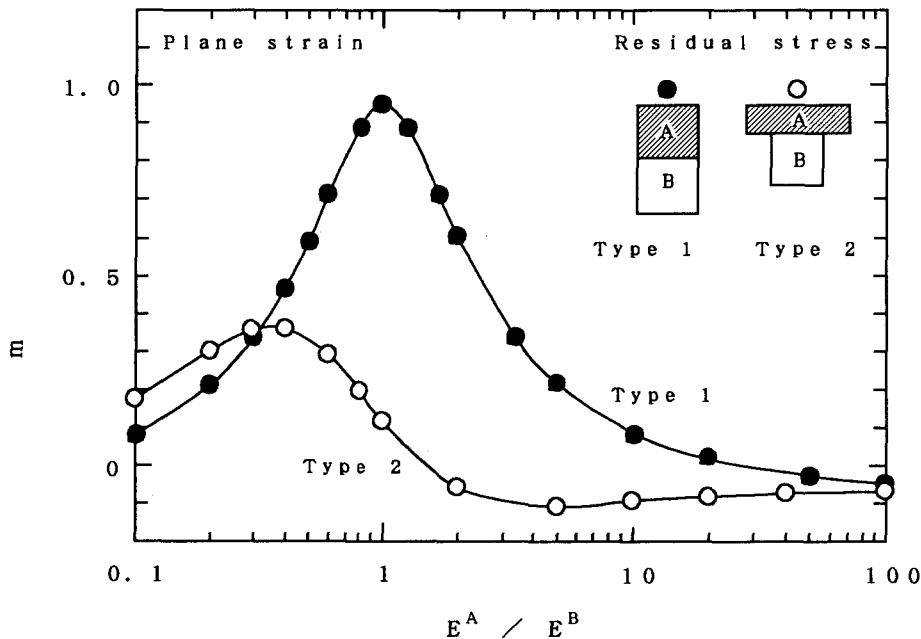


Fig.4.12 Comparison of m value obtained from both type 1 and type 2 specimens.

複数個存在する特異性指数や複素数の特異性指数が必ずしもすべて同じでなくても、き裂長さの影響を受けないで σ 値の比率を得ることが可能である。特異性指数が異なる組み合わせとして、タイプ1とタイプ2の形状を選び、種々のヤング率比の材料の組み合わせを想定し、エネルギー解放率の増加指数 m を、外応力について調べた結果、ヤング率比が30以上の範囲では、強度評価できる可能性のあることが分った。

残留応力の場合には、特異性指数が同じでも、具体的な応力分布は外応力の場合とは異なるため、端部形状の異なる試験片間で強度評価が可能な範囲は、外応力の場合とは異なる。そこで、特異性指数が異なる組み合わせとして、タイプ1とタイプ2の形状を選び、種々の材料の組み合わせを想定し、種々のヤング率比におけるエネルギー解放率の増加指数 m をまとめてFig. 4.12に示す。 m 値は、仮想き裂長さが板の半幅 b の2%と4%での σ 値を用いて求めた。ヤング率比が20以上の範囲と0.4以下の範囲では、タイプ1とタイプ2の m 値の違いは、0.1以下で、強度評価できる可能性がある。これは、外応力の場合のヤング率比の

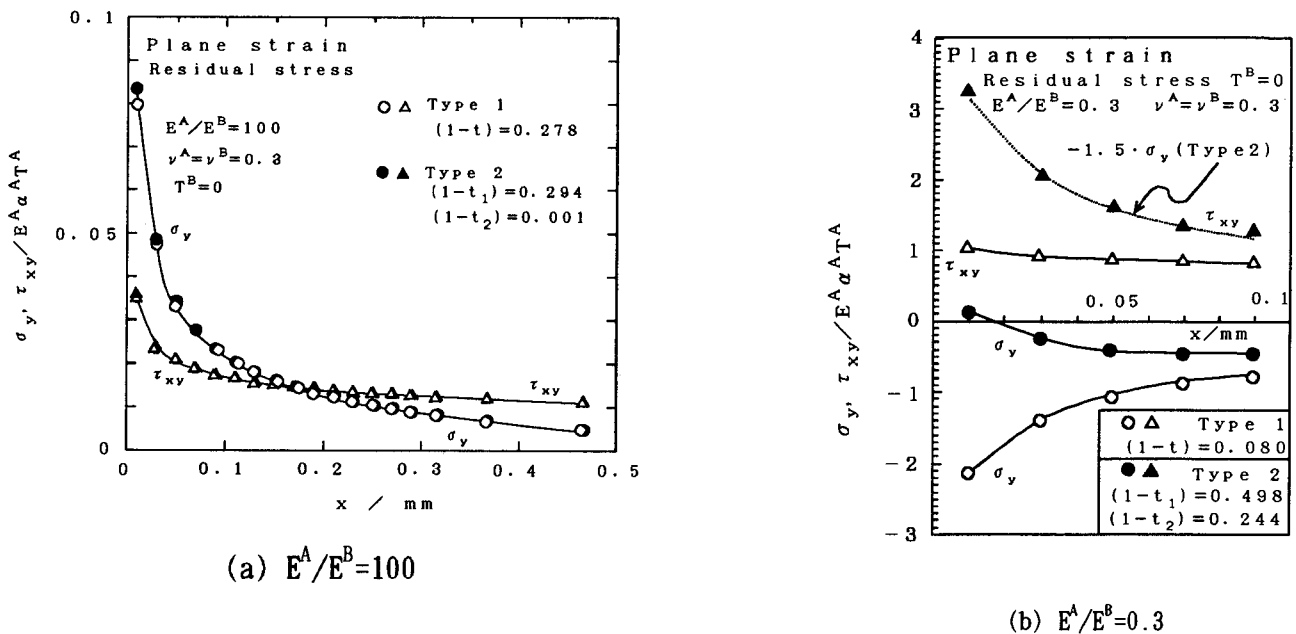


Fig.4.13 Comparison of stress distributions in type 1 and type 2 specimens.

範囲よりも広い。

残留応力の場合、形状が異なる試験片間でありながら m 値が近い値を示す理由を検討した結果をFig. 4.13に示す。

Fig. 4.13(a)は、Fig. 4.12において、ヤング率比が大きいとき、タイプ1と2の m 値が近い値となった理由を検討した結果である。ヤング率比が100の条件での応力分布を、タイプ1とタイプ2で比較して示す。非常に良く似た応力分布であり、これは、式(2.4)を満たしていることが分かる。

Fig. 4.13(b)は、Fig. 4.12でタイプ1とタイプ2の m 値が互いに等しくなっているヤング率比が0.3の場合の応力分布である。応力分布は、単純な相似の関係にはなっていない。しかし、 x が0に近づくにつれ、タイプ1の σ_y の絶対値が

τ_{xy} に比べ急激に増加しており、タイプ2では、 τ_{xy} が σ_y にくらべ急激に増加している。Fig. 4.13(b)は、応力分布を特異点まで求めたグラフではないが、応力分布が特異性を持つ範囲内の応力分布を示している。そこで、 σ_y または τ_{xy} のどちらか一方が、他方に比べて非常に小さいときにm値が等しくなる条件式(2.6)を用いて、検討する。破線はタイプ1の σ_y を、負の比例定数である-1.5倍した応力分布である。タイプ2の τ_{xy} とほとんど一致している。したがって、Fig. 4.13(b)は、式(2.6)の関係を満たしていることになる。以上のことから、残留応力の存在する場合は、存在しない場合よりもm値に近い値となるヤング率比の条件範囲が広がる。その理由は、 σ_0 が存在しない場合には1つの条件式(2.4)のみで決まっていたのに対し、 σ_0 が存在する場合には、式(2.4)または式(2.6)の2つの条件式のどちらかを満足すればよいからであることが分かる。

4. 4 残留応力を持つ試験片の強度評価

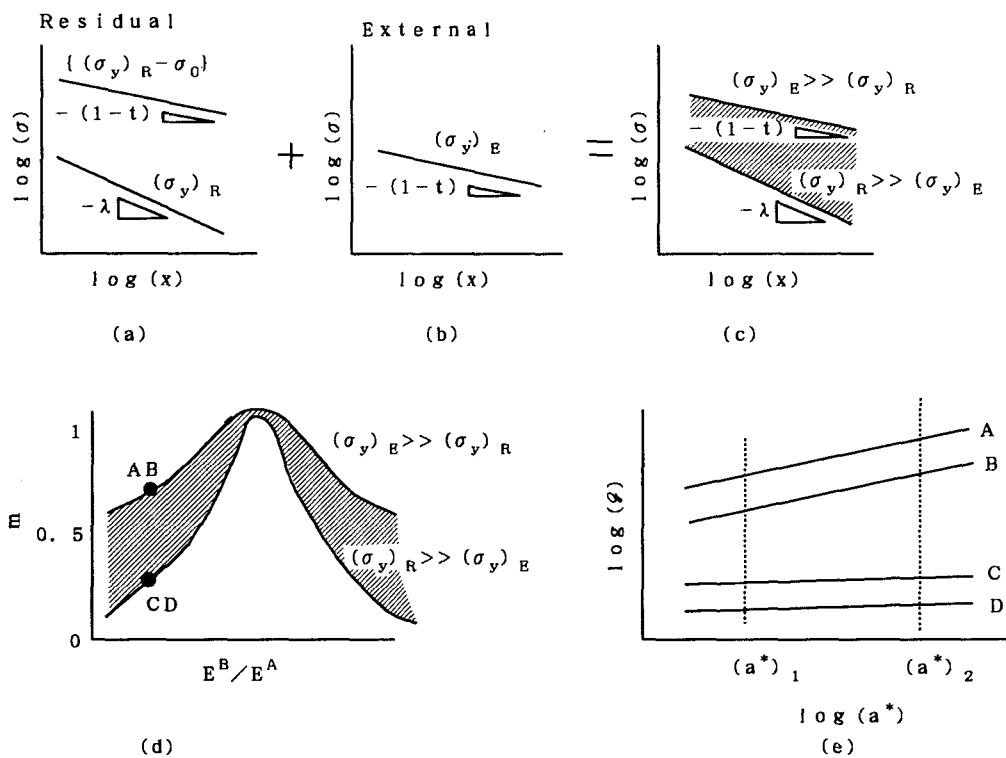


Fig.4.14 Variation in m value with various residual stresses.

同じ材料の組み合わせで同じ端部形状でも、外応力と残留応力では、仮想き裂のエネルギー解放率の増加指数 m の値が異なることが分かった。多くの異材継手では、残留応力を持ちかつ外荷重によって強度評価試験がなされる場合が多いと考えられる。このようなとき、仮想き裂の a による強度評価には、どのような特徴があり、どのような点に注意する必要があるのかについて検討する。ここでは、仮想き裂の a 値による強度評価の注意点について検討する。

Fig. 4.14は、残留応力と外荷重が重畳されたときの応力分布と、仮想き裂長さ a と a 値の関係を定性的に示す模式図である。添え字のRは残留応力を、Eは外

荷重による応力を示す。試験片形状はタイプ1の場合である。図(a)は、 $(\sigma_y)_R - \sigma_0$ は特異項の理論値 $(1-t)$ の勾配に従った応力分布を示すが、 $(\sigma_y)_R$ は σ_0 の存在のために、理論値 $(1-t)$ とは異なる λ なる勾配を持つことを示している。図(b)は、外荷重による応力分布を示している。外荷重による応力分布は、特異項の理論値 $(1-t)$ の勾配に従う。図(c)は、残留応力と外荷重がともに負荷された状態を示しており、(a)と(b)の和で表される。このとき、負荷された外応力が残留応力に比べ非常に小さければ図(c)の応力分布は残留応力の応力勾配 λ を持ち、外応力が非常に大きければ外応力による応力分布の勾配 $(1-t)$ を持つと考えられる。したがって、材料の組み合わせと m の関係図(d)において、残留応力と外荷重の大小関係によって斜線部の範囲内の点をとることになる。

ここで、材料の組み合わせが同じで残留応力が非常に小さく、破壊がほとんど外荷重で決定されるような、寸法の異なる異材継手A,Bと、残留応力が非常に大きく破壊がほとんど残留応力のみで決まる、寸法の異なる異材継手C,Dを考える。A,Bの強度評価試験時の応力分布はほとんど外荷重で決定され、C,Dの強度評価試験時の応力分布はほとんど残留応力で決定される。したがって、図(d)中に示すように、A,Bは外応力による曲線上に、C,Dは残留応力による曲線上にプロットされる。これらに対し、き裂長さを仮想して ϕ 値を求めると、仮想き裂長さと ϕ 値の関係は図(e)のようになるであろう。仮想き裂長さに対する ϕ の増加率は、AとB、CとDで互いに等しく、傾きはA,Bの方がC,Dよりも大きい。したがって、AとBまたはCとDの強度評価では、仮想き裂長さに無関係に ϕ 値の比率を一定値として得られるため強度評価が可能であるが、AとC、AとD、BとC、BとDの強度評価は、用いる仮想き裂の長さによって、得られる ϕ 値の比率が一定値とならないため、強度評価は困難である。

したがって、端部形状が同じ試験片間で強度評価を行う場合においても、残留応力を揃える工夫が必要であることが分かる。

4. 5 結言

仮想き裂のエネルギー解放率 ϕ の比率を強度評価に用いた場合に、仮想き裂長さと ϕ 値の関係を示す指数(仮想き裂のエネルギー解放率の増加指数 m)と応力分布の関係を、外荷重の場合と残留応力の場合について、数値計算を用いて検討した結果、以下の結論を得た。

- 1) 特異性指数が1つの実数で、外応力の場合には m 値を特異性指数の理論値から推定することができる。
- 2) m 値が等しい試験片間では、界面端部の応力分布が単純な指数関数で近似できる範囲以内の長さの仮想き裂長さを用いれば、外応力、残留応力のどちらの場合も、 ϕ 値の比率を、高々2%の計算誤差で一定値として求めることができる。
- 3) m 値の差が0.1以下であれば、特異性の異なる試験片間の強度評価でも、仮想き裂長さが10倍異なっても1割り以下の精度で応力の比率を評価することを基準に選ぶとき、強度評価できる可能性がある。

たとえば、タイプ1とタイプ2の強度評価においてこの条件を満たす範囲は、

外応力ではヤング率比が30以上，残留応力では0.4以下および20以上である。

4) 残留応力が存在する試験片の強度評価には，残留応力を揃えておく必要がある。

第5章 界面端部の残留応力分布を揃えるために必要な試験片寸法の条件

5. 1 緒言

第4章で、仮想き裂のエネルギー解放率の増加指数 m は、外荷重が負荷される場合と残留応力が生じる場合では値が異なることを述べた。さらに、小さな試験片を用いた強度評価結果から大きい実構造物の強度を推定する場合には、互いの残留応力値が同じでないと、正しい強度の推定を行うことができない。

以上の2つの理由から、破壊の発生点となる異材継手の界面端部近傍の残留応力を同じにする条件を検討することには意義がある。そのためには、試験片寸法と残留応力分布の関係を把握しておく必要がある。

本章では、寸法の異なる異材継手の界面端部の残留応力分布を同じにするために必要な試験片の板幅、板厚について、数値解析により検討を行う。つぎに、仮想き裂のエネルギー解放率を用いて強度評価を行うことを想定し、残留応力場での σ 値に及ぼす継手寸法の影響を検討する。

5. 2 異材界面端部の残留応力分布に及ぼす試験片寸法の影響

5. 2. 1 板幅の影響

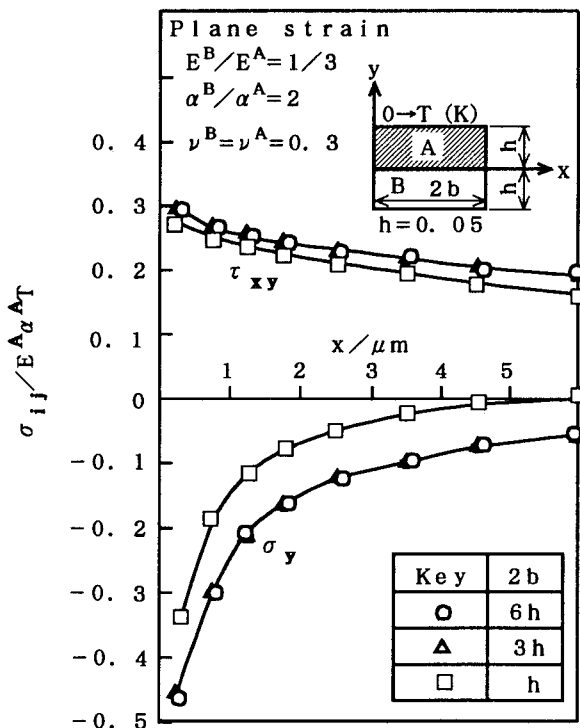


Fig.5.1 Effect of plate width on residual stress.

異なると、違った応力分布となることが分かる。また、大きな実構造物の強度評価を行うときに、たとえば $2b=h$ の寸法の試験片を用いたならば、残留応力分布の絶対値が小さい状態で強度を評価することになる。これは、危険側の評価となる。

Fig.5.1からは、 $2b>3h$ の寸法の試験片であれば、残留応力分布が同じ条件の試

Fig.5.1に、試験片寸法が変化したときに、残留応力分布が変化することを表す一例を示す。試験片形状はタイプ1で、同じ寸法の2枚の矩形の異材継手である。計算には境界要素法を用い、平面ひずみで計算した。

ヤング率の比 $E^B/E^A=1/3$ 、線膨張係数の比 $\alpha^B/\alpha^A=2$ 、ポアソン比 $\nu^A=\nu^B=0.3$ と一定にし、板幅/板厚の寸法比 $2b/h$ を、1, 3, 6と変化させたときの残留応力分布を、界面に垂直な応力 σ_y とせん断応力 τ_{xy} について示している。 $2b=6h$ の○印と $2b=3h$ の△印はほとんど同じ応力分布を示しているが、 $2b=h$ の□印は、絶対値が小さい応力分布を示しており、ほかの2つとは異なっている。

以上のことから、残留応力分布は、同じ熱履歴を受けても、試験片寸法が

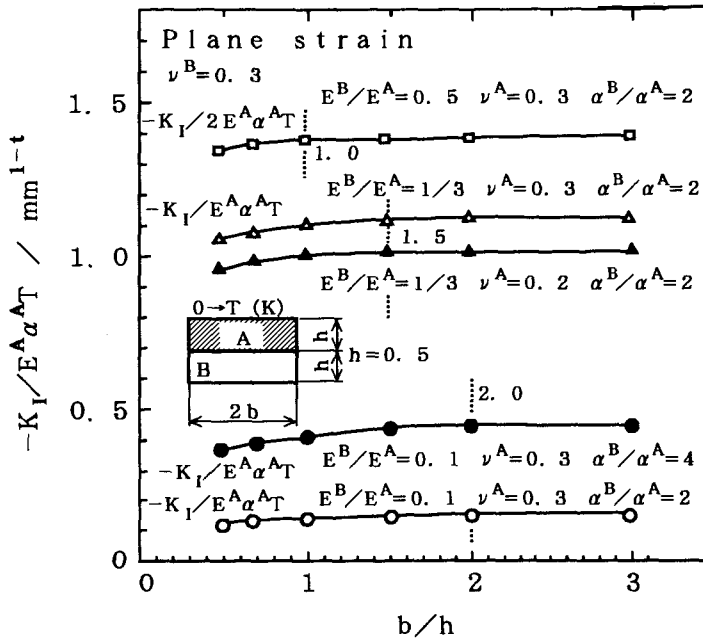


Fig.5.2 Effect of the ratio of plate width and plate thickness (b/h) on stress intensity factor.

験片であることが分かる。

Fig.5.2は、残留応力分布が板幅の影響を受けなくなる寸法の条件に及ぼす材料定数の影響を検した数値計算結果である。試験片形状は、Fig.5.1と同じタイプ1である。タイプ1では、特異項は1つで実数を持つことが分かっているので、応力分布の代表値として、応力拡大係数を縦軸に示している。この応力拡大係数は、特異点から0.0075mmの位置での応力値と、特異性指数から求めた。計算は、ヤング率の比、ポアソン比、線膨張係数の比を変化させて行った。図中の破線は、板の半幅 b と板厚 h の比が残留応力分布に影響を与えなくなると見なせる b/h を示している。

○印と●印の比較から、線膨張係数の比は、残留応力の絶対値に影響を与えているが、残留応力分布が変化しなくなる b/h の値には影響していないことが分かる。△印と▲印の比較から、ポアソン比も、残留応力分布が変化しなくなる b/h の値にはほとんど影響していないことが分かる。□印、○印、△印の比較から、残留応力分布が変化しなくなる b/h の値は、ヤング率の比の影響を受けていることが分かる。 E^B/E^A が0.1から0.5までの条件の範囲で、 $b/h > 2$ であれば、残留応力分布が同じであるとみなせることが分かる。また、本計算条件では、A材とB材を入れ換えても寸法形状は同じであるから、ヤング率の比が0.1から10の範囲で、 $b/h > 2$ であれば、残留応力分布が同じであるとみなせることになる。

5. 2. 2 板厚の影響

異材継手では、A材とB材の板厚が異なる場合も考えられる。溶射部材はその良い例である。ここでは、A材とB材の板厚が異なる条件のタイプ1を用いて、残留応力分布に及ぼす板厚の影響を調べる。

計算は、A材の板厚 h^A と板の半幅 b の寸法比を $b/h^A=4$ と固定し、B材の板厚 h^B を変化させて、残留応力分布に及ぼす板厚の影響を調べた結果をFig.5.3に示す。ポアソン比は $\nu^A=\nu^B=0.3$ とした。タイプ1では、特異項は1つであるから、応力分布を応力拡大係数で比較することが可能である。縦軸には、モードI、モードIIの応力拡大係数を示している。

ヤング率の比 E^B/E^A を、2から10と変化させて計算しているが、板厚の比 h^B/h^A

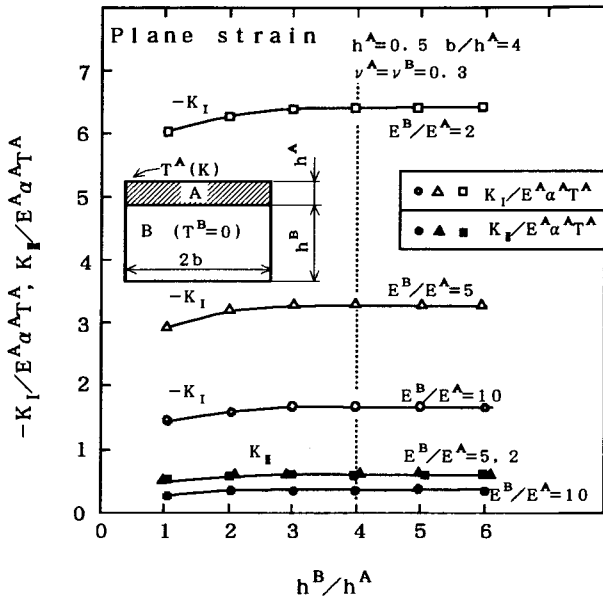


Fig.5.3 Effect of the ratio of plate thickness h^B and h^A (h^B/h^A) on stress intensity factor.

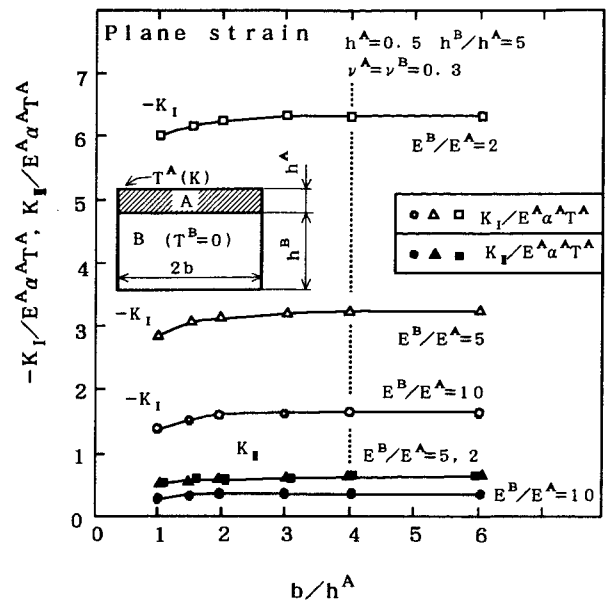


Fig.5.4 Effect of the ratio of plate width and plate thickness (b/h^A) on stress intensity factor.

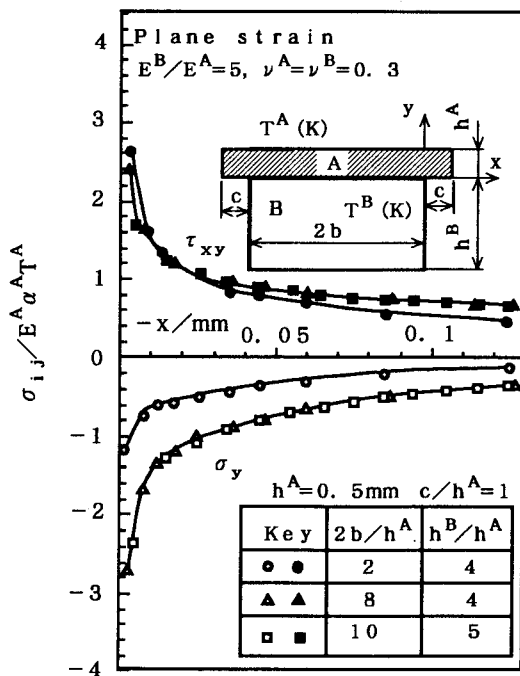


Fig.5.5 Effect of specimen size on residual stress distribution.

条件では、応力分布がほぼ同じと見なせることが分かる。すなわち、タイプ2の試験片で、異種材料の温度上昇が異なる場合でも、 $b/h^A > 4$ かつ $h^B/h^A > 4$ の条件を満たすものの残留応力分布は同じといえる。

が4以上で、応力拡大係数が飽和していることが分かる。すなわち、板厚の比 h^B/h^A がほぼ4以上で、残留応力分布は等しいことになる。Fig.5.4は、Fig.5.3で固定して考えていたA材の板厚について検討した結果である。 h^B/h^A の値は、Fig.5.3で残留応力分布に影響の無かった条件を満たすように、5としている。 b/h^A が4以上になると、応力拡大係数が一定値になっている。すなわち、 $b/h^A > 4$ で、板厚は、残留応力分布に影響を与えなくなることが分かる。

Fig.5.5は、タイプ2について検討した結果である。タイプ2では、特異項が2つ現れるため、1つの応力拡大係数で応力分布を評価することができない。そこで、Fig.5.5は、計算結果の応力分布を示している。

また、Fig.5.5では、A材とB材の温度上昇が異なる条件で計算している。計算に用いた試験片寸法の条件は、図中に示すとおりである。図より、 $2b/h^A > 8$ かつ $h^B/h^A > 4$ の

以上のことから、タイプ1, 2ともに、また温度上昇が異材間で異なっても、残留応力分布が同じ試験片の条件は、 $b/h^A > 4$ かつ $h^B/h^A > 4$ ということになる。

5. 3 エネルギー解放率に及ぼす試験片寸法の影響

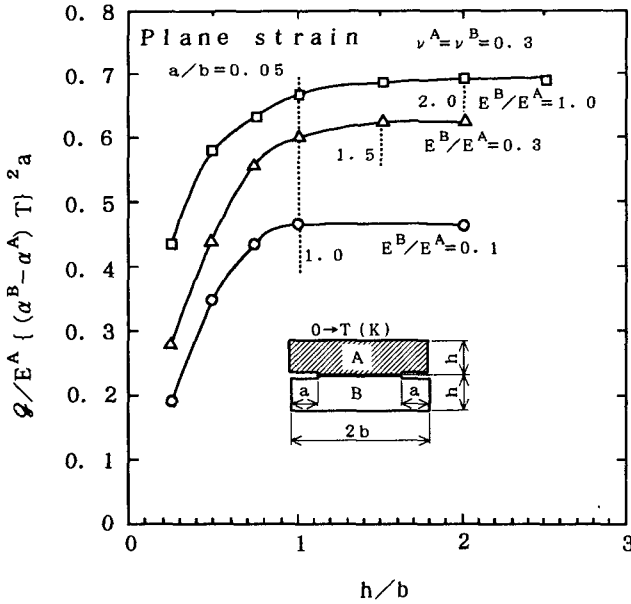


Fig.5.6 Effect of specimen size on energy release rate ϕ value in residual stress field.

板の高さ h が ϕ 値に及ぼす影響をFig.5.6に示す。外応力場の場合と異なり、ヤング率の比 E^B/E^A が0.1, 0.3, 1.0と変化すると、 ϕ 値が高さ h の影響を受けなくなる限界値は、Fig.5.6の図中に破線で示すように $h/b=1.0, 1.5, 2.0$ と変化している。しかし図より、 $h/b > 2$ の範囲では、 ϕ はおおむね一定値になっているとみなせる。

Fig.5.7に ϕ 値に及ぼす板幅の影響を示す。 b/h が2以上では ϕ 値がヤング率の比の違いによってあまり変化していないこと、 b/h が1以下ではヤング率の比 E^B/E^A の違いが ϕ 値に影響していることが分かる。

Fig.5.8(a), (b)は、タイプ2の試験片における ϕ 値におよぼす試験片寸法の影響を調べた結果である。(a)は、タイプ2の試験片の半幅 b が材料Aの厚さ h^A

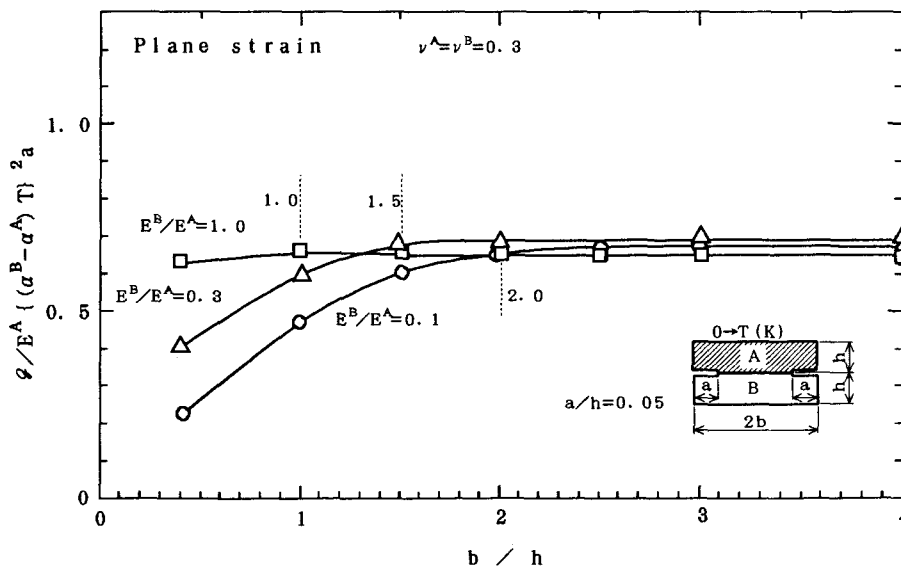


Fig.5.7 Effect of half width of specimen on energy release rate ϕ value in residual stress field.

の何倍以上であれば、界面端部のき裂の \mathcal{G} 値が同じと見なせるかを調べた結果である。図より、 b/h^A が4倍以上であれば、残留応力による \mathcal{G} 値は試験片寸法の影響を受けなくなることが分かる。(b)は、材料Bの厚さ h^B が材料Aの厚さ h^A の何倍以上であれば、界面端部のき裂の \mathcal{G} 値が同じと見なせるかを調べた結果である。図より、 h^B/h^A が4倍以上であれば、残留応力による \mathcal{G} 値は試験片寸法の影響を受けなくなることが分かる。Fig.5.8(a),(b)に示すこれらの結果は、残留応力分布に及ぼす試験片寸法の影響と同じである。

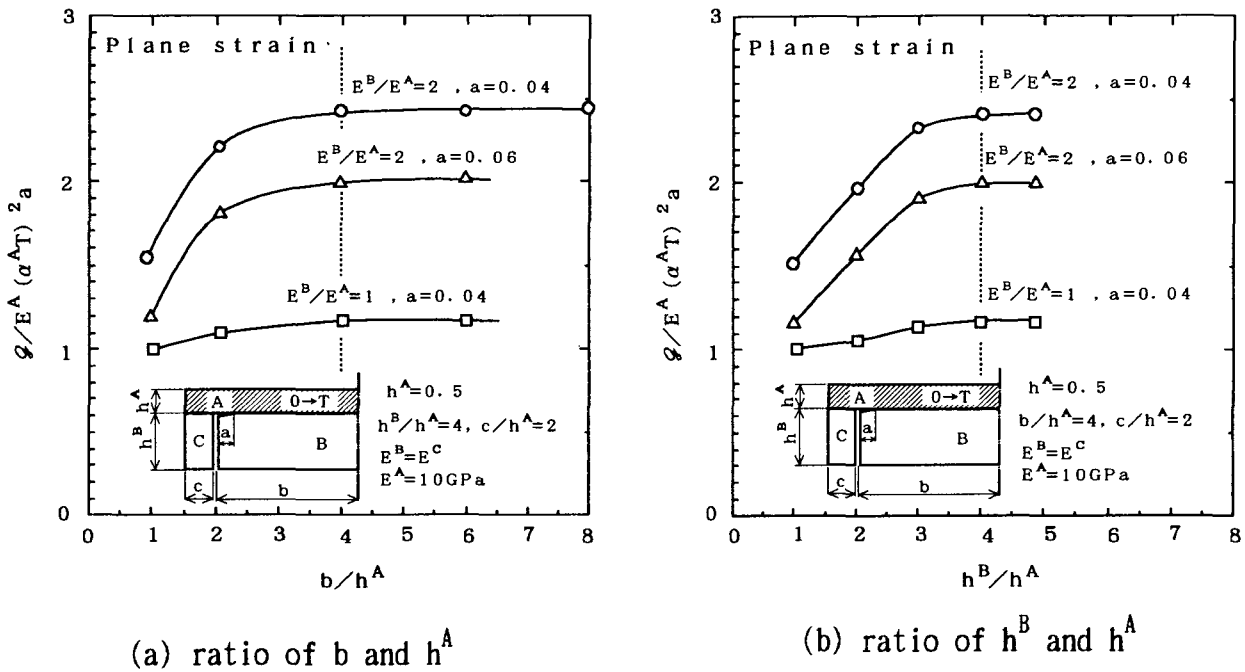


Fig.5.8 Effect of specimen size on energy release rate \mathcal{G} .

5. 4 結言

境界要素法を用いた数値解析によって、界面端部の残留応力分布が等しいと見なせる試験片の寸法の条件を検討した結果、以下の結論を得た。

- 1) 界面端部の残留応力分布が等しくなるための試験片寸法の条件に対して、異材の線膨張係数の比、ポアソン比の違いはほとんど影響しない。
- 2) 同一形状の矩形の異材継手では、残留応力分布が同じになるための板厚と板幅の関係は、ヤング率の比の影響を受ける。ヤング率比が0.1から10の範囲内では、板の半幅が板厚の2倍以上あれば、残留応力は等しい。
- 3) 板幅が同じで、板厚が異なる矩形の異材継手では、板厚の比率が4倍以上であれば、残留応力分布は等しい。

また、板の半幅が、薄い方の材料の板厚の4倍以上の時、残留応力分布は等しい。

- 4) 板幅の異なる矩形の異材継手(タイプ2)では、板の半幅が、薄い方の材料

の板厚の4倍以上でかつ厚い方の材料の板厚が薄い方の材料の板厚の4倍以上のとき、残留応力分布は試験片寸法の影響を受けなくなる。

5) 板の高さ h が ϕ 値に影響を与えなくなる限界値の h/b は、ヤング率の比 E^B/E^A の影響を受けるが、第1近似として $h/b > 2$ で h は ϕ にあまり影響を与えない。

6) 板の幅 $2b$ が ϕ 値に影響を与えなくなる限界値の b/h は、ヤング率の比 E^B/E^A の影響を受けるが、第1近似として $b/h > 2$ で b は ϕ にあまり影響を与えない。

7) 異材の板厚の比 h^B/h^A が4倍以上であれば、残留応力による ϕ 値は試験片寸法の影響を受けなくなる。

8) 残留応力場での ϕ 値が、試験片寸法の影響を受けなくなる試験片寸法の条件は、残留応力分布が試験片寸法の影響を受けなくなる条件と同じである。

第6章 ねじり試験機の提案

6. 1 緒言

界面強度を小型の試験片により正確に評価できることは、実際の製品の強度を効率よく評価する上で重要である。界面強度を評価するための試験片形状、試験方法は、いくつかの条件を満たさなくてはならないと考えられる。条件には、①界面で破壊させることができ、界面の強度を測定することができること、②試験結果には、界面強度のみが現れ、ほかの要因が影響しないこと、③実構造物と同じ荷重負荷形式で実験が行えること、④実構造物と同じ残留応力の状態で、強度試験ができること等を挙げることができる。

溶射部材の強度評価方法として、JIS規格⁴²⁾では、特定の形状の試験片を用いた引張試験が規格化されている。一方、異材継手の強度評価の現状では、引張試験結果からせん断強度を推定できる状況ではない。したがって、せん断強度はせん断試験を行って求める必要がある。

そこで、本章では、せん断荷重を負荷することができる試験方法について検討することにした。せん断荷重試験として、2, 3の方法が提案されているが³¹⁾³²⁾、従来の試験方法では、界面強度を測定していると考えられない場合や実験値の信頼性に問題がある。

本章では、インプラントタイプのねじり試験片と試験機を試作して、荷重負荷形式の精度、再現性、破断経路を調べ、ねじり試験法を、強度評価試験方法の1つとして、提案することを目的としている。

6. 2 試験機の試作

6. 2. 1 荷重負荷形式の選定

Fig.6.1(a), (b), (c)に、溶射被膜を対象とした、従来の主なせん断強度試験方法を示す³¹⁾・³²⁾。図では、点を打って示した部分が溶射被膜で、細かい斜線部は、試験を行うために塗布された接着剤を示している。(a),(b)は軸荷重を、(c)はねじり荷重を負荷する。(a)では溶射皮膜の圧縮破壊強度が界面のせん断強度より大きくなければ、得られた強度が意味を持たないこと、円柱形試験片の表面の溶射皮膜の界面で破壊する保証がないことなど、得られた実験値には界面強

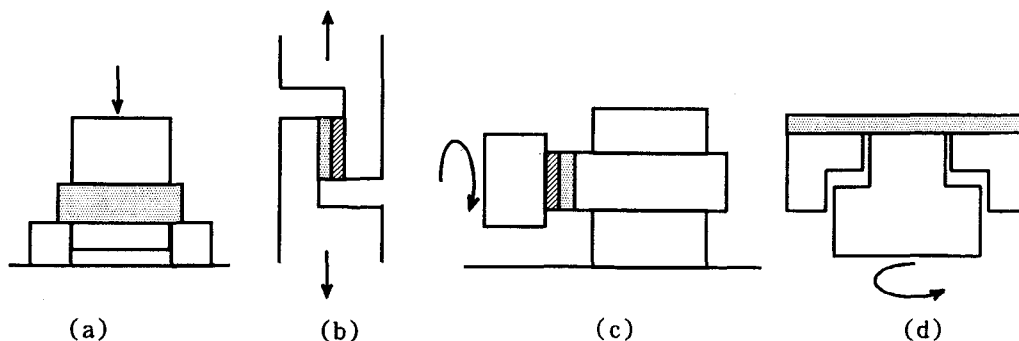


Fig.6.1 Testing method for obtaining shear strength of sprayed coatings.

度以外の強度が含まれる欠点が挙げられている³¹⁾。(b)では純せん断が負荷し難く、得られた強度がせん断強度と見なせない欠点がある。また、(b),(c)では接着剤を用いているため、接着剤の強度よりも高い強度の溶射部材の強度が測定できなかったり、溶射皮膜に浸透した接着剤の影響が指摘されている⁴³⁾。

そこで、本研究では、接着剤を用いないでせん断試験を行う方法として、(d)に示す、インプラント型のねじり試験法を提案する。

6. 2. 2 試験機と試験片の構造

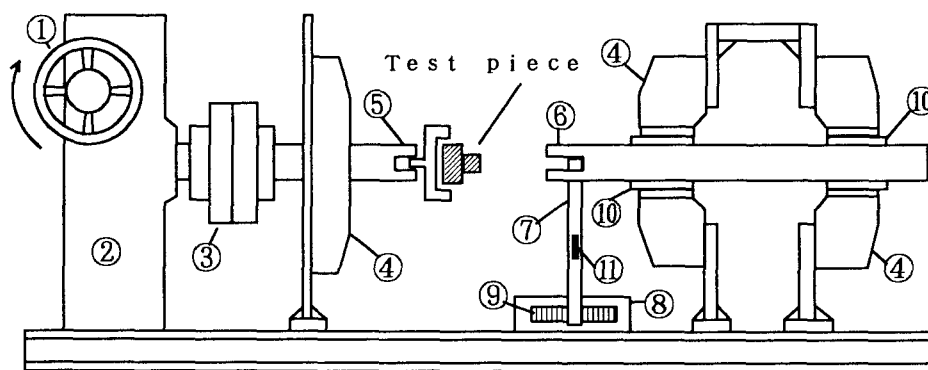


Fig.6.2 Torsion test machine.

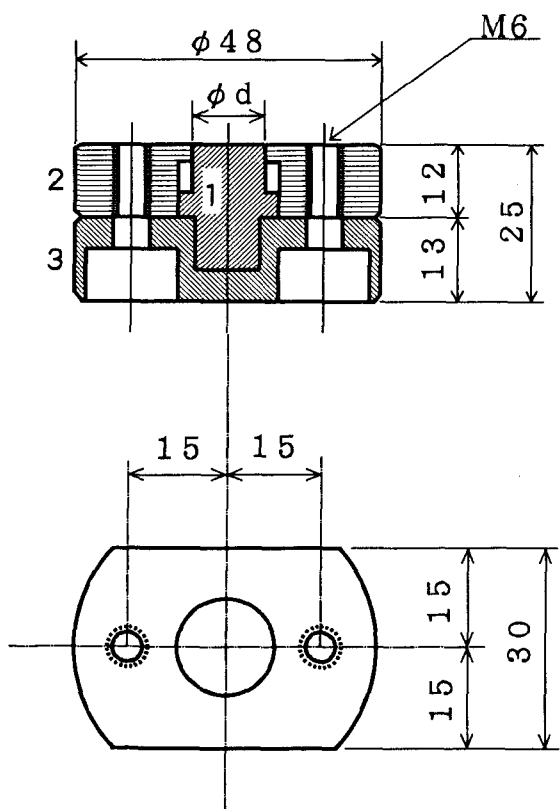


Fig.6.3 Torsional specimen.

試験機は、試験片にねじり荷重のみを与え、引張荷重などを与えることが無いように設計しなくてはならない。また、破断荷重は、通常の金属材料のねじり試験に比べるときわめて低い荷重となる場合がある。そこで、試験片は回転運動のみを拘束され軸方向には自由に動ける試験機を自作した。Fig. 6. 2に、自作したねじり試験機の概略図を示す。

ハンドル①の回転を、ギヤボックス②で減速し、カップリング③を通してシャフト⑤へ伝える。シャフト⑤は、ベアリング④で支持されている。シャフト⑤から回転を伝えられた試験片は、シャフト⑥で固定されており、ねじりの荷重を受ける。シャフト⑥は、ロードセル⑦とロードセルストッパー⑧で回転運動を固定されているが、スライドベアリング⑩とローラー⑨で支持されているため、軸方向には自由に動ける。ひずみゲージ⑪を取り付けたロードセル⑦の断面係数を小さくすれば、わずかな荷重でも十分検出できる。

本章の実験では、ロードセルに断面が10mmx3mmの薄い鋼の板を用い、試験片が破断するまでねじり角を0.1度ずつ段階的に増加させ、試験片にかかる最大せん断応力を求めた。

Fig.6.3は、本ねじり試験法を、溶射部材に適用した時の、試験片の形状である。部品2の直径dの穴に、直径dの部品1を挿入すると、Fig.6.1(d)に示したインプラント型試験片ができあがる。部品1と部品2のクリアランスは半径で0.1mmとした。M6のボルトを用いて部品1,2,3を固定し、部品1,2の上面を面一に仕上げ、ブラッシング処理後、プラズマ溶射する。溶射後、M6のボルトをはずし部品3を取り除いた後に、ねじり試験を行う。

本研究では、試験片を軟鋼で作し、直径dを6,10,15mmの3種類変化させた。溶射は、溶射材料に50%Ni-50%Cr粉末を用い、電流630A,電圧72V,アルゴン55ℓ/minと水素8ℓ/minの混合ガスで行った。皮膜厚さは0.5mmを目標とした。

第5章で検討した試験片寸法を満足させるためには、部品1は、溶射被膜0.5mmの4倍以上の半径と4倍以上の板厚が必要である。本試験片は、十分この条件を満足している。

6. 3 検定

6. 3. 1 試験機

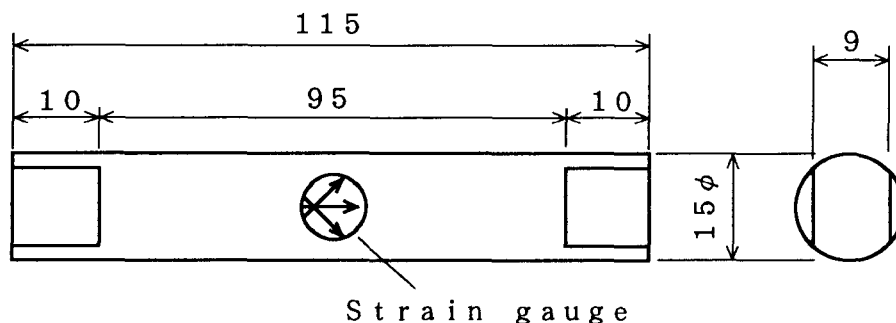


Fig.6.4 Test piece for calibration.

Fig.6.4に示す試験片は、本試験機の荷重負荷形式の検定に用いた試験片である。丸棒の中央部の表と裏の2箇所に貼り付けた3軸のひずみゲージの出力から、ひずみロゼット法により主応力とその方向を求めた。その結果を、モールの応力円にしてFig.6.5に示す。図では、ポジションBの主応力の値に対する比率で示している。

Fig.6.5では、Fig.6.4に示す試験片の軸方向をx、円周方向θをyとして示している。Fig.6.5のモールの応力円では、横軸が主応力方向、縦軸がせん断応力を示している。純せん断の状態では、モールの応力円の中心は原点に有り、主応力方向はx軸（試験片の軸方向）に対し、45度の方向である。図より、応力円の中心が原点から約0.1(10%)ずれていることが分かる。

以上のことから、軸方向には最大せん断応力の10%以下の軸方向の応力が生じる程度で、ほとんど純せん断を負荷できる試験機を試作できたことが分かる。

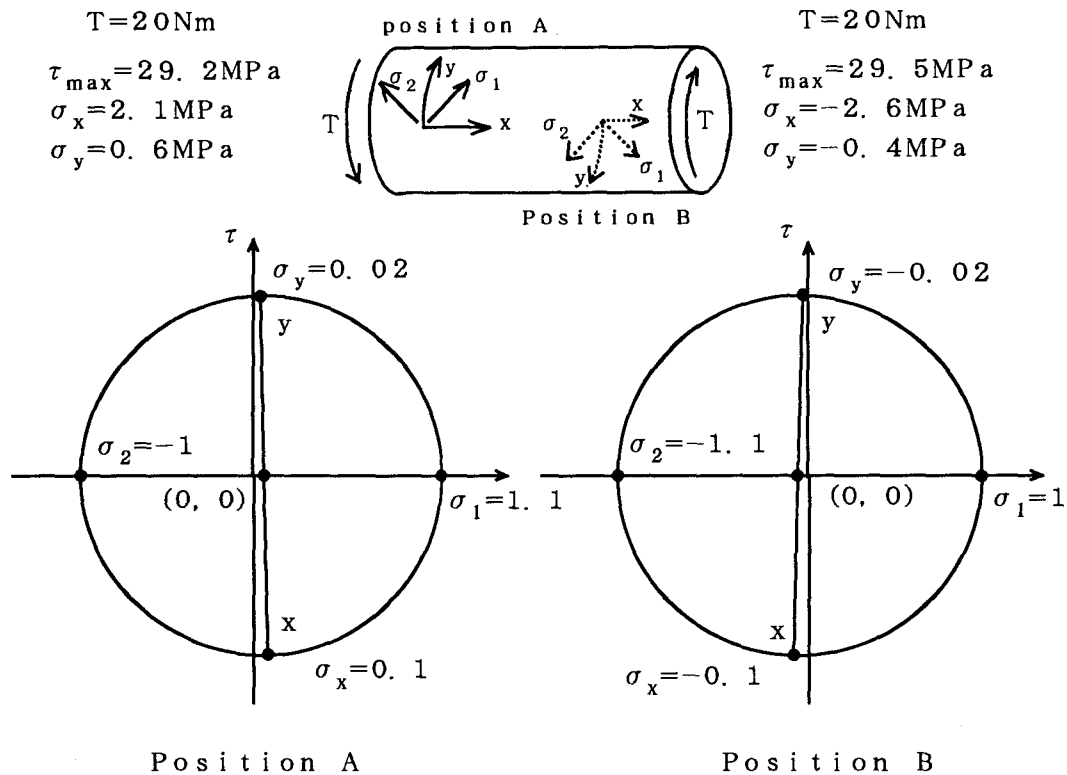


Fig.6.5 Test results of calibration.

6. 3. 2 試験片

本試験方法では、溶射皮膜のかみ込みが試験結果に与える影響はほとんど無いと考えられる。一方、試験片の表面は、溶射試験片の場合、プラスチックにより塑性変形し、当初の寸法精度とは異なった形状に変形される。Fig.6.6に、プラスチック後の試験片の断面写真を示す。(a)はインプラント試験片とサポートプレートの境界部、(b)は試験片の端部である。(b)より、試験片の端部は約100 μm 変形している。(a)では、試験片が接触していることが分かる。従って、この接触部が受け持つ荷重が強度評価に影響する可能性がある。

Table 6.1は、プラスト処理のみを行い、溶射を行っていない試験片を用いて、ねじり試験を行い、この接触部が受け持つ荷重を調べた結果である。dは、試験片直径、 T_{rr} は破断時に試験片に負荷されていたトルク、 τ_{rr} は T_{rr} を各直径の試験片の外周部に生じる最大せん断応力に換算した値である。

以上のことから、溶射のように、異材継手作製中に試験片の寸法精度が変化し、正確な強度評価を阻害する場合には、その影響をあらかじめ調べておく必要がある。本試験片と溶射の組み合わせの場合には、この影響を比較的精度よく測定できていると考える。また、Table 6.1に示す強度よりも界面強度の方が小さい場合には、正確な界面強度の測定は不可能であると考えられる。

つぎに、破断経路について検討する。現実の溶射部材の強度を試験片の実験から求める為には、少なくとも現実の溶射部材が破断するのと同じ程度で、界面から破壊する必要がある。試験後の破断経路をFig.6.7に示す。(b)は(a)のインプ

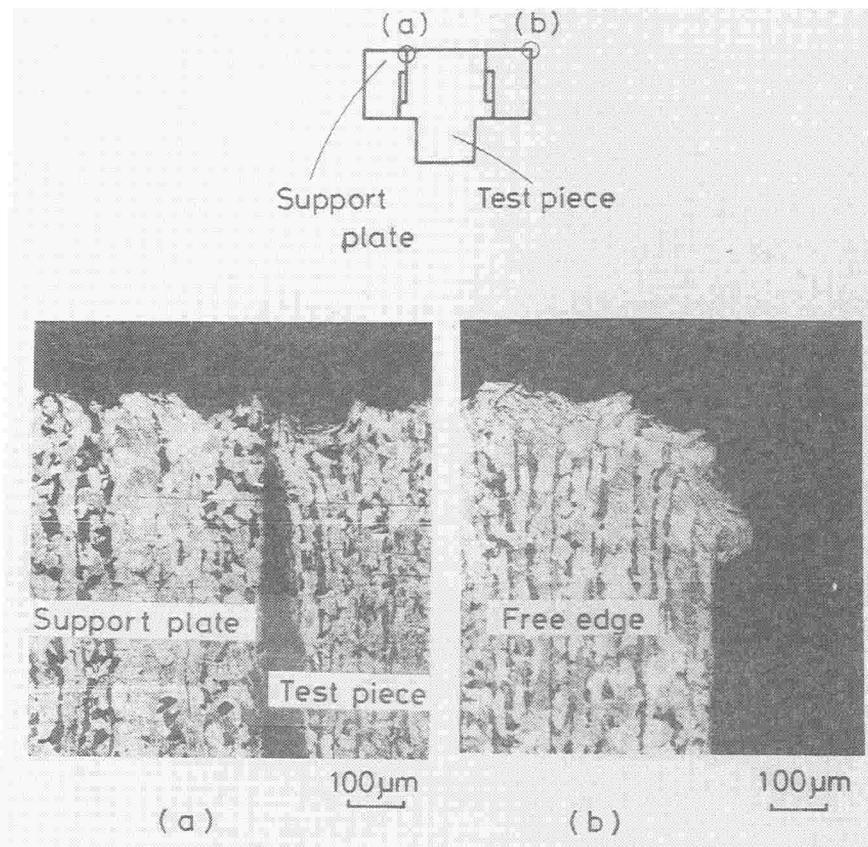


Fig.6.6 Plastic deformation caused by blasting: (a)at the interface between test piece and support plate, (b)at the corner of support plate.

ラント試験片部の拡大図，(c)は(b)の界面部の拡大図である。(c)の溶射皮膜にはブラスティング面の凹凸が残っており，ブラスティング面にはAで示す部分にのみ溶射皮膜が付着しているだけで，破断は溶射皮膜とブラスティング面の境界で生じていることが分かる。

以上のことから，本実験方法で，破断が界面で起こったときの界面強度が得られると考えられる。

つぎに，試験結果の再現性について検討する。溶射部材のねじり試験結果をTable 6.2に示す。dは試験片直径である。 τ_r の欄に，破断時の最大せん断応力を，平均値の欄に平均と分散を示す。最もばらつきが大きいd=15mmでも，10%以下のばらつきであり，再現性がよい。 τ_{rr} は，Table 6.1に示した，ブラスティングのみの試験片をねじり試験したときの結果である。最大せん断応力に換算して，平均値と分散が示してある。d=6でのばらつきが大きい， τ_r のばらつきと同程度のばらつきで，再現性がよい。 τ_{rr} は，Fig.6.6に示したように，接触による摩擦が原因と考えられる。溶射部材の界面強度(τ_{cr} とする)が τ_{rr} より小さければ， τ_r として見かけ上 τ_{rr} が得られ， τ_{cr} は正確には求められない。

Table 6.1 Torsional strength of specimen with no sprayed coatings.

No.	d (mm)	T_{fr} (Nm)	τ_{fr} (MPa)	$(\tau_{fr})_{av}$ (MPa)
1	6	1.92	45.4	37.1 ± 14.3
2		0.87	20.6	
3		1.92	45.4	
4	10	2.89	14.7	15.0 ± 4.7
5		3.92	19.9	
6		2.05	10.5	
7	15	5.91	8.9	5.7 ± 3.3
8		3.83	5.8	
9		1.56	2.4	

d: diameter of test piece

T_{fr} : torque by friction

τ_{fr} : shear stress

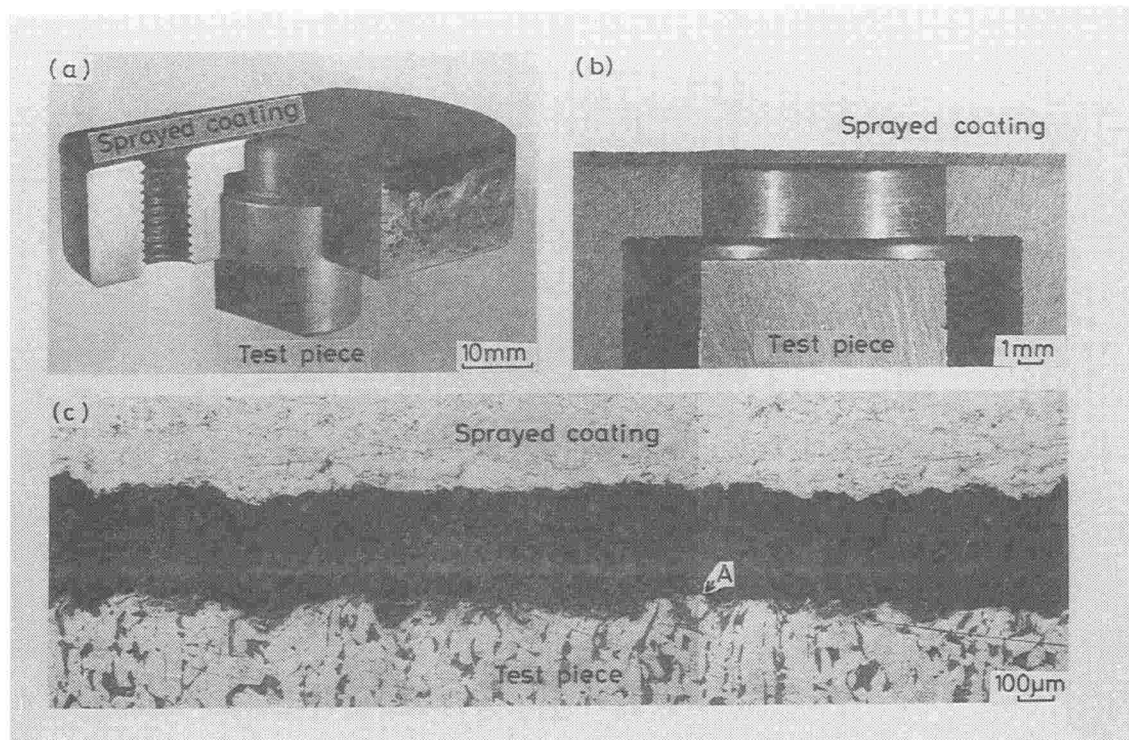


Fig.6.7 Ruptured specimen: (a) whole of specimen, (b) macro-scopic view, (c) micro-scopic view.

Table 6.2 Torsional strength of sprayed coatings.

No.	d (mm)	τ_f (MPa)	$(\tau_f)_{av}$ (MPa)	$(\tau_{fr})_{av}$ (MPa)	τ_{cr} (MPa)
6-1	6	127	125±3.5	37.1	87.9
6-2		121			
6-3		127			
10-1	10	63	64±4.6	15.0	49.0
10-2		60			
10-3		69			
15-1	15	40	40±3.5	5.7	34.3
15-2		43			
15-3		36			

従って、本試験方法では界面強度 τ_{cr} が τ_{fr} より大きい場合だけ、 τ_{cr} が求められる。界面強度 τ_{cr} が τ_f より大きい場合でも、破断荷重に接触摩擦力が寄与しているので、せん断強度 τ_{cr} は摩擦力の効果を除いた $(\tau_f - \tau_{fr})$ として表した。破断強度は試験片直径の影響を受けており、d が大きいほど小さい応力で破壊している。

以上のことから、本ねじり試験片は、界面が破壊したときの強度を測定できる試験片であり、溶射のように試験片形状がブラスティング処理により変形し接触する場合でも、接触部の受け持つ荷重をあらかじめ再現性よく測定できる。また破断強度も再現性よく測定できる試験片であるといえる。

6. 4 結言

- 1) 残留応力分布を同じにするという観点から試験片に要求される試験片寸法の条件を満足し、かつ、界面で破壊を起こすことができ、接着剤を用いないでせん断強度を得る試験方法として、インプラントタイプのねじり試験法を提案した。
- 2) 自作したねじり試験機は、10%以下の引っ張り成分を含む程度の、ほとんど純せん断の状態、ねじり試験を行うことができた。
- 3) 自作したねじり試験機で溶射部材をねじり試験した結果、10%以下のばらつきで、再現性のよい実験結果を得ることができた。
- 4) ブラスティングにより生じる塑性変形は、強度評価の試験結果に影響を及ぼす危険性のあることを指摘した。

第7章 強度評価方法の妥当性の検討

7. 1 緒言

本章では、種々の異材継手を作製し、まず、残留応力による σ 値を同じにするための試験片形状について、つぎに σ 値の比率による強度評価方法における、エネルギー解放率の増加指数 m の役割について検討し、最後に、すべての条件を満たす種々の異材継手に本強度評価方法を適用した。

実験に用いた異材継手は、①製作が簡単である②実用上意義のある材料の組み合わせであるの2点に注目して選んだ。①の観点から、最も製作しやすいと思われる金属-金属ろう付け継手を作製し、基本的検討を行った。②の観点から、複合材料製作手段である溶射部材、近年用途が増加してきた金属-接着剤継手、半導体産業でパッケージに重要な金属-レジジン継手の3種類の継手を用いた。

公表されている他者の実験値も採用させて頂いた。

7. 2 実験方法

7. 2. 1 各種継手試験片の作製

Fig. 7.1に、ろう付け継手の試験片形状を示す。(a)はタイプ1、(b)、(c)は

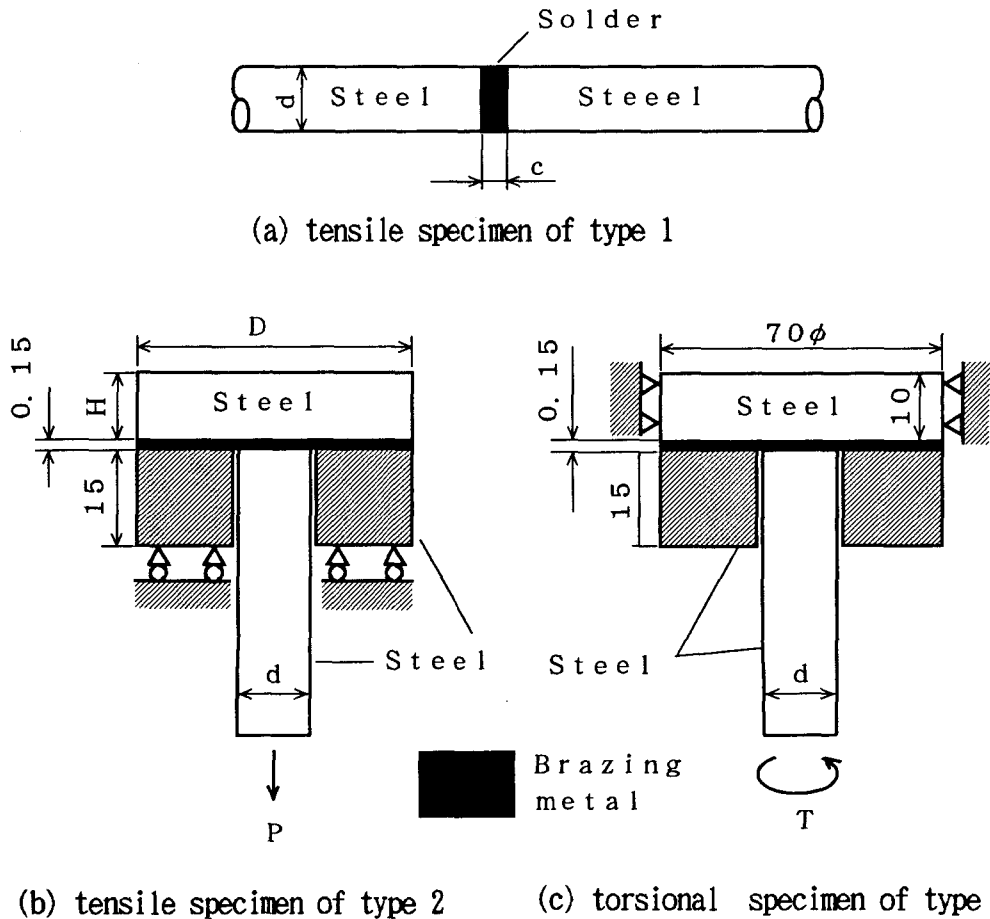


Fig.7.1 Brazing joints for tension and torsion tests.

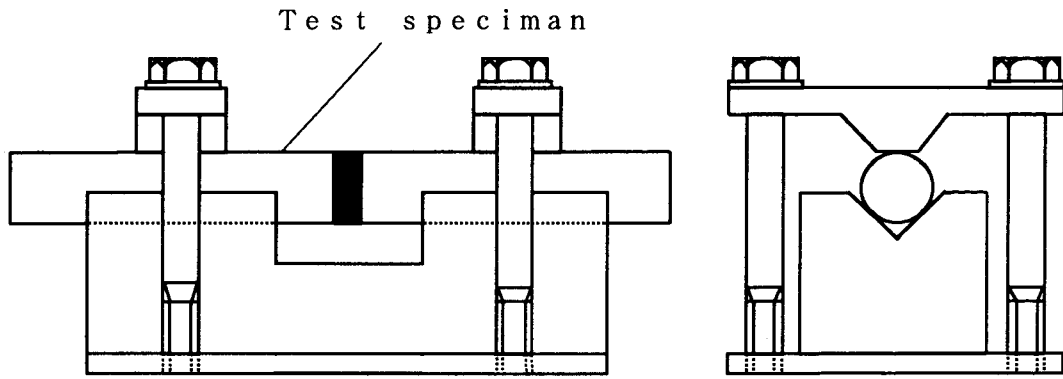


Fig.7.2 Holder for type 1 specimens during brazing.

タイプ 2 の試験片である。(a), (b), (c)ともに供試材料には S S 4 0 0 を用い、ろう材には、JIS-Z3282H60 のはんだを用いた。(a), (b) は引張試験片、(c) はねじり試験片である。(a) では、直径を 7, 15, 20, 25 mm と変化させた。(b) では直径を 5, 10, 13, 18.5, 28 mm と変化させた。また上部板厚を 5, 10, 20 mm と変化させた。(c) では、上部板厚を 10 mm と一定にし、直径を 13, 20, 28 と変化させた。斜線部はサポートプレートである。(b) のサポートプレート部の直径 D は、 $d=28\text{mm}$ のときのみ 50 mm とし、ほかでは 40 mm とした。ろう付け間隔は、インプラント試験片の (b), (c) では、サポートプレート部に 0.15 mm の Mo 線をはさんで制御した。(a) の試験片では、Fig. 7.2

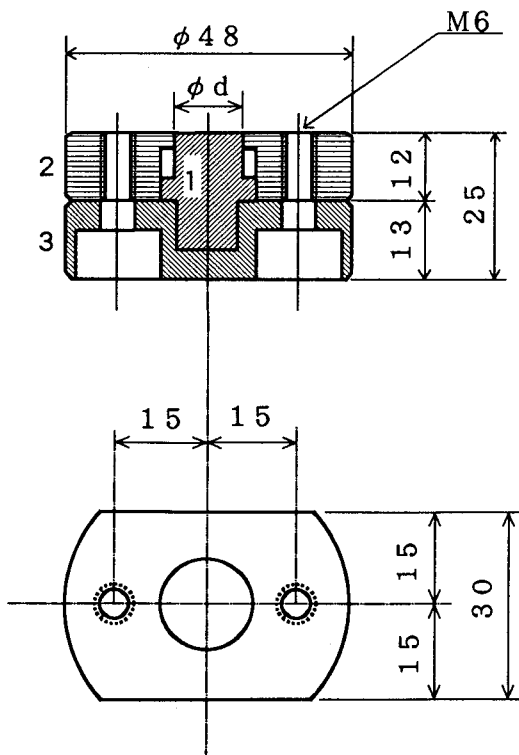


Fig.7.3 Torsional specimen of sprayed coatings.

に示す試験片と同質材の治具を用い、0.15 mm の Mo 線をスペーサーにして試験片をセットし、治具と共に電気炉で加熱してろう付けした。ろう付け温度はすべて 300°C 、ろう付け面はエメリーパー 600 番まで研磨した。ろう付け後のろう厚さは、断面観察の結果、0.2 mm であった。

Fig. 7.3 は、溶射用の試験片の形状である。この試験片形状は、第 6 章で用いたものと同じである。試験片を軟鋼で作し、直径 d を 6, 10, 15 mm の 3 種類変化させた。溶射は、溶射材料に 50%Ni-50%Cr 粉末を用い、電流 630A、電圧 72V、アルゴン 55 l/min と水素 8 l/min の混合ガスで行った。皮膜厚さは 0.5 mm を目標とした。

第 5 章で検討した試験片寸法を満足させるためには、部品 1 は、溶射被膜 0.5 mm の 4 倍以上の半径と 4 倍以上の板厚が必要である。本試験片は、十分この条件を満足している。

接着継手の試験片には、インプラントタイプのねじり試験片と引張試験片を作製し

た。試験片形状と材質は、ろう付け継手に用いたFig.7.1(a),(b)に示す試験片と基本的に同じである。試験片直径は、引張試験片では $d=5, 13, 28\text{mm}$ 、ねじり試験片では $d=13, 28, 40\text{mm}$ を作製した。上部板厚はすべて 10mm とした。接着面はエメリーパー600番まで研磨し、アセトンで脱脂した。接着剤には、ポリアミド系接着剤アラルダイトを用い、主材と硬化材を、電子天秤を用いて同量混合して用いた。接合厚さは、 0.15mm のMo線を用いて制御した。接合温度は室温で、接合時間は、最大強度到達時間8時間の2倍以上である18時間とした。

レジン-鋼の試験片形状をFig.7.4に示す。図中の上部斜線部がレジンである。寸法の異なる試験片の強度評価を行うために、試験片直径を $7.5, 10, 15, 20, 25\text{mm}$ と変化させた。荷重支持部の長さ l は、直径の2倍とした。レジンの厚さを 5mm とし、レジンの直径を 40mm とした。鋼には溶接構造用鋼SM400を使用し、レジンには熱硬化性樹脂エピコート828を使用した。硬化材としてジエチルトリアミンを $8.2\text{wt}\%$ 添加した。インプラント試験片とサポートプレートの隙間をふさぐために、インプラント試験片の上部 2mm の部分にシリコンゴムを塗布してサポートプレートに挿入し、ゴムが硬化した後レジンプール内にはみ出した余分なゴムを丁寧に取り除いた。

真空脱泡処理を行った後、Fig.7.4に示す直径 40ϕ 、厚さ 5mm の部分にレジンを流し込み、 40°C で24時間のキュアリング処理を行った。引張試験とねじり試験は6時間の炉冷後に行った。

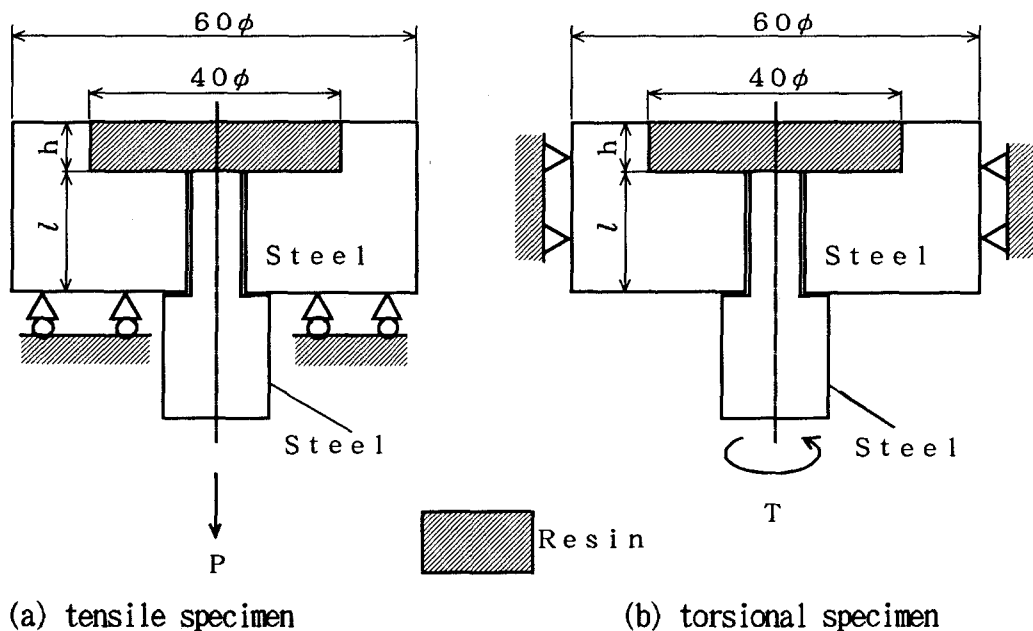


Fig.7.4 Steel-resin joints for tension and torsion tests.

7. 2. 2 引張試験

引張試験はインストロン型引張試験機を用いた。ろう付け継手と接着継手の場合のクロスヘッドスピードは毎分 1mm で、レジン-鋼継手の場合には毎分 0.5mm で実験した。インプラント試験片の荷重支持部を、Fig.7.5に示す治具とユニバー

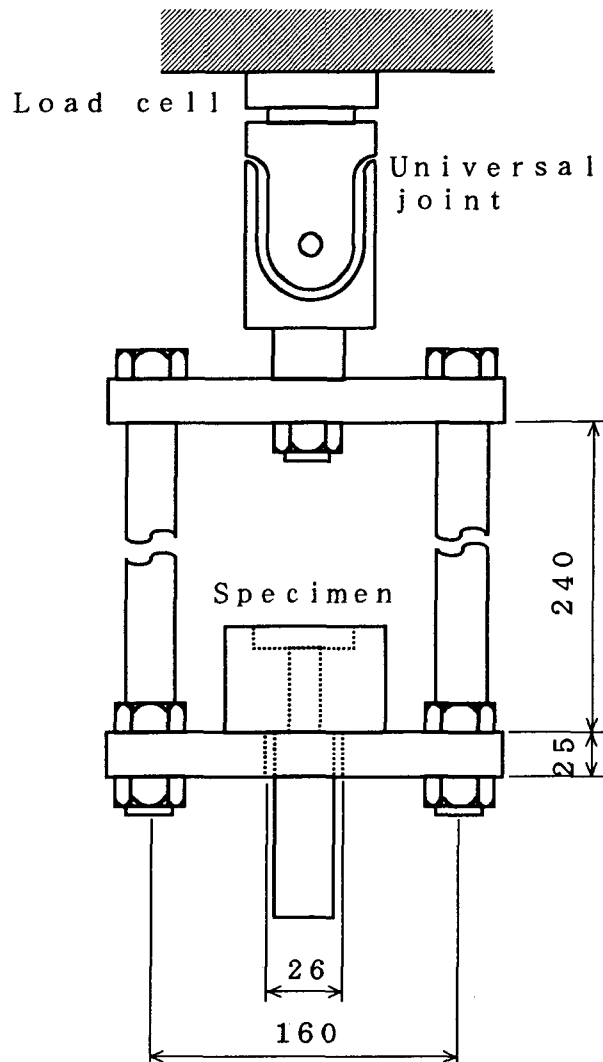


Fig.7.5 Holder for tension test.

サル継手を介して支持し、インプラント試験片に偏心荷重が生じないようにした。

7. 2. 3 せん断試験

せん断試験は、第6章で試作したねじり試験機で行った。荷重は、ねじり角を0.1度ずつ段階的に増加させて負荷した。

7. 3 実験結果

7. 3. 1 破断経路

ろう付け継手は、Fig.7.1(b)に示すように、上部鋼板、ろう材、インプラント試験片の3層構造であるから、破断位置がインプラント試験片とろう材界面でないときには、タイプ2と見なせなくなる。そこで、破断経路を調べておく必要がある。Fig.7.6に、インプラント型ろう付け継手の引張試験後のインプラント試

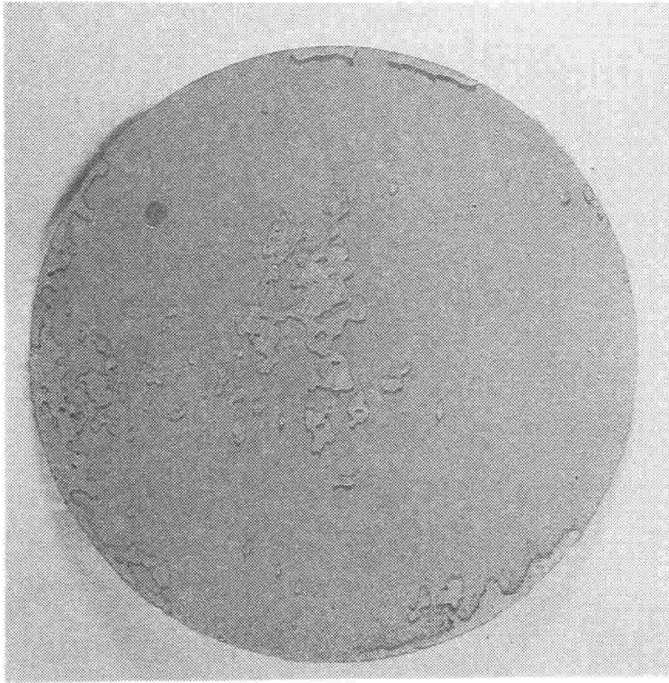


Fig.7.6 Fracture surface of steel-steel brazing joint after tension test. (d=28mm)

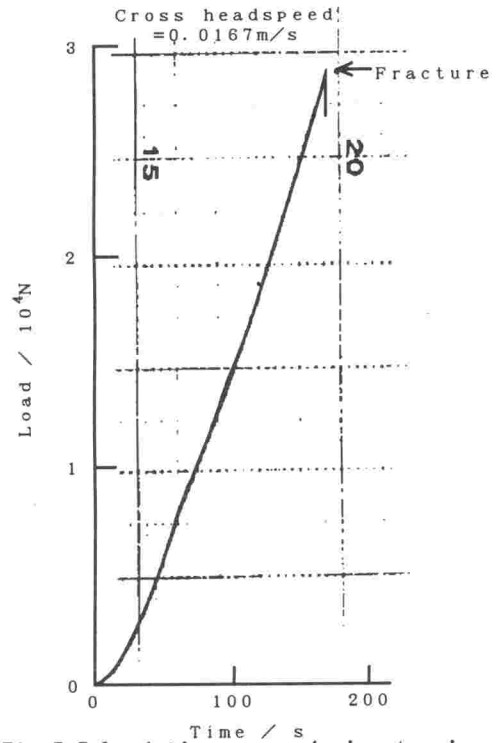


Fig.7.7 Load-time curve during tension test using steel-steel brazing joint.

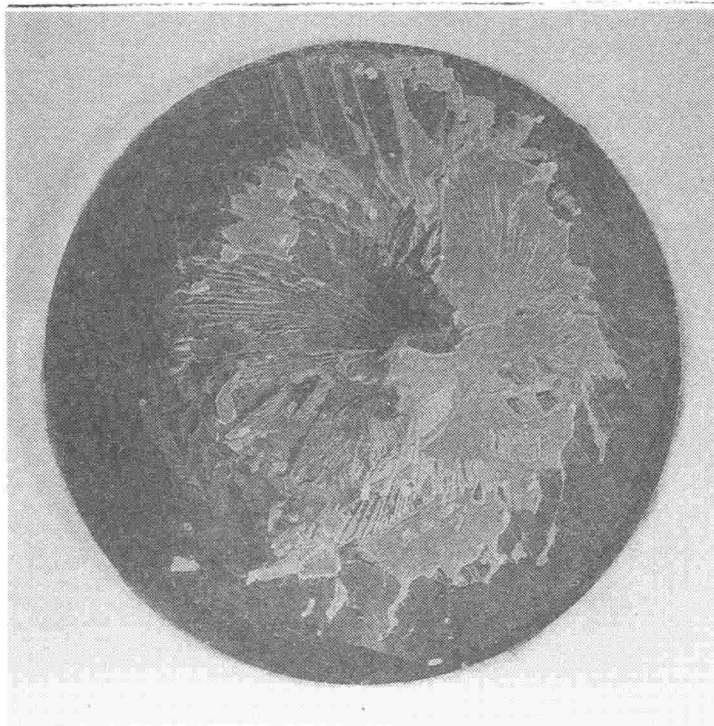


Fig.7.8 Fracture surface of steel-steel adhesive joint after tension test. (d=28mm)

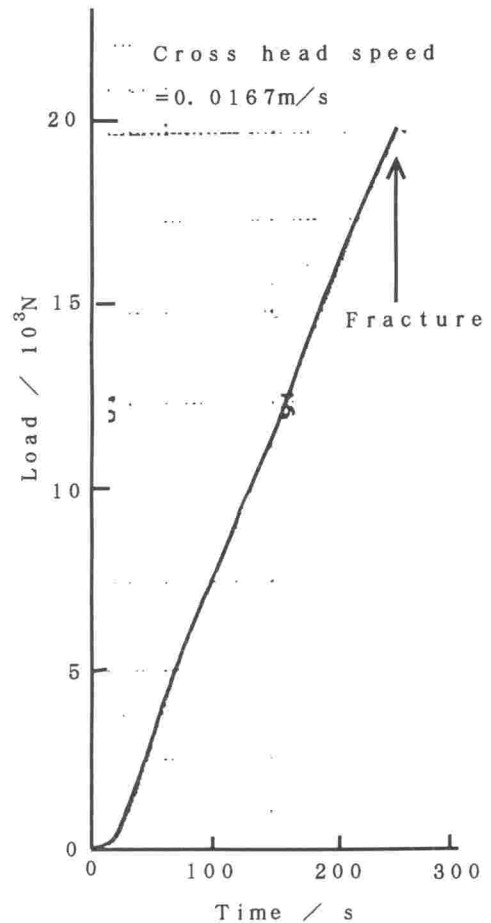


Fig.7.9 Load-time curve during tension test using steel-steel adhesive joint.

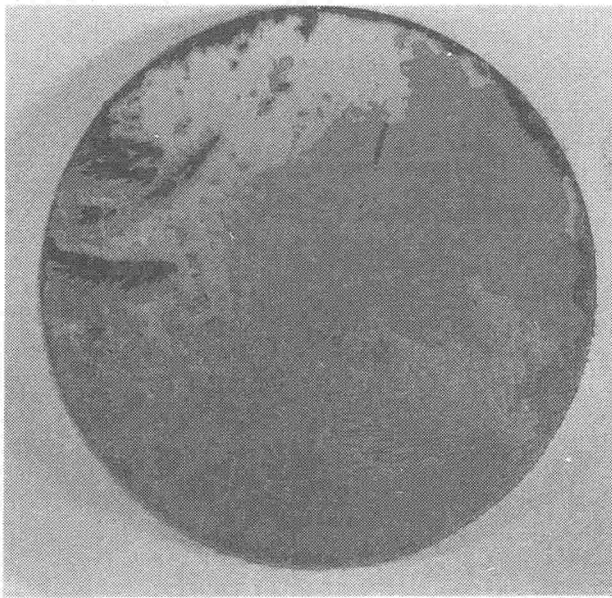


Fig.7.10 Fracture surface of steel-steel adhesive joint after torsion test. (d=28mm)

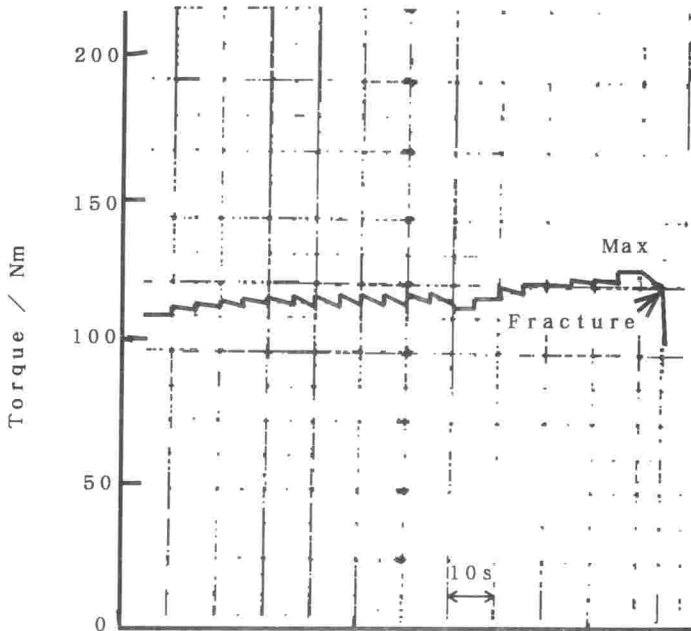
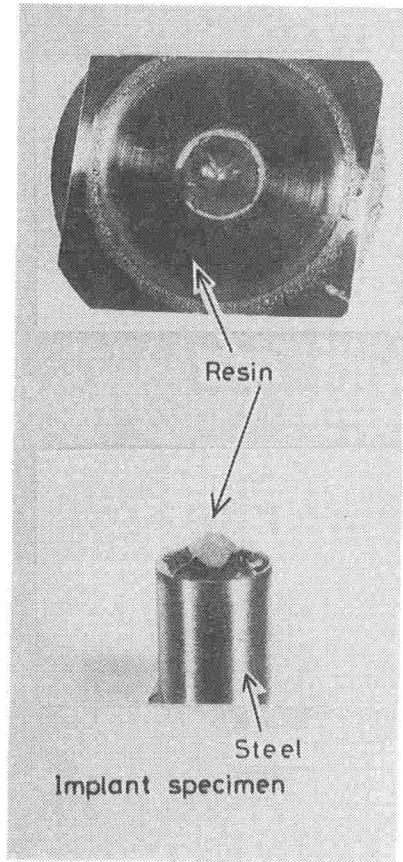


Fig.7.11 Load-time curve during torsion test using steel-steel adhesive joint.

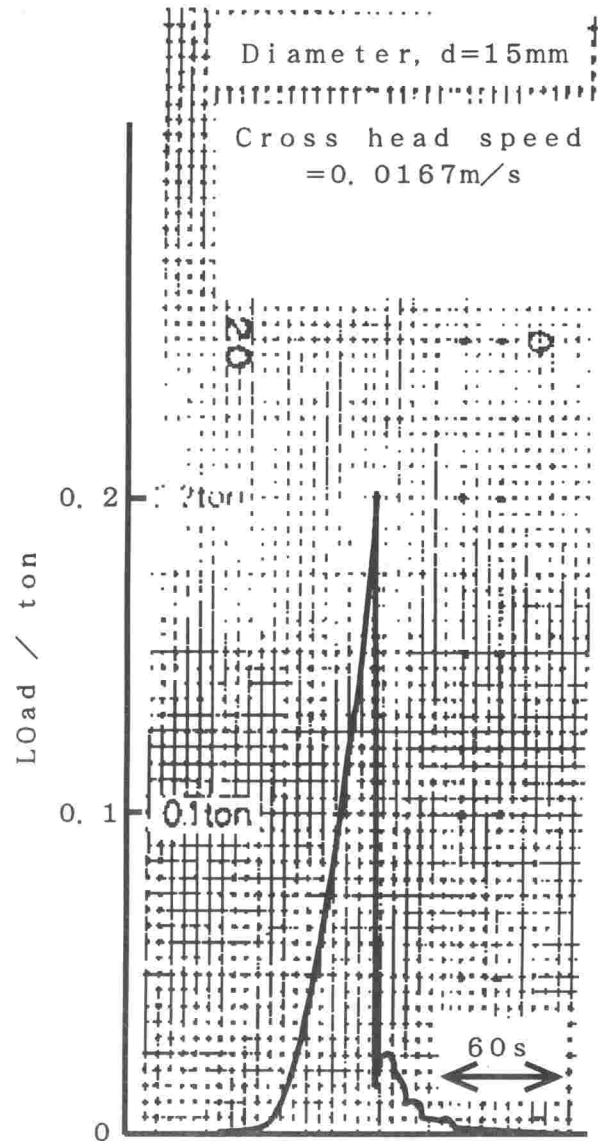
直前部分のみを示している。荷重が時刻に対し、階段状に増加しているのは、ねじり角を手動で0.1度ずつ増加しているためである。また、ねじり角を増加後、荷重（トルク）がわずかに低下しているが、この現象は鋼の丸棒のねじり試験の場

験片側のマクロ的な破面を示す。島状に点在している部分が、インプラント試験片表面に残っているろう材である。マクロ的には、外周部とほとんどの内部で、ろう材とインプラント試験片の界面で破壊していることが分かる。Fig.7.7に、引張試験のチャートを示す。単調に増加する荷重が、破断と同時に零荷重まで低下しており、急速破断していることが分かる。この2つの特徴は、ほかのインプラント型ろう付け継手の引張試験片のすべてに共通して観察された。

3層構造である点では、鋼-接着剤継手も同じである。Fig.7.8に、引張試験後の破面を、Fig.7.9にチャートを示す。外周部に黒く認められる領域には、インプラント試験片表面である鋼が露出している。内部の灰色および白に見える部分には、接着剤であるアラルダイトが付着している。以上のことから、破壊はインプラント試験片外周部の接着剤との界面で生じたことが分かる。また、Fig.7.9のチャートから、急速破断であることが分かる。Fig.7.10, Fig.7.11は、インプラントタイプの接着継手のねじり試験後の破面とチャートである。外周部に黒く認められる領域には、インプラント試験片表面である鋼が露出している。内部の灰色に見える部分には、接着剤であるアラルダイトが付着している。Fig.7.11のチャートは、ねじり試験の破断の



(a) fractured specimen



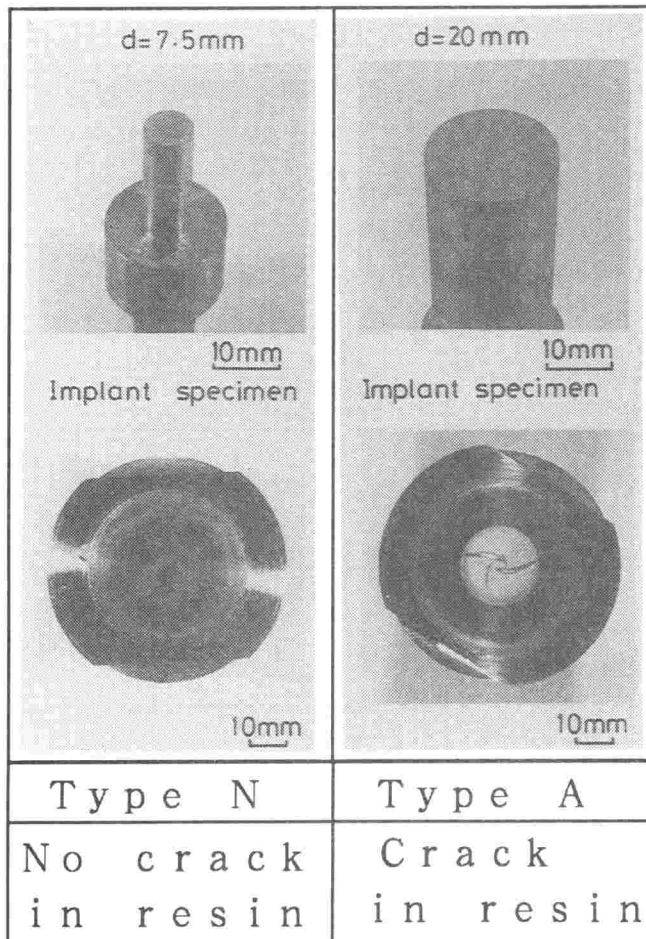
(b) load-time curve

Fig.7.12 Experimental results of tension test using steel-resin joint.

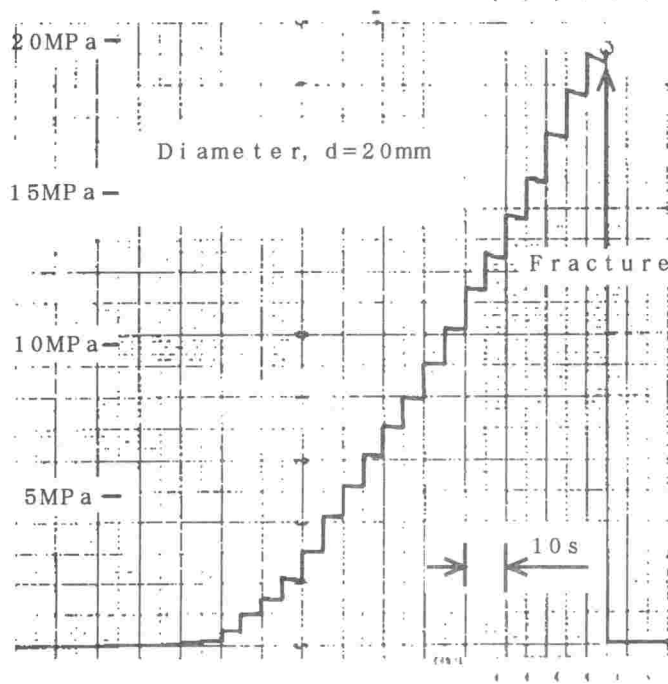
合にも認められた現象で、試験機の剛性に関係した試験機の持つ特性と考えられる。荷重は最大値を示した後、急激に零荷重に低下している。以上のことから、ねじり試験でも、急速破断をしていることが分かる。

2層構造であるレジン-鋼継手の破断経路を調べた結果を、Fig.7.12, Fig.7.13に示す。Fig.7.12(a)の引張試験結果では、インプラント試験片にレジンが付着しているが、外周部はすべてインプラント試験片表面が露出している。Fig.7.13(a)は、ねじり試験後の破面で、インプラント試験片表面にはレジンの付着物はまったく認められず、界面で破壊したことが分かる。

ねじり試験の場合には、破断後のレジン中にアーク状のき裂が生じている場合とアーク状のき裂が生じていない場合があった。アーク状のき裂が存在する場合には、大きく分けて更に2つに分類された。1つは、アーク状のき裂がインプラント試験片の外周部の位置まで達しているもの、他の1つは、試験片の中央部



(a) fractured specimen



(b) load-time curve

Fig.7.13 Experimental results of torsion test using steel-resin joint.

の位置のみにき裂が存在しているものである。前者は、ねじり試験中に荷重低下とほとんど同時にピシッという音を発して破断した。後者は、同じねじり角を加えているにも関わらず荷重の増加量が小さくなり、その後、ピシッという音を発して破断した。荷重の増加量が小さくなった時点で、試験片を取りはずしたところ、試験片外周部にはすでに剥離が発生していた。ここでは、アーク状のき裂の無いものをタイプN、試験片中央部のみにアーク状のき裂が存在するものをタイプA'、試験片外周部までき裂が達しているものをタイプAと呼ぶ。タイプNは、試験片作製時に用いたシリコンゴムが十分乾燥する前に拭き取り作業をした場合やレジンを注入前の試験片の脱脂のわずかなむらが関係しているものと思われる。インプラント試験片とレジンの接触面積に対し、汚れがたまり易い外周部の割合が大きい、すなわち直径の小さい試験片にタイプNは現れ易く、直径20mm、25mmでは現れなかった。タイプA'も、インプラント試験片表面のわずかな脱脂のむらなどに起因していると考えられるが、原因は不明である。Fig.7.13(a)に、タイプNとタイプAの破断後の試験片を示す。Fig.7.12(b)とFig.7.13(b)に、引張およびねじり試験のチャートを示す。いずれも、急速破断であることが分かる。Fig.13(b)は、タイプAの破壊の場合のチャートである。溶射部材についての破断経路は、第7章に示したように、界面で破

壊していた。

以上に示した実験では、すべて、破壊の起点が界面端部にあり、急速破断を示している。本研究に用いた継手の中で、延性的な破壊を示したのは、インプラント型ろう付け継手のねじり試験のみであった。チャートの1例をFig.7.14に、破面をFig.7.15に示す。チャートから、荷重は最大値を示した後、ねじり角を増すにしたがい、徐々に低下している。

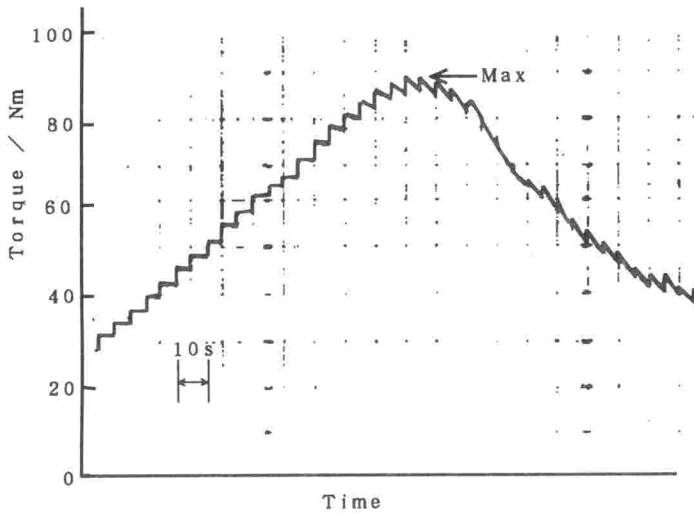
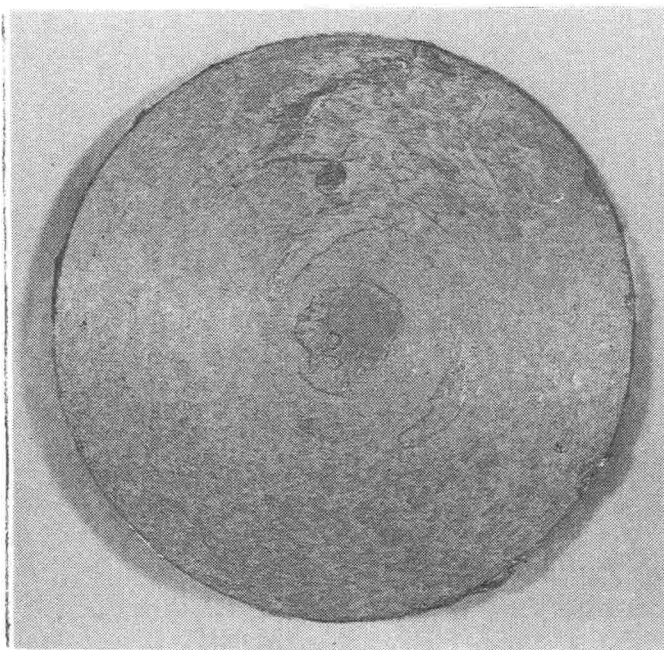


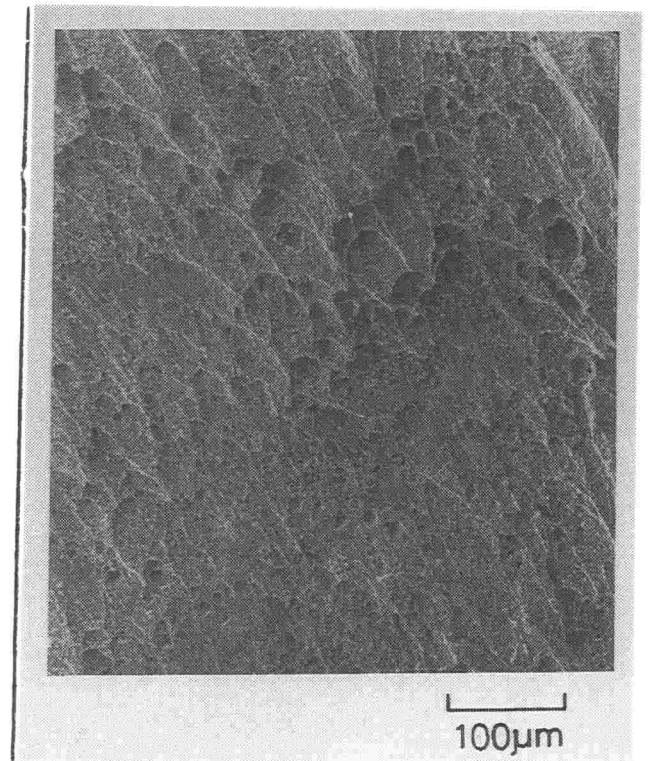
Fig.7.14 Load-time curve during torsion test using steel-steel brazing joint.

Fig.7.15(a)に示す破面は、SEM観察結果を(b)に示すようにシアディンプルで構成されており、延性的な破壊をしたことが分かる。

以上のことから、本実験では、インプラントタイプのろう付け継手のねじり試験を除くすべての異材継手が、界面で破壊しかつ急速破断であったことが分かる。



(a) macro-scopic view



(b) micro-scopic view

Fig.7.15 Fracture surface of steel-steel brazing joint after torsion test.

7. 3. 2 破断強度

ろう付け継手, 接着継手, 鋼-レジン継手, 溶射部材の試験結果を以下の表に示す. ろう付け継手については, タイプ1とタイプ2の2つの端部形状があり, そのほかの継手ではすべてインプラントタイプ(タイプ2)の継手である.

Table 7.1(a) Tensile strength of type 2 brazing joint. (H=5mm)

	d (mm)	σ_f (MPa)	$(\sigma_f)_{av}$ (MPa)
$\phi 5$	4.63	160.0	151.4 ± 17.8 (12%)
	4.64	176.8	
	4.63	148.4	
	4.64	130.4	
	4.63	141.6	
$\phi 13$	12.98	68.9	74.1 ± 4.6 (6%)
	12.96	77.7	
	12.85	75.6	
$\phi 28$	27.55	38.2	34.9 ± 2.9 (8%)
	27.80	33.5	
	27.55	32.9	
	27.55	32.9	

Table 7.1(b) Tensile strength of type 2 brazing joint. (H=10mm)

	d (mm)	σ_f (MPa)	$(\sigma_f)_{av}$ (MPa)
$\phi 5$	4.81	105.6	130.8 ± 15.6 (12%)
	4.63	128.6	
	4.81	141.8	
	4.64	145.4	
	4.63	120.5	
	4.64	142.1	
	4.63	115.2	
	4.81	146.8	
$\phi 10$	9.89	106.9	98.9 ± 7.3 (7%)
	9.95	103.4	
	9.89	94.7	
	9.93	88.6	
	9.95	100.7	
$\phi 13$	13.00	77.5	82.3 ± 9.1 (11%)
	12.93	82.1	
	12.89	69.1	
	12.98	79.6	
	12.98	92.6	
	12.85	92.6	
$\phi 18.5$	18.35	59.2	71.8 ± 7.0 (10%)
	18.36	81.4	
	18.37	69.2	
	18.36	75.9	
	18.39	69.2	
	18.36	72.2	
	18.39	75.7	
$\phi 28$	27.55	49.3	48.8 ± 2.4 (5%)
	27.80	52.0	
	27.60	47.5	
	27.55	46.5	
	27.55	46.5	

Table 7.1(c) Tensile strength of type 2 brazing joint. (H=20mm)

	d (mm)	σ_f (MPa)	$(\sigma_f)_{av}$ (MPa)
$\phi 5$	4.63	139.7	153.7 ± 12.2 (8%)
	4.81	161.8	
	4.81	159.6	
	4.81	159.6	
$\phi 13$	12.85	77.8	83.3 ± 5.5 (7%)
	12.98	83.3	
	12.85	88.8	
$\phi 28$	27.55	59.2	54.2 ± 4.8 (9%)
	27.80	53.3	
	27.60	50.0	
	27.60	50.0	

Table 7.1(a), (b), (c)に, インプラントタイプろう付け継手の引張試験結果を, Table 7.2に, 突き合わせ継手(タイプ1継手)のろう付け継手の引張試験結果を, Table 7.3には, インプラントタイプのろう付け継手のねじり試験結果を示す. 引張試験結果の破断応力 σ_f は, 破断荷重を試験片の面積で除した値である. ねじり試験結果の破断せん断応力 τ_f は, 破断時のトルクから, 試験片の外周部での最大せん断応力を求めた. $(\sigma_f)_{av}$ の列に, 繰り返し試験を行った破断応力の平均値と分散を示す. またかっこ内に, 平均値に占める分散の100分率を示す. 12%以下のばらつきで実験されていることが分かる. Hは, インプラントタイプの試験片の上部板厚である.

Table 7.4, 7.5に, 鋼-接着剤継手の引張試験結果とねじり試験結果を示す. 引張試験結果のばらつきは, ろう付け継手でのばらつきよりも大きい.

Table 7.6, 7.7に, 鋼-レジン継手の引張試験結果とねじり試験結果を示す. ねじり試験では, 破面が3つのタイプに分類されたことから, 破面の種類も記入

Table 7.2 Tensile strength of type 1 brazing joint.

	d (mm)	σ_f (MPa)	$(\sigma_f)_{av}$ (MPa)
φ 7	6.66	102.8	107.0 ± 4.7 (4%)
	6.70	103.0	
	6.70	114.1	
	6.90	108.7	
	6.64	106.2	
φ 15	14.70	112.7	119.3 ± 5.7 (5%)
	14.66	122.0	
	14.66	125.6	
	14.70	117.0	
φ 20	19.90	110.3	118.9 ± 12.2 (10%)
	19.88	113.7	
	19.92	136.9	
	19.90	114.6	
φ 25	24.96	124.7	125.6 ± 3.6 (3%)
	24.97	129.6	
	24.93	122.6	

Table 7.3 Torsional strength of type 2 brazing joint.

	d (mm)	τ_f (MPa)	$(\tau_f)_{av}$ (MPa)
φ 13	13.05	54.7	58.2 ± 6.2 (11%)
	13.00	57.0	
	13.05	62.2	
	13.00	50.6	
	13.05	66.3	
φ 20	19.84	56.9	57.8 ± 5.5 (10%)
	19.86	58.1	
	19.86	58.4	
φ 28	28.00	48.9	52.2 ± 3.9 (7%)
	28.00	56.5	
	28.00	51.2	

Table 7.4 Tensile strength of type 2 adhesive joint.

	d (mm)	σ_f (MPa)	$(\sigma_f)_{av}$ (MPa)
φ 5	4.81	51.8	55.3 ± 7.8 (14%)
	4.81	68.4	
	4.81	58.2	
	4.64	55.6	
	4.81	52.6	
	4.64	44.9	
φ 13	12.98	44.1	38.0 ± 8.2 (22%)
	12.85	35.5	
	12.96	24.9	
	12.98	40.6	
	12.85	44.7	
φ 28	27.55	16.4	22.9 ± 6.9 (30%)
	27.80	19.4	
	27.55	16.1	
	27.80	28.7	
	27.55	23.8	
	27.80	33.1	

Table 7.5 Torsional strength of type 2 adhesive joint.

	d (mm)	τ_f (MPa)	$(\tau_f)_{av}$ (MPa)
φ 13	13.05	31.4	32.2 ± 3.3 (10%)
	13.00	31.8	
	13.05	38.4	
	13.00	30.6	
	13.05	32.0	
	13.05	28.8	
φ 28	28.00	31.2	30.3 ± 1.9 (10%)
	28.00	27.0	
	28.00	31.2	
	28.00	31.2	
	28.00	31.0	
φ 40	40.00	26.6	26.8 ± 2.4 (9%)
	40.00	24.6	
	40.00	29.3	

Table 7.6 Tensile strength of type 2 steel-resin joint.

	Test Temp. (°C)	σ_f (MPa)	$(\sigma_f)_{av}$ (MPa)
φ 7.5	17.0	10.2	9.3 ± 1.0 (11%)
	17.0	8.3	
	16.5	9.3	
φ 10	17.0	9.0	9.0 ± 0.4 (4%)
	17.0	9.3	
	16.5	8.6	
φ 15	17.0	6.0	7.0 ± 1.1 (16%)
	17.0	6.9	
	16.5	8.1	
φ 20	17.0	4.9	5.5 ± 0.7 (13%)
	17.0	6.3	
	16.5	5.2	
φ 25	17.0	4.0	3.8 ± 0.5 (13%)
	17.0	4.2	
	16.5	3.3	

Table 7.7 Torsional strength of type 2 steel-resin joint.

	Test Temp. (°C)	τ_f (MPa)	Fracture type
φ7.5 H=5	20.0	26.3	typeN
	22.5	30.7	typeN
	22.5	24.1	typeN
	23.0	29.3	typeA'
φ10 H=5	22.5	22.4	typeN
	22.5	17.7	typeN
	20.0	26.2	typeA
	23.5	30.2	typeA
φ15 H=5	22.5	9.7	typeN
	20.0	21.9	typeA
	20.0	17.0	typeA
	22.5	18.2	typeA
	23.5	24.4	typeA
	23.0	24.4	typeA
φ20 H=5	20.0	19.7	typeA
	22.5	17.1	typeA
	23.5	16.1	typeA
	23.0	20.6	typeA
	23.0	21.9	typeA
	22.5	11.4	typeA'
φ25 H=5	20.0	12.2	typeA
	22.5	13.1	typeA
	23.0	13.7	typeA
	23.0	12.7	typeA
	23.0	13.6	typeA
	22.5	5.9	typeA'
	23.5	9.0	typeA'

している。タイプNとタイプA'のグループの破断応力は、タイプAに比べ、極端に低いことが特徴的である。

7. 4 φによる強度評価の可能性の検討

7. 4. 1 残留応力を考慮した試験片形状

第5章で、界面端部の残留応力分布およびφ値が同じになる試験片形状は、ヤング率の比の影響を受けるが、おおむね板厚の4倍の板幅があれば良いことが分かっている。そこで、板厚を一定にし直径を変化させて作成したレジン-鋼継手を用いて、φ値による強度評価が可能な条件について検討する。

仮想き裂のφ値の計算結果をTable 7.8に示す。計算は、インプラント試験片とレジンの界面端部にき裂を仮想した軸対称モデルの、四角形2次のアイソパラメトリック要素を用いた有限要素法で計算した。弾性論では、J積分経路から得られたJ値がφ値に等しいことを利用してφ値を求めている。用いたプログラムによるφ値は約8%の誤差を含んでいることをあらかじめ確認している。計算に用いた仮想き裂長さa*は、0.1mmである。レジンの厚さの6%は、0.3mmであり、最も小さい試験片の半径の6%は、0.225mmであり、小さい方の値に十分入る大き

さとして、0.1mmを選んだ。ポアソン比には、どちらの材料にも0.3を用いた。鋼

のヤング率は206GPaとし、レジンのヤング率は3点曲げ試験による実測値3.6GPaを用いた。

Fig. 7.16に、レジン-鋼継手の引張試験の破断応力と試験片直径の関係を示す。図中の b/h^A は、レジンの厚さに対するインプラント試験片の半径の比率である。Fig. 5.8(a)より、 $b/h^A > 4$ では、残留応力の影響はほとんど同じとみなせる。さらに、 $b/h^A > 2$ でも、おおむね残留応力の影響は同じとみなせる。そこで b/h^A の最も大きい $d=25$ mmの実験値の最大値と最小値を基準に、Table 7.8の ϕ 値を用いて、各試験片直径での破断応力の予測値を求め、図中に陰をつけて示す。試験片直径7.5mmのデータのみ予測値より低い側にはずれているが、おおむねうまく予測できている。

Fig. 7.17に、レジン-鋼継手のねじり試験の破断応力と試験片直径の関係を示す。破面観察結果より分類された、タイプNとタイプA'の破面を持つ試験片は、試験片表面の状態が良くなかったと考えられるので、Fig. 7.17には、Table 7.7中のタイプAのデータのみをプロットした。また、Fig. 7.16と同様に、 b/h^A の最も大きい $d=25$ mmの実験値

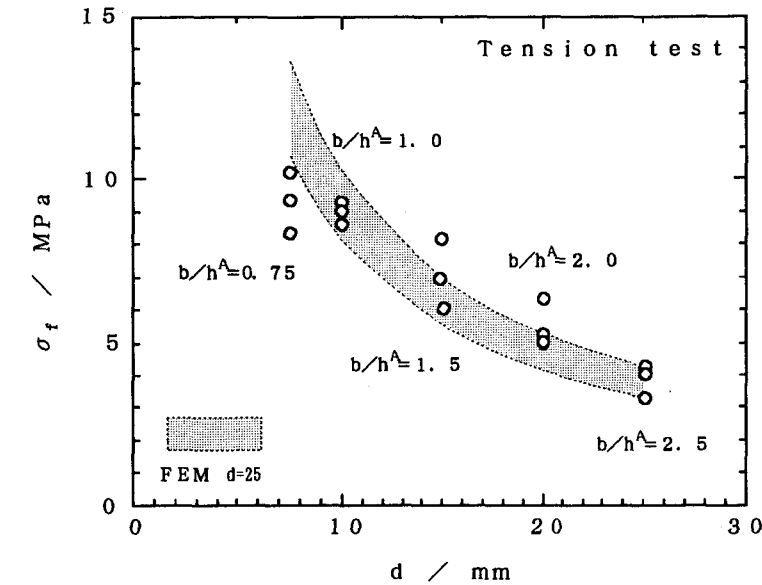


Fig.7.16 Effect of specimen's diameter on tensile strength of steel-resin joint.

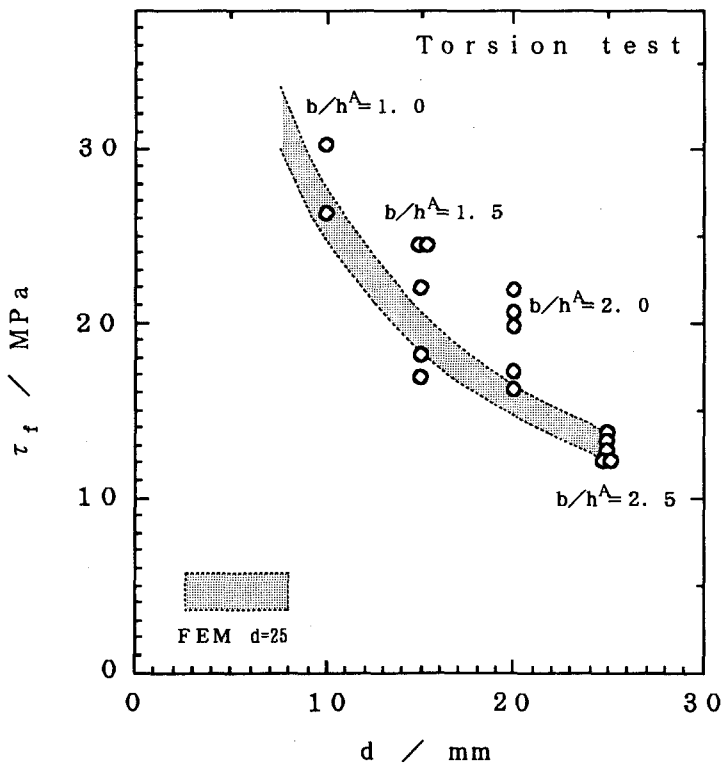


Fig.7.17 Effect of specimen's diameter on torsional strength of steel-resin joint.

の最大値と最小値を基準に、Table 7.8の ϕ 値を用いて、各試験片直径での破断応力の予測値を求め、図中に陰をつけて示す。 $d=10, 15, 20$ のプロット点は、予測値よりも高い値を示しているものが多い。Fig. 5.8(a)より、 b/h^A が小さいほど

Table 7.8 Calculated ϕ value for type 2 steel-resin joint at 1MPa of tensile and torsional stresses.

	d=7.5mm	d=10mm	d=15mm	d=20mm	d=25mm
Tension H=5mm a*=0.1	1.024 N/m	1.755 N/m	3.928 N/m	7.035 N/m	10.803 N/m
Torsion H=5mm a*=0.1	0.434 N/m	0.642 N/m	1.152 N/m	1.833 N/m	2.606 N/m

残留応力による ϕ 値は小さいため、破断に要する応力は大きくなると考えられる。試験結果には残留応力の影響が現れているようである。直径7.5mmについては、タイプAで破断した試験片を得ることができなかったため、Fig.7.17 にプロットすることができなかった。

なお、引張試験片とねじり試験片はまったく同じ行程で製作していること、ねじり試験のd=7.5mmはタイプAが現れなかったことから、Fig.7.16のd=7.5のデータが予測値よりも低い理由は、接着不良によるものと考えられる。

Fig.7.16中から、d=7.5のデータを除外すると、おおむね ϕ 値による強度評価が適用できているといえる。

以上より、残留応力条件が揃えてない試験片に対し、仮想き裂の ϕ 値の強度評価を適用した場合には、小さい寸法の試験片の強度を小さく、大きい寸法の試験片の強度を大きく評価する可能性のあることが分かる。これは、大きい試験片が実構造物の場合、危険側の予測となり、工学上、問題である。通常は、小さい試験片を用いて大きい実物の強度を予測する機会が多いと考えられるから、残留応力を揃える条件を満たした試験片を用いることが必要である。

7. 4. 2 同じ端部形状で外応力の場合

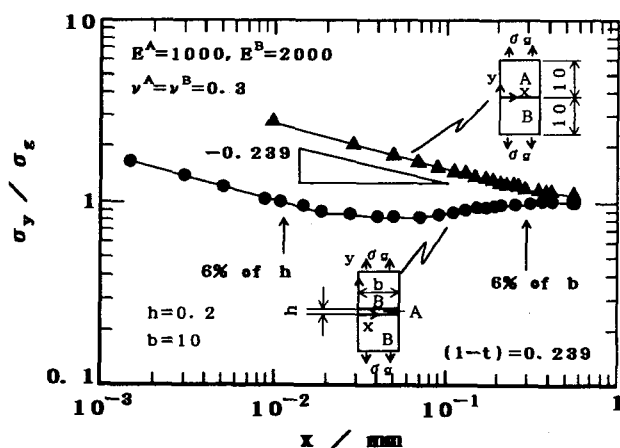
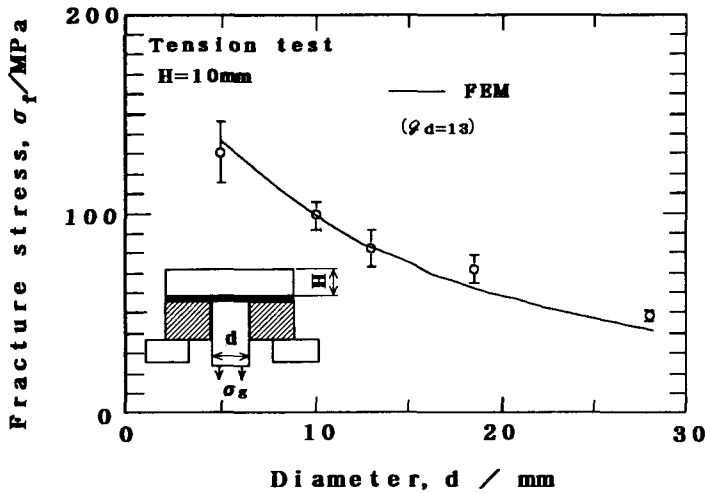


Fig.7.18 Comparison of stress distributions at the interfaces between two dissimilar materials and three dissimilar materials.

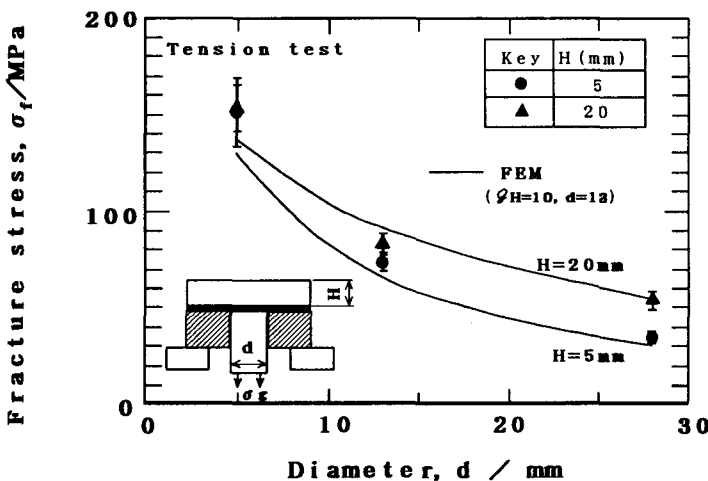
第4章で数値解析を行った結果、材料の組み合わせが同じで端部形状が同じとき、仮想き裂の ϕ 値の比率はき裂長さの影響を受けないため、強度評価パラメータとして利用できる可能性のあることが示された。ここでは、端部形状が同じで寸法の異なる試験片の強度評価が、仮想き裂の ϕ 値でどの程度評価できるかを、ろう付け継手を用いて検討する。ろう付け継手は、端部の残留応力が同じと見なせる条件を満たした試験片

形状をしている。

実験結果を仮想き裂の ϕ 値で強度評価するに先立ち、ろう付け継手のような3層構造の場合の仮想き裂長さについて検討した結果をFig. 7.18に示す。第5章までは、2層構造の異材界面を取扱い、板厚または板幅の小さい方の寸法の6%以内が特異応力分布が支配する範囲であることが分かっている。



(a) H=10mm



(b) H=5mm, 20mm

Fig.7.19 Effect of specimen's diameter on tensile strength of type 2 steel-steel brazing joint.

している。この範囲内の長さの仮想き裂を用いれば、仮想き裂の ϕ 値による強度評価結果は、仮想き裂長さの影響を受けないことを第4章で示した。そこで、ろう付け継手に対しては、ろう厚さの6%以内の寸法の仮想き裂長さ(0.01mm)を用いた。

Fig. 7.19(a)は、インプラントタイプろう付け継手の引張試験結果である。上部板厚Hは10mmである。試験片直径が大きくなると破断応力が低下している。この実験結果に対し、仮想き裂の ϕ 値を用いて強度評価した結果を図中に実線で示す。実線を求めるために使用した ϕ 値をTable 7.9に示す。 ϕ 値の計算は、イン

以内が特異応力分布が支配する範囲であることが分かっている。ろう付け継手は3層構造である。3層構造の場合の応力分布を図中に、●印で示す。中間層がA材である。▲印で示す応力分布は、A材とB材の2層構造の応力分布である。応力分布が特異応力に従う範囲が分かりやすいように、計算は端部形状をタイプ1とし、外応力場で行った。このとき、応力分布は、特異性指数の理論値と同じ勾配を持つ。計算は、1辺10mmの矩形材Bを、0.2mm厚さのろう材Aで接合している。 $E^A=1000$, $E^B=20000$ で、境界要素法を用いて計算した。

特異性指数の理論値(1-t)は、0.239である。図中に示すhの6%の位置はろう材厚さの6%、bの6%の位置は、板の半幅の6%を示している。AB2層構造では、第3章で述べたように、板幅の6%の位置までが、特異応力分布に従っており、勾配は理論値に等しい。3層構造では、ろう厚さの6%までが、理論値と同じ勾配の特異応力分布を示

Table 7.9 Calculated ϕ value for type 2 steel-steel brazing joint at 1 MPa of tensile stress.

		$\phi 5$	$\phi 10$	$\phi 13$	$\phi 18.5$	$\phi 28$
Tension test	H=5mm	.0071N/m	-	.0284N/m	-	.1318N/m
	H=10mm	.0065N/m	.0126N/m	.0178N/m	.0319N/m	.0719N/m
	H=20mm	.0063N/m	-	.0146N/m	-	.0407N/m

プラント試験片とろう材の界面端部にき裂を仮想した軸対称モデルの、四角形2次のアイソパラメトリック要素を用いた有限要素法で計算した。鋼のヤング率を206GPa, はんだのヤング率を37GPa, 鋼とはんだのポアソン比を0.3として計算した。Table 7.9中の ϕ 値は、インプラント試験片の平均応力が1MPaのときの ϕ 値の計算結果である。

直径13mmの破断応力と、Table 7.9の単位応力あたりの ϕ 値から各試験片との ϕ 値の比率を求め、各試験片直径における破断応力を予測した結果が、図中の実線である。図より、仮想き裂の ϕ 値を用いて予測した破断応力は実験値をおおむね正確に予測していることが分かる。Fig. 7.19(b)は、上部板厚Hが5mm, 20mmの場合の破断応力を示している。図中の実線は、Fig. 7.19(a)で強度評価の基準として用いた上部板厚H=10mm, 直径13mmの ϕ 値を基準にして求めた予測値である。実験値のプロット点と実線はおおむね一致しており、端部形状が同じ場合には、上部板厚など寸法が異なる試験片間で強度評価が可能であることが分かる。

7. 4. 3 異なる端部形状で外応力の場合

第4章より、端部形状が異なる(タイプ1とタイプ2)とき、外応力に対しては異材のヤング率の比が30倍以上異ならないと、 ϕ 値による強度評価が困難であることが分かっている。ろう付け継手のヤング率の比は、 $36/206=0.18$ 倍であり、明らかに条件の範囲外

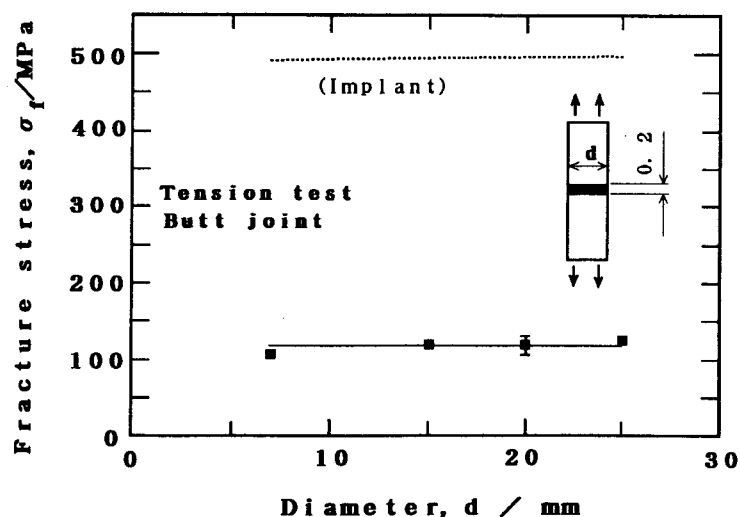


Fig.7.20 Effect of specimen's diameter on tensile strength of type 1 steel-steel brazing joint.

であり、明らかに条件の範囲外である。Fig. 7.20は、タイプ1の形状のろう付け継手の破断応力の実験結果である。Table 7.10は、各試験片形状での単位応力あたりの仮想き裂の ϕ 値である。仮想き裂長さは、インプラントタイプの試験片で用いた長さと同じ0.01mmである。実線は、直径15mmの破断応力とTable 7.10の ϕ 値を基準に求めた破断応力である。これは、端部形状が同じ試

Table 7.10 Calculated ϕ value for type 1 steel-steel brazing joint at 1MPa of tensile stress.

	$\phi 7$	$\phi 15$	$\phi 20$	$\phi 25$
Tension test	$4.998 \times 10^{-4} \text{N/m}$	$4.921 \times 10^{-4} \text{N/m}$	$4.935 \times 10^{-4} \text{N/m}$	$4.909 \times 10^{-4} \text{N/m}$

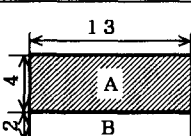
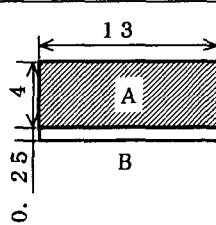
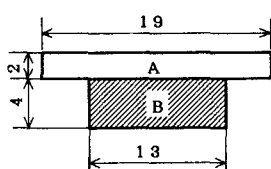
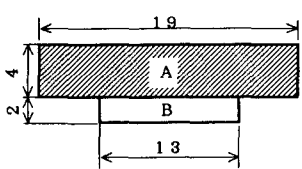
験片間の強度評価であるから、実験値と予測値はおおむね一致している。図中の破線は、タイプ2の形状すなわち Fig.7.19 で用いた仮想き裂の ϕ 値を基準にして予測した場合の予測曲線である。実験値の約5倍の値を予測しており、端部形状の異なる試験片間での強度評価が困難であることが分かる。

7. 4. 4 異なる端部形状で熱応力の場合

第4章で、熱応力や残留応力による破壊の強度評価では、端部形状が異なっても（タイプ1とタイプ2）、ヤング率比が0.4以下または20以上であれば、 ϕ 値による強度評価がおおむね可能であると予想される。ここでは、タイプ1、タイプ2に相当する合金鋼とレジンの継手を上手に用いて、熱応力による剥離発生条件を研究した服部¹⁸⁾¹⁹⁾の実験結果を用いて、仮想き裂の ϕ 値による強度評価の可能性を検討する。

Table 7.11 に、服部の実験結果および ϕ 値による強度評価結果を示す。表中

Table 7.11 Experimental results and author's estimate of difference of temperature needed for crack initiation.

Steel $E=148\text{GPa}$ $\nu=0.3$ $\alpha=5 \times 10^{-6}$		Resin $E=14.7\text{GPa}$ $\nu=0.25$ $\alpha=19 \times 10^{-6}$		$a^*=0.015\text{mm}$
				
A: Resin B: Steel	A: Resin B: Steel	A: Steel B: Resin	A: Resin B: Steel	
$E^A/E^B=0.1$	$E^A/E^B=0.1$	$E^A/E^B=10$	$E^A/E^B=0.1$	
$\Delta T=81.3\text{K}$	$\Delta T=178.0\text{K}$	$\Delta T=69.3\text{K}$	$\Delta T=69.0\text{K}$	
$\phi=0.10934 \times 10^{-4}$ at $\Delta T=100\text{K}$	$\phi=0.19732 \times 10^{-5}$ at $\Delta T=100\text{K}$	$\phi=0.18570 \times 10^{-4}$ at $\Delta T=100\text{K}$	$\phi=0.13198 \times 10^{-4}$ at $\Delta T=100\text{K}$	
$\Delta T_P=81.3\text{K}$ (0%)	$\Delta T_P=191.4\text{K}$ (8%)	$\Delta T_P=62.3\text{K}$ (10%)	$\Delta T_P=74\text{K}$ (7%)	
$m=0.333$	$m=0.081$	$m=0.143$	$m=0.216$	

に、服部が用いた材料のヤング率，ポアソン比，線膨張係数を示す。服部の用いた材料では，ヤング率比は10または0.1で，0.1は仮想き裂の ϕ による強度評価が可能な条件の範囲内である。服部によって得られた，剥離開始に必要な温度差の実験値を ΔT として示す。表中の ϕ 値は，境界要素法を用いて求めた，温度差100度を与えた状態で仮想き裂を設けたときの ϕ 値である。仮想したき裂長さは，4つの試験片中で最も薄い板厚0.25mmの6%である0.015mmである。また，仮想き裂長さ0.015mmでの ϕ 値と0.0075mmでの ϕ 値とから求めた，仮想き裂の ϕ 値の増加指数 m を，表中に示す。端部形状が異なる試験片にも関わらず， m は0.08から0.17の狭い範囲内にある。最左列の実験値 $\Delta T=81.3^{\circ}\text{C}$ を基準に，ほかの形状での剥離開始条件を予測した結果を ΔT_p として示す。10%以下の誤差で予測できている。以上のことから， m 値が近い値の時，仮想き裂の ϕ 値で強度評価できることが分かる。

また， ϕ 値に及ぼす仮想き裂長さ依存性指数 m が0.1程度異なる試験片間の強度評価は，予測誤差10%程度で強度評価できるようである。

7. 4. 5 試験片が塑性変形する場合

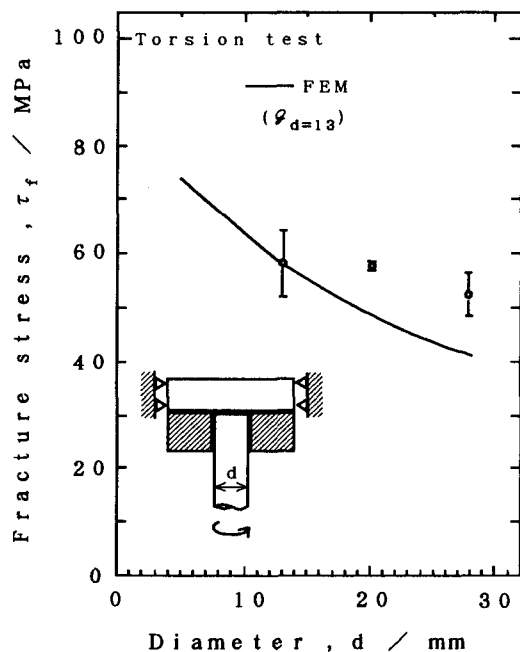


Fig.7.21 Effect of specimen's diameter on torsional strength of steel-steel brazing joint.

Fig.7.21に，インプラントタイプのろう付け継手のねじり試験結果を示す。各試験片直径での仮想き裂の ϕ 値をTable 7.12に示す。この値は，試験片の最大せん断応力が1MPaの時に生じる ϕ 値に換算してある。直径13mmの破断せん断応力の実験値を基準に，各直径における破断せん断応力を仮想き裂の ϕ 値から予測した結果をFig.7.21中に実線で示す。実験結果には，試験片直径の影響がほとんど認められないため，実線はプロット点を予測することができていない。一方，7.3.1で述べたように，本研究で行った強度評価試験の内，ろう付け継手のねじり試験のみが破壊中に塑性変形を生じていた。

すなわち，破壊に塑性変形が関わっている場合には，破壊時の異材界面端部の応力分布が弾性計算で求められる特異応力分布と異なるため，弾性計算のエネルギー解放率 ϕ では，うまく整理できなく

すなわち，破壊に塑性変形が関わって

Table 7.12 Calculated ϕ value for type 2 steel-steel brazing joint at 1MPa of torsional stress.

		$\phi 13$	$\phi 20$	$\phi 28$
Torsion test	H=10mm	.0138N/m	.0175N/m	.0197N/m

なったものと考えられる。

以上のことから、 m 値が同じでも、塑性変形を伴う破壊には、現状では、仮想き裂の ϕ 値による強度評価が適用できないことが分かる。

7. 5 各種異材継手への適用例

7. 4節で、塑性変形を生じないで破壊し、残留応力が考慮された試験片形状でかつ m 値が同じ試験片間では、仮想き裂の ϕ 値で強度評価ができることが明らかになった。ここでは、複合材料製作手段である溶射部材、近年用途が増加してきた金属-接着剤継手を、上記すべての条件を満たすように作成し、仮想き裂の ϕ 値を用いた強度評価の適用を行う。

7. 5. 1 溶射部材

第6章で用いた溶射部材のせん断試験結果に対して、仮想き裂の ϕ 値を用いて強度評価を行う。 ϕ 値の計算には、四角形2次アイソパラメトリック要素の有限要素法を用いた。本研究に用いた有限要素法プログラムの、 ϕ 値に対する計算精度は、均一材円周切欠き材の理論値と比較したところ、8%以内の誤差であることを確認している。

Table 7.13 Experimental results of torsion test using sprayed coatings.

d (mm)	ϕ_L ($\tau_{max}=1\text{MPa}$) (N/m)	$\sqrt{\phi_L^{d=15}}/\sqrt{\phi_L^d}$	τ_f (MPa)	$P\tau_f$ (MPa)	$\frac{P(\tau_f-\tau_{fr})}{\tau_b}$	$\tau_f-\tau_{fr}$ (MPa)	$P(\tau_f-\tau_{fr})$ (MPa)	$\frac{ P(\tau_f-\tau_{fr})-(\tau_f-\tau_{fr}) }{ \tau_f-\tau_{fr} }$
6	1.454×10^{-2}	2.26	125	90	0.28	88	77	0.13
10	3.534×10^{-2}	1.45	64	58	0.09	49	49	0.00
15	7.427×10^{-2}	1	40	40	0.00	34	34	0.00

計算結果をTable 7.13 に示す。仮想き裂長さには、溶射皮膜厚さ0.5mmの6%の0.03mmを用いた。サブストレイト(軟鋼)のヤング率を206GPaとし、溶射皮膜のヤング率には、3点曲げ試験から得た98GPaを用いた。ポアソン比は、両材料共に0.3を用いた。 ϕ 値は、応力の2乗に比例するので、応力値は、 ϕ 値の比率の0.5乗に比例する。直径15mmの破断せん断応力の実験値を基準に、 ϕ 値の0.5乗の比率を用いて直径6,10mmのせん断強度の予測値を、 $P\tau_f$ 、 $P(\tau_f-\tau_{fr})$ として表中に示す。摩擦によるせん断力 τ_{fr} を除いた $(\tau_f-\tau_{fr})$ は ϕ 値により評価されており、せん断力 τ_f では $d=6\text{mm}$ のデータが ϕ 値で整理できてないと思われる。

溶射部材のインプラント型引張試験結果に、 ϕ 値の強度評価を適用した結果をTable 7.14 に示す。実験値は、井上らが行った実験値であり、摩擦の影響はまったくない実験結果である³⁷⁾⁴⁸⁾。D2は、試験片直径が2mmを、t0.5は、溶射皮膜厚さが0.5mmであることを示す。サブストレイトおよび溶射皮膜の材質を表中に示す。個々の材質の正確なヤング率が不明なので、材料定数には、Table 7.13と同じ値を用いた。仮想き裂長さ a^* に、薄い方の皮膜厚さ0.5mmの6%である0.03mmを用いた ϕ 値の計算結果を表中に示す。材料の組み合わせが同じ試験片の内、直径4mmの実験値の破断応力 σ_f と ϕ 値を基準に、他の試験片の破断応力を予測した

Table 7.14 Experimental results of tension test using sprayed coatings.

d (mm)	$g_L (\tau_{max}=1MPa)$ (N/m)	$\sqrt{g_L^{d=4}}/\sqrt{g_L^d}$	σ_f (MPa)	$P\sigma_f$ (MPa)	$\frac{ P\sigma_f - \sigma_f }{\sigma_g}$	Other
D2t0.5	1.425×10^{-2}	1.97	31.4 ± 1.8	30.3	0.04	FCD/CoNiCrAlY
D4t0.5	5.500×10^{-2}	1	15.4 ± 0.5	15.4	0	
D2t1	7.348×10^{-3}	2.74	35.4 ± 7.5	42.1	0.19	
D4t1	2.654×10^{-2}	1.44	21.0 ± 5.1	22.2	0.05	
D2t1	7.348×10^{-2}	1.90	91.9 ± 5.0	96.3	0.05	FCD/80Ni-20Cr
D4t1	2.654×10^{-2}	1	50.7 ± 6.1	50.7	0	
D2t0.5	1.452×10^{-2}	1.97	8.6 ± 1.7	7.5	0.13	SUS/ZrO ₂ -8Y ₂ O ₃
D4t0.5	5.500×10^{-2}	1	3.8 ± 0.5	3.8	0	

結果 $P\sigma_f$ を示す。誤差は、FCD/CoNiCrAlY の D2t1 で最も大きく 19% であるが、おおむね良く予測できている。

以上のことから、溶射部材の強度評価に、仮想き裂の g が有効であることが分かる。

7. 5. 2 鋼-接着剤継手

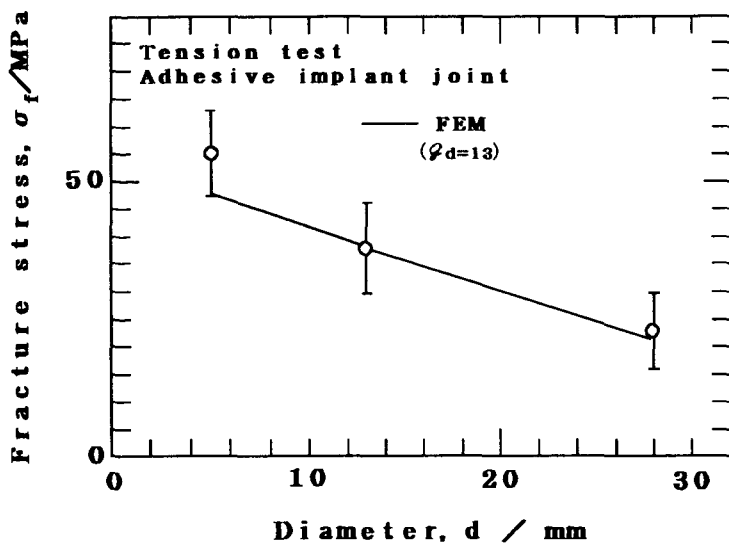
鋼-接着剤継手について、有限要素法で計算した仮想き裂の g 値の結果を Table 7.15 に示す。仮想き裂長さには、接着剤厚さ 0.2mm の 6% 以下の値として、0.01mm を用いた。鋼のヤング率を 206GPa、接着剤のヤング率には、一般的なポリアミド系接着剤のヤング率 4000MPa を用い、ポアソン比には両材料ともに 0.3 を用いた。Fig. 7.22(a), (b) に、引張試験およびねじり試験結果をプロット点で示す。

実線は、仮想き裂の g 値を用いた予想曲線である。直径 13mm の破断応力と仮想き裂の g 値を基準に、ほかの直径の破断応力を予測している。実線は実験値をうまく予測できている。

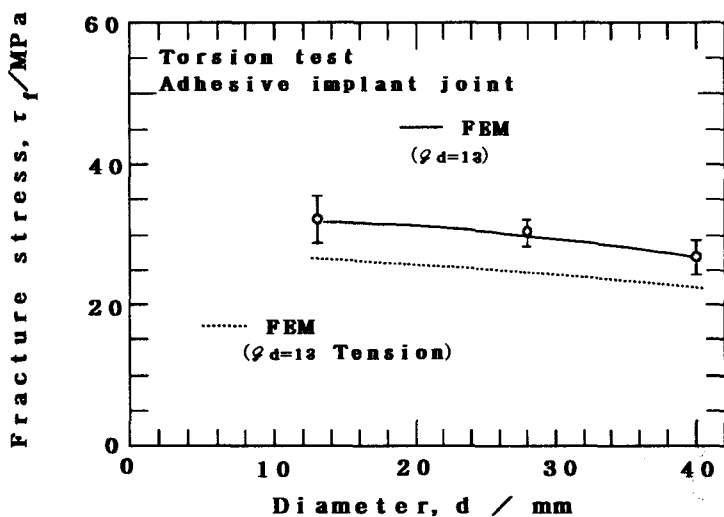
Fig. 7.22(b) 中の破線は、直径 13mm の引張試験結果を基準にして、破断のせん断応力を予測した結果である。15% 程度の誤差で予測できている。引張試験結果から、せん断試験結果が予測できていることは興味深い。これは、基準に用いたねじりと引張りの直径 13mm の破断の g 値が、ねじりで 79.2N/m、引張りで 53.2N/m と近い値を示したためである。しかしながら、先の鋼-レジジン継手では、Table

Table 7.15 Calculated g value for type 2 steel-steel adhesive joint.

		$\phi 5$	$\phi 13$	$\phi 28$	$\phi 40$
Tension test	H=10mm	.0235N/m	.0369N/m	.1152N/m	-
Torsion test	H=10mm	-	.0764N/m	.0895N/m	.1106N/m



(a) tension test



(b) torsion test

Fig.7.22 Experimental results obtained from tension and torsion tests using steel-steel adhesive joints.

7. 6 結言

第5章までで数値計算によって検討した、仮想き裂の ϕ 値を用いた強度評価を行うために試験片が具備すべき条件、端部形状と材料の組み合わせの条件を、実際に試験片を作製し、第6章で試作したねじり試験機を主に用いて、実験で確認を行った。その結果、数値計算で検討した試験片寸法の条件を満たしておれば、仮想き裂の ϕ 値による強度評価が可能であることが明かとなった。主な結論を要約すると、以下のようなになる。

1) 界面端部の残留応力が互いに同じになる条件を満たしていない試験片間では、強度評価の予測誤差が大きかった。

7.6, 7.7, 7.8, 7.9より、基準に用いた直径25mmの破断の ϕ 値は、引張りで156.0N/m、ねじりで444.5N/mと2.8倍も異なっている。応力は ϕ 値の平方根と比例関係のあることを考慮して、平方根の比率を求めても、1.7倍異なっていることになる。したがって、現状では、引張試験結果からせん断強度を推定することは困難で、それぞれの荷重負荷形式で実験を行うべきである。

以上のことから、鋼-接着剤継手の引張試験およびせん断試験でも、仮想き裂の ϕ 値による強度評価は有効であることが分かる。

- 2) 界面端部の残留応力が互いに同じになる条件を満たしている試験片間では、端部形状が同じ試験片間の破断強度に及ぼす試験片寸法の影響を、仮想き裂の ϕ 値で整理することができた。
- 3) 外応力場による強度評価では、ヤング率比が0.18(約5倍)の材料の組み合わせのとき、試験片形状タイプ1とタイプ2の間で、強度評価は不可能であった。これは、ヤング率比が30以上必要であると言う第4章の結論と一致する。強度を知りたい構造物と同じ端部形状を持った試験片を作成して、実験する必要がある。
- 4) 熱応力による剥離発生条件に対し、本強度評価を適用した結果、ヤング率比が0.1の材料の組み合わせで、10%以内の誤差で、強度評価することができた。
- 5) 塑性変形を伴う破断には、仮想き裂の ϕ 値による強度評価は適用できない。
- 6) 仮想き裂の ϕ 値による強度評価が可能な条件を満たす範囲内では、溶射部材も鋼-接着剤継手も、仮想き裂の ϕ 値で強度評価することができた。

第 8 章 結論

本研究は、異材継手の界面強度の強度評価方法を、強度評価方法の実績のある均一材の強度評価方法を足がかりとし、数値解析と実験を用いて、基礎的に検討し、1つの強度評価方法を提案したものである。得られた結論は、各章で既に述べているが、ここではその主たる結論を要約する。得られた結論のつながりを、フローチャートにして、Fig.8.1に示す。

第1章では、異材継手の強度評価に関する研究現状として、異材継手の応力分布、強度評価方法、試験片形状について取り上げ、これらの問題点を明らかにし、本論文分文位置づけと目的を明確にした。本論文では、異材の界面端部にき裂など欠陥が存在しない1つの異材継手の強度試験結果から、同じ材料の組み合わせで寸法形状が異なる試験片の強度を予測できるようにすることを目的とした。

第2章では、異材の界面端部にき裂など欠陥が存在しない試験片の強度評価を、できるだけ少ない数のパラメータで行う方法を検討し、以下の結論を得た。

- 1)欠陥の無い異材継手の強度評価を対象に、1つ異材継手の強度試験結果から、同じ材料の組み合わせで寸法形状が異なる試験片の強度を予測するために、仮想き裂のエネルギー解放率 G の比率を用いることを提案した。
- 2)仮想き裂のエネルギー解放率 G の比率を用いた強度評価結果が、仮想き裂の長さの影響を受けないための条件を明らかにした。
- 3)仮想き裂の長さがエネルギー解放率 G に及ぼす影響を示す指標として、仮想き裂のエネルギー解放率の増加指数 m を提案した。 m 値が等しい試験片間での強度評価では、強度評価結果に仮想き裂長さは影響しない。

第3章では、仮想するき裂の長さの適切な範囲を検討するために、異材界面端部に、外荷重によって生ずる応力分布と残留応力分布の分布形状を具体的に計算した。計算には、代表的な2つのタイプの試験片形状を用いた。得られた結論を要約すると以下のようなになる。まず、外荷重の負荷によって生じる応力分布については、

- 1)タイプ1の形状では、特異性指数は1実数である。
- 2)タイプ2の形状では、複素数を持つ範囲と2実数を持つ範囲に分類される。
- 3)1実数を特異性指数に持つ場合の界面上の特異応力分布は、特異項の理論値と同じ値の勾配を持ち、特異性指数で特異応力分布の形状を表現することができる。
- 4)1実数を特異性指数に持つ場合、板の半幅の6%までを基準に用いると、応力分布が特異性指数にしたがうとみなせる範囲を示すことができる。
- 5)特異性指数が2実数、複素数いずれの場合でも、特異点近傍には、応力分布をおおむね一定の勾配の分布として近似できる範囲が存在する。本研究に用いた形状では、この範囲は、界面端部から試験片の小さい方の半幅の6%以内の領域であった。また、その勾配は、2つの特異性指数の内の1つがほとんど零の場合でさえ、特異性指数から推定することは困難である。

つぎに、残留応力によって生じる応力分布について、理論的に、特異性指数

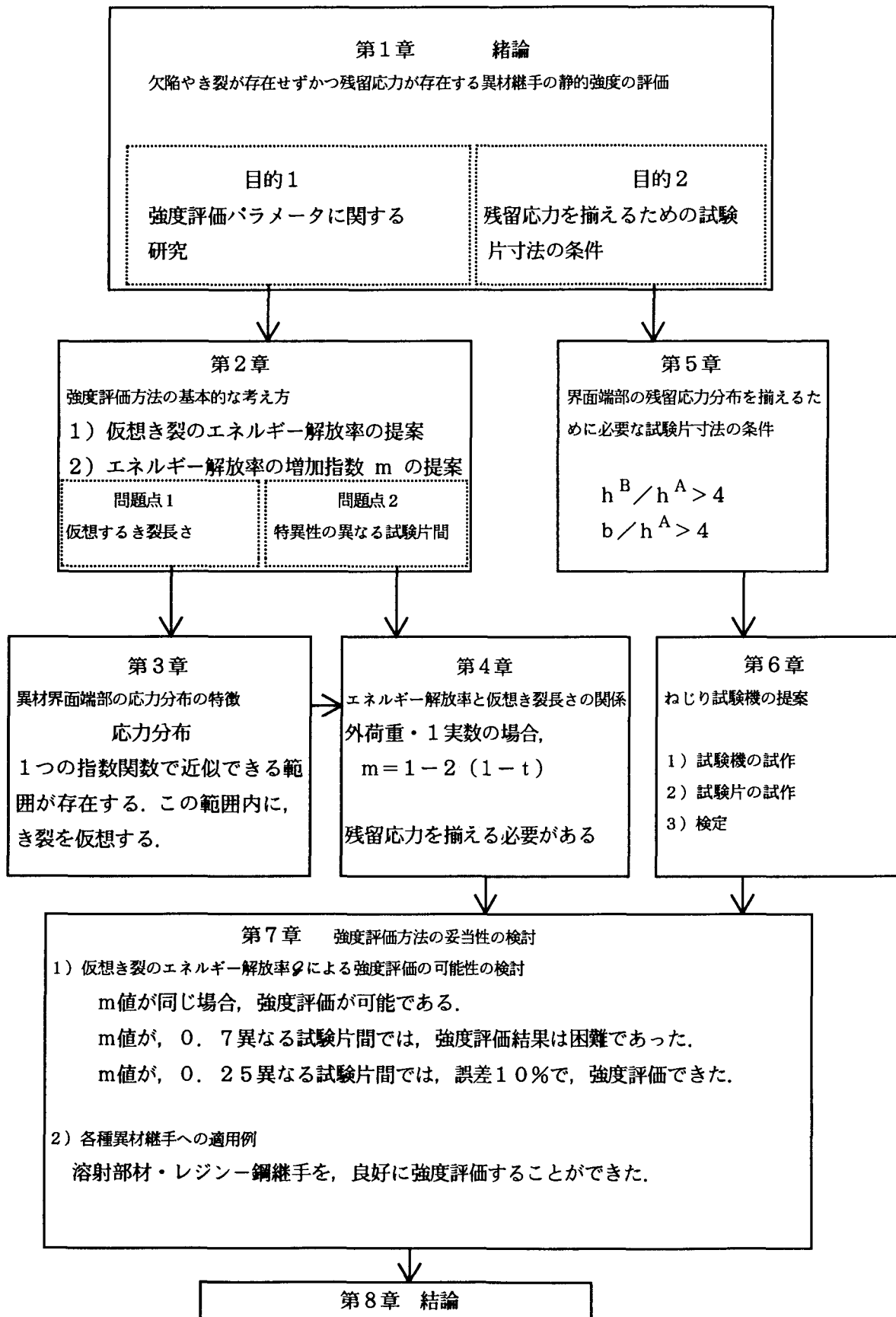


Fig.8.1 Flow chart of results obtained from this study.

の個数と指数の値について検討した。また、数値解析を用いて、理論的に得られる特異性指数と具体的な応力分布の勾配の関係、残留応力分布の絶対値に及ぼす残留応力の主要因子の関係について、解析的に検討した。得られた結論を要約すると、以下ようになる。

1) 残留応力の特異性は、外応力の特異性と等しい。すなわち、残留応力の特異性指数の個数と指数の値は、ヤング率の比 E^B/E^A とポアソン比 ν^A 、 ν^B で決まり、外応力の場合と同じ値を持つことを、理論的に示した。

2) 代表的な試験片形状を用いて、ヤング率の比と特異性指数の関係を求めた。この結果、2つの実数の指数を持つ場合や、複素数を指数に持つ場合があり、1つの応力拡大係数では、応力分布を表現できない場合が生じることを明らかにした。

3) 均一な温度上昇を受ける異材継手の応力の特異性は、理論的に検討した結果の通り、外応力の特異性と等しいことを数値計算で示した。

4) 異材が異なる温度上昇を受ける場合について、特異性を数値解析で検討した結果、外応力の特異性と同じであることが明らかになった。

5) 2つの特異性指数を持つ条件の特異応力分布を数値解析で検討した結果、外応力の場合と同じ指数の2つの特異項の和で応力分布を表すことができた。

6) 残留応力分布の特異性指数が1実数、2実数、複素数いずれの場合でも、特異点近傍には、応力分布をおおむね一定の勾配の分布として近似できる範囲が存在する。本研究に用いた形状では、この範囲は、界面端部から試験片の小さい方の半幅の6%以内の領域であった。しかしその勾配は、特異性指数から推定することは困難である。

第4章では、仮想き裂のエネルギー解放率 \mathcal{G} を強度評価に用いた場合に、仮想き裂長さ a と \mathcal{G} 値の関係を示す指数（仮想き裂のエネルギー解放率の増加指数 m ）と応力分布の関係を、外荷重の場合と残留応力の場合について、数値計算を用いて検討した結果、以下の結論を得た。

1) 特異性指数が1つの実数で、外応力の場合には m 値を特異性指数の理論値から推定することができる。

2) m 値が等しい試験片間では、界面端部の応力分布が単純な指数関数で近似できる範囲以内の長さの仮想き裂長さを用いれば、外応力、熱応力のどちらの場合も、 \mathcal{G} 値の比率を、高々2%の計算誤差で一定値として求めることができる。

3) m 値の差が0.1以下であれば、特異性の異なる試験片間の強度評価でも、仮想き裂長さが10倍異なっても10%以下の精度で応力を評価することを基準に選ぶとき、強度評価できる可能性がある。

たとえば、タイプ1とタイプ2の強度評価においてこの条件を満たす範囲は、外応力ではヤング率比が30以上、熱応力では0.4以下および20以上である。

4) 熱応力（残留応力）が存在する試験片の強度評価には、残留応力を揃えておく必要がある。

第5章では、境界要素法を用いた数値解析によって、界面端部の残留応力分布が等しいと見なせる試験片の寸法の条件を検討した結果、以下の結論を得た。

- 1) 界面端部の残留応力分布が等しくなるための試験片寸法の条件に対して、異材の線膨張係数の比、ポアソン比の違いはほとんど影響しない。
- 2) 同一形状の矩形の異材継手では、残留応力分布が同じになるための板厚と板幅の関係は、ヤング率の比の影響を受ける。ヤング率比が0.1から10の範囲内では板の半幅が板厚の2倍以上あれば、残留応力は等しい。
- 3) 板幅が同じで、板厚が異なる矩形の異材継手では、板厚の比率が4倍以上であれば、残留応力分布は等しい。

また、板の半幅が、薄い方の材料の板厚の4倍以上の時、残留応力分布は等しい。

- 4) 板幅の異なる矩形の異材継手(タイプ2)では、板の半幅が、薄い方の材料の板厚の4倍以上でかつ厚い方の材料の板厚が薄い方の材料の板厚の4倍以上のとき、残留応力分布は試験片寸法の影響を受けなくなる。
- 5) 板の高さ h が ϕ 値に影響を与えなくなる限界値の h/b は、ヤング率の比 E^B/E^A の影響を受けるが、第1近似として $h/b > 2$ で h は ϕ にあまり影響を与えない。
- 6) 板の幅 $2b$ が ϕ 値に影響を与えなくなる限界値の b/h は、ヤング率の比 E^B/E^A の影響を受けるが、第1近似として $b/h > 2$ で b は ϕ にあまり影響を与えない。
- 7) 異材の板厚の比 h^B/h^A が4倍以上であれば、残留応力による ϕ 値は試験片寸法の影響を受けなくなる。
- 8) 残留応力場での ϕ 値が、試験片寸法の影響を受けなくなる試験片寸法の条件は、残留応力分布が試験片寸法の影響を受けなくなる条件と同じである。

第6章では、ねじり試験機を試作し、以下の結論を得た。

- 1) 残留応力分布を同じにするという観点から試験片に要求される試験片寸法の条件を満足し、かつ、界面で破壊を起こすことができ、接着剤を用いないでせん断強度を得る試験方法として、インプラントタイプのねじり試験法を提案した。
- 2) 自作したねじり試験機は、10%以下の引っ張り成分を含む程度の、ほとんど純せん断の状態、ねじり試験を行うことができた。
- 3) 自作したねじり試験機で溶射部材をねじり試験した結果、10%以下のばらつきで、再現性のよい実験結果を得ることができた。
- 4) プラスティングにより生じる塑性変形は、強度評価の試験結果に影響を及ぼす危険性のあることを指摘した。

第7章では、第5章までで数値計算によって検討した、仮想き裂の ϕ 値を用いた強度評価を行うために試験片が具備すべき条件、端部形状と材料の組み合わせの条件を、実際に試験片を作製し、第6章で試作したねじり試験機を主に用いて、実験で確認を行った。その結果、数値計算で検討した条件を満たしておれば、仮想き裂の ϕ 値による強度評価が可能であることが明かとなった。主な結論を要約すると、以下のようになる。

- 1) 界面端部の残留応力が互いに同じになる条件を満たしていない試験片間では、強度評価の予測誤差が大きかった。
- 2) 界面端部の残留応力が互いに同じになる条件を満たしている試験片間では、端部形状が同じ試験片間の破断強度に及ぼす試験片寸法の影響を、仮想き裂の ϕ

値で整理することができた。

3) 外応力場による強度評価では、ヤング率比が0.18(約5倍)の材料の組み合わせのとき、試験片形状タイプ1とタイプ2の間で、強度評価は不可能であった。これは、ヤング率比が30以上必要であると言う第4章の結論と一致する。

強度を知りたい構造物と同じ端部形状を持った試験片を作成して、実験する必要がある。

4) 熱応力による剥離発生条件に対し、本強度評価を適用した結果、ヤング率比が0.1の材料の組み合わせで、10%以内の誤差で、強度評価することができた。

5) 塑性変形を伴う破断には、仮想き裂の ϕ 値による強度評価は適用できない。

6) 仮想き裂の ϕ 値による強度評価が可能な条件を満たす範囲内では、溶射部材も鋼-接着剤継手も、仮想き裂の ϕ 値で強度評価することができた。

謝 辞

本論文は、大阪大学教授 向井善彦博士の御指導と御鞭撻のもとに遂行し得たものである。さらに、本論文をまとめるにあたり、大阪大学教授 上田幸雄博士、豊田政男博士、座古勝博士、小林紘二郎博士により、有益な御助言、御討論を賜った。

とくに、九州工業大学教授 寺崎俊夫博士には直接御指導いただき、本研究の計画、実施および結果の細部にわたり、始終、有益な御指示、御助言ならびに御激励を賜った。また、阿南高等専門学校長（元大阪大学教授） 西口公之博士には多大な御配慮を賜った。

さらに、実験遂行にあたっては、穴見敏也修士、福田利勝修士をはじめ多数の九州工業大学材料基礎研究室の卒業生の方々の御協力を頂いた。

本研究は、以上の方々の御尽力を得てはじめてなされたものであり、本論文を終えるにあたり、これらの方々に心から深くお礼申し上げます。

参考文献

- 1) D. B. Bogy : "The Plane Solution for Joined Dissimilar Elastic Semi-strips Under Tension", Trans., ASME, Vol. 97, No. 1(1975), p93
- 2) M. L. Williams: "Stress Singularities Resulting from Various Boundary Conditions in Angular Corners of Plates in Extension", J., Appl., Mech. Vol. 19, No. 4(1952), p526
- 3) G. C. Sih, P. C. Paris and F. Erdogan, "Crack-Tip, Stress-Intensity Factors for Plane Extension and Plate Bending Problems", Trans. ASME, Vol. 84 (1962), p306
- 4) 久保司郎, 大路清嗣: 日本機械学会論文集(A編), Vol. 57, No. 535(1991), p632
- 5) 栗田政則, 井原郁夫: 日本機械学会論文集(A編), Vol. 56, No. 524(1990), p987
- 6) 川崎亮, 渡辺龍三: 日本金属学会誌, Vol. 51, No. 6(1987), p525
- 7) 結城良治, 許金泉: 日本機械学会論文集(A編), Vol. 57, No. 536(1991), p864
- 8) JIS H8664-1977
- 9) JIS H8665-1989
- 10) JIS H8666-1980
- 11) Dattaguru, B. and Everett, R. A., Trans. ASME, J. Eng. Mater. Technol., Vol. 106, No. 1(1984), p59
- 12) Sun, C. T. and Jin, C., J., Eng. Fract. Mech., Vol. 28, No. 1(1987), p13
- 13) 鄭南龍, 結城良治, 石川晴雄, 中野禪: 日本機械学会論文集(A編), Vol. 54, No. 506(1988), p1895
- 14) 結城良治, 鄭南龍, 石川晴雄, 中野禪: 材料, Vol. 39, No. 443(1990), p1095
- 15) 鄭南龍, 結城良治, 石川晴雄, 中野禪: 日本機械学会論文集(A編), Vol. 55, No. 517(1989), p1984
- 16) 結城良治, 劉金橋, 許金泉, 大平壽昭, 小野智佳: 材料, Vol. 41, No. 467(1992), p1299
- 17) 坂田荘司, 服部敏雄, 初田俊雄: 日本機械学会論文集(A編), Vol. 53, No. 495(1987), p2151
- 18) 服部敏雄, 坂田荘司, 初田俊雄, 村上元: 日本機械学会論文集(A編), Vol. 54, No. 499(1988), p597
- 19) 服部敏雄: 日本機械学会論文集(A編), Vol. 56, No. 523(1990), p618
- 20) 山崎利春: 日本材料学会破壊力学部門委員会, 第6回破壊力学シンポジウム講演論文集, 1991, p242
- 21) 益本功, 平博仁: 溶接学会誌, Vol. 50, No. 3(1981), p284
- 22) 植月倫夫, 江畑儀弘, 小瀬三郎, 樋端保夫, 片岡長正: 大阪工業技術試験所季報, Vol. 30, No. 3(1979), p183
- 23) 岡村久宣, 坂本征彦, 志田朝彦, 井関孝善: 溶接学会論文集, Vol. 6, No. 2

- (1988), p226
- 2 4) 岡村久宣, 坂本征彦, 志田朝彦, 井関孝善: 溶接学会論文集, Vol. 6, No. 2 (1988), p233
- 2 5) 片岡長正, 江畑儀弘, 植月倫夫, 小瀬三郎: 大阪工業技術試験所季報, Vol. 31, No. 4(1980), p236
- 2 6) 江畑儀弘, 片岡長正, 植月倫夫, 小瀬三郎: 大阪工業技術試験所季報, Vol. 31, No. 4(1980), p228
- 2 7) 竹本正, 岡本郁男, 森郁夫: 溶接学会論文集, Vol. 6, No. 2(1988), p267
- 2 8) 奈賀正明, 岡本郁男: 溶接学会論文集, Vol. 3, No. 4(1985), p702
- 2 9) 奈賀正明, 広野豊, 岡本郁男: 溶接学会論文集, Vol. 5, No. 3(1987), p379
- 3 0) 中尾嘉邦, 西本和俊, 才田一幸, 堅田寛治: 溶接学会論文集, Vol. 5, No. 1 (1987), p48
- 3 1) 松本淳, 小幡鍊, 鈴木靖昭: 日本接着協会誌, Vol. 14, No. 8(1978), p288
- 3 2) DIN 50160
- 3 3) Ishibasi, T.: Mem. Fac. Eng. Kyushu Univ., Vol. 11, No. 1(1948), p1
- 3 4) 西谷弘信: 機械学会論文集(A編), Vol. 34, No. 259(1968), p371
- 3 5) 西谷弘信: 機械の研究, Vol. 27, No. 1(1975), p15
- 3 6) 白鳥正樹, 三好俊郎, 松下久雄: 数値破壊力学, 1988, 実教出版
- 3 7) 井上好章氏の私信
- 3 8) N. I. Muskhelishvili: Some Basic Problems of the Mathematic Theory of Elasticity, Noordhoff, Holland (1953)
- 3 9) 岡村: 線形破壊力学入門, 培風館, 1976
- 4 0) Kouji Mizuno, Kunichi Miyazawa and Tadamoto Suga: Characterization of Thermal Stress in Ceramic/Metal-Joint, Jouronal of Faculty of Engineering, The University of Tokyo(B), vol. XXXIX, No. 4(1988), p401
- 4 1) Nishitani, H. and Murakami, Y., Int. J. Fract. Vol. 10, No. 10(1974), p353
- 4 2) 例えば JIS H8304-1990
- 4 3) 井上好章, 小野豊明, 納富啓, 出羽昭夫, 豊田政男, 塚本光夫: 溶接学会論文集, Vol. 9, No. 1(1991), p167
- 4 4) 平居孝之: 弾性解析プログラムとその使い方, 理工図書(1984), p152
- 4 5) R. L. SALGANIK: THE BRITTLE FRACTURE OF CEMENTED BODIES, PRIKL. MAT. MEKH., Vol. 27(1963), p1948
- 4 6) 石田誠: き裂の弾性解析と応力拡大係数, 培風館(1976), p154
- 4 7) 寺崎俊夫, 瀬尾健二, 平居孝之: 溶接学会論文集, Vol. 5, No. 4(1987), p533
- 4 8) 寺崎俊夫, 平居孝之, 瀬尾健二: 溶接学会論文集, Vol. 6, No. 2(1988), p284
- 4 9) J. R. Rice and G. C. Shin, Plane Problems of Cracks in Dissimilar Media, Trans. ASME, Ser. E, J. Appl. Mech., Vol. 32(1965), p418
- 5 0) 理科年表, 丸善(1982)

付録 - 1 境界要素法による残留応力の計算精度

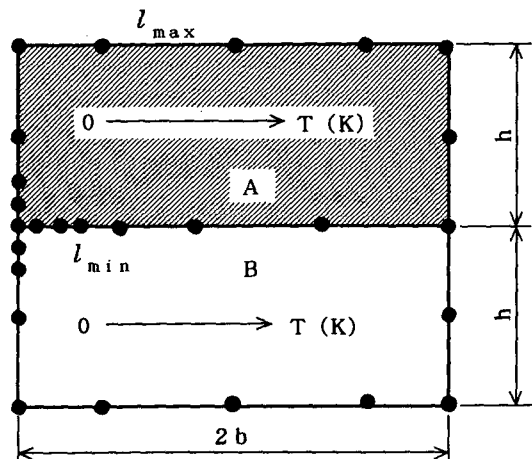


Fig.A.1 Element division used for investigating errors produced from difference between maximum and minimum element length.

Table A.1 Relation between errors produced in author's program and the ratio of maximum and minimum length of element.

l_{max}/l_{min}	$\sigma/E^A \alpha^A T$
40	8.7×10^{-3}
60	18.8×10^{-3}
120	81×10^{-3}
200	200×10^{-3}

l_{max} : maximum length of element
 l_{min} : minimum length of element

本研究では誤差の少ない要素長比 $l_{max}/l_{min}=40$ を一貫して用いた。

残留応力の計算方法の考え方は、第3章で述べた。計算精度の検討に用いた要素分割図の一例をFig.A.1に示す。基準温度で物体Aと物体Bを接合して、温度上昇T(K)を与えた場合を対象として、数値計算を平面ひずみで行った。

異材継手の界面端部の特異応力分布の範囲は、きわめて狭い範囲であると考えられる。したがって、用いる要素分割には、特異応力の範囲よりも小さいものを使用しないと、特異応力分布を算出することができない。一方、特異応力が生じる範囲の要素が小さく他の要素が大きいときには、各々の要素の情報の和を求める全体剛性マトリックスの絶対値が各要素で大きく異なり、数値計算上誤差を大きくする可能性がある。

そこで、最大要素長 l_{max} と最小要素長 l_{min} との比 l_{max}/l_{min} が、計算精度に及ぼす影響を検討した。

異種材料接合体の熱応力の理論解を見いだすことができなかったため、物体AとBを同一材料とし、同じ温度上昇Tを与えたときに計算される熱応力を用いて、精度を検討した。同一材料に同じ温度上昇を与えたときには、熱応力は零である。しかし、計算結果をTable A.1に示すように、 l_{max}/l_{min} が大きくなると、零であるべき熱応力は大きな値として計算されている。この応力は角点を構成する要素でしかも最小要素に生じていた。 $l_{max}/l_{min}=200$ では、 $0.2E^A \alpha^A T$ も誤差が生じている。

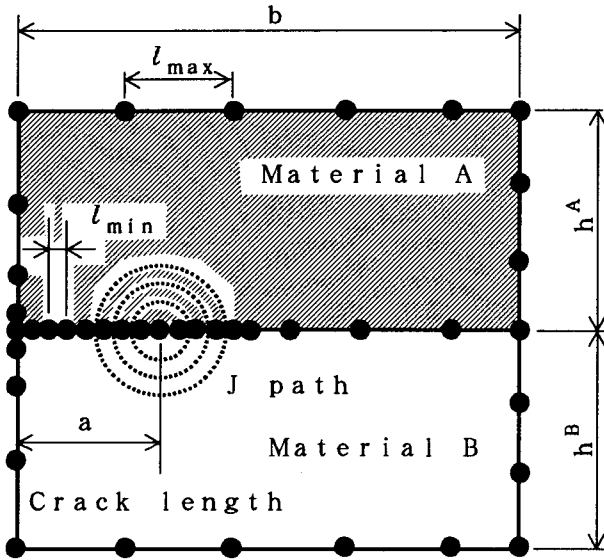
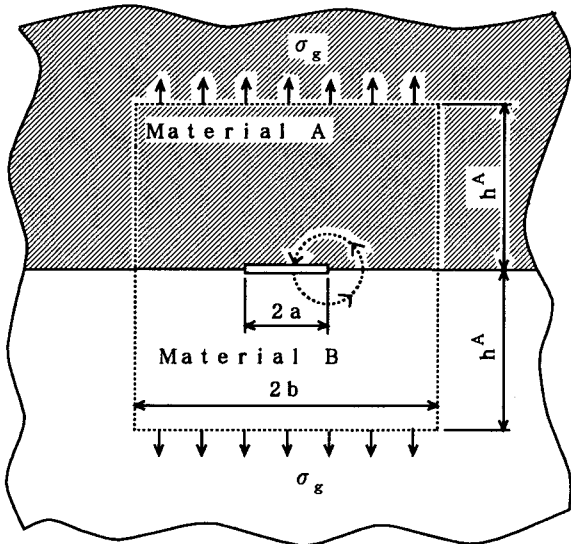


Fig.A.2 Paths for J integral.

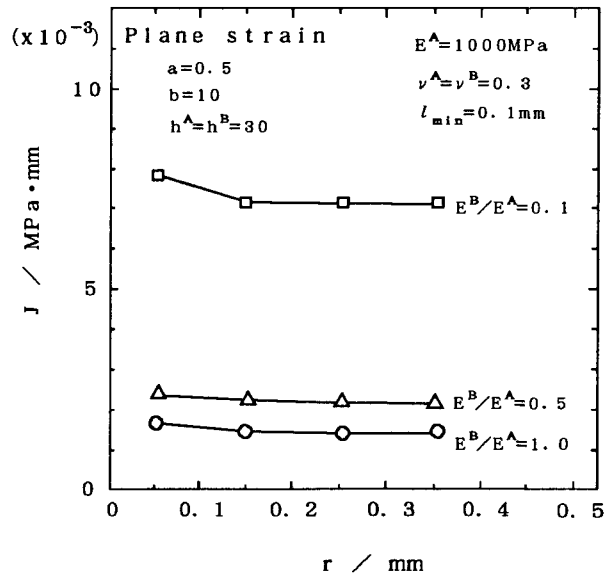
エネルギー解放率である ϕ 値は、き裂が単位長さ増加する際に解放される単位長さ当たりのポテンシャルエネルギーに等しいため³⁰⁾、弾性状態では Rice の J 積分値に等しくなる。したがって、本論文では、Fig. A.2に示すように、J 積分経路を定め、この値を ϕ 値とした。

計算には、平居⁴⁴⁾が開発した間接法に基づく一次要素の境界要素法を用いた。J 値の積分経路は、き裂先端を中心とする円周とし、円周を20等分した線長の中点の値と線長の積の総和を J 値とした。

Fig. A.3(a)に示す異種材料の接合継手に外応力 σ_g を作用させたときの J 値の計算結果を(b)図に示す。最小要素の長さとは最大要素の長さの比を25倍以下に



(a) model used for calculating J value



(b) calculated J-value

Fig.A.3 Model used for calculating J-value and calculated results.

し、要素数は、90から140で計算した。材料A、Bの高さ $h^A = h^B (=h) = 30\text{mm}$ 、板幅 $2b = 10\text{mm}$ 、接合界面の中央にき裂長さ $2a = 1\text{mm}$ 、 $\sigma_g = 1\text{MPa}$ を設定して、平面ひずみの条件で計算した。材料Aのヤング率を E^A 、ポアソン比を ν^A 、材料Bでは E^B 、 ν^B とする。最小要素の長さを 0.1mm とし、積分経路の半径 r を $0.05, 0.$

15, 0.25, 0.35mm として, J 値 (J 値) を計算した. Fig.A.3(b)に示した材料のパラメータ E^B/E^A を 0.1, 0.5, 1.0 と変化させた計算結果より, き裂先端に隣接した要素を用いた J 値はほかの経路での J 値に比べて少し大きい, ほかの経路での J 値は一定値になっていることが分かる. したがって, J 積分の経路独立が示されている.

外応力場による J 値の計算精度の確認は, Salganik^{4,5)}の理論解と計算値を比較することで行った.

異材継手の界面に長さ 2a の中央き裂が存在する無限板での J 値の Salganik の理論解は次式で与えられている.

$$J = \{(\kappa^A + 1)/\mu^A + (\kappa^B + 1)/\mu^B\} \cdot (K_I^2 + K_{II}^2) / 16 \quad (A.1)$$

$$\text{ただし, } K_I + K_{II} = \sigma_g (1 + 2i\varepsilon) \sqrt{\pi a} \cdot$$

$$\exp\{-i\varepsilon \ln(2a)\} / \cosh(\pi\varepsilon)$$

$$\varepsilon = \ln\left[\frac{(\kappa^A/\mu^A + 1/\mu^B)}{(\kappa^B/\mu^B + 1/\mu^A)}\right] / 2\pi$$

$$\kappa = (\lambda + 3\mu) / (\lambda + \mu)$$

λ, μ : ラーメの定数

σ_g : き裂に垂直な方向に作用している無限遠方での外応力

Table A.2 Comparison of calculated J values by using numerical method and theoretical method.

	E^B/E^A			Size of specimen
	1.0	0.5	0.1	
J_T (MPa·mm)	1.429×10^{-3}	2.133×10^{-3}	7.603×10^{-3}	$b = \infty, h = \infty$
J_N (MPa·mm)	1.442×10^{-3}	2.202×10^{-3}	7.216×10^{-3}	$b = 10, h = 30$
$\frac{ J_T - J_N }{J_N}$	0.009	0.032	0.051	

b: half-width of plate

h: plate height of Material A and B

J_T : accurate value of J value

J_N : numerical results of J value

$$(E^A = 1000 \text{MPa}, \nu^A = \nu^B = 0.3, \sigma_g = 1 \text{MPa}, 2a = 1 \text{mm})$$

本論文で用いる数値解析法では, 無限板は取り扱えない. そこで, 均質材において, 幅 2b, 高さ 2h の有限板の K 値が無限板の K 値にほぼ等しくなる条件 $a/b < 0.1$ と $h/b \geq 3$ を参考にして^{4,6)}, $a/b = 0.05$, $h/b = 3$ の有限板で数値解析した.

Table A.2に, $E^B/E^A = 0.1, 0.5, 1.0$ で, 外応力 $\sigma_g = 1 \text{MPa}$ での式(A.1)の理論値 J_T と数値解析値 J_N を示す. $E^B/E^A = 0.1$ で誤差が最も大きくて5%である. 計算に用いた有限板の寸法ではまだ十分に無限板を再現していない可能性が残されているが, 本論文で使用する数値解析プログラムでの外応力場の J 値の計算精度は, E^B/E^A が0.1から1の範囲内で約5%以下の誤差であると考えられる.

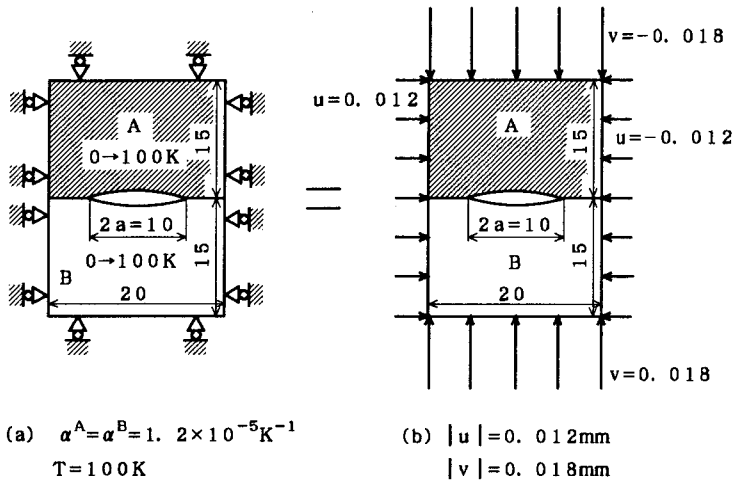


Fig.A.4 Two models for calculating ϕ value in residual stress field.

残留応力場での ϕ 値の計算精度の確認は、比較すべき理論解を見いだすことができなかったため、以下のようにして、外応力場の計算結果と比較することで行った。計算に用いたモデルをFig. A.4に示す。(a)は、完全拘束した異材継手に温度上昇 $T=100\text{K}$ を付与した図であり、(b)は拘束をしてない材料AとBに、温度上昇 100K を与えたときに生じる変位 u, v を異材継手の

接合部以外の境界に拘束変位 u, v として与えた図である。ここで、材料AとBの線膨張係数 α^A, α^B を同じにすると、Fig. A.4(b)に示すように、材料AとBでの拘束変位は等しくなる。そこで、Fig. A.4(b)の状態を外応力場のプログラムで計算し、Fig. A.4(a)の状態を残留応力用のプログラムで計算し、計算結果を比較した。計算結果をTable A.3に示す。 ϕ_{th} は、残留応力のプログラムを用いた計算結果で、 ϕ_p は、外応力のプログラムを用いた結果である。表より、両者の誤差は、0.5%である。Table A.2より、外応力場のプログラムの精度は5%であったから、残留応力のプログラムの計算精度は約6%であるといえる。

Table A.3 Comparison of calculated ϕ values under the conditions shown in Fig.A.4(a) and Fig.A.4.(b).

	Plane stress	plane strain
E^A (MPa)	100	1000
E^B (MPa)	10	100
ϕ_{th} (MPa·mm)	6.555×10^{-3}	16.17×10^{-3}
ϕ_p (MPa·mm)	6.586×10^{-3}	16.22×10^{-3}
$\frac{ \phi_{th} - \phi_p }{\phi_{th}}$	0.005	0.003

E^A, E^B : Young's modulus of material A and B respectively

α^A, α^B : coefficient of linear expansion of material A and B respectively

ϕ_{th} : ϕ value in the residual stress field

ϕ_p : ϕ value in the load field

($\nu^A = \nu^B = 0.3, 2a = 10 \text{mm}, \alpha^A = \alpha^B = 1.2 \times 10^{-5} (\text{K}^{-1})$)

付録 - 3 \mathcal{Q} 値の整理パラメータ

3. 1 外応力場

\mathcal{Q} 値の計算精度の確認には、き裂が中央にある試験片の \mathcal{Q} 値について計算したが、現実の破壊では、界面端部の特異点が最も重要な位置と考えられる。そこで、以降では、計算精度が保証された本プログラムを用いて、界面の端部にき裂が存在する試験片の \mathcal{Q} 値について考えることにする。

半無限板を2枚接合した異材継手の界面中央部に長さ2aのき裂が存在する場合の、外荷重による \mathcal{Q} 値は式(A.1)より、次式の関数 f の形でパラメータ整理ができる。

$$E^A \mathcal{Q} / \sigma_g^2 a = \{ \pi (1 + 4 \varepsilon^2) / 16 \cosh^2(\pi \varepsilon) \} \cdot E^A / \mu^A \cdot \{ (\kappa^B + 1) + (\kappa^A + 1) \mu^A / \mu^B \} = f(E^B / E^A, \nu^A, \nu^B) \quad (A.2)$$

\mathcal{Q} 値の整理パラメータである材料のパラメータは、有限板も無限板も同じと考えられる。そこで、有限板での異材継手の寸法を相似則を利用して無次元化すれば、寸法のパラメータ h^A/a , h^B/a , b/a が導かれ、有限板の \mathcal{Q} 値は式(A.3)で整理できると考えられる。

$$E^A \mathcal{Q} / \sigma_g^2 a = g(E^B / E^A, \nu^A, \nu^B, h^A/a, h^B/a, b/a) \quad (A.3)$$

ただし、g は括弧の中のパラメータの関数

Table A.4は、 $h^A = h^B = h$ として、式(A.3)が成立することを検討した数値解析結果である。Table A.4の3つの計算条件は、互いに同じ値の整理パラメータを持つ。個々の計算結果の $E^A \mathcal{Q} / \sigma_g^2 a$ はすべて同じ値となっており、式(A.3)が、外応力場に対して有効であることが分かる。

すなわち、外応力場では、 $E^A \mathcal{Q} / \sigma_g^2 a$ で \mathcal{Q} が整理できる。

Table A.4 Validity of definition of $E^A \mathcal{Q} / \sigma_g^2 a$.

E^A (MPa)	Numerical conditions				$\mathcal{Q} \times 10^5$ (MPa·mm)	$E^A \mathcal{Q} / \sigma_g^2 a$
	E^B (MPa)	a (mm)	b (mm)	h (mm)		
1000	100	0.001	0.02	0.02	3.425	34.25
10000	1000	0.001	0.02	0.02	0.3425	34.25
1000	100	0.0016	0.032	0.032	5.474	34.21

($E^B/E^A = 0.1$, $\nu^A = \nu^B = 0.3$)

3. 2 残留応力場

残留応力場では、外荷重の σ_g に相当する熱荷重が次式の関数 j で与えられる^{47) 48)} ことより、

$$\sigma_g = E^A \alpha^A T \cdot j(\alpha^B / \alpha^A, E^B / E^A, \nu^A, \nu^B) \quad (A.4)$$

\mathcal{Q} 値の整理パラメータは式(A.3)を参考にして、式(A.5)の関数 k の形となる。

$$\mathcal{Q} / E^A (\alpha^A T)^2 a = k(\alpha^B / \alpha^A, E^B / E^A, \nu^A, \nu^B, h^A/a, h^B/a, b/a) \quad (A.5)$$

Table A.5は、 $h^A = h^B = h$ として、パラメータ $\mathcal{Q} / E^A (\alpha^A T)^2 a$ の妥当性を検討した

結果である。ヤング率の比 E^B/E^A ，線膨張係数の比 α^B/α^A ，相似比 $h/a, b/a$ が同じであれば， $\mathcal{G}/E^A(\alpha^A T)^2 a$ はほぼ同じ値となっている。

Table A.5 Validity of the definition of $\mathcal{G}/E^A(\alpha^A T)^2$.

Numerical conditions							$\mathcal{G} \times 10^3$ (MPa·mm)	$\mathcal{G}/E^A(\alpha^A T)^2 a$
E^A (MPa)	E^B (MPa)	α^A (K ⁻¹)	α^B (K ⁻¹)	a (mm)	b (mm)	h (mm)		
1000	100	.001	.002	.001	.02	.02	4.673	0.4973
100	10	.001	.002	.001	.02	.02	.4673	0.4973
1000	100	.01	.02	.001	.02	.02	46.73	0.4973
1000	100	.001	.002	.0016	.032	.032	7.496	0.4973

($E^B/E^A=0.1, \alpha^B/\alpha^A=2, T=100K, \nu^A=\nu^B=0.3$)

ポアソン比が材料 A と B で同じ場合には，界面端部に生じる残留応力 $\sigma_{R^{ij}}$ ($\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$) が式(A.6)の関数 l の形で整理されることより，残留応力の解放から得られるエネルギー解放率³⁹⁾でもある \mathcal{G} 値も式(A.7)の関数 m で整理できる可能性がある。

$$\sigma_{R^{ij}}/E^A(\alpha^B - \alpha^A)T = l(E^B/E^A, \nu^A = \nu^B, h^A/a, h^B/a, b/a) \quad (A.6)$$

Table A.6 Validity of the definition $\mathcal{G}/E^A\{(\alpha^B - \alpha^A)T\}^2 a$.

Numerical conditions				$\mathcal{G} \times 10^3$ (MPa·mm)	$\mathcal{G}/E^A\{(\alpha^B - \alpha^A)T\}^2 a$
α^A (K ⁻¹)	α^B (K ⁻¹)	E^A (MPa)	E^B (MPa)		
.001	.002	1000	100	4.673	0.4973
.003	.004	100	10	.4606	0.4906

($E^B/E^A=0.1, T=100K, \nu^A=\nu^B=0.3, a=0.001mm, b=h=0.02mm$)

$$\mathcal{G}/E^A\{(\alpha^B - \alpha^A)T\}^2 a = m(E^B/E^A, \nu^A = \nu^B, h^A/a, h^B/a, b/a) \quad (A.7)$$

ただし，式(A.6)，(A.7)は $\alpha^B \neq \alpha^A$ で有効である。

Table A.6に， $h^A=h^B=h=0.02mm, a=0.001mm, \nu^A=\nu^B=0.3$ ，温度上昇 $T=100K$ とし，ヤング率の比を $E^B/E^A=0.1$ と一定にしたときの \mathcal{G} 値が $\mathcal{G}/E^A\{(\alpha^B - \alpha^A)T\}^2 a$ で整理できることを示す。

以上より，残留応力場では異材継手の材料 A と B のポアソン比が異なるときは $\mathcal{G}/E^A(\alpha^A T)^2 a$ で，同じ時には $\mathcal{G}/E^A\{(\alpha^B - \alpha^A)T\}^2 a$ で \mathcal{G} 値が整理できることになる。

付録一 4 φ 値に及ぼすポアソン比の影響

材料 A と B の高さ h^A , h^B を同一にして, φ 値に及ぼすポアソン比の影響を平面ひずみ条件で検討した.

寸法のパラメータを $b/h=2$, $a/h=0.025$ として, 材料のパラメータであるヤング率の比 E^B/E^A およびポアソン比が, 外応力場での φ 値に及ぼす影響を調べた結果を Fig.A.5 に示す. B 材のポアソン比 ν^B を 0.3 と一定にし, ν^A を 0.2, 0.3, 0.4 と変化させた. ヤング率の比 E^B/E^A が小さくなると φ 値は大きく変化しており, 外荷重場ではヤング率の比は φ 値の主要因子であるが, ポアソン比の変化は φ 値にあまり影響していない.

つぎに, 残留応力場について検討した. 寸法のパラメータを $b/h=2$, $a/h=0.05$ と一定にして, 材料のパラメータであるヤング率の比 E^B/E^A , ポアソン比が φ 値に及ぼす影響を調べた結果を Fig.A.6 に示す. 図中の \triangle 印 ($\nu^A=0.3$) を結んだ実線と \circ 印 ($\nu^A=0.2$), \square 印 ($\nu^A=0.4$) を比較すると, 外応力場の場合と異なり, ポアソン比は φ 値にわずかに影響を及ぼしている. しかし, おおむねポアソン比は φ 値にあまり影響を与えないと見なせる.

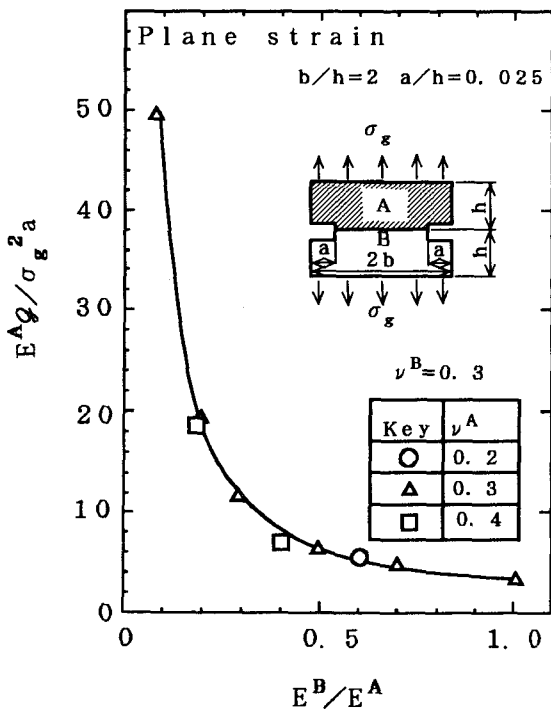


Fig.A.5 Effect of Poisson's ratio on φ value.

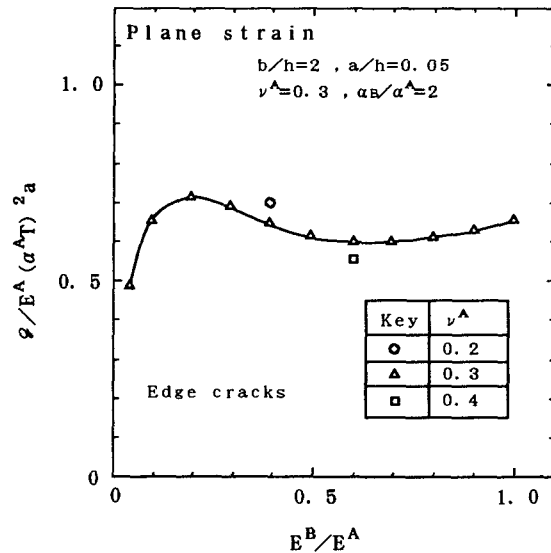


Fig.A.6 Effect of Poisson's ratio on φ value in residual stress field.

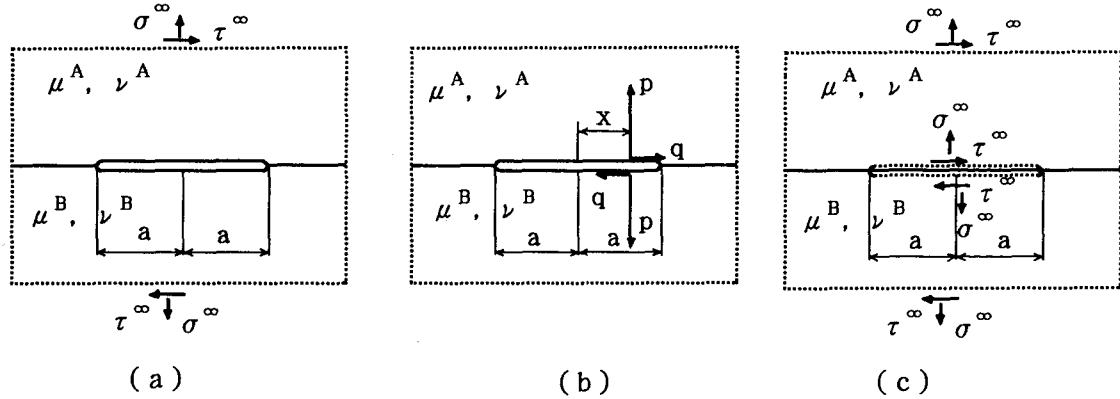


Fig.A.7 Various infinite bonded planes.

Fig. A.7(a)に示す，半無限板の異材界面に存在する長さ2aのき裂が，無限遠方で応力を受ける場合の応力拡大係数は，Salganik^{4,5)}により，次式で与えられる

$$K_I - iK_{II} = (\sigma^\infty - i\tau^\infty) \frac{\sqrt{\pi a}}{\cosh(\pi \varepsilon)} (1 - i2\varepsilon) \exp\{i\varepsilon \cdot \ln(2a)\} \quad (A.8)$$

図(b)に示すようにき裂表面に力を受ける場合の応力拡大係数は，RiceとSihにより，次式で与えられる^{4,9)}。

$$K = K_I - iK_{II} = (p - iq) \cdot f(x) \cdot \exp\{ig(x)\} \quad (A.9)$$

ただし

$$f(x) = [(a+x) / \{a\pi(a-x)\}]^{1/2}$$

$$g(x) = \varepsilon \cdot \ln\{2a(a-x) / (a+x)\}$$

$$\varepsilon = (1/2\pi) \cdot \ln\{(\mu_B \kappa_A + \mu_A) / (\mu_A \kappa_B + \mu_B)\}$$

一方，図(a)に示すき裂が存在しないときの界面上の応力は，図(c)に示すように無限遠方の応力に等しい。そこで，式(A.9)の表面力p, qを図(c)の $\sigma^\infty, \tau^\infty$ と考え，き裂長さで積分して得られる応力拡大係数が，式(A.8)と等しくなることを示す。応力拡大係数が全く等しいとき，これらから得られるエネルギー解放率も等しい。これは，第2章でFig.2.3を用いて示した，仮想き裂を設けて得られるエネルギー解放率 \mathcal{G} と仮想き裂が存在しないときの応力分布を仮想き裂面に負荷して得られるエネルギー解放率 \mathcal{G} とが等しいことを，半無限板の場合について証明するものである。

式(A.9)を， $\sigma^\infty, \tau^\infty$ を用いて，積分形で書き表すと次式となる。

$$K_I - iK_{II} = (\sigma^\infty - i\tau^\infty) \int_{-a}^a \sqrt{\frac{a+x}{\pi a(a-x)}} \exp[i\varepsilon \cdot \ln\{2a(a-x)/(a+x)\}] dx$$

$$= (\sigma^\infty - i\tau^\infty) \cdot F(x)$$

$$x/a = s \quad \text{とおくと} \quad dx = a ds$$

$$\begin{aligned} x &: -a \sim a \\ s &: -1 \sim 1 \end{aligned}$$

$$F(x) = \int_{-a}^a \sqrt{\frac{1+s}{\pi a(1-s)}} \exp[i\epsilon \cdot \ln\{2a(1-s)/(1+s)\}] \cdot a \cdot ds$$

$\ln\{2a(1-s)/(1+s)\} = t$ とおくと

$$\frac{-2}{(1-s)(1+s)} ds = dt \quad \begin{array}{l} s: -1 \sim 1 \\ t: \infty \sim -\infty \end{array}$$

また $\exp(t) = \frac{2a(1-s)}{1+s} \quad : \quad \exp(-t) = \frac{1+s}{2a(1-s)}$ より

$$-\frac{1}{2} \{ \exp(t) + 2a \} \left\{ \exp(-t) + \frac{1}{2a} \right\} \cdot ds = dt$$

また $\sqrt{\frac{1+s}{\pi a(1-s)}} = \sqrt{\frac{2}{\pi}} \exp(-t/2)$

したがって

$$F(x) = F(t) = \int_{-\infty}^{\infty} \sqrt{\frac{2}{\pi}} \exp(-t/2) \exp(i\epsilon t) \cdot \frac{-2}{\{ \exp(t) + 2a \} \{ \exp(-t) + 1/2a \}} a \cdot dt$$

$t - \ln(2a) = T$ とおくと

$$dt = dT \quad : \quad t = T + \ln(2a)$$

$$\begin{aligned} \text{さらに } \{ \exp(t) + 2a \} \cdot \{ \exp(-t) + 1/2a \} &= (e^T + e^{-T} + 2) \\ &= (e^{T/2} + e^{-T/2})^2 \end{aligned}$$

したがって

$$\begin{aligned} F(t) = F(T) &= 2a \sqrt{\frac{2}{\pi}} \frac{1}{\sqrt{2a}} (2a)^{i\epsilon} \int_{-\infty}^{\infty} \exp\left(\frac{-T}{2}\right) \exp(i\epsilon T) \frac{dT}{(e^{T/2} + e^{-T/2})^2} \\ &= 2a \sqrt{\frac{2}{\pi}} \frac{1}{\sqrt{2a}} (2a)^{i\epsilon} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{\cosh(T/2) - \sinh(T/2)}{4 \cosh^2(T/2)} \exp(i\epsilon T) dT \end{aligned}$$

定数

$$= \text{定数} \cdot \left[2 \int_0^{\infty} \frac{\cos(\epsilon T)}{4 \cosh(T/2)} dT - i 2 \int_0^{\infty} \frac{\sinh(T/2)}{4 \cosh^2(T/2)} \sin(\epsilon T) \cdot dT \right]$$

$$= \text{定数} \cdot \frac{\pi}{\cosh(\pi \epsilon)} \left(\frac{1}{2} - i\epsilon \right)$$

よって

(A. 10)

$$K_1 - iK_{11} = (\sigma^\infty - i\tau^\infty) \frac{\sqrt{\pi a}}{\cosh(\pi \varepsilon)} (1 - i2\varepsilon) \exp\{i\varepsilon \cdot \ln(2a)\}$$

ただし 以下の公式を使用した.

$$\int_0^\infty \frac{\cos(px)}{e^{qx} + e^{-qx}} dx = \frac{\pi}{2q} \cdot \frac{1}{\exp\left(\frac{p}{2q}\pi\right) + \exp\left(-\frac{p}{2q}\pi\right)}$$

$$\int_0^\infty \frac{\sinh(cx) \sin(bx)}{\cosh^2(cx)} dx = \frac{\pi b}{2c^2 \cosh(b\pi/2c)}$$

式(A. 10)と式(A. 8)は, 全く同じである.

発表論文

I. 本論文に関連した発表論文

1. 寺崎俊夫, 秋山哲也, 瀬尾健二, 平居孝之: "界面端部の近傍に生ずる残留応力について", 溶接学会論文集, Vol. 8, No. 4(1990), pp487-492
2. 寺崎俊夫, 秋山哲也, 平居孝之: "異材継手の界面接合部の端部に存在するき裂の σ 値について", 溶接学会論文集, Vol. 9, No. 2(1991), pp282-287
3. 寺崎俊夫, 秋山哲也, 平居孝之, 瀬尾健二: "溶射部材に生じる界面端部近傍の残留応力について", 溶接学会論文集, Vol. 9, No. 3(1991), pp430-436
4. 寺崎俊夫, 秋山哲也, 金子友義, 久田秀夫: "インプラント型ねじり試験による溶射部材の界面強度の評価試験方法の提案と一考察", 溶接学会論文集, Vol. 9, No. 4(1991), pp561-567
5. 寺崎俊夫, 秋山哲也, 上脇悟: "異材継手の界面強度に関する基礎的研究", 溶接学会論文集, Vol. 10, No. 2(1992), pp291-296
6. 寺崎俊夫, 秋山哲也, 穴見敏也: "異材接合界面の強度評価方法の提案", 日本金属学会誌, Vol. 57, No. 6(1993), pp699-705

II. それ以外の発表論文

1. 寺崎俊夫, 秋山哲也, 横島直彦, 磯谷寿甫, 堅田寛治: "余盛形状と応力集中", 溶接学会誌, Vol. 51, No. 9(1982), pp790-796
2. 寺崎俊夫, 秋山哲也: "低温割れ発生部の応力拡大係数・応力集中率", 溶接学会誌, Vol. 51, No. 11(1982), pp909-915
3. 寺崎俊夫, 秋山哲也, 石原明: "円柱・円筒の溶接残留応力分布について", 溶接学会論文集, Vol. 1, No. 2(1983), pp255-260
4. 秋山哲也, 泉真吾, 寺崎俊夫: "溶接低温割れに及ぼす介在物の影響", 日本金属学会誌, Vol. 48, No. 12(1984), pp1187-1191
5. 寺崎俊夫, 秋山哲也, 兼松尚史, 坂本博巳, "インプラント試験における鋼溶接部の低温割れの発生および破断", 日本金属学会誌, Vol. 50, No. 2(1986), pp215-222
6. Toshio Terasaki, Tetsuya Akiyama, Shinobu Hamashima and Kanji Kishikawa, "An Analysis on Specimen Size for Determination of Diffusible Hydrogen Content in Weld Metal", Trans. Japan Welding Society, Vol. 17, No. 1(1986), pp93-101
7. 寺崎俊夫, 秋山哲也, 和田耕治: "溶接継手の疲労強度に及ぼす余盛止端部の微小切欠きの影響", 材料, Vol. 36, No. 403(1987), pp362-368
8. 寺崎俊夫, 秋山哲也, 衛藤雅俊, 松尾靖文, 楠原正次: "腐食疲労き裂進展挙動に及ぼす溶接諸因子の影響", 防食技術, Vol. 36, No. 12(1987), pp774-780
9. 寺崎俊夫, 秋山哲也, 和田耕治, 岡本太郎: "溶接継手の疲労強度に及ぼす溶接残留応力の影響", 材料, Vol. 36, No. 410, pp1246-1252
10. 寺崎俊夫, 秋山哲也, 松尾靖文: "人口海水中における高張力鋼 (HT80) のピット成長に及ぼす溶接諸因子の影響", 防食技術, Vol. 37, No. 3(1988), pp144-

- 1 1. 秋山哲也, 寺崎俊夫: "オーステナイト系ステンレス鋼の粒界腐食に対する鋭敏化および低温鋭敏化予測モデル", 日本金属学会誌, Vol. 52, No. 3(1988), pp327-335
- 1 2. 寺崎俊夫, 秋山哲也, 石本憲司, 森靖彦: "冷却速度 $t_8/5$ の推定式の提案", 溶接学会論文集, Vol. 6, No. 2(1988), pp301-305
- 1 3. 寺崎俊夫, 秋山哲也, 田中洋征: "停留き裂先端の応力拡大係数に及ぼす余盛止端部形状の影響", Vol. 37, No. 417(1988), pp663-669
- 1 4. 秋山哲也, 寺崎俊夫: "オーステナイト系ステンレス鋼における粒界腐食の鋭敏化現象に及ぼす結晶粒径の影響", 日本金属学会誌, Vol. 52, No. 8(1988), pp792-796
- 1 5. 寺崎俊夫, 秋山哲也, 八尾昭男, 松尾政伸, 瀬尾健二: "接合界面に欠陥が存在しない継手の引張試験片寸法について", 溶接学会論文集, Vol. 6, No. 3(1988), pp415-420
- 1 6. 秋山哲也, 寺崎俊夫: "オーステナイト系ステンレス鋼の粒界腐食における鋭敏化現象に及ぼす塑性加工の影響", 日本金属学会誌, Vol. 52, No. 11(1988), pp1137-1143
- 1 7. 秋山哲也, 寺崎俊夫: "塑性加工を受けていないオーステナイト系ステンレス鋼の溶接部の低温鋭敏化度の予測方法", 日本金属学会誌, Vol. 52, No. 12(1988), pp1270-1275
- 1 8. 秋山哲也, 寺崎俊夫, 圓城敏男: "塑性加工を受けたオーステナイト系ステンレス鋼溶接継手部の低温鋭敏化度の予測", 日本金属学会誌, Vol. 53, No. 1(1989), pp106-113
- 1 9. 秋山哲也, 寺崎俊夫: "塑性加工を受けたオーステナイト系ステンレス鋼溶接母材部の低温鋭敏化度の予測", 日本金属学会誌, Vol. 53, No. 3(1989), pp314-321
- 2 0. 秋山哲也, 寺崎俊夫: "粒界と粒内の両方に鋭敏化を有する SUS 304 鋼の粒界腐食感受性の推定", 材料と環境, Vol. 40, No. 4(1991), pp239-246
- 2 1. 秋山哲也, 原田誠一郎, 寺崎俊夫: 表面波を用いた超音波探傷法による微小疲労き裂の開口比測定法, 溶接学会論文集, Vol. 10, No. 2(1992), pp302-308
- 2 2. 寺崎俊夫, 秋山哲也, 福田利勝, 金子英樹: "プラズマ溶射によりサブストレイトに投与される熱量について", 溶接学会論文集, Vol. 10, No. 4, pp451-457