The University of Osaka
Institutional Knowledge Archive

Title	溶接部の破壊靭性値のばらつきに関する確率論的研究
Author(s)	南, 二三吉
Citation	大阪大学, 1985, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://hdl.handle.net/11094/658
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

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

The University of Osaka

溶接部の破壊靱性値のばらつき
に関する確率論的研究

昭和60年7月

南　二三吉

溶接部の破壊靱性値のばらつき
に関する確率論的研究

昭和60年7月

南　二三吉

目　次

第１章　緒　論 …… 1
１．１　本研究の目的 …… 1
１．２　溶接部の破壊靱性試験に関する従来の研究と問題点 …… 2
１．３　本研究の対象と研究の重点 …… 3
１．４　本論文の構成 …… 4

第２章　切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する試験片の
へき開破壊発生挙動に関する実験 …… 6
２．１　緒言 …… 6
２．２　実験 …… 6
2.2.1　供試材および試験片の採取要領 …… 6
2.2.2　三点曲げＣＯＤ試験手法 …… 12
２．３　三点曲げＣＯＤ試験における不均質試験片の破壊挙動 …… 12
２．４　へき開破壊発生を支配する因子に関するフラクトグラフィ的検討 … 16
2.4.1　切欠き前縁に占める低靱性部の寸法の影響 …… 16
2.4.2　切欠き前縁に占める低靱性部の位置の影響 …… 20
２．５　へき開破壊発生限界ＣＯＤと巨視的靱性不均質 …… 26
2.5.1　へき開破壊発生限界ＣＯＤの定義 …… 26
2.5.2　切欠き前縁に占める低靱性部の寸法の影響 …… 27
2.5.3　切欠き前縁に占める低靱性部の位置の影響 …… 29
２．６　結論 …… 31

第３章　破壊限界ＣＯＤのばらつき特性におよぼす切欠き前縁に沿う
巨視的靱性不均質の影響に関する実験 …… 32
３．１　緒言 …… 32
３．２　実験 …… 32
３．３　切欠き前縁が巨視的にみてほぼ均質な場合の
限界ＣＯＤのばらつき特性 …… 39
3.3.1　三点曲げＣＯＤ試験における破壊様式の出現割合 …… 39

3.3.2　溶接金属部、熱影響部、母材原質部の限界ＣＯＤのばらつき特性　40
3.3.3　限界ＣＯＤのばらつき特性におよぼす試験片板厚の影響 …… 42
３．４　限界ＣＯＤのばらつき特性におよぼす巨視的靱性不均質の影響 …… 44
3.4.1　破壊様式の出現割合におよぼす巨視的靱性不均質の影響 …… 44
3.4.2　低靱性部の存在が破壊靱性値の分布特性に果たす役割 …… 46
3.4.3　限界ＣＯＤのばらつき特性におよぼす諸因子の影響 …… 47
3.4.4　クロスボンドノッチタイプ試験片の
限界ＣＯＤのばらつき特性に関する考察 …… 49
3.4.5　本節のまとめ …… 49
３．５　結論 …… 50

第４章　破壊靱性値のばらつきに関するより一般化された
最弱リンクモデルの提案 …… 51
４．１　緒言 …… 51
４．２　へき開破壊発生限界値のばらつきに関する
一般化された最弱リンクモデル …… 52
４．３　一般化された最弱リンクモデルに基づく破壊靱性値分布の推定手順　55
4.3.1　切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する場合の
破壊靱性値分布の推定手順 …… 55
4.3.2　不均質試験片の切欠き前縁に存在する低靱性部自身の
破壊靱性の推定手順 …… 58
４．４　結論 …… 61

第５章　溶接部の破壊靱性値分布推定への一般化された
最弱リンクモデルの適用性 …… 63
５．１　緒言 …… 63
５．２　検討内容 …… 63
５．３　破壊靱性値分布の推定に必要な試験データの整理 …… 65
5.3.1　破壊靱性値分布推定に必要な試験データ …… 65
5.3.2　へき開破壊確率ｐ、へき開破壊発生限界ＣＯＤの確率密度関数
$f^{c}(\delta c)$、へき開破壊発生限界ＣＯＤの下限値 $(\delta c)_{min}$ の決定　66

５．４　一般化された最弱リンクモデルの適用による
溶接部の破壊靱性値分布の推定 …… 71
5.4.1　破壊靱性値の分布特性におよぼす試験片板厚の影響の推定 …… 71
5.4.2　切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する試験片の
破壊靱性値分布の推定 …… 73
5.4.3　溶接部に存在する低靱性部自身の破壊靱性の推定 …… 75
５．５　一般化された最弱リンクモデルの溶接部への適用性に関する考察 … 77
5.5.1　切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する試験片の
破壊靱性値分布推定への適用性 …… 77
5.5.2　溶接部に存在する低靱性部自身の破壊靱性推定への適用性 …… 78
５．６　結論 …… 78
付録　シミュレーション手法による不均質試験片の破壊靱性値分布の求め方 80

第６章　破壊靱性値のばらつきに関する試験データの
統計的取扱い方についての考察 …… 85
６．１　緒言 …… 85
６．２　切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する場合の
破壊靱性値の分布特性を支配する因子 …… 86
6.2.1　切欠き前縁に占める低靱性部の寸法の影響 …… 86
6.2.2　破壊靱性値の分布特性を支配する諸因子の影響度評価 …… 88
６．３　統計的手法による材料の靱性分布特性把握のための
必要試験データ数、データ解析のあり方に関する検討 …… 91
6.3.1　へき開破壊確率の把握に必要な試験データ数 …… 91
6.3.2　破壊靱性値の分布特性把握のための試験データ解析の仕方 …… 93
6.3.3　破壊靱性値の分布特性把握に必要な試験データ数 …… 96
６．４　一般化された最弱リンクモデルの適用による
溶接部の破壊靱性値分布推定に必要な試験データ数に関する検討 … 99
6.4.1　数値実験 …… 99
6.4.2　切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する試験片の
破壊靱性値分布推定に必要な試験データ数 …… 103
6.4.3　不均質試験片の切欠き前縁に存在する低靱性部自身の
破壊靱性推定に必要な試験データ数 …… 109
６．５　結論 …… 114

第７章　総　括 …… 116

謝　辞 …… 119

参考文献 …… 120

本研究に関連した発表論文 …… 123

第１章　緒論

１．１　本研究の目的

鋼板の破壊靱性試験では、試験条件がほとんど同じであっても、測定された破壊靱性値に大きなばらつきがみられることがしばしばある。破壊様式が脆性から延性へと遷移する温度領域では、このばらつきは特に大きく、時には、脆性（主にへき開）破壊を呈するものと完全延性破壊を呈するものが共に出現することさえある。このような鋼板の破壊靱性値のばらつきは、主として鋼板特有の微視的な組織不均質に起因するものと考えられており、[1),2)]従来からばらつきに関する統計的解析が多く試みられている。[2～6)]

溶接金属部や溶接ボンド部など溶接部の破壊靱性試験においては、上述の微視的な組織不均質の他に、切欠き前縁に沿って巨視的な靱性不均質が存在することが多い。特に、工業的にしばしば行われる、溶接ボンド部を横切るような切欠きをもつ試験では、切欠き前縁に溶接金属部、熱影響部、母材原質部などといった靱性の異なる領域が混在し、靱性の不均質が極めて著しくなっている。このため、溶接部の破壊靱性値のばらつき特性を評価するにあたっては、破壊が切欠き前縁のいずれの領域の靱性によって支配されるか、すなわち、試験で得られた破壊靱性値の持つ意義を十分に把握しておくことが重要となる。しかしながら、従来、溶接部の破壊靱性試験データは、鋼板の場合と同じように単に統計的に解析されるだけのことが多く、[7～10)] 巨視的な靱性不均質の影響を考慮に入れたばらつき特性の評価は、ほとんどなされていないと言ってよい。

そこで本研究では、溶接部の破壊靱性試験、特に、三点曲げＣＯＤ試験を取上げ、まず、破壊の発生や破壊靱性値のばらつきがいかなる因子によって支配されるかを実験的に明らかにし、その検討の結果をふまえて、溶接部の破壊靱性値（主としてへき開破壊発生限界値）のばらつき特性推定手法、すなわち、

(1) 母材、および、溶接金属部や熱影響部に切欠きをもつ試験片のデータから、切欠き前縁にこれらの領域が混在する場合の破壊靱性値の分布特性を予測する手法、さらに、

(2) 切欠き前縁に巨視的靱性不均質をもつ試験片のデータから、溶接部に存在する低靱性部自身の破壊靱性を予測する手法、

を確立することを目的とした研究を行う。

１．２　溶接部の破壊靱性試験に関する従来の研究と問題点

破壊靱性試験によって溶接部の材質を評価しようとする場合、しばしば認められる破壊靱性値の顕著なばらつきが、溶接部に不可避な巨視的な靱性不均質とどのように関係するかを把握しておく必要がある。そのためには、溶接部の破壊挙動におよぼす巨視的靱性不均質の影響、言いかえれば、溶接部の破壊を支配する因子は何であるかを明らかにしておくことが重要となる。

そこでまず、溶接部の破壊挙動に関する従来の研究の概要を述べ、溶接部に存在する巨視的靱性不均質が破壊挙動にどのような影響をおよぼすかを調査する。

Dolbyは、[11]HY80鋼（高靱性高張力鋼）の開先ＭＩＧ溶接継手から、図1.1 に示すように、切欠き先端が常に熱影響部（ＨＡＺ）にあるようにしながら、き裂伝播方向が母材側である場合と、溶接金属側である場合の二種類の試験片を採取して、三点曲げＣＯＤ試験を行っている。それによれば、切欠き先端が同じ熱影響部にあっても、き裂伝播方向によっては試験結果に差がみられ、き裂が溶接金属側へ伝播する場合には、もう一方の場合に比べて破壊靱性値がかなり小さく、溶接金属部に切欠きをもつ試験の場合とほぼ同じ破壊靱性値が得られたことが報告されている。また、Dawes は、[12]70キロ級高張力鋼のＫ型開先の被覆アーク溶接継手、サブマージアーク溶接継手、ＭＩＧ溶接継手から、それぞれ、板厚に垂直な方の熱影響部に切欠きをもつ三点曲げＣＯＤ試験片と広幅引張試験片を採取して実験を行っている。それによると、全ての試験片において切欠きは熱影響部にあるにもかかわらず、溶接金属部で最初に破壊（へき開破壊）が生じたことが示されている。

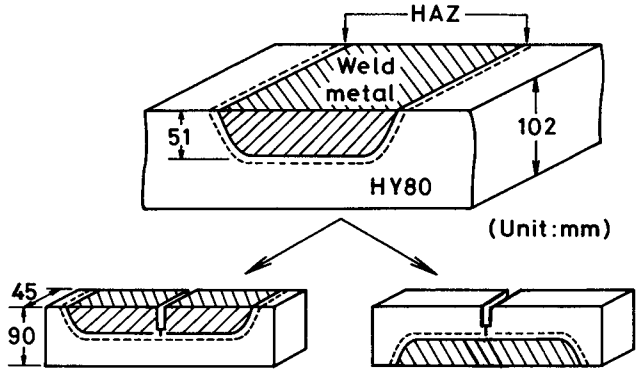


図1.1　溶接部から採取した、き裂伝播方向が異なる二種の試験片[11]

これらの試験結果は、切欠き先端近傍に低靱性な領域が存在すれば、破壊は必ずしも切欠き先端から生じるとは限らず、切欠き先端から少し離れた低靱性部において先行して発生する可能性があることを示唆しているといえる。

一方、切欠き前縁の一部に低靱性な領域が存在する場合の破壊挙動を検討したものに、池田、[13]大塚ら [14,15] の研究がある。池田らは、[13]50キロ級高張力鋼KD32鋼とHT60鋼を供試材として、Ｉ型開先とＶ型開先にてエレクトロガス溶接とＭＡＧ溶接を行い、その溶接継手から100mm 幅の小型ディープノッチ試験片を採取して、溶接ボン

ド部の破壊靱性におよぼす溶込み形状の影響について検討を行っている。その結果によれば、溶接ボンド部を横切る切欠きをもつ試験片（クロスボンドノッチタイプ試験片）の破壊限界ＣＯＤは、Ｉ型開先溶接部のボンド部に切欠きをもつ試験片の破壊限界ＣＯＤとほぼ等しくなっており、クロスボンドノッチタイプ試験片の破壊靱性は、板厚中央部に存在する最も低靱性な溶接ボンド部自身の靱性によって支配されることが示されている。これに対して、大塚らは、[14,15] SM41A 鋼とSM50C 鋼のサブマージアーク溶接継手から採取した三点曲げＣＯＤ試験片の試験結果から、このような切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する場合には、破壊靱性は切欠き前縁に占める低靱性部の寸法の影響を受け、低靱性部寸法が局部的なときには、必ずしも低靱性部自身の靱性に支配されるとは限らないと述べている。

以上の従来の研究から、溶接部の破壊靱性試験においては、巨視的な靱性不均質の影響に注意する必要性のあることがうかがえるが、現状では、溶接部の破壊靱性試験結果と巨視的靱性不均質の関係は必ずしも十分に解明されているとは言えず、試験で得た結果は溶接部の局部的な靱性を反映したものになっているのか、それとも、溶接部の継手性能を代表するような靱性を反映したものになっているのかの区別は明確でない。[16 ～19]

さらに、このような溶接部の破壊靱性試験結果は、通常、ばらつきをもって出現する。しかし、この試験結果のばらつきに関しては、従来から、ばらつき特性を統計的に調査した研究が多く報告されているだけで、[7～10] 溶接部に存在する巨視的な靱性不均質とばらつき特性との関連について考察しようとしたものはほとんどみあたらない。

１．３　本研究の対象と研究の重点

以上のような背景から、本研究では、溶接部の破壊靱性値のばらつき特性におよぼす巨視的靱性不均質の影響を明らかにすることを主眼とし、Ｘ型開先やＶ型開先などの溶接部のクロスボンドノッチタイプの破壊靱性試験に代表される、切欠き前縁に巨視的靱性不均質をもつ板厚10～30mm程度の三点曲げＣＯＤ試験を対象とした検討を実施する。

なお、溶接部の破壊靱性試験で見られる破壊は、最終的に脆性破壊（主にへき開破壊）を呈するものと、完全な延性破壊を呈するものの二つに大別されるが、本研究では、主として、前者の破壊様式が脆性である破壊（すなわち、英国規格BS5762 [20]に明記された、破壊限界がδｃ あるいはδｕ である破壊）を取上げ、その破壊靱性値のばらつき特性について検討する。

本研究では、まず、溶接部の破壊挙動、特にへき開破壊の発生挙動に関する詳細な実験を行い、溶接部に存在する巨視的な靱性不均質が破壊の発生にどのような影響をおよぼすかを明らかにする。さらに、破壊靱性値のばらつき特性と巨視的靱性不均質の関係を明らかにするための実験も実施し、これらの検討の結果をふまえて、溶接部の破壊靱性値のばらつきに関する確率モデルを設定する。本研究は、この確率モデルを用いて、切欠き前縁に巨視的靱性不均質をもつ試験片の破壊靱性試験結果から、溶接部に存在する低靱性部自身の破壊靱性を推定する手法、特に、破壊靱性値のばらつき特性をも考慮した靱性推定手法を確立することに重点を置いている。

１．４　本論文の構成

本論文は、図1.2 に示すように、７章より成る。

第１章では、溶接部の破壊靱性試験に関する従来の研究と問題点を調査し、それを背景とした本研究の目的、ならびに、研究の対象などについて述べている。

第２章では、切欠き前縁に巨視的な靱性不均質が存在する試験片を意図的に作製して三点曲げＣＯＤ試験を行い、その切欠き先端破面の詳細な観察などから、溶接部の破壊挙動、特に、へき開破壊の発生挙動を支配する因子を明らかにする。なお、このような不均質試験片の破壊挙動は、切欠き前縁に占める低靱性部の寸法や位置によっては異なるかもしれないので、これらの寸法や位置を種々に変化させた試験も行う。

第３章では、溶接部の破壊靱性値のばらつき特性におよぼす巨視的靱性不均質の影響を明らかにする。このために、試験片板厚を一定にして切欠き前縁に占める低靱性部の寸法を変化させた試験片や、切欠き前縁の低靱性部寸法を一定にして試験片板厚を変化させた試験片を作製して、脆性－延性遷移温度領域内の一定の試験温度で重点的に三点曲げＣＯＤ試験を実施する。

第４章では、以上の検討で明らかにした、へき開破壊の発生挙動や破壊靱性値のばらつき特性におよぼす巨視的靱性不均質の影響をふまえて、破壊靱性値のばらつきに関する確率モデルを設定する。また、この確率モデルの考え方に従った場合の、不均質試験片の破壊靱性値分布の解析手順も示す。

第５章では、本研究で提案した確率モデルの、溶接部の破壊靱性値のばらつき特性推定への適用性について検討する。このために、本研究の確率モデルを用いて、母材、および、溶接金属部や熱影響部に切欠きをもつ試験片のデータから、切欠き前縁にこれらの材質が混在するような不均質試験片の破壊靱性値分布を推定し、その推定結果を実験で得た分布と比較・検討する。また、不均質試験片の破壊靱性試験データから、溶接部に存在する低靱性部自身の破壊靱性値の分布特性を推定することも試み

る。

本研究の確率モデルを適用して、溶接部の破壊靱性値の分布を推定する場合、推定に用いる試験データ数が少ないときや、試験データの取扱い方が適正でないようなときには、必ずしも正しい分布特性が推定できない可能性も考えられる。そこで、第6章では、本研究の確率モデルを用いて溶接部の破壊靱性値分布を正しく推定するための、必要試験データ数や試験データの統計的解析の仕方について考察を加える。

第7章は、本研究で得られた主な結論を総括したものである。

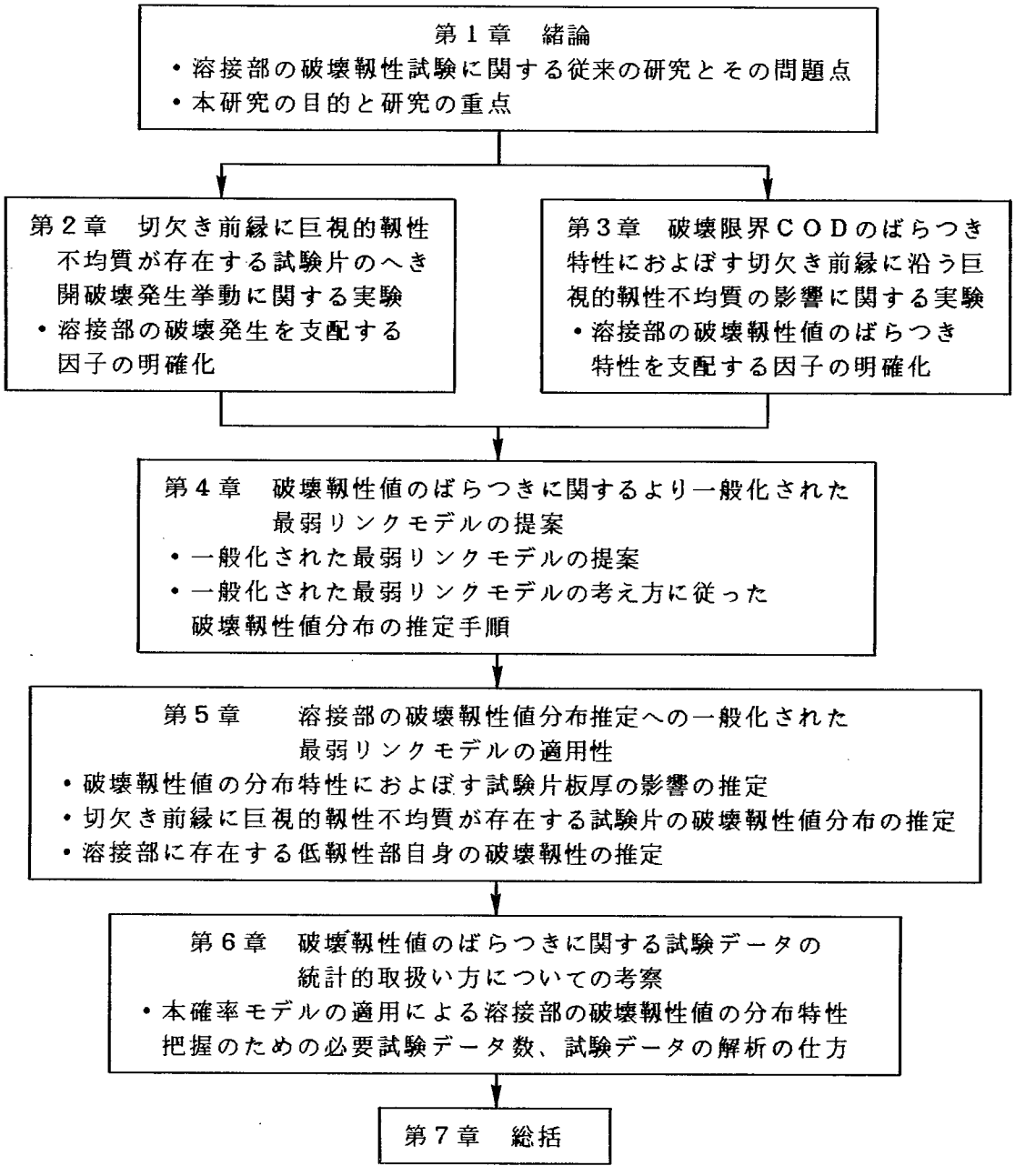


図1.2　　本研究の流れ

第２章
切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する試験片のへき開破壊発生挙動に関する実験

２．１　緒言

切欠き前縁が巨視的にみてほぼ均質な試験片では、一般に、低温域から、完全脆性破壊（主にへき開破壊）、延性き裂の成長を伴う脆性破壊、完全延性破壊へと破壊様式が遷移する。しかしながら、溶接ボンド部を横切る切欠きをもつクロスボンドノッチタイプの試験片のように、切欠き前縁に沿って巨視的な靱性不均質が存在する試験片では、破壊様式遷移や各温度域における破壊挙動が均質試験片の場合とは異なることが予想される。

そこで本章では、このような切欠き前縁に巨視的な靱性不均質が存在する場合の破壊挙動、特に、へき開破壊の発生挙動を支配する因子を明らかにすることを目的とする。このために、切欠き前縁に著しい靱性不均質が存在するような試験片を意図的に作製して三点曲げＣＯＤ試験を行い、切欠き先端破面の詳細な観察などを通して、へき開破壊が切欠き前縁のいずれの領域において最初に発生するかを明らかにする。なお、この場合の破壊挙動は、切欠き前縁に占める低靱性部の寸法や位置の影響を受けることが考えられるので、これらの寸法や位置を変化させたときに、へき開破壊が先行して発生する領域がどのように変化するかについても検討を加える。さらに、この検討の結果に基づいて、切欠き前縁に沿って巨視的靱性不均質が存在する試験で得られる破壊靱性値のもつ意義について考察することも行う。

２．２　実験

2.2.1　供試材および試験片の採取要領

第２章の実験は、次の二つに大別される。

（１）へき開破壊の発生挙動におよぼす、切欠き前縁に占める低靱性部の寸法の影響をみるための実験。

（２）へき開破壊の発生挙動におよぼす、切欠き前縁に占める低靱性部の位置の影響をみるための実験。

実験（１）の目的のために、HT80鋼（Ｉ）とSUS304鋼を爆接したクラッド鋼から採取

したSeriesⅠの試験片と、HT80鋼（Ⅱ）の被覆アーク溶接継手から採取したSeriesⅡの試験片を用いた。また、実験（２）の目的のためには、HT80鋼（Ⅲ）の電子ビーム溶接継手から採取したSeriesⅢの試験片を用いた。まず、これらの試験片の作製方法について述べる。

SeriesⅠ；板厚方向に極端な材質の不均一をもつ材の代表例として、80キロ級高張力鋼（HT80鋼（Ⅰ））とSUS304鋼を爆接したクラッド鋼を供試した。表2.1 に、これら素材の化学組成と室温における機械的性質を示す。また、図2.1(a)に、機械的性質の温度依存性を示す。なお、機械的性質は、図2.2(a)に示した形状の丸棒引張試験片を用いて求めた。（次に述べる、SeriesⅡの素材、溶接金属、SeriesⅢの素材の機械的性質も、図2.2(a)の形状の丸棒引張試験片を用いて求めた。）図2.3(a)は、このHT80-SUS304 爆接クラッド鋼の、爆接境界近傍の硬度分布の代表例を示したものである。

表2.1　供試材の化学組成と機械的性質

	Welding method	Materials	Chemical composition (wt %)										
			C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	B
SeriesⅠ	Explosive welding	HT80(Ⅰ)	0.11	0.25	0.86	0.018	0.004	0.23	0.06	0.77	0.41	0.04	-
		SUS304	0.05	0.70	1.05	0.028	0.005	-	9.47	18.55	-	-	-
SeriesⅡ	SMAW	HT80(Ⅱ)	0.09	0.25	0.86	0.008	0.006	0.18	1.07	0.53	0.38	0.03	-
		D8016	0.06	0.46	1.15	0.016	0.008	-	2.61	0.16	0.36	0.02	-
		D5016	0.08	0.44	0.86	0.013	0.006	-	-	-	-	-	-
SeriesⅢ	EBW	HT80(Ⅲ)	0.11	0.35	0.99	0.012	0.004	0.24	1.13	0.54	0.36	0.03	0.0014
		EB-WM	0.11	0.35	0.98	0.010	0.004	0.24	1.07	0.54	0.31	0.03	0.0014

	Materials	Mechanical properties			Thickness
		σ_Y (MPa)	σ_U (MPa)	El.(%)	(mm)
SeriesⅠ	HT80(Ⅰ)	832	908	-	35
	SUS304	416	714	64	10
SeriesⅡ	HT80(Ⅱ)	774	818	18	30
	D8016	696	777	20	-
	D5016	448	537	26	-
SeriesⅢ	HT80(Ⅲ)	770	835	-	45
	EB-WM	815	1091	-	-

σ_Y: Yield stress (0.2% Proof stress)
σ_U: Ultimate tensile strength
El.: Elongation

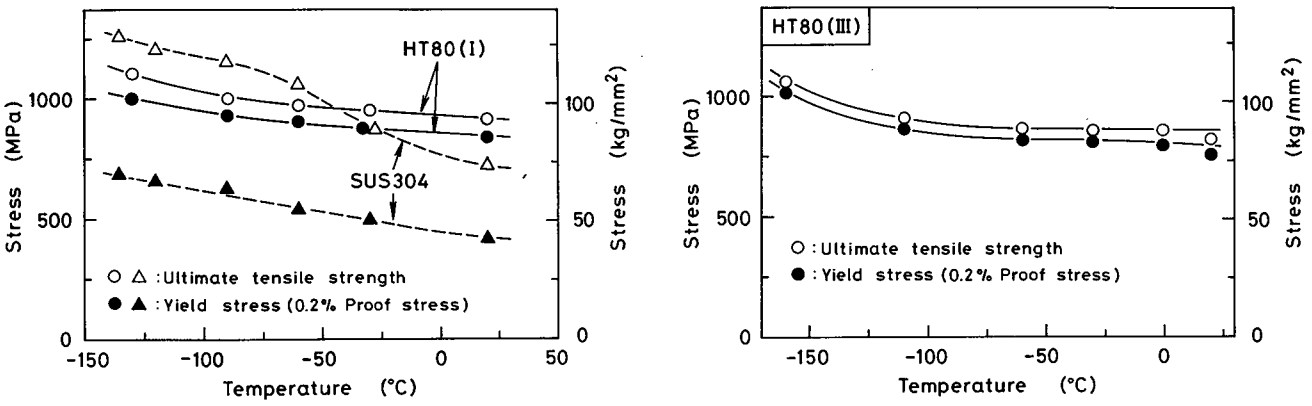
表2.2　溶接条件

(a) HT80鋼（Ⅱ）の被覆アーク溶接条件（SeriesⅡ）

Base metal	Welding process	Groove geometry	Welding electrode	Welding current (A)	Arc voltage (V)	Welding speed (cm/min)	Heat input (kJ/cm)	Number of passes	Preheat temp. (°C)
HT80 (Ⅱ)	Shielded Metal Arc Welding	45° 30 5	D8016	260	26	21	17	29	150
			D5016	300	26	21	23	22	150

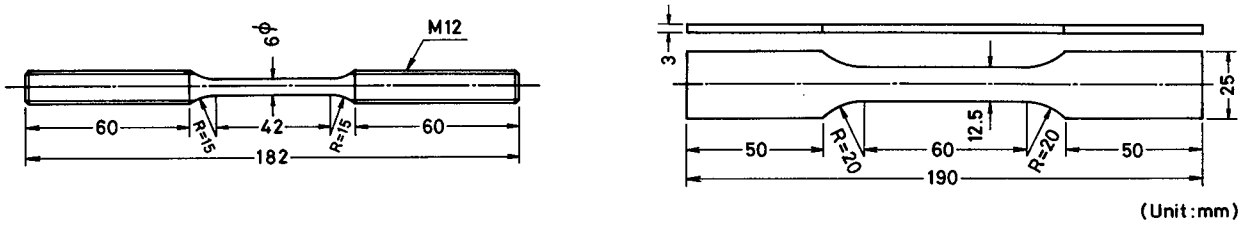
(b) HT80鋼（Ⅲ）の電子ビーム溶接条件（SeriesⅢ）

Base metal	Welding current (mA)	Voltage (kV)	Welding speed (mm/min)	Heat input (kJ/cm)	Object distance D_o (mm)	Focal distance D_f (mm)	Active beam parameter (D_o/D_f)
HT80(Ⅲ)	300	100	400	45	320	450	0.71



(a) HT80鋼、SUS304鋼（Series I）　　(b) HT80鋼（SeriesIII）

図2.1　供試鋼の機械的性質の温度依存性

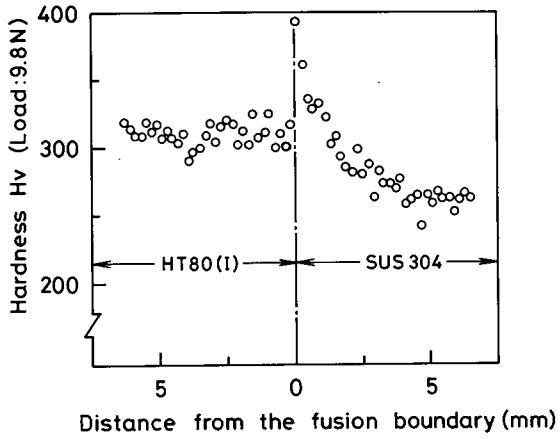


(a) 丸棒引張試験片　　(b) 板状引張試験片

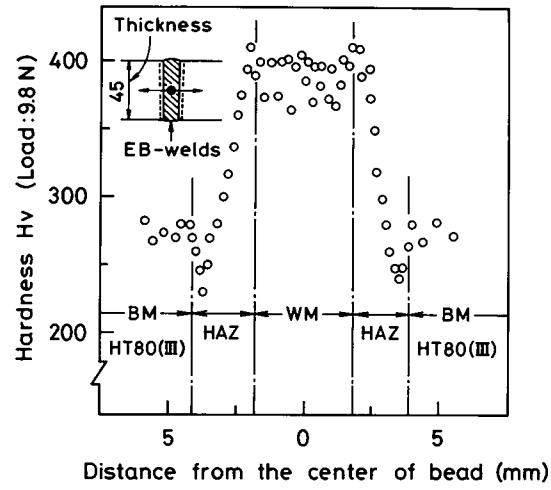
図2.2　引張試験片の形状

爆接境界近傍ではSUS304部の硬度が急激に上昇しているが、爆接境界から約2.5mm 以上離れると硬度はほぼ一定となっており、SUS304部はHT80部に比べて、約50Hv程度硬度が低くなっている。このような、HT80-SUS304 爆接クラッド鋼から、図2.4(a)に示す要領で、切欠き前縁に占めるHT80部の寸法を六種類に変化させた試験片（A-, B-, C-, D-, E-, F-type試験片）を採取した。

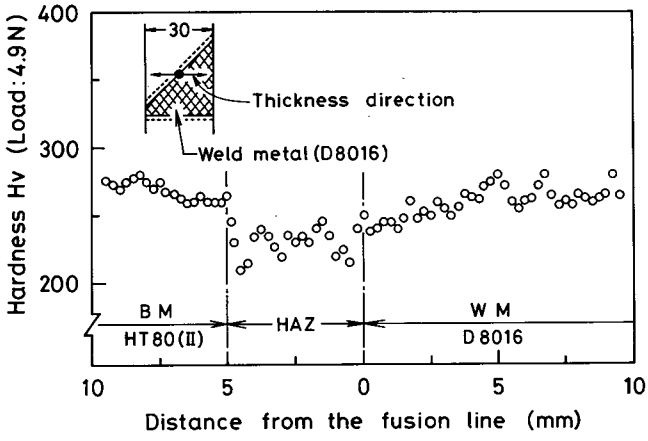
SeriesII；板厚30mmのHT80鋼（II）を、表2.2(a)に示す溶接条件で、被覆アーク多層溶接して作製した継手を実験に用いた。なお、このSeriesIIの実験では、靱性の不均質と、それに加えて、強度の不均質の影響についても調べるために、HT80鋼用の低水素系被覆アーク溶接棒（D 8016）を用いた等質溶接継手と、HT50鋼用の低水素系被覆アーク溶接棒（D 5016）を用いた軟質溶接継手の二種類の継手を作製した。表2.1に、HT80鋼（II）素材、および、等質溶接金属、軟質溶接金属の化学組成と機械的性質を示す。図2.3(b)は、これらの溶接継手の、溶接部近傍の硬度分布の代表例を示したものである。等質溶接部（(b-1) 図）では、熱影響部がやや軟化しているものの、溶接金属部の硬度は母材部の硬度とほぼ同じとなっており、溶接部各部の硬度にそれほど大きな差はみられない。これに対して、軟質溶接部（(b-2) 図）では、溶接金属部の硬度が母材部の硬度に比べて約100Hv 程度も低くなっており、しかも、溶接ボン



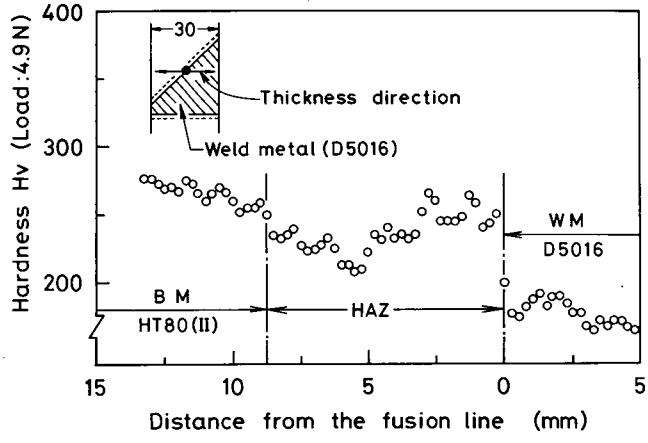
(a) HT80-SUS304 爆接クラッド鋼（Series Ⅰ）



(c) HT80鋼電子ビーム溶接部（SeriesⅢ）



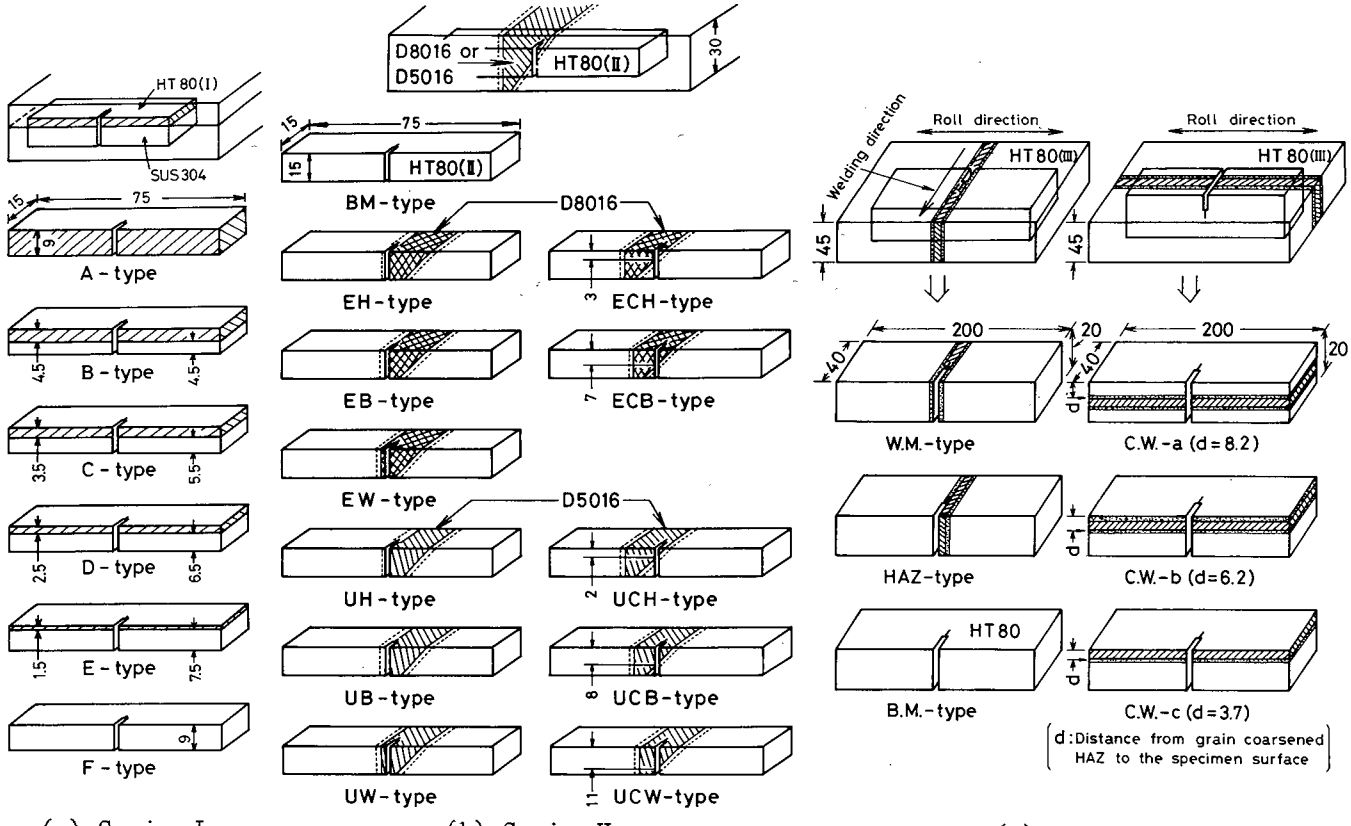
(b-1) 等質溶接部



(b-2) 軟質溶接部

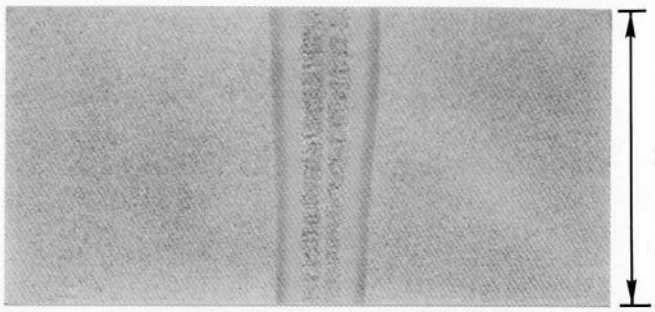
(b) HT80鋼被覆アーク溶接部（SeriesⅡ）

図2.3　溶接部近傍の硬度分布

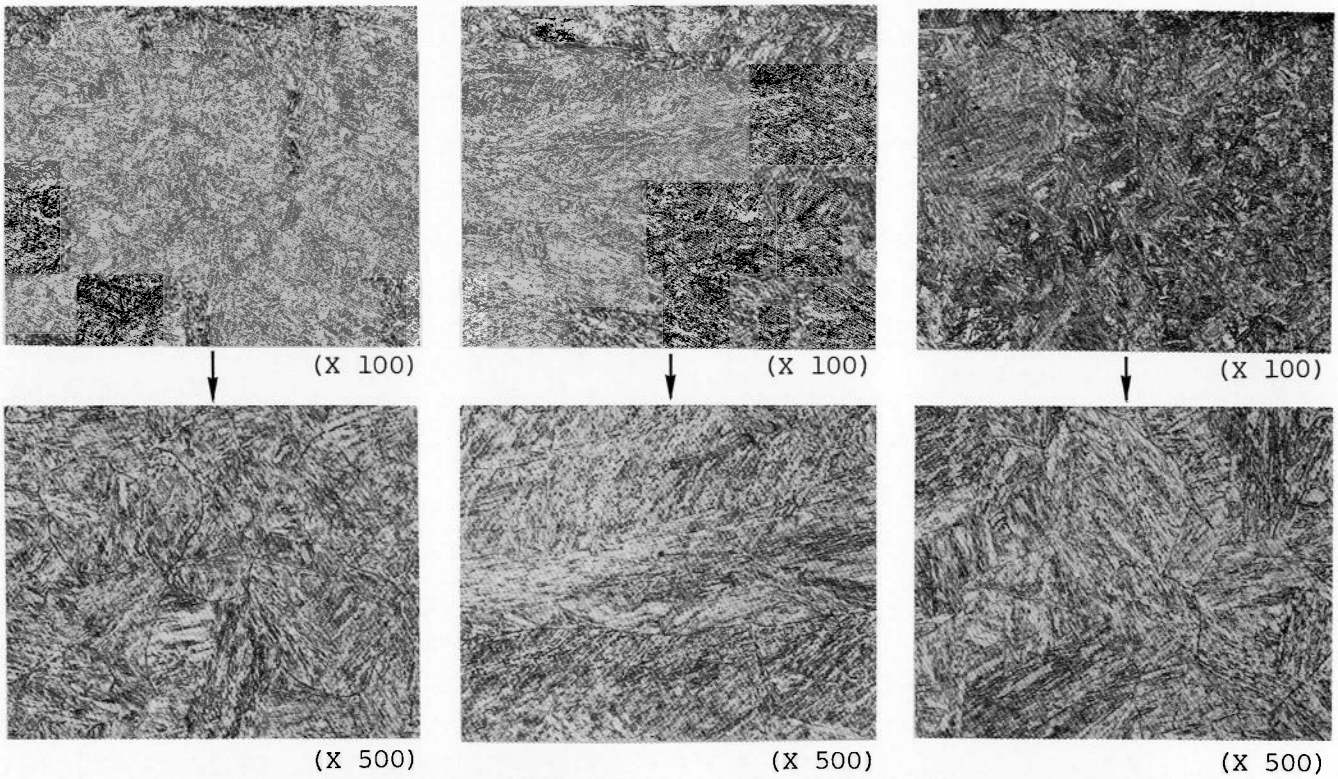


(a) Series Ⅰ　(b) SeriesⅡ　(c) SeriesⅢ

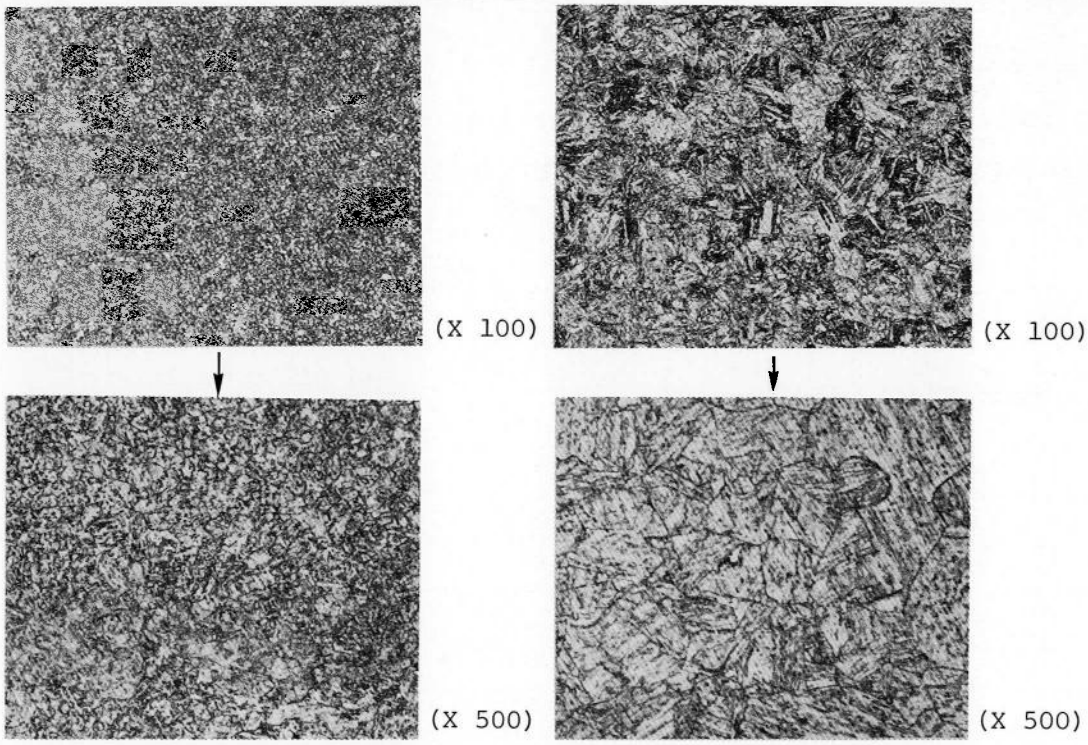
図2.4　三点曲げＣＯＤ試験片の採取要領



(a) 断面マクロ写真



(b-1) 溶接金属部（ビード中央部）(b-2) 溶接金属部（溶接ボンド部近傍）　(b-3) 溶接ボンド部



(b-4) 溶接熱影響部　(b-5) 母材原質部

(b) 溶接部の光学顕微鏡組織

図2.5　HT80鋼電子ビーム溶接部の組織

ド部を境として硬度が急変している様子がうかがえる。このような二種類の溶接継手から、図2.4(b)に示す要領で、切欠き前縁に占める溶接金属部の寸法を種々に変化させたクロスボンドノッチタイプの試験片（等質継手；ECH-，ECB-type試験片、軟質継手；UCH-，UCB-，UCW-type試験片）を採取した。なお、溶接部各部の靱性も把握するために、母材試験片の他、熱影響部に切欠きをもつ試験片（等質継手；EH-type 試験片、軟質継手；UH-type 試験片）、および、溶接ボンド部に切欠きをもつ試験片（等質継手；EB-type 試験片、軟質継手；UB-type 試験片）、溶接金属部に切欠きをもつ試験片（等質継手；EW-type 試験片、軟質継手；UW-type 試験片）も作製した。

SeriesⅢ；板厚45mmのHT80鋼（Ⅲ）を母材とする電子ビーム溶接継手を、表2.2(b)に示す溶接条件で作製して実験に用いた。なお、電子ビーム溶接は、板厚貫通の1パス、ビード・オン・プレート溶接（入熱 10kJ/cm^2）にて行った。表2.1 に、母材および溶接金属の化学組成と機械的性質を、また、図2.1(b)に、母材の機械的性質の温度依存性を示す。機械的性質は、HT80母材については、図2.2(a)に示した形状の丸棒引張試験片を用いて求めたが、電子ビーム溶接金属については、図2.2(b)に示した形状の板状引張試験片を溶接金属部から切出し、その溶接金属のみから成る試験片を引張試験することによって求めた。図2.5 に、このHT80鋼電子ビーム溶接継手の、板厚断面の代表的なマクロ写真と、溶接部各部の光学顕微鏡組織を示す。また、溶接部近傍の硬度分布の代表例を図2.3(c)に示す。図2.3(c)の硬度分布をみると、この電子ビーム溶接部では、溶接金属部の硬度が約390Hv と母材部の硬度（約280Hv)に比べて100Hv 以上も高くなっており、靱性の不均質が非常に狭い領域に存在していることが期待される。このようなHT80鋼電子ビーム溶接継手から、実験（2）の目的のために、図2.4(c)に示す要領で、切欠き前縁に占める電子ビーム溶接金属部の位置を三種類に変化させた試験片（CW-a-，CW-b-，CW-c-type 試験片）を採取した。なお、この

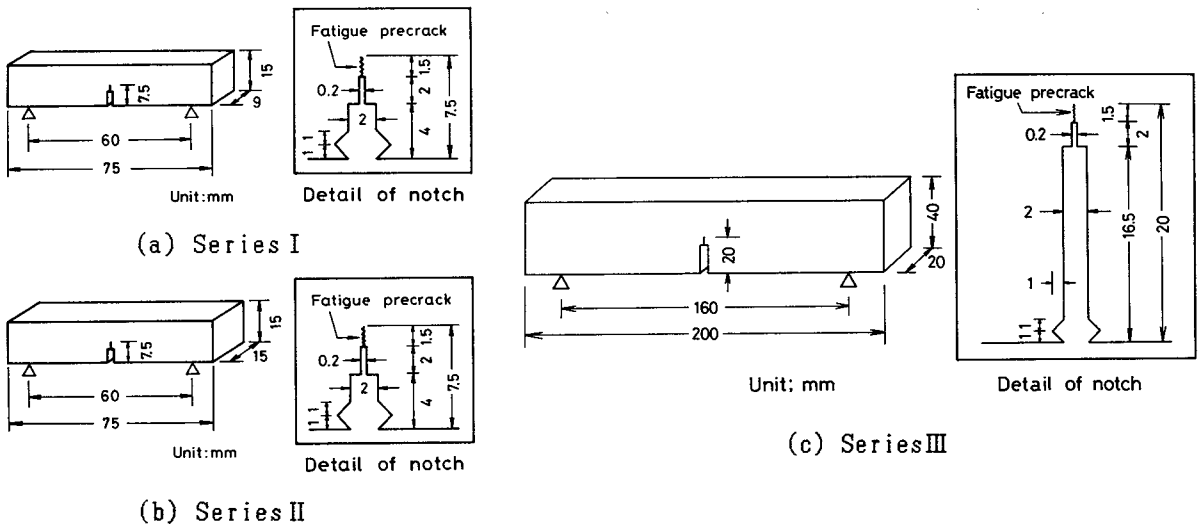


図2.6　三点曲げＣＯＤ試験片の形状

電子ビーム溶接継手についても、溶接部各部の靱性を把握するために、母材試験片の他、溶接金属部、熱影響部に切欠きをもつ試験片も作製した。以上の、SeriesⅠ～Ⅲの試験片の形状の詳細を、図2.6 にまとめて示す。全ての試験片には、機械切欠きの先端に、BS5762に準拠した疲労予き裂を長さ1.5mm 程度導入した。また、試験片の長手方向は、母材の圧延方向と一致させた。

2.2.2　三点曲げＣＯＤ試験手法

三点曲げＣＯＤ試験は、容量10ton のオルセン型万能試験機を用いて行った。試験片の冷却は、液体チッ素雰囲気中で行い、試験片の切欠き先端付近に添付した、銅－コンスタンタン熱電対（CC熱電対）で試験片の温度を測定した。試験中、切欠き末端の開口変位をクリップゲージで、荷重点のたわみをダイヤルゲージで、試験荷重をロードセルでそれぞれ測定し、同時に荷重とクリップゲージの関係、および、荷重と荷重点たわみの関係をＸ－Ｙレコーダに自動記録した。

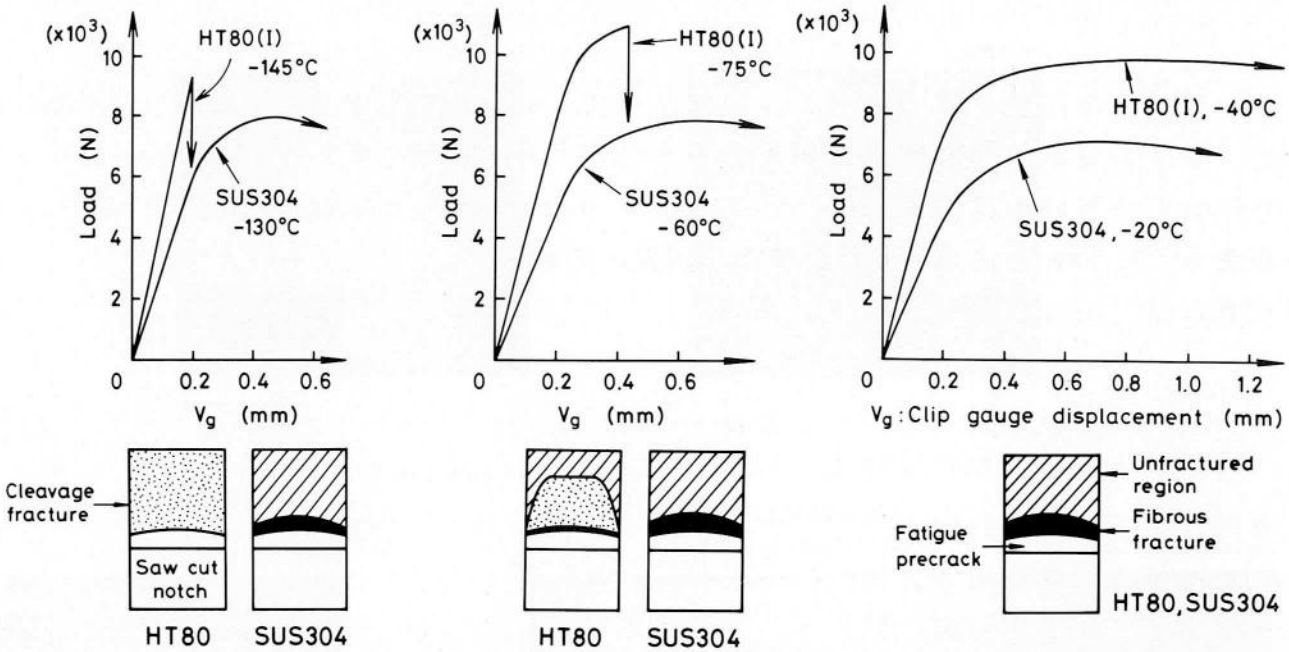
なお、切欠き前縁が巨視的に不均質となっている試験片では、第一段破壊で試験片全体が破断せずに、いわゆる多段破壊を呈するものがみられた。そこで、このような不均質試験片については、第一段破壊直後に除荷する試験も行い、その後疲労破断させて、第一段破壊時の破面状態を詳細に調べた。さらに、切欠き先端近傍の変形挙動を観察する目的で、第一段破壊に至る以前の変形レベルで除荷を行う試験もあわせて行った。

三点曲げＣＯＤ試験によって破断した試験片の破面、および、曲げ変形途中で除荷した後疲れ破断させた試験片の破面は、肉眼で巨視的に観察するとともに、走査型電子顕微鏡（ＳＥＭ）を用いて微視的にも観察した。ＳＥＭによる観察は、切欠き前縁が巨視的に不均質となっている試験片については特に詳細に行い、切欠き先端近傍の破面様式や、切欠き先端変形量の目安であるストレッチゾーンの大きさを、切欠き前縁の組織の違いや、切欠き前縁に占める低靱性部の位置に注意しながら観測した。

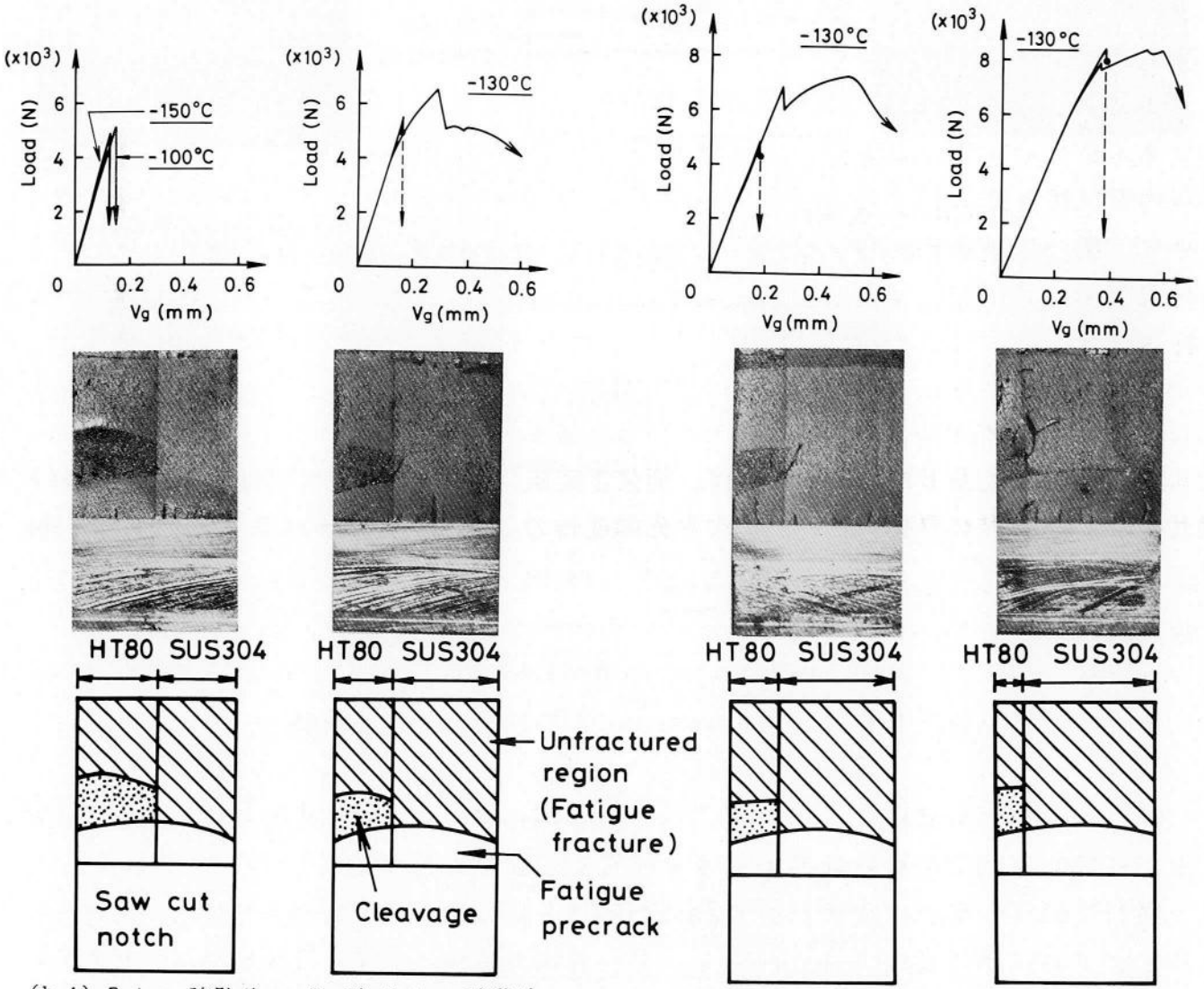
２．３　三点曲げＣＯＤ試験における不均質試験片の破壊挙動

SeriesⅠ～Ⅲの試験片を用いて、へき開破壊の発生や破壊様式の遷移に注意しながら、－160 ～20℃の温度範囲で三点曲げＣＯＤ試験を行った。

図2.7(b)は、切欠き前縁が巨視的に不均質となっている試験でみられた、荷重－クリップゲージ開口変位（Vg）曲線と、第一段破壊直後（完全延性破壊を呈したものについては、最大荷重到達直後）の破面様式を、SeriesⅠのHT80-SUS304 爆接クラッド



(a) HT80母材、SUS304母材



(b-1) B-type試験片　(b-2) C-type試験片　(b-3) D-type試験片　(b-4) E-type試験片

(b) 切欠き前縁がHT80鋼とSUS304鋼から成る試験片

図2.7　HT80-SUS304 爆接クラッド鋼の三点曲げＣＯＤ試験における破壊挙動（Series Ⅰ）

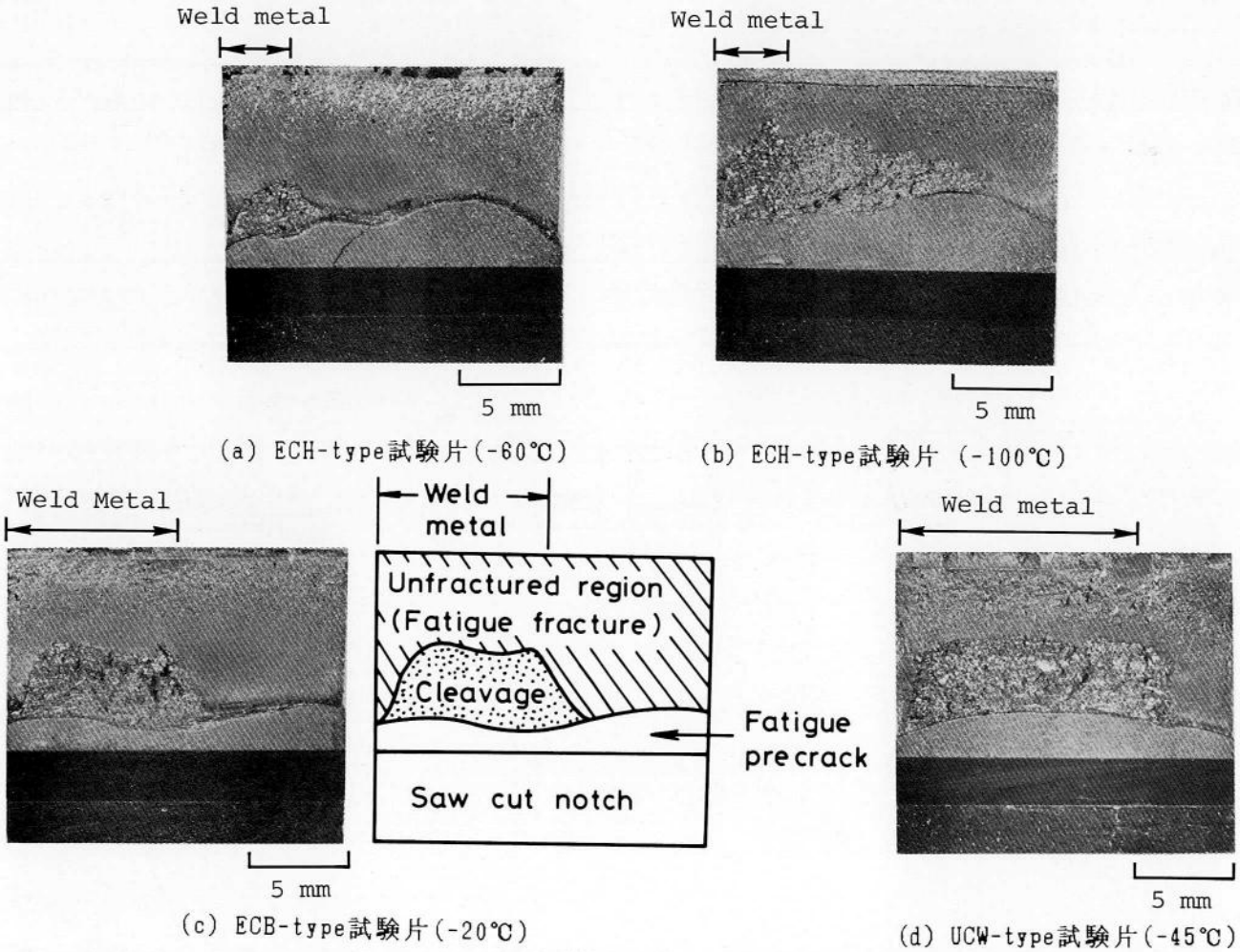


図2.8　クロスボンドノッチタイプ試験片の第一段破壊直後の破面の様相（Series II）

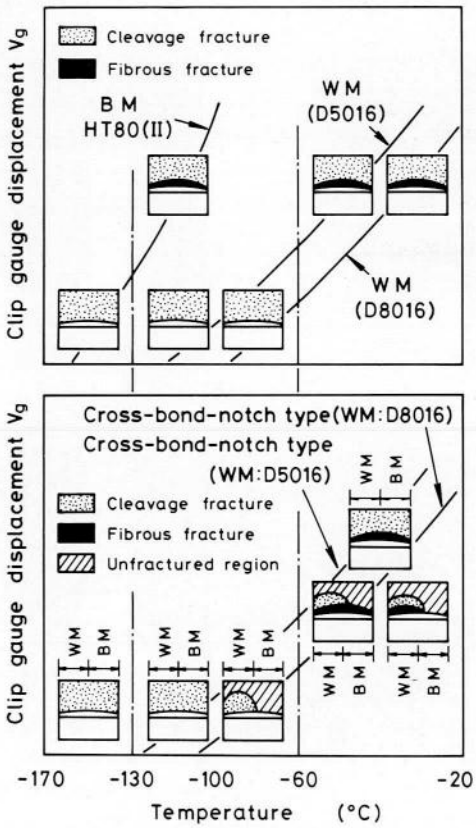


図2.9　HT80鋼被覆アーク溶接部の破面様式遷移の模式図（Series II）

鋼から採取した試験片のものを代表例にとって示したものである。なお、比較のために、素材試験片の破壊挙動を図2.7(a)に示した。このSeriesⅠの実験では、(a) 図に示したように、HT80鋼素材は、低温域から完全脆性破壊（主としてへき開破壊）、安定延性き裂成長を伴う脆性破壊、完全延性破壊へと破壊様式が遷移したが、SUS304鋼素材は、全試験温度範囲で完全な延性破壊を呈した。一方、このような破壊特性を示す二材が切欠き前縁に存在する不均質試験片（B-, C-, D-, E-type試験片）では、(b) 図に示したような明瞭な荷重低下と破壊音を伴う多段破壊が多くみられた。多段破壊の最初の破壊、すなわち、第一段破壊時の荷重低下の程度は、切欠き前縁に占めるHT80部の寸法が大きいものほど大きくなっており、HT80部が切欠き前縁に約3.5mm以上占める試験片（B-, C-type試験片）では、第一段破壊後、第一段破壊時の荷重値を越えるような荷重増加はみられなかった。しかし、切欠き前縁のHT80部の寸法が約2.5mm 以下の試験片（D-, E-type試験片）では、第一段破壊時の荷重値を越えて荷重が増加するものがあった。そこで、第一段破壊を呈した直後に除荷を行って、その破面を巨視的に観察してみると、切欠き前縁に占めるHT80部の寸法に関係なく、HT80部のみにへき開破面が認られ、SUS304部では肉眼では破壊は全くみられなかった。（図中の破面写真を参照。）

SeriesⅡのHT80鋼被覆アーク溶接継手から採取したクロスボンドノッチタイプ試験片の三点曲げＣＯＤ試験においても、多段破壊が多く観察された。図2.8 に、第一段破壊直後の破面状況例を示す。(a) 、(b) 、(c) 図は、HT80等質溶接継手から採取した試験片のものであり、このうち、(a) 、(b) 図は、切欠き前縁に占める溶接金属部の寸法が約３mmのECH-type試験片の破面、(c) 図は、その寸法が約７mmのECB-type試験片の破面を示している。また、(d) 図は、HT80軟質溶接継手から、切欠き前縁の約11mmを溶接金属部が占めるように採取したUCW-type試験片の破面を表している。図に示したように、これらの不均質試験片では、第一段破壊と考えられるへき開破壊は、主として溶接金属部側で生じており、母材部では巨視的には破壊が認められないものがあった。なお、試験温度が図2.8 の温度域よりも低温側の－100 ℃以下になると、クロスボンドノッチタイプ試験片は全て第一段破壊で試験片全体が破断した。図2.9 は、このような観察結果を基に、クロスボンドノッチタイプ試験片の破面様式遷移の様子を、HT80素材試験片や溶接金属部に切欠きをもつ試験片のものと対比させて、模式的に示したものである。

一方、SeriesⅢのHT80鋼電子ビーム溶接継手から採取した不均質試験片、すなわち、電子ビーム溶接部を横切る切欠きをもつクロスウェルドノッチタイプの試験片（CW-a-, CW-b-, CW-c-type 試験片）では、多段破壊は全くみられなかった。しかしながら、後に詳しく述べるように、へき開破壊が生じたものの破面を調べてみると、

切欠き前縁の母材部や溶接金属部では、へき開破壊に先立って延性き裂が発生しているのに対して、熱影響部では延性き裂を全く伴なわない完全なへき開破面となっているものがいくつか観察された。

以上、荷重－クリップゲージ開口変位曲線と巨視的破面の様相とから、切欠き前縁に沿って巨視的靱性不均質をもつ試験片の三点曲げＣＯＤ試験でみられた破壊挙動の概要について述べた。そこで次に、このような不均質試験片の破壊靱性試験で得られた試験結果の意義を明らかにするために、フラクトグラフィ的な観点から切欠き先端近傍の破面を詳細に観察し、切欠き前縁のいずれの領域が破壊の発生を支配しているかを探る。

２．４　へき開破壊発生を支配する因子に関するフラクトグラフィ的検討

2.4.1　切欠き前縁に占める低靱性部の寸法の影響

まず、切欠き前縁に占める低靱性部の寸法が変化したとき、破壊発生挙動がどのように変化するかを探る。

図2.10は、Series I のHT80-SUS304 爆接クラッド鋼から採取した試験片の、切欠き先端近傍のフラクトグラフィの代表例を示したものである。なお、これらのフラクトグラフィは、第一段破壊発生後も負荷して破断させたものの破面を表しているが、これをみると、HT80部ではへき開破面、SUS304部では延性破面（dimple破面）と、爆接境界を境として破面様式が異っており、また、均質素材では切欠き前縁に沿ってほぼ一様な大きさであるはずのストレッチゾーン幅（ＳＺＷ）が、HT80部ではSUS304部に比べてかなり小さくなっている。そこで、HT80部のへき開破壊とSUS304部の延性破壊ではどちらが先に発生しているかを明らかにするために、Series I 試験片を第一段破壊発生直後に除荷したり、第一段破壊発生以前の負荷レベルで除荷したりして、切欠き前縁に沿ったＳＺＷの分布を詳細に観測した。図2.11は、その測定結果を示したものであり、同時にＳＺＷの測定位置におけるき裂発生の有無も合わせて示した。この図をみると、これらの不均質試験片でも破壊発生以前ではＳＺＷは切欠き前縁に沿ってほぼ一様であるが、その後変形が進むと、第一段破壊でHT80部のみに破壊（へき開破壊）が発生し、SUS304部は第一段破壊後に破壊（延性破壊）していることが理解される。しかしながら、第一段破壊発生時のHT80部におけるＳＺＷの大きさ（図中の●印）に注目すると、切欠き前縁に占めるHT80部の寸法が約1.5mm のE-type試験片では、その寸法が約３mmのC-type試験片に比べて、ＳＺＷの値が大きくなっている。これは、E-type試験片では、HT80部が板厚のごく表面部にのみ存在し、HT80部が板厚中

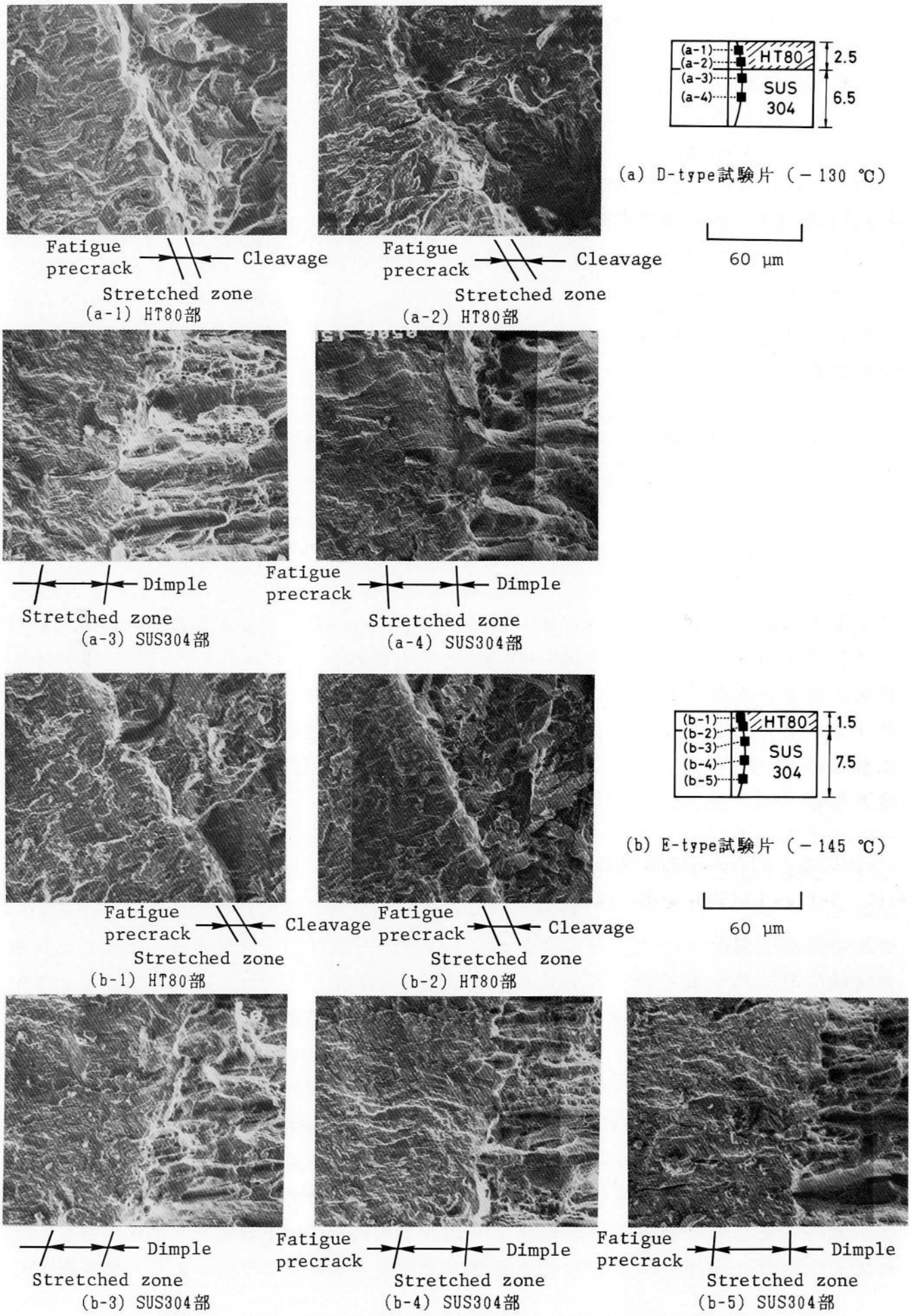
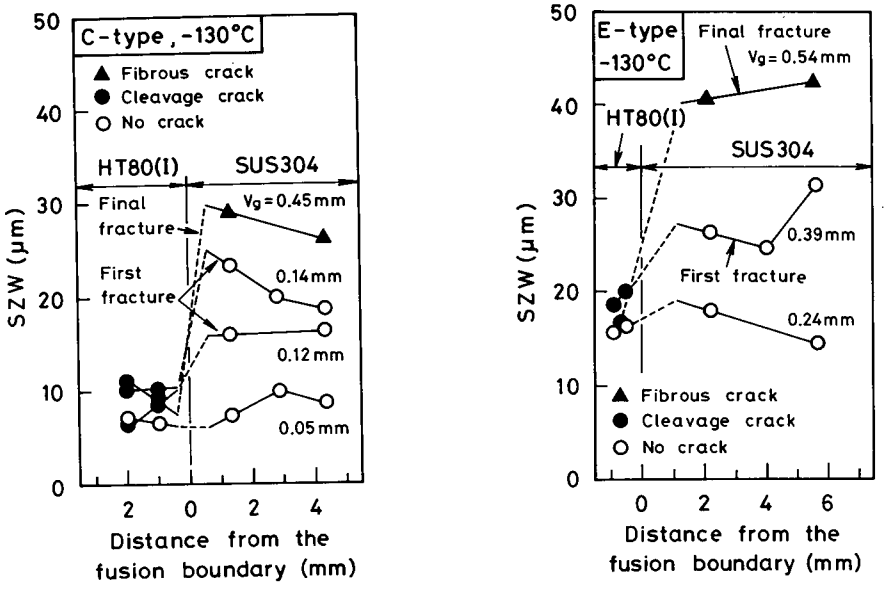


図2.10　HT80-SUS304 爆接クラッド鋼から採取した不均質試験片の
切欠き先端近傍のフラクトグラフィ (Series I)



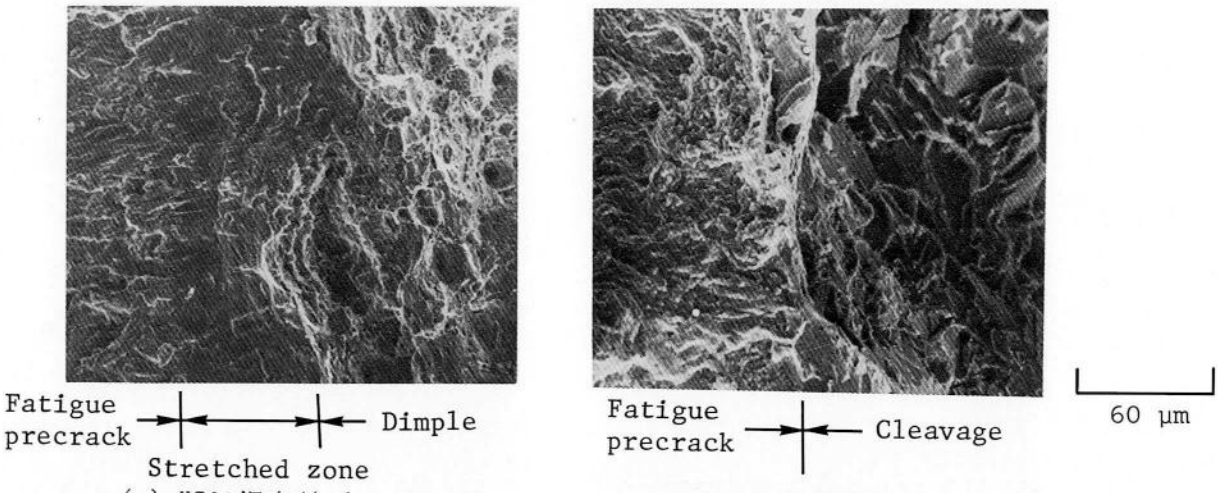
(a) C-type試験片（－130 ℃）　　(b) E-type 試験片（－130 ℃）

図2.11　HT80-SUS304 爆接クラッド鋼から採取した不均質試験片の
種々の変形レベルにおける切欠き前縁に沿ったＳＺＷの分布（Series Ⅰ）

央付近にまで存在するC-type試験片に比べて、HT80部における変形拘束の程度（応力の多軸度）が小さいことに起因していると思われる。

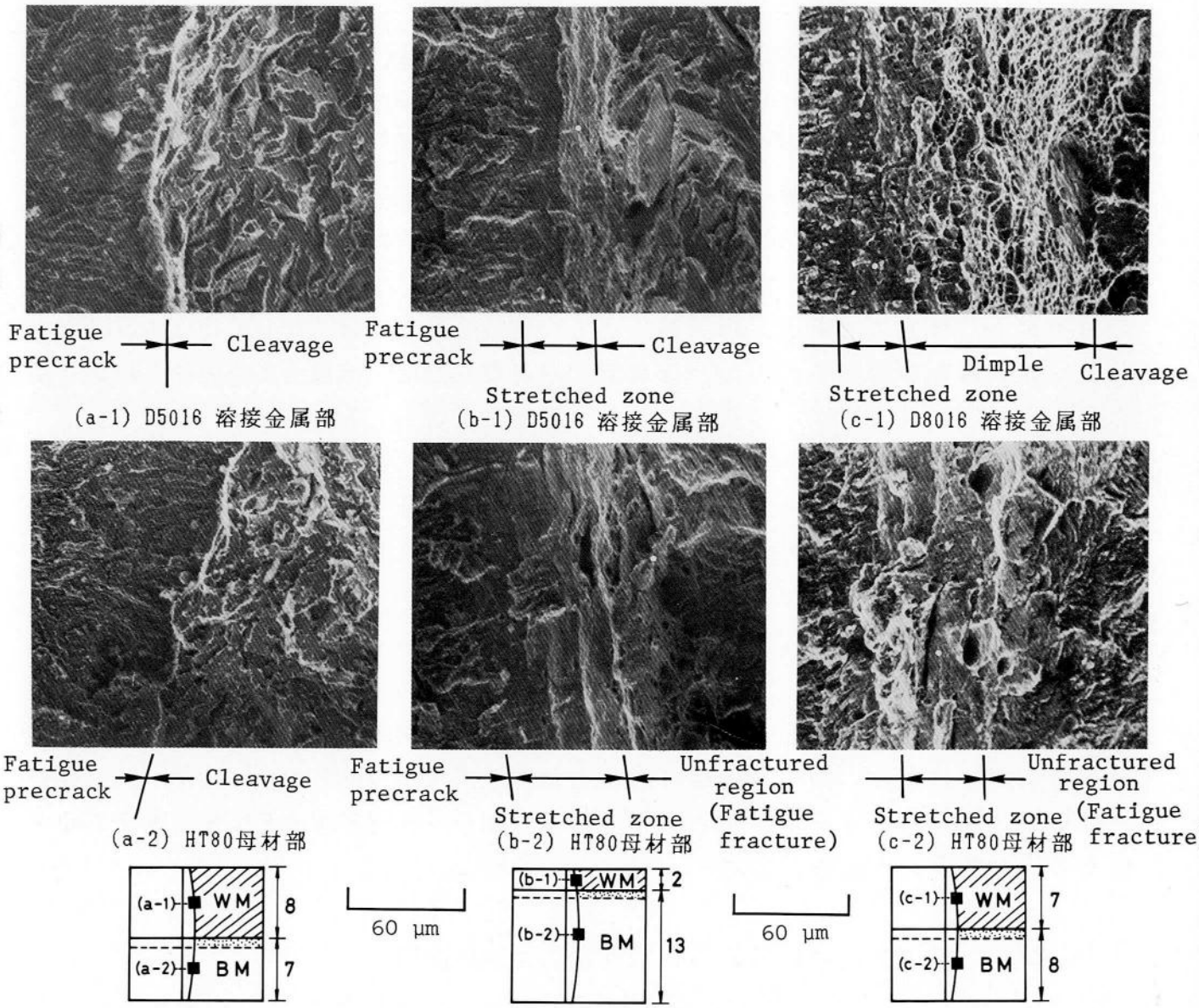
次に、SeriesⅡのHT80鋼被覆アーク溶接継手から採取した試験片の破壊発生挙動について検討する。まず、HT80素材試験片、および、溶接金属部に切欠きをもつ試験片の切欠き先端近傍の破面様式について述べる。HT80素材試験片は、－130 ～－20℃の温度範囲では、図2.12(a) に代表例を示すように、全て、切欠き先端からストレッチゾーン、dimple領域を経て、へき開破壊に移行していた。一方、溶接金属部に切欠きをもつ試験片は、軟質溶接継手から採取したものでも、等質溶接継手から採取したものでも、－60～－20℃の温度範囲では、HT80素材試験片と同様にストレッチゾーン、dimple領域を経てへき開破壊に移行していたが、－60℃以下の温度域では、dimple領域を全く伴わない完全なへき開破壊（特に、－100 ℃以下では、図2.12(b) 示すような、ストレッチゾーンがほとんど認められないへき開破壊）を呈していた。

このような破壊特性を示すHT80母材部、溶接金属部が切欠き前縁に存在するクロスボンドノッチタイプ試験片の、第一段破壊直後の切欠先端近傍破面の代表例を図2.13に示す。(a)、(b) 図は、軟質溶接継手から採取した試験片（UCB-、UCH-type試験片）のもので、軟質溶接金属部に切欠きをもつ試験片が完全へき開破壊を呈するような温度域で得られた破面を表している。まず、－100 ℃のUCB-type試験片の破面((a)図）をみると、この温度ではHT80素材試験片はdimple領域を経てへき開破壊を呈していたにもかかわらず、HT80母材部も溶接金属部と同様に、ストレッチゾーンをほとん



(a) HT80鋼素材（－130 ℃）　(b) D5016溶接金属部（－100 ℃）

図2.12　HT80鋼、および、その被覆アーク溶接継手の溶接金属部に切欠きをもつ試験片の切欠き先端近傍のフラクトグラフィ（Series II）

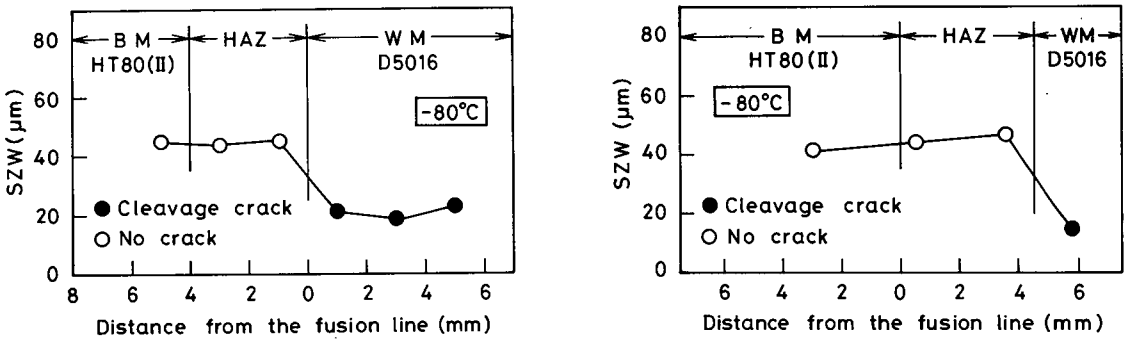


(a-1) D5016 溶接金属部　(b-1) D5016 溶接金属部　(c-1) D8016 溶接金属部

(a-2) HT80母材部　(b-2) HT80母材部　(c-2) HT80母材部

(a) UCB-type試験片（－100 ℃）　(b) UCH-type試験片（－60℃）　(c) ECB-type試験片（－20℃）

図2.13　クロスボンドノッチタイプ試験片の切欠き先端近傍のフラクトグラフィ（Series II）



(a) UCB-type試験片（－80℃）　　(b) UCH-type 試験片（－80℃）

図2.14　クロスボンドノッチタイプ試験片の第一段破壊直後の
切欠き前縁に沿ったＳＺＷの分布（SeriesⅡ）

ど伴わない完全なへき開破面となっていることがわかる。また、－60℃のUCH-type試験片においては、(b) 図に示したように、溶接金属部では第一段破壊領域と思われるへき開破面が認められたが、母材部ではストレッチゾーンのみで破壊領域は全くみられなかった。このような溶接金属部のみに破壊が発生している現象は、－80℃におけるUCB-、UCH-type試験片の破面でも観察することができた。図2.14は、これら二種の試験片の、第一段破壊発生直後の切欠き前縁に沿ったストレッチゾーン幅（ＳＺＷ）の分布を示したものである。両試験片とも、溶接金属部では、20μm 程度のＳＺＷを経てへき開破面が観察されたが、母材部や熱影響部では、溶接金属部の約２倍の寸法の40μm 程度のＳＺＷがみられたものの、破壊領域は全くみられなかった。

一方、等質溶接継手から採取した試験片においても、第一段破壊時に溶接金属部のみに破壊が発生しているものがみられた。図2.13(c) は、その代表例として、－20℃におけるECB-type試験片の切欠き先端近傍破面を示したものである。図に示したように、溶接金属部では、切欠き先端からストレッチゾーン、dimple領域を経てへき開破面となっていたが、母材部では、ストレッチゾーンのみで破壊領域は全くみられなかった。

以上の破面観察結果から、SeriesⅠ、SeriesⅡの、切欠き前縁に沿って材質の不均一をもつ試験片では、切欠き前縁に占める低靱性部（SeriesⅠではHT80部、SeriesⅡでは溶接金属部）の寸法にかかわらず、低靱性部がへき開破壊の発生を支配する傾向にあることがうかがえる。

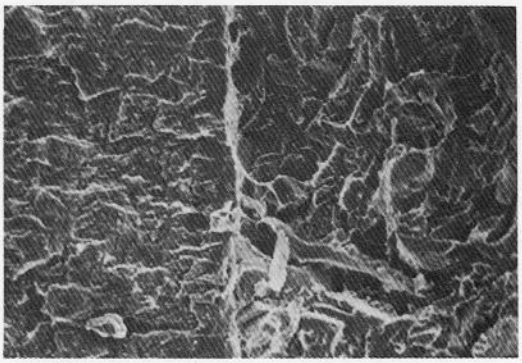
2.4.2　切欠き前縁に占める低靱性部の位置の影響

次に、SeriesⅢのHT80鋼電子ビーム溶接継手から採取した、電子ビーム溶接部を横

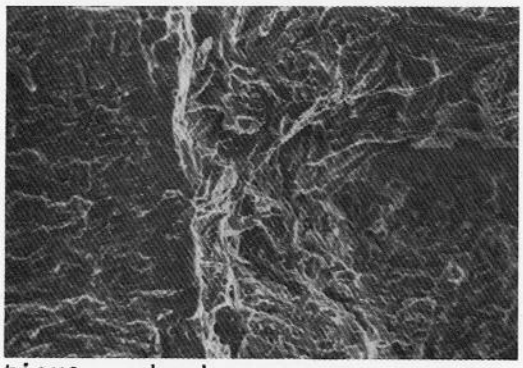
切る切欠きをもつクロスウェルドノッチタイプ試験片（CW-a-, CW-b-, CW-c-type 試験片）を用いて、破壊発生挙動におよぼす切欠き前縁に占める低靱性部の位置の影響を探る。

SeriesⅢのクロスウェルドノッチタイプ試験片のＣＯＤ試験は、－110 ℃と－70℃の二温度で重点的に行った。まず、これらの試験温度におけるHT80素材試験片、および、電子ビーム溶接金属部、熱影響部（粗粒域）に切欠きをもつ試験片の破面状況を図2.15に示す。－110 ℃では、(a) 図に示したように、これらの試験片は全て完全へき開破面を呈していたが、－70℃では、熱影響部粗粒域に切欠きをもつ試験片のみほぼ完全なへき開破面を呈しており((b-3),(b-4)図）、HT80素材試験片や溶接金属部に切欠きをもつ試験片は、顕著なdimple領域を経た後へき開破面に移行していた((b-1),(b-2) 図）。また、破壊に至るまでの切欠き先端のストレッチゾーン幅（ＳＺＷ）に注目すると、図2.15に示したように、いずれの温度においても熱影響部粗粒域に切欠きをもつ試験片のＳＺＷが最も小さくなっていた。したがって、SeriesⅢのHT80鋼電子ビーム溶接部では、熱影響部粗粒域が最も靱性の劣化した領域となっていることがわかる。なお、図2.3(c)の硬度分布で示したように、熱影響部粗粒域は硬度の急変する領域にあたるため、ＳＺＷは切欠きの上下面で測定したが、ＳＺＷの大きさには切欠きの上下面でほとんど差がみられなかった。〔－110 ℃；(a-3),(a-4) 図、－70℃；(b-3),(b-4) 図〕

次に、このような破壊特性を示す電子ビーム溶接部を横切る切欠きをもつ、クロスウェルドノッチタイプ試験片の破壊発生特性について検討する。前節で述べたように、SeriesⅢのクロスウェルドノッチタイプ試験片は、SeriesⅠやSeriesⅡの不均質試験片でみられたような多段破壊を呈せず、全て第一段破壊で試験片全体が破断した。図2.16のフラクトグラフィは、このようなクロスウェルドノッチタイプ試験片の切欠き先端近傍破面の代表例を示したものである。(a)、(b) 図に示したように、－110 ℃では、クロスウェルドノッチタイプ試験片の破面は、全て完全なへき開破面となっていたが、－70℃では、(d) 図に示したように、熱影響部（粗粒域）のみ完全へき開破面で、溶接金属部や母材部ではdimple領域を経てへき開破面に移行していたものがあった。そこで、これらのクロスウェルドノッチタイプ試験片では、切欠き前縁のいずれの領域から破壊が発生しているかを明らかとするために、切欠き先端のストレッチゾーン幅（ＳＺＷ）を切欠き前縁に沿って詳細に測定した。そのＳＺＷの測定結果を図2.17に示す。図2.17をみると、－110 ℃においても－70℃においても、ＳＺＷは熱影響部粗粒域で最も小さくなっており、しかも、この傾向は切欠き前縁に占める熱影響部の位置には依存していないことがわかる。この結果は、SeriesⅢのクロスウェルドノッチタイプ試験片では、熱影響部粗粒域で先行してへき開破壊が生じ

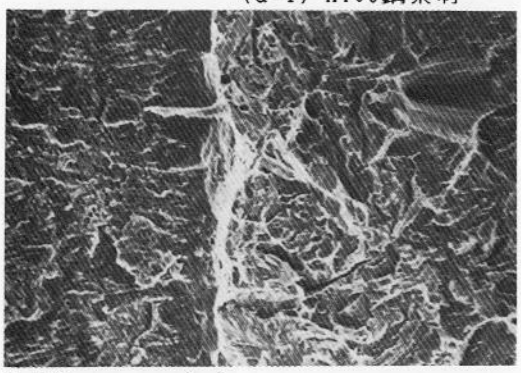


(a-1) HT80鋼素材

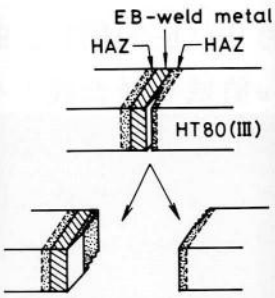


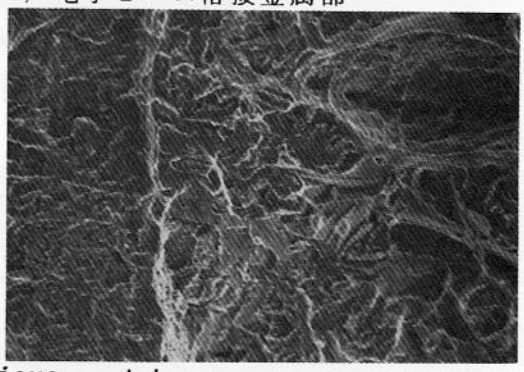
(a-2) 電子ビーム溶接金属部

60 μm



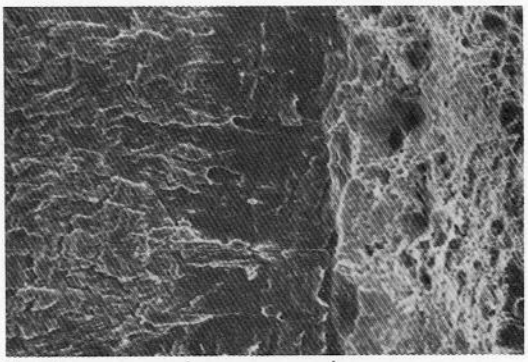
(a-3) 熱影響部粗粒域（溶接金属部側）



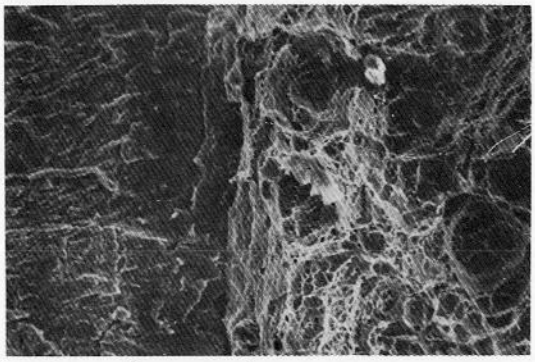


(a-4) 熱影響部粗粒域（母材部側）

(a) －110 ℃における破面の様相

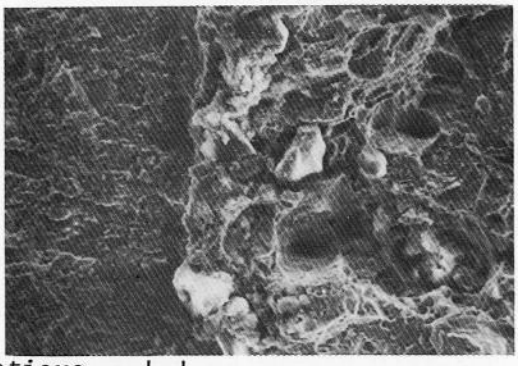


(b-1) HT80鋼素材

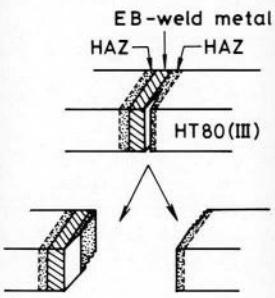


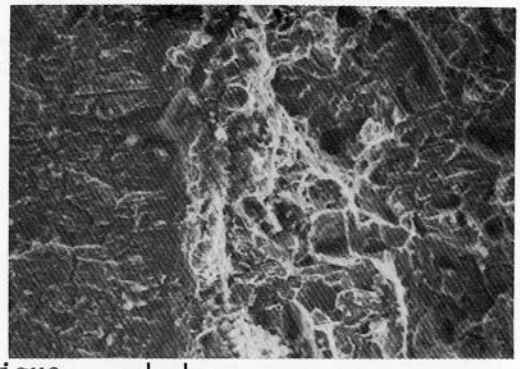
(b-2) 電子ビーム溶接金属部

60 μm



(b-3) 熱影響部粗粒域（溶接金属部側）





(b-4) 熱影響部粗粒域（母材部側）

(b) －70℃における破面の様相

図2.15　HT80鋼、および、その電子ビーム溶接継手の溶接金属部、熱影響部粗粒域に切欠きをもつ試験片の切欠き先端近傍のフラクトグラフィ（SeriesⅢ）

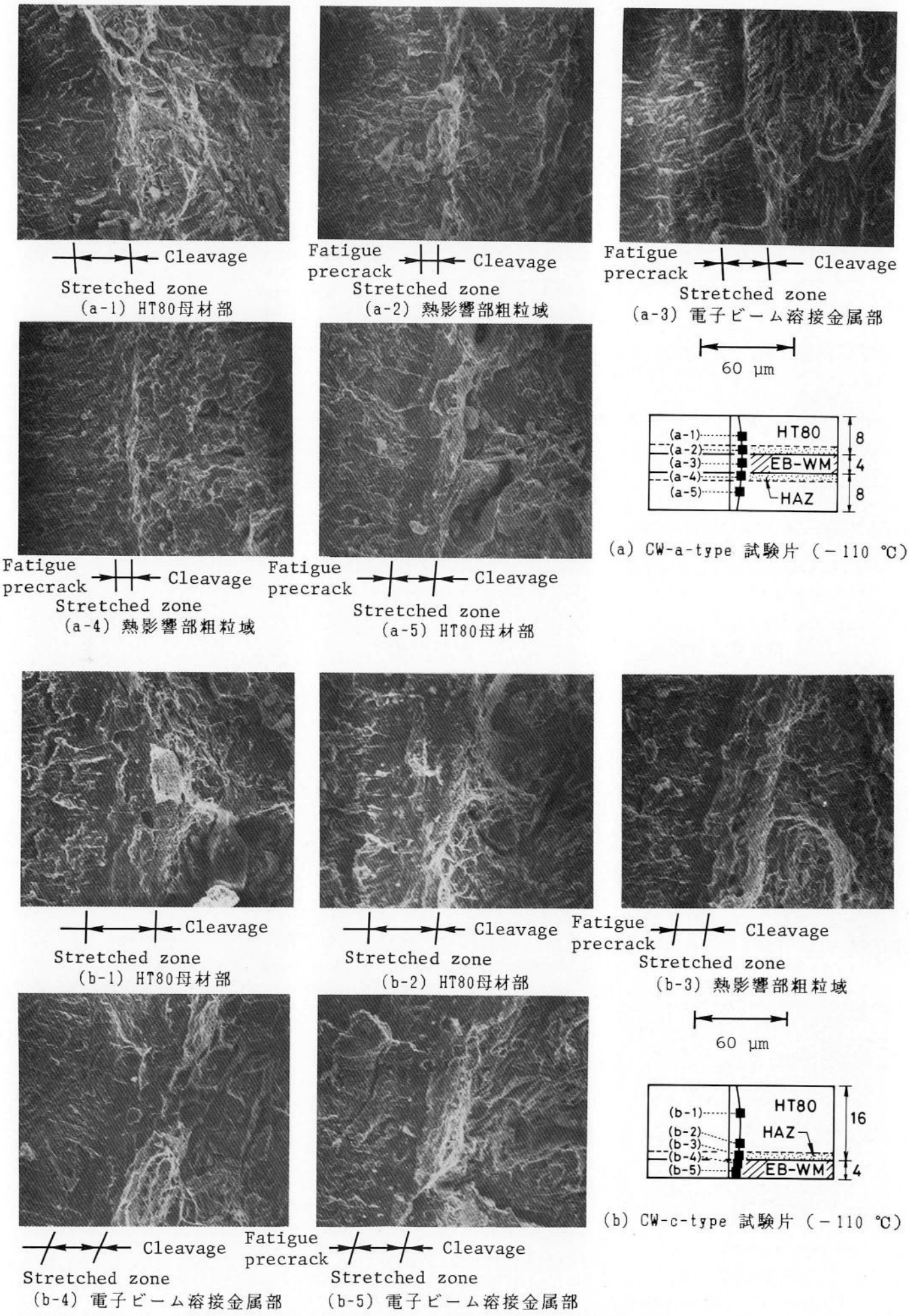


図2.16 電子ビーム溶接部を横切る切欠きをもつ試験片の切欠き先端近傍のフラクトグラフィ(SeriesⅢ)

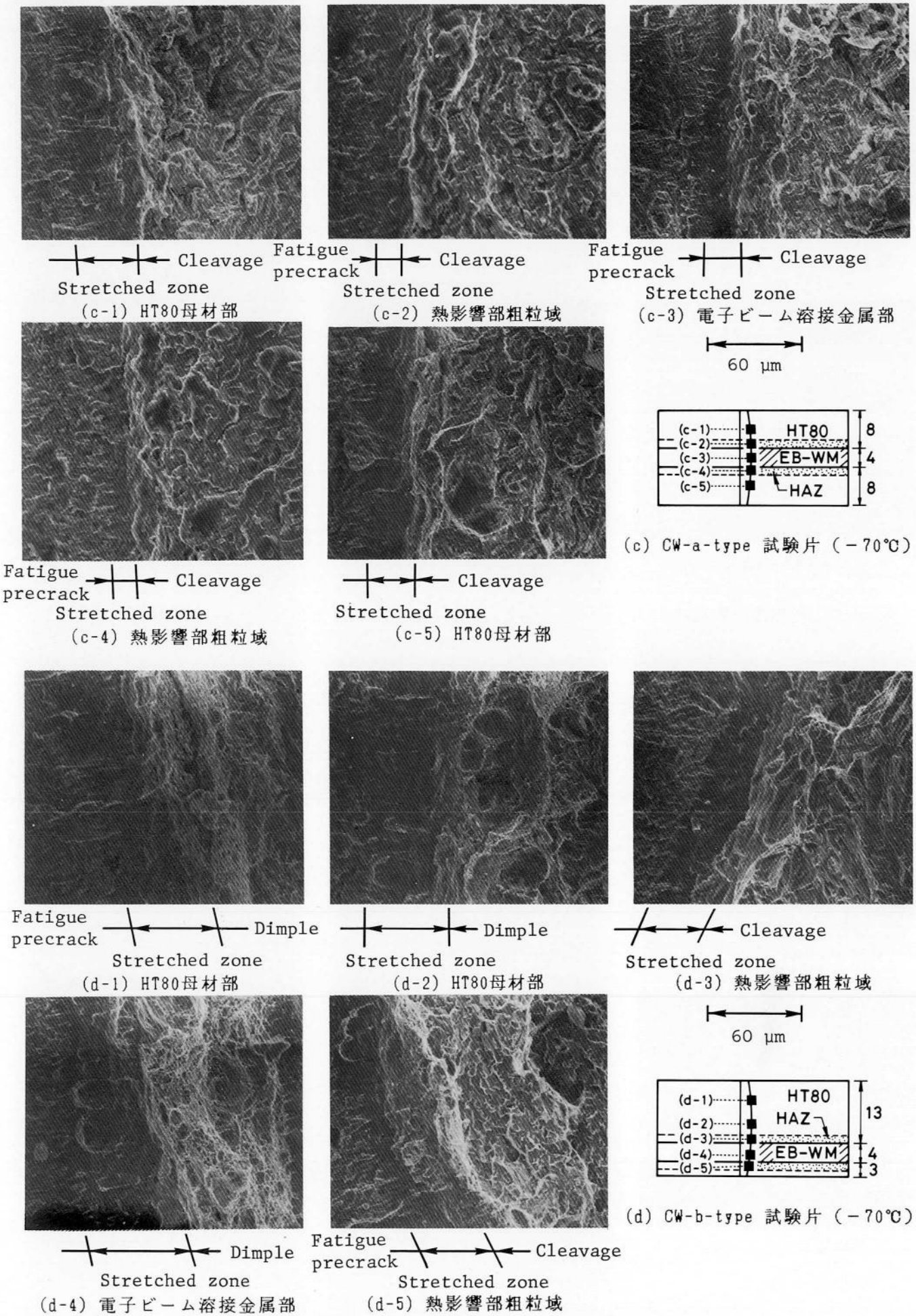


図2.16　電子ビーム溶接部を横切る切欠きをもつ試験片の切欠き先端近傍のフラクトグラフィ(SeriesⅢ)

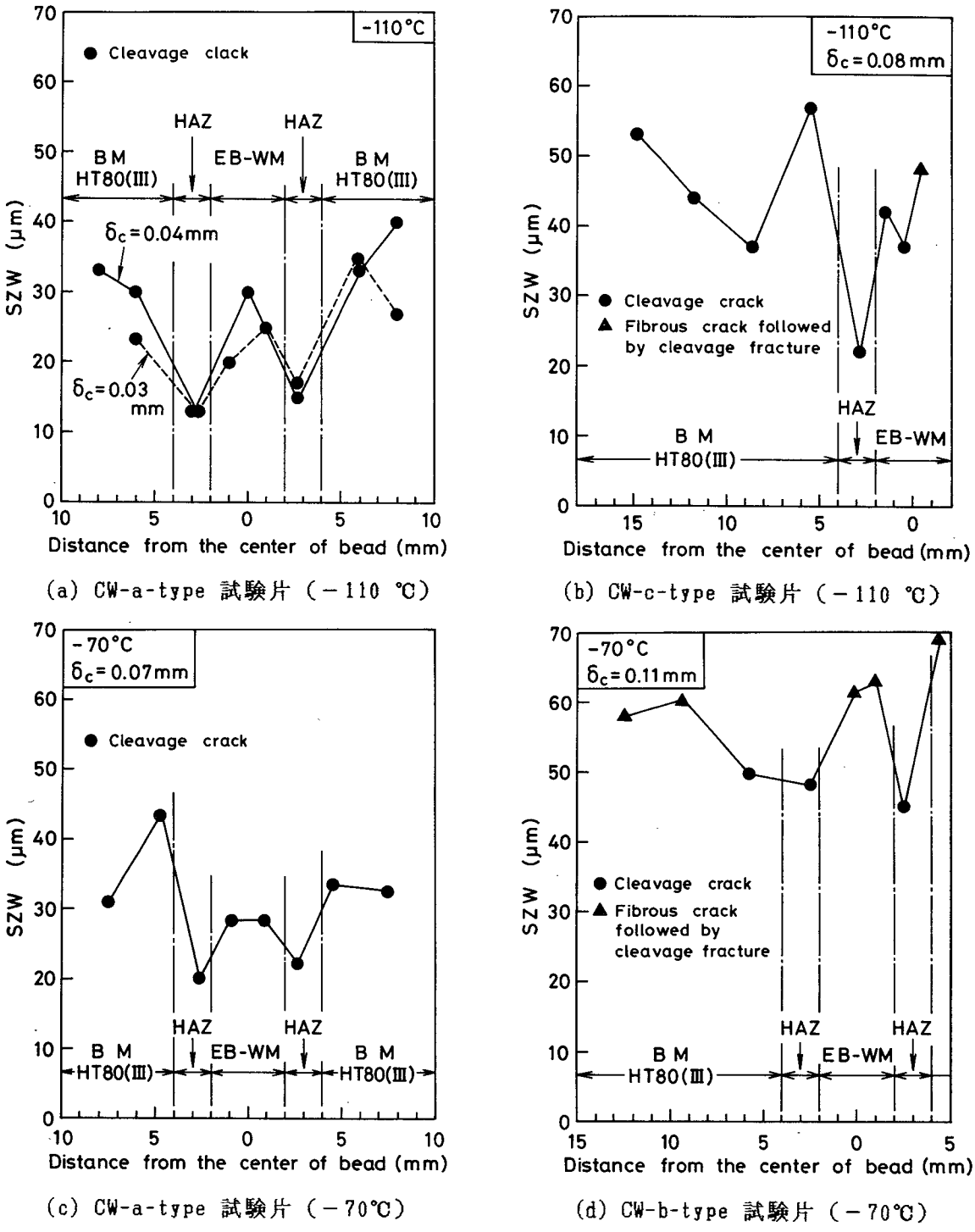


図2.17 電子ビーム溶接部を横切る切欠きをもつ試験片の切欠き前縁に沿ったＳＺＷの分布（SeriesⅢ）

ていることを意味するものと言える。さらに、このクロスウェルドノッチタイプ試験片では、試験片板厚20mm中に占める熱影響部粗粒域の寸法はたかだか１～２mmであることを考慮すると、図2.17の結果は、試験片板厚20mm中に低靱性部が約１mm以上も存在すれば、その低靱性部から先行して破壊が発生する可能性のあることも示唆していると言える。

以上、切欠き先端近傍破面のフラクトグラフィ的な観察により、切欠き前縁に沿って巨視的靱性不均質をもつような試験片では、切欠き前縁に存在する低靱性部がへき開破壊の発生を支配する傾向にあり、低靱性部において先行してへき開破壊が発生する可能性が大きいことが明らかとなった。さらに、このような低靱性部における先行破壊現象は、本実験の範囲内では、切欠き前縁に占める低靱性部の寸法や位置の影響をほとんど受けないことも示された。

２．５　へき開破壊発生限界ＣＯＤと巨視的靱性不均質

2.5.1　へき開破壊発生限界ＣＯＤの定義

前節の観察結果から、切欠き前縁に沿って巨視的靱性不均質をもつ試験片の三点曲げＣＯＤ試験でみられた第一段破壊は、切欠き前縁に存在する低靱性部において最初に発生した局部破壊（へき開破壊）、もしくは、それに起因して生じた全体的な破壊を計測したものであることが明らかとなった。そこで、不均質試験片のこのような破壊挙動をふまえて、本研究では、荷重－クリップゲージ開口変位曲線上で明瞭な荷重低下を示す第一段破壊が認められた場合には、その荷重低下時をもって不均質試験片のへき開破壊発生限界と定義し、その時点で計測されるＣＯＤを、不均質試験片のへき開破壊発生限界ＣＯＤと定めることにする。ただし、試験片が完全延性破壊を呈した場合には、最高荷重到達時（at maximum load plateau ）のＣＯＤを採用する。なお、本試験片のような、切欠き前縁に沿って巨視的靱性不均質が存在する試験片の切欠き先端ＣＯＤを求める手法はいまだ明らかでない。そこで、本研究では、均質材の場合の切欠き先端ＣＯＤを求める手法である英国規格BS5762 [20]に準じて、不均質試験片の切欠き先端ＣＯＤを算出することにした。すなわち、

$$\delta = \frac{K^2 (1-\nu^2)}{2\sigma_Y E} + \frac{0.4(W-a)V_p}{0.4W+0.6a+Z} \qquad (2.1)$$

ただし、$K = \dfrac{YP}{BW^{1/2}}$

δ；切欠き先端のＣＯＤ

Ｖｐ；クリップゲージ開口変位（Vg）の塑性成分

Ｚ；切欠き末端からVgの測定点までの距離（本実験では、Ｚ＝０）

Ｐ；荷重　Ｗ；試験片板幅　Ｂ；試験片板厚　ａ；切欠き長さ

σ_Y；降伏応力　ν；ポアソン比　Ｅ；縦弾性係数

Ｙ；応力拡大係数の補正係数（ａ／Ｗ＝0.5 では、Ｙ＝10.61 ）

なお、ＣＯＤの計算に必要な材料の降伏応力には、母材の降伏応力の値を用いた。（Series Ｉの不均質試験片の場合には、HT80鋼素材の降伏応力を用いた。）

一方、切欠き前縁が巨視的にみて均質となっている試験片（素材試験片、溶接金属部、熱影響部に切欠きをもつ試験片）のへき開破壊発生限界ＣＯＤも、第一段破壊発生時のＣＯＤで定義し、(2.1) 式によって限界ＣＯＤの値を算出した。ただし、溶接金属部に切欠きをもつ試験片は溶接金属部自身の降伏応力を用いて、また、熱影響部に切欠きをもつ試験片は母材の降伏応力を用いてＣＯＤの値を求めた。

2.5.2　切欠き前縁に占める低靱性部の寸法の影響

前項で定義した不均質試験片のへき開破壊発生限界ＣＯＤが、切欠き前縁に存在する巨視的靱性不均質とどのように関係するかについて検討する。まず、切欠き前縁に占める低靱性部の寸法の影響について検討する。

図2.18は、Series Ｉ のHT80-SUS304 爆接クラッド鋼から採取した試験片について、限界ＣＯＤの温度依存性を調べたものである。また、図2.19には、このSeries Ｉ試験片の－130 ℃の一定温度における試験結果を、切欠き前縁に占めるHT80部（Series Ｉでは、HT80部が低靱性部にあたる）の寸法で整理して示した。これらの図をみると、不均質試験片の限界ＣＯＤは、HT80素材試験片の限界ＣＯＤとほぼ同じ値となっているものもあるが、切欠き前縁に占めるHT80部の寸法が小さなものでは、HT80素材試験片の限界ＣＯＤよりも大きな値を示しているものがいくつかみられる。

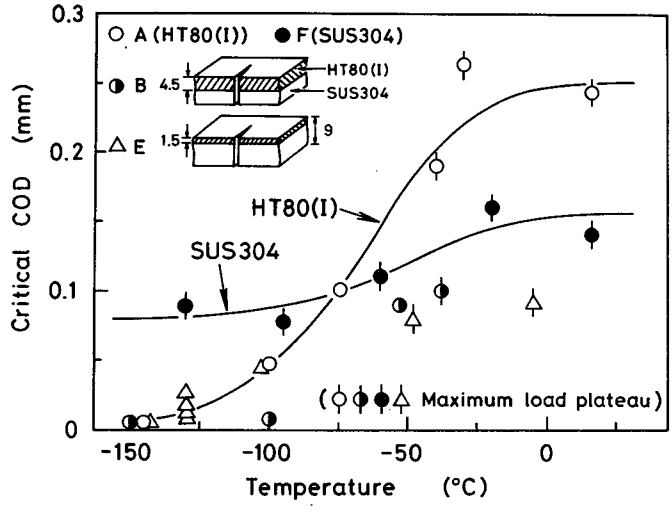


図2.18　HT80-SUS304 爆接クラッド鋼から採取した試験片の限界ＣＯＤの温度依存性（Series Ｉ）

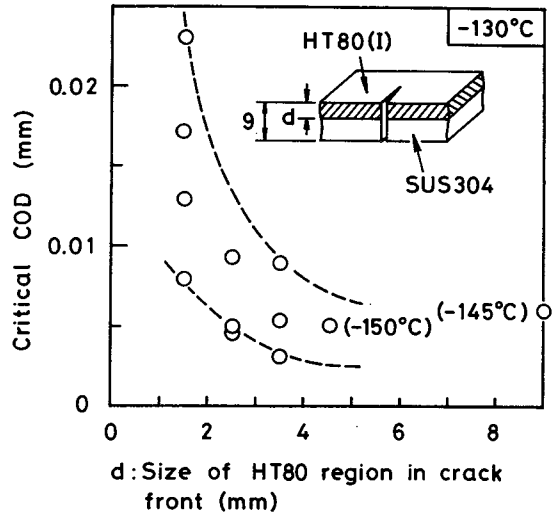
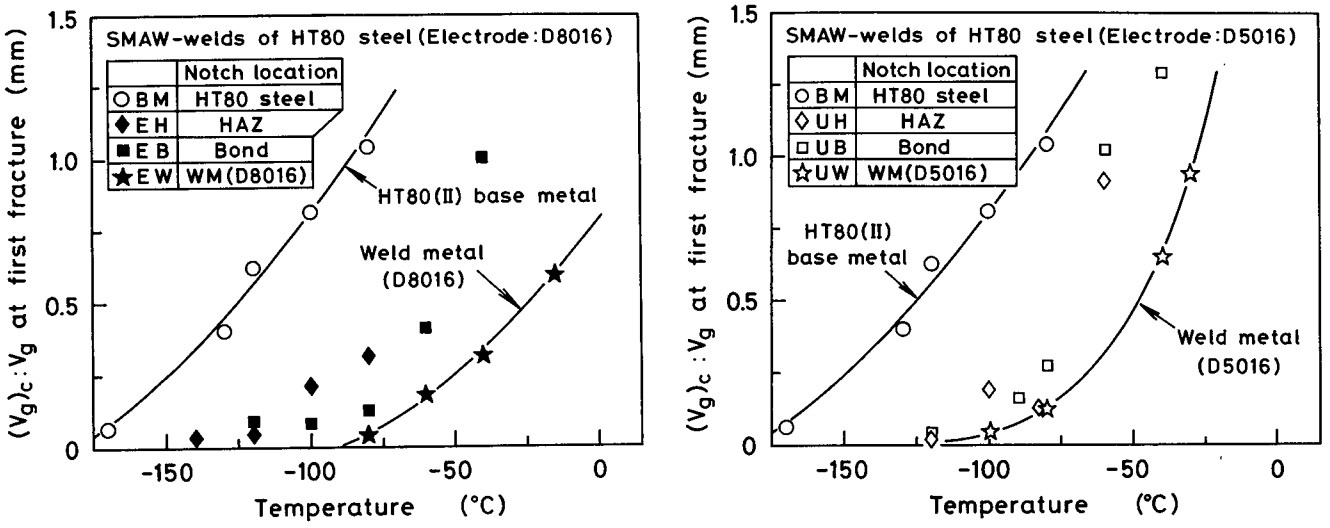


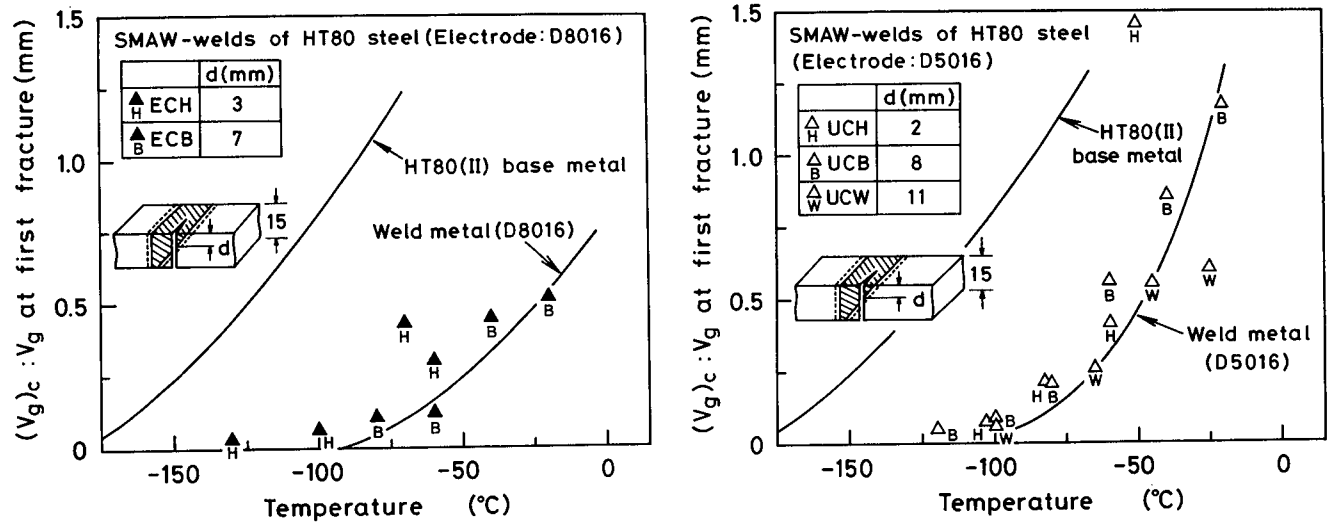
図2.19　へき開破壊発生限界ＣＯＤにおよぼす切欠き前縁に占める低靱性部（HT80部）の寸法の影響（Series Ｉ）

次に、SeriesⅡのHT80鋼被覆アーク溶接継手から採取した試験片の三点曲げＣＯＤ試験結果について述べる。図2.20は、HT80素材試験片、および、それぞれ溶接金属部、熱影響部、溶接ボンド部に切欠きをもつ試験片の限界ＣＯＤ（ただし、SeriesⅡ試験片の場合には、第一段破壊発生時におけるクリップゲージ開口変位$(V_g)_c$ で示した）の温度依存性を示したものである。この図をみると、SeriesⅡのHT80鋼被覆アーク溶接部では、軟質溶接部でも等質溶接部でも、溶接金属部の限界ＣＯＤが最も小さな値を示しており、溶接金属部が靭性の最劣化部となっていることがうかがえる。このような被覆アーク溶接継手から採取したクロスボンドノッチタイプ試験片の限界ＣＯＤの温度依存性を、HT80素材試験片や溶接金属部に切欠きをもつ試験片のものと比較して、図2.21に示す。また、図2.22には、このクロスボンドノッチタイプ試験片



(a) 等質溶接部　　(b) 軟質溶接部

図2.20　HT80鋼被覆アーク溶接部各部の限界ＣＯＤの温度依存性（SeriesⅡ）



(a) 等質溶接部　　(b) 軟質溶接部

図2.21　クロスボンドノッチタイプ試験片の限界ＣＯＤの温度依存性（SeriesⅡ）

の試験結果を、切欠き前縁に占める溶接金属部の寸法で再整理して示す。ただし図2.22では、クロスボンドノッチタイプ試験片の限界ＣＯＤ、$(Vg)_c$ は、溶接金属部に切欠きをもつ試験片の限界ＣＯＤ $(Vg)_c$ (weld metal)（図 2.20 から求まる、クロスボンドノッチタイプ試験片と同じ試験温度における溶接金属部の限界ＣＯＤ）で除して無次元化している。これらの図をみると、クロスボンドノッチタイプ試験片の限界ＣＯＤは、切欠き前縁に占める溶接金属部の寸法ｄが大きい場合には、溶接金属部自身の限界ＣＯＤの付近にある。しかしながら、溶接金属部の寸法ｄが小さくなると、限界ＣＯＤは溶接金属部自身の限界ＣＯＤよりも大きな側にばらついており、溶接金属部自身の限界ＣＯＤよりもかなり大きな値の限界ＣＯＤも出現している。

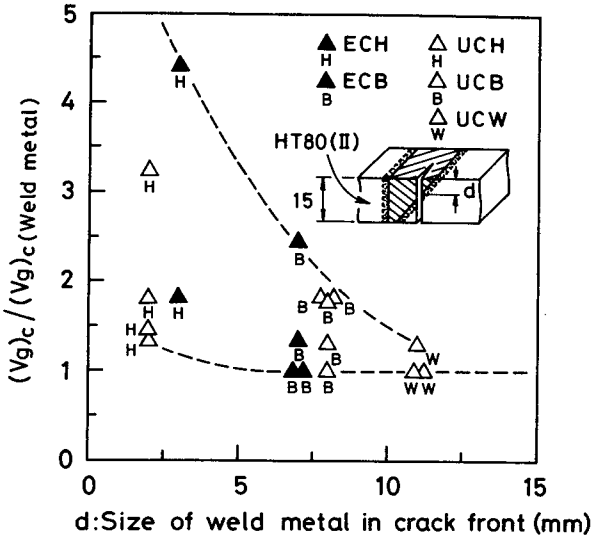


図2.22　限界ＣＯＤにおよぼす切欠き前縁に占める低靱性部（溶接金属部）の寸法の影響（SeriesⅡ）

このような、SeriesⅠ、SeriesⅡの試験結果から、切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する場合のへき開破壊発生限界ＣＯＤは、切欠き前縁に占める低靱性部の寸法に依存する傾向にあり、低靱性部寸法が大きい場合には、低靱性部自身の限界ＣＯＤに近い値を示すが、低靱性部寸法が小さくなると、低靱性部自身の限界ＣＯＤよりも大きな値を示す可能性が大きいことが明らかとなった。なお、この傾向は、大塚らの試験結果[14), 15)]とも一致している。

2.5.3　切欠き前縁に占める低靱性部の位置の影響

続いて、SeriesⅢのHT80鋼電子ビーム溶接継手から採取した試験片を用いて、限界ＣＯＤにおよぼす低靱性部の位置の影響を探る。まず、HT80素材試験片、および、電子ビーム溶接金属部、熱影響部粗粒域に切欠きをもつ試験片の限界ＣＯＤの温度依存性を図2.23に示す。これをみると、溶接金属部のへき開破壊発生限界ＣＯＤはHT80素材のものとほぼ等しくなっているが、熱影響部粗粒域のへき開破壊発生限界ＣＯＤは、HT80素材や溶接金属部のものに比べてかなり小さな値を示しており、熱影響部粗粒域における靱性の著しい劣化がうかがえる。このような電子ビーム溶接継手から、切欠きが電子ビーム溶接部を横切るように採取したクロスウェルドノッチタイプ試験

片の、－110 ℃と－70℃における試験結果を図2.24に示す。なお、図2.24では、試験結果を切欠き前縁に占める熱影響部粗粒域の位置に注目して整理しており、比較のために、その試験温度におけるHT80素材、溶接金属部、熱影響部粗粒域の試験結果も合わせて示した。この図をみると、クロスウェルドノッチタイプ試験片の限界ＣＯＤは、－110 ℃では、最劣化部の熱影響部粗粒域の限界ＣＯＤに近い値を示しているものあるが、－70℃では、熱影響部粗粒域の限界ＣＯＤよりも大きな側に大きくばらついている。なお、このばらつき傾向には、切欠き前縁に占める熱影響部粗粒域の位置の影響はそれほどみられない。

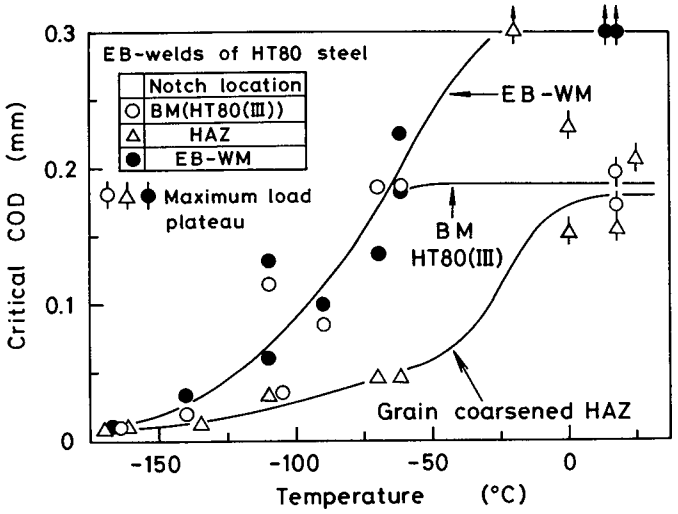
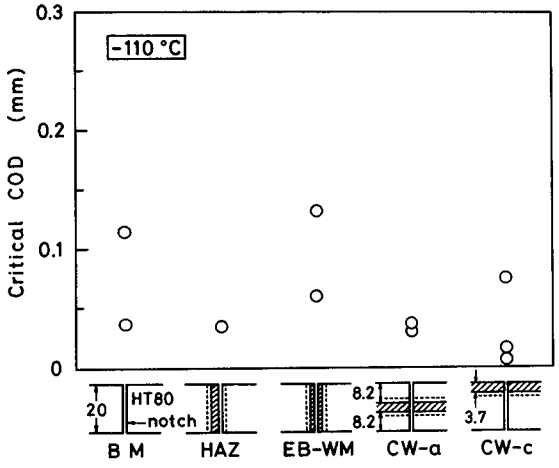
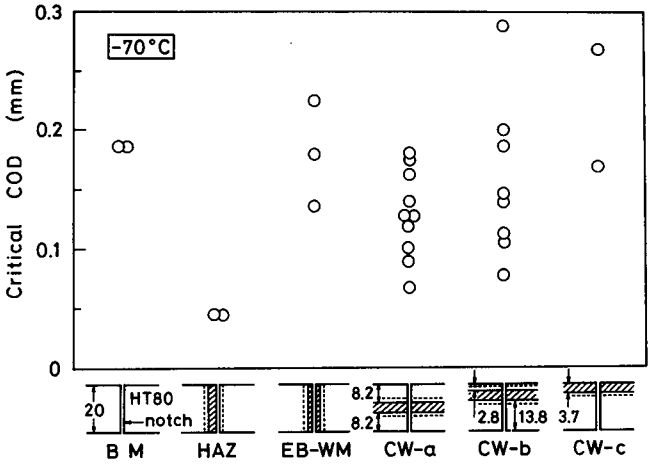


図2.23　HT80鋼電子ビーム溶接部各部の限界ＣＯＤの温度依存性（SeriesⅢ）



(a)　－110 ℃の試験結果



(b)　－70℃の試験結果

図2.24　へき開破壊発生限界ＣＯＤにおよぼす切欠き前縁に占める低靱性部（熱影響部粗粒域）の位置の影響（SeriesⅢ）

以上、本節では、切欠き前縁に沿って巨視的靱性不均質をもつ試験片のへき開破壊発生限界ＣＯＤと、切欠き前縁に占める低靱性部の寸法や位置の関係について検討した結果、このような不均質試験片の限界ＣＯＤは、切欠き前縁に占める低靱性部寸法に依存する傾向にあり、低靱性部寸法が大きなものでは低靱性部自身の限界ＣＯＤに近い値を示すが、低靱性部寸法の小さなものでは低靱性部自身の限界ＣＯＤよりも大きな側にばらつきをもって出現することが明らかとなった。そこで、次章では、このような限界ＣＯＤのばらつき特性におよぼす、切欠き前縁に沿う巨視的靱性不均質の影響についてさらに詳細に検討を行う。

２．６　結論

本章では、切欠き前縁に沿って巨視的な靱性不均質が存在する場合の破壊発生挙動、特に、へき開破壊の発生挙動を支配する因子を明らかにすることを目的とした詳細な実験・観察を行った。また、その実験結果を基に、このような不均質試験片の破壊靱性試験で得られる破壊靱性値の意義について考察することも行った。

以下に、本章で得られた主な結論を示す。

（１）試験片板厚20mm程度の試験片で、切欠き前縁に低靱性部が約１mm以上も存在するものでは、切欠き前縁に占める低靱性部の位置にかかわらず、その低靱性部から先行してへき開破壊が発生する傾向にある。これは、このような不均質試験片では、切欠き前縁に存在する低靱性部が、へき開破壊の発生挙動に対して支配的な役割を果たすことを意味するものと言える。

（２）上記の破壊挙動をふまえると、切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する場合の三点曲げＣＯＤ試験で観測される第一段破壊は、切欠き前縁の低靱性部において先行して発生した局部破壊（へき開破壊）、もしくは、その局部破壊に起因して生じた全体的な破壊を計測したものと判断することができる。

（３）荷重－クリップゲージ開口変位曲線上で検出した第一段破壊発生時のＣＯＤをもって定義した、不均質試験片のへき開破壊発生限界ＣＯＤは、切欠き前縁に占める低靱性部の寸法に依存する傾向にあり、低靱性部寸法の大きなものでは、低靱性部自身の限界ＣＯＤに近い値を示すが、低靱性部寸法の小さなものでは、低靱性部自身の限界ＣＯＤよりも大きな側にばらつく可能性が高い。

第３章
破壊限界ＣＯＤのばらつき特性におよぼす切欠き前縁に沿う巨視的靱性不均質の影響に関する実験

３．１　緒言

前章では、切欠き前縁に沿って材質の不均一をもつ試験片の三点曲げＣＯＤ試験で観察された第一段破壊は、切欠き前縁に存在する低靱性部において先行して発生した局部破壊（へき開破壊）、もしくは、その局部破壊に起因して生じた全体的な破壊を計測したものであることを明らかとした。本研究では、不均質試験片のこのような破壊挙動をふまえて、第一段破壊発生時のＣＯＤをもって不均質試験片のへき開破壊発生限界ＣＯＤと定義したが、このへき開破壊発生限界ＣＯＤは、しばしば大きなばらつきをもつことが示された。

巨視的にみてほぼ均質とみなせる鋼板の試験においても、破壊靱性値はしばしば顕著なばらつきをもつことが知られているが、この場合の破壊靱性値のばらつきは、鋼板特有の微視的な組織不均質に起因するものと従来から考えられている。[1),2)] しかしながら、本実験のように切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する場合には、切欠き前縁の低靱性部が破壊の発生に対して支配的な役割を果たすことを考慮すると、この低靱性部の存在は、限界ＣＯＤのばらつき特性に対しても影響をおよぼしうることが当然予想される。

そこで本章では、このような限界ＣＯＤのばらつき特性におよぼす切欠き前縁に沿う巨視的靱性不均質の影響（特に、低靱性部が存在することの影響）を明らかにすることを目的とした詳細な実験的検討を行う。なお、巨視的にみてほぼ均質とみなせる鋼板の場合には、破壊靱性値のばらつき特性は試験片板厚によっても大きく異なることが従来から知られているので、[21～25)] 本章では、巨視的靱性不均質が存在する場合の限界ＣＯＤのばらつき特性におよぼす、試験片板厚の影響をみるための実験も合わせて実施する。

３．２　実験

第３章の実験は、次の三つに大別される。

（１）試験片板厚を一定として、切欠き前縁に占める低靱性部の寸法を変化させたと

き、限界ＣＯＤのばらつき特性がどのように変化するかを調べるための実験。

（２）切欠き前縁に占める低靱性部の寸法を一定として、試験片板厚を変化させたとき、限界ＣＯＤのばらつき特性がどのように変化するかを調べるための実験。

（３）溶接部の靱性試験片でよく用いられるクロスボンドノッチタイプ試験片の限界ＣＯＤのばらつき特性を調べるための実験。

実験（１）の目的のために、SM58鋼（Ｉ）の被覆アーク溶接継手から採取したSeries Ⅳの試験片と、SLA33B鋼の被覆アーク溶接継手から採取したSeriesＶの試験片を用いた。また、実験（２）、実験（３）の目的のために、それぞれ、HT80鋼（Ⅳ）の電子ビーム溶接継手から採取したSeriesⅥの試験片、SM58鋼（II）のサブマージアーク溶接継手から採取したSeriesⅦの試験片を用いた。まず、これらの試験片の作製要領について述べる。

SeriesⅣ；板厚中央部に低靱性な領域が存在する溶接継手を作製するために、SM58鋼（Ｉ）を供試材として表3.2(a)に示す溶接条件で、板厚中央部の一定パス数のみ硬化肉盛系の溶接棒（DF2A-300-Bに相当）を、それ以外は D6216系の溶接棒を用いて、被覆アーク多層溶接を行った。また、D6216 系の溶接棒のみを用いた継手も、上記の継手とほぼ同じ入熱条件で作製した。表3.1 に、SM58鋼（Ｉ）素材、および、D6216系溶接金属、硬化肉盛系溶接金属の化学組成と機械的性質を示す。図3.1(a)は、これらの溶接継手の、溶接部近傍の硬度分布の代表例を示したものである。(a-1)，(a-2)図の、板厚中央付近に硬化肉盛系の溶接金属部が存在するものの硬度分布をみると、

表3.1　供試材の化学組成と機械的性質

	Welding method	Materials	Chemical composition (wt %)											
			C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	Ti	B
SeriesⅣ	SMAW	SM58(I)	0.15	0.35	1.03	0.020	0.009	-	0.02	-	-	0.06	-	-
		D6216	0.08	0.69	1.13	0.014	0.010	0.01	0.61	0.02	0.23	-	-	-
		DF2A-300-B	0.12	0.61	1.27	0.014	0.010	0.01	0.32	0.06	0.12	0.01	-	-
SeriesⅤ	SMAW	SLA33B	0.09	0.23	1.23	0.020	0.004	-	-	-	-	-	-	-
		Ni-free,Ti-B	0.08	0.18	1.61	0.014	0.006	0.01	-	-	-	-	0.05	0.004
		Si-Mn	0.07	0.08	0.46	0.015	0.012	-	-	-	-	-	-	-
SeriesⅥ	EBW	HT80(IV)	0.12	0.25	0.85	0.014	0.004	0.17	0.82	0.43	0.40	0.03	-	0.0007
		EB-WM	0.12	0.25	0.74	0.014	0.004	0.16	0.82	0.41	0.37	0.03	-	0.0007
SeriesⅦ	SAW	SM58(II)	0.14	0.27	1.34	0.018	0.002	-	-	-	0.04	0.05	-	-
		F8P6-EG-A4	0.09	0.30	1.47	0.018	0.013	0.09	0.04	0.05	0.37	0.02	-	0.0006

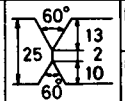
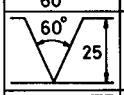
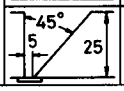
	Materials	Mechanical properties				Thickness
		σ_Y (MPa)	σ_U (MPa)	El.(%)	vE (J)	(mm)
SeriesⅣ	SM58(I)	529	645	-	-	25
	D6216	529 ☆	-	-	-	-
	DF2A-300-B	621 ☆	-	-	-	-
SeriesⅤ	SLA33B	421	510	53	265 △	22
	Ni-free,Ti-B	562	619	26	212 △△	-
	Si-Mn	392	451	31	85 △△	-
SeriesⅥ	HT80(IV)	774	813	37	224 △△△	25
	EB-WM	794 ☆	-	-	-	-
SeriesⅦ	SM58(II)	549	666	46	282 △△△	38
	F8P6-EG-A4	549 ☆	-	-	-	-

σ_Y : Yield stress (0.2% Proof stress)
σ_U : Ultimate tensile strength
El. : Elongation
vE : Charpy absorbed energy
△ at -55°C
△△ at -50°C
△△ at 0°C
△△ at -15°C
△△△ at - 5°C

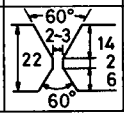
☆ Estimated from hardness

表3.2　溶接条件

(a) SM58鋼（Ⅰ）の被覆アーク溶接条件（SeriesⅣ）

Base metal	Welding process	Groove geometry	Welding electrode	Welding current (A)	Arc voltage (V)	Welding speed (cm/min.)	Heat input (kJ/cm)	Number of passes	Preheat temp. (°C)	Interpass temp. (°C)
SM58 (I)	Shielded Metal Arc Welding		DF2A-300-B D6216	180 180~230	24 24~26	25 15~20	10 13~18	2 10	100	100~150
			DF2A-300-B D6216	180 180~230	24 24~26	15~20 20~25	13~17 10~18	3 12	100	100~150
			D6216	180~230	24~26	15~25	10~24	20	100	100~150
			D6216	180~230	24~26	15~25	10~24	18	100	100~150

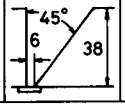
(b) SLA33B鋼の被覆アーク溶接条件（SeriesⅤ）

Base metal	Welding process	Groove geometry	Welding electrode	Welding current (A)	Arc voltage (V)	Welding speed (cm/min)	Heat input (kJ/cm)	Number of passes	Preheat temp. (°C)	Interpass temp. (°C)
SLA 33B	SMAW		Si-Mn Ni free,Ti B	150 140	24 24	4.3 5.8	50 35	3 3	Without preheat	<150
			Si-Mn	140~160	24	4.0~4.4	50~58	6		
			Ni free,Ti B	140	24	5.8	35	6		

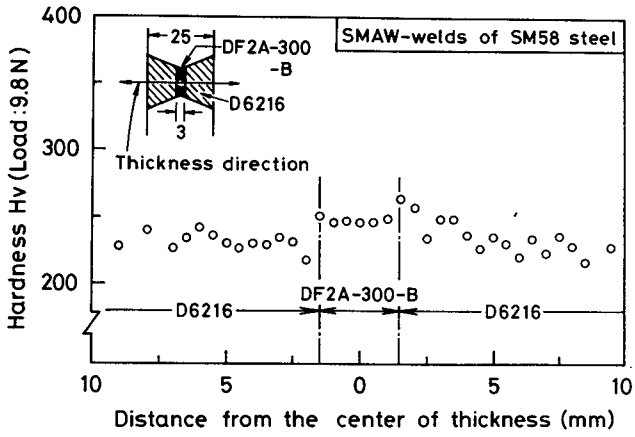
(c) HT80鋼（Ⅳ）の電子ビーム溶接条件（SeriesⅥ）

Base Metal	Voltage (kV)	Welding current (mA)	Welding speed (mm/min)	Heat input (kJ/cm)	Object distance D_o (mm)	Focal distance D_f (mm)	Active beam parameter (D_o/D_f)
HT80(Ⅳ)	90	200	600	18	400	320	1.3

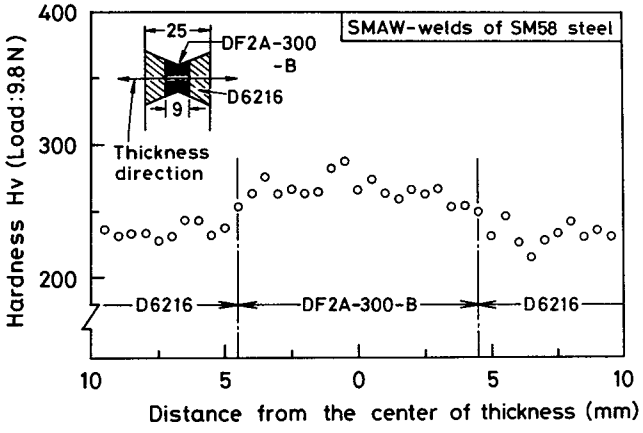
(d) SM58鋼（Ⅱ）のサブマージアーク溶接条件（SeriesⅦ）

Base metal	Welding process	Groove geometry	Welding wire	Welding current (A)	Arc voltage (V)	Welding speed (cm/min)	Heat input (kJ/cm)	Number of passes	Preheat temp. (°C)	Interpass temp. (°C)
SM58 (Ⅱ)	SAW		F8P6-EG-A4	580~600	32~35	32~60	19~36	21~24	Without preheat	<200

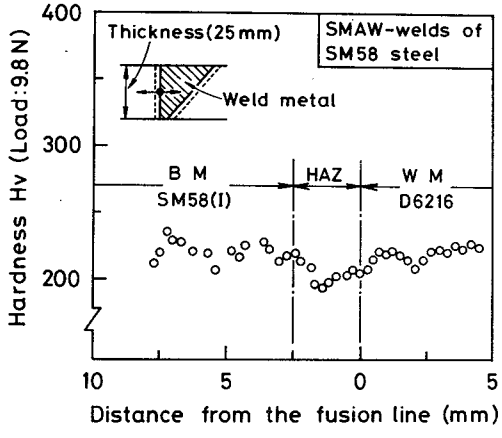
硬化肉盛系溶接金属部では、D6216 系溶接金属部に比べて硬度がやや高くなっていることがわかる。このようなSM58鋼被覆アーク溶接継手から、図3.2(a)に示す要領で、試験片板厚中央部に存在する硬化肉盛系溶接金属部の寸法を変化させた試験片（硬化肉盛系溶接金属部の寸法が約３mmのもの；CH-3-25-type試験片、約９mmのもの；CH-9-25-type 試験片）、および、切欠き前縁が単独の溶接金属から成る試験片（ D6216 系溶接金属から成るもの； WM(Ⅰ)-10-type 試験片、硬化肉盛系溶接金属から成るもの；H-10-type 試験片）を採取した。なお、D6216 系の溶接棒のみを用いた継手からは、熱影響部（粗粒域）に切欠きをもつ試験片（HAZ(Ⅰ)-10-, HAZ(Ⅰ)-25-type 試験片）も採取した。（第３章で用いる試験片の、試験片記号の末記の数字は、試験片板厚を表している。）



(a-1) 板厚中央部に寸法約３㎜の硬化肉盛系溶接金属部を含む継手

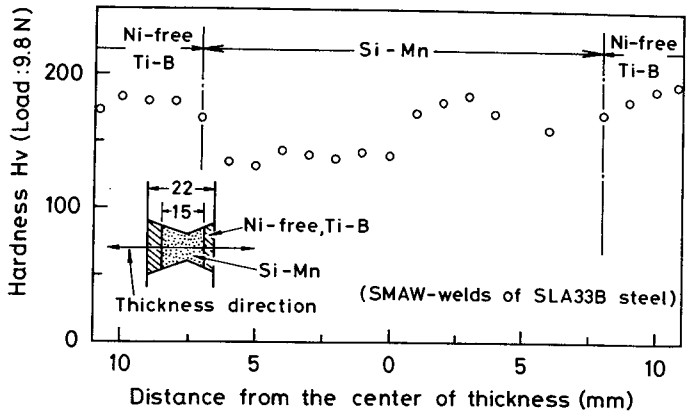


(a-2) 板厚中央部に寸法約９㎜の硬化肉盛系溶接金属部を含む継手

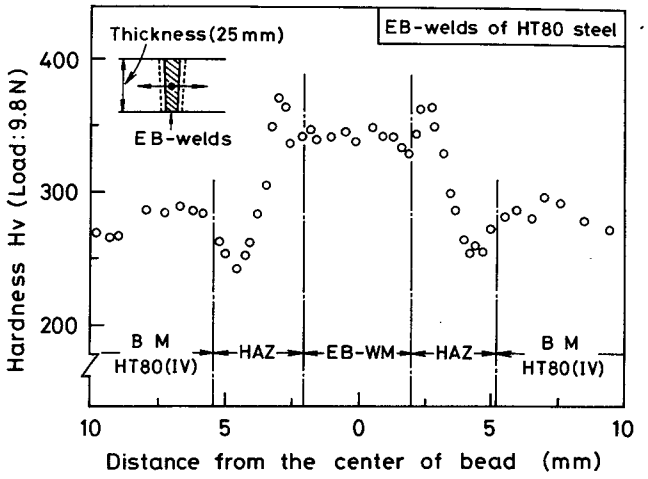


(a-3) D6216 系の溶接棒を用いた継手

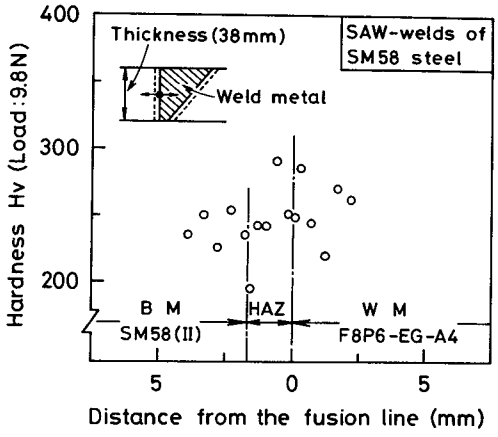
(a) SM58鋼被覆アーク溶接部（SeriesⅣ）



(b) SLA33B鋼被覆アーク溶接部（SeriesⅤ）



(c) HT80鋼電子ビーム溶接部（SeriesⅥ）



(d) SM58鋼サブマージアーク溶接部（SeriesⅦ）

図3.1　溶接部近傍の硬度分布

Series V ；SLA33B鋼を母材として、表3.2(b)の溶接条件で、板厚中央部の一定パス数のみSi-Mn 系の溶接棒を、それ以外はNi-free, Ti-B 系の溶接棒を用いて、被覆アーク多層溶接を行った。また、それぞれ、Si-Mn 系の溶接棒、Ni-free, Ti-B 系の溶接棒のみを用いた継手も、上記の溶接継手とほぼ同じ入熱条件で作製した。表3.1に、SLA33B鋼素材、および、Si-Mn 系溶接金属、Ni-free, Ti-B 系溶接金属の化学組成と機械的性質を示す。図3.1(b)は、これら二種類の溶接棒を用いて作製した溶接継

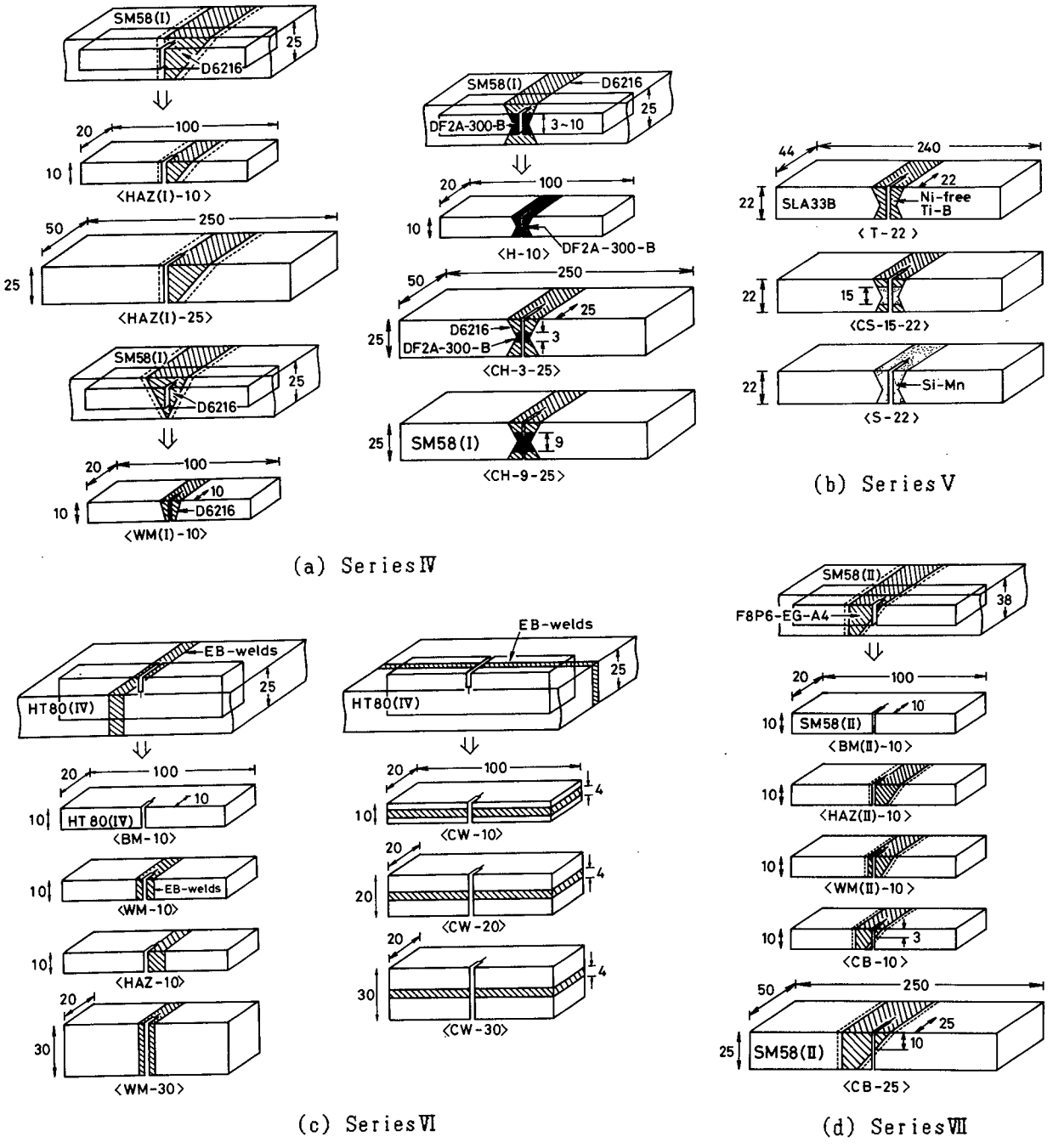


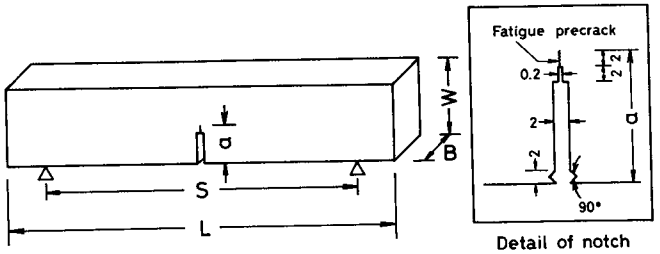
図3.2　三点曲げＣＯＤ試験片の採取要領

手の、溶接金属部における硬度分布の代表例を示したものである。これをみると、板厚中央付近に存在するSi-Mn 系溶接金属部は、板厚表面側のNi-free, Ti-B 系溶接金属部に比べて硬度がやや低くなっていることがわかる。このような溶接継手から、図3.2(b)に示す要領で、試験片板厚中央部に存在する Si-Mn系溶接金属部の寸法が約15mmの CS-15-22-type試験片、および、切欠き前縁が Ni-free, Ti-B系溶接金属のみから成る T-22-type試験片、Si-Mn 系溶接金属のみから成る S-22-type試験片を、原厚（22mm）の状態で採取した。

SeriesⅥ；HT80鋼（Ⅳ）を母材として、表3.2(c)に示す溶接条件で、板厚貫通の電子ビーム溶接（入熱7.2kJ/cm^2 の１パス、ビード・オン・プレート溶接）を行って作製した継手を実験に用いた。表3.1 にHT80鋼（Ⅳ）素材、および、電子ビーム溶接金属の化学組成と機械的性質を示す。図3.1(c)は、このHT80鋼電子ビーム溶接継手の、溶接部近傍における硬度分布の代表例を示したものであり、溶接金属部が母材部に比べて著しく硬化した継手となっていることがわかる。このような電子ビーム溶接継手から、実験（２）の目的のために、図3.2(c)に示す要領で、電子ビーム溶接部を横切るような切欠きをもつ試験片（CW-10-, CW-20-, CW-30-type試験片）を試験片板厚を変化させて採取した。なお、電子ビーム溶接部各部の靱性も把握するために、HT80鋼素材試験片（BM-10-type試験片）の他、電子ビーム溶接金属部に切欠きをもつ試験片（WM-10-, WM-30-type試験片）、熱影響部（粗粒域）に切欠きをもつ試験片（ HAZ-10-type 試験片）も作製した。

SeriesⅦ；SM58鋼（Ⅱ）を表3.2(d)に示す溶接条件で、60kg／mm^2 級の溶接ワイヤを用いてサブマージアーク多層溶接して作製した継手を実験に供した。表3.1 に、SM58鋼（Ⅱ）素材、および、サブマージアーク溶接金属の化学組成と機械的性質を示す。図3.1(d)は、このSM58鋼サブマージアーク溶接継手の、溶接部近傍における硬度分布の代表例を示したものであるが、これをみると、この溶接継手では、溶接部の硬度は母材部の硬度とそれほど大差ないことがわかる。このような溶接継手から、実験（３）の目的のために、図3.2(d)に示す要領で、クロスボンドノッチタイプの試験片（CB-10-, CB-25-type試験片）を採取した。なお、このSM58鋼サブマージアーク溶接継手についても、溶接部各部の靱性を把握するために、SM58鋼素材試験片（ BM(Ⅱ)-10-type 試験片）に加えて、溶接金属部や熱影響部（粗粒域）に切欠きをもつ試験片（それぞれ、 WM(Ⅱ)-10-type 試験片、HAZ(Ⅱ)-10-type 試験片）も作製した。

以上の、本章で用いる全ての試験片の寸法と形状の詳細を、図3.3 にまとめて示す。図に示したように、全ての試験片には、機械切欠きの先端にBS5762に準拠した疲労予き裂を長さ２mm程度導入した。また、試験片の長手方向は、母材の圧延方向と一致させた。



Series	Specimen	a (mm)	B (mm)	W (mm)	S (mm)	L (mm)
IV	HAZ(I)-10	10	10	20	80	100
	HAZ(I)-25	25	25	50	200	250
	WM(I)-10 H-10	10	10	20	80	100
	CH-3-25 CH-9-25	25	25	50	200	250
V	T-22 S-22 CS-15-22	22	22	44	176	240
VI	BM-10 HAZ-10 WM-10	10	10	20	80	100
	WM-30	10	30	20	80	100
	CW-10	10	10	20	80	100
	CW-20	10	20	20	80	100
	CW-30	10	30	20	80	100
VII	BM(II)-10 HAZ(II)-10 WM(II)-10 CB-10	10	10	20	80	100
	CB-25	25	25	50	200	250

図3.3　三点曲げＣＯＤ試験片の形状、寸法

表3.3 実験に用いた試験片の本数

Series	Specimen	Number of specimens tested
IV	HAZ(I)-10	23
	HAZ(I)-25	20
	WM(I)-10	19
	H-10	11
	CH-3-25	18
	CH-9-25	14
V	T-22	55
	S-22	26
	CS-15-22	11
VI	BM-10	19
	HAZ-10	22
	WM-10	22
	WM-30	13
	CW-10	19
	CW-20	15
	CW-30	18
VII	BM(II)-10	14
	HAZ(II)-10	18
	WM(II)-10	19
	CB-10	23
	CB-25	14

三点曲げＣＯＤ試験は、容量10ton のオルセン型万能試験機を用いて、各Seriesについて一定の試験温度（SeriesⅣ、SeriesⅦ；－65℃、SeriesⅤ；－50℃、SeriesⅥ；－70℃）で行った。表3.3 に、そのＣＯＤ試験に供した各Seriesの試験片本数の一覧を示す。なお、限界ＣＯＤのばらつきの一因として、試験温度のばらつきが考えられるので、本章では、自動温度管理装置を用いて目標試験温度の±２℃の温度範囲となるように管理した。

また、クリップゲージ開口変位から切欠き先端ＣＯＤへの換算は、全ての試験片について(2.1) 式を用いて行った。ただし、その際に必要な降伏応力の値は、前章の場合と同じようにして（第２章、２．５節参照）で決定したが、降伏応力の値が不明なものについては、硬度から予想される値を用いた。[26]（ただし、その硬度が母材部の硬度とほぼ等しい場合には、母材の降伏応力の値を採用した。）なお、本章で用いた各材料の降伏応力は、室温における値σ_{Y0}のみわかっているので（表3.1 参照）、試験温度Ｔにおける降伏応力σ_Y は、BE委員会 [27]で提案されている次式を用いて室温のσ_{Y0}から推定して求めた。

$$\sigma_Y = \sigma_{Y0} \cdot \exp\left[(329.6 - 66.5 \ln \sigma_{Y0}) \cdot (1/T - 1/293)\right] \quad (3.1)$$

ただし、T ；試験温度（°K）

σ_Y ；試験温度Tにおける降伏応力（kg／mm^2）

σ_{Y0} ；室温における降伏応力（kg／mm^2）

3．3　切欠き前縁が巨視的にみてほぼ均質な場合の限界ＣＯＤのばらつき特性

3.3.1　三点曲げＣＯＤ試験における破壊様式の出現割合

まず、SeriesⅣ～Ⅶの切欠き前縁が巨視的にみてほぼ均質な試験片、すなわち、素材試験片や、溶接金属部、熱影響部に切欠きをもつ試験片を用いて、各Seriesについて一定の試験温度（溶接金属部の延性－脆性遷移温度領域にあたる温度）で三点曲げＣＯＤ試験を行った。表3.4 は、そのＣＯＤ試験でみられた破壊挙動の概要をまとめたものである。ここで、Ｐc 、Ｐu 、Ｐm は、それぞれ、

Ｐc ；完全へき開破壊を呈した試験片の本数の、全試験片本数に対する割合

Ｐu ；板厚のほぼ全面にわたって安定な延性き裂成長がみられた後にへき開破壊を呈した試験片の本数の、全試験片本数に対する割合

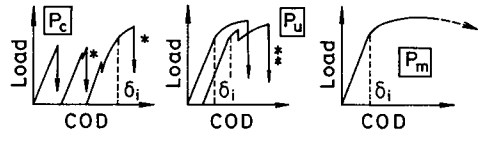
Ｐm ；最高荷重を示す完全延性破壊を呈した試験片の本数の、全試験片本数に対する割合

を表している。表3.4 に示したように、いずれのSeriesの実験においても、実験を行った温度では、試験片の多くは最終的にはへき開破壊を起したが、SeriesⅤのNi-free, Ti-B系溶接金属部に切欠きをもつ T-22-type 試験片や、SeriesⅦの熱影響部に切欠きをもつHAZ(Ⅱ)-10-type 試験片では、半数近くのものが完全延性破壊を呈した。また、SeriesⅦのSM58鋼素材試験片(BM(Ⅱ)-10-type 試験片）にいたっては、全てのものが完全な延性破壊を示した。へき開破壊を起した試験片は、ほとんどの場合第一段でリガメント断面のほぼ全体が破壊したが、SeriesⅥのHT80鋼素材試験片（BM-10-type試験片）では、第一段破壊発生後、第一段破壊時の荷重値を越えて荷重が増加するような多段破壊を呈したも

表3.4　素材、および、溶接金属部、熱影響部に切欠きをもつ試験片の破壊挙動

Series	Temp.	Specimen	P_c	P_u	P_m
Ⅳ	-65℃	HAZ(I)-10	5/23	10/23	8/23
		HAZ(I)-25	15/20	5/20	0/20
		WM(I)-10	6/19	13/19	0/19
		H-10	9/11	2/11	0/11
Ⅴ	-50℃	T-22	0/55	31/55	24/55
		S-22	19/26	7/26	0/26
Ⅵ	-70℃	BM-10	4(2*)/19	10(3*)/19	5/19
		HAZ-10	9/22	13/22	0/22
		WM-10	8/22	14/22	0/22
		WM-30	13/13	0/13	0/13
Ⅶ	-65℃	BM(II)-10	0/14	0/14	14/14
		HAZ(II)-10	6/18	4/18	8/18
		WM(II)-10	12/19	3/19	4/19

P_c, P_u, P_m : Fraction of fracture behaviour

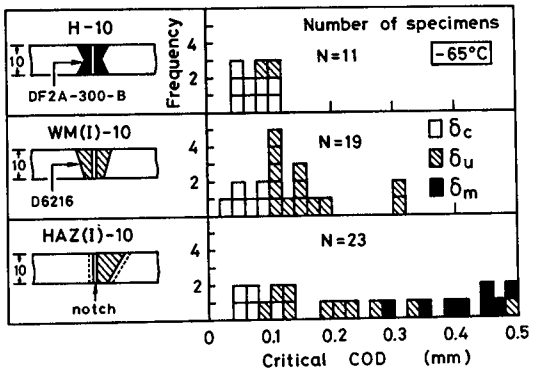


のがいくつかみられた。（第一段破壊の発生が、延性き裂発生以前であったものが２本、延性き裂発生以後であったものが３本。）表3.4 では、このような多段破壊を呈した試験片は、その第一段破壊発生が延性き裂発生以前であるか、それとも、延性き裂発生以後であるかに注目して区別し、前者についてはＰｃ に、後者についてはＰｕ に含めている。

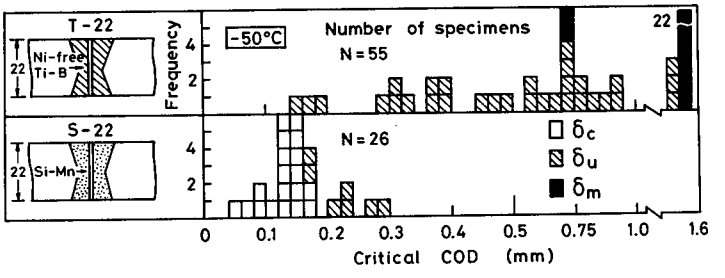
3.3.2　溶接金属部、熱影響部、母材原質部の限界ＣＯＤのばらつき特性

次に、上記のような破壊挙動を呈した各Seriesの素材試験片、および、溶接金属部、熱影響部に切欠きをもつ試験片の限界ＣＯＤのばらつき特性を比較する。なお、第２章で述べた定義に従って、第一段破壊発生時のＣＯＤをもってへき開破壊発生限界ＣＯＤとするが、本章では、これをさらに、延性き裂発生以前に第一段破壊を呈したものと、板厚のほぼ全面にわたって安定な延性き裂成長がみられた後に第一段破壊を呈したものの二つに分類し、BS5762 [20]にならって前者をδｃ、後者をδｕ と記すことにする。ただし、試験片が完全な延性破壊を呈した場合には、最高荷重到達時のＣＯＤ、δｍ を採用する。

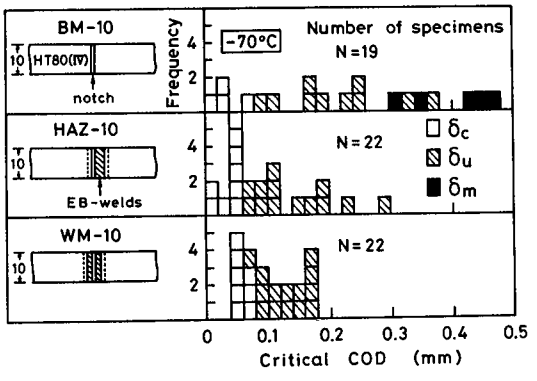
図3.4 は、このようにして決定した各Seriesの試験片の限界ＣＯＤを、頻度分布に



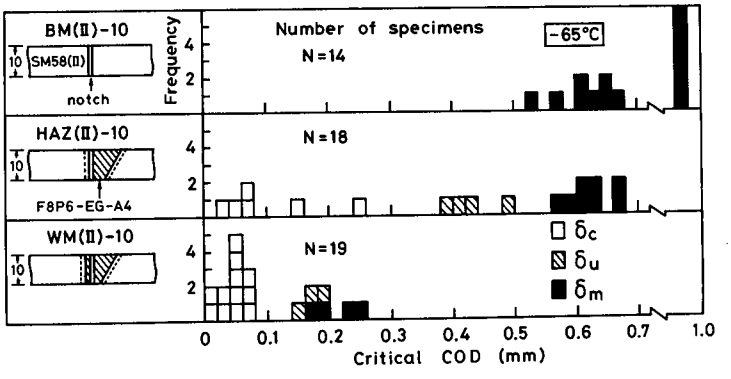
(a) SM58鋼被覆アーク溶接部（SeriesⅣ）



(b) SLA33B鋼被覆アーク溶接部（SeriesⅤ）



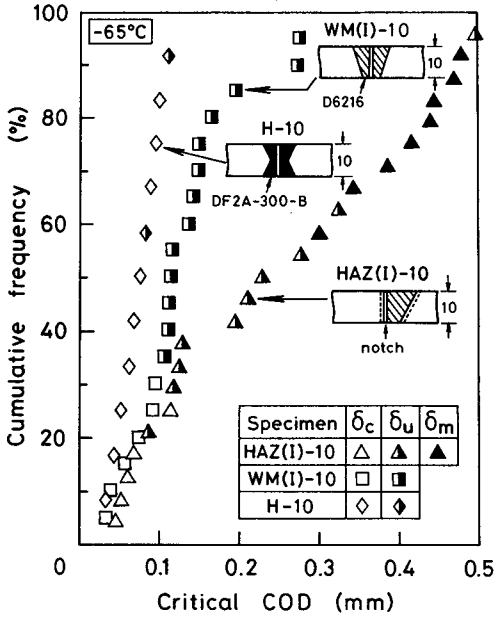
(c) HT80鋼電子ビーム溶接部（SeriesⅥ）



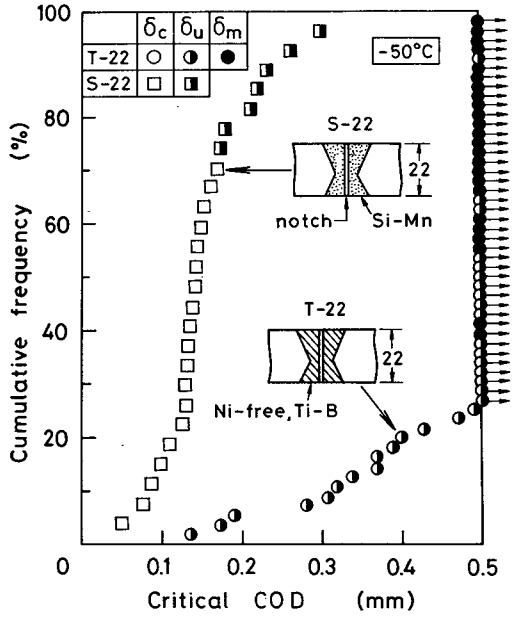
(d) SM58鋼サブマージアーク溶接部（SeriesⅦ）

図3.4　素材、および、溶接金属部、熱影響部に切欠きをもつ試験片の限界ＣＯＤのばらつき

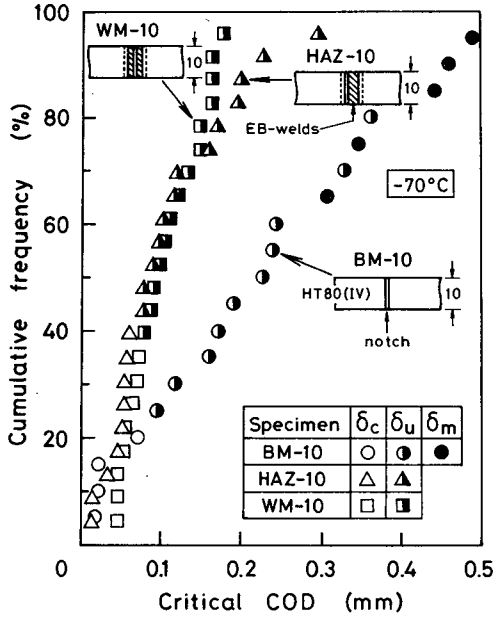
して表したものである。また、図3.5 には、この限界ＣＯＤを順序統計量として、累積分布の形で再整理して示した。まず、SeriesⅣの D6216系溶接継手の溶接金属部に切欠きをもつ WM(Ⅰ)-10-type 試験片と、その熱影響部に切欠きをもつHAZ(Ⅰ)-10-type試験片の試験結果（図3.4(a)、図3.5(a)）をみると、HAZ(Ⅰ)-10-type 試験片では、へき開破壊しているものもあれば完全延性破壊しているものもあり、限界ＣＯＤが大きくばらついているのに対して、 WM(Ⅰ)-10-type 試験片では、全てのものがへき開破壊を呈しており、限界ＣＯＤのばらつきはHAZ(Ⅰ)-10-type 試験片の場合に比べてかなり小さくなっている。また、切欠き前縁が硬化肉盛系の溶接金属のみから成



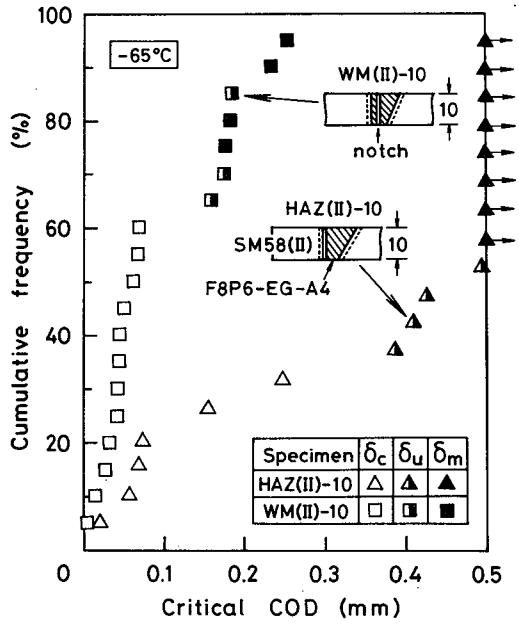
(a) SM58鋼被覆アーク溶接部（SeriesⅣ）



(b) SLA33B鋼被覆アーク溶接部（SeriesⅤ）



(c) HT80鋼電子ビーム溶接部（SeriesⅥ）



(d) SM58鋼サブマージアーク溶接部（SeriesⅦ）

図3.5　素材、および、溶接金属部、熱影響部に切欠きをもつ試験片の限界ＣＯＤの累積分布

る H-10-type試験片の結果に注目すると、この H-10-type試験片は全て0.1mm 以下の小さな限界ＣＯＤでへき開破壊しており、硬化肉盛系溶接金属は D6216系溶接金属に比べて全体的に低靱性となっていることがわかる。

次に、図3.4(b)、図3.5(b)のSeriesＶの試験結果をみると、切欠き全縁が Si-Mn系溶接金属から成る S-22-type試験片は、全て0.3mm 以下の限界ＣＯＤでへき開破壊しているが、切欠き全縁が Ni-free, Ti-B系溶接金属から成る T-22-type試験片は、ほとんどのものが0.3mm 以上の大きなＣＯＤで破壊（へき開破壊または延性破壊）しており、Si-Mn 系溶接金属は Ni-free, Ti-B系溶接金属に比べて靱性が著しく悪くなっている。

一方、SeriesⅥのHT80鋼電子ビーム溶接部（図3.4(c)、図3.5(c)）においては、HT80鋼素材試験片（BM-10-type試験片）の限界ＣＯＤのばらつきが最も大きくなっており、非常に小さな限界ＣＯＤでへき開破壊しているものもあれば、完全な延性破壊を呈しているものもある。これに対して、電子ビーム溶接金属部や熱影響部に切欠きをもつ試験片（それぞれ、WM-10-type、HAZ-10-type 試験片）は、ほとんどのものが0.2mm 以下の小さな限界ＣＯＤでへき開破壊しており、この電子ビーム溶接部はHT80母材部に比べて低靱性となっていることがうかがえる。また、図3.5(c)の限界ＣＯＤの累積分布に注目すると、WM-10-type試験片の累積分布と HAZ-10-type試験片の累積分布は、ほぼ等しい分布形状を示しており、この溶接部では、溶接金属部の靱性と熱影響部の靱性はそれほど大差ないと言える。

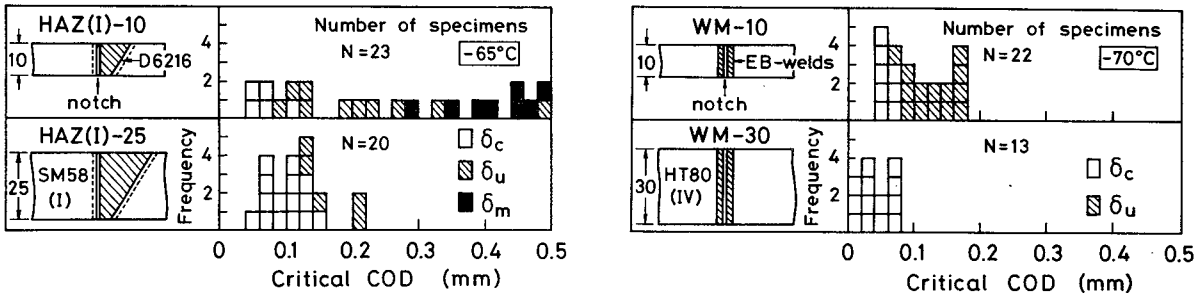
また、SeriesⅦのSM58鋼サブマージアーク溶接部に関する試験結果（図3.4(d)、図3.5(d)）をみると、SM58鋼素材試験片（ BM(Ⅱ)-10-type 試験片）は全て完全な延性破壊を呈しているが、溶接金属部に切欠きをもつ WM(Ⅱ)-10-type 試験片は、ほとんどのものが0.1mm 以下の小さな限界ＣＯＤでへき開破壊しており、この溶接部では、溶接金属部の靱性が著しく劣化していることがわかる。一方、熱影響部に切欠きをもつHAZ(Ⅱ)-10-type 試験片の限界ＣＯＤは大きなばらつきをみせており、SeriesⅣの熱影響部に切欠きをもつHAZ(Ⅰ)-10-type 試験片の場合と同様な傾向を示している。これは、SeriesⅣやSeriesⅦの溶接部は多層溶接部であるため、熱影響部の材質が板厚方向に大きなばらつきをもち、靱性の劣化部が局部的に存在すること[28] に起因していると思われる。（この低靱性部の寸法の影響については、後に詳しく述べる。）

3.3.3　限界ＣＯＤのばらつき特性におよぼす試験片板厚の影響

鋼板の場合には、限界ＣＯＤのばらつき特性は、試験片板厚によっても異なることが報告されている。[21)～25)] そこで次に、溶接部の場合に、限界ＣＯＤのばらつき特

性が、試験片板厚とどのような関係をもつかについて検討する。

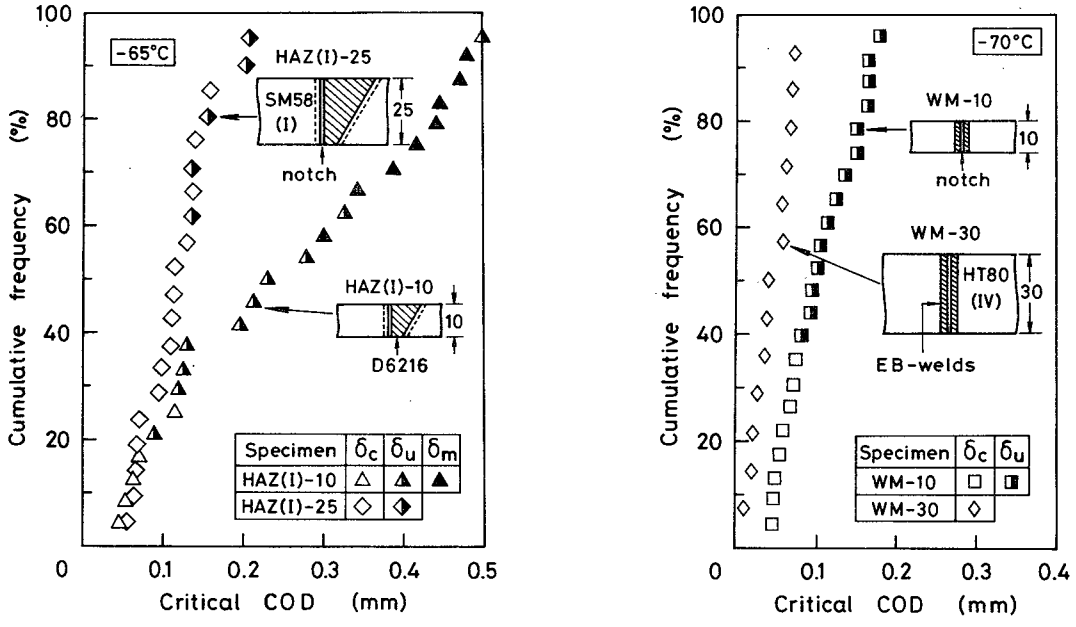
図3.6 、図3.7 は、SeriesⅣのSM58鋼被覆アーク溶接継手（溶接金属は D6216系のもの）の熱影響部に切欠きをもつ、試験片板厚10mmのHAZ(Ⅰ)-10-type 試験片と25mmのHAZ(Ⅰ)-25-type 試験片、および、SeriesⅥのHT80鋼電子ビーム溶接継手の溶接金属部に切欠きをもつ、試験片板厚10mmのWM-10-type試験片と30mmのWM-30-type試験片の試験結果を示したものである。なお、図3.6 では試験結果（限界ＣＯＤ）を頻度分布で、図3.7 では累積分布で整理した。まず、SeriesⅣの熱影響部に切欠きをもつものの結果（図3.6(a)、図3.7(a)）をみると、試験片板厚10mmのHAZ(Ⅰ)-10-type 試験片では、へき開破壊を呈しているものもあれば完全延性破壊を呈しているものもあり、限界ＣＯＤのばらつきが著しいが、試験片板厚25mmのHAZ(Ⅰ)-25-type 試験片では、全てのものが最終的にへき開破壊しており、限界ＣＯＤのばらつきは HAZ (Ⅰ)-10-type 試験片の場合に比べてかなり小さくなっている。また、SeriesⅥの電子ビー



(a) SM58鋼被覆アーク溶接継手の熱影響部に切欠きをもつ試験片（SeriesⅣ）

(b) HT80鋼電子ビーム溶接継手の溶接金属部に切欠きをもつ試験片（SeriesⅥ）

図3.6　限界ＣＯＤのばらつきにおよぼす試験片板厚の影響



(a) SM58鋼被覆アーク溶接継手の熱影響部に切欠きをもつ試験片（SeriesⅣ）

(b) HT80鋼電子ビーム溶接継手の溶接金属部に切欠きをもつ試験片（SeriesⅥ）

図3.7　限界ＣＯＤの累積分布特性におよぼす試験片板厚の影響

ム溶接金属部に切欠きをもつものの結果（図3.6(b)、図3.7(b)）をみると、試験片板厚10mmのWM-10-type試験片は、全てへき開破壊を呈しているものの、その多くは延性き裂成長を伴うへき開破壊となっているのに対して、試験片板厚30mmのWM-30-type試験片は、全て完全なへき開破壊を示しており、限界ＣＯＤの値も0.1mm 以下と非常に小さくなっている。

これらの試験結果から、溶接金属部や熱影響部に切欠きをもつ靱性試験片では、試験片板厚の厚いものは薄いものに比べてへき開破壊（特に、完全へき開破壊）を起す確率が高く、そのために、限界ＣＯＤのばらつきは試験片板厚の厚いものの方が薄いものに比べて小さくなる傾向にあることがわかる。この傾向は、従来から報告されている、圧延鋼板の場合の破壊靱性値のばらつき特性[21～25] とほぼ一致している。

３．４　限界ＣＯＤのばらつき特性におよぼす巨視的靱性不均質の影響

前節では、溶接部に切欠きをもつ靱性試験片といえども、切欠き前縁が巨視的にみてほぼ均質とみなせる場合の限界ＣＯＤのばらつき特性について検討した。本節では、切欠き前縁に沿って巨視的な靱性不均質が存在する試験片、すなわち、SeriesⅣ～ⅦのCH-type，CS-type，CW-type，CB-typeの試験片を対象とし、その限界ＣＯＤのばらつき特性について検討する。なお、切欠き前縁が巨視的にみてほぼ均質なものの限界ＣＯＤのばらつき特性とも比較するために、本節の実験は、各Seriesについて、前節の実験の場合と同じ一定の試験温度（SeriesⅣ、SeriesⅦ；－65℃、SeriesⅤ；－50℃、SeriesⅥ；－70℃）で行った。

3.4.1　破壊様式の出現割合におよぼす巨視的靱性不均質の影響

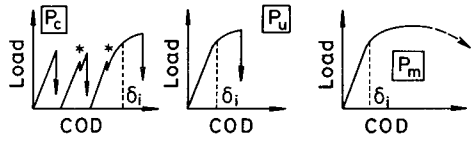
表3.5 に、SeriesⅣ～ⅦのCH-type，CS-type，CW-type，CB-type試験片の、一定温度における三点曲げＣＯＤ試験でみられた破壊挙動を、破壊様式に注目してまとめて示す。これらの不均質試験片は、実験を行った温度では、ほとんど全てのものが最終的にへき開破壊を呈し、SeriesⅦの一部のCB-10-type試験片においてのみ延性破壊が観察された。また、SeriesⅣや、SeriesⅤ、Ⅶの実験では全くみられなかったが、SeriesⅥの実験では、第一段破壊発生後、第一段破壊時の荷重値を越えて荷重が増加するような多段破壊を呈したものがいくつかみられた。ただし、この場合の第一段破壊は全て延性き裂発生以前に生じていたので、表3.5 では、この点に注目して、多段破壊を呈したものはＰc （完全へき開破壊を呈した試験片の本数の、全試験片本数に対する割合）に含めている。

図3.8 は、表3.5 に示した不均質試験片の各破壊様式の出現割合Pc, Pu, Pmを、前節の表3.4 で述べた切欠き前縁が巨視的にみてほぼ均質なもののPc, Pu, Pm と比較したものである。これをみると、切欠き前縁がその材質単独から成る場合には延性破壊がかなりの割合で出現するもの(T-22-type, BM-10-type, BM(II)-type試験片) でも、切欠き前縁がその材質と低靱性な材質の両方から成り、切欠き前縁に低靱性な領域が一部でも存在するようになると (CS-type, CW-type, CB-type 試験片)、切欠き前縁が全て低靱性な材質から成るもの (S-22-type, WM-10-type (HAZ-10-type), WM(II)-10-type 試験片) と同様に、ほとんどのものが最終的にへき開破壊するようになることが顕著にうかがえる。このような、不均質試験片のへき開破壊様式の出現傾向は、第2章で明らかにした、へき開破壊の発生挙動に対して低靱性部が支配的な役割を果たすことに起因するものと思われる。

表3.5　切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する試験片の破壊挙動

Series	Temp.	Specimen	Notch loation	P_c	P_u	P_m
IV	-65°C	CH-3-25	25, 3	18/18	0/18	0/18
		CH-9-25	25, 9	14/14	0/14	0/14
V	-50°C	CS-15-22	22, 15	6/11	5/11	0/11
VI	-70°C	CW-10	10, 4	10(5*)/19	9/19	0/19
		CW-20	20, 4	11(2*)/15	4/15	0/15
		CW-30	30, EB-welds	13(6*)/18	5/18	0/18
VII	-65°C	CB-10	10, 3	3/23	13/23	7/23
		CB-25	25, 10	12/14	2/14	0/14

P_c, P_u, P_m : Fraction of fracture behaviour



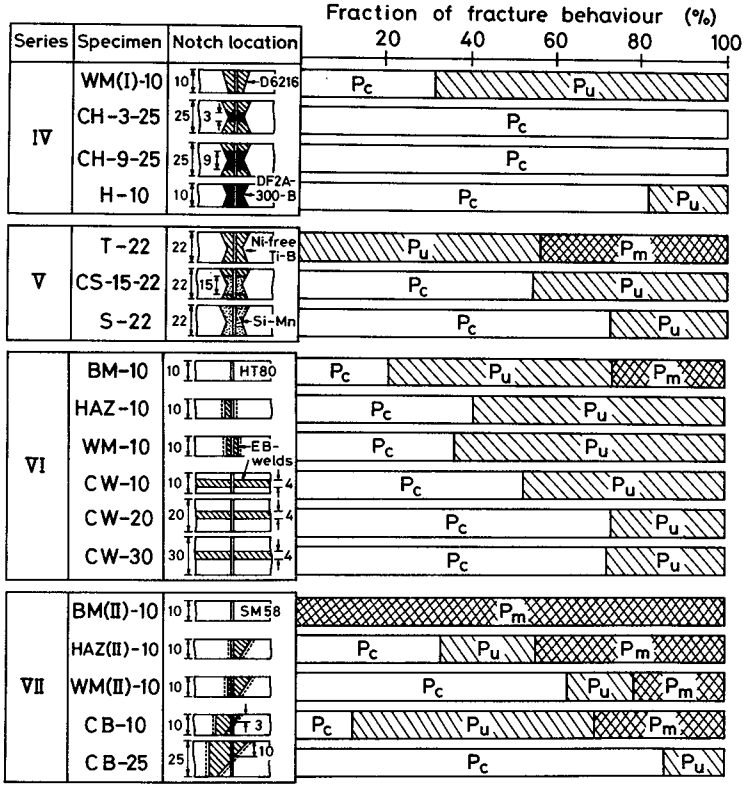
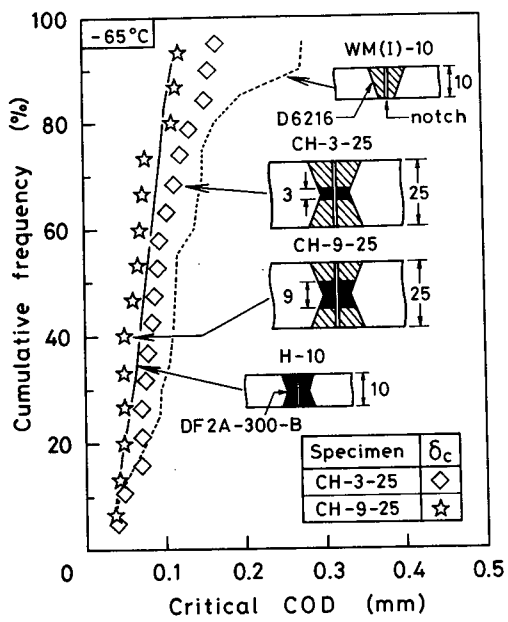


図3.8　破壊様式の出現割合におよぼす巨視的靱性不均質の影響

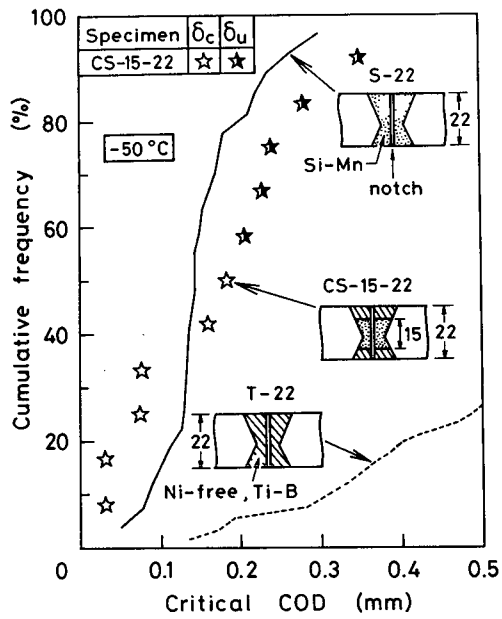
3.4.2　低靱性部の存在が破壊靱性値の分布特性に果たす役割

次に、限界ＣＯＤの分布特性に対して、切欠き前縁に存在する低靱性部がどのような影響をおよぼすかについて検討する。

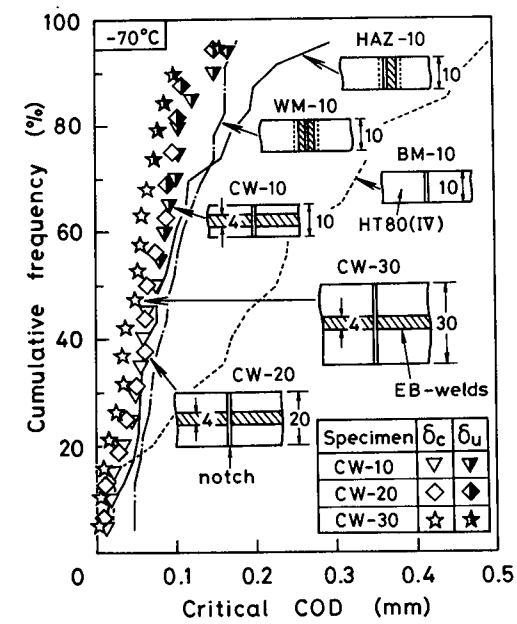
図3.9(a)～(d) は、SeriesⅣ～Ⅶの各Seriesについて、切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する試験片の限界ＣＯＤの累積分布を、前節の図3.5 で示した、切欠き前縁が巨視的にみてほぼ均質なものの累積分布（折れ線で示した）と比較したものである。なお、不均質試験片の限界ＣＯＤは、第２章の定義に従って、第一段破壊発生時



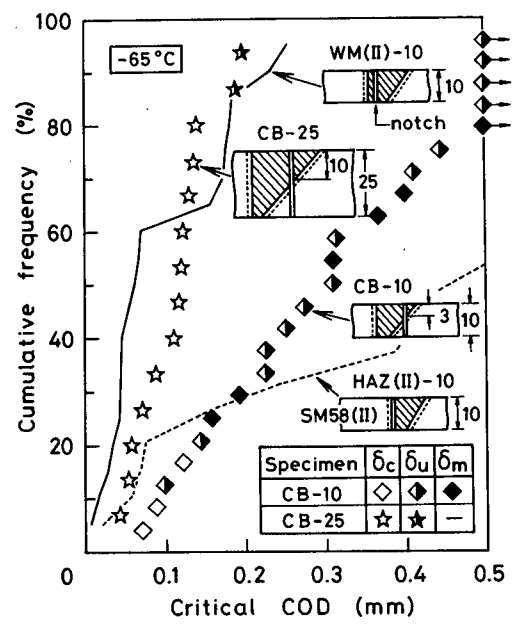
(a) SM58鋼被覆アーク溶接部（SeriesⅣ）



(b) SLA33B鋼被覆アーク溶接部（SeriesⅤ）



(c) HT80鋼電子ビーム溶接部（SeriesⅥ）



(d) SM58鋼サブマージアーク溶接部（SeriesⅦ）

図3.9　限界ＣＯＤの累積分布特性におよぼす巨視的靱性不均質の影響

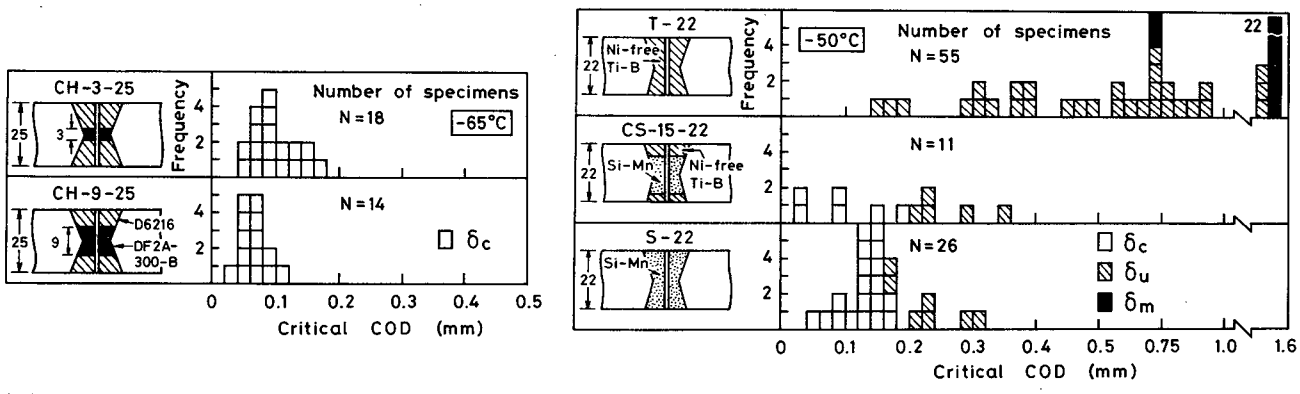
のＣＯＤで定義し、それを前節の場合と同様に、δc, δu, δm の三つに分類した。これらの図をみると、SeriesⅣやSeriesⅤの、板厚中央部に低靱性な溶接金属を含むCH-type 試験片、CS-type 試験片の限界ＣＯＤの累積分布は、それぞれ、切欠き前縁が低靱性な溶接金属のみから成るH-10-type 試験片、S-22-type 試験片の累積分布の近くに位置していることがわかる。また、SeriesⅥやSeriesⅦでも、低靱性な溶接部を横切る切欠きをもつ CW-type試験片、CB-25-type試験片の限界ＣＯＤの累積分布は、それぞれ、低靱性な電子ビーム溶接金属部（あるいは熱影響部粗粒域）、サブマージアーク溶接金属部に切欠きをもつ、WM-10-type試験片(HAZ-10-type試験片)、WM(Ⅱ)-10-type 試験片の累積分布に近くなっている。これらの結果は、切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する場合には、限界ＣＯＤの分布は、切欠き前縁に存在する低靱性部そのものの靱性に大きく支配される傾向にあることを意味するものと言える。しかしながら、SeriesⅦのCB-10-type試験片のように、低靱性部自身（SeriesⅦでは WM(Ⅱ)-10-type 試験片）の累積分布よりもかなり限界ＣＯＤの大きな側に累積分布が位置するものもみられるので、次に、このような不均質試験片の限界ＣＯＤの分布特性（ばらつき特性）が、切欠き前縁に存在する巨視的靱性不均質とどのように関係するかについて、さらに詳細に検討することにする。

3.4.3　限界ＣＯＤのばらつき特性におよぼす諸因子の影響

（１）切欠き前縁に占める低靱性部の寸法の影響

まず、試験片板厚を一定として切欠き前縁に占める低靱性部の寸法を変化させたとき、限界ＣＯＤのばらつき特性がどのように変化するかについて検討する。

図3.10(a) は、SeriesⅣの、切欠き前縁に占める低靱性溶接金属部（硬化肉盛系溶接金属部）の寸法を変化させて作製した試験片の限界ＣＯＤ（試験温度；－65℃）のばらつきを、頻度分布にして整理したものである。これをみると、試験片板厚が一定



(a) SM58鋼被覆アーク溶接部（SeriesⅣ）　　(b) SLA33B鋼被覆アーク溶接部（SeriesⅤ）

図3.10　限界ＣＯＤのばらつきにおよぼす切欠き前縁に占める低靱性部の寸法の影響

でも、切欠き前縁に占める低靱性溶接金属部の寸法の大きなもの（CH-9-25-type試験片）は、小さなもの（CH-3-25-type試験片）に比べて、限界ＣＯＤは全体的に小さな値を示しており、限界ＣＯＤのばらつきの程度も小さくなっている。また、図3.10(b) では、SeriesＶの、試験片板厚22mm中に低靱性な Si-Mn系溶接金属部を約15mmの寸法で含む CS-15-22-type試験片の限界ＣＯＤ（試験温度；－50℃）のばらつきを、切欠き前縁が高靱性な Ni-free，Ti-B系溶接金属のみから成る T-22-type試験片、および、低靱性な Si-Mn系溶接金属のみから成る S-22-type試験片の限界ＣＯＤのばらつきと比較して示した。これによると、 CS-15-22-type試験片では、切欠き前縁の一部に高靱性な Ni-free，Ti-B系溶接金属部が存在するにもかかわらず、限界ＣＯＤのばらつき範囲は、切欠き前縁が全て低靱性な Si-Mn系溶接金属から成る S-22-type試験片の限界ＣＯＤのばらつき範囲とほぼ等しくなっていることがわかる。

これらの試験結果は、切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する場合の限界ＣＯＤのばらつき特性は、切欠き前縁に存在する低靱性部の寸法に大きく支配され、特に、その低靱性部寸法が大きくなると、低靱性部そのものの靱性のばらつきに近いばらつき特性をもつようになることを意味するものと言える。

（２）試験片板厚の影響

次に、切欠き前縁に占める低靱性部の寸法を一定にして試験片板厚を変化させたとき、限界ＣＯＤのばらつき特性がどのように変化するかについて検討する。

SeriesⅥのHT80鋼電子ビーム溶接継手（SeriesⅥでは、電子ビーム溶接金属部や熱影響部粗粒域が低靱性な領域となっている）から試験片板厚を変化させて採取した、電子ビーム溶接部を横切る切欠きをもつ CW-type試験片の－70℃における限界ＣＯＤを、図3.11に頻度分布にして示す。これをみると、試験片板厚が10mmから30mmへと増加すると、限界ＣＯＤのばらつきはやや小さくなる傾向がみられるが、従来から報告されている鋼板の場合や[21～25]、本研究の前節で明らかにした、溶接部でも溶接金属部や熱影響部に切欠きをもつ場合（切欠き前縁が巨視的にみてほぼ均質な場合）に比べると、試験片板厚の影響はそれほど顕著でない。すなわち、切欠き前縁に靱性の劣化した領域が存在し、その劣化領域の寸法が一定であるような場合には、限界ＣＯＤのばらつき特性におよぼす試験片板厚の影響は小さいことがわかる。

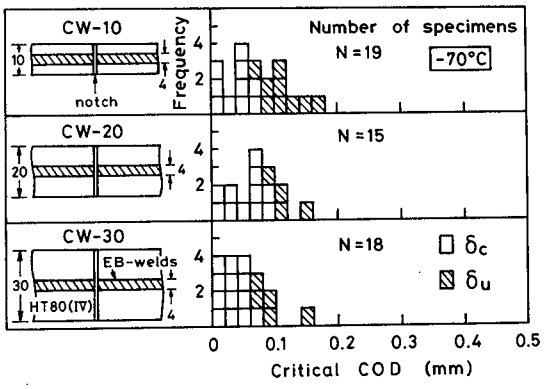


図3.11　限界ＣＯＤのばらつきにおよぼす試験片板厚の影響（SeriesⅥ）

3.4.4　クロスボンドノッチタイプ試験片の限界ＣＯＤのばらつき特性に関する考察

以上の検討結果に基づいて、溶接部の靱性試験片としてよく用いられるクロスボンドノッチタイプ試験片の限界ＣＯＤのばらつき特性について考察する。

図3.12は、SeriesⅦのSM58鋼の溶接継手（SeriesⅦの継手では、溶接金属部が低靱性な領域となっている）から採取した、クロスボンドノッチタイプ試験片の一定温度（－65℃）における試験結果を示している。これをみると、試験片板厚10mmのCB-10-type試験片では、へき開破壊を呈しているものもあれば完全延性破壊を呈しているものもあり、限界ＣＯＤのばらつきが非常に著しいが、試験片板厚25mmのCB-25-type試験片では、全てのものがへき開破壊を起しており、限界ＣＯＤのばらつきは CB-10-type試験片の場合に比べてかなり小さくなっている。このCB-10-type試験片とCB-25-type試験片の試験結果の相違は、前述の（１）、（２）の検討結果から推察すると、試験片板厚の差の影響というよりはむしろ、切欠き前縁に占める低靱性溶接金属部の寸法の違いに起因するものと判断される。

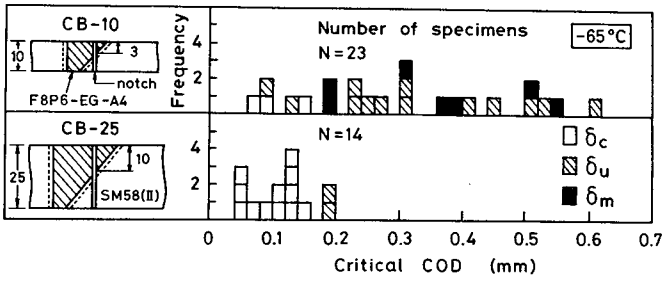


図3.12　クロスボンドノッチタイプ試験片の限界ＣＯＤのばらつき（SeriesⅦ）

したがって、このようなクロスボンドノッチタイプの破壊靱性試験においては、溶接ボンド部に対する切欠きの位置が試験結果を左右する重要な因子となり、切欠き位置によっては（切欠き前縁に占める溶接金属部などの寸法が大きく変化するため）、試験結果が大きく異なる可能性も十分にあると言えよう。

3.4.5　本節のまとめ

以上、切欠き前縁に沿って巨視的な靱性不均質が存在する場合の限界ＣＯＤのばらつき特性を、切欠き前縁が巨視的にみてほぼ均質なものの限界ＣＯＤのばらつき特性と比較・検討した結果、このような不均質試験片では、限界ＣＯＤのばらつきは、切欠き前縁に存在する低靱性部そのものの靱性に大きく支配されることが明らかとなった。また、その場合、切欠き前縁に占める低靱性部寸法の大きなものの方が、小さなものに比べて、限界ＣＯＤの平均的な値や、限界ＣＯＤのばらつきの程度が小さくなる傾向にあることが示された。さらに、これらの結果より、溶接部の破壊靱性試験で

よく行われるクロスボンドノッチタイプの靱性試験においては、溶接ボンド部に対する切欠きの位置が試験結果を大きく左右する可能性のあることが指摘された。

３．５　結論

本章では、切欠き前縁に沿って巨視的靱性不均質をもつ試験片を用いて、一定の試験温度で重点的に三点曲げＣＯＤ試験を実施し、限界ＣＯＤのばらつき特性が切欠き前縁に沿う巨視的靱性不均質とどのように関係するかについて詳細に検討を行った。また、このような不均質試験片の限界ＣＯＤのばらつき特性を、切欠き前縁が巨視的にみてほぼ均質なものの限界ＣＯＤのばらつき特性と比較することも行い、低靱性部の存在が、限界ＣＯＤのばらつき特性にいかなる役割を果たすのかについても考察を加えた。

以下に、本章で得られた主な結論を要約して述べる。

（１）切欠き前縁に沿って巨視的な靱性不均質が存在する場合の限界ＣＯＤのばらつき特性は、切欠き前縁に存在する低靱性部そのものの靱性と、低靱性部の切欠き前縁において占める寸法に大きく支配される。すなわち、このような不均質試験片の限界ＣＯＤの分布は、低靱性部自身の靱性分布に近い分布特性を示し、切欠き前縁に占める低靱性部寸法の大きなものほど、限界ＣＯＤの平均的な値や限界ＣＯＤのばらつきの程度が小さくなる傾向にある。

（２）上記の、低靱性部の存在の支配的な影響のために、巨視的な靱性不均質をもつ試験片においては、切欠き前縁に占める低靱性部の寸法が一定であれば、試験片板厚が多少変化しても（本実験では、試験片板厚を10～30mmの範囲で変化させた）、限界ＣＯＤのばらつきはそれほど変化しない。

（３）それに比べて、溶接部に切欠きをもつ靱性試験片でも、切欠き前縁が巨視的にみてほぼ均質なもの（溶接金属部や熱影響部に切欠きをもつもの）では、限界ＣＯＤのばらつき特性は試験片板厚の影響を大きく受ける。すなわち、試験片板厚の厚いものでは薄いものに比べて、へき開破壊（特に、完全へき開破壊）が生じる確率が高く、その結果として、試験片板厚の厚いものでは薄いものよりも、限界ＣＯＤの平均的な値やばらつきの程度が小さくなる。

（４）溶接部の靱性試験片のなかでも、多層溶接部の熱影響部に切欠きをもつような試験片では、限界ＣＯＤのばらつきが特に著しい。これは、多層溶接のために、熱影響部の材質が板厚方向に大きなばらつきをもち、靱性の劣化部が局部的に存在することに起因するものと思われる。

第４章
破壊靱性値のばらつきに関する より一般化された最弱リンクモデルの提案

４．１　緒言

本章では、第２章、第３章の実験で明らかにした、不均質試験片の破壊発生挙動や破壊限界ＣＯＤのばらつき特性をふまえて、切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する場合の破壊靱性値のばらつき特性を表現する確率モデルを設定する。

巨視的にみてほぼ均質とみなせる鋼板の破壊靱性値のばらつき特性に関しては、従来から、確率論的見地からのモデル化がいくつか試みられている。[29～33] 例えば、Curry らは、[29]炭素鋼（QT材）の破壊（完全へき開破壊）は、切欠き先端近傍に存在する炭化物粒子のcrackingによって支配されるものと考え、破壊発生時のK_{IC}値を、炭化物粒子寸法の確率分布と、その炭化物粒子をcrackingさせるのに必要な負荷の大きさから予測することを行っている。また、 Landesらは、[30]従来、塑性拘束度（応力の多軸度）の差によるものと説明されている、[34]試験片板厚の違いによる破壊靱性値の分布特性の差について、次のような確率論的見地からの解釈を与えている。すなわち、試験片板厚の厚いものの方が薄いものに比べて、破壊靱性値が全体的に小さな値を示すのは、試験片板厚の厚いものの方が薄いものよりも、材料に固有に分布する微視的組織の中の低靱性なものを含む確率が高く、材料の破壊靱性値はその最低靱性値によって決定されるためであると説明している。このようなLandesらの考え方は、従来からの weakest link model （最弱リンクモデル）に基づいたものと言える。さらに、 Wallin らも、[33]この最弱リンクモデルの考え方に基づいて、炭素鋼では切欠き先端近傍の強変形領域内で少なくとも一つの炭化物粒子がcrackingすれば、それが原因となってへき開破壊が生じるという確率モデル（ The WST-model）を考案し、その確率モデルを用いて炭素鋼のK_{IC}値を推定しようとしている。また、Wallinらは、その確率モデルに従えば、炭素鋼のK_{IC}値のばらつきは必然的に Weibull型の分布特性をもつようになることを示し、[35]さらに、K_{IC}値のばらつき特性の板厚依存性に対してもその確率モデルを適用することを試みている。[36]

一方、溶接部の破壊靱性値のばらつき特性について考察したものとして、松田らの研究がある。[37]松田らは、低炭素鋼の溶接ボンド部に切欠きをもつＶノッチシャルピ衝撃値のばらつき特性について検討し、切欠き先端近傍破面の詳細な観察結果から、溶接部のシャルピ衝撃値のばらつき特性は、脆性micro-crack が溶接部内で確率分布

する結晶粒径のなかの平均粒径よりも大きな結晶粒に発生するか、それとも、小さな結晶粒に発生するかという確率的変動によって決定されると述べている。この松田らの研究は、溶接部に切欠きをもつ靱性試験片でも、切欠き前縁が巨視的にみてほぼ均質とみなせる場合には、鋼板の場合とほぼ同様な手法によって、破壊靱性値のばらつき特性が評価ができる可能性のあることを示唆していると言えよう。しかしながら、本実験のように、切欠き前縁に沿って巨視的な材質の不均一が存在する場合には、これまでの検討の結果から当然予想されるように、材料に固有な微視的組織不均質だけでは必ずしも破壊靱性値のばらつき特性を十分に表現することはできず、巨視的靱性不均質の影響を考慮に入れたばらつきの取扱いが必要になる。

そこで、本章では、第２章、第３章の実験で明らかにした、不均質試験片のへき開破壊発生挙動や破壊限界ＣＯＤのばらつき特性におよぼす巨視的靱性不均質の影響をふまえて、破壊靱性値のばらつきに関するより一般化された確率モデルを設定する。また、この確率モデルの考え方に従って、

1) 均質試験片の破壊靱性試験結果から、切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在す場合の破壊靱性値の分布を推定する手順や、
2) 切欠き前縁に巨視的靱性不均質をもつ試験片の破壊靱性試験結果から、その不均質試験片の切欠き前縁に存在する低靱性領域そのものの破壊靱性を推定する手順、

についても述べる。

４．２　へき開破壊発生限界値のばらつきに関する一般化された最弱リンクモデル

本研究では、第２章、第３章の切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する三点曲げＣＯＤ試験により、次のような実験結果を得ている。

試験片板厚が20mm程度の試験片で、切欠き前縁に低靱性部が約１mm以上も存在するものでは、その低靱性部において先行してへき開破壊が発生していた。さらに、そのへき開破壊発生限界ＣＯＤのばらつき特性は、切欠き前縁に存在する低靱性部自身の靱性と、低靱性部の切欠き前縁において占める寸法の影響を大きく受け、低靱性部寸法の大きなものでは、低靱性部寸法の小さなものに比べて、限界ＣＯＤの値が全体的に小さく、そのばらつきの程度も小さくなっていた。これらの実験結果は、このような不均質試験片では、切欠き前縁に存在する最劣化部がへき開破壊の発生を支配し、切欠き前縁に占める低靱性部の寸法が大きくなると、その低靱性部が固有にもつ小さな靱性値でへき開破壊が発生する確率が高くなるために、破壊靱性値の平均的な値や破壊靱性値のばらつきの程度が共に小さくなることを意味するものと言える。

このような本実験の結果をふまえ、本研究では、以下の考え方に基づいた、破壊靱性値のばらつきに関する確率モデルを設定する。

（1）切欠き前縁に沿って巨視的靱性不均質が存在する試験片では、へき開破壊の発生限界値（第一段破壊の発生限界値）は、切欠き前縁に存在する最劣化部の靱性値（最小靱性値）によって決定される。

（2）そのときの、へき開破壊発生限界値のばらつき特性は、切欠き前縁に占める各材質の寸法と、その各材質に固有な微視的組織不均質（特に、低靱性部の寸法と、低靱性部そのものの靱性）によって決定される。

すなわち、本研究の確率モデルは、従来の最弱リンクモデルの考え方を基盤とし、それに巨視的靱性不均質の影響を取入れた、より一般化された最弱リンクモデルとなっている。図4.1 に、この本研究の確率モデルの考え方の模式図を示す。

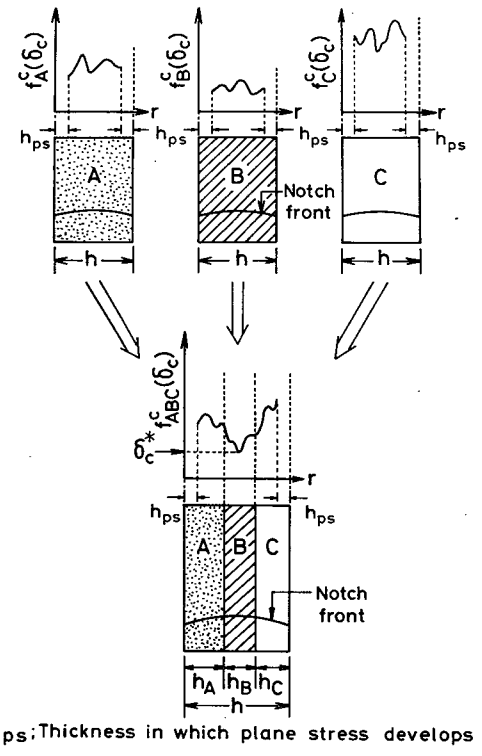


図4.1 一般化された最弱リンクモデルの考え方

また、本研究では、従来の研究[38～41]などを参考して、確率モデルに次のような仮定を設けることにする。

《仮定１》同一試験条件下で、へき開破壊を呈するものと、完全延性破壊を呈するものが共に出現することがあるが、本研究では、一つの試験片においてそのうちのいずれの破壊が生じるかは、材料固有の確率現象であるとする。すなわち、ある材質ｉから成る試験片板厚ｈの均質試験片の、試験温度Ｔにおける破壊靱性値（本研究では、指標パラメータとして、ＣＯＤ、δを用いる）の確率密度関数（以下、確率密度関数をＰＤＦと書く）、$f_i(\delta c, \delta m)$が、次のように表せるものとする。

$$f_i(\delta c, \delta m) = p_i \cdot f_i^c(\delta c) + q_i \cdot f_i^m(\delta m), \quad (p_i + q_i = 1) \qquad (4.1)$$

ただし、

p_i ；材質ｉから成る試験片板厚ｈの均質試験片が、へき開破壊を呈する確率。（本研究では、最終破壊様式に注目し、完全へき開破壊を呈するものと、延性き裂発生後にへき開破壊を呈するものは、特に区別せずに考察を進める。）

q_i ；前記の均質試験片が、完全延性破壊を呈する確率。

$f_i^c(\delta c)$；へき開破壊を呈したものの全数を母集団としたときの、へき開破壊発生限界ＣＯＤ、δｃのＰＤＦ。（前述の仮定に従って、第４章以降では、完全へき開破壊、延性き裂発生後のへき開破壊のいずれのへき開破壊に対しても、へき開破壊発生限界ＣＯＤを、δｃと記すことにする。）

$f_i^m(\delta m)$；完全延性破壊を呈したものの全数を母集団としたときの、最高荷重到達時のＣＯＤ、δｍのＰＤＦ。

《仮定２》試験片板厚の中央部と表面部では、変形拘束度（応力の多軸度）の差異のために場合によっては破壊挙動が異なることがあるので、[38]本研究では、図4.1 に示したように、平面応力状態に近いと思える板厚表面からｈpsの寸法の部分では、先行して破壊は生じないものとする。さらに、全板厚からそのｈpsの部分を除いた板厚内部では、変形拘束の程度は一様であるとする。なお、ｈpsの寸法については、き裂の応力拡大係数やＪ積分値の板厚方向の分布に関する従来の研究[39～41] を参考して、１mmとした。（※）

本研究では、全板厚からｈpsの部分を除いた板厚内部の、破壊発生に寄与する部分の寸法を、以後、有効寸法（有効板厚）とよぶことにする。

《仮定３》切欠き先端近傍でき裂の芽が生じるためには、ある最低限の負荷が必要であることを考慮して、その負荷から算出されるＣＯＤを、へき開破壊発生限界ＣＯＤの下限値（δc)min として設定する。本研究では、試験片が完全へき開破壊を呈する場合には、切欠き先端近傍の tear ridge で囲まれたへき開破壊領域の平均寸法Ｒp（この寸法Ｒp は、材料にも依存するが、本実験に用いた材料では、後に示すように約80～120 μm 程度の大きさである）が、平面ひずみ状態で塑性化するのに必要な負荷から算出されるＣＯＤを（δc)min とし、BS5762 [20]のＣＯＤ換算式の弾性成分の項を適用して、その値を求めることにした。

※

Villarrealらの、[39]光弾性法を用いた中央貫通切欠きをもつ平板のＫ値（応力拡大係数）の板厚方向分布の測定結果、また、Yamamotoらの、[40]中央貫通切欠きをもつ平板のＫ値の板厚方向分布の理論解析結果、さらに、菊池らの、[41]ＣＴ試験片に関するＪ積分値の板厚方向分布の弾塑性ＦＥＭ解析結果によれば、Ｋ値やＪ値の分布は板厚方向に一様でなく、板厚表面近傍では、板厚中央部に比べて、Ｋ値やＪ値が小さくなることが示されている。本研究では、彼らの実験結果や解析結果から、試験片板厚10～30mmの範囲内では試験片板厚によらず、板厚表面から約１mm以内の領域においてＫ値やＪ値が板厚中央部の値の約90％以下となっていることに注目して、ｈps寸法を１mmと設定した。

すなわち、き裂先端に生じる塑性域寸法Rは、平面ひずみ状態では、

$$R = \frac{1}{6\pi}\left[\frac{K}{\sigma_Y}\right]^2 \tag{4.2}$$

で与えられ、[42] この塑性域寸法Rが寸法Rp と等しくなる荷重レベルKp（応力拡大係数）は、

$$Kp^2 = 6\pi\sigma_Y{}^2 Rp \tag{4.3}$$

となるので、このKp^2 をBS5762のＣＯＤ換算式の弾性成分

$$\delta = \frac{K^2(1-\nu^2)}{2\sigma_Y E} \tag{4.4}$$

に代入すると、$(\delta c)min$ の値が、

$$(\delta c)min = \frac{3(1-\nu^2)}{E}\cdot\pi\sigma_Y Rp \tag{4.5}$$

と算出される。（ただし、σ_Y ；降伏応力、ν ；ポアソン比、E ；縦弾性係数）

また、試験片が必ず延性き裂発生後にへき開破壊する場合には、延性き裂発生限界ＣＯＤ、δ_i を $(\delta c)min$ とする。

４．３　一般化された最弱リンクモデルに基づく破壊靱性値分布の推定手順

本節では、前節で提案した本研究の確率モデル（一般化された最弱リンクモデル）の応用の仕方、すなわち、

1）均質試験片の破壊靱性値の分布を知ったとき、その破壊靱性値分布から、切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する試験片（ただし、切欠き前縁に存在する各材質の靱性は全て求まっているものとする）の破壊靱性値分布を推定する手順、

2）切欠き前縁に巨視的靱性不均質をもつ試験片の破壊靱性値の分布を知ったとき、その破壊靱性値分布から、不均質試験片の切欠き前縁に存在する低靱性領域そのものの破壊靱性を推定する手順、

について述べる。

4.3.1　切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する場合の破壊靱性値分布の推定手順

まず、均質試験片の破壊靱性値分布を基にして、切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する試験片の破壊靱性値分布を推定する手順について述べる。

図4.2 に示すような、切欠き前縁がｎ個の材質から成っている不均質試験片を考え

る。また、この不均質試験片の切欠き前縁に占める各材質の有効寸法（有効板厚）をh_iとする。（《仮定》２で述べたように、本研究では、板厚表面からh_{ps}の寸法の部分では、先行して破壊は生じないとしている。このため、図4.2 の不均質試験片では、板厚表面に位置する材質1 、材質n の寸法はそれぞれ$\overline{h}_1$ 、$\overline{h}_n$ であるが、有効寸法になおすと、これらは、$\overline{h}_1 - h_{ps} = h_1$ 、$\overline{h}_n - h_{ps} = h_n$ となる。）

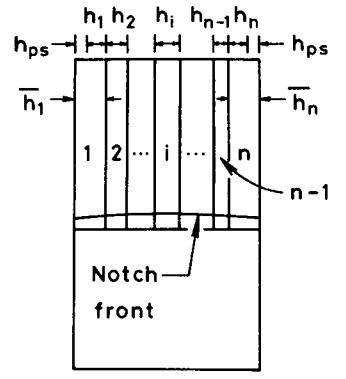


図4.2　切欠き前縁がｎ個の材質から成る不均質試験片

ここで、各材質ｉ（ｉ＝１～ｎ）について、有効板厚h_0のものの破壊靱性値のＰＤＦ、$f_i(\delta c, \delta m)$（(4.1) 式）が実験などによって得られているものとして、これらｎ個の均質材の破壊靱性値分布から、不均質試験片の破壊靱性値分布を推定する手順を以下に示す。

有効板厚h_0の均質材ｉ（ｉ＝１～ｎ）がへき開破壊を呈する確率p_iと、へき開破壊を呈した場合のへき開破壊発生限界ＣＯＤ、δｃのＰＤＦ、$f_i^c(\delta c)$がわかっているので、この均質材ｉがδｃ以下のＣＯＤでへき開破壊する確率を$G_i(\delta c)$とすると、$G_i(\delta c)$は、

$$G_i(\delta c) = p_i \int_{(\delta c)_{min,i}}^{\delta c} f_i^c(\delta c)\, d\delta c \qquad (i = 1 \sim n) \qquad (4.6)$$

ただし、$(\delta c)_{min,i}$ ；均質材ｉの限界ＣＯＤの下限値

で算出される。この$G_i(\delta c)$を用いると、不均質試験片中に存在する有効板厚h_iの均質材ｉにおいて、δｃ以下のＣＯＤでへき開破壊が生じる確率$H_i(\delta c)$が、次のように求まる。すなわち、有効板厚h_iの均質材ｉは、有効板厚h_0の均質材ｉがr_i個（$r_i = h_i / h_0$）板厚方向に重なったものと考えると、最弱リンクモデルによれば、確率$H_i(\delta c)$は、r_i個の材質ｉ（有効板厚h_0）のうちの少なくとも一つがδｃ以下のＣＯＤでへき開破壊する確率に等しい。よって、

$$H_i(\delta c) = 1 - [1 - G_i(\delta c)]^{r_i}, \quad r_i = h_i / h_0 \qquad (i = 1 \sim n) \qquad (4.7)$$

となる。ところで、対象としている不均質試験片は、(4.7) 式の靱性分布特性をもつｎ個の均質材が板厚方向に重なってできているので、ゆえに、この(4.7) 式より、不均質試験片がδｃ以下のＣＯＤでへき開破壊する確率$G_2(\delta c)$が次のように導ける。すなわち、本研究の確率モデルによれば、確率$G_2(\delta c)$は、(4.7) 式の靱性分布特性をもつｎ個の均質材のうちの少なくとも一つがδｃ以下のＣＯＤでへき開破壊する確

率に等しいから、

$$G_z(\delta c) = 1 - \prod_{i=1}^{n} [1 - H_i(\delta c)] \tag{4.8}$$

$$= 1 - \prod_{i=1}^{n} [1 - G_i(\delta c)]^{r_i} \tag{4.9}$$

となる。

また、この不均質試験片のへき開破壊発生限界ＣＯＤ、δc のＰＤＦ、$f_z^c(\delta c)$ は、次のようにして得られる。(4.9) 式で求まった$G_z(\delta c)$は、不均質試験片がへき開破壊する確率 p_z を知れば、

$$G_z(\delta c) = p_z \int_{(\delta c)_{min,z}}^{\delta c} f_z^c(\delta c)\, d\delta c \tag{4.10}$$

とも書くことができる。ここで、p_z は、本確率モデルによれば、不均質試験片中に存在するｎ個の均質材のうちの少なくとも一つがへき開破壊する確率で与えられるから、

$$p_z = 1 - \prod_{i=1}^{n} q_i^{r_i} \tag{4.11}$$

であり、よって、(4.9) 、(4.10)、(4.11)式より、

$$f_z^c(\delta c) = \frac{1}{1 - \prod_{i=1}^{n} q_i^{r_i}} \cdot \frac{d}{d\delta c} \left[1 - \prod_{i=1}^{n} [1 - G_i(\delta c)]^{r_i} \right] \tag{4.12}$$

が得られる。

また、簡単な場合として、図4.2 に示した不均質試験片の切欠き全縁が二つの材質Ａ、Ｂから成るようなときには、(4.9) 式、(4.12)式は、次のようになる。

$$G_z(\delta c) = 1 - [1 - G_A(\delta c)]^{r_A} [1 - G_B(\delta c)]^{r_B} \tag{4.13}$$

$$f_z^c(\delta c) = \frac{1}{1 - q_A^{r_A} \cdot q_B^{r_B}} \cdot \frac{d}{d\delta c} \left[1 - [1 - G_A(\delta c)]^{r_A} [1 - G_B(\delta c)]^{r_B} \right] \tag{4.14}$$

ただし、

$r_A = h_A / h_0$,　$r_B = h_B / h_0$

さらに、図4.2 の試験片の切欠き全縁が単独の材質から成り、かつ、その材質のへき開破壊確率ｐが１であるような場合には、(4.9) 式、(4.12)式は、Landesら[30] の

式と同じものとなる。

4.3.2　不均質試験片の切欠き前縁に存在する低靱性部自身の破壊靱性の推定手順

次に、不均質試験片の破壊靱性値分布を基にして、その不均質試験片の切欠き前縁に存在する低靱性領域そのものの破壊靱性を推定する手順について述べる。

図4.3 に示したような、切欠き前縁がｎ個の材質から成る不均質試験片を想定し、そのｎ個の材質の中で、材質Ｂの靱性が最も劣化している場合を考える。また、この不均質試験片の切欠き前縁に占める各材質の有効寸法を h_i （$i=1\sim n$）とし、特に最劣化部の材質Ｂの有効寸法を h_B と記す。

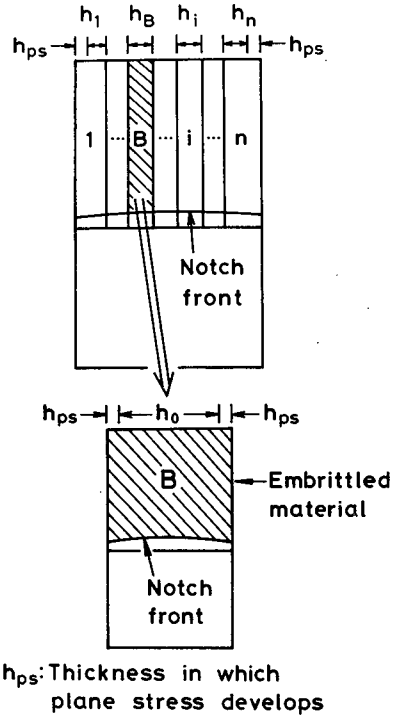


図4.3　切欠き前縁の一部に低靱性な領域が存在する試験片を用いて、その低靱性部自身の破壊靱性を推定

ここで、この不均質試験片の破壊靱性値のＰＤＦ、$f_z(\delta c,\delta m)$と、低靱性材Ｂを除く（ｎ－１）個の均質材について、有効板厚 h_0 のものの破壊靱性値のＰＤＦ、$f_i(\delta c,\delta m)$が実験などによって得られているものとして、これら（ｎ－１）個の均質材の破壊靱性値分布と不均質試験片の破壊靱性値分布から、有効板厚 h_0 の低靱性材Ｂそのものの破壊靱性を推定する手順を以下に示す。

不均質試験片がへき開破壊を呈する確率 p_z と、へき開破壊を呈した場合のへき開破壊発生限界ＣＯＤ、δc のＰＤＦ、$f_z^c(\delta c)$がわかっているので、この不均質試験片が δc 以下のＣＯＤでへき開破壊する確率を $G_z(\delta c)$とすると、$G_z(\delta c)$は次のように算出される。

$$G_z(\delta c)=p_z\int_{(\delta c)min,z}^{\delta c} f_z^c(\delta c)\,d\delta c \qquad (4.15)$$

ところで、本研究の確率モデル（一般化された最弱リンクモデル）では、不均質試験片のへき開破壊発生限界ＣＯＤは切欠き前縁の最小靱性値によって決まるとしているので、確率 $G_z(\delta c)$は、不均質試験片の切欠き前縁に存在する有効板厚 h_i のｎ個の材質のうちの、少なくとも一つが δc 以下のＣＯＤでへき開破壊する確率に等しい。

したがって、確率$G_z(\delta c)$は、

$$G_z(\delta c) = 1 - \prod_{i=1}^{n} [1 - H_i(\delta c)] \tag{4.8}$$

ただし、$H_i(\delta c)$；不均質試験片の切欠き前縁に存在する有効板厚h_iの材質iにおいて、δc以下のCODでへき開破壊が生じる確率

とも書くことができる。今、低靱性材Bを除く（n－1）個の均質材について、有効板厚h_0のもののへき開破壊確率p_iとへき開破壊発生限界COD、δcのPDF、$f_i^c(\delta c)$が得られているので、この（n－1）個の均質材に関しては、確率$H_i(\delta c)$が次のように計算できる。すなわち、最弱リンクモデルの考え方により、

$$H_i(\delta c) = 1 - [1 - G_i(\delta c)]^{r_i}, \quad r_i = h_i / h_0 \tag{4.7}$$

ただし

$$G_i(\delta c) = p_i \int_{(\delta c)_{min,i}}^{\delta c} f_i^c(\delta c)\, d\delta c$$

よって、(4.15)、(4.8)、(4.7)式より、不均質試験片中に存在する有効板厚h_Bの低靱性材Bにおいて、δc以下のCODでへき開破壊が生じる確率$H_B(\delta c)$が

$$H_B(\delta c) = 1 - \frac{1 - G_z(\delta c)}{\prod_{i=1\ (i \neq B)}^{n} [1 - G_i(\delta c)]^{r_i}} \tag{4.16}$$

と求まる。そこで、対象としている有効板厚h_0の低靱性材Bが、δc以下のCODでへき開破壊する確率を$G_B(\delta c)$とすると、この確率$G_B(\delta c)$は、最弱リンクモデルの考え方によれば、(4.16)式で得た確率$H_B(\delta c)$と、

$$H_B(\delta c) = 1 - [1 - G_B(\delta c)]^{r_B}, \quad r_B = h_B / h_0 \tag{4.17}$$

で関係づけられるので、ゆえに、

$$G_B(\delta c) = 1 - \left[\frac{1 - G_z(\delta c)}{\prod_{i=1\ (i \neq B)}^{n} [1 - G_i(\delta c)]^{r_i}} \right]^{1/r_B} \tag{4.18}$$

が得られる。

また、有効板厚h_0の低靱性材Bのへき開破壊発生限界COD、δcのPDF、$f_B^c(\delta c)$は、次のようにして得られる。(4.18)式で求まった確率$G_B(\delta c)$は、この有

効板厚 h_0 の低靱性材Bがへき開破壊する確率 p_B を知れば、

$$G_B(\delta c) = p_B \int_{(\delta c)_{min,B}}^{\delta c} f_B^c(\delta c)\, d\delta c \tag{4.19}$$

とも表現することができる。ここで、p_B は、本研究の確率モデルによれば、

$$p_B = 1 - \left[\frac{q_z}{\prod_{i=1\ (i \neq B)}^{n} q_i^{r_i}} \right]^{1/r_B} \tag{4.20}$$

となるので（※※）、ゆえに、(4.18)、(4.19)、(4.20)式より、

$$f_B^c(\delta c) = \frac{1}{1 - \left[\frac{q_z}{\prod_{i=1\ (i \neq B)}^{n} q_i^{r_i}} \right]^{1/r_B}} \times \frac{d}{d\delta c} \left[1 - \left[\frac{1 - G_z(\delta c)}{\prod_{i=1\ (i \neq B)}^{n} \{1 - G_i(\delta c)\}^{r_i}} \right]^{1/r_B} \right] \tag{4.21}$$

が得られる。

※※

本研究の確率モデルによれば、不均質試験片が完全延性破壊する確率 q_z は、不均質試験片中に存在するn個の均質材（有効板厚 h_i ）のいずれもが完全延性破壊する確率で与えられるから、

$$q_z = \prod_{i=1}^{n} q_i^{r_i} \quad , \quad r_i = h_i / h_0$$

ただし、q_i ；有効板厚 h_i の均質材 i が完全延性破壊する確率

となる。今、q_z 、および、低靱性材Bを除く（n－1）個の均質材について q_i がわかっているので、ゆえに、有効板厚 h_0 の低靱性材Bがへき開破壊する確率 p_B が

$$p_B = 1 - q_B = 1 - \left[\frac{q_z}{\prod_{i=1\ (i \neq B)}^{n} q_i^{r_i}} \right]^{1/r_B}$$

と求まる。

また、簡単な場合として、図4.3 に示した不均質試験片の切欠き前縁が二つの材質A、Bから成るようなときには、(4.18)式、(4.21)式は、次のようになる。

$$G_B(\delta c) = 1 - \left[\frac{1 - G_Z(\delta c)}{\left[1 - G_A(\delta c)\right]^{r_A}} \right]^{1/r_B} \tag{4.22}$$

$$f_B^c(\delta c) = \frac{1}{1 - \left[\dfrac{q_Z}{q_A^{r_A}} \right]^{1/r_B}} \cdot \frac{d}{d\delta c} \left[1 - \left[\frac{1 - G_Z(\delta c)}{\left[1 - G_A(\delta c)\right]^{r_A}} \right]^{1/r_B} \right] \tag{4.23}$$

ただし、

$$r_A = h_A / h_0 \quad , \quad r_B = h_B / h_0$$

以上の確率論的解析によれば、試験片本数が無限の場合（無限母集団）の破壊靱性値の分布を推定することができる。しかしながら、現実の破壊靱性試験では、試験片本数は有限であるので、このような場合の破壊靱性値分布を推定するためには、試験片本数が有限であることに起因する試験結果のばらつきを考慮に入れた手法（例えば、モンテカルロ法によるシミュレーション手法）を用いる必要がある。

4．4　結論

本章では、切欠き前縁に沿って材質の不均一が存在する場合の破壊靱性値のばらつき特性を表現するには、微視的な組織不均質に加えて、巨視的な靱性不均質（特に、低靱性部の存在）の果たす役割を考慮する必要性のあることを指摘し、次のような考え方に基づいた確率モデルを設定した。

（1）切欠き前縁に沿って巨視的靱性不均質が存在する試験片では、へき開破壊の発生限界値（第一段破壊の発生限界値）は、切欠き前縁に存在する最劣化部の靱性値（最小靱性値）によって決定される。

（2）そのときの、へき開破壊発生限界値のばらつき特性は、切欠き前縁に占める各材質の寸法と、その各材質に固有な微視的組織不均質（特に、低靱性部の寸法と、低靱性部そのものの靱性）によって決定される。

すなわち、本研究の確率モデルは、従来の最弱リンクモデルの考え方を基盤とし、それに巨視的靱性不均質の影響を取入れた、より一般化された最弱リンクモデルとなっている。

また、この本研究の確率モデルの考え方に従って、

1) 均質試験片の破壊靱性試験結果から、切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する場合の破壊靱性値分布を推定する手順や、
2) 切欠き前縁に巨視的靱性不均質をもつ試験片の破壊靱性試験結果から、その不均質試験片の切欠き前縁に存在する低靱性領域そのものの破壊靱性を推定する手順、

を示した。

第５章
溶接部の破壊靱性値分布推定への一般化された最弱リンクモデルの適用性

５．１　緒言

第５章では、本研究で提案した確率モデル（一般化された最弱リンクモデル）が、溶接部の破壊靱性値のばらつき特性を把握するモデルとして有用であることを確認する。

そのために、本研究の確率モデルを適用することによって、溶接部に関する次のような三種類の破壊靱性値分布推定を行い、その推定結果を実験で得た破壊靱性値分布と比較・検討する。

〔推定１〕溶接金属部や熱影響部に切欠きをもつ試験片の破壊靱性値のばらつき特性におよぼす試験片板厚の影響を推定する。

〔推定２〕溶接金属部に切欠きをもつ試験片や素材試験片など、切欠き前縁が巨視的にみてほぼ均質な試験片の破壊靱性試験結果から、クロスボンドノッチタイプ試験片のような、切欠き前縁に巨視的靱性不均質をもつ試験片の破壊靱性値分布を推定する。

〔推定３〕切欠き前縁に巨視的靱性不均質をもつ試験片の破壊靱性試験結果から、溶接部に存在する低靱性部自身の破壊靱性を推定する。

なお、上記の〔推定１〕～〔推定３〕の破壊靱性値分布推定は、第３章のSeriesⅣ～SeriesⅦの実験で得たデータを用いて行うことにする。

５．２　検討内容

まず、SeriesⅣ～SeriesⅦの各Seriesについて、具体的にどのような破壊靱性値分布推定を行うのかについて述べる。

（１）破壊靱性値の分布特性におよぼす試験片板厚の影響の推定〔推定１〕に関して

SeriesⅣ；SM58鋼被覆アーク溶接継手の熱影響部に切欠きをもつ、試験片板厚10mmのHAZ(Ⅰ)-10-type 試験片と25mmのHAZ(Ⅰ)-25-type 試験片を取上げ、HAZ(Ⅰ)-10-type試験片の破壊靱性試験結果から、HAZ(Ⅰ)-25-type 試験片のへき開破壊発生限界値の分布を推定する。

SeriesⅥ；HT80鋼電子ビーム溶接継手の溶接金属部に切欠きをもつ、試験片板厚10mmのWM-10-type試験片と30mmのWM-30-type試験片を取上げ、WM-10-type試験片の破壊靱性試験結果から、WM-30-type試験片のへき開破壊発生限界値の分布を推定する。

（２）切欠き前縁に巨視的靱性不均質をもつ試験片の破壊靱性値分布の推定〔推定２〕に関して

SeriesⅣ；切欠き前縁が D6216系の溶接金属から成る WM(Ⅰ)-10-type 試験片と、切欠き前縁が硬化肉盛系の溶接金属から成る H-10-type試験片の破壊靱性試験結果から、これら二種類の溶接金属が切欠き前縁に存在する CH-3-25- 、CH-9-25-type試験片のへき開破壊発生限界値の分布を推定する。

SeriesⅤ；切欠き前縁が Ni-free, Ti-B系の溶接金属から成る T-22-type試験片と、切欠き前縁が Si-Mn系の溶接金属から成る S-22-type試験片の破壊靱性試験結果から、これら二種類の溶接金属が切欠き前縁に存在する CS-15-22-type試験片のへき開破壊発生限界値の分布を推定する。

SeriesⅥ；HT80鋼素材試験片（BM-10-type試験片）、および、HT80鋼電子ビーム溶接継手の溶接金属部、熱影響部に切欠きをもつ試験片（それぞれ、WM-10-type、HAZ-10-type 試験片）の破壊靱性試験結果から、電子ビーム溶接部を横切る切欠きをもつ CW-10- 、CW-20-、CW-30-type試験片のへき開破壊発生限界値の分布を推定する。

SeriesⅦ；SM58鋼素材試験片(BM(Ⅱ)-10-type 試験片）、それに、SM58鋼サブマージアーク溶接継手の溶接金属部、熱影響部に切欠きをもつ試験片（それぞれ WM(Ⅱ)-10-type 、HAZ(Ⅱ)-10-type 試験片）の破壊靱性試験結果から、溶接ボンド部を横切る切欠きをもつ CB-10- 、CB-25-type試験片のへき開破壊発生限界値の分布を推定する。

（３）溶接部に存在する低靱性部自身の破壊靱性の推定〔推定３〕に関して

SeriesⅣ；CH-3-25-type試験片（あるいはCH-9-25-type試験片）と WM(Ⅰ)-10-type 試験片の破壊靱性試験結果から、切欠き前縁が低靱性な硬化肉盛系溶接金属のみから成る H-10-type試験片のへき開破壊発生限界値の分布を推定する。

SeriesⅤ；CS-15-22-type 試験片と T-22-type試験片の破壊靱性試験結果から、切欠き前縁が低靱性な Si-Mn系の溶接金属のみから成る S-22-type試験片のへき開破壊発生限界値の分布を推定する。

SeriesⅥ；CW-10-type試験片（あるいは、CW-20-、CW-30-type試験片）、および、WM-10-type試験片、BM-10-type試験片の破壊靱性試験結果から、低靱性な溶接熱影

響部に切欠きをもつ HAZ-10-type試験片のへき開破壊発生限界値の分布を推定する。

５．３　破壊靱性値分布の推定に必要な試験データの整理

5.3.1　破壊靱性値分布推定に必要な試験データ

本節では、本研究の確率モデル（一般化された最弱リンクモデル）を適用して、〔推定１〕～〔推定３〕の破壊靱性値分布推定を行うのに必要な試験データを整理する。

破壊靱性値分布推定に必要な試験データは、〔推定１〕～〔推定３〕の各々の場合について次のとおりである。

（１）破壊靱性値の分布特性におよぼす試験片板厚の影響の推定〔推定１〕に関して

SeriesⅣ；HAZ(Ⅰ)-10-type 試験片がへき開破壊を呈する確率ｐ，および、へき開破壊を呈した場合のへき開破壊発生限界ＣＯＤ、δｃ（第４章以降では、完全へき開破壊と延性き裂発生後のへき開破壊はとくに区別しておらず、両者いずれのへき開破壊に対しても、へき開破壊発生限界ＣＯＤをδｃと記している）の確率密度関数（ＰＤＦ）、$f^{c}(\delta c)$。HAZ(Ⅰ)-10-type 試験片のへき開破壊発生限界ＣＯＤの下限値 $(\delta c)_{min}$ 。

SeriesⅥ；WM-10-type試験片のｐ、$f^{c}(\delta c)$、$(\delta c)_{min}$ 。

（２）切欠き前縁に巨視的靱性不均質をもつ試験片の破壊靱性値分布の推定〔推定２〕に関して

SeriesⅣ； WM(Ⅰ)-10-type 試験片、H-10-type 試験片それぞれの、ｐ、$f^{c}(\delta c)$、$(\delta c)_{min}$ 。CH-3-25-type試験片や、CH-9-25-type試験片の切欠き前縁に占めるD6216系溶接金属部、硬化肉盛系溶接金属部それぞれの寸法。

SeriesⅤ；T-22-type 試験片、S-22-type 試験片それぞれについて、ｐ、$f^{c}(\delta c)$、$(\delta c)_{min}$ 。 CS-15-22-type試験片の切欠き前縁に占める Ni-free, Ti-B系溶接金属部、 Si-Mn系溶接金属部それぞれの寸法。

SeriesⅥ；BM-10-type試験片、および、WM-10-type試験片、HAZ-10-type 試験片それぞれのｐ、$f^{c}(\delta c)$、$(\delta c)_{min}$ 。CW-10-type試験片や、CW-20-type、CW-30-type試験片の切欠き前縁に占める電子ビーム溶接金属部、熱影響部、HT80母材部それぞれの寸法。

SeriesⅦ； WM(Ⅱ)-10-type 試験片、HAZ(Ⅱ)-10-type 試験片それぞれについて、p、$f^{c}(\delta c)$、$(\delta c)_{min}$ 。CB-10-type試験片や、CB-25-type試験片の切欠き前縁に占める溶接金属部、熱影響部それぞれの寸法。（試験温度－65℃では、SM58鋼素材試験片は、全てのものが完全延性破壊した（図3.4(d)参照）。このため、本研究の確率モデルに従えば、CB-10-type試験片やCB-25-type試験片の切欠き前縁に存在するSM58母材部は、これら CB-type試験片のへき開破壊発生には全く寄与しないことになる。）

（３）溶接部に存在する低靱性部自身の破壊靱性の推定〔推定３〕に関して

SeriesⅣ；CH-3-25-type試験片（あるいはCH-9-25-type試験片）、WM(Ⅰ)-10-type試験片それぞれのp、$f^{c}(\delta c)$、$(\delta c)_{min}$ 。CH-3-25-type試験片（あるいは CH-9-25-type 試験片）の切欠き前縁に占める D6216系溶接金属部、硬化肉盛系溶接金属部それぞれの寸法。

SeriesⅤ；CS-15-22-type 試験片、T-22-type 試験片それぞれの、p、$f^{c}(\delta c)$、$(\delta c)_{min}$ 。 CS-15-22-type試験片の切欠き前縁に占める Ni-free, Ti-B系溶接金属部、 Si-Mn系溶接金属部それぞれの寸法。

SeriesⅥ；CW-10-type試験片（あるいは、CW-20-、CW-30-type試験片）、および、WM-10-type試験片、BM-10-type試験片それぞれのp、$f^{c}(\delta c)$、$(\delta c)_{min}$ 。CW-10-type 試験片（あるいは、CW-20-、CW-30-type試験片）の切欠き前縁に占める電子ビーム溶接金属部、熱影響部、HT80母材部それぞれの寸法。

次に、これらの破壊靱性値分布の推定に用いる各試験片のへき開破壊確率p、へき開破壊発生限界ＣＯＤの確率密度関数$f^{c}(\delta c)$、および、へき開破壊発生限界ＣＯＤの下限値 $(\delta c)_{min}$ を決定する。

5.3.2 へき開破壊確率p、へき開破壊発生限界ＣＯＤの確率密度関数 $f^{c}(\delta c)$、へき開破壊発生限界ＣＯＤの下限値 $(\delta c)_{min}$ の決定

（１）へき開破壊確率p

本研究では、試験片がへき開破壊を呈する確率pについては、実験を行った全試験片の本数に対する、へき開破壊を呈した試験片の本数の割合で与えることにした。すなわち、

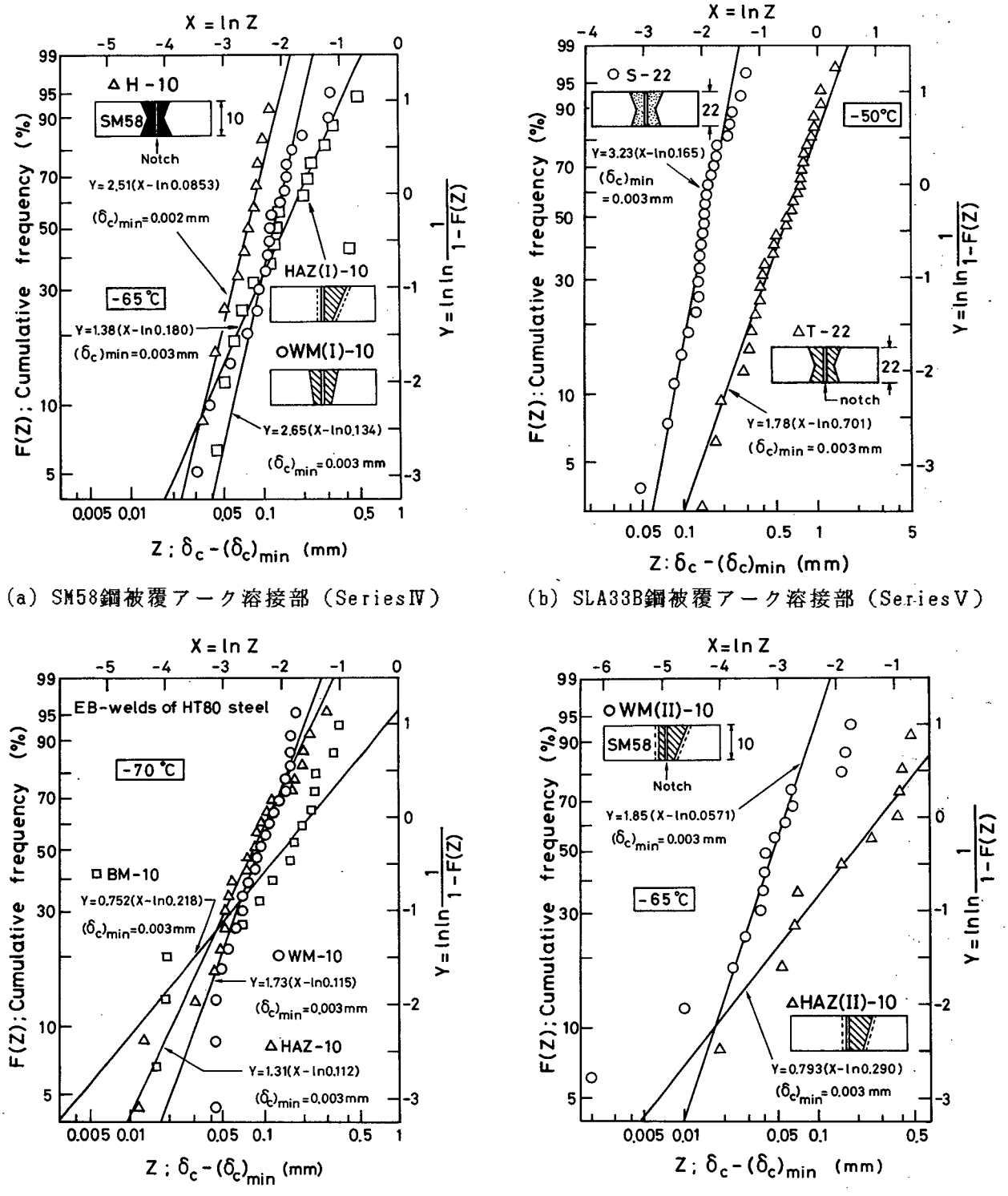
$$p = n / N \tag{5.1}$$

ただし、 n；へき開破壊を呈した試験片の本数

N；実験を行った全試験片の本数

（２）へき開破壊発生限界ＣＯＤの確率密度関数 $f^{c}(\delta c)$

試験片がへき開破壊を呈した場合のへき開破壊発生限界ＣＯＤ、δc の確率密度関数 $f^{c}(\delta c)$は、次のようにして決定した。



(a) SM58鋼被覆アーク溶接部（SeriesⅣ）　(b) SLA33B鋼被覆アーク溶接部（SeriesⅤ）

(c) HT80鋼電子ビーム溶接部（SeriesⅥ）　(d) SM58鋼サブマージアーク溶接部（SeriesⅦ）

図5.1　へき開破壊発生限界ＣＯＤ、δc の Weibull確率紙へのプロット

切欠き前縁が巨視的にみてほぼ均質とみなせる試験片（素材試験片や、溶接金属部、熱影響部に切欠きをもつ試験片）の $f^c(\delta c)$ については、従来の研究[1～10]を参考して、三母数 Weibull分布、

$$f^c(\delta c)=\frac{\alpha}{\beta}\left[\frac{\delta c-(\delta c)min}{\beta}\right]^{\alpha-1}\cdot exp\left[-\left[\frac{\delta c-(\delta c)min}{\beta}\right]^{\alpha}\right]$$

ただし、α ; Weibull形状母数、β ; Weibull尺度母数　　(5.2)

で与えることにした。なお、鋼板の完全へき開破壊のみを対象とする場合には、Weibull形状母数αは、常に2になるという説がある。[35]しかしながら、本研究では、完全へき開破壊だけでなく延性き裂発生後のへき開破壊も含めて取扱っており、さらに、溶接部を対象としているので、実験で得たへき開破壊発生限界ＣＯＤ、δc を図5.1 に示すように Weibull確率紙上にプロットして、最小自乗法によって形状母数α、尺度母数βを決定することにした。ただし、実験データの数が少ないときには、出現確率の小さなデータは真の母集団分布から大きくはずれる可能性のあることを考慮して、本研究では、出現確率の比較的大きなデータ（限界ＣＯＤの累積確率が20～80％の範囲内にあるデータとした）のみを用いて母数α、βを決定するという手法をとった。（この手法の妥当性については、第６章で詳しく述べる。）

このように、切欠き前縁が巨視的にみてほぼ均質な試験片の $f^c(\delta c)$を Weibull分布と仮定すると、切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する試験片の $f^c(\delta c)$は、必ずしも Weibull分布になるとは限らない。（なぜなら、前章で導いた(4.12)式を参照。）そこで、切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する試験片のへき開破壊発生限界値の分布については、実験で得た δc を単に順序統計量として累積分布で整理したもの（図3.9 参照）で与えることにした。

（３）へき開破壊発生限界ＣＯＤの下限値 $(\delta c)min$

へき開破壊発生限界ＣＯＤの下限値 $(\delta c)min$ は、前章で述べたように、切欠き先端近傍のtear ridgeで囲まれたへき開破壊領域の平均寸法Ｒp が平面ひずみ状態で塑

表5.1　切欠き先端近傍の tear ridge で囲まれたへき開破壊領域の平均寸法Ｒp と、その寸法Ｒp から求めた限界ＣＯＤの下限値 $(\delta c)min$

Series	Specimen	Temperature (°C)	σ_Y (MPa)	R_p (μm)	$(\delta_c)_{min}$ (mm)
IV	H-10	-65	669	75	0.002
	WM(I)-10		579	120	0.003
	HAZ(I)-10		579	115	0.003
V	S-10	-50	429	-	0.003
	T-10		599	-	0.003
VI	WM-10	-70	840	95	0.003
	HAZ-10		821	100	0.003
	BM-10		821	100	0.003
VII	WM(II)-10	-65	598	105	0.003
	HAZ(II)-10		598	105	0.003

σ_Y : Yield stress at test temperature
R_p : Average size of cleavage region surrounded by tear ridge in the vicinity of crack tip
$(\delta_c)_{min}$: Minimum value of critical COD, δ_c

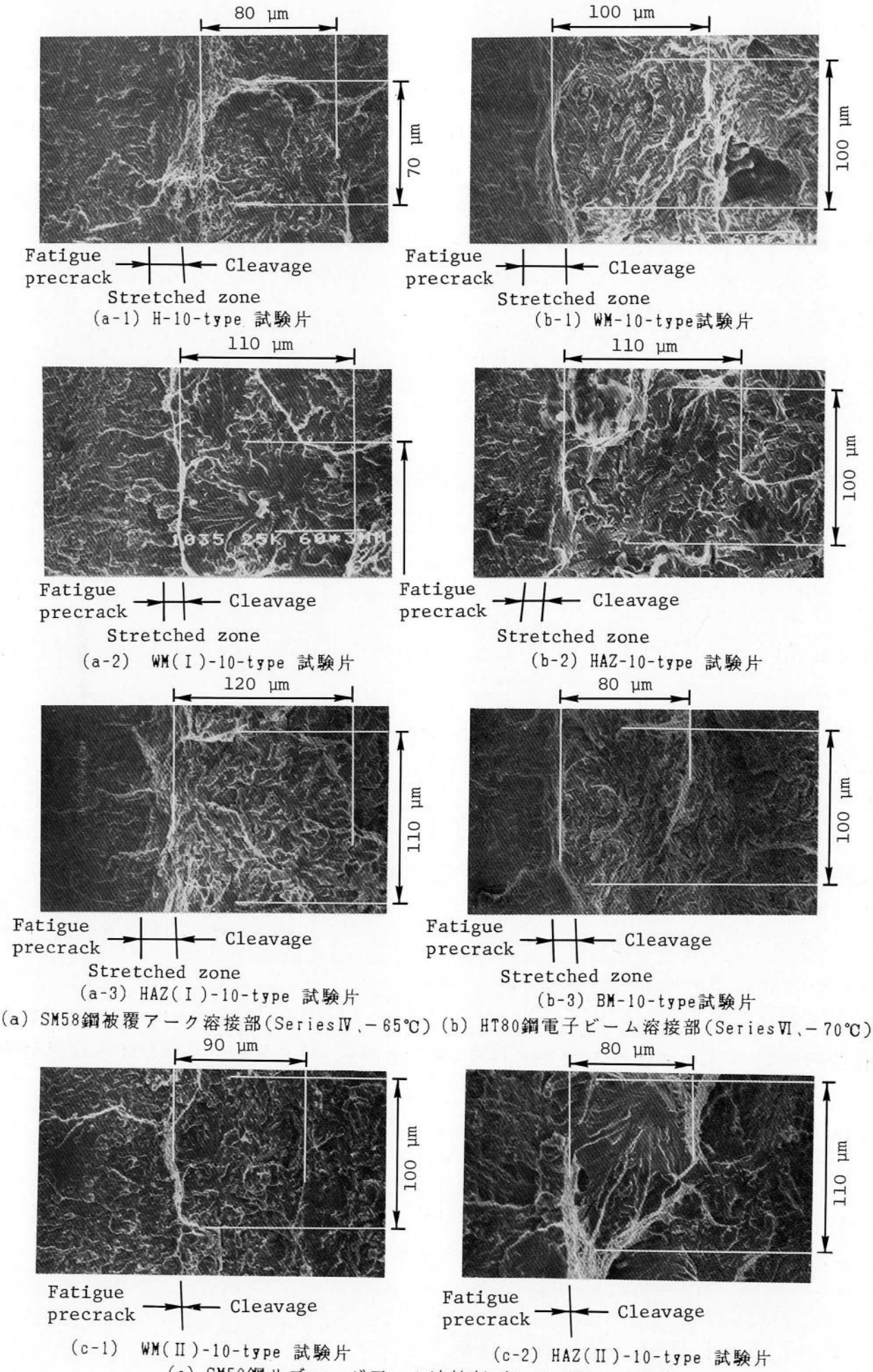


図5.2　切欠き先端近傍の tear ridge で囲まれたへき開破壊領域の代表例

性化するのに必要な負荷から求まるＣＯＤで定義し、(4.5) 式によってその値を算出することにした。表5.1 に、SeriesⅣ～SeriesⅦの各試験片のへき開破壊領域の平均寸法Ｒｐ と、その寸法Ｒｐ から算出した（δc)min の値をまとめて示す。（ただし、SeriesⅤの試験片の（δc)min の値については、SeriesⅣやSeriesⅥ、Ⅶの試験片の（δc)min の値を参考して、（δc)min ＝ 0.003mmと与えた。）また、図5.2 に、寸法Ｒｐ を決定するのに用いた、各試験片の切欠き先端近傍のtear ridgeで囲まれたへき開破壊領域の代表例を示す。

以上のようにして決定した、溶接部の破壊靱性値分布推定に用いる試験データを、表5.2 ～表5.4 にまとめて示す。

表5.2　HAZ(Ⅰ)-25-type 、WM-30-type試験片の破壊靱性値分布推定に用いた試験データ

Specimen	Weibull parameters			Probability of cleavage fracture	Specimen of which cleavage toughness is estimated
	α	β(mm)	$(\delta_c)_{min}$ (mm)		
HAZ(I)-10 (10, D6216)	1.38	0.180	0.003	15/23	HAZ(I)-25 (25)
WM-10 (10, EB-welds)	1.73	0.115	0.003	22/22	WM-30 (30)

表5.3　切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する試験片の破壊靱性値分布推定に用いた試験データ

Specimen	Weibull parameters			Probability of cleavage fracture	Specimen of which cleavage toughness is estimated
	α	β(mm)	$(\delta_c)_{min}$(mm)		
WM(I)-10 (10, D6216)	2.65	0.134	0.003	19/19	CH-3-25 (3, 25)
H-10 (10, DF2A-300-B)	2.51	0.0853	0.002	11/11	CH-9-25 (9, 25)
T-22 (22, Ni-free Ti-B)	1.78	0.701	0.003	31/55	CS-15-22 (15, 22)
S-22 (22, Si-Mn)	3.23	0.165	0.003	26/26	notch
BM-10 (10, HT80)	0.752	0.218	0.003	14/19	CW-10 (4, 10)
HAZ-10 (10)	1.31	0.112	0.003	22/22	CW-20 (1.5, 20)
WM-10 (10, EB-welds)	1.73	0.115	0.003	22/22	CW-30 (1.5, 30, 1.5)
HAZ(II)-10 (10, SM58)	0.793	0.290	0.003	10/18	CB-10 (3, 1.5, 10)
WM(II)-10 (10, F8P6-EG-A4)	1.85	0.0571	0.003	15/19	CB-25 (10, 2, 25)

表5.4　溶接部に存在する低靭性部自身の破壊靭性推定に用いた試験データ

Specimen	Weibull parameters			Probability of cleavage fracture	Specimen of which cleavage toughness is estimated
	α	β(mm)	$(\delta_c)_{min}$(mm)		
WM(I)-10	2.65	0.134	0.003	19 / 19	
CH-3-25	Cumulative distribution of δ_c ····· see Fig.3.9 (a)			18 / 18	H-10
CH-9-25				14 / 14	
T-22	1.78	0.701	0.003	31 / 55	S-22
CS-15-22	Cumulative distribution of δ_c ····· see Fig.3.9(b)			11 / 11	
BM-10	0.752	0.218	0.003	14 / 19	
WM-10	1.73	0.115	0.003	22 / 22	
CW-10	Cumulative distribution of δ_c ····· see Fig.3.9 (c)			19 / 19	HAZ-10
CW-20				15 / 15	
CW-30				18 / 18	

5．4　一般化された最弱リンクモデルの適用による溶接部の破壊靭性値分布の推定

5.4.1　破壊靭性値の分布特性におよぼす試験片板厚の影響の推定

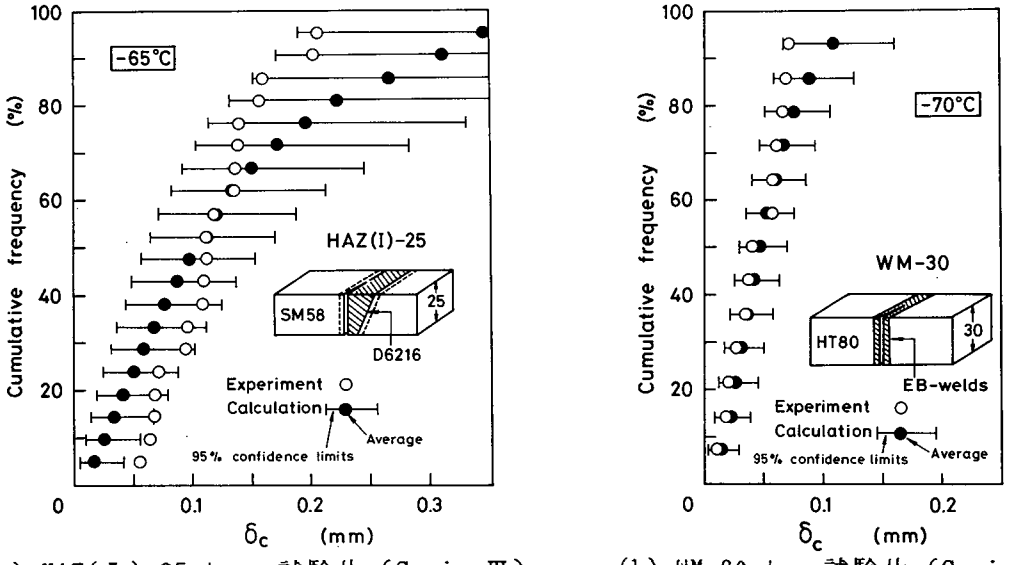
本研究で提案した確率モデル（一般化された最弱リンクモデル）を適用して、表5.2 ～表5.4 に示した試験データから、SeriesⅣ～Ⅶの各種試験片の破壊靭性値分布（へき開破壊発生限界ＣＯＤの分布）を推定する。

まず、溶接金属部や熱影響部に切欠きをもつ試験片の、へき開破壊発生限界ＣＯＤの分布特性におよぼす試験片板厚の影響を推定する。

図5.3 は、SeriesⅣの試験片板厚10mmのHAZ(Ｉ)-10-type 試験片、SeriesⅥの試験片板厚10mmのWM-10-type試験片の破壊靭性試験結果から、それぞれ、試験片板厚25mmのHAZ(Ｉ)-25-type 試験片、試験片板厚30mmのWM-30-type試験片のへき開破壊発生限界ＣＯＤの累積分布（以後、これを限界ＣＯＤ分布とよぶ）を推定した結果を示した

ものである。ただし、試験片本数が有限であることに起因する限界ＣＯＤ分布のばらつき範囲を把握するために、限界ＣＯＤ分布の推定は、モンテカルロ法によるシミュレーション手法によって行った。図中の├──┤印は、そのシミュレーション手法によって求めた限界ＣＯＤ分布の95％信頼区間（限界ＣＯＤ分布が95％の確率で存在する範囲）を表しており、参考のために、確率論的解析によって求めた限界ＣＯＤ分布（試験片本数が無限の場合の限界ＣＯＤ分布に相当する）も●印で示した。なお、モンテカルロ法によるシミュレーションは、限界ＣＯＤ分布の平均が●印で示した解析結果に収束するまで行った。（ここでは、1000回。シミュレーションの具体的な手順については、本章付録を参照。）図5.3 には、比較のために、実験で得た限界ＣＯＤ分布も○印で同時にプロットしているが、これをみると、実験で得た限界ＣＯＤ分布は、HAZ(Ｉ)-25-type 試験片の場合でも、WM-30-type試験片の場合でも、推定によって求めた限界ＣＯＤ分布の95％信頼区間内にほぼ存在していることがわかる。

また、表5.5 では、HAZ(Ｉ)-25-type 試験片、WM-30-type試験片のへき開破壊発生限界ＣＯＤの平均値 $\overline{\delta}c$ の推定結果と実験結果を比較している。これをみると、$\overline{\delta}c$



(a) HAZ(Ｉ)-25-type 試験片（SeriesⅣ）　(b) WM-30-type試験片（SeriesⅥ）

図5.3　試験片板厚10mmのHAZ(Ｉ)-10-type 試験片、WM-10-type試験片の試験データから推定した、試験片板厚25mmのHAZ(Ｉ)-25-type 試験片、試験片板厚30mmのWM-30-type試験片のへき開破壊発生限界ＣＯＤ分布

表5.5　試験片板厚10mmのHAZ(Ｉ)-10-type 試験片、WM-10-type試験片の試験データから推定した、試験片板厚25mmのHAZ(Ｉ)-25-type 試験片、試験片板厚30mmのWM-30-type試験片のへき開破壊発生限界ＣＯＤの平均値 $\overline{\delta}c$

Specimen	$\overline{\delta}c$: Average value of δc (mm)		
	Experiment	Calculation	
		95% confidence limits	mean
HAZ(I)-25	0.12	0.08 ~ 0.17	0.12
WM-30	0.04	0.03 ~ 0.07	0.05

に関しても、推定結果と実験結果はほぼ一致していることがわかる。

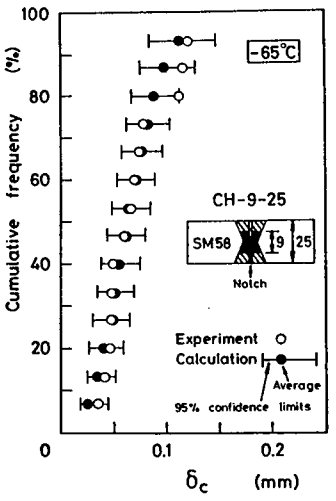
5.4.2 切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する試験片の破壊靱性値分布の推定

次に、溶接金属部に切欠きをもつ試験片や素材試験片など、切欠き前縁が巨視的にみてほぼ均質な試験片の破壊靱性試験結果から、切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する試験片のへき開破壊発生限界値分布を推定する。

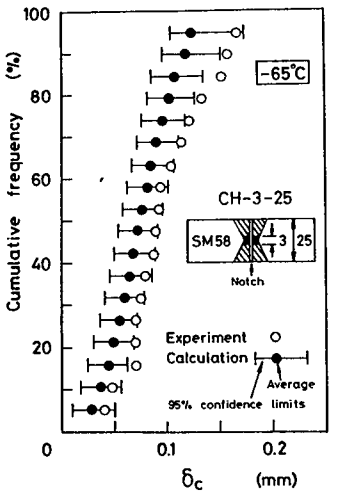
図5.4(a)は、SeriesⅣの切欠き前縁が D6216系溶接金属から成る WM(Ⅰ)-10-type試験片と、切欠き前縁が硬化肉盛系溶接金属から成る H-10-type試験片の破壊靱性試験結果から、これら二種類の溶接金属が切欠き前縁に存在するCH-9-25-type試験片、CH-3-25-type試験片の限界ＣＯＤ分布を推定した結果を示している。また、図5.4(b)は、SeriesⅤの切欠き前縁が Ni-free, Ti-B系溶接金属から成る T-22-type試験片と、切欠き前縁が Si-Mn系溶接金属から成る S-22-type試験片の破壊靱性試験結果から推定した、これら二種類の溶接金属が切欠き前縁に存在する CS-15-22-type試験片の限界ＣＯＤ分布を表している。さらに、図5.4(c)は、SeriesⅥのHT80鋼素材試験片（BM-10-type試験片）、および、HT80鋼電子ビーム溶接継手のそれぞれ溶接金属部、熱影響部に切欠きをもつWM-10-type試験片、 HAZ-10-type試験片の破壊靱性試験結果から推定した、電子ビーム溶接部を横切る切欠きをもつ CW-typeの試験片（CW-30-、CW-20-、CW-10-type試験片）の限界ＣＯＤ分布を、また、図5.4(d)は、SeriesⅦのSM58鋼サブマージアーク溶接継手の溶接金属部に切欠きをもつ WM(Ⅱ)-10-type 試験片と、熱影響部に切欠きをもつHAZ(Ⅱ)-10-type 試験片の破壊靱性試験結果から推定した、溶接ボンド部を横切る切欠きをもつ CB-typeの試験片（CB-25-、CB-10-type試験片）の限界ＣＯＤ分布を示している。なお、この図5.4 の場合も、限界ＣＯＤ分布の推定は、モンテカルロ法によるシミュレーション手法によって行った。

これらの図をみると、SeriesⅣ～SeriesⅥでは、実験で得た不均質試験片の限界ＣＯＤ分布は、推定によって求めた限界ＣＯＤ分布の95%信頼区間内にほぼ存在していることがわかる。しかし、SeriesⅦの CB-type試験片の場合には、限界ＣＯＤ分布の推定結果は、特に、限界ＣＯＤの小さな領域において、実験結果よりも幾分限界ＣＯＤの小さな側に位置している。（この理由については、後で詳しく考察する。）

また、表5.6 には、これらSeriesⅣ～Ⅶの不均質試験片の、へき開破壊発生限界ＣＯＤの平均値 $\overline{\delta}c$ の推定結果と実験結果を比較して示した。これをみると、$\overline{\delta}c$ に関しては、いずれのSeriesの試験片においても、実験結果は、推定によって求めた $\overline{\delta}c$ の95%信頼区間内にほぼ存在していることがわかる。

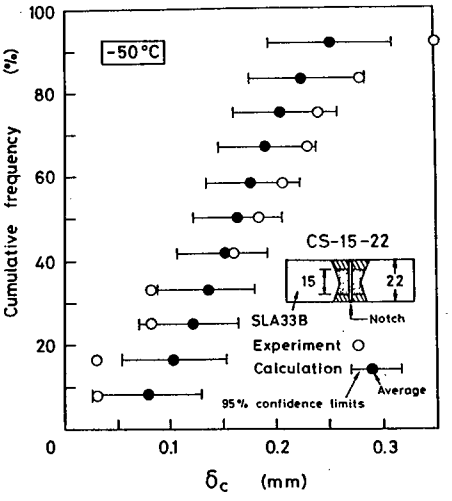


(a-1) CH-9-25-type試験片

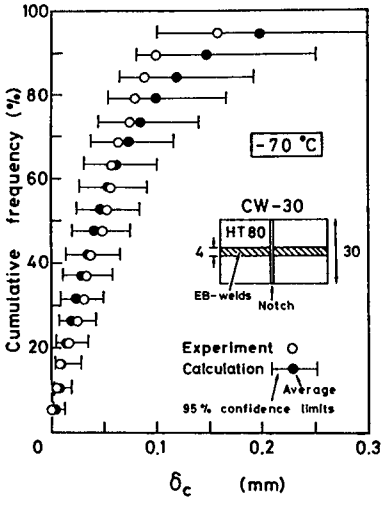


(a-2) CH-3-25-type試験片

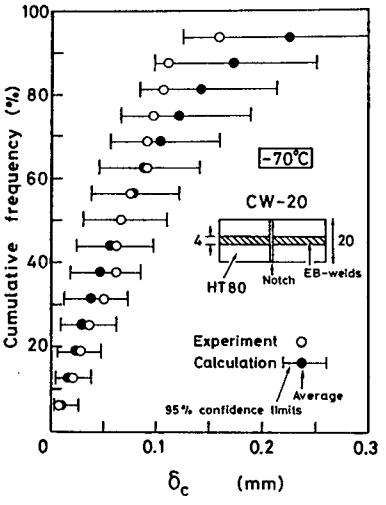
(a) 切欠き前縁が硬化肉盛系溶接金属と D6216 系溶接金属から成る試験片（SeriesⅣ）



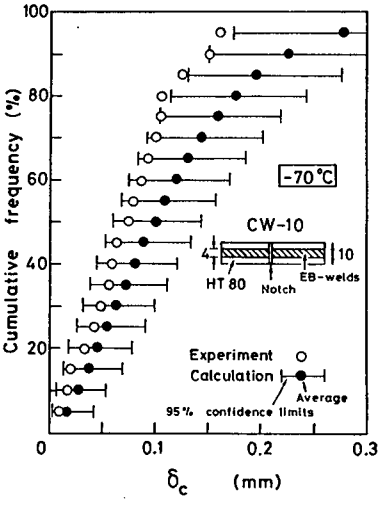
(b) 切欠き前縁が Si-Mn系溶接金属と Ni-free, Ti-B系溶接金属から成る試験片（SeriesⅤ）



(c-1) CW-30-type試験片

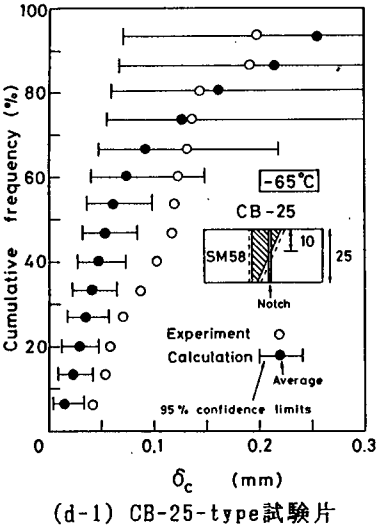


(c-2) CW-20-type試験片

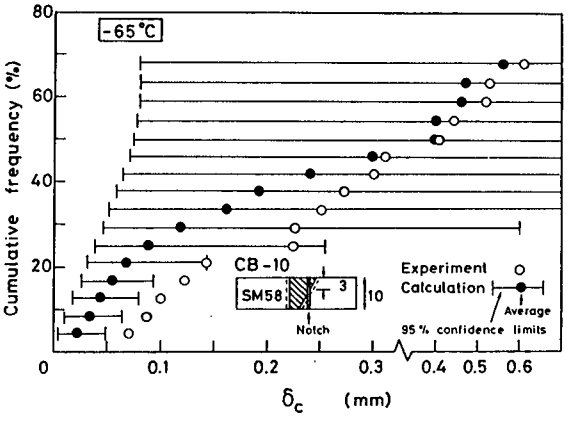


(c-3) CW-10-type試験片

(c) 電子ビーム溶接部を横切る切欠きをもつ試験片（SeriesⅥ）



(d-1) CB-25-type試験片



(d-2) CB-10-type試験片

(d) 溶接ボンド部を横切る切欠きをもつ試験片（SeriesⅦ）

図5.4　切欠き前縁に巨視的靭性不均質が存在する試験片の
へき開破壊発生限界ＣＯＤ分布の推定結果

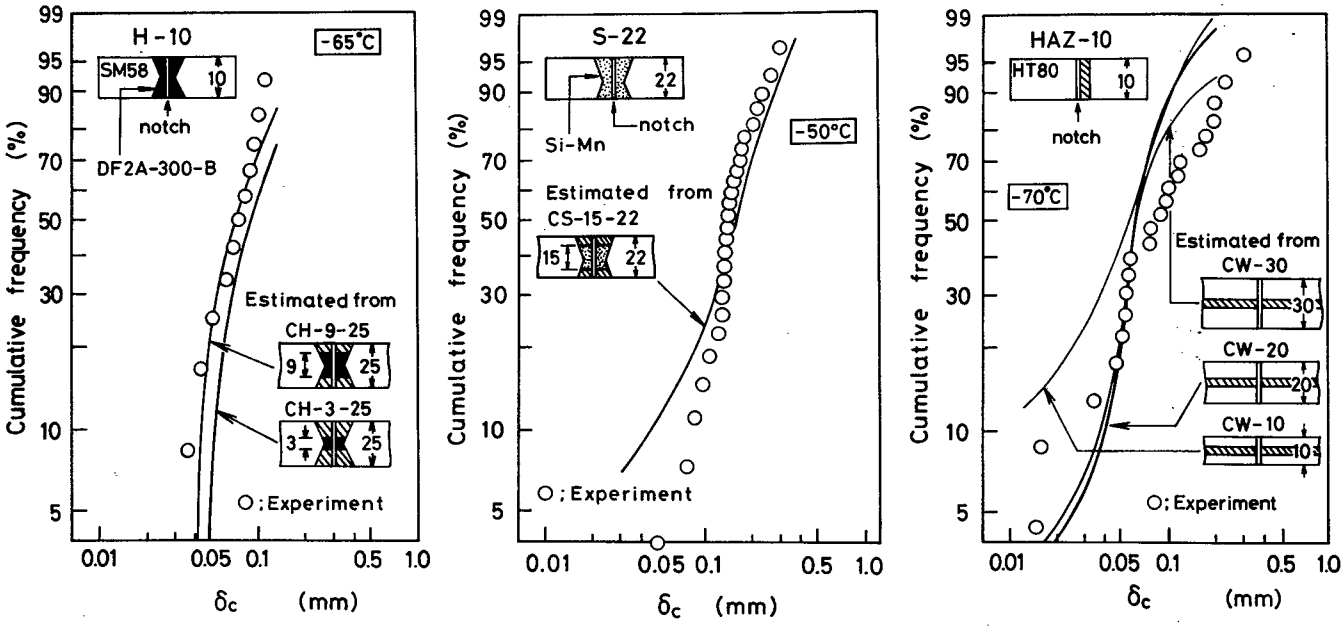
表5.6　切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する試験片の
へき開破壊発生限界ＣＯＤの平均値 $\overline{\delta}_c$ の推定結果

Specimen	$\overline{\delta}_c$:Average value of δ_c (mm)		
	Experiment	Calculation	
		95% confidence limits	mean
CH-9-25	0.07	0.05 ~ 0.08	0.06
CH-3-25	0.10	0.06 ~ 0.10	0.08
CS-15-22	0.17	0.13 ~ 0.20	0.16
CW-30	0.05	0.04 ~ 0.09	0.06
CW-20	0.07	0.05 ~ 0.12	0.08
CW-10	0.08	0.08 ~ 0.15	0.11
CB-25	0.11	0.04 ~ 0.16	0.07
CB-10	0.29	0.05 ~ 0.33	0.12

5.4.3　溶接部に存在する低靱性部自身の破壊靱性の推定

続いて、切欠き前縁に巨視的靱性不均質をもつ試験片の破壊靱性試験結果に基づいて、溶接部に存在する低靱性部自身のへき開破壊靱性を推定する。

SeriesⅣのCH-9-25-type試験片（または、CH-3-25-type試験片）と、WM(Ⅰ)-10-type試験片の破壊靱性試験結果から、確率論的解析によって推定した、切欠き前縁が低靱性な硬化肉盛系の溶接金属のみから成る H-10-type試験片の限界ＣＯＤ分布を、図5.5(a)に実線で示す。また、SeriesⅤの CS-15-22-type試験片と T-22-type試験片の破壊靱性試験結果から推定した、切欠き前縁が低靱性な Si-Mn系の溶接金属のみから成る S-22-type試験片の限界ＣＯＤ分布を図5.5(b)に、さらに、SeriesⅥのCW-30-



(a) H-10-type 試験片（SeriesⅣ）(b) S-22-type 試験片（SeriesⅤ）(c) HAZ-10-type 試験片（SeriesⅥ）

図5.5　溶接部に存在する低靱性部自身のへき開破壊発生限界ＣＯＤ分布の推定結果

type試験片（または、CW-20-、CW-10-type試験片）とWM-10-type試験片、それに、BM-10-type試験片の破壊靱性試験結果から推定した、電子ビーム溶接継手の熱影響部粗粒域に切欠きをもつ HAZ-10-type試験片の限界ＣＯＤ分布を図5.5(c)に、それぞれ実線で示す。

これらの推定によって求めた低靱性部自身の限界ＣＯＤ分布（図中の実線）を、実験で得た限界ＣＯＤ分布（図中の○印）と比較してみると、切欠き前縁に占める低靱性部寸法の大きなCH-9-25-type試験片や CS-15-22-type試験片の破壊靱性試験結果を用いて推定した場合には、推定で得た低靱性部自身の限界ＣＯＤ分布は、それぞれ、低靱性部に切欠きをもつ H-10-type試験片、S-22-type 試験片の実験結果とほぼ等しくなっている。しかしながら、切欠き前縁に占める低靱性部寸法の小さな CH-3-25-type試験片や CW-type試験片の破壊靱性試験結果を用いた場合には、推定で得た低靱性部自身の限界ＣＯＤ分布は、低靱性部に切欠きをもつ H-10-type試験片、HAZ-10-type試験片の実験結果とは必ずしも同じでなく、図5.5(a)では実験結果よりもやや大きめの推定結果、また、図5.5(c)では実験結果よりもやや小さめの推定結果（ただし、CW-10-type試験片の試験結果を用いて推定した場合）を与えている。

また、表5.7 には、これらSeriesⅣ～SeriesⅥの低靱性部自身のへき開破壊発生限界ＣＯＤの平均値 $\overline{\delta}c$ の推定結果と実験結果を比較して示した。これをみると、$\overline{\delta}c$ に関しても、切欠き前縁に占める低靱性部寸法の大きな試験片を用いた場合には、$\overline{\delta}c$ の推定結果は、実験で得た $\overline{\delta}c$ にほぼ等しくなっているが、切欠き前縁に占める低靱性部寸法の小さな試験片を用いた場合には、$\overline{\delta}c$ の推定結果と実験結果の間に幾分差のみられるものがある。

表5.7　溶接部に存在する低靱性部自身のへき開破壊発生限界ＣＯＤの平均値 $\overline{\delta}c$ の推定結果

Specimen	$\overline{\delta_c}$: Average value of δ_c (mm)	
	Experiment	Calculation ( ):Heterogeneous specimen used for calculation of $\overline{\delta_c}$
H-10	0.08	0.08 (CH-9-25) 0.10 (CH-3-25)
S-22	0.15	0.17 (CS-15-22)
HAZ-10	0.11	0.09 (CW-30) 0.08 (CW-20) 0.06 (CW-10)

そこで次に、このような一部の試験片の場合にみられた、限界ＣＯＤ分布の推定結果と実験結果の差異の原因について考察を加える。

５．５　一般化された最弱リンクモデルの溶接部への適用性に関する考察

5.5.1　切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する試験片の破壊靱性値分布推定への適用性

まず、本研究の確率モデルを適用して、切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する試験片の限界ＣＯＤ分布を推定したとき、一部の場合に（SeriesⅦの CB-type試験片など）、限界ＣＯＤ分布の推定結果が、実験結果よりも幾分限界ＣＯＤの小さな側に位置した原因について考察する。これについては、次に述べるような三つの原因が考えられる。

第一に、このような不均質試験片の限界ＣＯＤ分布の推定に必要な、不均質試験片の切欠き前縁に存在する溶接金属部や熱影響部など、各材質の靱性分布特性（へき開破壊を呈する確率や、へき開破壊を呈した場合のへき開破壊発生限界ＣＯＤの確率密度関数）が正しく求まっているかという点が考えられる。これは、有限個の試験データからその母集団の分布特性を統計的手法によって決定する場合に、常につきまとう問題と言える。（なかでも、多層溶接継手の熱影響部のように、組織不均質が著しい場合には、少数の試験データからの母集団分布の決定は、特に困難になろう。）このため、本研究の確率モデルの適用による溶接部の限界ＣＯＤ分布の推定にあたっては、推定に用いる各材質の靱性分布特性を正しく得るための試験データの個数を十分に把握しておく必要がある。（これについては、第６章で詳細に検討・考察する。）

第二に、三点曲げＣＯＤ試験におけるへき開破壊発生の検出能力の問題が考えられる。本研究では、荷重－クリップゲージ開口変位曲線上で検出された、破壊音を伴う最初の荷重低下時をもって、へき開破壊の発生限界と定義した。しかしながら、切欠き前縁に占める低靱性部の寸法が小さい場合には、荷重－クリップゲージ開口変位曲線上では破壊の発生が認められなくても、低靱性部においてすでにへき開き裂が発生していることがある。〔例えば、第２章のSeriesⅠの HT80-SUS304爆接クラッド鋼から採取したC-type試験片において、荷重－クリップゲージ開口変位曲線上で荷重低下が認められる以前に除荷したものの中に、HT80部ですでにへき開破面が生じていたものがあった（図2.11(a) のVg＝0.12mmのもの）。〕したがって、このような破壊発生の検出能力が必ずしも十分でないことは、特に、切欠き前縁に占める低靱性部寸法の小さな試験片の場合に、確率モデルによって推定した限界ＣＯＤ分布が、実験で得たそれよりも幾分限界ＣＯＤの小さな側に分布する傾向を示したことの一因になっていると推察される。

第三に、切欠き前縁に占める低靱性部寸法に関係なく、最劣化部の靱性値（最小靱

性値）によってへき開破壊発生限界が決まるとした、本研究の確率モデルそのものの性質も考えられる。

5.5.2　溶接部に存在する低靱性部自身の破壊靱性推定への適用性

次に、本研究の確率モデルを適用して溶接部に存在する低靱性部自身の限界ＣＯＤ分布を推定したとき、一部の場合に（SeriesⅥの HAZ-10-type試験片など）、限界ＣＯＤ分布の推定結果と実験結果の間に幾分差がみられた原因について考察する。これについては、次ような三つの原因が考えられる。

第一に、低靱性部自身の限界ＣＯＤ分布の推定は確率論的解析によって行ったため、推定においては、低靱性部の母集団の限界ＣＯＤ分布が求まることになるが、実験では、試験片本数が有限であるため、母集団としての分布特性が必ずしも正確に求まるとは限らないことが考えられる。

第二に、前項で述べたような、限界ＣＯＤ分布推定に必要な各材質の靱性分布特性（へき開破壊確率や、へき開破壊発生限界ＣＯＤの確率密度関数）を正しく得るための、試験データ数の問題が考えられる。（特に、切欠き前縁に占める低靱性部寸法の小さな試験片を用いて推定を行うような場合には、推定に用いる試験データの個数は、推定結果の精度を大きく左右するであろう。この点についても、第６章で詳しく検討する。）

第三に、図5.5(c)のHT80鋼電子ビーム溶接継手の熱影響部粗粒域の靱性を求めることを目的とした HAZ-10-type試験片では、必ずしも全ての試験片が熱影響部粗粒域という局部劣化部に正確に切欠き先端をもつとは限らないため、HAZ-10-type 試験片の試験結果そのものが、熱影響部粗粒域（局部劣化部）の靱性を正しく表していない可能性のあることが考えられる。

以上の考察から、本研究で提案した確率モデルの適用による、溶接部の破壊靱性値分布の推定にあたっては、特に、推定に用いる各材質の靱性分布特性（へき開破壊を呈する確率や、へき開破壊を呈した場合のへき開破壊発生限界ＣＯＤの確率密度関数）を正しく得るための、試験データの個数を明らかにしておく必要性があると言える。

５．６　結論

本章では、本研究で提案した確率モデル（一般化された最弱リンクモデル）の、溶

接部の破壊靱性値分布推定への適用性について検討した。その結果、本研究の確率モデルを用いれば、次のような破壊靱性値分布の推定が可能となることを明らかとした。

（１）溶接金属部や熱影響部、母材原質部の破壊靱性がわかれば、その情報から、切欠き前縁にこれらの材質が混在するような試験片のへき開破壊発生限界ＣＯＤ、δc の分布特性や、δc の平均値 $\overline{\delta c}$ をほぼ推定することができる。

（２）切欠き前縁に巨視的靱性不均質をもつ試験片の破壊靱性試験データを得れば、そのデータと、素材試験片などの破壊靱性試験データから、不均質試験片の切欠き前縁に存在する低靱性部自身のへき開破壊靱性をほぼ推定することができる。この結果は、通常の破壊靱性試験では、溶接ボンド部や熱影響部粗粒域など、局部劣化部の靱性を把握することが困難なＸ型開先やＶ型開先の溶接継手に対して、試験の容易な溶接ボンド部を横切る切欠きをもつ試験片（クロスボンドノッチタイプ試験片）と、溶接金属部や母材部に切欠きをもつ試験片の破壊靱性値分布さえ求めておけば、本確率モデルの適用によって、その局部劣化部自身のへき開破壊靱性が推定できる可能性のあることを示唆していると言える。

（３）破壊靱性値の分布特性におよぼす試験片板厚の影響は、従来から、試験片板厚の違いによる変形拘束度（応力の多軸度）の差によるものと解釈されているが、この試験片板厚の影響は、本研究の確率モデルの考え方を用いてもほぼ説明することができる。本研究では、この確率モデルを溶接金属部や熱影響部に切欠きをもつ試験片に対して適用し、試験片板厚10mm程度の試験片の破壊靱性試験結果から、試験片板厚30mm程度の試験片の限界ＣＯＤ分布がほぼ推定できることを明らかとした。

なお、上記の（１）～（３）の破壊靱性値分布推定をより正確に行うには、推定に用いる各材質の靱性分布特性（へき開破壊を呈する確率や、へき開破壊を呈した場合のへき開破壊発生限界ＣＯＤの確率密度関数）を正しく得るための、試験データの個数を明らかにしておく必要性のあることが指摘された。

付　録
シミュレーション手法による不均質試験片の破壊靱性値分布の求め方

モンテカルロ法によるシミュレーション手法によって、切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する試験片のへき開破壊発生限界値の分布（δc 分布）を求める手順を示す。

簡単のために、切欠き前縁が二つの材質A、Bから成る不均質試験片（切欠き前縁に占める材質A、材質Bの有効寸法を、それぞれ、h_A、h_B とする）を取上げ、その δc 分布を、有効板厚 h_0 の均質材A、均質材Bの試験データから推定する場合について述べる。

試験データから得た、均質材A、均質材Bのへき開破壊確率、δc の確率密度関数（PDF）を、

均質材A（有効板厚 h_0）……へき開破壊確率；p_A、δc のPDF；$f_A^c(\delta c)$

均質材B（有効板厚 h_0）……へき開破壊確率；p_B、δc のPDF；$f_B^c(\delta c)$

とする。ただし、$f_A^c(\delta c)$、$f_B^c(\delta c)$は、本論文に従って、三母数 Weibull分布、

$$f_A^c(\delta c)=\frac{\alpha_A}{\beta_A}\left[\frac{\delta c-(\delta c)_{min,A}}{\beta_A}\right]^{\alpha_A-1}\cdot\exp\left[-\left[\frac{\delta c-(\delta c)_{min,A}}{\beta_A}\right]^{\alpha_A}\right] \tag{A.1}$$

（$f_B^c(\delta c)$も、同様）

で求まっているものとする。

シミュレーション手法によって、切欠き前縁が材質Aと材質Bから成る不均質試験片の δc 分布を得るには、まず、

有効板厚 h_A の均質材Aのへき開破壊確率；p'_A、δc のPDF；$f_A^{c'}(\delta c)$

有効板厚 h_B の均質材Bのへき開破壊確率；p'_B、δc のPDF；$f_B^{c'}(\delta c)$

を求めておく必要がある。これらは、次のようにして得られる。

有効板厚 h_A の均質材Aは、有効板厚 h_0 の均質材Aが板厚方向に r_A（$r_A=h_A/h_0$）個重なったものと考えると、最弱リンクモデルの考え方によれば、確率 p'_A は、r_A 個の均質材A（有効板厚 h_0）のうちの少なくとも一つがへき開破壊す

る確率で与えられるから、

$$p'_A = 1 - (1 - p_A)^{r_A} \quad , r_A = h_A / h_0 \tag{A.2}$$

となる。（p'_B についても同様。）

また、有効板厚 h_0 の均質材Aが、δc 以下のCODでへき開破壊する確率を $G_A(\delta c)$とすると、$G_A(\delta c)$は、

$$G_A(\delta c) = p_A \int_{(\delta c)_{min,A}}^{\delta c} f_A^c(\delta c)\, d\delta c \tag{A.3}$$

で算出されるから、この$G_A(\delta c)$を用いると、有効板厚 h_A の均質材Aがδc 以下のCODでへき開破壊する確率$H_A(\delta c)$が、次のように求まる。すなわち、最弱リンクモデルの考え方によれば、確率$H_A(\delta c)$は、r_A 個の均質材A（有効板厚 h_0 ）のうちの少なくとも一つがδc 以下のCODでへき開破壊する確率に等しいから、

$$H_A(\delta c) = 1 - [1 - G_A(\delta c)]^{r_A} \tag{A.4}$$

となる。ところで、この確率$H_A(\delta c)$は、次のようにも書ける。

$$H_A(\delta c) = p'_A \int_{(\delta c)_{min,A}}^{\delta c} f_A^{c'}(\delta c)\, d\delta c \tag{A.5}$$

今、確率 p'_A は、(A.2) 式で求まっているので、ゆえに、(A.4) 式、(A.5) 式から、

$$f_A^{c'}(\delta c) = \frac{1}{1 - (1 - p_A)^{r_A}} \cdot \frac{d}{d\delta c}\left[1 - [1 - G_A(\delta c)]^{r_A}\right] \tag{A.6}$$

が得られる。この (A.6)式に、(A.1) 式を代入すると、$f_A^{c'}(\delta c)$が、

$$f_A^{c'}(\delta c) = \frac{1}{1 - (1 - p_A)^{r_A}} \cdot \frac{d}{d\delta c} \times \left[1 - \left[1 - p_A + p_A \exp\left[-\left[\frac{\delta c - (\delta c)_{min,A}}{\beta_A}\right]^{\alpha_A}\right]\right]^{r_A}\right] \tag{A.7}$$

と導ける。（$f_B^{c'}(\delta c)$についても同様。）

以上の情報を用いて、モンテカルロ法によるシミュレーション手法によって、切欠

き前縁に二つの材質A、Bが存在する不均質試験片のδc 分布を求める手順を、図A.1 に示す。以下、図A.1 に従って述べる。

まず、有効板厚h_A の均質材A、および、有効板厚h_B の均質材Bにおいて、へき開破壊が生じるか、それとも、完全延性破壊が生じるかを判断する。図A.1 においては、一様乱数u_A 、u_B を発生させ、材質A、材質B、それぞれについて、

$$\left.\begin{array}{l} u_A \leqq p'_A \\ u_B \leqq p'_B \end{array}\right] \qquad (A.8)$$

を満たせば、へき開破壊が生じたと判断している。続いて、へき開破壊が生じたものについて、(A.7) 式に従う乱数 $(\delta c)_A$ (and/or $(\delta c)_B$) を発生させる。本研究の確率モデル（一般化された最弱リンクモデル）では、不均質試験片のへき開破壊発生限界ＣＯＤ、δc は、切欠き前縁に存在する各材質の靱性のなかの最小の値によって決まるとしているので、例えば、不均質試験片中に存在する材質A、材質Bの両方においてへき開破壊が発生したときには、不均質試験片のδc は、

$$\delta c = \mathrm{Min}\,[\,(\delta c)_A\ ,\ (\delta c)_B\,] \qquad (A.9)$$

となる。ただし。$\mathrm{Min}\,[\,(\delta c)_A\ ,\ (\delta c)_B\,]$ は、$(\delta c)_A$ 、$(\delta c)_B$ のなかの小さい方を表す。また、材質A、材質Bのいずれか片方においてへき開破壊が発生したときには、不均質試験片のδc は、

$$\delta c = (\delta c)_A \ \ \mathrm{or}\ \ (\delta c)_B \qquad (A.10)$$

となる。さらに、材質A、材質Bのいずれもが完全延性破壊を示す場合に限って、不均質試験片は完全延性破壊を呈する。

以上の作業を、不均質試験片の本数、N回分繰返せば、不均質試験片のδc 分布が得られる。

なお、(A.7) 式に従う乱数 $(\delta c)_A$ は、次のようにして発生させることができる。確率密度関数 $f^{c'}_A(\delta c)$について、確率変数

$$u = \int_{(\delta c)_{min,A}}^{\delta c} f^{c'}_A(\delta c)\, d\,\delta c \qquad (A.11)$$

は、区間（０，１）において一様分布する。この性質を利用すれば、一様乱数uをもとにして (A.7)式に従う乱数 $(\delta c)_A$ が導ける。すなわち、

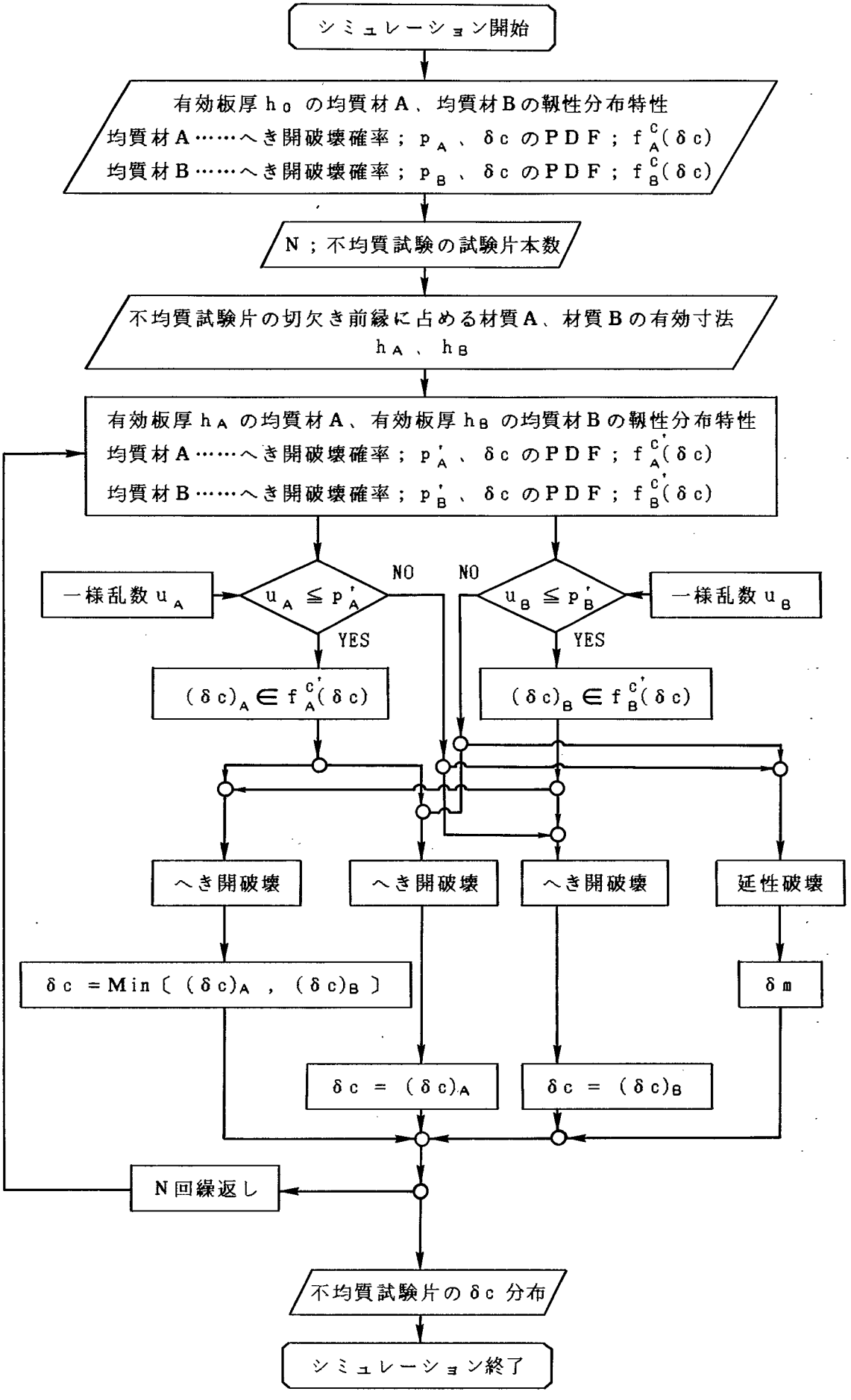


図 A.1 シミュレーション手法による不均質試験片の破壊靱性値分布の求め方

$$(\delta c)_A = (\delta c)_{min,A} + \beta_A \left[\ln \frac{p_A}{\left[1 - u\left(1 - q_A^{r_A}\right)\right]^{1/r_A} - q_A} \right]^{1/\alpha_A} \quad (A.12)$$

ただし、$q_A = 1 - p_A$

（乱数 $(\delta c)_B$ も、同様にして導くことができる。）

また、一様乱数 u の発生方法は数多くあるが、本研究では、乗算型合同法（Lehmer 法）により、

$$u_{n+1} = C \cdot u_n \ (\mathrm{mod}\ M) \quad (A.13)$$

ただし、C，M；定数（通常，C＝23）

で発生させた。なお、(A.13)式は、$C \cdot u_n / M$ の余りが u_{n+1} であることを意味する。

第６章
破壊靱性値のばらつきに関する試験データの統計的取扱い方についての考察

６．１　緒言

前章では、本研究で提案した一般化された最弱リンクモデルが、溶接部の破壊靱性値分布推定にほぼ適用できることを明らかとした。しかしながら、推定に用いる各材質の靱性分布特性（へき開破壊確率や、へき開破壊発生限界ＣＯＤの確率密度関数）が母集団の分布特性を反映したものになっていなければ、誤った推定結果を与えることもあるため、正確な推定を行うには、母集団の靱性分布特性を求めておく必要性のあることを指摘した。

そこで、本章では、有限個の試験データ（少数サンプル）から、その母集団の靱性分布特性を把握するのに必要な試験データ数などについて詳細な検討を加え、本確率モデルの適用による溶接部の破壊靱性値分布推定のための、試験データの統計的解析のあり方を明らかにする。なお、本章では、主に、へき開破壊発生限界ＣＯＤ、δc の平均値 $\overline{\delta c}$ に注目し、この $\overline{\delta c}$ 推定のための試験データの取扱い方について重点的に検討するが、溶接部の破壊靱性評価においては、出現確率の小さな δc 分布の下限領域の値も問題となることがあるため、δc の95％信頼下限値 $(\delta c)_l$ を代表例にとって、下限領域の δc 値推定のためのデータ解析の仕方についても一、二考察することにする。

そのために、まず、切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在するような試験片の $\overline{\delta c}$ や $(\delta c)_l$ を左右する諸因子に関する影響度評価[43] を行うことによって、$\overline{\delta c}$ や $(\delta c)_l$ の支配パラメータを明らかにする。溶接部の $\overline{\delta c}$ や $(\delta c)_l$ を正しく推定するには、試験データの統計的解析の段階で、これらの支配パラメータの特性値（母集団の特性値）を正しく求めておくことが重要となるが、解析に用いる試験データの数が少なければ、誤った特性値が得られてしまう可能性も十分考えられる。

そこで次に、統計的手法によってこれら支配パラメータの母集団特性値を把握するのに必要な試験データ数や、データ解析の仕方について検討を加える。

さらに、本章では、本研究の確率モデルによって推定された、切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する試験片の $\overline{\delta c}$ 、$(\delta c)_l$ 、ならびに、不均質試験片の切欠き前縁に存在する低靱性部自身の $\overline{\delta c}$ 、$(\delta c)_l$ の推定精度についても具体的な解析を試み、これらの検討の結果から、溶接部の $\overline{\delta c}$ や $(\delta c)_l$ の精度良い推定のための必要

試験データ数を明らかにすることを試みる。

６．２　切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する場合の破壊靱性値の分布特性を支配する因子

本研究の確率モデル（一般化された最弱リンクモデル）を適用して、溶接部の破壊靱性値分布を正しく推定するには、どのようなデータの入手が重要となるかを明らかにするために、本節では、切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する試験片の、へき開破壊発生限界ＣＯＤの平均値 $\overline{\delta c}$ や限界ＣＯＤの95%信頼下限値 $(\delta c)_l$ を代表例にとって、その $\overline{\delta c}$ や $(\delta c)_l$ を支配する因子について検討する。

6.2.1　切欠き前縁に占める低靱性部の寸法の影響

切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する試験片のへき開破壊発生限界ＣＯＤの分布（δc 分布）は、第４章で述べたように、

①切欠き前縁に存在する各材質のへき開破壊確率

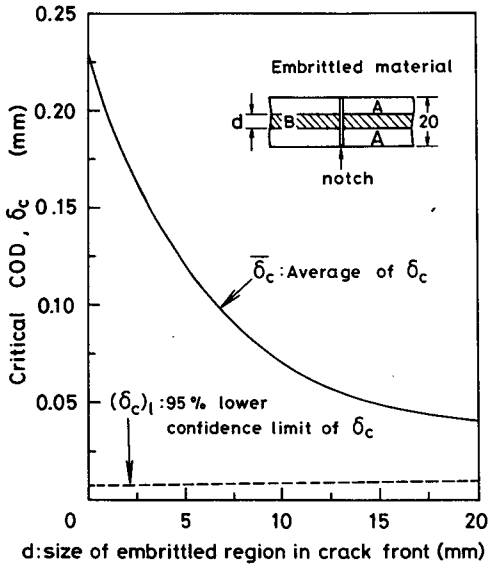
②各材質のへき開破壊発生限界ＣＯＤ、δc の分布特性〔δc 分布の関数形として Weibull 分布を採用したときには、その三母数、α（形状母数）、β（尺度母数、(δc)min （位置母数）〕

③不均質試験片の切欠き前縁に占める各材質の寸法（有効寸法）

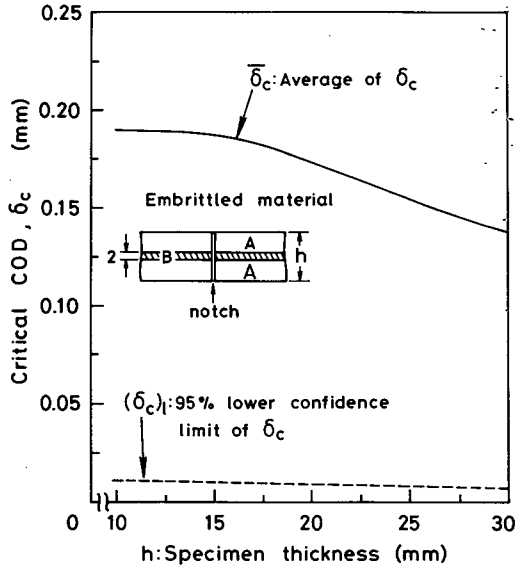
など、多くの因子の関数となっている。このうち、③の因子は、実測によって求まる確定な因子であるが、①、②の因子は、試験データから統計的手法によって得られる不確定な因子に相当する。

ここでは、まず、③の切欠き前縁に占める各材質の寸法を取上げ、この因子が、不均質試験片の $\overline{\delta c}$ や $(\delta c)_l$ にどのような影響をおよぼすかを明らかにする。なお、理解を容易にするために、不均質試験片の切欠き前縁が二つの材質Ａ、Ｂ（材質Ｂが低靱性部にあたるものとする）から成る場合について検討を行う。

図6.1 は、試験片板厚を一定（20mm）として切欠き前縁に占める低靱性部（材質Ｂ）の寸法ｄを変化させたり((a)図）、切欠き前縁の低靱性部寸法ｄを一定（２mm）として試験片板厚を変化させたり((b)図）したとき、不均質試験片の $\overline{\delta c}$ や $(\delta c)_l$ がどのように変化するかを解析したものである。ただし、解析にあたっては、材質Ａ、材質Ｂの靱性分布特性として、それぞれ、第３章のSeriesⅦのSM58鋼サブマージアーク溶接継手の熱影響部、溶接金属部に切欠きをもつ試験片（HAZ(Ⅱ)-10-type 試験片、 WM(Ⅱ)-10-type 試験片）の実験で得たものをそのまま使用し、材質Ａと材質



(a) 切欠き前縁に占める低靱性部寸法の影響（試験片板厚が20mmで一定の場合）



(b) 試験片板厚の影響（切欠き前縁に占める低靱性部寸法が２mmで一定の場合）

図6.1　へき開破壊発生限界ＣＯＤ、δc の平均値$\overline{\delta c}$、および、δc の95%信頼下限値（δc)$_l$ におよぼす切欠き前縁に沿う巨視的靱性不均質の影響

Ｂの靱性が極端に異なるようにした。すなわち、

材質Ａの靱性分布特性（試験片板厚10mm）；p＝0.556、

α＝0.793、β＝0.290mm、(δc)min＝0.003mm、($\overline{\delta c}$＝0.330mm)

材質Ｂの靱性分布特性（試験片板厚10mm）；p＝0.789、

α＝1.850、β＝0.057mm、(δc)min＝0.003mm、($\overline{\delta c}$＝0.051mm)

ただし、p；へき開破壊確率

α、β、(δc)min；δc の Weibull分布特性を表す三母数

まず、へき開破壊発生限界ＣＯＤの平均値$\overline{\delta c}$の解析結果（図中の実線）に注目すると、$\overline{\delta c}$は、切欠き前縁に占める低靱性部（材質Ｂ）の寸法ｄに大きく依存する傾向を示しているが（(a) 図）、切欠き前縁の低靱性部寸法ｄが一定であれば、試験片板厚が多少変化しても$\overline{\delta c}$はそれほど大きく変化していない（(b) 図）。（これらの解析結果の傾向は、第３章のSeriesⅣ～Ⅵの実験結果の傾向とも一致している。）すなわち、切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在するような場合には、へき開破壊発生限界ＣＯＤの平均値$\overline{\delta c}$は、切欠き前縁の低靱性部寸法に大きく支配され、$\overline{\delta c}$を推定するにあたっては、その低靱性部寸法を正確に（特に、低靱性部寸法が小さいときほど正確に）測定しておく必要性のあることがうかがえる。

次に、へき開破壊発生限界ＣＯＤの95%信頼下限値（δc)$_l$（図中の破線）に注目すると、この（δc)$_l$に関しては、図に示すように、本解析の範囲内では切欠き前縁

に占める各材質の寸法がどのように変化しても、ほとんど変わらない値を示している。この結果は、このような不均質試験片の破壊靱性試験結果から、低靱性部自身の靱性分布特性を把握するには、δc の平均値を用いることは意味がなく、δc のばらつきの何らかの下限的な値を指標にする必要性のあることを示唆するものと言える。

6.2.2 破壊靱性値の分布特性を支配する諸因子の影響度評価

切欠き前縁に占める各材質の寸法（特に、低靱性部の寸法）が正確に測定できたとしても、不均質試験片のへき開破壊発生限界値分布（δc 分布）の推定結果は、推定に用いた各材質の靱性分布特性（へき開破壊確率 p や、δc の Weibull分布特性を表す三母数 α、β、（δc)min ）の統計的ばらつきによって変動する。そこで、これらの諸因子の多少の変化が不均質試験片の δc 分布にどのように影響するかを明らかにするために、不均質試験片の δc の平均値 $\overline{\delta c}$ や、δc の95%信頼下限値 $(\delta c)_l$ に対する諸因子のパラメータ影響度評価を実施する。

（1）パラメータ影響度評価の仕方

まず、パラメータ影響度評価の仕方について述べる。

図4.2 に示したような、切欠き前縁が n 個の材質から成っている不均質試験片を考えると、この不均質試験片の $\overline{\delta c}$ は、すでに述べたように、切欠き前縁に占める各材質の有効寸法 h_i（i＝1～n）と、その各材質の靱性分布特性を表す p_i（へき開破壊確率）や、α_i 、β_i 、（δc)min,i （δc の Weibull分布特性を表す三母数）といった不確定パラメータ Z_j（j＝1～4 n）の関数として、

$$\overline{\delta c} = \overline{\delta c}\,(h_1, \cdots, h_i, \cdots, h_n, Z_1, \cdots, Z_j, \cdots, Z_{4n}) \qquad (6.1)$$

と表現することができる。ここで、パラメータ Z_j は不確定な因子（確率変数）であるため、$\overline{\delta c}$ も確率変数となる。そこで、各パラメータ Z_j が互いに独立である仮定して、一次近似二次モーメント法を適用すると、$\overline{\delta c}$ の平均値〔$\overline{\delta c}$〕とその変動係数 $V_{\overline{\delta c}}$ が、それぞれ、

$$[\overline{\delta c}] = \overline{\delta c}\,(h_1, \cdots, h_i, \cdots, h_n, \overline{Z}_1, \cdots, \overline{Z}_j, \cdots, \overline{Z}_{4n}) \qquad (6.2)$$

$$V^2_{\overline{\delta c}} = \sum_{j=1}^{4n} \xi_j^2 V_{zj}^2 \qquad (6.3)$$

と求まる。[43] ただし、$\overline{Z}_j$ 、V_{zj}は、それぞれ、不確定パラメータ Z_j の平均値、変動係数を表す。また、ξ_j は、影響度因子(sensitivity index) とよばれるもので、

$$\xi_j = \left[\frac{\partial \overline{\delta c}}{\partial Z_j}\right]_{zj=\overline{zj}} \cdot \left[\frac{\overline{Z}_j}{[\overline{\delta c}]}\right] \tag{6.4}$$

で与えられる。

(6.3) 式の $V_{\overline{\delta c}}$ が、$\overline{\delta c}$ の不確実さの程度を表す量であり、各不確定パラメータ Z_j の $\overline{\delta c}$ に対する影響度は、この $V_{\overline{\delta c}}$ を用いて評価することができる。ただし、(6.4) 式の偏微分項は解析的に取扱うことが困難なため、本研究では、次式によって偏微分項を求めることにした。

$$\left[\frac{\partial \overline{\delta c}}{\partial Z_j}\right]_{zj=\overline{zj}} = \frac{1}{2\Delta Z_j}$$
$$\times [\overline{\delta c}(h_1, \cdots, h_i, \cdots, h_n, \overline{Z}_1, \cdots, \overline{Z}_j + \Delta Z_j, \cdots, \overline{Z}_{4n})$$
$$- \overline{\delta c}(h_1, \cdots, h_i, \cdots, h_n, \overline{Z}_1, \cdots, \overline{Z}_j - \Delta Z_j, \cdots, \overline{Z}_{4n})] \tag{6.5}$$

なお、δc の95%信頼下限値 $(\delta c)_l$ への影響度も、同様な手順で評価することができる。

（２）へき開破壊発生限界ＣＯＤの平均値 $\overline{\delta c}$ に対する諸因子の影響度

上記の手法を適用して、切欠き前縁が二つの材質Ａ、Ｂ（材質Ｂが低靱性部にあたるものとする）から成る不均質試験片の、へき開破壊発生限界ＣＯＤの平均値 $\overline{\delta c}$ に対する諸因子の影響度を解析する。この場合、$\overline{\delta c}$ に影響をおよぼす不確定パラメータは材質Ａの p_A（へき開破壊確率）、α_A、β_A、$(\delta c)_{min,A}$（δc の Weibull 分布特性を表す三母数）と、材質Ｂの p_B、α_B、β_B、$(\delta c)_{min,B}$ の合計８個存在するが、$(\delta c)_{min}$ の影響度は他の不確定パラメータの影響度に比べてかなり小さいことが予想されるので、ここでは、p_A、α_A、β_A、p_B、α_B、β_B の計６個の不確定パラメータについて影響度を解析することにする。

表6.1 は、試験片板厚20mmの不均質試験片の切欠き前縁に、低靱性部Ｂが、それぞれ、２、５、10、15 mm 存在する場合について、各不確定パラメータ Z_j の $\overline{\delta c}$ への影響度を解析した結果をまとめたものである。ただし、解析にあたっては、各不確定パラメータ Z_j の平均値として、図6.1 で用いたものと同じ値を使用し、材質Ａと材質Ｂの靱性が極端に異なるようにした。表6.1 をみると、切欠き前縁に占める低靱性部Ｂの寸法が小さなものでは、低靱性部の p_B と材質Ａの β_A の影響度が大きいが、切欠き前縁に占める低靱性部寸法が大きなものでは、材質Ａの因子の影響度はかなり

表6.1　不均質試験片のへき開破壊発生限界ＣＯＤの
平均値$\overline{\delta c}$ におよぼす諸因子の影響度解析結果

	Parameter Z_i	Mean value $\overline{Z_i}$	Sensitivity index $(\xi_i)^2$
Embrittled material B 20, 2, A, A $\overline{\delta c}$ = 0.173 mm	p_A	0.556	0.041
	α_A	0.793	0.010
	β_A (mm)	0.290	0.623
	p_B	0.789	0.564
	α_B	1.850	0.000
	β_B (mm)	0.057	0.008
notch 20, 5, B, A $\overline{\delta c}$ = 0.117 mm	p_A	0.556	0.009
	α_A	0.793	0.002
	β_A (mm)	0.290	0.383
	p_B	0.789	2.253
	α_B	1.850	0.000
	β_B (mm)	0.057	0.063
20, 10, B, A $\overline{\delta c}$ = 0.069 mm	p_A	0.556	0.061
	α_A	0.793	0.000
	β_A (mm)	0.290	0.106
	p_B	0.789	2.880
	α_B	1.850	0.000
	β_B (mm)	0.057	0.301
20, 15, B, A $\overline{\delta c}$ = 0.047 mm	p_A	0.556	0.008
	α_A	0.793	0.005
	β_A (mm)	0.290	0.003
	p_B	0.789	0.771
	α_B	1.850	0.017
	β_B (mm)	0.057	0.687

小さく、低靱性部のp_B、β_B の影響度が著しく大きくなっている。この結果は、このような不均質試験片のへき開破壊発生限界ＣＯＤの平均値$\overline{\delta c}$ は、主として、低靱性部の靱性分布特性（特に、へき開破壊確率ｐと、δc の Weibull尺度母数β）に大きく支配されることを意味するものであり、不均質試験片の$\overline{\delta c}$ の推定にあたっては低靱性部自身の靱性分布特性を正しく把握しておく必要性のあることがわかる。

（３）へき開破壊発生限界ＣＯＤの95％信頼下限値（δc)$_l$ に対する諸因子の影響度

次に、表6.1 に示した不均質試験片の、へき開破壊発生限界ＣＯＤの95％信頼下限値（δc)$_l$ に対する諸因子の影響度を解析した結果を表6.2 に示す。これをみると、切欠き前縁に占める低靱性部の寸法が大きなものでは、低靱性部の因子の影響度が支配的であるが、切欠き前縁に占める低靱性部寸法が小さなものでは、材質Ａの因子の影響度が極めて大きくなっている。したがって、（δc)$_l$ のような、δc 分布のなかでも下限領域付近のδc 値を推定する場合には、低靱性部だけでなく、低靱性部以外の領域の靱性分布特性も正しく求めておく必要性のあることがうかがえる。

また、 Weibull形状母数αと Weibull尺度母数βの影響度に注目してみると、表6.1 では、いずれの試験片の場合にも、βの影響度の方がαの影響度に比べてかなり大きくなっているが、表6.2 では、その反対に、いずれの試験片の場合にも、αの影響度の方がかなり大きくなっている。これは、図6.2 に示すように、 Weibull形状母数αは、材料の破壊靱性値のばらつきの程度を表す母数であるのに対して、 Weibull

表6.2　不均質試験片のへき開破壊発生限界ＣＯＤの95%信頼下限値（δc)$_l$ におよぼす諸因子の影響度解析結果

	Parameter Z_i	Mean value $\overline{Z}_i$	Sensitivity index $(\xi_i)^2$
Embrittled material B 20, 2, A, A $(\delta_c)_l$ = 0.008 mm	p_A	0.556	0.185
	α_A	0.793	5.112
	β_A (mm)	0.290	0.306
	p_B	0.789	0.005
	α_B	1.850	0.023
	β_B (mm)	0.057	0.004
notch 20, 5, B, A $(\delta_c)_l$ = 0.009 mm	p_A	0.556	0.192
	α_A	0.793	3.338
	β_A (mm)	0.290	0.215
	p_B	0.789	0.008
	α_B	1.850	0.192
	β_B (mm)	0.057	0.036
20, 10, B, A $(\delta_c)_l$ = 0.010 mm	p_A	0.556	0.079
	α_A	0.793	0.927
	β_A (mm)	0.290	0.070
	p_B	0.789	0.006
	α_B	1.850	0.876
	β_B (mm)	0.057	0.187
20, 15, B, A $(\delta_c)_l$ = 0.011 mm	p_A	0.556	0.011
	α_A	0.793	0.095
	β_A (mm)	0.290	0.007
	p_B	0.789	0.021
	α_B	1.850	1.685
	β_B (mm)	0.057	0.456

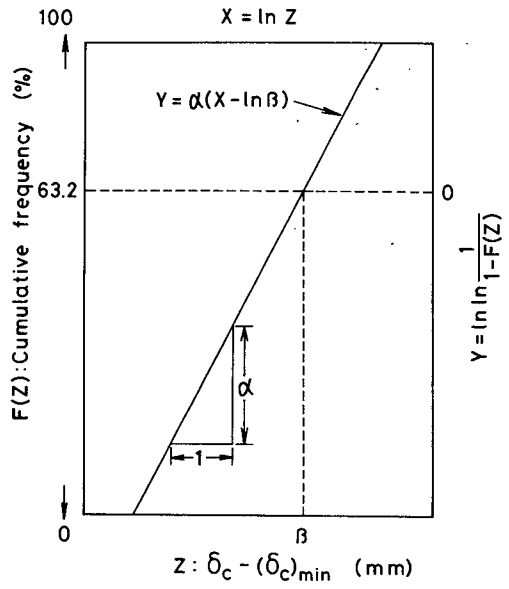


図6.2　Weibull 形状母数α、Weibull尺度母数βのもつ意味

尺度母数βは、材料の破壊靱性値の大きさの程度（βは、累積確率が約63%のδc 値に相当する）を表す母数であることに起因するものと思われる。

６．３　統計的手法による材料の靱性分布特性把握のための必要試験データ数、データ解析のあり方に関する検討

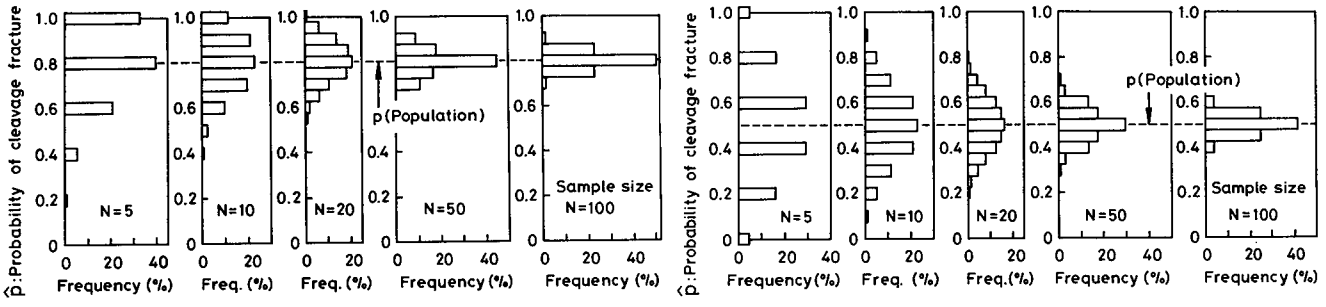
前節での検討により、本研究の確率モデル（一般化された最弱リンクモデル）の適用による不均質試験片のへき開破壊発生限界値分布の平均値付近の値の推定のためには、主として、切欠き前縁に存在する低靱性部の寸法と、その低靱性部自身の靱性分布特性を、また、その分布の下限領域付近の値（例えば、95%信頼下限値）の推定のためには、低靱性部だけでなく、低靱性部以外の領域の靱性分布特性も正しく求めておく必要性のあることが明らかとなった。そこで、本節では、有限個の試験データから、これらの母集団の靱性分布特性（へき開破壊確率や、へき開破壊発生限界値の分布特性）を把握するのに必要な試験データ数や、データ解析の仕方について検討を加える。

6.3.1　へき開破壊確率の把握に必要な試験データ数

まず、母集団のへき開破壊確率ｐを把握するのに必要な試験データ数について検討

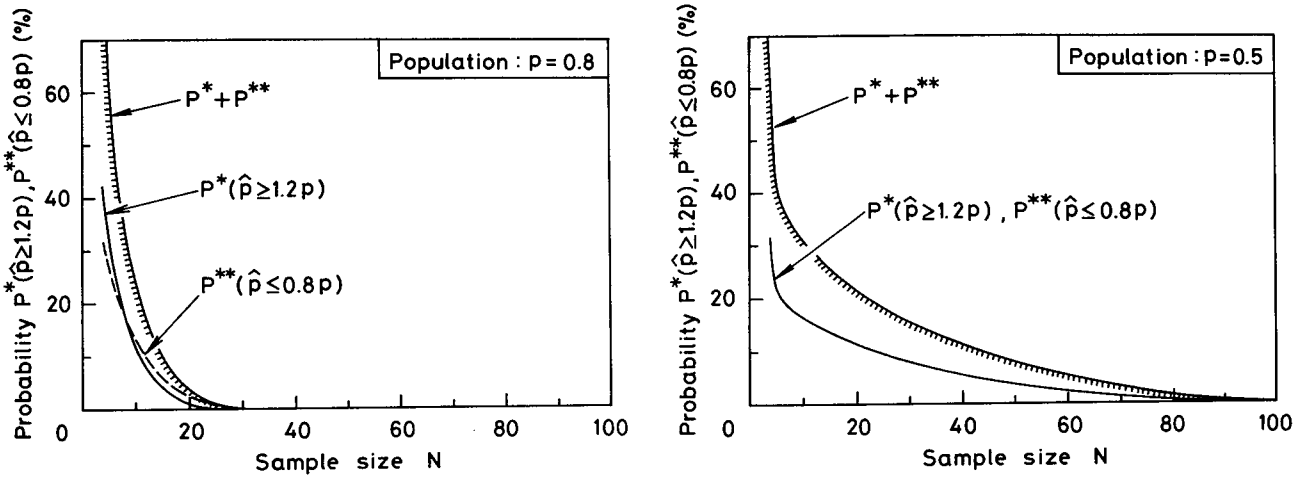
する。なお、母集団のへき開破壊確率 p が、0.5 ≦ p ≦ 1 の範囲にある場合について検討すれば、その検討結果から、p が、0 ≦ p ≦0.5 の範囲にある場合の結果も予想することができるので（なぜなら、へき開破壊確率が p のときの結果は、へき開破壊確率が 1 − p のときの結果と裏表の関係にあるため）、ここでは p が、0.5 ≦ p ≦ 1 の範囲にある p = 0.5 と p = 0.8 の二つのcaseを代表例にとって考察する。

図6.3 は、無限母集団から無作為にN個のサンプル（N個の試験データに相当する）を抜取って、そのサンプルから母集団のへき開破壊確率を決定するという作業を繰返し行ったとき、得られた $\hat{p}$（以後、サンプルから求めたへき開破壊確率を $\hat{p}$ と書き、母集団のへき開破壊確率 p と区別する）が、サンプル数Nによってどのようにばらつくかを示したものである。ただし、無限母集団からのサンプルの抽出は、モンテカルロ法によるシミュレーション手法によって行った。（サンプルから求めた $\hat{p}$ の平



(a) 母集団のへき開破壊確率 p が 0.8の場合　　(b) 母集団のへき開破壊確率 p が 0.5の場合

図6.3　有限個のサンプルから求めたへき開破壊確率 $\hat{p}$ のばらつきにおよぼすサンプル数Nの影響



(a) 母集団のへき開破壊確率 p が 0.8の場合　　(b) 母集団のへき開破壊確率 p が 0.5の場合

図6.4　へき開破壊確率 $\hat{p}$ の推定精度におよぼすサンプル数Nの影響

P* ；サンプルから求めたへき開破壊確率 $\hat{p}$ が
母集団のへき開破壊確率 p（真の値）の 1.2倍以上となる確率

P** ；サンプルから求めたへき開破壊確率 $\hat{p}$ が
母集団のへき開破壊確率 p（真の値）の 0.8倍以下となる確率

均値が、母集団のｐ値（真の値）に収束するまで（ここでは1000回）シミュレーションを行った。）図6.3 をみると、母集団のｐ 値が 0.5の場合でも 0.8の場合でも、サンプル数Ｎが十分多いときには（Ｎ≳50）、サンプルから求めた $\hat{p}$ は母集団のｐ値付近にほぼ集中しているが、サンプル数Ｎが少なくなると（Ｎ≲10）、$\hat{p}$ は大きくばらついている。

そこで、サンプルから決定した母集団のへき開破壊確率 $\hat{p}$ の確からしさについて検討するために、図6.3 の結果から、一例として、一組のサンプルから得られる $\hat{p}$ の値が、母集団のｐ値よりも20％以上過大となる確率Ｐ＊、および、20％以上過小となる確率Ｐ＊＊を算出したものが図6.4 である。母集団のｐ値が 0.8の場合の (a)図をみると、サンプル数Ｎが10程度以上のときには、確率Ｐ＊、Ｐ＊＊は共に小さな値を示しているが、サンプル数Ｎが10以下となると、これらの確率は急激に大きくなっている。また、母集団のｐ値が 0.5の場合の (b)図でも、(a)図の場合ほどには顕著でないが、やはりサンプル数Ｎが10程度以下となると、確率Ｐ＊、Ｐ＊＊はかなり大きくなる傾向にある。

この結果は、有限個の試験データからその母集団のへき開破壊確率を把握するには、少なくとも10個程度以上の試験データが必要になることを意味するものと言える。

6.3.2　破壊靱性値の分布特性把握のための試験データ解析の仕方

次に、母集団のへき開破壊発生限界値の分布特性（δｃ 分布特性）を把握するための試験データ解析の仕方について検討する。なお、ここでは、図6.5 に示すような、δｃ 分布特性が大きく異なる二つの Weibull母集団、すなわち、

母集団Ⅰ；$\alpha = 1.2$ 、$\beta = 0.1$mm 、

$(\delta c)_{min} = 0.003$mm 、（$\overline{\delta c} = 0.097$mm ）

母集団Ⅱ；$\alpha = 3.0$ 、$\beta = 0.1$mm 、

$(\delta c)_{min} = 0.003$mm 、（$\overline{\delta c} = 0.092$mm ）

を代表例にとって考察する。（第３章の実験結果を参考して、δｃ の平均値 $\overline{\delta c}$ はほぼ同じであるが、δｃ のばらつきの程度が大きく異なるような二つの Weibull母集団を設定した。ただし、Weibull形状母数 α は、δｃ 分布が、

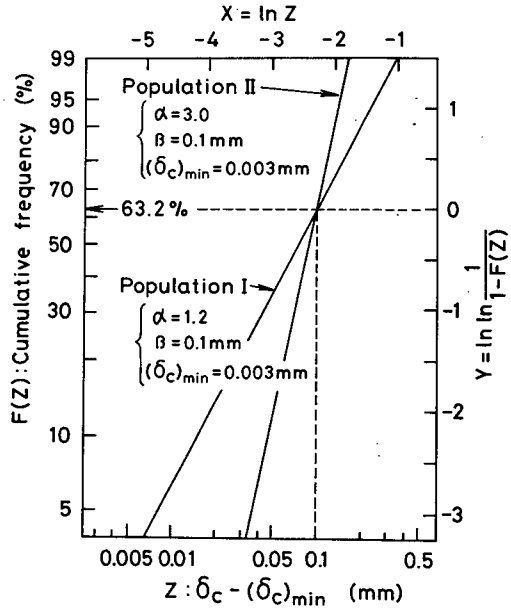


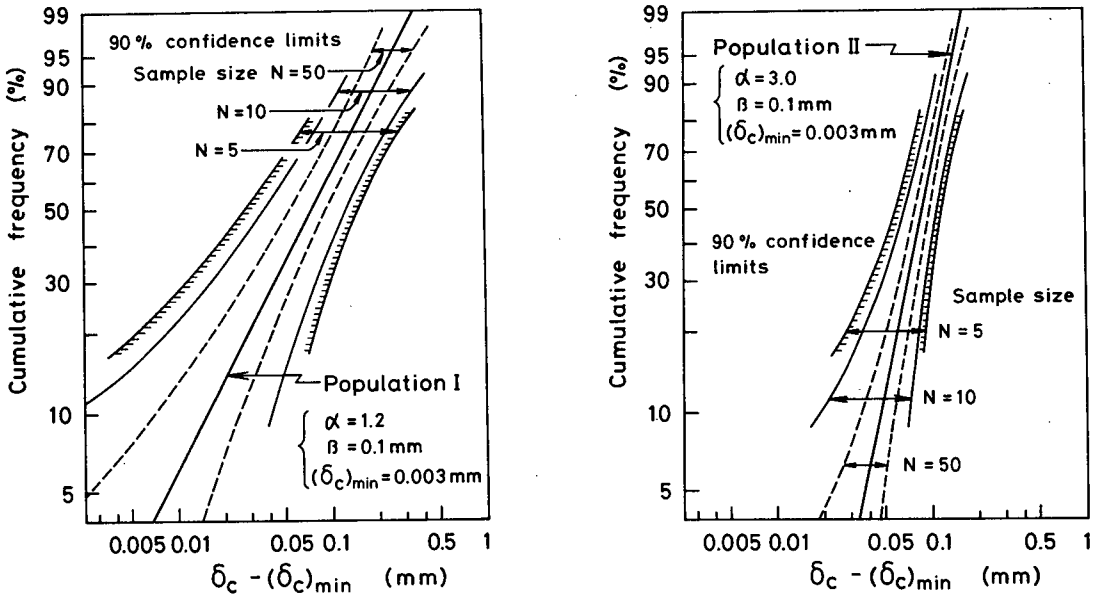
図6.5　限界ＣＯＤのばらつき特性の異なる二つの母集団

$(\delta c)_{min}$ よりも大きな δc 値で最頻値をとるように、$\alpha > 1$ とした。[44])

また、δc 分布の推定は、へき開破壊を呈した試験データのみを用いて行うので、この6.3.2 項では、母集団から抜取ったサンプルの数をN'（へき開破壊を呈したもののみの数）と記し、前項の場合の全サンプル数Nとは区別することにする。

図6.6 は、図6.5 に示した δc 分布特性をもつ無限母集団から無作為にサンプルをN'個抽出し、そのN'個のサンプルを用いて δc の累積分布を作成するという作業を繰返し行ったとき、得られた δc 累積分布が、サンプル数N'によってどのような範囲にばらつくかを Weibull確率紙上に示したものである。ただし、無限母集団からのサンプルの抽出は、モンテカルロ法によるシミュレーション手法によって行い、サンプルから求めた δc 累積分布の平均が、母集団分布（図中の太い実線）に収束するようなシミュレーション回数（ここでは1000回）を設定した。また、この図6.6 の結果を、一定の累積頻度における δc のばらつきに注目して頻度分布で再整理したものを、図6.7 に示す。

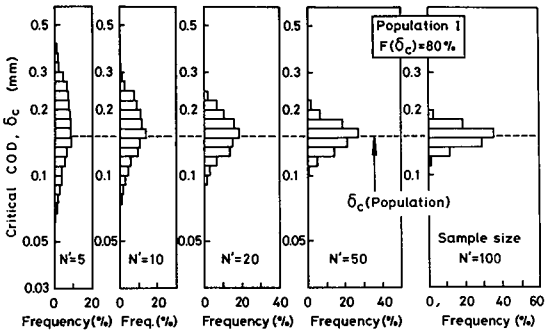
まず、Weibull形状母数 α が1.2 の母集団Ⅰからサンプルを抜取った場合の結果、図6.6(a)、図6.7(a)をみると、サンプル数N'が十分多いときには（N' $\gtrsim$50）、サンプルから求めた δc 累積分布は母集団分布の付近に存在しているが、サンプル数N'が少なくなると（N' $\lesssim$10）、特に、累積頻度の小さな領域（累積頻度$\lesssim$20%）において、δc 分布は大きなばらつきを示している。また、$\alpha = 3.0$ の母集団Ⅱの場合の結果、図6.6(b)、図6.7(b)でも、母集団Ⅰの場合ほどには δc 分布のばらつきは



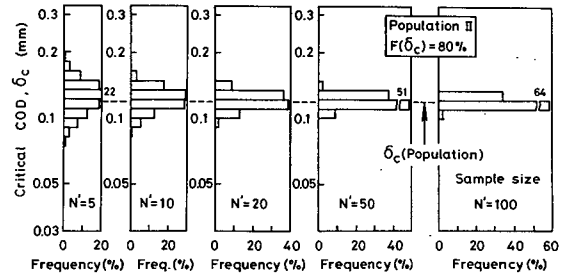
(a) 母集団Ⅰ（$\alpha = 1.2$）から
サンプルを抜取った場合

(b) 母集団Ⅱ（$\alpha = 3.0$）から
サンプルを抜取った場合

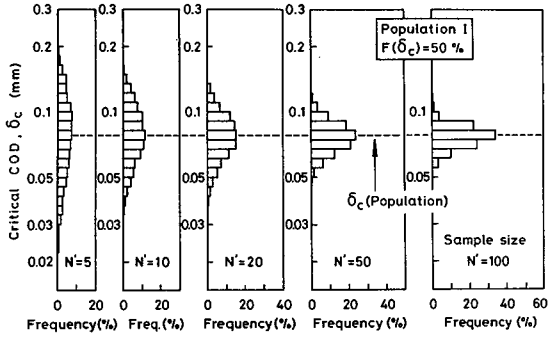
図6.6　有限個のサンプルから求めた δc 分布のばらつき範囲におよぼすサンプル数N'の影響



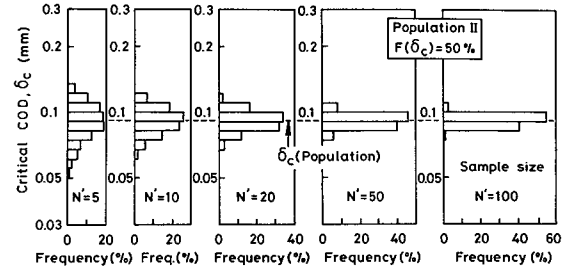
(a-1) 累積頻度80%の δc のばらつき



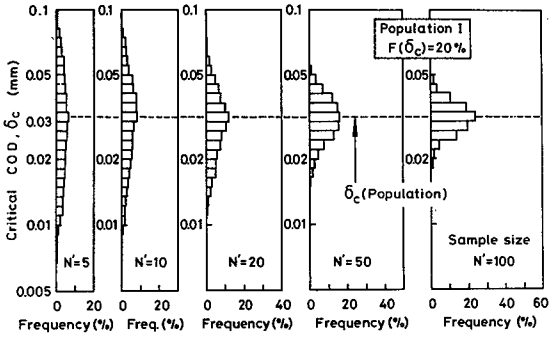
(b-1) 累積頻度80%の δc のばらつき



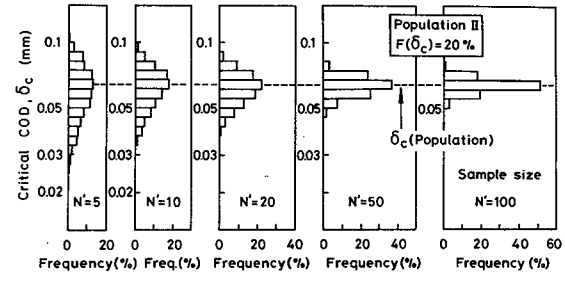
(a-2) 累積頻度50%の δc のばらつき



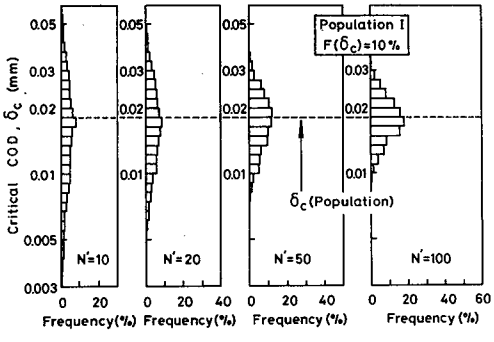
(b-2) 累積頻度50%の δc のばらつき



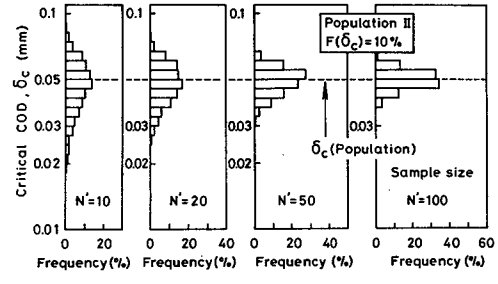
(a-3) 累積頻度20%の δc のばらつき



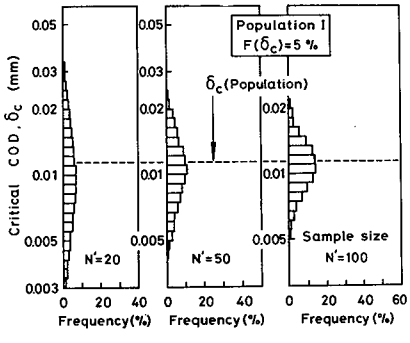
(b-3) 累積頻度20%の δc のばらつき



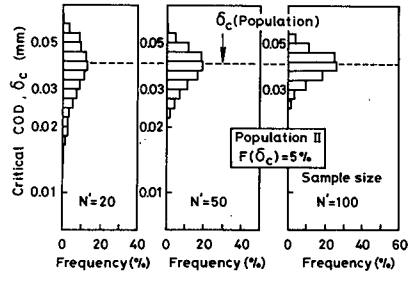
(a-4) 累積頻度10%の δc のばらつき



(b-4) 累積頻度10%の δc のばらつき



(a-5) 累積頻度 5%の δc のばらつき



(b-5) 累積頻度 5%の δc のばらつき

(a) 母集団 I （α＝1.2)からサンプルを抜取った場合 (b) 母集団 II （α＝3.0)からサンプルを抜取った場合

図6.7 有限個のサンプルから求めた δc 分布のばらつきにおよぼすサンプル数 N' の影響

大きくないが、やはりサンプル数N'が少なくなると、累積頻度の小さな領域でδc分布のばらつきが大きくなる傾向にある。

このような解析結果の傾向は、破壊靱性試験で得られた試験データの数が少ないときには、その試験データのなかでも累積頻度の小さな領域にあるデータは、母集団の分布特性から大きくはずれる可能性のあることを示唆していると言える。図6.8は、そのようすを表す一例であり、母集団Iから無作為に抜取ったサンプル（サンプル数N'＝10）から得られたδc累積分布の代表的なものを示している。サンプルから得られたδc累積分布の多くは、●印で示す分布のように、母集団分布（図中の実線）に近いものであったが、なかには、○印や△印で示す分布のように、累積頻度の小さな領域で母集団分布から大きく逸脱しているものもいくつかみられた。

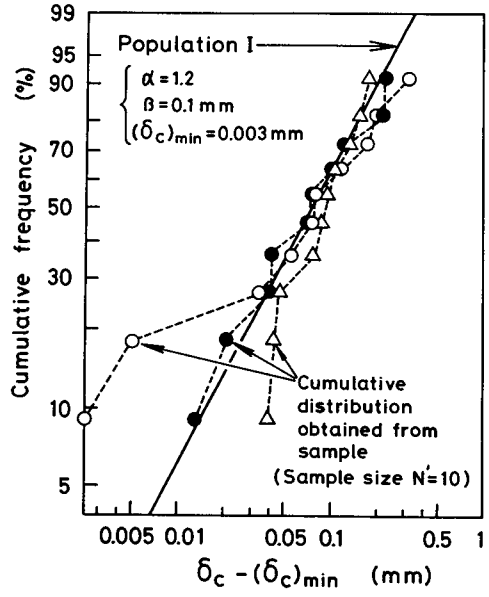


図6.8　母集団I（α＝1.2）から抜取ったサンプルから求めたδc分布の代表例

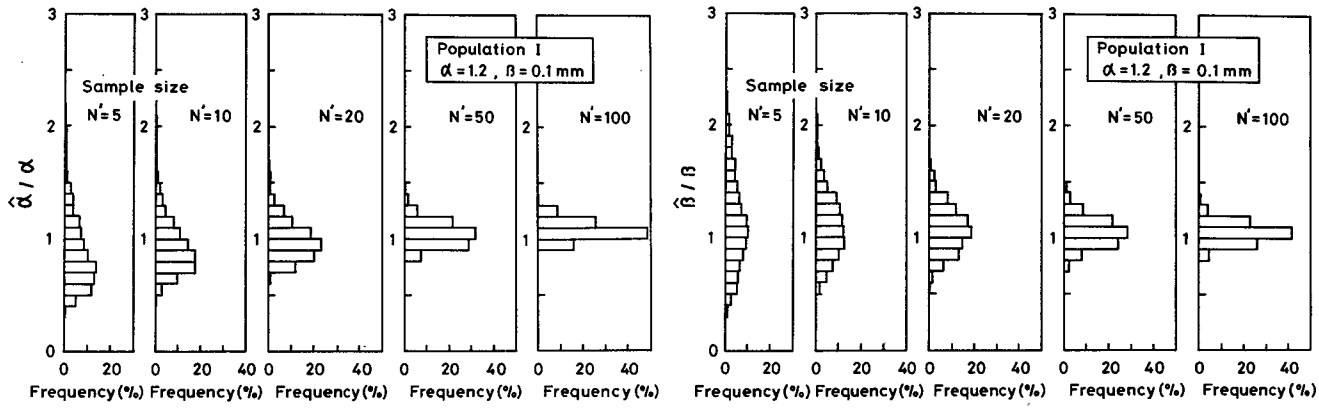
このように、有限個のサンプルから得られるδc分布は、累積頻度の小さな領域で母集団分布から大きくはずれることがあるため、本研究では、試験データからその母集団のWeibull分布特性を決定する際、累積頻度の小さな領域にあるデータ（累積頻度が20%以下の範囲にあるデータとした）は用いないことにした。さらに、前節で明らかにしたように、切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する試験片のδc分布の推定にあたっては、特に、母集団のWeibull尺度母数β（これは、累積頻度が約63%のδc値に相当する）を正しく求めておく必要性があるので、本研究ではこの点も考慮に入れて、累積頻度20～80%の範囲内にあるデータのみを用いて、母集団のWeibull特性値（母数α、β）を決定するという手法をとった。

6.3.3　破壊靱性値の分布特性把握に必要な試験データ数

続いて、母集団の破壊靱性値の分布特性を把握するのに必要な試験データの個数について検討を加える。なお、この場合も、図6.5に示したWeibull分布特性をもつ母集団を対象として考察を進める。

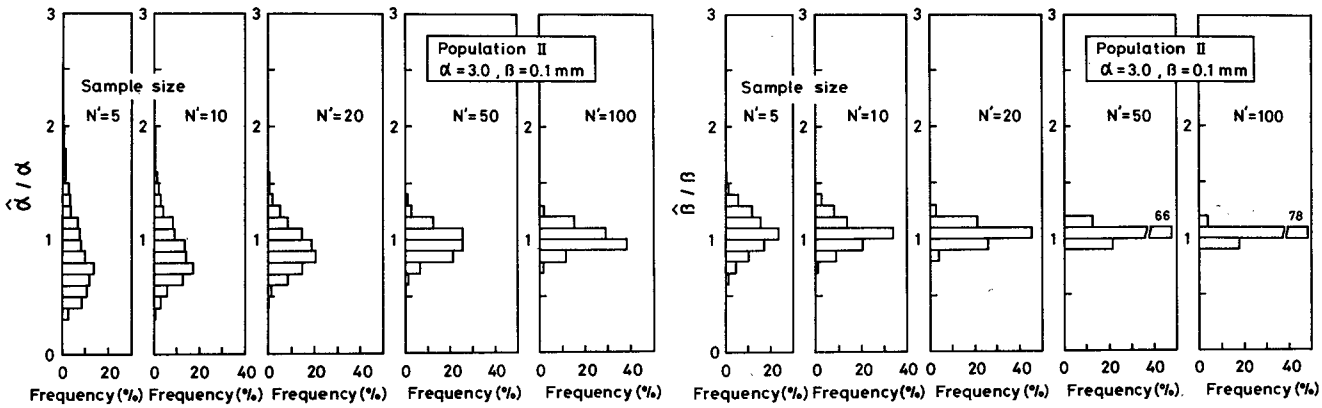
図6.9は、図6.6、図6.7に示したばらつき特性を示す有限個のサンプル（δc累

積分布）から、統計的手法（最小自乗法を用いた）によって、その母集団の Weibull 形状母数αと Weibull尺度母数βを決定したとき、得られた$\hat{\alpha}$、$\hat{\beta}$（以後、サンプルから求めた形状母数、尺度母数をそれぞれ$\hat{\alpha}$、$\hat{\beta}$と書き、母集団の形状母数α，尺度母数βと区別する）が、母集団のα、βに対してどのようにばらつくかを示したものである。ただしここでは、サンプルから求めた$\hat{\alpha}$、$\hat{\beta}$のばらつきを調べることが目的であるので、前項で述べたように統計的解析の範囲を累積頻度20～80%と限定せず、母集団から抜取ったサンプルを全て用いて$\hat{\alpha}$、$\hat{\beta}$を決定した。(a)図は、母集団Ⅰ（$\alpha=1.2$）からサンプルを抜取った場合の結果、(b)図は、母集団Ⅱ（$\alpha=3.0$）からサンプルを抜取った場合の結果を示しているが、これらの図をみると、$\hat{\alpha}/\alpha$、$\hat{\beta}/\beta$は、サンプル数N'が十分多いときには（N' $\gtrsim$50）、ほぼ1の付近に集中している。（すなわち、サンプルから求めた$\hat{\alpha}$、$\hat{\beta}$の値は、母集団のα、βの値に近くなっている。）しかし、サンプル数N'が少ないときには（N' $\lesssim$10）、図6.9(b-2)



(a-1) Weibull形状母数$\hat{\alpha}$のばらつき　　(a-2) Weibull尺度母数$\hat{\beta}$のばらつき

(a) 母集団Ⅰ（$\alpha=1.2$）からサンプルを抜取った場合



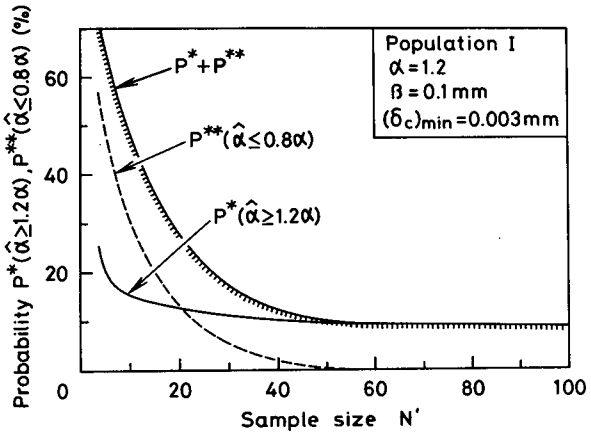
(b-1) Weibull形状母数$\hat{\alpha}$のばらつき　　(b-2) Weibull尺度母数$\hat{\beta}$のばらつき

(b) 母集団Ⅱ（$\alpha=3.0$）からサンプルを抜取った場合

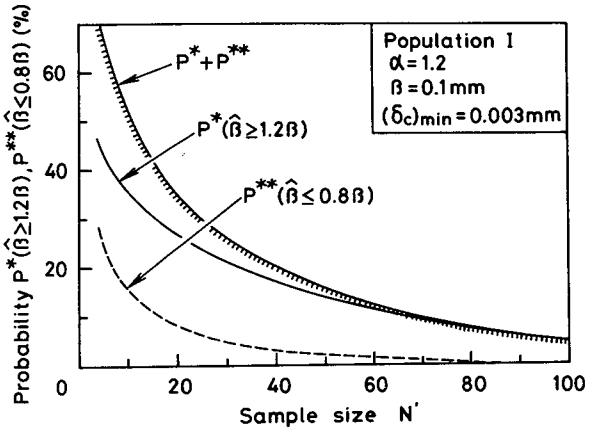
図6.9　有限個のサンプルから求めた Weibull形状母数$\hat{\alpha}$、Weibull尺度母数$\hat{\beta}$のばらつきにおよぼすサンプル数N'の影響

の場合を除けば、$\hat{\alpha}/\alpha$、$\hat{\beta}/\beta$は大きくばらついており、特に、$\hat{\alpha}/\alpha$は、1よりも小さくなる可能性が高いことがわかる。

そこで、このようなばらつき特性を示す$\hat{\alpha}$、$\hat{\beta}$の推定精度について検討するために、図6.9 の結果から、一例として、一組のサンプルから得られる$\hat{\alpha}$、$\hat{\beta}$の値が、母集団のα、βの値よりも20%以上過大となる確率P^*、および、20%以上過小となる確率P^{**}を算出したものが図6.10である。なお、(a)図は、母集団Ⅰ（$\alpha=1.2$）の場合の計算結果、(b)図は、母集団Ⅱ（$\alpha=3.0$）の場合の計算結果を示している。まず、$\hat{\alpha}$に対する結果の(a-1)図、(b-1)図をみると、いずれの場合も、確率P^*はそれほど大きくない値を示しているが、確率P^{**}は、サンプル数N'が少なくなると急激に大きくなる傾向にある。次に、$\hat{\beta}$に対する結果の(a-2)図、(b-2)図に注目すると、この$\hat{\beta}$に関しては、母集団Ⅰ（$\alpha=1.2$）の場合と母集団Ⅱ（$\alpha=3.0$)の場合

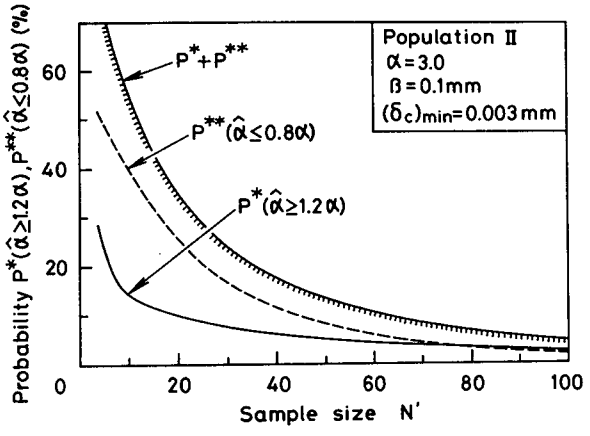


(a-1) Weibull形状母数$\hat{\alpha}$の推定精度

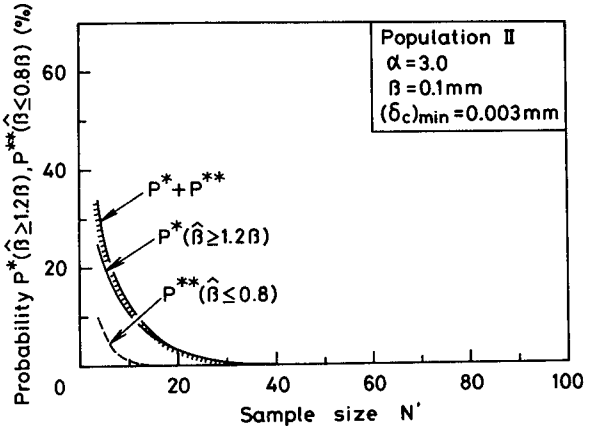


(a-2) Weibull尺度母数$\hat{\beta}$の推定精度

(a) 母集団Ⅰ（$\alpha=1.2$）からサンプルを抜取った場合



(b-1) Weibull形状母数$\hat{\alpha}$の推定精度



(b-2) Weibull尺度母数$\hat{\beta}$の推定精度

(b) 母集団Ⅱ（$\alpha=3.0$）からサンプルを抜取った場合

図6.10 Weibull形状母数$\hat{\alpha}$、Weibull尺度母数$\hat{\beta}$の推定精度におよぼすサンプル数N'の影響

P^*；サンプルから求めた$\hat{\alpha}$、$\hat{\beta}$が母集団のα、β（真の値）の 1.2倍以上となる確率

P^{**}；サンプルから求めた$\hat{\alpha}$、$\hat{\beta}$が母集団のα、β（真の値）の 0.8倍以下となる確率

とで結果が大きく異なっており、母集団Ⅰの場合（(a-2) 図）は、母集団Ⅱの場合((b-2)図）に比べて、確率P*、P**は共にかなり大きな値を示している。

この図6.10の結果は、有限個の試験データから、統計的手法によってその母集団のWeibull分布特性、特に、Weibull尺度母数β（材料の破壊靱性値の大きさの程度を表す母数）を把握するには、母集団のWeibull形状母数α（材料の破壊靱性値のばらつきの程度を表す母数）が小さい場合は、αが大きい場合に比べて、かなり多くの数の試験データが必要になることを意味するものと言える。

6．4　一般化された最弱リンクモデルの適用による溶接部の破壊靱性値分布推定に必要な試験データ数に関する検討

前節での検討により、有限個の試験データから統計的手法によって得た材料の靱性分布は、試験データ数が少ないときには必ずしも母集団の分布特性を示すとは限らず、場合によっては、母集団の靱性分布から大きくはずれる可能性もあることが明らかとなった。

そこで、本節では、このような特性をもつ有限個の試験データから、切欠き前縁に巨視的靱性不均質をもつ試験片の破壊靱性値分布や、不均質試験片の切欠き前縁に存在する低靱性部自身の破壊靱性を推定したときの、推定結果の精度（推定精度）をみるための詳細な数値実験を行い、本確率モデルの適用による溶接部の破壊靱性値分布の正しい推定に必要な試験データ数を明らかにすることを試みる。

6.4.1　数値実験

本節では、次のような数値実験を実施する。

1) 切欠き前縁が巨視的にみてほぼ均質な試験片の破壊靱性試験データから、切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する試験片の破壊靱性値分布を正しく推定するのに必要な試験データ数を明らかにするための数値実験。
2) 切欠き前縁に巨視的靱性不均質をもつ試験片の破壊靱性試験データから、その不均質試験片の切欠き前縁に存在する低靱性部自身の靱性分布特性を正しく推定するのに必要な試験データ数を明らかにするための数値実験。

まず、これらの数値実験の仕方について述べる。

（1）切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する試験片の破壊靱性値分布推定に関する数値実験

材質Aのみから成る試験片（以後、A試験片とよぶ）と、低靱性な材質Bのみから成る試験片（以後、B試験片とよぶ）の試験データから、これら二つの材質A、Bが切欠き前縁に存在する不均質試験片の破壊靱性値分布を推定する場合（図6.11(a)）を考える。

A試験片、B試験片の試験片板厚を共に10mmとし、それらの母集団靱性分布（δc分布）の代表例として、図6.11(b) に示すような特性をもつ三種類の Weibull分布、

δc 分布①；$\alpha = 3.0$ 、$\beta = 0.1$mm 、 $(\delta c)_{min} = 0.003$mm

δc 分布②；$\alpha = 1.2$ 、$\beta = 0.3$mm 、 $(\delta c)_{min} = 0.003$mm

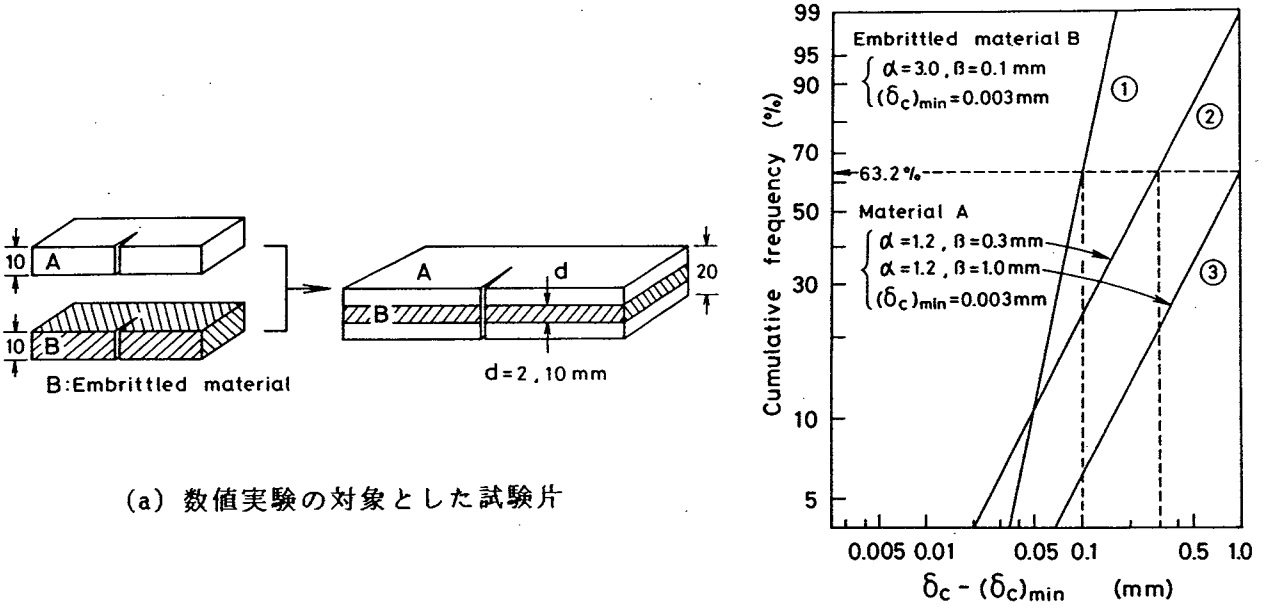
δc 分布③；$\alpha = 1.2$ 、$\beta = 1.0$mm 、 $(\delta c)_{min} = 0.003$mm

を設定する。ここでは、低靱性なB試験片の母集団靱性分布に①のδc 分布を、比較的高靱性なA試験片の母集団靱性分布に②、③のδc 分布を採用し、次のようなCase Ⅰ～CaseⅢの条件のもとで、不均質試験片の破壊靱性値分布を推定することにした。

CaseⅠ；B試験片の靱性がA試験片の靱性に比べて著しく低下している場合

A試験片の母集団；へき開破壊確率 $p_A = 1.0$ 、δc 分布＝③のδc 分布

B試験片の母集団；へき開破壊確率 $p_B = 1.0$ 、δc 分布＝①のδc 分布



(a) 数値実験の対象とした試験片

(b) 材質A、材質Bの母集団靱性分布特性

図6.11 不均質試験片の破壊靱性値分布を推定する数値実験に用いた母集団の靱性分布特性、推定対象

Case Ⅰ；①の分布（$p_B = 1.0$）＋ ③の分布（$p_A = 1.0$）

Case Ⅱ；①の分布（$p_B = 1.0$）＋ ②の分布（$p_A = 0.5$）

Case Ⅲ；①の分布（$p_B = 0.8$）＋ ②の分布（$p_A = 0.8$）

CaseⅡ；A試験片とB試験片の靱性差（δc 分布特性の差）は、CaseⅠの場合ほども大きくないが、へき開破壊確率は、両者で大きく異なる場合

A試験片の母集団；へき開破壊確率 p_A ＝0.5 、δc 分布＝②のδc 分布
B試験片の母集団；へき開破壊確率 p_B ＝1.0 、δc 分布＝①のδc 分布

CaseⅢ；A試験片とB試験片のδc 分布特性の組合せはCaseⅡの場合と同じで、へき開破壊確率 p_A 、p_B のみが異なる場合

A試験片の母集団；へき開破壊確率 p_A ＝0.8 、δc 分布＝②のδc 分布
B試験片の母集団；へき開破壊確率 p_B ＝0.8 、δc 分布＝①のδc 分布

また、不均質試験片の破壊靱性値分布を正しく推定するのに必要な試験データ数は、不均質試験片の切欠き前縁に占める低靱性部の寸法によっては異なる可能性も考えられるので、ここでは、図6.11(a) に示すように、不均質試験片の試験片板厚を20mm（一定）として、その切欠き前縁に占める低靱性部Bの寸法dを、d＝2、10mmと二種類変化させた。

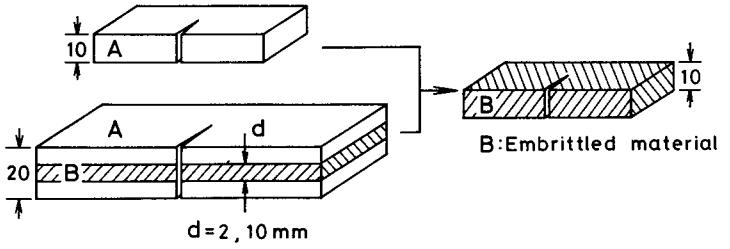
以上のような条件のもとで、A試験片の母集団とB試験片の母集団から無作為にサンプルを有限個抜取り、まず、そのサンプルから統計的手法によってそれぞれの母集団の靱性分布特性（へき開破壊確率pと、δc 分布）を決定し、次に、それらの情報を用いて不均質試験片（切欠き前縁が材質Aと材質Bから成る試験片）の破壊靱性値分布を推定するという数値実験を繰返し行った。ただし、A試験片やB試験片のδc 分布の決定は、へき開破壊を呈したサンプルのみを用いて行うので、ここでは、へき開破壊を呈したサンプルの数が、A試験片、B試験片共に、所定の一定数N’に達するまでサンプルを抜取ることにした。

なお、上記の数値実験は、モンテカルロ法によるシミュレーション手法によって行い、サンプルから推定して求めた不均質試験片のδc 分布の平均が、不均質試験片の母集団靱性分布にほぼ収束するようなシミュレーション回数（ここでは1000回）を設定した。

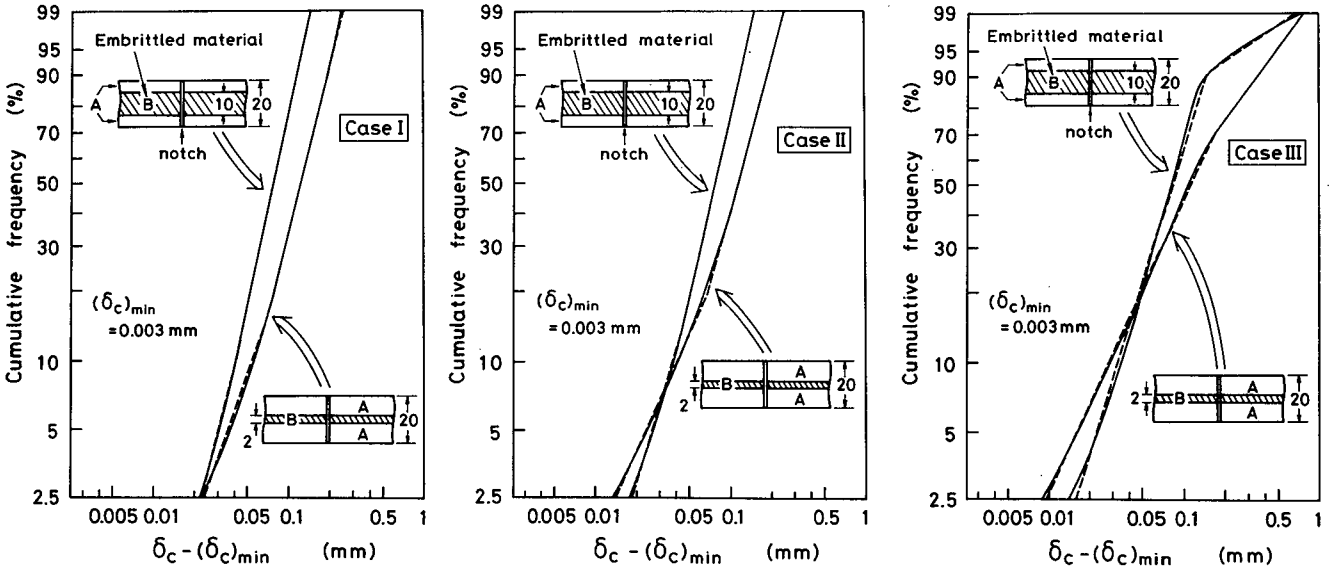
（2）不均質試験片の切欠き前縁に存在する低靱性部自身の破壊靱性推定に関する数値実験

図6.12(a) に示すように、切欠き前縁が二つの材質A、Bから成る不均質試験片（試験片板厚20mm）と、A試験片（試験片板厚10mm）の試験データから、低靱性な材質Bのみから成るB試験片（試験片板厚10mm）の破壊靱性値分布を推定する場合について数値実験を行う。

ただし、低靱性なB試験片の破壊靱性値分布を正しく推定するのに必要な試験データ数は、推定に用いる不均質試験片の切欠き前縁に占める低靱性部Bの寸法dによっ



(a) 数値実験の対象とした試験片



(b-1) Case I (p_Z = 1.0)　(b-2) Case II (p_Z = 1.0)　(b-3) Case III (p_Z = 0.973)

(b) 不均質試験片の母集団靱性分布特性

図6.12　低靱性部自身の破壊靱性値分布を推定する数値実験に用いた母集団の靱性分布特性、推定対象

ては異なるかもしれないので、前述の数値実験（1）の場合と同じように、低靱性部寸法dを、d＝2、10mmと二種類設定した。また、A試験片の母集団靱性分布には、図6.11(b) に示した②、③のδc 分布を採用し、不均質試験片の母集団靱性分布は、前述の数値実験（1）のCase I ～Case IIIの条件のもとで、d＝2、10mmとして本確率モデルを適用して求まる靱性分布で与えることにした。すなわち、

Case I ;

A試験片の母集団；へき開破壊確率 p_A ＝1.0 、δc 分布＝③のδc 分布

不均質試験片の母集団；へき開破壊確率 p_Z ＝1.0 、

δc 分布＝図6.12(b-1) に実線で示すδc 分布

CaseⅡ；

A試験片の母集団；へき開破壊確率 p_A ＝0.5 、δc 分布＝②のδc 分布
不均質試験片の母集団；へき開破壊確率 p_Z ＝1.0 、
δc分布＝図6.12(b-2) に実線で示すδc 分布

CaseⅢ；

A試験片の母集団；へき開破壊確率 p_A ＝0.8 、δc 分布＝②のδc 分布
不均質試験片の母集団；へき開破壊確率 p_Z ＝0.973 、
δc 分布＝図6.12(b-3) に実線で示すδc 分布

なお、この場合は、推定しようとする低靭性部自身（B試験片）の母集団靭性分布は、上記いずれのCaseに対しても同じもの（図6.11(b) に示す①のδc 分布）となっている。

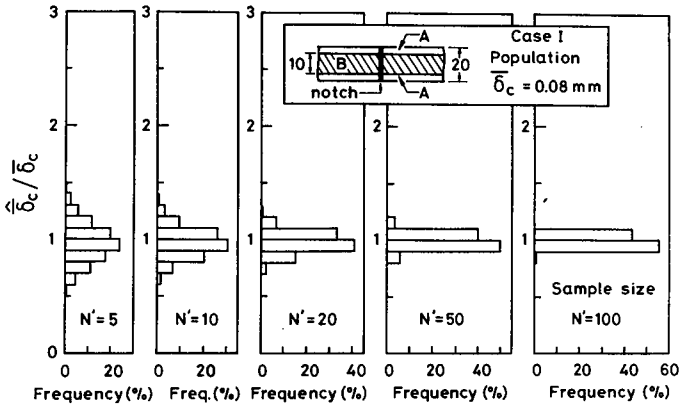
以上の条件のもとで、A試験片の母集団と不均質試験片の母集団から無作為にサンプルを有限個抜取り、まず、統計的手法によってそれぞれの母集団の靭性分布特性（へき開破壊確率pと、δc 分布）を決定し、次に、それらの情報から、低靭性なB試験片の破壊靭性値分布を推定するという数値実験を繰返し行った。ただし、数値実験を容易にするために、不均質試験片のδc 分布は、図6.12(b) 中に破線で示した複合型の Weibull分布[45] で近似することにした。（実線で示すδc 分布を破線で示すδc 分布で近似したときの寄与率は、いずれのCaseにおいても99.8%以上となっている。）

数値実験はモンテカルロ法によるシミュレーション手法によって行い、サンプルから推定して求めたB試験片のδc 分布の平均が、B試験片の母集団靭性分布にほぼ収束するまで（ここでは1000回）シミュレーションを行った。なお、この場合も、へき開破壊を呈したサンプルの数が、A試験片、不均質試験片共に、所定の一定数N' に達するまでサンプルを抜取ることにした。

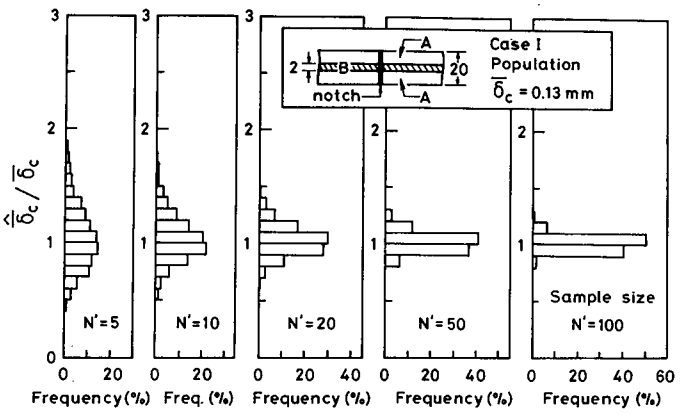
6.4.2 切欠き前縁に巨視的靭性不均質が存在する試験片の破壊靭性値分布推定に必要な試験データ数

A試験片の母集団とB試験片の母集団（いずれも、無限母集団）からそれぞれ無作為に有限個のサンプルを抽出し、そのサンプルから不均質試験片（切欠き前縁が、材質Aと材質Bから成る試験片）のへき開破壊発生限界値分布（δc 分布）を推定するという数値実験（1）を、繰返し1000回行った。

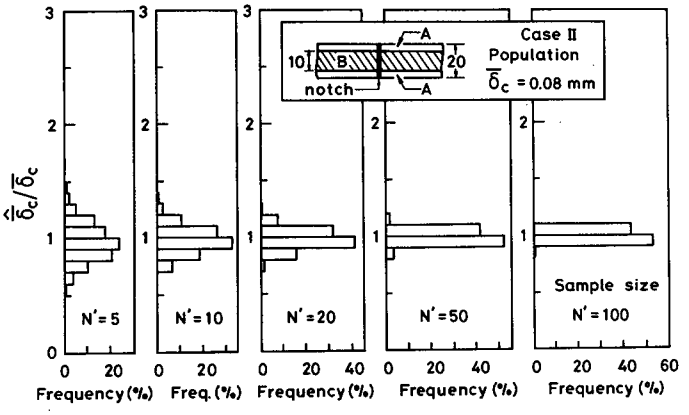
図6.13は、その数値実験によって得た不均質試験片のへき開破壊発生限界CODの平均値（以後、これを $\hat{\overline{\delta}}c$ と書き、母集団のへき開破壊発生限界CODの平均値 $\overline{\delta}c$



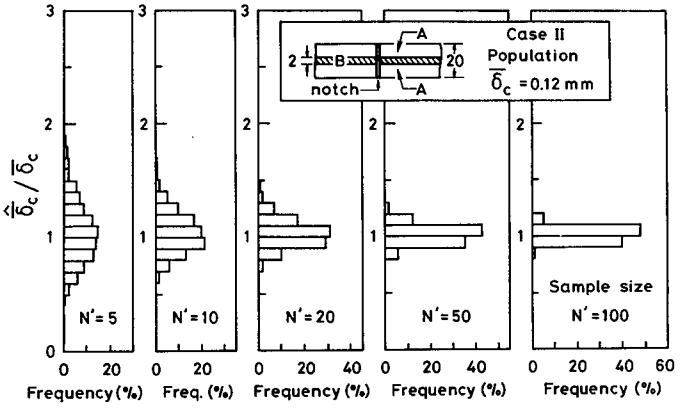
(a-1) Case I (p_B = 1.0)



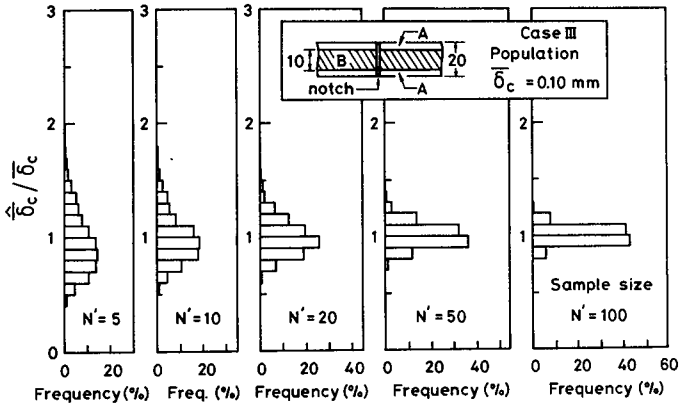
(b-1) Case I (p_B = 1.0)



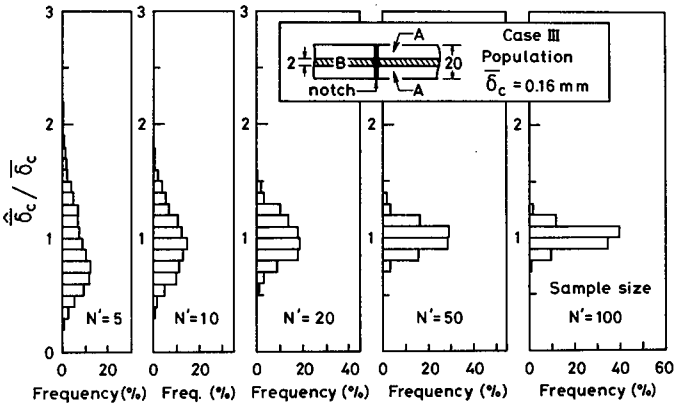
(a-2) Case II (p_B = 1.0)



(b-2) Case II (p_B = 1.0)



(a-3) Case III (p_B = 0.8)



(b-3) Case III (p_B = 0.8)

(a) 切欠き前縁に占める低靭性部寸法が10mmの場合

(b) 切欠き前縁に占める低靭性部寸法が２mmの場合

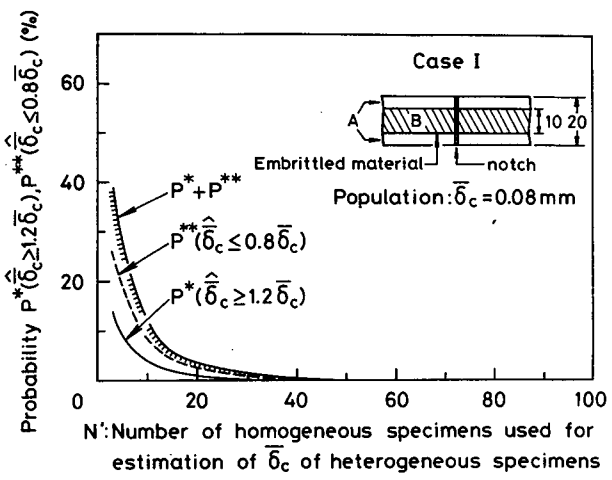
図6.13 推定によって得た不均質試験片のへき開破壊発生限界ＣＯＤの平均値 $\hat{\bar{\delta}}_c$ のばらつきにおよぼす、推定に用いた試験データ数Ｎ' の影響

（真の値）と区別する）が、推定に用いたA試験片、B試験片のサンプル数N'（ただし、へき開破壊を呈したもののみの数）によってどのようにばらつくかを示したものである。(a)図は、不均質試験片の切欠き前縁に占める低靱性部寸法（材質Bの寸法）が10mmの場合の数値実験結果、(b)図は、その低靱性部寸法が2mmの場合の数値実験結果を表しているが、これらの図をみると、サンプル数N'が20程度以上のときには、いずれの場合も、推定によって得た不均質試験片の$\hat{\bar{\delta}}c$は、不均質試験片の母集団の$\bar{\delta}c$（真の値）の付近にほぼ集中していることがわかる。しかし、サンプル数N'が少なくなり10程度以下となると、(a-3)図のCaseⅢの場合や、(b)図の低靱性部寸法が2mmと局部的な場合には、$\hat{\bar{\delta}}c$は大きくばらついている。

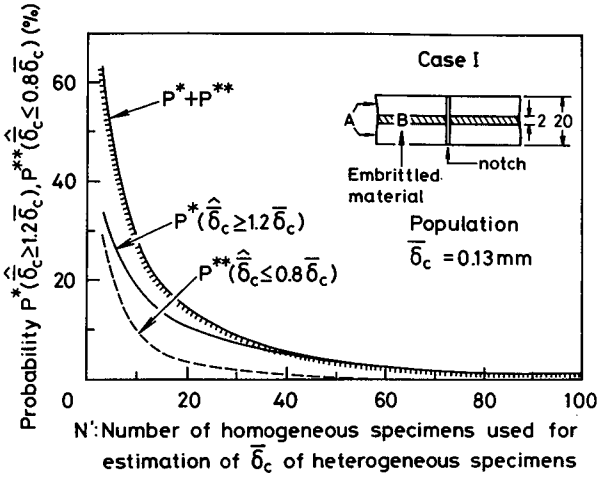
そこで、このようなばらつき特性を示す推定値$\hat{\bar{\delta}}c$の推定精度について検討するために、図6.13の結果から、一例として、一組のサンプル（何本かの試験片の破壊靱性試験結果に相当する）から求まる推定値$\hat{\bar{\delta}}c$が、真の値$\bar{\delta}c$よりも2割以上過大となる確率P*、および、2割以上過小となる確率P**を算出したものが図6.14である。

まず、不均質試験片の切欠き前縁に占める低靱性部寸法（材質Bの寸法）が10mmの場合の結果、(a)図をみると、CaseⅠやCaseⅡでは、サンプル数N'が10程度以上もあれば、確率P*、P**は共にかなり小さくなっている。しかし、CaseⅢでは、CaseⅠ、CaseⅡの場合に比べて確率P*、P**は全体的に大きな値を示しており、$\hat{\bar{\delta}}c$の推定精度が悪くなっていることがわかる。これは、CaseⅠやCaseⅡでは、低靱性なB試験片の母集団のへき開破壊確率p_Bが1であるため、推定値$\hat{\bar{\delta}}c$の推定精度は、サンプルから求めたA試験片、B試験片のδc分布の推定精度（主として、低靱性なB試験片のδc分布の推定精度）のみによって決まるが（なぜなら、$p_B=1$であるため、サンプル数N'によらず不均質試験片のへき開破壊確率の推定値$\hat{p}_Z$は常に1と確定するから）、CaseⅢでは$p_B \fallingdotseq 1$のため、$\hat{\bar{\delta}}c$の推定精度には、A試験片、B試験片のδc分布の推定精度だけでなく、A試験片、B試験片のへき開破壊確率$\hat{p}_A$、$\hat{p}_B$の推定精度も関与するためと推察される。

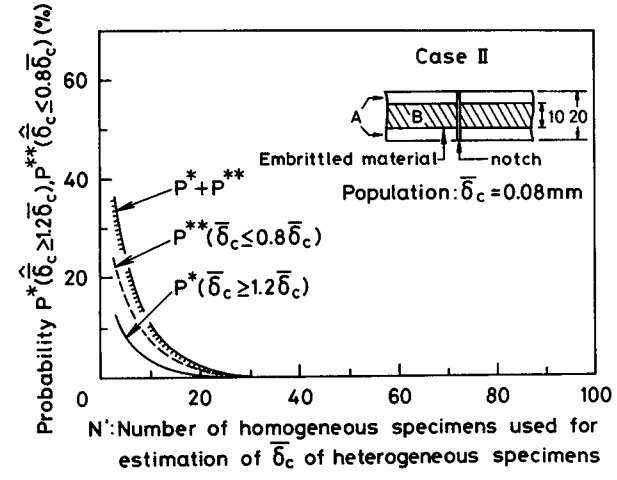
次に、不均質試験片の切欠き前縁に占める低靱性部寸法が2mmと局部的な場合の結果、(b)図に注目すると、この場合は、(a)図の低靱性部寸法が10mmの場合に比べて確率（P*＋P**）はかなり大きな値を呈しており、$\hat{\bar{\delta}}c$の推定精度が悪くなっていることがわかる。これは、①不均質試験片のへき開破壊発生限界CODの平均値$\bar{\delta}c$は、不均質試験片の切欠き前縁に占める低靱性部寸法が大きい場合には、主として低靱性部（ここでは材質B）のWeibull尺度母数βとへき開破壊確率pに支配されるが、切欠き前縁の低靱性部寸法が小さい場合には、それに加えて、低靱性部以外の領域（ここでは材質A）のβにも大きく支配されること（表6.1参照）と、②有限個の



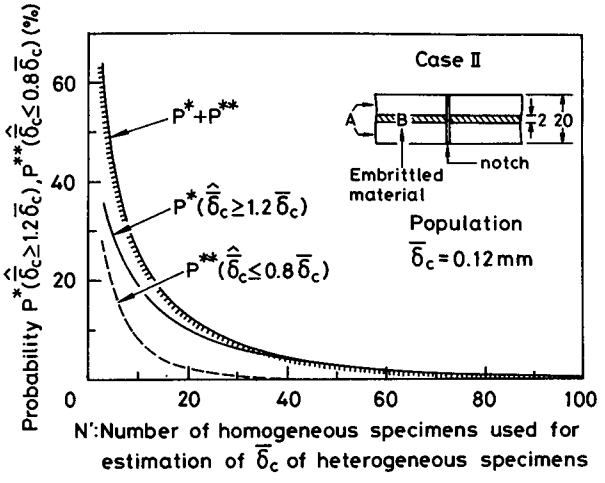
(a-1) Case I (p_B = 1.0)



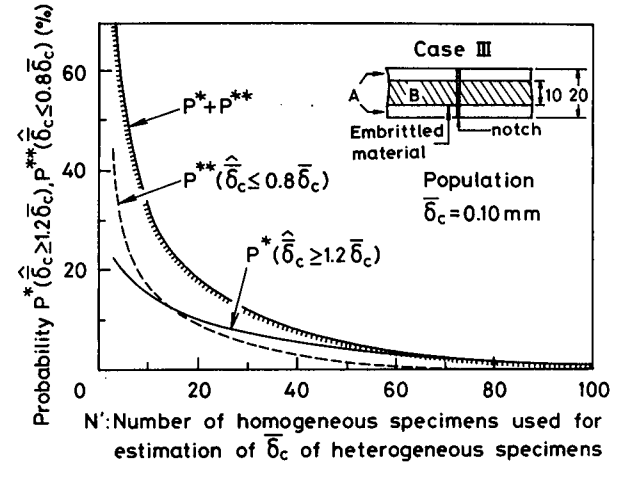
(b-1) Case I (p_B = 1.0)



(a-2) Case II (p_B = 1.0)

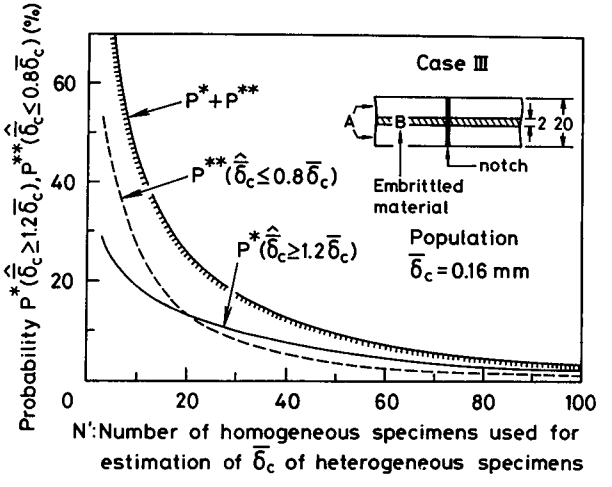


(b-2) Case II (p_B = 1.0)



(a-3) Case III (p_B = 0.8)

(a) 切欠き前縁に占める低靱性部寸法が10mmの場合



(b-3) Case III (p_B = 0.8)

(b) 切欠き前縁に占める低靱性部寸法が２mmの場合

図6.14　不均質試験片のへき開破壊発生限界ＣＯＤの平均値 $\hat{\bar{\delta}}c$ の推定精度におよぼす、推定に用いた試験データ数Ｎ' の影響

Ｐ* ；推定によって得た $\hat{\bar{\delta}}c$ が真の値 $\bar{\delta}c$ の 1.2倍以上となる確率

Ｐ** ；推定によって得た $\hat{\bar{\delta}}c$ が真の値 $\bar{\delta}c$ の 0.8倍以下となる確率

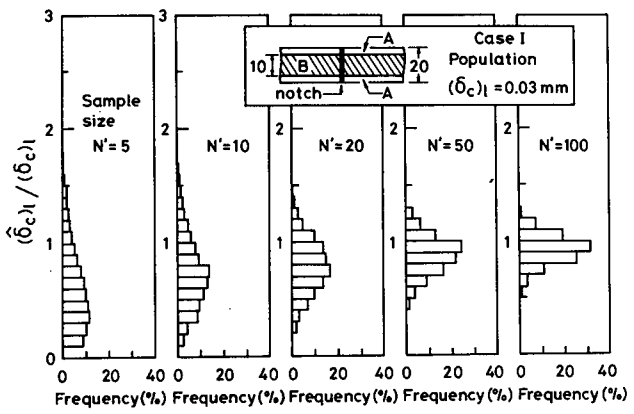
サンプルから求まる Weibull尺度母数$\hat{\beta}$の推定精度は、その母集団の Weibull形状母数αの値に大きく依存し、母集団のαの値が小さい場合（材質Aでは$\alpha=1.2$）には、αの値が大きい場合（材質Bでは$\alpha=3.0$）に比べて、$\hat{\beta}$の推定精度がかなり悪くなること（図6.10参照）に起因するものと推察される。

このように、有限個の試験データから推定される不均質試験片の$\hat{\overline{\delta c}}$（へき開破壊発生限界ＣＯＤの平均値）の推定精度は、不均質試験片の切欠き前縁に占める低靱性部の寸法ｄや、低靱性部の母集団のへき開破壊確率p_Bに大きく依存し、高い推定精度を確保するには、寸法ｄが小さい場合や確率$p_B \fallingdotseq 1$の場合は、寸法ｄが大きい場合や確率$p_B=1$の場合に比べて、多くの数の試験データを必要とすることが判明した。

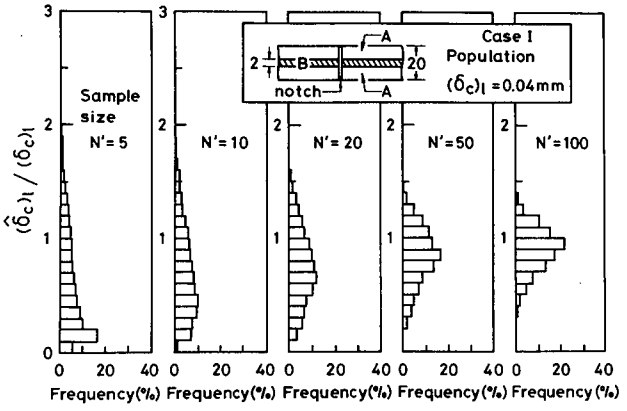
しかしながら、図6.14において、推定値$\hat{\overline{\delta c}}$が真の値$\overline{\delta c}$の２割以上過大となる確率Ｐ＊（$\overline{\delta c}$を危険側に推定する確率）のみに注目すると、このＰ＊に関しては、いずれの場合も、サンプル数Ｎ'が10程度以上あれば、20%以下の小さな値となっていることがわかる。この結果は、不均質試験片の切欠き前縁に存在する各材質について10個程度以上の試験データ（ただし、へき開破壊を呈したもののみのデータ）を得れば、少なくとも80%以上の信頼度でもって、不均質試験片のへき開破壊発生限界の平均値が真の値に対して２割以上過大となることなく推定できることを意味するものと言える。

一方、図6.15は、不均質試験片のδc分布の下限領域付近の値の代表例として、δcの95%信頼下限値を推定したときの、推定値$(\hat{\delta c})_l$（以後、サンプルから求めたδcの95%信頼下限値を$(\hat{\delta c})_l$と書き、母集団のその値$(\delta c)_l$と区別する）のばらつきにおよぼすサンプル数Ｎ'の影響を表している。これをみると、推定によって得た$(\hat{\delta c})_l$は、図6.13の$\hat{\overline{\delta c}}$の場合に比べて、かなり大きくばらついている。これは、不均質試験片のδcの95%信頼下限値$(\delta c)_l$は、不均質試験片の切欠き前縁に存在する全ての材質の Weibull形状母数αに大きく支配され（表6.2 参照）、サンプルから求めた各材質の Weibull形状母数$\hat{\alpha}$が多少ばらついても（実際は、図6.9に示したように、サンプル数Ｎ'にもよるが、$\hat{\alpha}$は大きくばらつく）、そのサンプルから推定される$(\hat{\delta c})_l$は大きくばらつくためと推察される。

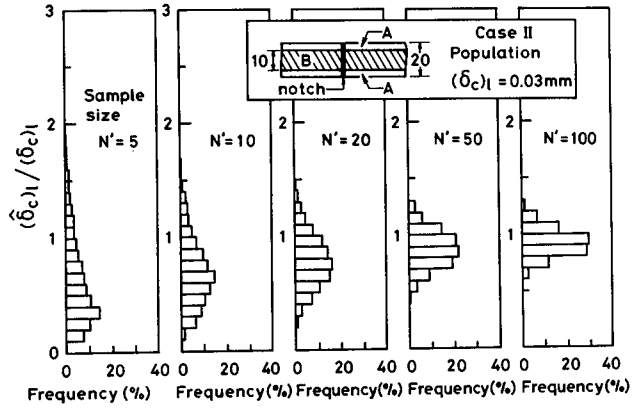
この結果より、不均質試験片のδc分布の下限領域付近の値を正しく推定するには、δc分布の平均値付近の値を推定する場合に比べて、かなり多くの数の試験データが必要となることがわかる。



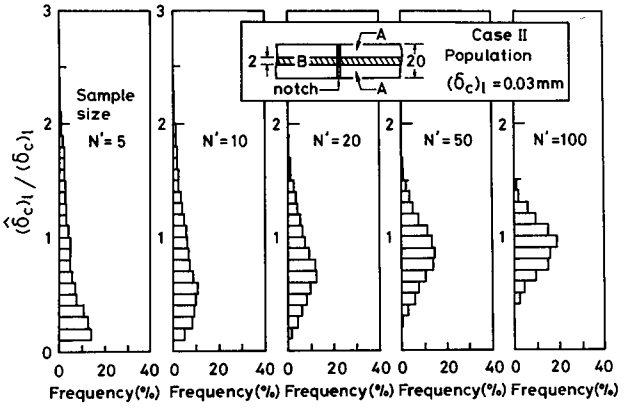
(a-1) Case I (p_B = 1.0)



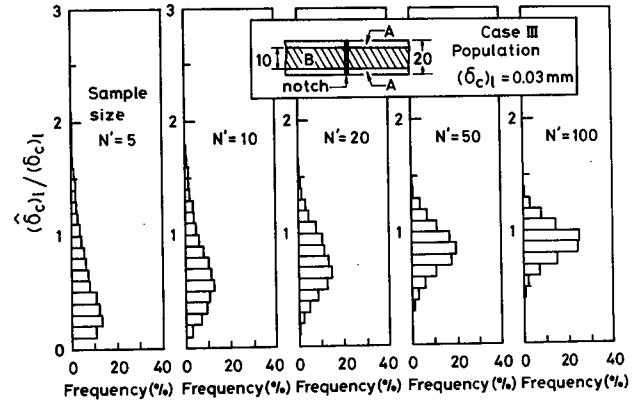
(b-1) Case I (p_B = 1.0)



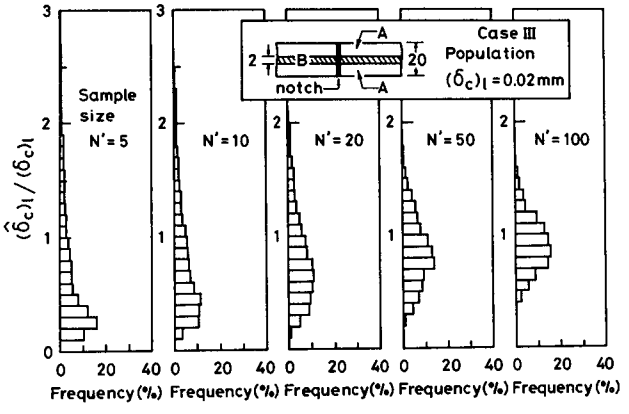
(a-2) Case II (p_B = 1.0)



(b-2) Case II (p_B = 1.0)



(a-3) Case III (p_B = 0.8)



(b-3) Case III (p_B = 0.8)

(a) 切欠き前縁に占める低靱性部寸法が10mmの場合

(b) 切欠き前縁に占める低靱性部寸法が２mmの場合

図6.15 推定によって得た不均質試験片のへき開破壊発生限界ＣＯＤの95%信頼下限値 $(\hat{\delta}c)_l$ のばらつきにおよぼす、推定に用いた試験データ数Ｎ' の影響

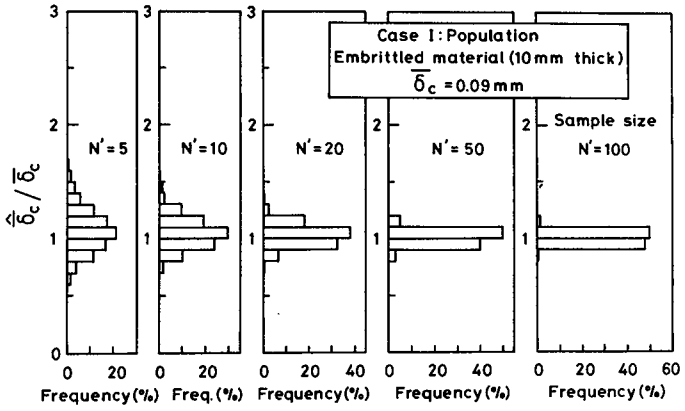
6.4.3　不均質試験片の切欠き前縁に存在する低靱性部自身の破壊靱性推定に必要な試験データ数

続いて、切欠き前縁が二つの材質A、Bから成る不均質試験片の母集団と、A試験片の母集団（いずれも、無限母集団）から、それぞれ無作為に有限個のサンプルを抜取り、そのサンプルから、不均質試験片の切欠き前縁に存在する低靱性部自身（B試験片）のへき開破壊発生限界値分布（δc 分布）を推定するという数値実験（2）を繰返し1000回行った。

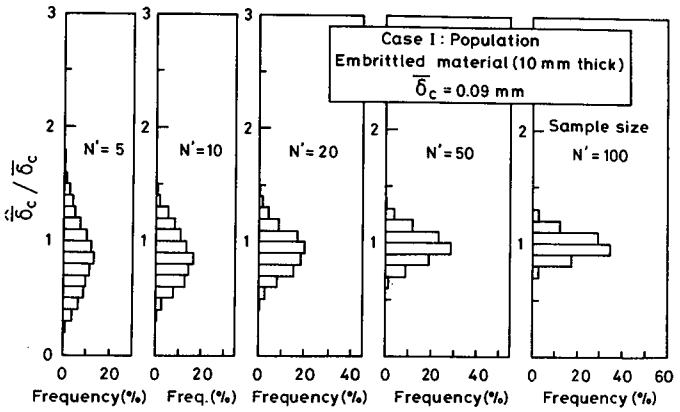
図6.16は、その数値実験によって得た低靱性部自身（B試験片）のへき開破壊発生限界CODの平均値$\hat{\bar{\delta}}c$（推定値）のばらつきにおよぼす、推定に用いた不均質試験片、A試験片のサンプル数N'（ただし、へき開破壊を呈したもののみの数）の影響を示したものである。(a)図は、切欠き前縁に占める低靱性部（材質B）の寸法が10mmの不均質試験片を用いた場合の結果であるが、これをみると、CaseⅠやCaseⅡでは、サンプル数N'が20程度以上もあれば、推定値$\hat{\bar{\delta}}c$は真の値$\bar{\delta}c$（B試験片の母集団のδc の平均値）の付近にほぼ集中していることがわかる。しかし、CaseⅢでは、CaseⅠやCaseⅡの場合と同じ低靱性部（B試験片）の$\bar{\delta}c$を推定しているにもかかわらず、CaseⅠやCaseⅡの場合に比べて$\hat{\bar{\delta}}c$のばらつきが大きくなっており、特にサンプル数N'が10程度以下と少なくなると、$\hat{\bar{\delta}}c$は真の値$\bar{\delta}c$よりも大きな側に著しくばらついている。また、(b) 図は、切欠き前縁に占める低靱性部寸法が2mmの不均質試験片を用いた場合の結果であるが、この場合は、(a)図の場合に比べて、推定値$\hat{\bar{\delta}}c$のばらつきが大きくなっており、しかも、$\hat{\bar{\delta}}c$は真の値$\bar{\delta}c$よりも小さく推定される傾向にあることがうかがえる。

そこで、このようなばらつき特性を示す推定値$\hat{\bar{\delta}}c$の推定精度について検討するために、図6.16の結果から、一例として、一組のサンプルから求まる推定値$\hat{\bar{\delta}}c$が、真の値$\bar{\delta}c$よりも2割以上過大となる確率P*、および、2割以上過小となる確率P**を算出したものが図6.17である。

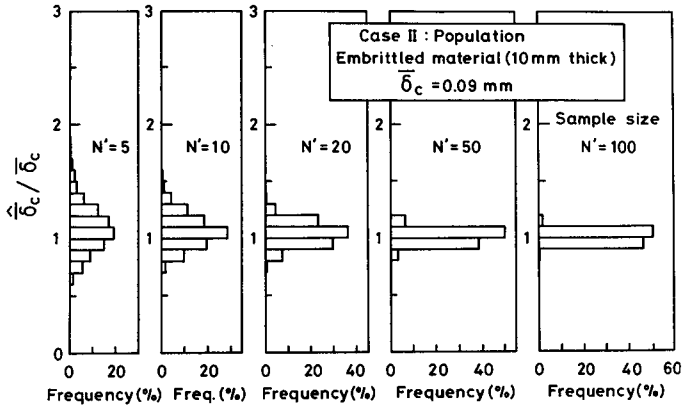
まず、(a) 図の、切欠き前縁に占める低靱性部寸法（材質Bの寸法）が10mmの不均質試験片を用いた場合の結果をみると、CaseⅠやCaseⅡでは、サンプル数N'が20程度以上もあれば、確率P*、P**は共に極めて小さくなっている。しかし、CaseⅢの場合は、CaseⅠ、CaseⅡの場合に比べて、特に、確率P*がかなり大きな値を示しており、$\hat{\bar{\delta}}c$の推定精度が悪くなっていることがわかる。これは、CaseⅠやCaseⅡでは不均質試験片の母集団のへき開破壊確率p_2が1であるため、低靱性部（B試験片）の$\hat{\bar{\delta}}c$の推定精度は、サンプルから求めた不均質試験片やA試験片のδc 分布の推定



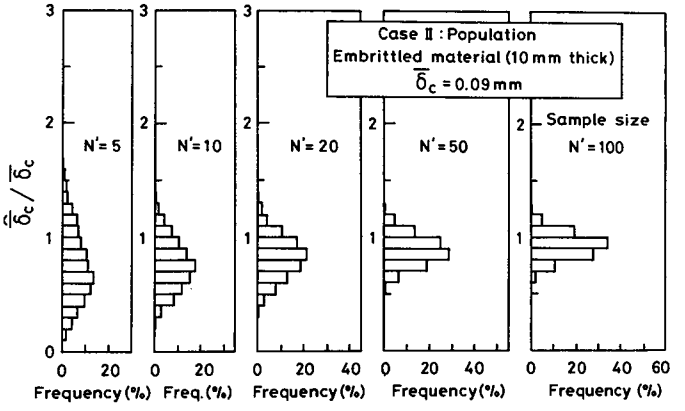
(a-1) Case I (p_z = 1.0)



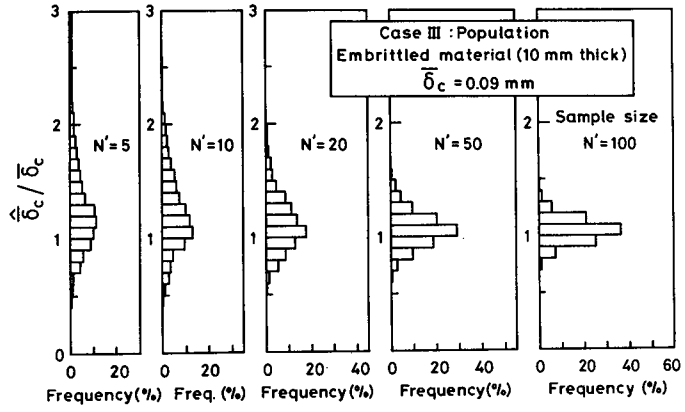
(b-1) Case I (p_z = 1.0)



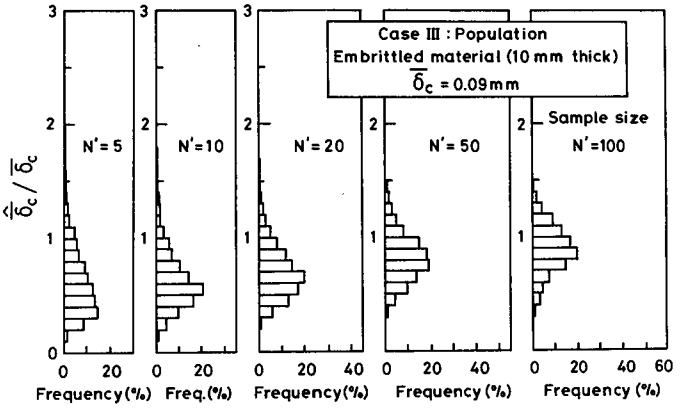
(a-2) Case II (p_z = 1.0)



(b-2) Case II (p_z = 1.0)



(a-3) Case III (p_z = 0.973)

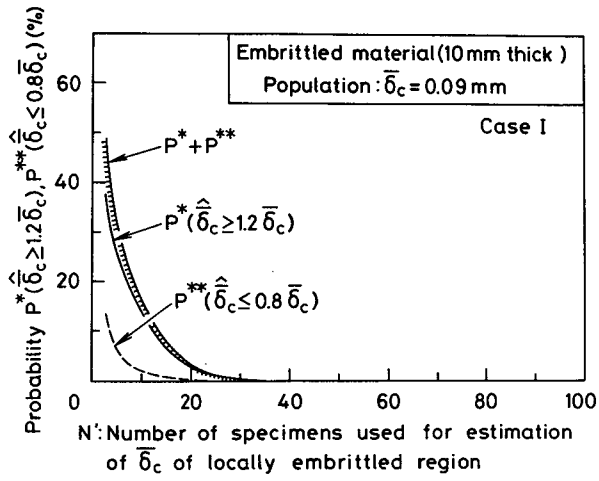


(b-3) Case III (p_z = 0.973)

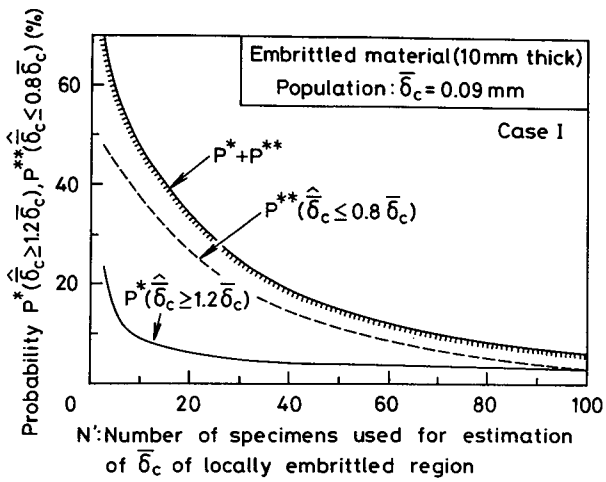
(a) 切欠き前縁に占める低靱性部寸法が10mmの不均質試験片を用いた場合

(b) 切欠き前縁に占める低靱性部寸法が2mmの不均質試験片を用いた場合

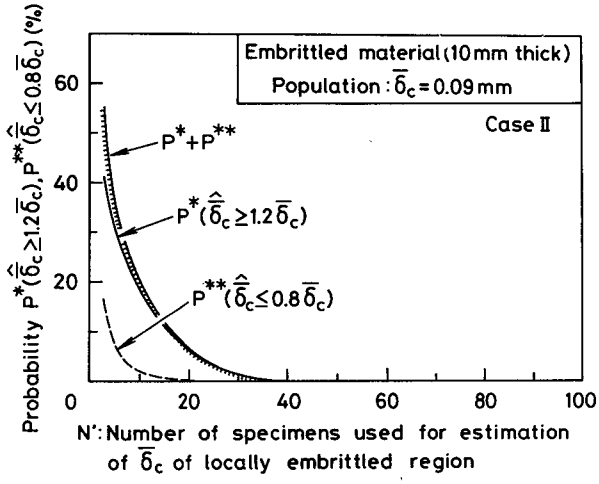
図6.16 推定によって得た低靱性部自身のへき開破壊発生限界CODの平均値 $\hat{\overline{\delta}}_c$ のばらつきにおよぼす、推定に用いた試験データ数N' の影響



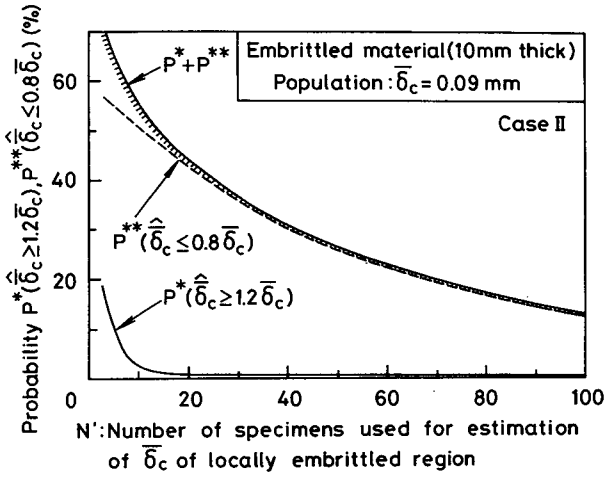
(a-1) Case I (p_z = 1.0)



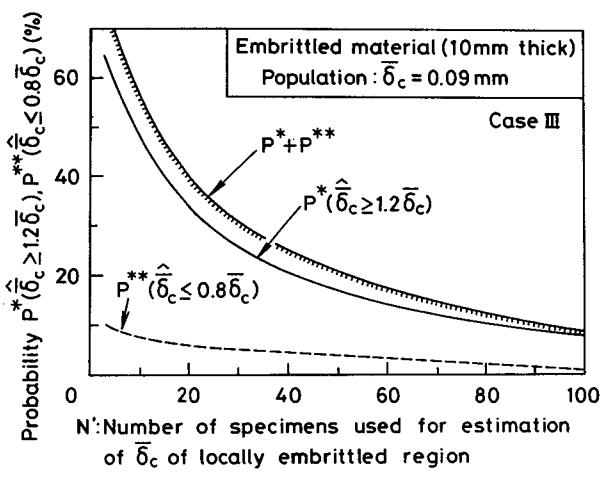
(b-1) Case I (p_z = 1.0)



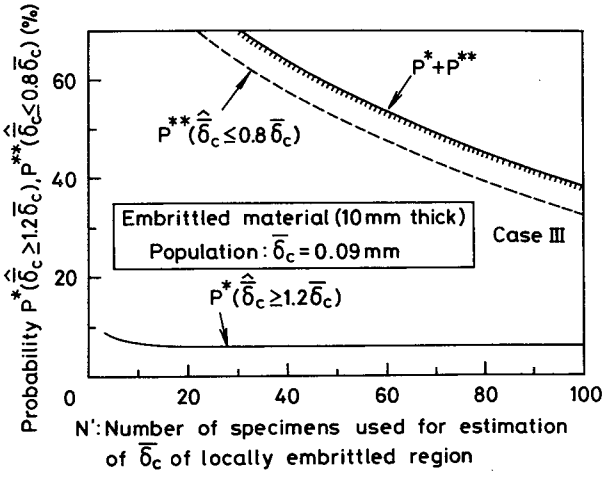
(a-2) Case II (p_z = 1.0)



(b-2) Case II (p_z = 1.0)



(a-3) Case III (p_z = 0.973)



(b-3) Case III (p_z = 0.973)

(a) 切欠き前縁に占める低靱性部寸法が10mmの不均質試験片を用いた場合

(b) 切欠き前縁に占める低靱性部寸法が2mmの不均質試験片を用いた場合

図6.17 低靱性部自身のへき開破壊発生限界CODの平均値 $\hat{\bar{\delta}}_c$ の推定精度におよぼす、推定に用いた試験データ数N' の影響

P* ; 推定によって得た $\hat{\bar{\delta}}_c$ が真の値 $\bar{\delta}_c$ の 1.2倍以上となる確率

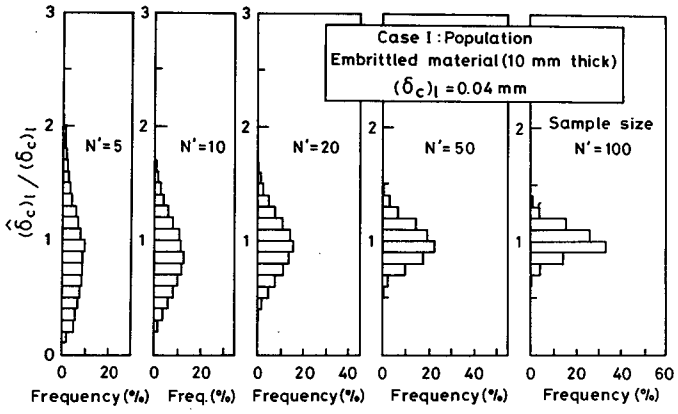
P** ; 推定によって得た $\hat{\bar{\delta}}_c$ が真の値 $\bar{\delta}_c$ の 0.8倍以下となる確率

精度のみによって決まるが（なぜなら、$p_Z = 1$であるため、サンプル数N'によらず、低靱性部Bのへき開破壊確率の推定値$\hat{p}_B$は常に1と確定するから）、CaseⅢの場合は、$p_Z \fallingdotseq 1$のため、$\hat{\bar{\delta}}c$の推定精度には、不均質試験片やA試験片のδc分布の推定精度だけでなく、不均質試験片やA試験片のへき開破壊確率$\hat{p}_Z$、$\hat{p}_A$の推定精度も関与するためと推察される。

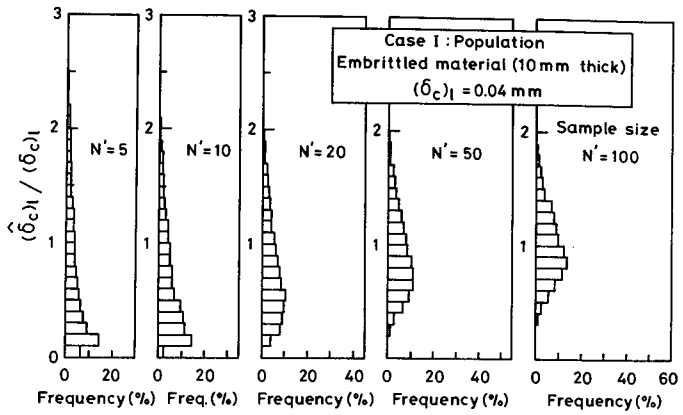
次に、(b)図の、切欠き前縁に占める低靱性部寸法が2mmの不均質試験片を用いた場合の結果をみると、この場合は、(a)図の場合に比べて、確率P*は小さくなっているものの、確率P**は著しく大きくなっており、その結果として$\hat{\bar{\delta}}c$の推定精度が(a)図の場合に比べてかなり悪くなっていることがわかる。これは、(a)図の低靱性部寸法が10mmの不均質試験片を用いた場合には、不均質試験片中に存在する低靱性部の有効寸法（破壊発生に寄与する有効な板厚寸法、第4章参照）は10mmで、その有効寸法は靱性分布を推定しようとする低靱性部自身（B試験片）の有効板厚（＝8mm）とそれほど大差ないが、(b)図の低靱性部寸法が2mmの不均質試験片を用いた場合には、低靱性部の有効寸法（＝2mm）はB試験片の有効板厚の1／4しかなく、不均質試験片とA試験片の試験データから推定して求めた有効寸法2mmの低靱性部Bのδc分布が多少ばらついても、それから算出される有効板厚8mmのB試験片のδc分布は大きくばらつくためと推察される。

このように、有限個の試験データから推定によって得た低靱性部自身の$\hat{\bar{\delta}}c$（へき開破壊発生限界CODの平均値）の推定精度は、推定に用いた不均質試験片の切欠き前縁に占める低靱性部の寸法dや、不均質試験片の母集団のへき開破壊確率p_Zに大きく依存し、高い推定精度を確保するには、寸法dが小さい場合や$p_Z \fallingdotseq 1$の場合は、寸法dが大きい場合や$p_Z = 1$の場合に比べて、かなり多くの数の試験データを必要とすることが判明した。

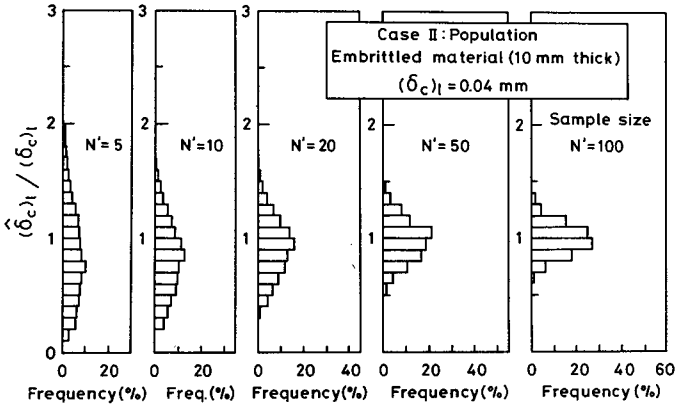
しかしながら、図6.17において、推定値$\hat{\bar{\delta}}c$が真の値$\bar{\delta}c$の2割以上過大となる確率P*（$\bar{\delta}c$を危険側に推定する確率）に注目すると、不均質試験片の母集団のへき開破壊確率p_Zが1の場合に限っては、切欠き前縁に占める低靱性部の寸法によらず、サンプル数N'が10程度以上あれば確率P*は20%以下と小さくなっていることがわかる。すなわち、不均質試験片の母集団のp_Zが1の場合には、不均質試験片と、不均質試験片の切欠き前縁に存在する低靱性部以外の領域の試験データを、それぞれ10個程度（ただし、へき開破壊を呈したもののみの数）以上得れば、不均質試験片の切欠き前縁に存在する低靱性部自身のへき開破壊発生限界の平均値が、少なくとも80%以上の信頼度で、真の値に対して2割以上過大となることなく推定できることがうかがえる。



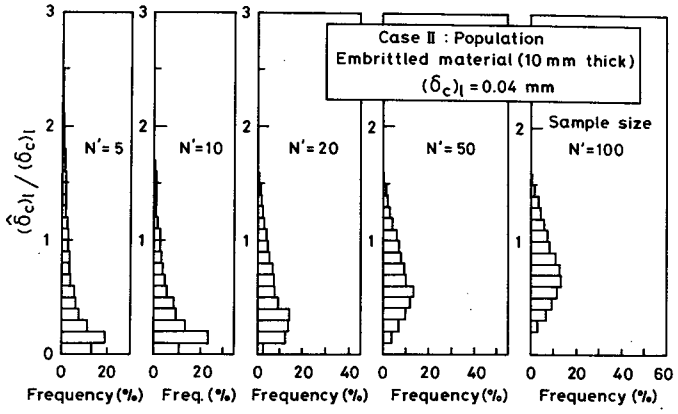
(a-1) Case I (p_z = 1.0)



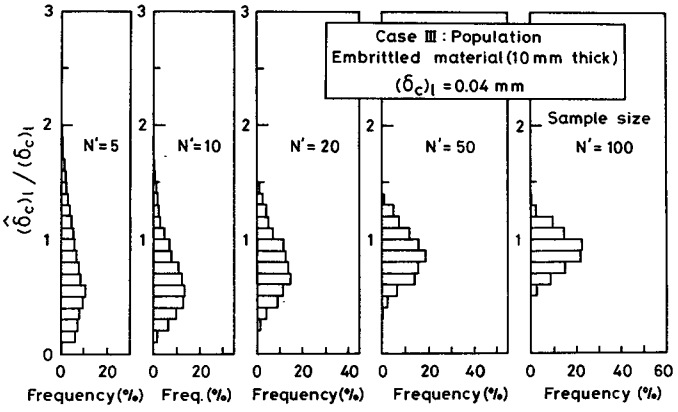
(b-1) Case I (p_z = 1.0)



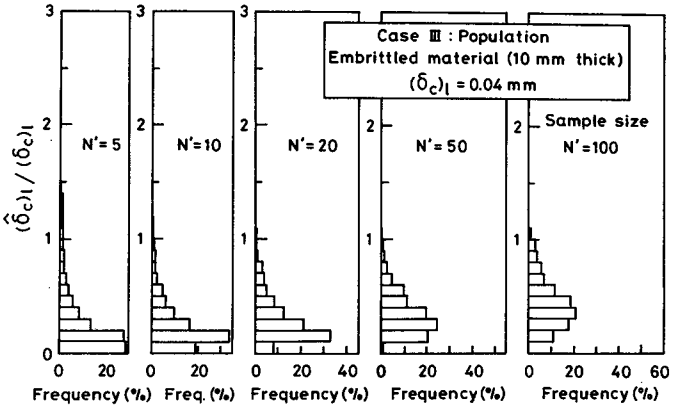
(a-2) Case II (p_z = 1.0)



(b-2) Case II (p_z = 1.0)



(a-3) Case III (p_z = 0.973)



(b-3) Case III (p_z = 0.973)

(a) 切欠き前縁に占める低靱性部寸法が10mmの不均質試験片を用いた場合

(b) 切欠き前縁に占める低靱性部寸法が2mmの不均質試験片を用いた場合

図6.18 推定によって得た低靱性部自身のへき開破壊発生限界CODの95%信頼下限値 $(\hat{\delta}c)_l$ のばらつきにおよぼす、推定に用いた試験データ数N' の影響

一方、図6.18は、低靱性部自身のδc 分布の下限領域付近の値の代表例として、δc の95%信頼下限値 $(\delta c)_l$ を推定したときの、推定値 $(\hat{\delta} c)_l$ のばらつきにおよぼすサンプル数N' の影響を示している。これをみると、推定によって得た $(\hat{\delta} c)_l$ は、図6.16の $\hat{\overline{\delta}}c$ の場合に比べてかなり大きくばらついており、δc 分布の下限領域付近の値を正しく推定するには、δc 分布の平均値付近の値を推定する場合に比べて多数の試験データを必要とすることがわかる。

6．5　結論

本章では、本研究で提案した一般化された最弱リンクモデルを適用して溶接部の破壊靱性値分布を正しく推定するための、必要試験データ数や、試験データの統計的取扱い方などについて詳細な検討を行った。

以下に、本章で得られた主な結論を要約して述べる。

（1）切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在するような場合には、へき開破壊発生限界値の分布特性、特に、平均値付近の分布特性は、主として、切欠き前縁に占める低靱性部の寸法と、低靱性部自身の靱性分布特性（へき開破壊確率ｐや、へき開破壊靱性値の大きさの程度を表す Weibull尺度母数β）に大きく支配される。ただし、出現確率の小さな下限領域付近の分布特性は、切欠き前縁の低靱性部寸法にはそれほど大きく依存せず、切欠き前縁に存在する全ての材質の、へき開破壊靱性値のばらつきの程度を表す Weibull形状母数αに大きく支配される。

（2）このため、本研究で提案した確率モデル（一般化された最弱リンクモデル）を適用して、溶接部の破壊靱性値分布を正しく推定するには、上記の支配因子の特性値（母集団特性値）を正確に求めておくことが重要となる。しかしながら、有限個の試験データから統計的手法によって求めたこれら支配因子の値は、試験データ数が少ないときには必ずしも正しい値を示すとは限らず、正しい特性値を得るには、ある程度の個数（へき開破壊確率ｐに関しては10個程度以上、 Weibull形状母数α、Weibull尺度母数βについては、母集団のαの大きさに依存して定まる個数）の試験データを必要とする。

（3）以上の理由により、本研究の確率モデルによって求めた溶接部の破壊靱性値分布の推定精度は、推定に用いた試験データの個数に大きく依存する。しかしながら、切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する場合の、へき開破壊発生限界の平均値 $\overline{\delta}c$ に注目して推定を行うようなときには、切欠き前縁に存在する各材質の試験データ（ただし、へき開破壊を呈したもののみのデータ）をそれぞれ10個程度以上得れば、少なくとも80%以上の信頼度で真の値に対して20%以上過大となることなく $\overline{\delta}c$ を推

定することができる。

すなわち、切欠き前縁に存在する各材質について10個程度以上の試験データを入手することが、精度良い推定結果を得るのための一つの目安となる。

（4）切欠き前縁に巨視的靱性不均質をもつ試験片の破壊靱性試験結果から、その不均質試験片の切欠き前縁に存在する低靱性部自身の破壊靱性を推定するようなときにも、不均質試験片が 100%の確率でへき開破壊する場合に限っては、不均質試験片と、不均質試験片の切欠き前縁に存在する低靱性部以外の領域の試験データを、それぞれ10個程度（ただし、へき開破壊を呈したもののみのデータ数）以上得れば、低靱性部自身のへき開破壊発生限界の平均値 $\overline{\delta}c$ をほぼ正しく推定することができる。（80%以上の信頼度で真の値に対して20%以上過大となることなく $\overline{\delta}c$ を推定することができる。）しかしながら、不均質試験片のへき開破壊確率が 100%でない場合には、$\overline{\delta}c$ の精度良い推定のためには、かなり多くの数の試験データを必要とする。

（5）一方、へき開破壊発生限界値分布のなかでも、出現確率の小さな下限領域付近の値（例えば、95%信頼下限値）を正しく推定するには、上記の平均値付近の値を推定する場合に比べて、多数の試験データを入手する必要がある。

第７章　総括

本研究は、溶接部の三点曲げＣＯＤ試験、特に、破壊靱性試験でよくみられる、切欠き前縁に沿って巨視的靱性不均質をもつような三点曲げＣＯＤ試験を取上げ、その場合に得られる破壊靱性値のもつ意義や破壊靱性値のばらつき特性を明らかにし、それに基づいて、溶接部の破壊靱性推定手法、特に、ばらつき特性をも考慮した次のような靱性推定手法、

１）母材や、溶接金属部、熱影響部に切欠きをもつ試験片の破壊靱性試験結果から、切欠き前縁にこれらの材質が混在するような試験片の破壊靱性値の分布特性を推定する手法、

２）切欠き前縁に巨視的靱性不均質をもつ試験片の破壊靱性試験結果に基づいて、溶接部に存在する低靱性部自身の破壊靱性を推定する手法、

を確立することを目的として行ったものである。ただし、本研究では、最終的に脆性破壊（主に、へき開破壊）を呈するものを検討の対象とし、完全へき開破壊を呈するものと、延性き裂発生後にへき開破壊を呈するものは、特に区別せずに考察を進めた。

本研究では、まず、溶接部の破壊発生挙動や破壊靱性値のばらつき特性が、溶接部に不可避な巨視的靱性不均質（特に、低靱性部の存在）と、どのように関係するかについて詳細な実験的検討を行った。次に、その検討で得た結果をふまえて、破壊靱性値のばらつきに関する確率モデル（一般化された最弱リンクモデル）を設定した。また、この確率モデルを溶接部へ適用してその破壊靱性値の分布特性を推定し、それを実験結果と比較することにより、本確率モデルの考え方の妥当性を検証することも行った。ただし、試験データ数が十分でないときには、破壊靱性値分布推定が正しく行えない可能性も考えられるので、本確率モデルの適用による溶接部の破壊靱性値の分布特性把握のための、必要試験データ数や、試験データの取扱い方についても、さらに詳細に検討を加えた。

以下に、本研究で得られた主要な結論を要約して述べる。

（１）試験片板厚20mm程度の試験片で、切欠き前縁に低靱性部が約１mm以上も存在するものでは、低靱性部がへき開破壊の発生を支配し、低靱性部において先行してへき開破壊が発生する傾向にある。（すなわち、このような不均質試験片の破壊靱性試験で観察される第一段破壊は、切欠き前縁に存在する低靱性部において先行して発生した局部破壊（局部へき開破壊）、もしくは、その局部破壊に起因して生じた全体的な

破壊を計測したものと言うことができる。）

（２）不均質試験片のへき開破壊発生限界ＣＯＤ（第一段破壊発生時の限界ＣＯＤ）はしばしば大きなばらつきをもつが、そのばらつき特性は、切欠き前縁に存在する低靱性部そのものの靱性と、低靱性部の切欠き前縁において占める寸法に大きく支配され、切欠き前縁に占める低靱性部寸法の大きなものほど、限界ＣＯＤの平均的な値や限界ＣＯＤのばらつきの程度が小さくなる傾向を示す。

（３）このように、切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する場合には、へき開破壊の発生挙動や破壊靱性値のばらつき特性は、切欠き前縁に存在する低靱性部自身の靱性に大きく支配されることをふまえ、本研究では、次のような考え方に基づいた、破壊靱性値のばらつきに関する確率モデルを設定した。

①切欠き前縁に巨視的靱性不均質が存在する試験片では、へき開破壊の発生限界値（第一段破壊の発生限界値）は、切欠き前縁に存在する最劣化部の靱性値（最小靱性値）によって決定される。

②そのときの、へき開破壊発生限界値のばらつき特性は、切欠き前縁に占める各材質の寸法と、その各材質に固有な微視的組織不均質（特に、低靱性部の寸法と、低靱性部そのものの靱性）によって決定される。

すなわち、本研究の確率モデルは、従来の最弱リンクモデルの考え方を基盤とし、それに巨視的靱性不均質の影響を取入れた、より一般化された最弱リンクモデルとなっている。

（４）本研究の確率モデル（一般化された最弱リンクモデル）を適用すれば、溶接部に関する次のような破壊靱性値分布推定を行うことができる。

①溶接金属部や熱影響部、それに、母材原質部の破壊靱性がわかれば、その情報から、切欠き前縁にこれらの材質が混在するような試験片のへき開破壊発生限界値の分布特性や、へき開破壊発生限界の平均値をほぼ推定することができる。

②切欠き前縁に巨視的靱性不均質をもつ試験片の破壊靱性試験結果を得れば、それと、素材試験片などの破壊靱性試験結果から、不均質試験片の切欠き前縁に存在する低靱性部自身のへき開破壊靱性をほぼ推定することができる。

（５）上記の推定によって得た溶接部の破壊靱性値分布の推定精度は、推定に用いた各材質の靱性分布特性（へき開破壊確率ｐや、破壊靱性値の Weibull分布特性を表す形状母数α、尺度母数β）の決定精度に大きく依存する。このため、高い推定精度を確保するには、試験データの統計的解析の段階で、各材質の靱性分布特性を正しく求めておくことが重要となる。

（６）本研究の確率モデルを適用して、溶接部の破壊靱性値分布推定を正しく行うのに必要な試験データ数は、次のとおりである。

すなわち、（4）で述べた①の推定に関しては、溶接金属部や熱影響部に切欠きをもつ試験片、および、素材試験片について、へき開破壊を呈したものの試験データをそれぞれ最低10個程度、また、②の推定に関しても、不均質試験片が 100%の確率でへき開破壊するときには、不均質試験片や、不均質試験片の切欠き前縁に存在する低靱性部以外の領域の、へき開破壊を呈したものの試験データをそれぞれ最低10個程度（不均質試験片のへき開破壊確率が 100%でないときには、より多数）入手することが、精度良い推定結果を得るための必要条件となる。

なお、この試験データ数10個は、へき開破壊発生限界の平均値を、少なくとも80%以上の信頼度で真の値に対して20%以上過大となることなく推定できる個数に相当する。

（7）本研究の確率モデルは、通常の破壊靱性試験では、溶接ボンド部や熱影響部粗粒域など、局部劣化部の靱性を把握することが困難なX型開先やV型開先の溶接継手に対して、試験の容易な溶接ボンド部を横切る切欠きをもつ試験片（クロスボンドノッチタイプ試験片）と、溶接金属部や母材部に切欠きをもつ試験片の破壊靱性試験結果から、その局部劣化部自身の破壊靱性を推定するような場合に、特に有用になるものと期待される。

謝　辞

本研究は、大阪大学教授佐藤邦彦博士の御指導のもとに着手し、その後、溶接工学教室の諸先生方の御指導、御援助を賜って遂行し得たものである。

特に、佐藤邦彦教授、豊田政男助教授には、研究の計画、実施、結果の検討など、本研究の全般にわたって終始たえまない御指導と御鞭撻を賜った。

また、本論文をまとめるにあたり、大阪大学教授菊田米男博士、向井喜彦博士、中尾嘉邦博士から、有益な御指示と御討論を賜った。

さらに、石川島播磨重工業（株）技術研究所、貝原正一郎氏をはじめ、三菱重工業（株）高砂研究所、住友金属工業（株）中央技術研究所、（株）片山鉄工所、（株）駒井鉄工所の関係各位から、多大な御配慮と御援助をいただいた。

本論文をまとめるにあたり、これらの方々に深い謝意を表します。

最後に、本研究の遂行において良き協力者であった、兼松尚史氏、土居茂氏、川本健二氏、井上好章氏、前田良一氏、山浦晃央氏、山本和司氏をはじめ、佐藤研究室の方々に心から感謝いたします。

参考文献

1) 金沢、板垣、町田、川本；信頼性工学の概念を導入した欠陥の破壊力学的評価について、日本造船学会論文集、146 (1979)、444

2) G. O. Johnston ; Toughness Distributions in Two Steels, Welding Institute, 7304/02/79/157.3 (1979)

3) 日本溶接協会、鉄鋼部会、ＦＴＣ委員会報告書 (1979)

4) 岩舘、田中、小野、渡辺；遷移温度領域でのＪ$_{IC}$測定に関する検討、材料、31 (1982) 、430

5) 安藤、小岩、木村；統計的手法によるＫ$_{IC}$の簡易推定法、日本造船学会溶接研究委員会、第一分科会資料、1-536-81 (1981)

6) 松下、岸本、印藤；HT80鋼の破壊靱性値δｉ,Ｊｉ,δｃ,Ｊｃ の確率分布、日本機械学会論文集（Ａ編）、48 (1982) 、259

7) 日本造船研究協会、第153 研究部会報告書 (1977)

8) 田中、高島、三村；ＣＯＤ試験に現われるバラツキとじん性分布の関係、圧力技術、17 (1979) 、296

9) G. O. Johnston;Toughness Distributions in Submerged Arc Welds, Welding Institute, 7304/04/80/197.2 (1980)

10) 浦辺、吉武；溶接構造物の信頼性解析、圧力技術、19 (1981) 、87

11) R. E. Dolby ; Influence of Defect Orientation on HAZ Fracture Toughness Measurements, Met. Const. Brit. W. Jl., 6 (1974), 228

12) M. G. Dawes ; Testing for Brittle Fracture on Low Alloy Q and T Steel Weldments, Met. Const. Brit. W. Jl., 12 (1970), 533

13) 池田、青木、木内、奥田、竹内；溶接ボンドの破壊靱性値におよぼす溶け込み形状の影響、溶接学会誌、46 (1977) 、825

14) 大塚、西村、魚里；溶接部における予き裂端からの破壊発生に関するＣＯＤクライテリオンについて、溶接学会全国大会講演概要、18 (1976) 、296

15) 大塚、宮田、西村、天高；低靱性部を含む溶接部の靱性について、溶接学会全国大会講演概要、25 (1979) 、316

16) 笠松、松岡、斉藤；ＣＯＤによる鋼材および溶接継手の脆性破壊発生に関する研究（第１報）；溶接学会全国大会講演概要、13 (1973) 、262

17) 長谷部、別所、山口；小型ＣＯＤ試験による溶接ボンド部の脆性破壊発生特性の研究（第１報）；溶接学会全国大会講演概要、14 (1974) 、256

18) 長谷川、高橋、鈴木；高張力鋼溶接継手の破壊靱性、溶接学会誌、44(1975)、317

19) 高圧ガス保安協会、HS-B委員会資料

20) British Standards Institution ; Methods for Crack Opening Displacement (COD) Testing, BS5762 (1979)

21) 伊藤、田中、佐藤；溶接ボンド部表面切欠からの脆性破壊、日本造船学会論文集、131(1972) 、335

22) A. Otsuka, T. Miyata and S. Nishimura ; Fracture Toughness and the Transition in Fracture Initiation Mode in Low and Medium Strength Steel 、日本造船学会溶接研究委員会、第一分科会資料、1-397-77 (1977)

23) D. Sunamoto, M. Satoh, T. Funada and M. Tomimatsu ; Specimen Size Effect on J-Integral Fracture Toughness, Fracture 1977, Vol.3, ICF4 (1977), 267

24) 萩原、三村；弾塑性破壊力学による破壊靱性に及ぼす板厚効果、鉄と鋼、第65年(1979)、226

25) D.Munz and H. P. Keller ; Effect of Specimen Size on Fracture Toughness in the Ductile Brittle Transition Region of Steel, Fracture and Fatigue, ECF3(1980), 105

26) 佐藤、寺崎；ルート部の応力集中率におよぼす開先形状、板厚、のど厚、ルート角度の影響、溶接学会誌、48(1979)、298

27) 日本溶接協会、鉄鋼部会、技術委員会、BE委員会；溶接構造用鋼板のボンド脆化に関する共同研究（BE委員会共同研究総合報告書）（1975)

28) 貝原、村山、河野、深川；低温用鋼溶接部の限界ＣＯＤ値のばらつきに関する一考察、溶接学会論文集、2(1984) 、104

29) D. A. Curry and J. F. Knott ; Effect of Microstructure on Cleavage Fracture Toughness of Quenched and Tempered Steels, Metal Science, June(1979), 341

30) J. D. Landes and D. H. Shaffer ; Statistical Characterization of Fracture in the Transition Region, Fracture Mechanics, ASTM STP 700(1980), 368

31) Y. Hagiwara and J. F. Knott ; Cleavage Fracture in Mixed Microstructures, Advances in Fracture Research, ICF5(1981), 707

32) A. Brückner and D. Munz ; Prediction of Failure Probabilities for Cleavage Fracture from the Scatter of Crack Geometry and of Fracture

Toughness Using The Weakest Link Model, Engineering Fracture Mechanics, 18(1983), 359

33) K. Wallin, T. Saario and K. Törrönen ; A Statistical Model for Carbide Induced Brittle Fracture in Steel (a private letter)

34) G. R. Irwin ; Fracture Mode Transition for a Crack Traversing a Plate, Jl. of Basic Engineering, ASME, 82(1960), 417

35) K. Wallin ; The Scatter in K_{IC}-Results, Engineering Fracture Mechanics, 19(1984), 1085

36) K. Wallin ; Tha Size Effect in K_{IC}-Results, Engineering Fracture Mechanics, 20(1985), 149

37) 松田、関口、影山；低炭素鋼溶接熱影響部のシャルピー値のバラツキの統計的解析、鉄と鋼、第64年(1978)、1209

38) 例えば、J. F. Knott ；破壊力学の基礎（宮本博　訳）、培風館

39) G. Villarreal, G. C. Sih and R. J. Hartranft ; Photoelastic Investigation of a Thick Plate with a Transverse Crack, Jl. of Applied Mechanics, 42(1975), 9

40) Y. Yamamoto and Y. Sumi ; Stress Intensity Factors for Three-Dimensional Cracks, International Jl. of Fracture, 14(1978), 17

41) 菊地、宮本、田中；ＣＴ試験片の弾塑性解析とＪ積分評価、日本機械学会論文集（Ａ編）、50(1984)、463

42) 岡村；線形破壊力学入門、培風館

43) M. Shinozuka ; Development of Reliability-Based Aircraft Safety Criteria, AFFDL-TR-76-31, 1976

44) 例えば、近藤；応用確率論、日科技連

45) 真壁；ワイブル確率紙の使い方、日本規格協会

本研究に関連した発表論文

1) 「切欠き前縁に沿って靱性の不均一をもつ材料の劣化部からのへき開き裂の発生挙動と支配因子の影響」
溶接学会誌、第50巻(1981)、第８号

2) 「局部劣化部を有する材の破壊発生抵抗評価－HT80電子ビーム溶接部の場合－」
日本造船学会論文集、第 153号(1983)

3) 「溶接部のへき開破壊発生限界値のばらつきに関する確率論的検討」
溶接学会論文集、第２巻(1984)、第３号

4) 「最弱リンクモデルに基づく溶接部の局部劣化部靱性推定手法」
溶接学会論文集、第３巻(1985)、第１号

5) 「 A Probabilistic Approach to Evaluation of Fracture Toughness of Welds with Heterogeneity」
Trans. of J. W. S., Vol. 16, No 1, April, 1985