

大型船舶の大規模脆性破壊事故  
発生防止に関する研究

平成 11 年 11 月

山本元道

## 目 次

	頁
序 論 .....	1
本論文の背景と目的 .....	2
本論文の構成 .....	4
参考文献 .....	4
図表 .....	6~7
第 1 編 船体構造部材座屈崩壊後の亀裂強度 .....	8
第 1 章 はじめに .....	9
1.1 第1編の背景と目的 .....	10
1.2 第1編の構成 .....	13
参考文献 .....	14
図表 .....	15~17
第 2 章 供試鋼板 .....	18
2.1 まえがき .....	19
2.2 供試鋼板 .....	19
参考文献 .....	20
図表 .....	21~22
第 3 章 大きな圧縮予歪が鋼材の諸強度特性に及ぼす影響 .....	23
3.1 まえがき .....	24
3.2 軸力圧縮予歪材の製作 .....	24
3.3 大きな圧縮予歪が鋼材の機械的性質に及ぼす影響 .....	26
3.3.1 試験片および試験方法 .....	26

	頁
3.3.2 試験結果とその考察 .....	26
3.4 大きな圧縮予歪が鋼材の切欠靱性に及ぼす影響 .....	30
3.4.1 試験片および試験方法 .....	30
3.4.2 試験結果とその考察 .....	31
3.5 まとめ .....	33
参考文献 .....	35
図表 .....	36～65
<b>第4章 船体構造部材座屈崩壊後の亀裂強度 .....</b>	<b>66</b>
4.1 まえがき .....	67
4.2 座屈崩壊後の亀裂発生試験 .....	67
4.2.1 試験片および試験方法 .....	67
4.2.2 試験結果 .....	68
4.3 有限要素法による解析 .....	71
4.3.1 解析モデル .....	71
4.3.2 解析結果 .....	73
4.4 亀裂発生強度評価 .....	74
4.5 まとめ .....	75
参考文献 .....	76
図表 .....	77～91
<b>第5章 船体構造部材座屈崩壊後の</b>	
<b>繰り返し曲げ荷重下での亀裂強度 .....</b>	<b>92</b>
5.1 まえがき .....	93
5.2 座屈崩壊後の繰り返し曲げ荷重下での亀裂発生試験 .....	93
5.2.1 試験片および試験方法 .....	93
5.2.2 試験結果 .....	95
5.3 有限要素法による解析 .....	97
5.3.1 解析モデル .....	98

	頁
5.3.2 解析結果 .....	98
5.4 亀裂発生強度評価 .....	101
5.5 まとめ .....	103
参考文献 .....	104
図表 .....	106～124
第6章 おわりに .....	125
<b>第2編 高クラックアレスト鋼板の</b>	
<b>諸強度特性評価 .....</b>	<b>129</b>
<b>第1章 はじめに .....</b>	
1.1 第2編の背景と目的 .....	131
1.2 第2編の構成 .....	132
参考文献 .....	133
<b>第2章 高クラックアレスト鋼板の基本特性 .....</b>	
2.1 まえがき .....	136
2.2 高クラックアレスト鋼板とは .....	136
2.3 高クラックアレスト鋼板の 脆性不安定亀裂伝播停止性能 .....	137
2.4 供試高クラックアレスト鋼板 .....	138
2.4.1 供試鋼板1の基本特性 .....	139
2.4.2 供試鋼板2の基本特性 .....	139
2.4.3 供試鋼板3の基本特性 .....	140
2.5 まとめ .....	140
参考文献 .....	141
図表 .....	144～157

	頁
第3章 高クラックアレスト鋼板の破壊靱性 .....	158
3.1 まえがき .....	159
3.2 V-ノッチシャルピー衝撃試験およびその結果 .....	159
3.2.1 試験片および試験方法 .....	159
3.2.2 試験結果とその考察 .....	160
3.2.3 標準試験片とサブサイズ試験片との比較 .....	161
3.3 中央切欠付小型引張試験およびその結果 .....	162
3.3.1 試験片および試験方法 .....	162
3.3.2 試験結果と破壊靱性 (Kc) 値に対する考察 .....	163
3.3.3 機械切削切欠きによるKc値と 疲労亀裂切欠きによるKc値との比較 .....	165
3.3.4 表層部引張予歪材の中央切欠付小型引張試験結果とその考察 .....	166
3.4 全板厚材に対する中央切欠付広幅引張試験 およびその結果 .....	167
3.4.1 試験片および試験方法 .....	167
3.4.2 試験結果とその考察 .....	167
3.5 破壊靱性 (Kc) 値推定に関する検討 .....	167
3.5.1 サブサイズV-ノッチシャルピー衝撃試験結果 からのKc値の推定 .....	167
3.5.2 全板厚材に対するKc値の評価 .....	170
3.6 まとめ .....	171
参考文献 .....	171
図表 .....	173~204
第4章 高クラックアレスト鋼板の座屈・塑性崩壊強度 .....	205
4.1 まえがき .....	206
4.2 帯板の座屈・塑性崩壊強度 .....	206
4.2.1 座屈試験および有限要素法解析とその結果 .....	206
4.2.2 帯板の座屈・塑性崩壊強度解析とその結果 .....	208
4.3 板の座屈・塑性崩壊強度 .....	210

	頁
4.4 まとめ .....	211
参考文献 .....	212
図表 .....	213～222
<b>第5章 高クラックアレスト鋼板の疲労強度</b> .....	<b>223</b>
5.1 まえがき .....	224
5.2 供試材 .....	224
5.3 大気中疲労強度 .....	225
5.3.1 試験片および試験方法 .....	225
5.3.2 試験結果とその考察 .....	226
5.4 人工海水中疲労強度 .....	226
5.4.1 試験片および試験方法 .....	226
5.4.2 試験結果とその考察 .....	227
5.5 疲労強度推定に関する検討 .....	231
5.6 まとめ .....	235
参考文献 .....	236
図表 .....	238～267
<b>第6章 おわりに</b> .....	<b>268</b>
<b>総 括</b> .....	<b>271</b>
成果の概要 .....	272
あとがき .....	273
謝 辞 .....	273

# 序 論

## 目 次

	頁
本論文の背景と目的 .....	2
本論文の構成 .....	4
参考文献 .....	4
図表 .....	6~7

## 本論文の背景と目的

大型船舶をはじめとする大型溶接鋼構造物において、万一、脆性不安定亀裂が発生した場合、その亀裂の伝播を停止させることが出来なければ、構造物全体が崩壊するような大破壊事故へと発展し、一瞬にして多くの人命が奪われ、社会・環境に甚大な被害を与えることになる。

脆性不安定破壊による大型溶接鋼構造物の大破壊事故を防止するためには、

- ① 脆性不安定亀裂を発生させないこと。
  - ② 万一、脆性不安定亀裂が発生してしまった場合、構造物の要所要所でその亀裂を停止させ、構造物全体が崩壊することを防止すること。
- の2つが考えられる。

まず、①に関しては、近年、鋼材品質、溶接施工技術の向上などにより、小さな溶接欠陥から直接脆性不安定亀裂が発生し、大型溶接鋼構造物全体が崩壊してしまうような大破壊事故は皆無になってきた。また、船舶の分野では、脆性不安定亀裂発生強度（破壊靱性）を考慮した船体用鋼板使用区分が規定されており<sup>1)</sup>、ある程度の長さまでの疲労亀裂は許容出来る（脆性不安定亀裂に移行しない）ように設計されている。すなわち、脆性不安定亀裂を発生させないためには、脆性不安定亀裂に移行するような、許容限度以上の大きな疲労亀裂の発生・進展を未然に防止することが重要課題である。

大型船舶などの大型溶接鋼構造物において、脆性不安定破壊発生の起点となり得る、すなわち、大破壊事故の起点となり得る損傷としては、一般に疲労亀裂損傷が考えられている。近年、船舶の分野では、疲労亀裂の発生・進展に関して、破壊力学を活用した精度の良い解析が可能になり<sup>2)</sup>、破壊管理制御設計<sup>3), 4)</sup>も徐々に実用されつつある。

また、局部構造部材の座屈崩壊が、大型船舶をはじめとする大型溶接鋼構造物の大破壊事故の起点となる場合がある。Fig.1に、船体構造に多数存在する隔壁と骨との交差部（モデル）を示す。この部分に過大な荷

重が加わり、ブラケットが座屈崩壊後、引き続き圧縮・引張りの繰り返し荷重を受けたことにより、短時間のうちに破断した様子を、Fig.2に示す。このように、大型船舶において、局部構造部材が座屈崩壊後、引き続き圧縮・引張りの繰り返し荷重を受けると、座屈部から早期に亀裂が発生・進展し、脆性不安定亀裂に移行して、最終的に大破壊事故へと発展してしまう可能性がある。

しかしながら、これまで、船体構造部材の座屈崩壊後の亀裂発生強度に関しては、定量的な評価がなされていないのが現状である。

次に、②に関してであるが、大型船舶の分野では、船体構造の要所要所に、靱性の良い、すなわち脆性不安定亀裂伝播停止能力の高い鋼材（クラックアレスター材）を配置して、万一、脆性不安定亀裂が発生してしまった場合、その拡大を最小限に食い止め、船体構造の最終崩壊まで発展させないようにするという考え方が実践されている。

しかしながら、近年、船舶の大型化に伴う極厚鋼板の使用や、大型船舶の衝突・座礁時のさらなる安全性向上などから、脆性不安定亀裂伝播停止能力に対する要求性能を満足する、実用できるクラックアレスター材の開発が、大きな課題になっていた。

このような背景のもと、新日本製鐵（株）大分製鐵所で、TMCP（Thermo Mechanical Control Process）技術をさらに発展させて、鋼板表層部を超細粒化した新しい高クラックアレスト鋼板〔SUF（Surface layers with Ultra Fine grained microstructure）鋼板〕が開発された<sup>5)</sup>。このSUF鋼板は、従来鋼板に比べて極めて優れた脆性不安定亀裂伝播停止性能を有しており<sup>5)</sup>、大型船舶へのSUF鋼板適用により、万一の非常時にも、今まで以上に優れた安全性を有する高付加価値船の実現が期待できる。

しかしながら、この新しい高クラックアレスト鋼板（SUF鋼板）に関しての諸強度特性は、あまり明らかにされていない。

以上の背景から、大型船舶の大破壊事故防止および安全性・信頼性向上を目指して、本論文では、以下の2課題を解明することを目的とした。

- 大型船舶の大破壊事故の引き金になり得る，船体構造部材座屈崩壊後の亀裂発生強度とその評価技術を明らかにすること．（第1編）
- 新しく開発された高クラックアレスト鋼板（SUF鋼板）を，合理的・効果的に大型船舶へ適用するために必要な，SUF鋼板の諸強度（破壊靱性値，座屈・塑性崩壊強度，疲労強度など）特性とその評価技術を明らかにすること．（第2編）

## 本論文の構成

本論文は，“序論”，“第1編”，“第2編”および“総括”より構成されており，それぞれの概要は以下の通りである。

“序論”では，本論文の背景と目的，および本論文の概要を述べている。

“第1編”では，大型船舶の大破壊事故の引き金になり得る，船体構造部材座屈崩壊後の亀裂強度に関して，種々評価した結果について述べる。

“第2編”では，新しく開発された高クラックアレスト鋼板（SUF鋼板）の諸強度（破壊靱性値，座屈・塑性崩壊強度，疲労強度など）特性を把握し，種々評価した結果について述べる。

“総括”では，本論文で得られた成果の概要について述べる。

## 参考文献

- 1) 例えば，日本海事協会：鋼船規則集（1997）。
- 2) 例えば，阪井大輔：破壊力学を活用した船殻構造亀裂強度設計手法に関する研究-疲労残余寿命予知システムの開発-，広島大学 大学院工学研究科 学位論文（1999）。
- 3) 日本造船研究協会 第169研究部会：船体構造の破壊管理制御設計指針，（1983.6）。

- 4) 矢島 浩：破壊力学とその設計への応用（その7）-破壊管理制御の実  
際（Ⅱ）-, 日本造船学会誌, 第 658 号（1984）, pp.192-206.
- 5) 石川 忠, 野見山裕治, 吉川 宏, 今井嗣郎, 井上健裕：表層超細粒化  
による超高アレスト鋼板HIAREST, 新日鉄技報, 第 365 号（1997）,  
pp.26-36.

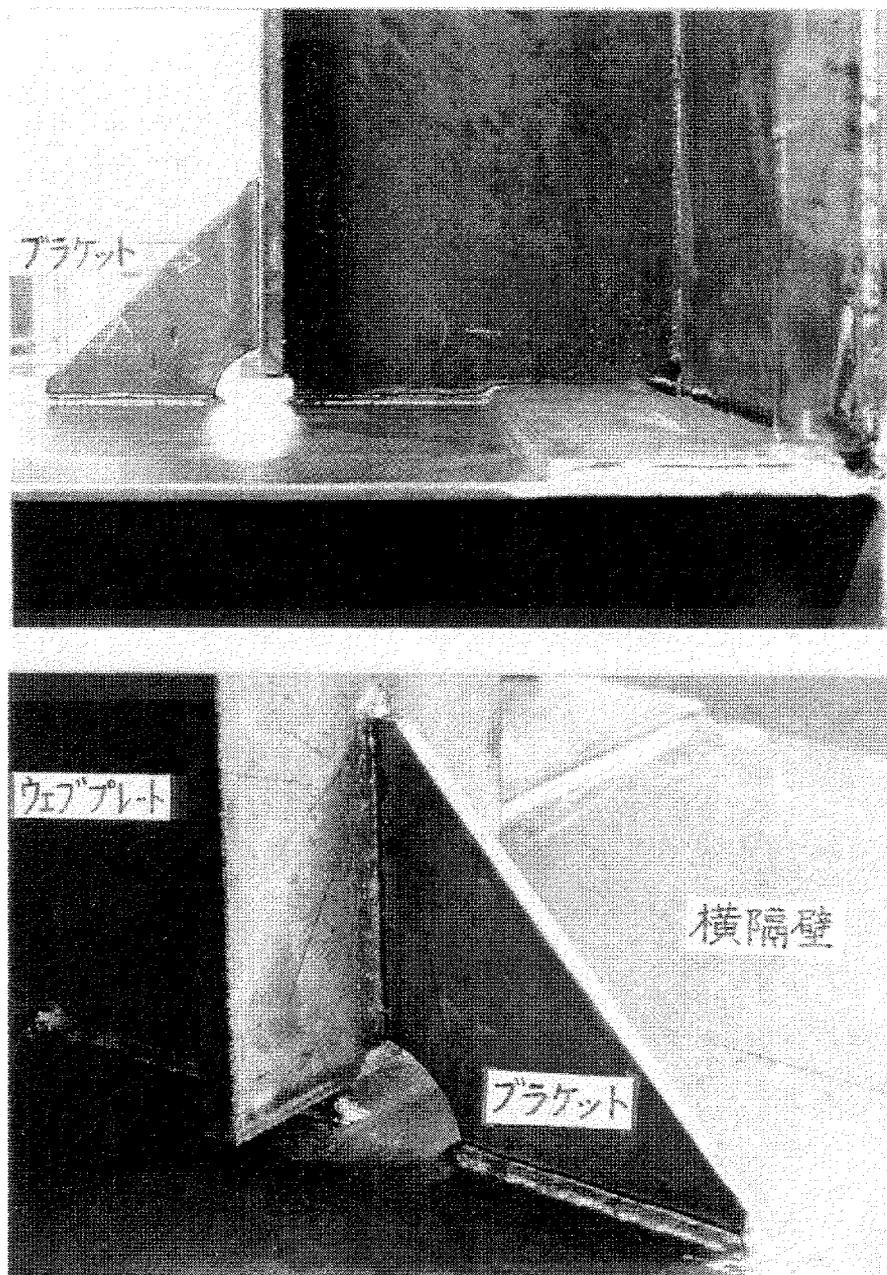


Fig.1 Intersection between bulkhead and longitudinal

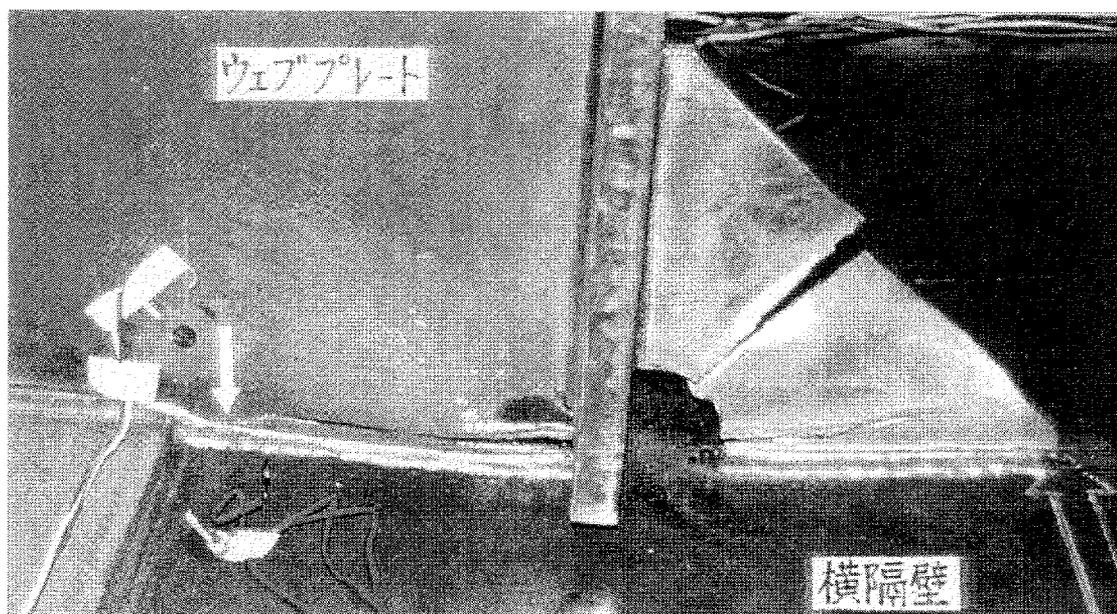
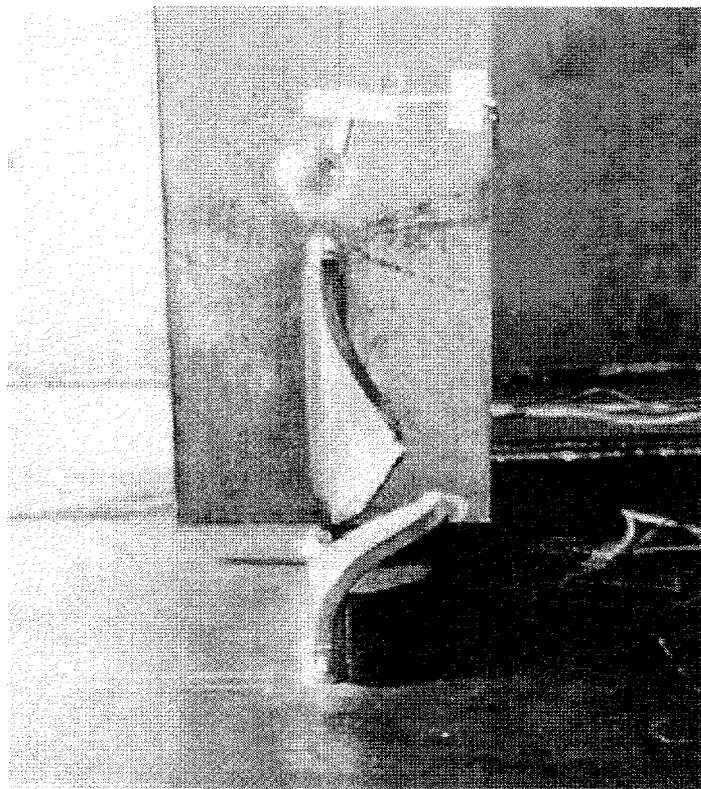


Fig.2 Bracket fractured after buckling under cyclic bending load

## 第1編

## 船体構造部材

## 座屈崩壊後の

## 亀裂強度

## 目次

	頁
第1章 はじめに .....	9
第2章 供試鋼板 .....	18
第3章 大きな圧縮予歪が鋼材の 諸強度特性に及ぼす影響 ...	23
第4章 船体構造部材座屈崩壊後の亀裂強度 ...	66
第5章 船体構造部材座屈崩壊後の 繰返し曲げ荷重下での亀裂強度 ...	92
第6章 おわりに .....	125

# 第1章

## はじめに

### 目次

	頁
1.1 第1編の背景と目的 .....	10
1.2 第1編の構成 .....	13
参考文献 .....	14
図表 .....	15~17

## 1.1 第1編の背景と目的

船体に作用する荷重が、設計荷重以下であれば、船体を構成する部材に座屈が発生することはない。しかしながら、荒天回避に失敗した場合や、衝突・座礁時には、船体に過大な荷重が作用する。また、船体の保守が十分でない場合には、腐食により板厚が衰耗・減厚し、通常の設計荷重以下の荷重であっても、衰耗した船体にとっては過大な荷重となり得る。

このように、船体に過大な荷重が作用した場合、船体を構成する部材に座屈が発生する場合がある。座屈は、大きな横撓みを生じることにより、部材本来の機能に支障を来したり、部材の剛性低下を招く損傷である。このように、座屈それ自体は、破断を伴う損傷ではなく、座屈と破壊とは基本的には別個の現象として扱われてきた。

しかしながら、大型船舶の船体構造をはじめ、大型溶接鋼構造物に大量に使用されている、JIS一般構造用圧延鋼材あるいはJIS溶接構造用圧延鋼材では、圧縮の塑性変形（圧縮歪）を受けると、伸び・絞りが極端に小さくなり、破壊靱性値が低下することが以前から知られている<sup>1.1)~1.3)</sup>。このため、座屈して曲げ変形が生じた部分の内側（座屈部圧縮側）では、大きな圧縮の塑性歪により、材料の破壊靱性値が低下してしまい、亀裂が早期に発生する可能性が大きくなる。すなわち、局部構造部材の座屈崩壊が、大型溶接鋼構造物の大破壊事故の引き金となり得るのである。

これらが原因になったと考えられる大型船舶の損傷例を、数例紹介する。

Fig.1.1に示す大型タンカー菱洋丸の損傷例は、デッキプレート内側とデッキロンジ材が腐食により衰耗・減厚し、隅肉溶接金属が消滅してしまい、デッキプレートが座屈崩壊したものである。この座屈崩壊後に、デッキプレート座屈部圧縮側から亀裂が発生・成長し、船体を2分割する大破壊事故へと発展したのである<sup>1.4)</sup>。

同様に、Fig.1.2に示す大型タンカー陽邦丸の損傷例は、ウイングタンク内ストラット基部の座屈崩壊が引き金になったものであるといわれている。

さらに、Fig.1.3に示す大型鉱石運搬船MARCONA TRADER号の損傷例は、サイドロンジ材の座屈崩壊が引き金になったものであるといわれている。

このように、大型船舶において、局部構造部材が過大な荷重を受けて座屈崩壊すると、その座屈部圧縮側では、大きな圧縮の塑性歪により、材質が劣化・脆化し、亀裂が容易に発生し得ることになる。当該部材が引き続き変動荷重を受けると、亀裂はさらに成長して、脆性不安定亀裂に移行後高速で伝播し、最終的には大破壊事故へと発展してしまうのである。

圧縮歪による材質の劣化・脆化に関しては、これまでにいくつかの研究が行なわれている<sup>1.1) ~ 1.3)</sup>。

寺沢・大谷ら<sup>1.1), 1.2)</sup>は、溶接残留応力による予歪効果を調査するため、高温で製作した圧縮および引張予歪材を用いての、引張試験ならびにシャルピー衝撃試験を行ない、予歪が材料の残留延性および切欠靱性に及ぼす影響を調べている。その結果、各種温度で付与した予歪の影響の差異などを明らかにしている。また、圧縮予歪により鋼材の残留延性はほとんど減少しないこと、圧縮予歪量が増加するにつれて、鋼材は脆化するものの、脆化の度合いは圧縮予歪量の増加とともに、漸次飽和していくことなども明らかにしている。

井上・前中ら<sup>1.3)</sup>は、軸力および曲げ圧縮予歪材を用いてのシャルピー衝撃試験ならびに破壊靱性試験等を行ない、圧縮予歪による材料の脆化について調査している。そのこれらの結果から、-30%程度までの圧縮予歪による材料の脆化の度合いを定量的に明らかにしている。すなわち、V-ノッチシャルピー衝撃試験結果の各種遷移温度と圧縮予歪量との関係、破壊靱性値と圧縮予歪量との関係などを明らかにしている。

また、大変形を伴った繰り返し荷重を受ける構造部材の変形挙動や疲労

強度に関しても、これまでにいくつかの研究が行なわれている<sup>1.5) ~ 1.10)</sup>。

飯田・鈴木ら<sup>1.5)</sup>は、引張りおよび圧縮の軸力予歪材を用いての疲労試験を行ない、鋼材の極低サイクル疲労寿命に及ぼす予歪の影響を調べている。それらの結果から、圧縮および引張りの予歪を受けた鋼材の、軸力荷重下での極低サイクル疲労寿命推定式を提案している。

藤田・野本ら<sup>1.6), 1.7)</sup>は、柱・パイプを対象とした繰り返し曲げ試験を行ない、圧縮および引張りを受ける構造部材の各種強度や変形挙動について調べている。その結果、大変形を伴った、圧縮および引張りの繰り返し荷重を受ける柱・パイプ部材の簡易解析モデルを提案している。

第1編では、大型船舶の大破壊事故の起点となり得る、船体構造部材の座屈崩壊後の亀裂発生に着目し、その亀裂発生強度を明らかにし、大破壊事故防止対策に関する基礎技術を明らかにすることを目標とした。

すなわち、第1編の目的は、以下の通りである。

- ①船体構造部材が座屈崩壊した場合に、その座屈部圧縮側（亀裂発生部）に発生する程度の非常に大きな圧縮の塑性歪が、各種鋼材の諸強度（機械的性質、切欠靱性）に及ぼす影響を定量的に明らかにすること。
- ②帯板平滑部材（最も単純な構造部材）の座屈崩壊後の亀裂発生強度、すなわち、亀裂発生限界条件を明らかにすること。
- ③帯板平滑部材およびスチフナ隅肉溶接止端部における、座屈崩壊後の繰り返し曲げ荷重下での亀裂の発生強度を定量的に把握し、実船体構造部材が座屈崩壊後、引き続き変動荷重を受けた場合の亀裂発生強度を明らかにすること。

## 1.2 第1編の構成

第1編は、全6章より構成されており、各章の概要は以下の通りである。

“第1章”では、第1編の背景と目的、および第1編の構成を述べている。

“第2章”では、本研究に供試した、4種類の供試鋼板について述べる。

“第3章”では、軸力圧縮予歪材の引張試験およびV-ノッチシャルピー衝撃試験を行ない、大きな圧縮の塑性歪が、各種鋼材の機械的性質ならびに切欠靱性に及ぼす影響を把握し、種々評価した結果について述べる。

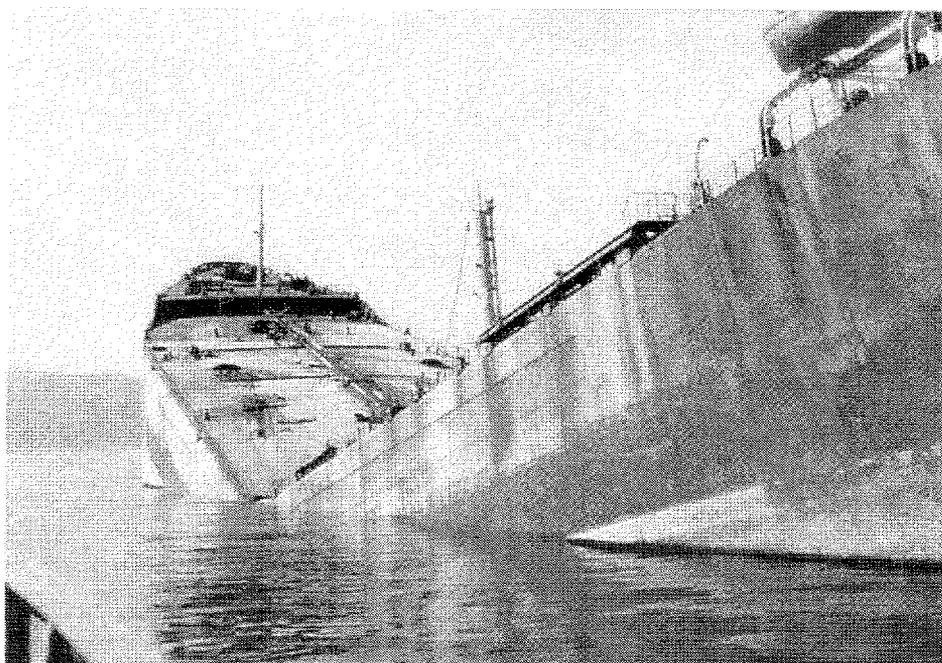
“第4章”では、帯板状の平滑試験片を用いた、座屈崩壊後の亀裂発生試験を行ない、1回の座屈崩壊により、座屈撓みの内側（圧縮側）から発生する亀裂を対象に、微小亀裂発生強度（微小亀裂発生限界条件）を把握した結果について述べる。さらに、同試験片モデルを対象とした有限要素法による弾塑性大変形解析を行ない、試験結果と対比して、種々評価した結果について述べる。

“第5章”では、帯板状の平滑試験片および帯板状の試験片長さ方向中央部にスチフナを溶接した試験片を用いての、座屈崩壊後の繰り返し曲げ荷重下での亀裂発生試験結果について述べるとともに、同試験片モデルを対象とした有限要素法による弾塑性大変形解析結果について述べる。さらに、帯板平滑部材ならびにスチフナ隅肉溶接止端部での、座屈崩壊後の繰り返し曲げ荷重下での亀裂発生強度について、種々評価した結果について述べる。

“第6章”では、各章で得られた成果の概要について述べる。

## 参考文献

- 1.1) 寺沢一雄, 大谷 碧, 吉田俊夫, 寺井 清: 高温予歪が鋼の残留延性におよぼす影響, 造船協会論文集, 第108号 (1960), pp.419-434.
- 1.2) 寺沢一雄, 大谷 碧, 吉田俊夫, 寺井 清: 高温予歪が鋼の切欠靱性におよぼす影響, 造船協会論文集, 第109号 (1961), pp.317-335.
- 1.3) 井上 肇, 前中 浩, 佐久間 正明: 圧縮予歪が破壊靱性に及ぼす影響, 日本造船学会論文集, 第160号 (1986), pp.450-460.
- 1.4) 全日本海員組合: 菱洋丸の海難と大型船の安全 (1977).
- 1.5) 飯田國廣, 鈴木英之, 永井英晴: 引張および圧縮予歪が極低サイクル疲労寿命に及ぼす影響, 日本造船学会論文集, 第156号 (1984), pp.485-492.
- 1.6) 藤田 讓, 野本敏治, 弓削和徳: 圧縮および引張荷重を受ける構造要素の変形挙動- (第1報) 繰返し荷重を受ける柱の変形挙動-, 日本造船学会論文集, 第156号 (1984), pp.346-354.
- 1.7) 野本敏治, 榎沢 誠, 鈴木 隆, 横山 保, 藤田 讓: 圧縮および引張荷重を受ける構造要素の変形挙動- (第2報) 繰返し荷重を受けるパイプの変形挙動-, 日本造船学会論文集, 第158号 (1985), pp.385-394.
- 1.8) 八木順吉, 船木俊彦, 熊本啓行: 厚鋼板の塑性曲げ (第1報), 日本造船学会論文集, 第135号 (1974), pp.293-305.
- 1.9) 八木順吉, 船木俊彦, 熊本啓行, 賀田和夫: 厚鋼板の塑性曲げ (第2報), 日本造船学会論文集, 第136号 (1974), pp.237-247.
- 1.10) 八木順吉, 船木俊彦, 賀田和夫: 厚鋼板の塑性曲げ (第3報), 日本造船学会論文集, 第137号 (1975), pp.341-349.



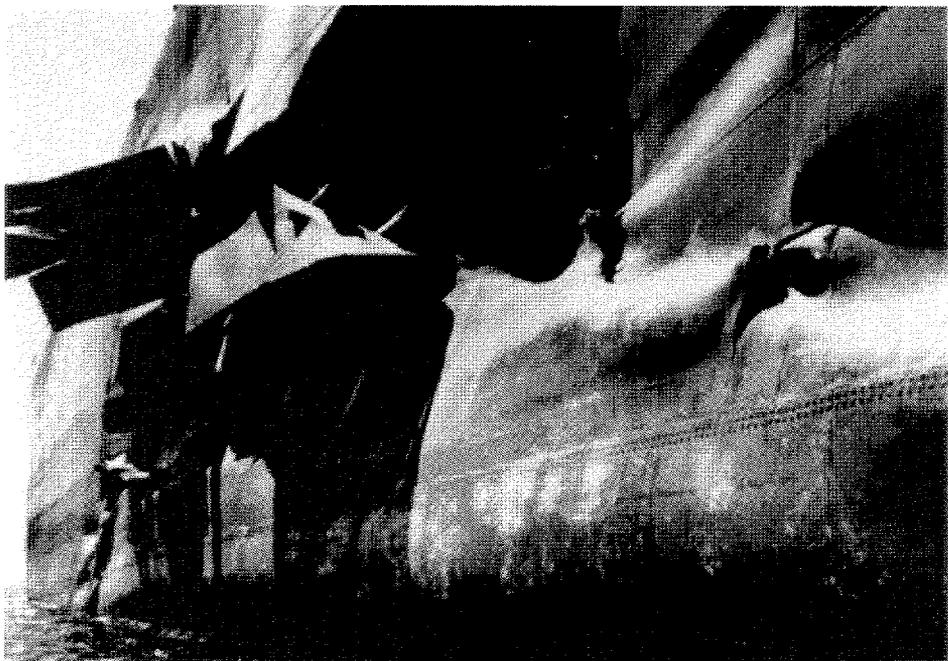
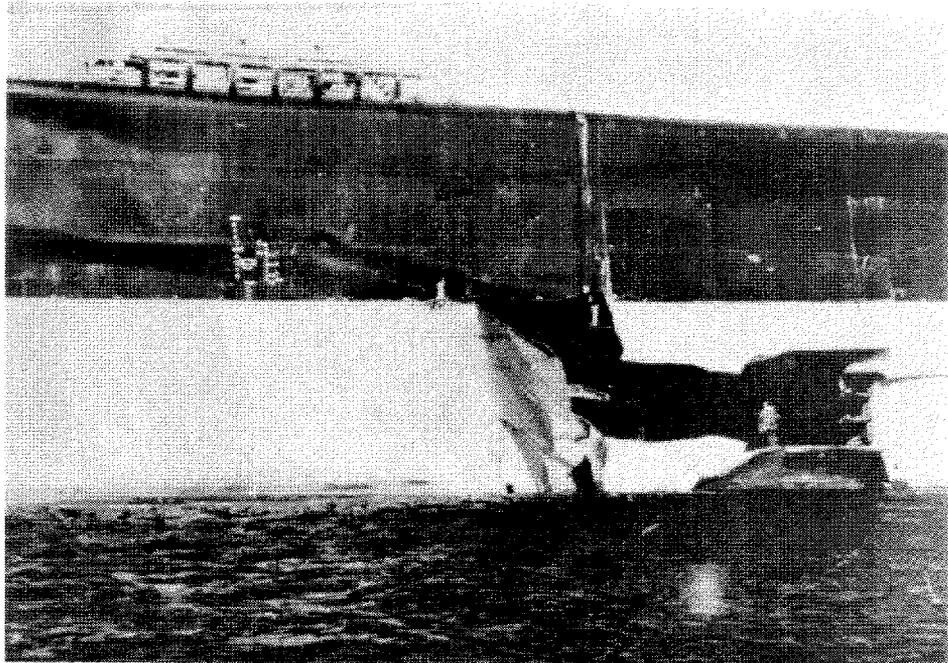
Ryouyou-maru

96,277 D.W.T.

Completion : 1966.3

Occurrence of accident : 1976.9.11

Fig.1.1 Large crude oil carrier suffering considerable damage



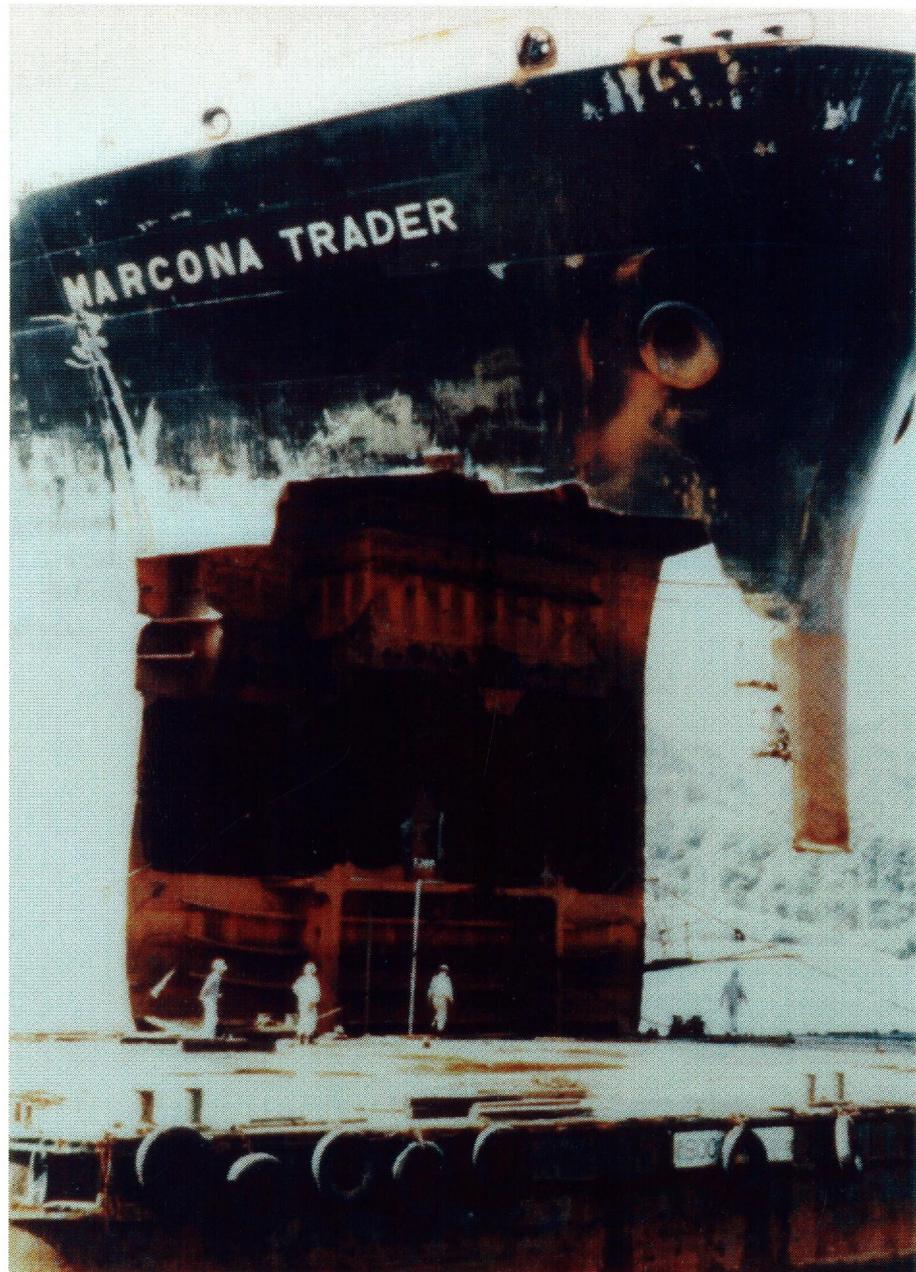
Youhou-maru

88,461 D.W.T.

Completion : 1965.3.6

Occurrence of accident : 1968.8.9

Fig.1.2 Large crude oil carrier suffering considerable damage



MARCONA TRADER

64,427 D.W.T.

Completion : 1966

Occurrence of accident : 1981.3.1

Fig.1.3 Large ore carrier suffering considerable damage

# 第2章

## 供試鋼板

### 目次

	頁
2.1 まえがき .....	19
2.2 供試鋼板 .....	19
参考文献 .....	20
図表 .....	21~22

## 2.1 まえがき

本章では、第1編で述べる各種試験に供試した、軟鋼板1種類および50キロ級高張力鋼板3種類の、計4種類の供試鋼板の基本的性質について述べる。

## 2.2 供試鋼板

供試鋼板としては、材料の降伏比および靱性等の違いを考慮して、板厚29mmのJIS一般構造用圧延鋼材SS400<sup>2.1)</sup>(以下記号SSとする)、板厚35mmのJIS溶接構造用圧延鋼材SM490C<sup>2.1)</sup>2種類(以下記号MS, MKとする)、および板厚28mmのSM490A<sup>2.1)</sup>(以下記号MLとする)の4種類の鋼板を用いた。

ミルシートによる化学成分をTable 2.1に、機械的性質をTable 2.2に、また、組織写真をFig.2.1に示す。SSは一般構造用軟鋼板、MSは熱処理されたHT50鋼板、MKはTMCP型HT50鋼板、MLは圧延ままのHT50鋼板である。Table 2.2に示したように、圧延平行方向(L方向)の降伏比(Y.R.)は、それぞれ62.9%、74.9%、81.5%、67.3%である。

Table 2.3に、各試験に供試した鋼板を示す。

第3章で述べる軸力圧縮予歪材の引張試験<sup>2.2) ~ 2.4)</sup>では、軸力圧縮予歪が機械的性質に及ぼす影響を把握するために、4種類全ての鋼板(SS・MS・MK・ML)を供試した。軸力圧縮予歪材のV-ノッチシャルピー衝撃試験には、母材の靱性レベルの違いを考慮して、MS(高靱性材)、MK(中靱性材)、ML(低靱性材)の3種類の鋼板を供試した。

第4章で述べる、船体構造部材の座屈崩壊後の亀裂発生試験<sup>2.2)</sup>には、SS, MS, MKの3種類の鋼板を供試した。

また、第5章で述べる、船体構造部材座屈崩壊後の繰返し曲げ荷重下での亀裂発生試験<sup>2.5), 2.6)</sup>には、SS, MKの2種類の鋼板を供試した。

## 参考文献

- 2.1) 日本規格協会：JIS ハンドブック 1, 鉄鋼 (1997).
- 2.2) 山本元道, 東田幸四郎, 藤久保昌彦, 矢尾哲也, 矢島 浩：座屈により大きな圧縮歪を受けた鋼構造部材の亀裂強度に関する研究 (その1), 日本造船学会論文集, 第 178 号 (1995), pp.565-573.
- 2.3) 矢島 浩, 山本元道, 栗原正好：圧縮歪を受けた鋼構造部材の諸強度特性に関する一考察, 溶接構造シンポジウム '97 講演論文集 (1997), pp.141-148.
- 2.4) Yajima, H., Yamamoto, M., Kurihara, M., Qi, K. and Fukui, T. : A Study on the Strength of Structural Steel Members having Experienced Large Compressive Strain, Proceedings of 2nd Conference for New Ship and Marine Technology into the 21st Century (1998), pp.303-310.
- 2.5) 山本元道, 矢島 浩, 栗原正好, 守田 聡：座屈により大きな圧縮歪を受けた鋼構造部材の亀裂強度に関する研究 (その2), 日本造船学会論文集, 第 182 号 (1997), pp.659-665.
- 2.6) 山本元道, 栗原正好, 東田幸四郎, 矢島 浩：座屈により大きな圧縮歪を受けた鋼構造部材の亀裂強度に関する研究 (その3), 日本造船学会論文集, 第 185 号 (1999), pp.241-248.

Table 2.1 Chemical composition of steel plates used

(mass%)

Steel	C	Si	Mn	P	S	Ceq. (WES)
SS	0.17	0.14	0.90	0.013	0.004	0.326
MS	0.104	0.35	1.48	0.006	0.002	0.374
MK	0.117	0.26	1.32	0.018	0.003	0.358
ML	0.14	0.24	1.30	0.016	0.007	0.390

Table 2.2 Mechanical properties of steel plates used

(L-direction)

Steel	Y.P. (MPa)	T.S. (MPa)	Y.R. (%)	El. (%)	$vT_{rs}$ (°C)
SS	274	436	62.9	28.0	—
MS	389	519	74.9	28.5	−90
MK	431	529	81.5	27.0	−60
ML	363	539	67.3	28.0	0

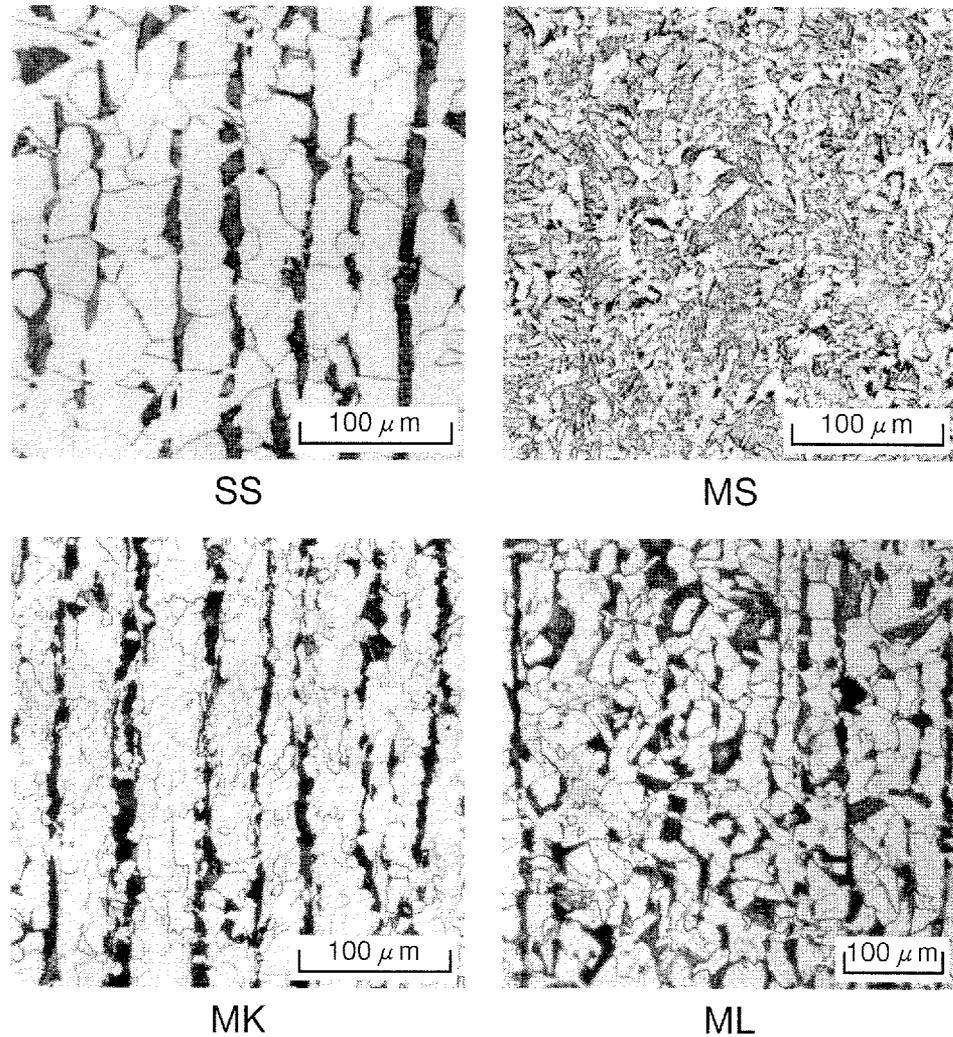


Fig.2.1 Microstructures of steel plates used

Table 2.3 Steel plates used for each test

Chapter	Test Type	SS	MS	MK	ML
3.3	Tension Test	○	○	○	○
3.4	V-notch Charpy Impact Test	—	○	○	○
4	Crack Initiation Test after Buckling	○	○	○	—
5	Crack Initiation Test under Cyclic Bending Load	○	—	○	—

# 第3章

## 大きな圧縮予歪が鋼材の 諸強度特性に及ぼす影響

### 目次

	頁
3.1 まえがき .....	24
3.2 軸力圧縮予歪材の製作 .....	24
3.3 大きな圧縮予歪が鋼材の機械的性質に及ぼす影響 .....	26
3.3.1 試験片および試験方法 .....	26
3.3.2 試験結果とその考察 .....	26
3.4 大きな圧縮予歪が鋼材の切欠靱性に及ぼす影響 .....	30
3.4.1 試験片および試験方法 .....	30
3.4.2 試験結果とその考察 .....	31
3.5 まとめ .....	33
参考文献 .....	35
図表 .....	36~65

### 3.1 まえがき

大型船舶の船体構造をはじめ大型溶接鋼構造物に大量に使用されている、JIS一般構造用圧延鋼材あるいはJIS溶接構造用圧延鋼材では、圧縮の塑性変形（圧縮歪）を受けると、伸び・絞りが極端に小さくなり、破壊靱性値が低下することが以前から知られている<sup>3.1) ~ 3.3)</sup>。

本章では、大きな軸力圧縮予歪が、鋼材の機械的性質ならびに切欠靱性に及ぼす影響を定量的に把握することを目的とした。第2章で述べた4種類の供試鋼板（SS, MS, MK, ML）の、室温・大気中における軸力圧縮予歪材を制作し、その予歪材から丸棒引張試験片およびV-ノッチシャルピー衝撃試験片を採取して、試験を実施し、種々検討・評価した結果<sup>3.4) ~ 3.7)</sup>について述べる。

### 3.2 軸力圧縮予歪材の製作

Fig.3.1 (a) に示すような円柱試験片を、その長さ方向が供試鋼板の圧延方向（L方向）と一致するように削り出し、室温・大気中にて圧縮予歪を付与した。

付与した圧縮予歪が非常に大きかったため、試験片断面は円形とし、その直径をできるだけ大きくして、圧縮時に発生するS字変形や樽型変形を最小限に抑えた。供試した円柱試験片の寸法を、Table 3.1 に示す。SSは元板厚29mm、MS・MKは元板厚35mm、MLは元板厚28mmであったために、試験片断面の直径は、それぞれ28mm、34mm、26mmとした。また試験片初期長さ（ $L_0$ ）は、Table 3.1 に示したように、SSでは全て60mmとし、MS・MKでは、付与する予歪量に応じてその長さを変化させ、MLでは全て75mmとした。

SS・MS・MKに対しては、1000kN 万能試験機を用いて圧縮予歪を付与した。また、MS・MKの圧縮予歪量－40%以上の試験片に対しては、試験機の荷重制約のために、圧縮できるところまで圧縮した後、機械切削によって試験片直径を減径してさらに圧縮した。また、MLについて

は、2500kN 万能試験機を用いて圧縮予歪を付与し、圧縮予歪量 - 55% および - 60% の試験片に対しては、- 50% まで圧縮した後、機械切削によって試験片直径を減径し、1000kN 万能試験機でさらに圧縮した。

圧縮予歪量は、試験片初期長さ ( $L_0$ ) と圧縮予歪付与後の試験片長さ ( $L$ ) から求め (Fig.3.1 参照)、全て公称歪で表わした。Table 3.1 に示したように、SS では - 5 ~ - 50% の 6 種類の、MS・MK では - 5 ~ - 60% の 8 種類の、また ML では - 10 ~ - 60% の 7 種類の圧縮予歪材を製作した。

SS に対する圧縮予歪量 - 10 ~ - 50% 付与後ならびに母材 (予歪量: 0%) の試験片形状、および ML に対する圧縮予歪量 - 10 ~ - 60% 付与後の試験片形状を Fig.3.2 に示す。Fig.3.2 から明らかなように、圧縮予歪量が大きくなると樽型変形が顕著になってはいるが、各試験片ともバランスよく圧縮されている。

製作した軸力圧縮予歪材の一部を、Fig.3.3 に示すように切断し、切断面を研磨およびエッチング処理した後、ビッカース硬さ分布の計測と、ミクロ組織の調査を行なった。

Fig.3.4 に、- 40% の圧縮予歪を付与した SS 試験片のビッカース硬さ分布計測結果を示す。●, ▲印は、それぞれ Fig.3.3 中に示した計測位置でのビッカース硬さを示しており、直線は母材 (予歪量: 0%) の硬さの平均値を表わしている。Fig.3.4 から明らかなように、長さ方向および幅方向の硬さ分布とも多少ばらつきはみられるが、試験片中央部の硬さは 220 ~ 230HV 程度になっており、母材に比べてかなり硬化している。

- 40 ~ - 60% の圧縮予歪を付与した SS・MS・MK・ML 試験片のミクロ組織を、Fig.3.5 ~ Fig.3.8 に示す。Fig.3.5 ~ Fig.3.8 中の写真は、Fig.3.3 中に示した 3 箇所 (①, ②, ③) および母材 (予歪量: 0%) のミクロ組織である。

Fig.3.5 ~ Fig.3.8 から明らかなように、SS・MS・MK・ML 共に、- 40 ~ - 60% の圧縮予歪を付与されて組織はかなり扁平になっている。また、組織のフローが斜めに走っている箇所もあり、組織の変形状態が位

置によって少し異なっている。これは、圧縮時に発生したS字変形あるいは樽型変形の影響である。

### 3.3 大きな圧縮予歪が鋼材の機械的性質に及ぼす影響

#### 3.3.1 試験片および試験方法

先に、Fig.3.1 (b) に示したように、軸力圧縮予歪材中央部から引張試験片を採取して、室温・大気中にて引張試験を行なった。供試した引張試験片の形状および寸法を、Fig.3.9 に示す。

引張試験片は、軸力圧縮予歪材製作時に円柱試験片の長さ制約があったために、直径3, 4, 5, 12.5mmの4種類を削り出して供試した。供試鋼板SSに関しては、試験結果に及ぼす試験片寸法の影響を揃える目的で、全ての予歪材から直径3mmの試験片を採取して供試した。直径3, 4, 5mmの試験片はJIS14A号試験片とし、直径12.5mmの試験片はJIS10号試験片とした。軸力圧縮予歪材にS字変形あるいは樽型変形が発生した場合も、上下両負荷面に対して垂直に試験片を削り出した。

以上により、母材(予歪量:0%)および軸力圧縮予歪量が $-5 \sim -60\%$ までの8種類(SSは6種類, MLは7種類, MS・MKは8種類)の予歪材について、各予歪量の試験片を数本ずつ供試して、室温・大気中にて引張試験を行なった。なお、これらの引張試験には、100kNオートグラフおよび1000kN万能試験機を用いた。

#### 3.3.2 試験結果とその考察

SSの直径3mmの試験片による引張試験試験結果の、公称応力と公称歪との関係をFig.3.10に示す。Fig.3.10から明らかなように、圧縮予歪量が増加するにつれて、伸びが減少し、引張強さが増加している。

Fig.3.11に、伸びと圧縮予歪量との関係を示す。試験片寸法が小さかったことや、軸力圧縮予歪材製作時に発生したS字変形あるいは樽型変形の影響により、ML以外の試験片では、評点間外側のR基部付近で破断

した試験片が多く、正確な伸びは計測できなかった。したがって、Fig.3.11 中には、評点間で破断したものだけの結果を示している。Fig.3.11 から明らかなように、伸びは、圧縮予歪量 $-20\%$ 程度までは急激に減少し、 $-20\%$ 程度を超えると、減少量は次第に小さくなり、鋼種にかかわらずほぼ一定値に近づいていくようである。これは、Fig.3.10 に示したように、圧縮予歪量が増加するにつれて試験片全体の伸びは大きく低下するが、破断部近傍の局部的な伸びはあまり低下しないためであると考えられる。

上述の全引張試験結果の、絞りと圧縮予歪量との関係を、Fig.3.12 に示す。MS および MK では、圧縮予歪が付与されると、絞りは母材に比べて若干大きくなり、圧縮予歪量が $-10\%$ 程度を越えると、ほぼ一定値となっている。SS および ML では、圧縮予歪量が $-10\%$ 程度を越えても、絞りは少しずつ減少している。しかしながら、Fig.3.11 に示した伸びと比較すると、圧縮予歪が絞りに及ぼす影響は小さいようである。

同様に、上述の全引張試験結果の、降伏応力と圧縮予歪量との関係を、Fig.3.13 に示す。圧縮予歪を付与した試験片では、明瞭な降伏点が現れなかったため、 $0.2\%$ 耐力を降伏応力としている。母材(予歪量: $0\%$ )の降伏応力は、ミルシートによれば SS で  $274\text{MPa}$ 、MS で  $389\text{MPa}$ 、MK で  $431\text{MPa}$ 、ML で  $363\text{MPa}$  (Table 2.2 参照) であるが、試験結果による母材の降伏応力の平均値は、SS で  $269\text{MPa}$ 、MS で  $357\text{MPa}$ 、MK で  $372\text{MPa}$ 、ML で  $339\text{MPa}$  であった。Fig.3.13 から明らかなように、圧縮予歪量が $-30\%$ 程度を越えると、4鋼種とも降伏応力がほぼ同じ値となっている。また、鋼種にかかわらず、圧縮予歪量が増加するにつれて降伏応力はほぼ線形に増加している。

同様に、上述の全引張試験結果の、引張強さと圧縮予歪量との関係を、Fig.3.14 に示す。母材(予歪量: $0\%$ )の引張強さは、ミルシートによれば SS で  $436\text{MPa}$ 、MS で  $519\text{MPa}$ 、MK で  $529\text{MPa}$ 、ML で  $539\text{MPa}$  (Table 2.2 参照) であるが、試験結果による母材の引張強さの平均値は、SS で  $437\text{MPa}$ 、MS で  $486\text{MPa}$ 、MK で  $496\text{MPa}$ 、ML で  $519\text{MPa}$  であった。

Fig.3.14から明らかなように、鋼種にかかわらず、圧縮予歪量が増加するにつれて引張強さもほぼ線形に増加している。また、HT50鋼板であるMS、MK、MLの3鋼種では、各軸力圧縮予歪材の引張強さは、ほぼ同じ値になっているが、軟鋼であるSSの値は、MS、MK、MLの値に比べて少し小さくなっている。

さらに、上述の全引張試験結果の、降伏比と圧縮予歪量との関係をFig.3.15に示す。母材（予歪量：0%）の降伏比は、ミルシートによればSSで62.9%、MSで74.9%、MKで81.5%、MLで67.3%（Table 2.2参照）であるが、試験結果による母材の降伏比の平均値は、SSで61.7%、MSで73.4%、MKで75.0%、MLで65.5%であった。Fig.3.15から明らかなように、各鋼種とも、圧縮予歪が付与されると降伏比は上昇している。また、ばらつきは大きいですが、圧縮予歪量が-20%程度を越えると、各鋼種とも降伏比はほぼ一定値となっている。SSでは、MS・MK・MLに比べて、母材の降伏比は低いが、-10%程度の圧縮予歪が付与されると、その降伏比は90%以上に急激に高くなっている。

Fig.3.16に、先にFig.3.13に示した降伏応力（ $\sigma_y$ ）を母材（予歪量：0%）の降伏応力（ $\sigma_{y0\%}$ ）で除して無次元化した値と、圧縮予歪量との関係を示す。また、Fig.3.17に、先にFig.3.14に示した引張強さ（ $\sigma_B$ ）を母材の引張強さ（ $\sigma_{B0\%}$ ）で除して無次元化した値と、圧縮予歪量との関係を示す。さらに、Fig.3.18に、先にFig.3.15に示した降伏比（R）を母材の降伏比（ $R_{0\%}$ ）で除した値と、圧縮予歪量との関係を示す。

Fig.3.16から明らかなように、降伏応力は、SS、MS、MK、MLともに、圧縮予歪量が増加するにつれて、ほぼ線形に増加しているが、母材（予歪量：0%）の値に対する増加量は、MS、MK、MLに比べてSSが非常に大きく、MS、MK、MLの増加量はほぼ同程度である。

Fig.3.17から明らかなように、引張強さは、SS、MS、MK、MLともに、圧縮予歪量が増加するにつれて、ほぼ線形に増加しており、鋼種にかかわらず、母材（予歪量：0%）の値に対する引張強さの増加量はほぼ同程度である。また、Fig.3.16に示した母材の値に対する降伏応力の増

加量と、Fig.3.17に示した引張強さの増加量とを比較すると、各鋼種とも降伏応力の増加量が引張強さの増加量に比べて大きくなっている。

その結果、Fig.3.18に示したように、MS、MK、MLの降伏比は、母材の値に比べて10～20%程度上昇して、ほぼ一定値となっているのに対して、SSの降伏比は、母材の値に比べて50～60%と大きく上昇して、ほぼ一定値となっている。

上述の、降伏応力と圧縮予歪量との関係を基に、大きな圧縮予歪を受けた鋼材の降伏応力推定式の導出を試みた。

先にFig.3.13およびFig.3.16に示したように、各鋼種とも、圧縮予歪量が増加するにつれて降伏応力( $\sigma_y$ )は上昇している。また、母材(予歪量:0%)の降伏応力( $\sigma_{y0\%}$ )からの圧縮予歪材の降伏応力( $\sigma_y$ )の増加の割合は、MS・MK・MLではほぼ同程度であり、SSでは他の3鋼種に比べて大きくなっていた。これは、他の3鋼種(MS・MK・ML)に比べて、SS処女材の結晶粒径が大きく、強度レベルも低いために、加工硬化特性が異なるためであると考えられる。

以上により、歪硬化則は等方硬化則に、降伏後の応力～歪関係はn乗則に従うものと考え、次に示す推定式[(3.1)式]を、最小自乗法により導出した。

$$\sigma_y / \sigma_{y0\%} = \left\{ \begin{array}{l} (1 - 0.868 \varepsilon_{\text{pre}(t)})^{0.198} \quad [\text{SS}] \\ (1 - 0.186 \varepsilon_{\text{pre}(t)})^{0.206} \quad [\text{MS} \cdot \text{MK} \cdot \text{ML}] \end{array} \right\} \dots \dots \dots (3.1)$$

ただし、 $\sigma_y$  : 圧縮予歪材の降伏応力

$\sigma_{y0\%}$  : 母材(予歪量:0%)の降伏応力

$\varepsilon_{\text{pre}(t)}$  : 圧縮予歪量(真歪)(%)

Fig.3.19に、(3.1)式により推定した値を、試験結果とあわせて示す。Fig.3.19中の横軸は、真歪に換算した圧縮予歪量[ $\varepsilon_{\text{pre}(t)}$ ]で表わしている。ばらつきはあるものの、各鋼種に対する推定結果は、試験結果と良

く一致している。

同様に、引張強さと圧縮予歪量との関係を基に、大きな圧縮予歪を受けた鋼材の引張強さ推定式の導出を試みた。

先に Fig.3.14 および Fig.3.17 に示したように、各鋼種とも、圧縮予歪量が増加するにつれて引張強さ ( $\sigma_B$ ) は上昇し、母材 (予歪量:0%) の引張強さ ( $\sigma_{B0\%}$ ) からの圧縮予歪材の引張強さ ( $\sigma_B$ ) の増加の割合は、各鋼種ともほぼ同程度であった。そこで、次に示す推定式 [(3.2) 式] を、最小自乗法により導出した。

$$\sigma_B / \sigma_{B0\%} = 1 - 6.28 \times 10^{-3} \varepsilon_{\text{pre}(t)} \quad \dots \dots \dots (3.2)$$

ただし、 $\sigma_B$  : 圧縮予歪材の引張強さ

$\sigma_{B0\%}$  : 母材 (予歪量:0%) の引張強さ

$\varepsilon_{\text{pre}(t)}$  : 圧縮予歪量 (真歪) (%)

Fig.3.20 に、(3.2) 式により推定した値を、試験結果とあわせて示す。Fig.3.20 中の横軸は、真歪に換算した圧縮予歪量 [ $\varepsilon_{\text{pre}(t)}$ ] で表わしている。ばらつきはあるものの、推定結果は試験結果と良く一致している。

以上により、新しく導出した降伏応力推定式 [(3.1) 式] と、引張強さ推定式 [(3.2) 式] を使用すれば、大きな圧縮予歪を受けた鋼材の降伏応力および引張強さが、概略推定可能である。

## 3.4 大きな圧縮予歪が鋼材の切欠靱性に及ぼす影響

### 3.4.1 試験片および試験方法

母材の靱性レベルが異なる、MS (高靱性)、MK (中靱性)、ML (低靱性) を供試した。

Fig.3.21 に示すように、軸力圧縮予歪材中央部から、2本の標準V-ノッチシャルピー衝撃試験片を削り出した。圧縮予歪量が大きいものは、軸力圧縮予歪材の両端に別の部材を溶接して、試験片を採取できるだけの

十分な長さに延長した後、試験片を削り出した。

なお、後に第4章および第5章で述べる、帯板状の試験片による座屈崩壊後の亀裂発生試験や、繰返し曲げ荷重下での亀裂発生試験では、板表面から発生した亀裂を板厚方向に進展させたので、それを考慮して、V-ノッチシャルピー衝撃試験片の切欠きは、供試鋼板の板面ノッチになるように加工した。

試験片は、母材（予歪量：0%）からMSを10本、MK・MLを各15本、－10%、－30%、－50%の軸力圧縮予歪材から各鋼種とも10本ずつ採取し、供試した。

試験片の温度設定には、液体窒素とイソペンタン、およびドライアイスとアセトン、あるいは水および鉱物油を用いた。また、200℃以上の温度設定には加熱炉を使用した。

加熱炉を使用しない全ての試験片において、熱電対を用いて計測した破断直前の温度を試験片の温度とした。熱電対は、試験片の切欠先端部近傍で試験機のハンマーと接触しない位置に溶接した。一方、加熱炉を用いての試験では、試験片を炉から取り出して破断させるまで1秒程度であったため、試験温度は取り出す直前の炉の温度とした。

なお、脆性破面率は、投影機を使用して、破断面を20倍に拡大して脆性破面の割合を計測して求めた。

### 3.4.2 試験結果とその考察

母材（予歪量：0%）と軸力圧縮予歪材の試験片破断面を、Fig.3.22～Fig.3.24に示す。写真の上下の光沢部分は、切欠部である。

母材（予歪量：0%）の試験片破断面は、脆性破壊した場合でも凸凹している試験片が多くみられた。これは、Fig.3.21に示したように、切欠きを板面ノッチとしたためであると考えられる。圧縮予歪量が増加するにつれて、脆性破面が平坦になっていくようである。母材では、破断面の脆性破面部分はキラキラとした劈開状破面であったが、特に圧縮予歪

を-50%付与した試験片の脆性破面は、母材試験片と状態がかなり異なっていた。破断面の脆性破面部分は、キラキラとした結晶粒状の劈開状破面ではなく、滑らかで平坦な破面が観察された。

母材と軸力圧縮予歪材の、吸収エネルギー～温度遷移曲線および脆性破面率～温度遷移曲線を、Fig.3.25～Fig.3.36に示す。また、吸収エネルギー～温度遷移曲線を鋼種毎にまとめて、Fig.3.37～Fig.3.39に示す。母材および軸力圧縮予歪材とも、吸収エネルギー～温度遷移曲線、脆性破面率～温度遷移曲線から求めた、吸収エネルギー遷移温度 ( $vT_{RE}$ ) と50%脆性破面率遷移温度 ( $vT_{RS}$ ) とは、ほぼ等しい値となった。MS・MK・MLとも、軸力圧縮予歪材の試験結果では、脆性破壊した場合か延性破壊した場合が多く、中間を示した試験片が少ないことが分かる。また、各鋼種共に、圧縮予歪量を-50%付与すると、アッパーシェルフエネルギーが大きく減少した。

Table 3.2 に、V-ノッチシャルピー衝撃試験結果から得られた  $vT_{RE}$  および  $vT_{RS}$  をまとめて示す。MS・MK・MLとも、各軸力圧縮予歪材の  $vT_{RE}$  と  $vT_{RS}$  とは同じ温度となっており、MS・MK・ML母材（予歪量：0%）の  $vT_{RE} (\equiv vT_{RS})$  は、それぞれ-80℃、-55℃、15℃であった。

Fig.3.40 に、 $vT_{RE} (\equiv vT_{RS})$  と圧縮予歪量との関係を示す。全ての供試材において、 $vT_{RE} (\equiv vT_{RS})$  は圧縮予歪量が増加するにつれて2次曲線的に上昇している。圧縮予歪量を-50%付与した場合のMS・MK・MLの  $vT_{RE} (\equiv vT_{RS})$  は、それぞれ140℃、160℃、240℃となっており、非常に脆くなっている。

Table 3.3 に、各供試鋼板母材（予歪量：0%）の  $vT_{RE} (\equiv vT_{RS})$  に対する、軸力圧縮予歪材の  $vT_{RE} (\equiv vT_{RS})$  の上昇量 [ $\Delta vT_{RE} (\equiv \Delta vT_{RS})$ ] を、Fig.3.41 に、 $\Delta vT_{RE} (\equiv \Delta vT_{RS})$  と圧縮予歪量との関係を示す。

圧縮予歪量が-50%の場合、MS・MK・MLの  $\Delta vT_{RE} (\equiv \Delta vT_{RS})$  は、それぞれ220℃、215℃、225℃となっており、母材（予歪量：0%）の値に比べて大きく上昇している。また、Fig.3.41から明らかのように、MS・MK・MLそれぞれ、圧縮予歪量の増加にともなう  $vT_{RE} (\equiv vT_{RS})$  の上昇

量  $[\Delta v_{TrE} (\doteq \Delta v_{Trs})]$  はほぼ同程度である。

上述の、V-ノッチシャルピー衝撃試験結果の遷移温度  $[v_{TrE} (\doteq v_{Trs})]$  と圧縮予歪量との関係を基に、大きな圧縮予歪を受けた鋼材の遷移温度推定式の導出を試みた。

Table 3.3 および Fig.3.41 に示したように、韌性レベルの異なる3種類の供試鋼板 (MS・MK・ML) において、母材 (予歪量:0%) の  $v_{TrE} (\doteq v_{Trs})$  に対する、圧縮予歪材の  $v_{TrE} (\doteq v_{Trs})$  の上昇量  $[\Delta v_{TrE} (\doteq \Delta v_{Trs})]$  は、ほぼ同程度であった。また、Fig.3.40 および Fig.3.41 に示したように、各鋼種とも、圧縮予歪量が増加するにつれて、 $v_{TrE} (\doteq v_{Trs})$  は2次曲線的に上昇した。そこで、次に示す推定式 [(3.3) 式] を、最小自乗法により導出した。

$$\Delta v_{TrE} = -0.623 \varepsilon_{pre(t)} + 3.67 \times 10^{-2} \varepsilon_{pre(t)}^2 \quad \dots \dots \dots (3.3)$$

ただし、 $\Delta v_{TrE}$  : 母材 (予歪量:0%) の  $v_{TrE} (\doteq v_{Trs})$  に対する、圧縮予歪材の  $v_{TrE} (\doteq v_{Trs})$  上昇量 (°C)

$\varepsilon_{pre(t)}$  : 圧縮予歪量 (真歪) (%)

Fig.3.42 に、(3.3) 式により推定した値を、試験結果とあわせて示す。Fig.3.42 中の横軸は、真歪に換算した圧縮予歪量  $[\varepsilon_{pre(t)}]$  で表わしている。推定結果は試験結果と良く一致しており、本推定式 [(3.3) 式] を使用すれば、大きな圧縮予歪を受けた鋼材のV-ノッチシャルピー遷移温度  $[v_{TrE} (\doteq v_{Trs})]$  が、概略推定可能である。

### 3.5 まとめ

大きな圧縮予歪が鋼材の機械的性質および切欠韌性に及ぼす影響を把握した。すなわち、第2章で述べた4種類の供試鋼板 (SS・MS・MK・ML) を供試して、室温・大気中において軸力圧縮予歪材を製作し、その予歪材から採取した丸棒引張試験片により、室温・大気中で引張試験

を実施した。同様に、3種類の供試鋼板（MS・MK・ML）を供試して、軸力圧縮予歪材から採取した板面ノッチ型標準V-ノッチシャルピー衝撃試験片により、吸収エネルギー～温度遷移曲線、および脆性破面率～温度遷移曲線を把握した。

得られた結論の概略は以下の通りである。

- ① 圧縮予歪の影響で伸びは低下するが、圧縮予歪量－20%程度までに急激に減少し、その後ほぼ一定値となる。
- ② 圧縮予歪量の増加にともない、鋼種にかかわらず降伏応力および引張強さともほぼ線形に上昇する。
- ③ 各圧縮予歪量付与後（各軸力圧縮予歪材）の引張強さの、母材（予歪量：0%）の値に対する増加量は、全ての鋼種でほぼ同程度であるが、降伏応力の増加量はSSで非常に大きい。また、各鋼種とも、引張強さの増加量に比べて降伏応力の増加量の方が大きい。
- ④ 圧縮予歪の影響で各鋼種とも降伏比は上昇するが、SSの母材（予歪量：0%）の値に対する増加量が非常に大きく、MS・MK・MLの増加量はほぼ同程度であった。
- ⑤ 圧縮予歪量を－50%付与した場合、吸収エネルギー～温度遷移曲線において、アッパーシェルフエネルギーは大きく低下する。
- ⑥ 圧縮予歪量の増加にともない、 $v_{TRE}(\cong v_{Trs})$  は2次曲線的に上昇する。また、母材（予歪量：0%）の $v_{TRE}(\cong v_{Trs})$  に対する予歪材の $v_{TRE}(\cong v_{Trs})$  上昇量  $[\Delta v_{TRE}(\cong \Delta v_{Trs})]$  は、各鋼種ともほぼ同程度である。
- ⑦ 大きな圧縮予歪を受けた鋼材の、降伏応力、引張強さおよびV-ノッチシャルピー遷移温度  $[v_{TRE}(\cong v_{Trs})]$  を推定できる、新しい推定式を導出した。

## 参考文献

- 3.1) 寺沢一雄, 大谷 碧, 吉田俊夫, 寺井 清: 高温予歪が鋼の残留延性におよぼす影響, 造船協会論文集, 第108号 (1960), pp.419-434.
- 3.2) 寺沢一雄, 大谷 碧, 吉田俊夫, 寺井 清: 高温予歪が鋼の切欠靱性におよぼす影響, 造船協会論文集, 第109号 (1961), pp.317-335.
- 3.3) 井上 肇, 前中 浩, 佐久間正明: 圧縮予歪が破壊靱性に及ぼす影響, 日本造船学会論文集, 第160号 (1986), pp.450-460.
- 3.4) 山本元道: 鋼構造部材の座屈後の亀裂強度に関する研究, 広島大学 大学院 工学研究科 修士論文 (1995.3).
- 3.5) 山本元道, 東田幸四郎, 藤久保昌彦, 矢尾哲也, 矢島 浩: 座屈により大きな圧縮歪を受けた鋼構造部材の亀裂強度に関する研究 (その1), 日本造船学会論文集, 第178号 (1995), pp.565-573.
- 3.6) 矢島 浩, 山本元道, 栗原正好: 圧縮歪を受けた鋼構造部材の諸強度特性に関する一考察, 溶接構造シンポジウム '97 講演論文集 (1997), pp.141-148.
- 3.7) Yajima, H., Yamamoto, M., Kurihara, M., Qi, K. and Fukui, T. : A Study on the Strength of Structural Steel Members having Experienced Large Compressive Strain, Proceedings of 2nd Conference for New Ship and Marine Technology into the 21st Century (1998), pp.303-310.

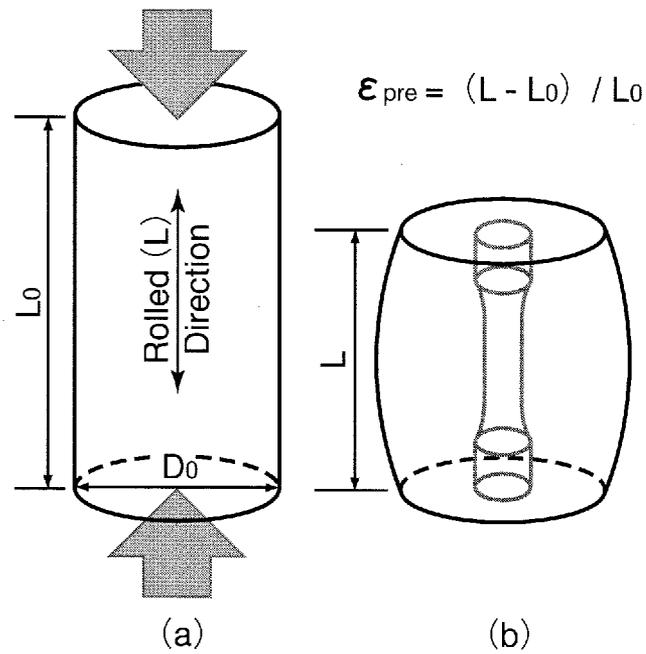


Fig.3.1 Axially prestrained specimen in compression

Table 3.1 Sizes of axially prestrained specimens in compression

Prestrain (%)	Steel	Initial Diameter $D_0$ (mm)	Initial Length $L_0$ (mm)	Length after Compression $L$ (mm)
-5	SS	28	60	57
	MS, MK	34	45	42
-10	SS	28	60	54
	MS, MK	34	47	42
	ML	26	75	68
-20	SS	28	60	48
	MS, MK	34	53	42
	ML	26	75	60
-30	SS	28	60	42
	MS, MK	34	60	42
	ML	26	75	53
-40	SS	28	60	36
	MS, MK	34→31	70	42
	ML	26	75	45
-50	SS	28	60	30
	MS, MK	34→31	74	37
	ML	26	75	38
-55	MS, MK	34→31	69	31
	ML	26→25	75	34
-60	MS, MK	34→31	75	30
	ML	26→25	75	30

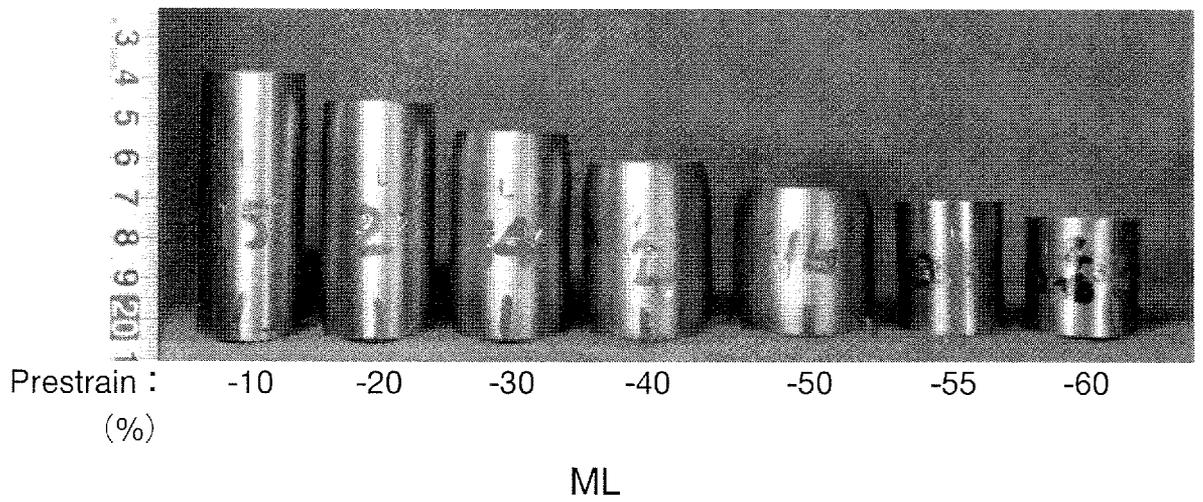
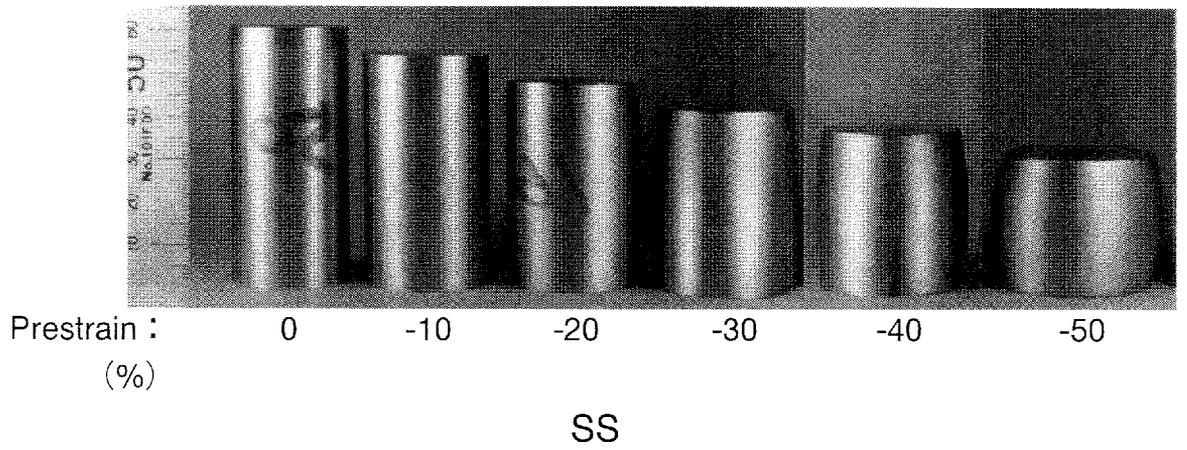


Fig.3.2 Shapes of specimens after prestraining in compression

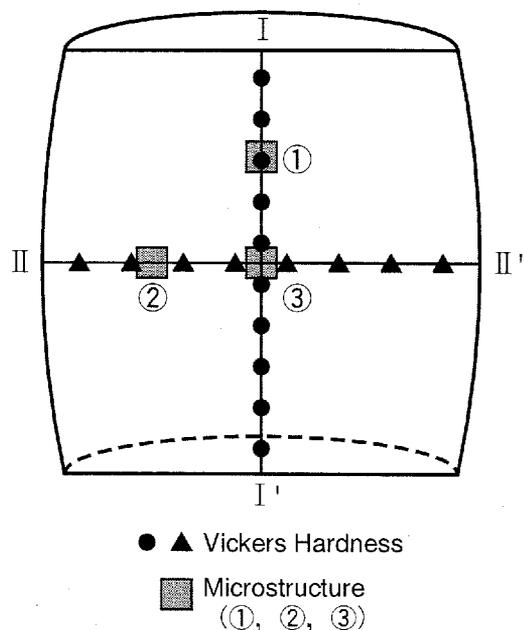


Fig.3.3 Location for measuring Vickers hardness and microstructure

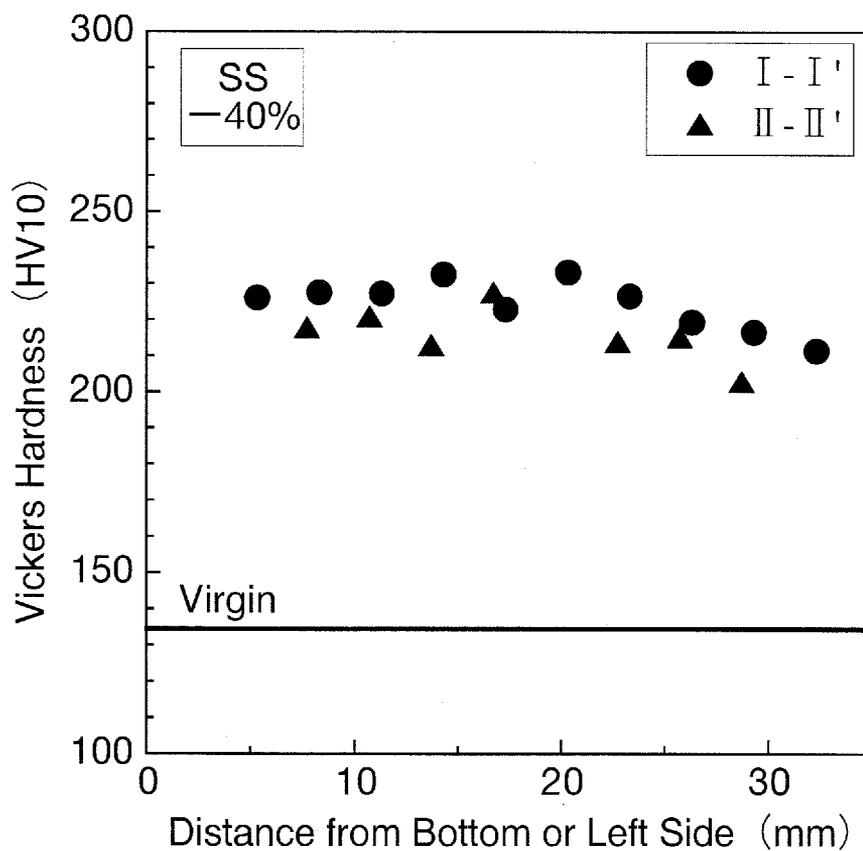


Fig.3.4 Vickers hardness distribution (SS, Prestrain : - 40%)

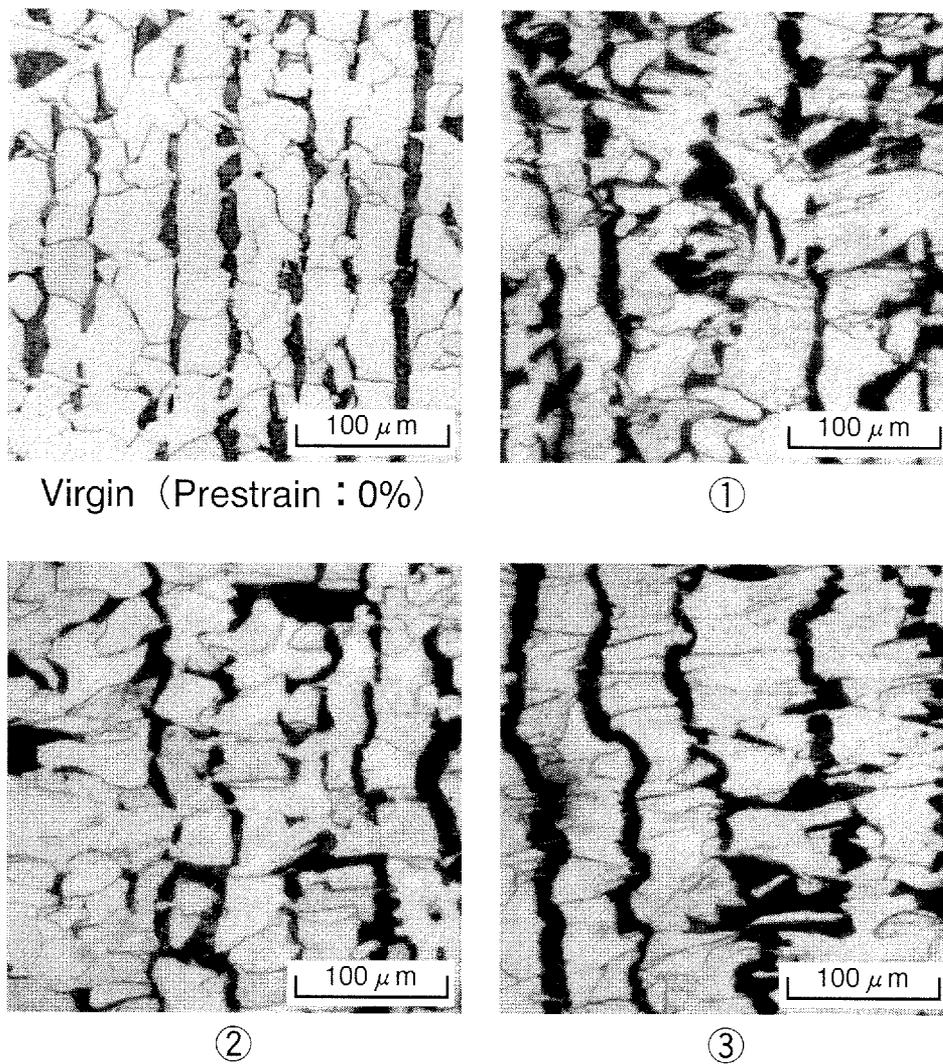


Fig.3.5 Microstructures of virgin specimen and prestrained specimens in compression (SS, Prestrain : - 40%)

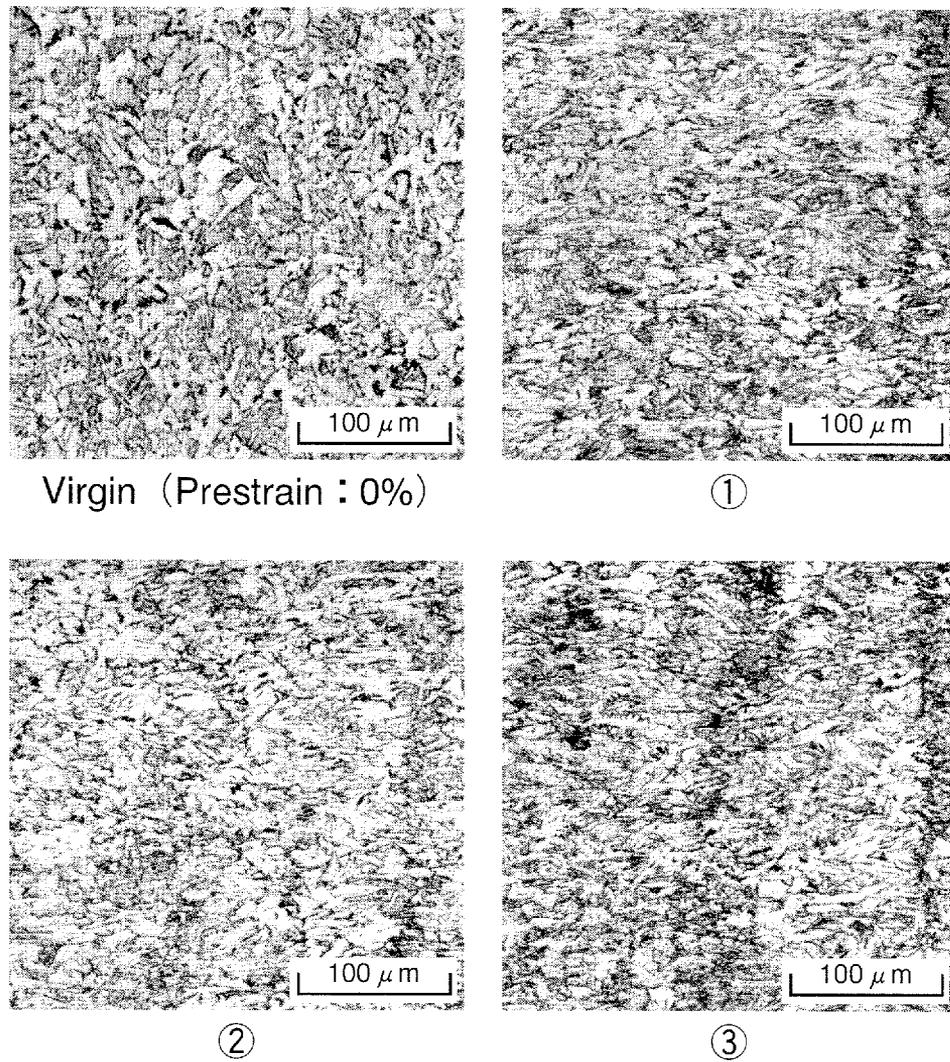


Fig.3.6 Microstructures of virgin specimen and prestrained specimens in compression (MS, Prestrain : - 40%)

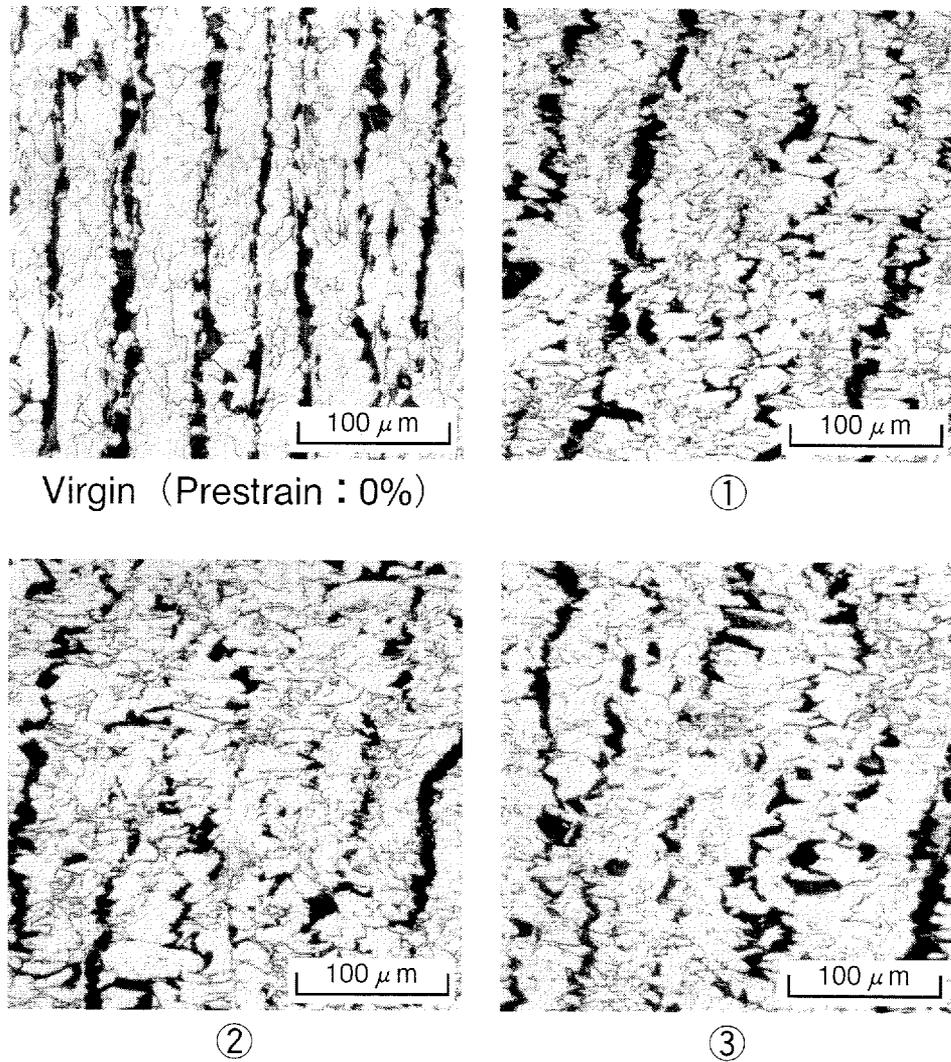


Fig.3.7 Microstructures of virgin specimen and prestrained specimens in compressio (MK, Prestrain : - 40%)

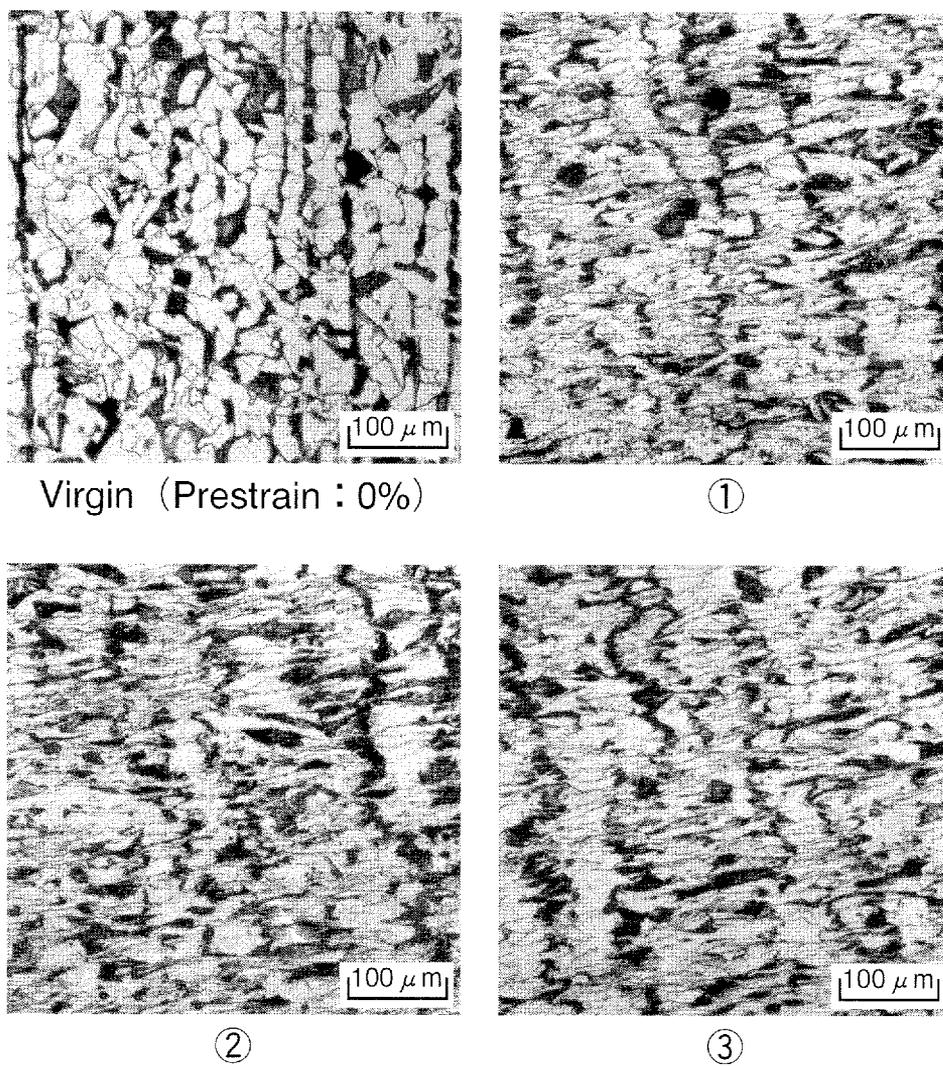
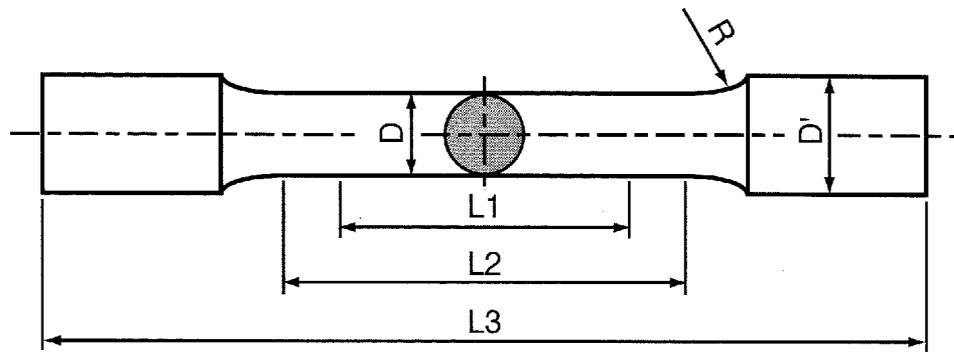


Fig.3.8 Microstructures of virgin specimen and prestrained specimens in compressio (ML, Prestrain : - 60%)



(mm)

	D	D'	L1	L2	L3	R	T
Type1	3	6	10.6	12.8	28	5	3
Type2	4	8	14.2	17	34	5	4
Type3	5	10	17.7	21.3	40.3	5	5
Type4	12.5	18	50	60	141.8	31	15

Fig.3.9 Shape and sizes of tension test specimens

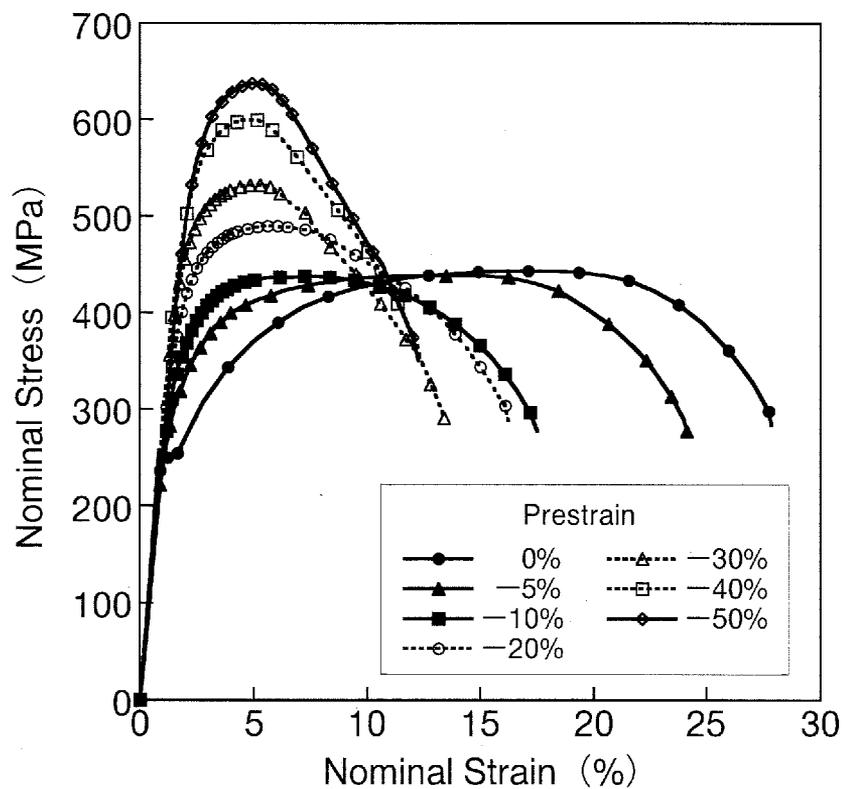


Fig.3.10 Influence of prestrain on nominal stress-nominal strain curve (SS,  $\phi$  3mm)



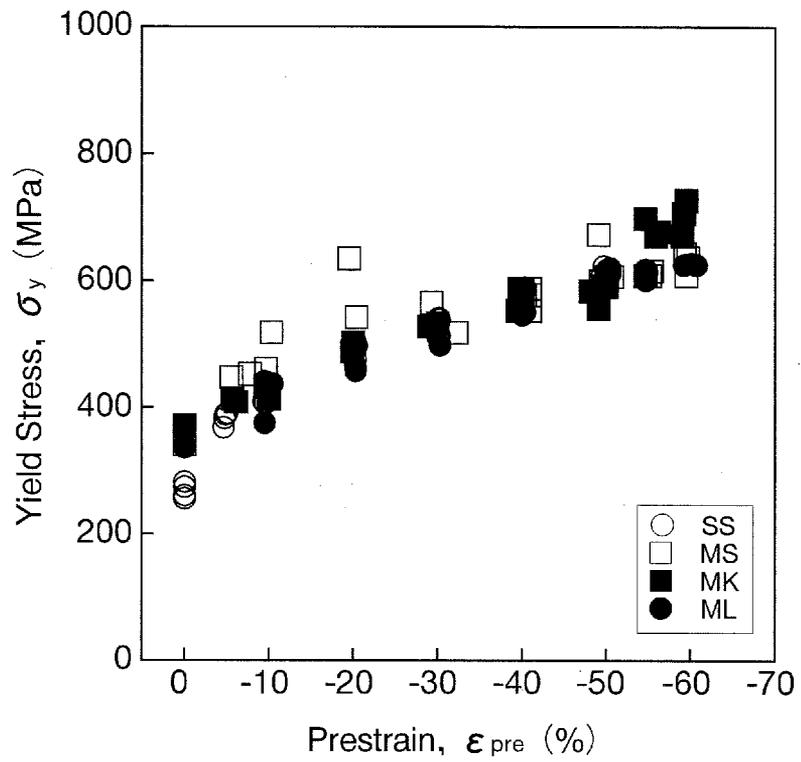


Fig.3.13 Influence of prestrain on yield stress

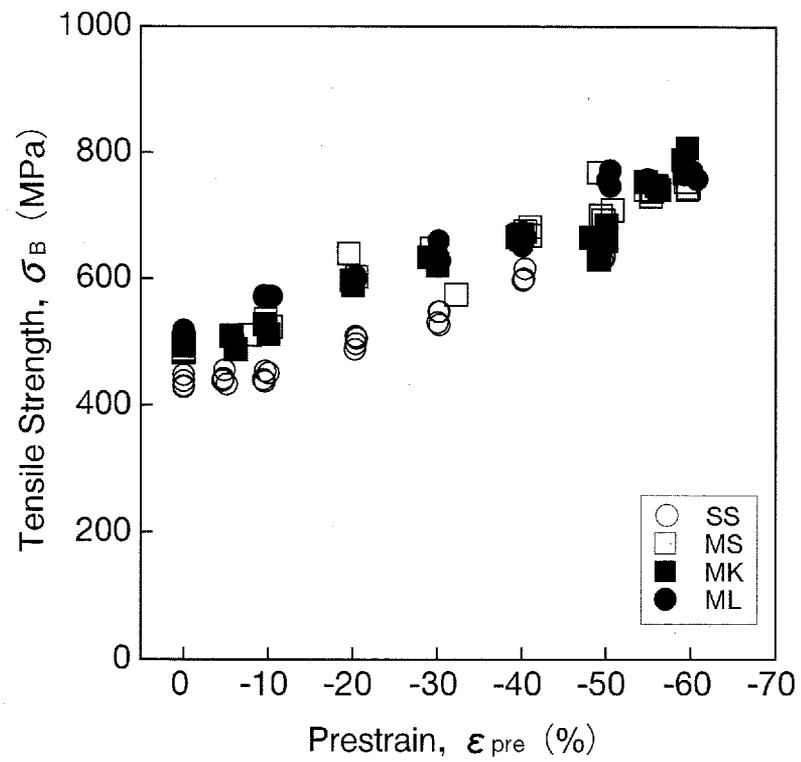


Fig.3.14 Influence of prestrain on tensile strength

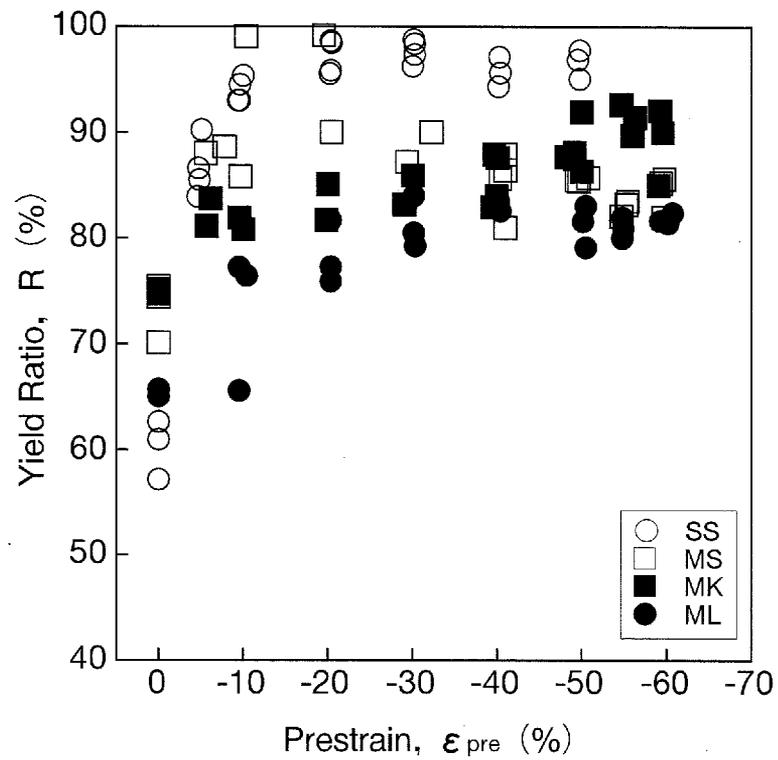


Fig.3.15 Influence of prestrain on yield ratio

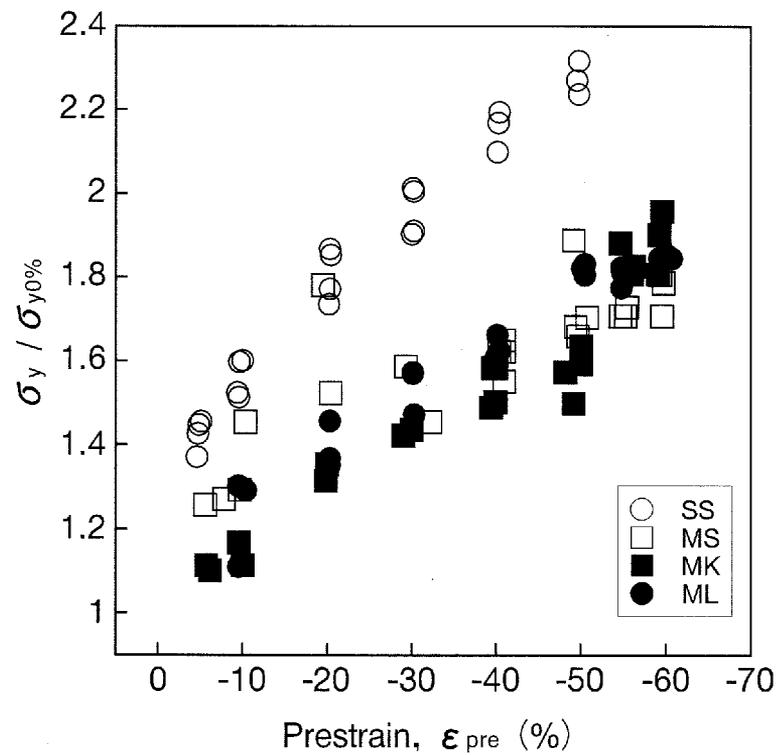


Fig.3.16 Influence of prestrain on nondimensionalized  $\sigma_y$

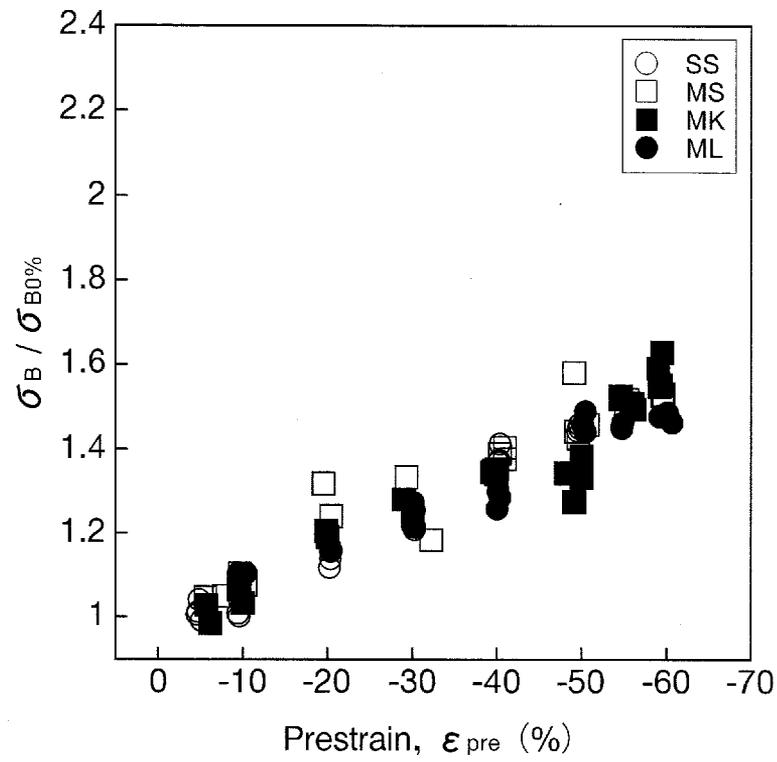


Fig.3.17 Influence of prestrain on nondimensionalized  $\sigma_B$

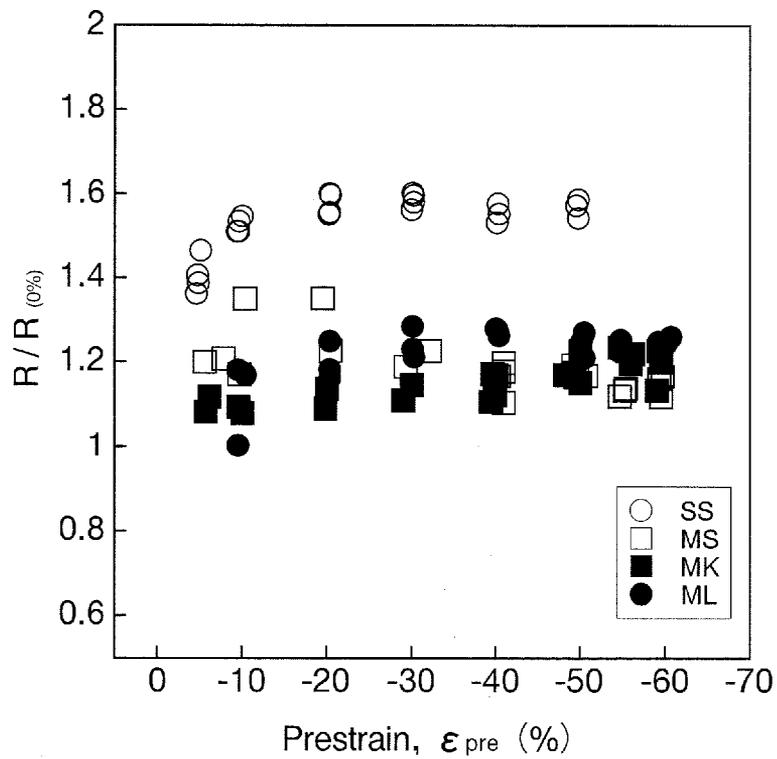


Fig.3.18 Influence of prestrain on nondimensionalized R

$$\sigma_y / \sigma_{y0\%} = \begin{cases} (1 - 0.868 \varepsilon_{pre(t)})^{0.198} & \text{[SS]} \\ (1 - 0.186 \varepsilon_{pre(t)})^{0.206} & \text{[MS \cdot MK \cdot ML]} \end{cases}$$

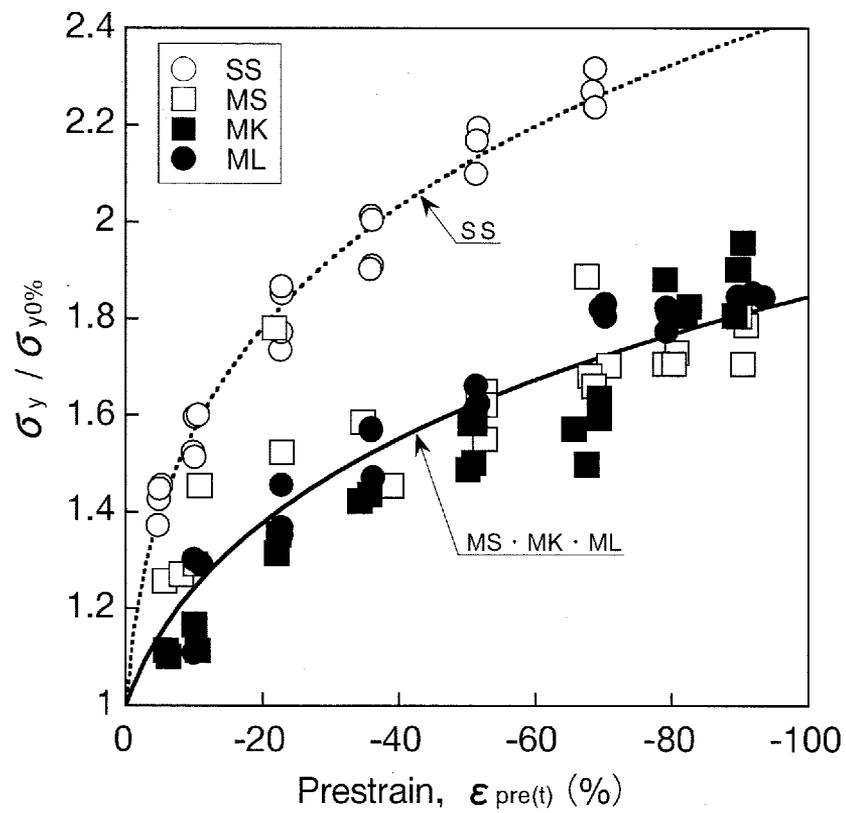


Fig.3.19 Comparison between measured and estimated yield stress ( $\sigma_y$ ) of prestrained steel plates in compression

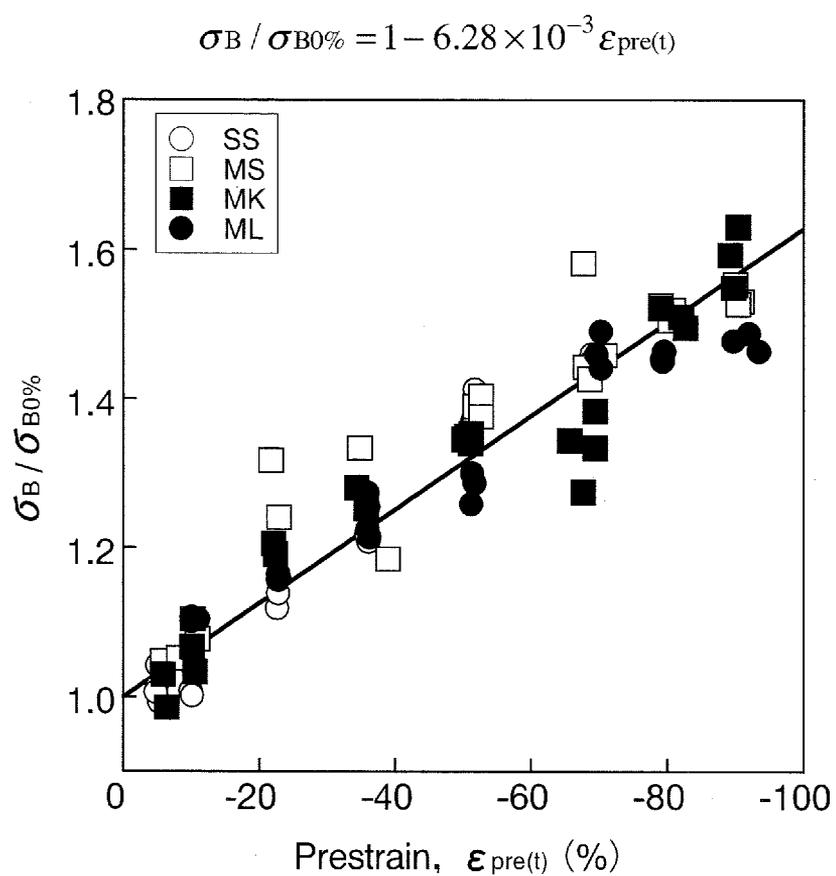


Fig.3.20 Comparison between measured and estimated tensile strength ( $\sigma_B$ ) of prestrained steel plates in compression

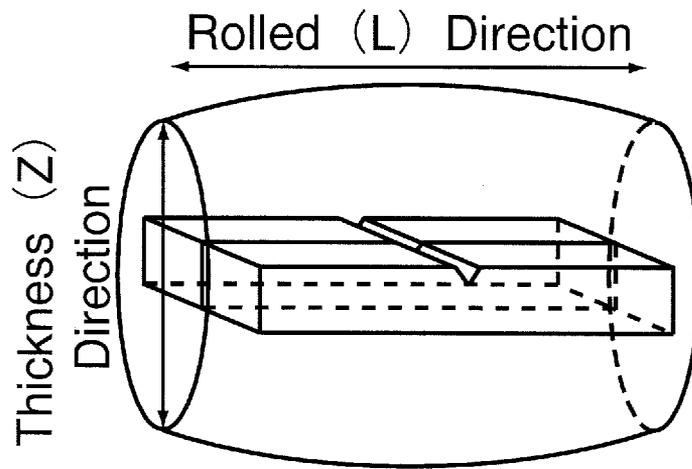


Fig.3.21 Cut off plan of V-notched Charpy impact test specimen

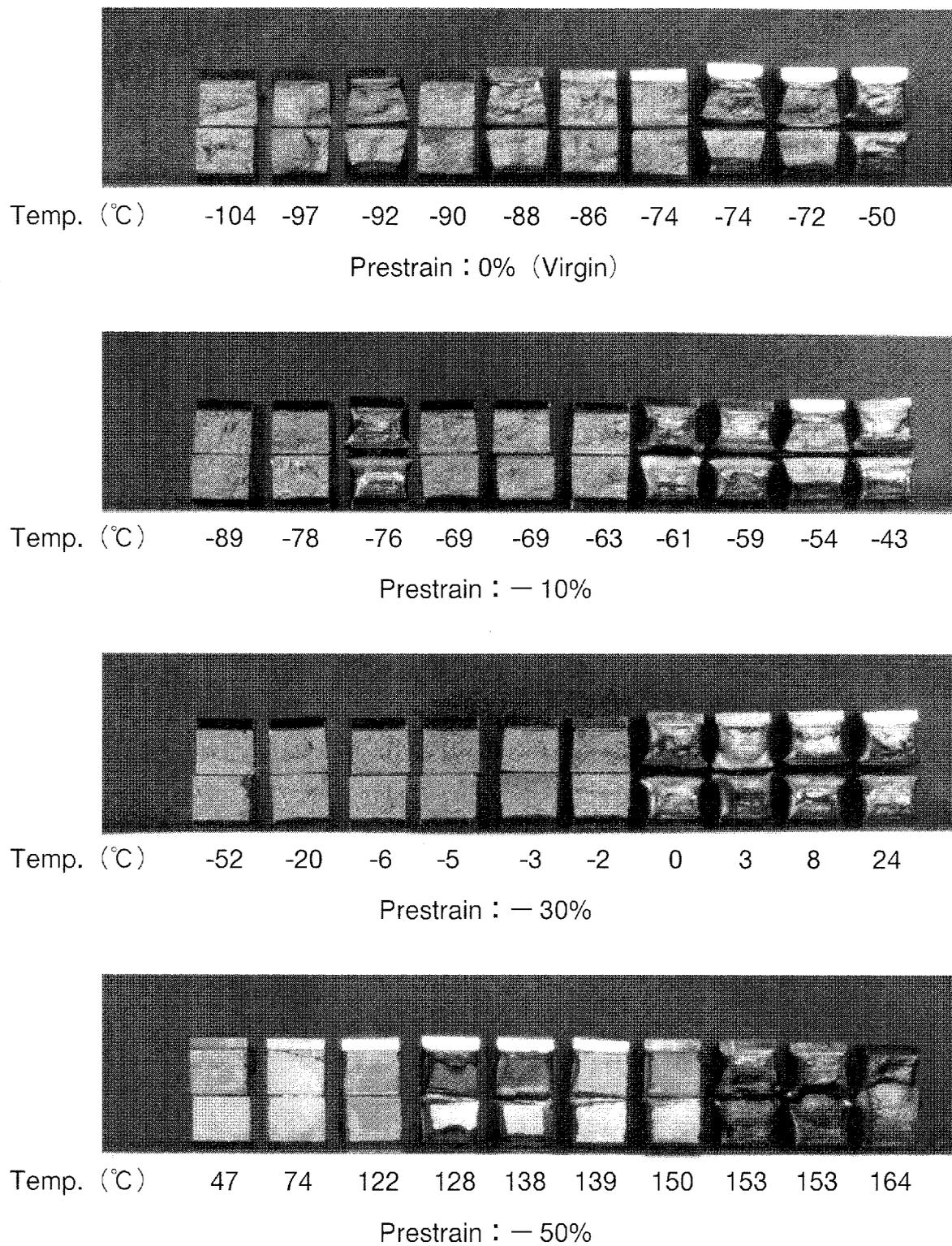
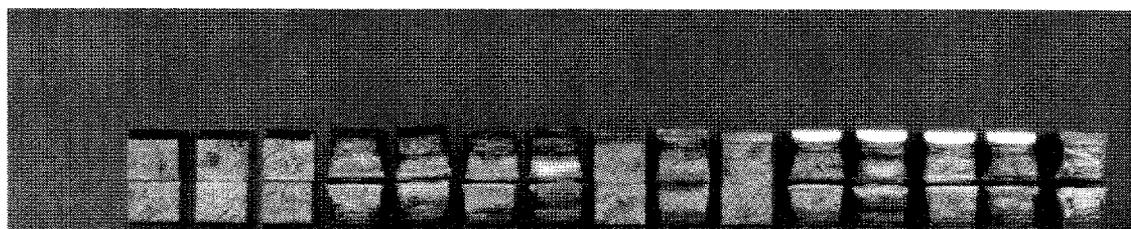


Fig.3.22 Fracture surfaces of V-notched Charpy impact test specimens (MS)



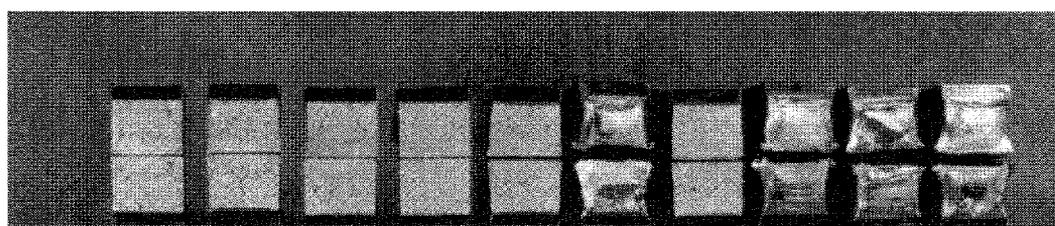
Temp. (°C) -87 -71 -67 -62 -61 -60 -57 -54 -52 -48 -45 -44 -42 -31 -27

Prestrain : 0% (Virgin)



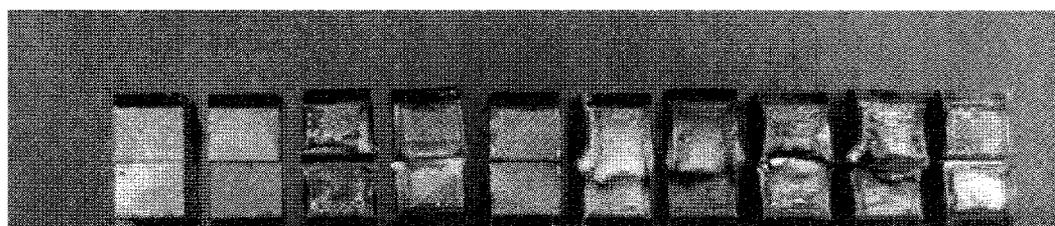
Temp. (°C) -59 -59 -54 -53 -49 -43 -39 -37 -33 -31

Prestrain : - 10%



Temp. (°C) -39 -24 -12 -4 2 2 8 8 13 21

Prestrain : - 30%



Temp. (°C) 132 146 146 148 154 154 166 167 175 186

Prestrain : - 50%

Fig.3.23 Fracture surfaces of V-notched Charpy impact test specimens (MK)

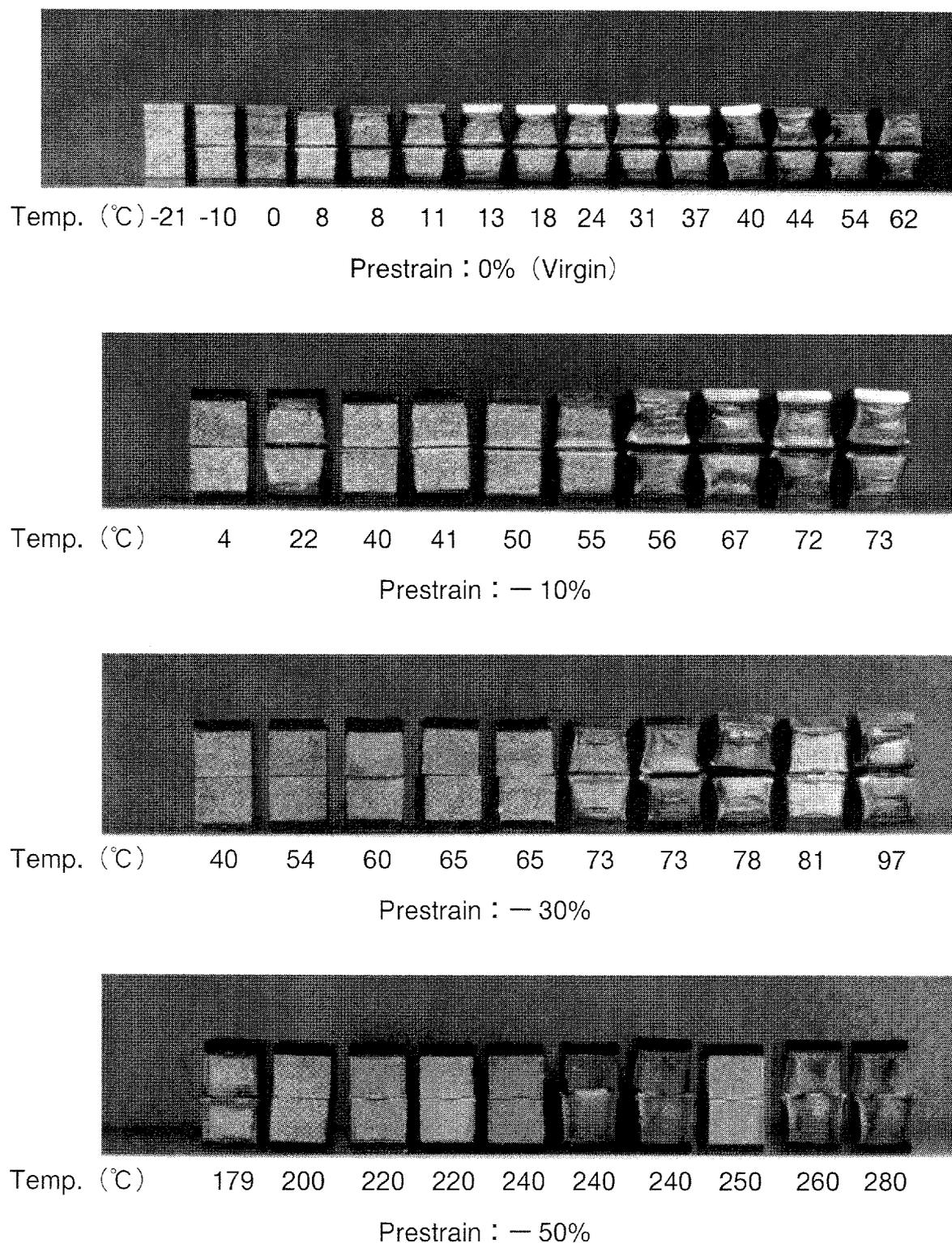


Fig.3.24 Fracture surfaces of V-notched Charpy impact test specimens (ML)

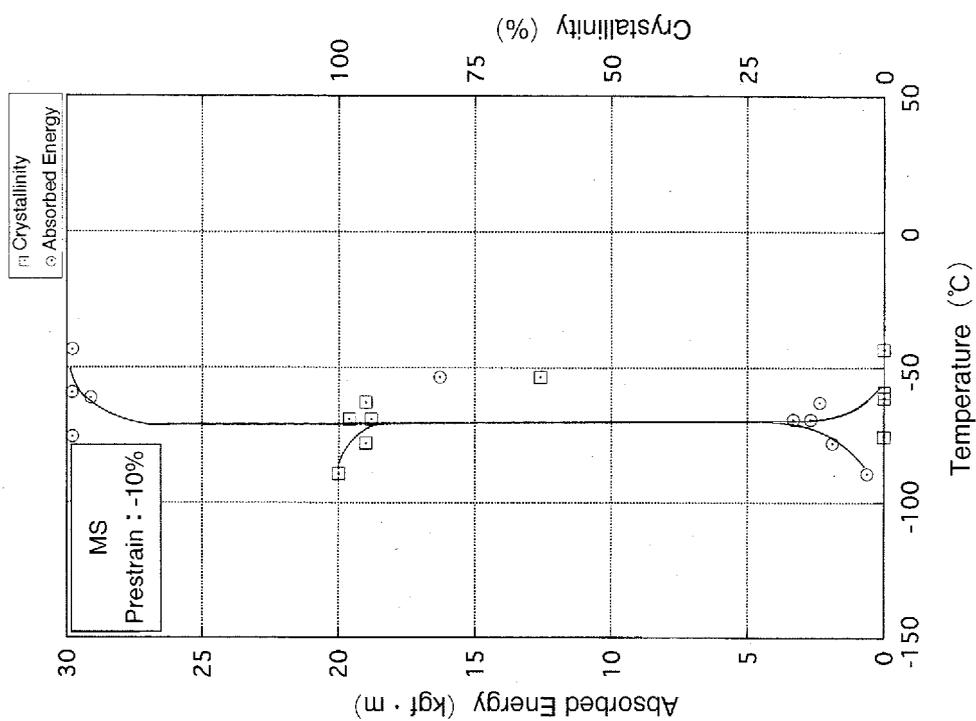


Fig.3.26 Results of V-notched Charpy impact test  
(MS, Prestrain : - 10%)

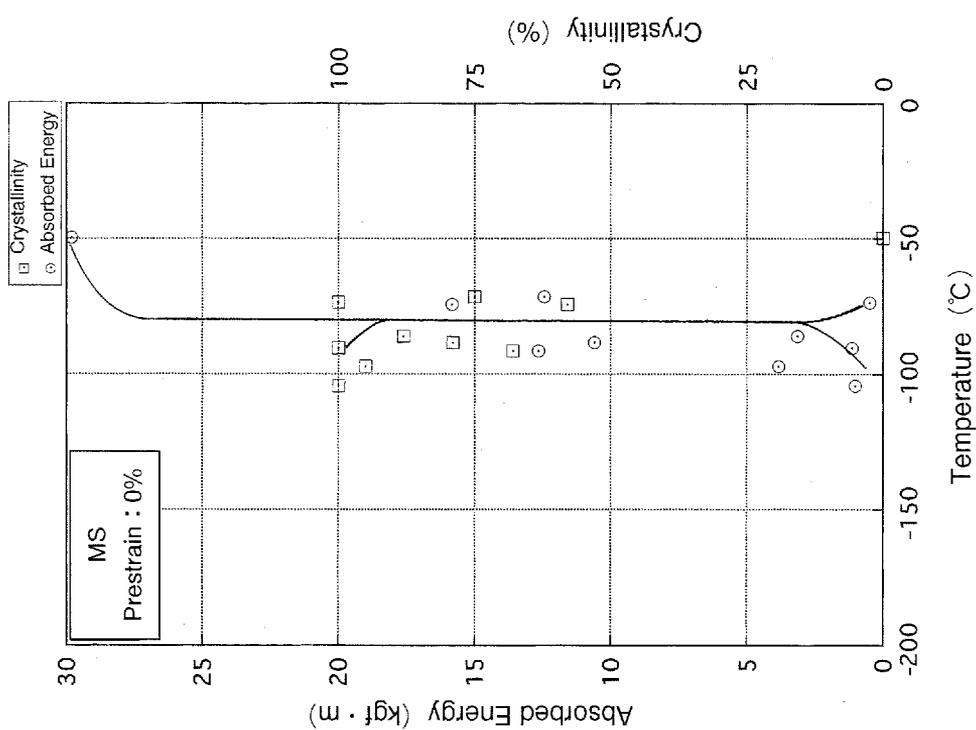


Fig.3.25 Results of V-notched Charpy impact test  
[MS, Prestrain : 0% (Virgin)]

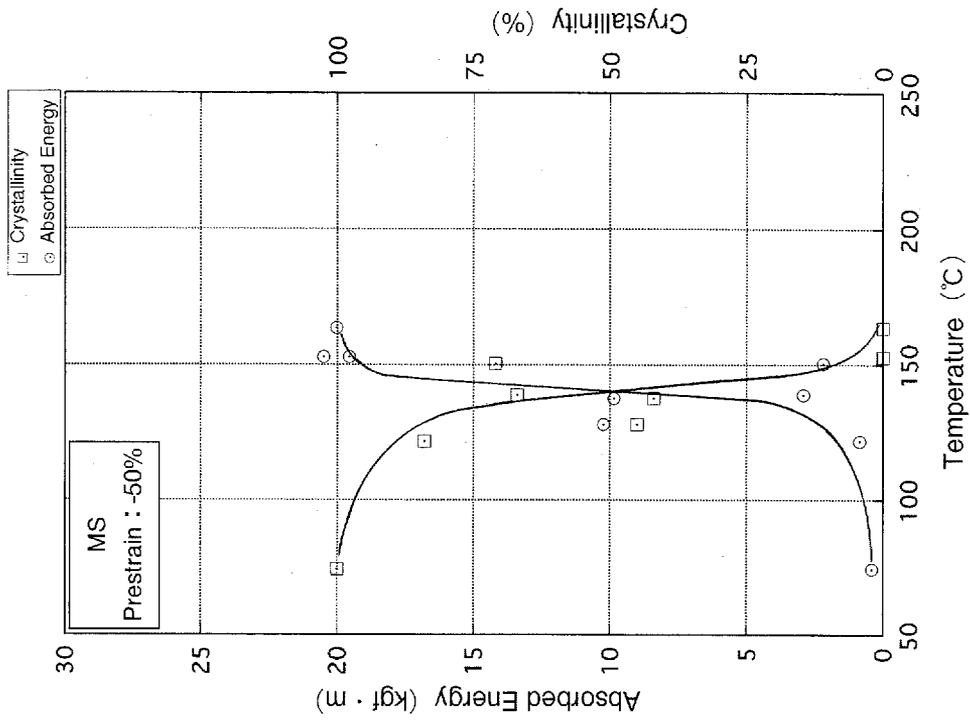


Fig.3.28 Results of V-notched Charpy impact test  
(MS, Prestrain : - 50%)

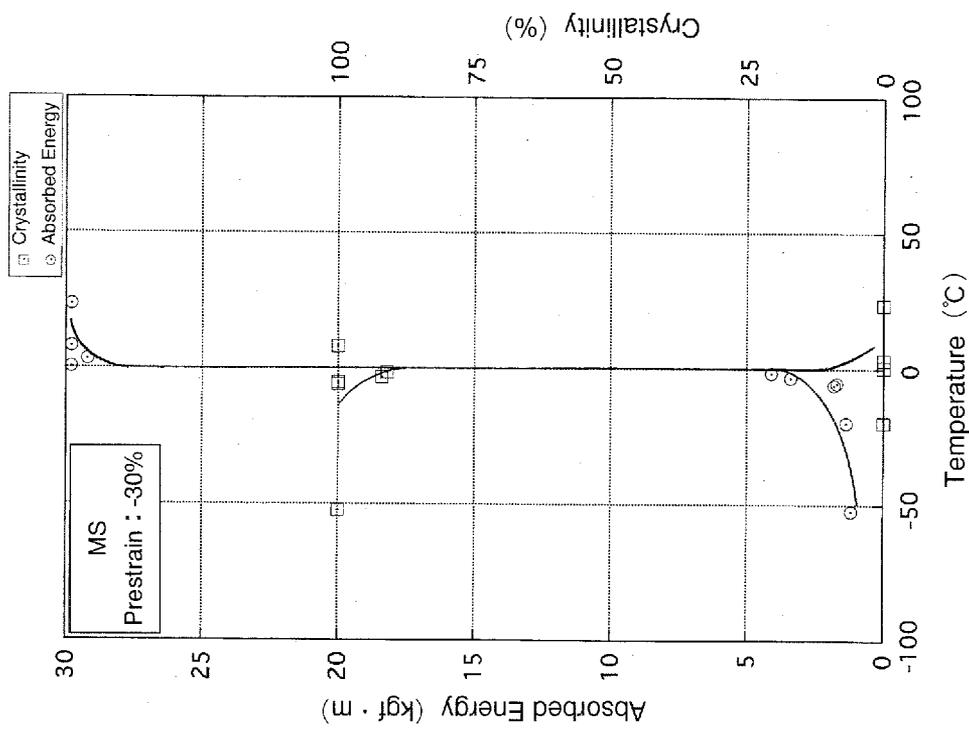


Fig.3.27 Results of V-notched Charpy impact test  
(MS, Prestrain : - 30%)

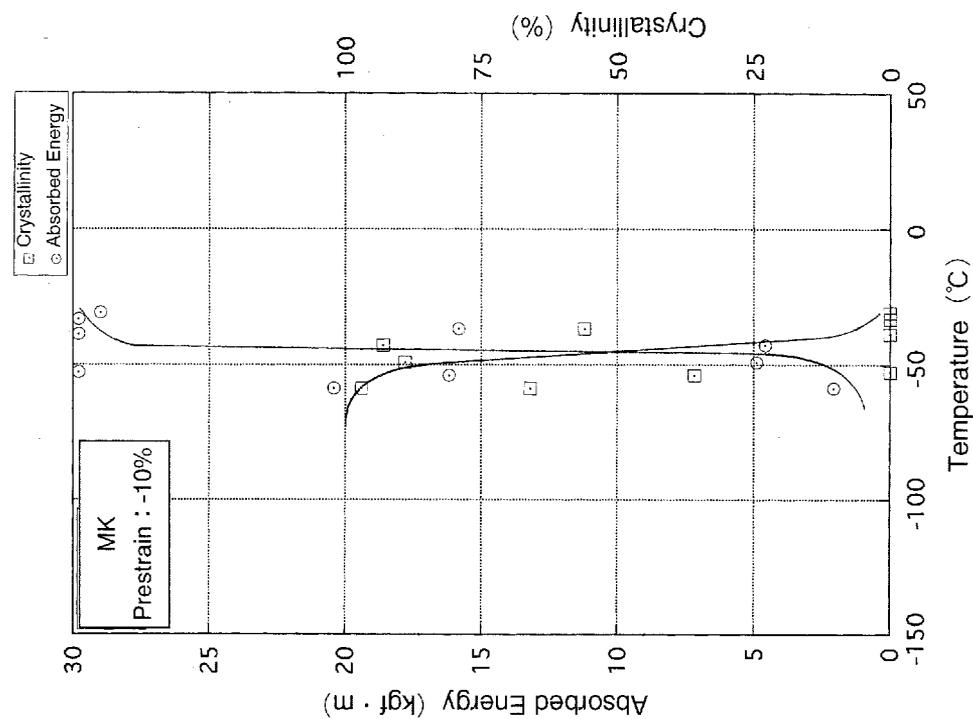


Fig.3.30 Results of V-notched Charpy impact test  
(MK, Prestrain : - 10%)

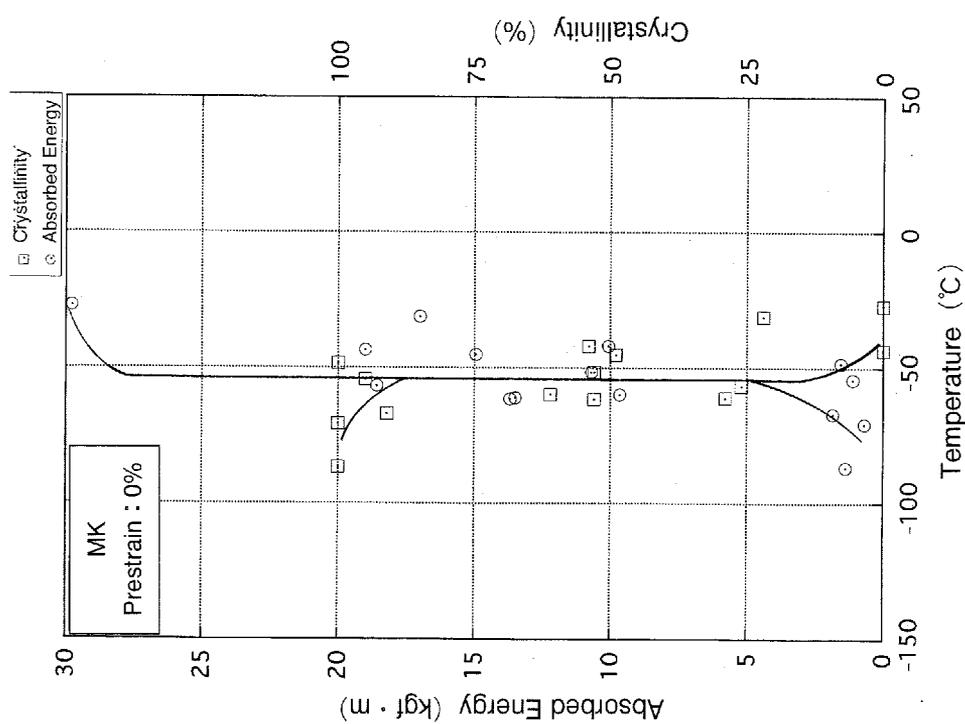


Fig.3.29 Results of V-notched Charpy impact test  
[MK, Prestrain : 0% (Virgin)]

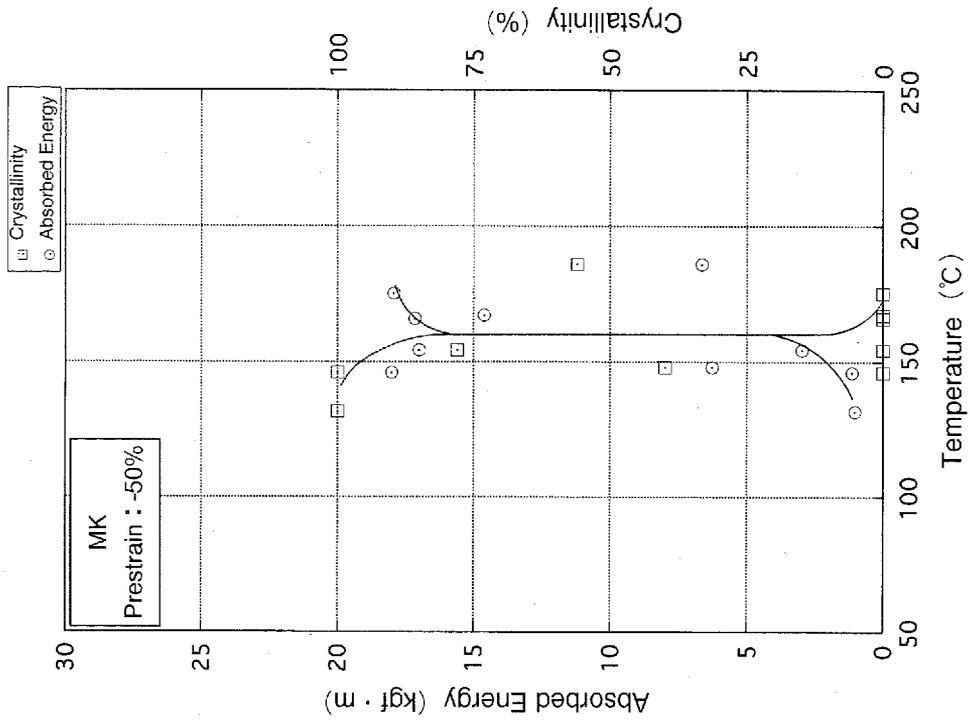


Fig.3.32 Results of V-notched Charpy impact test (MK, Prestrain : - 50%)

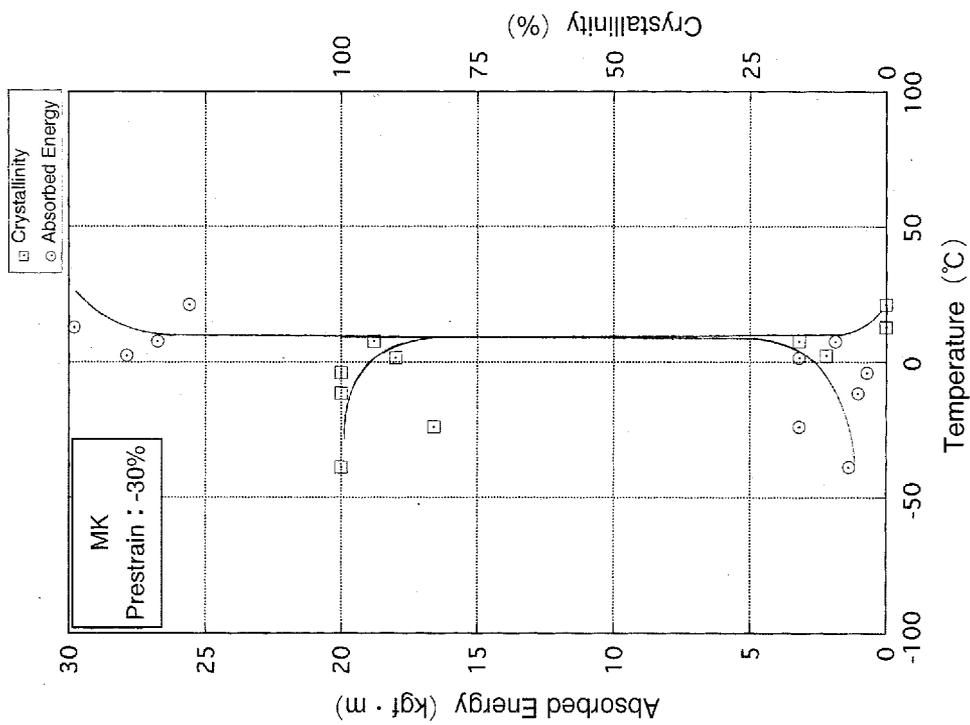


Fig.3.1 Results of V-notched Charpy impact test (MK, Prestrain : - 30%)

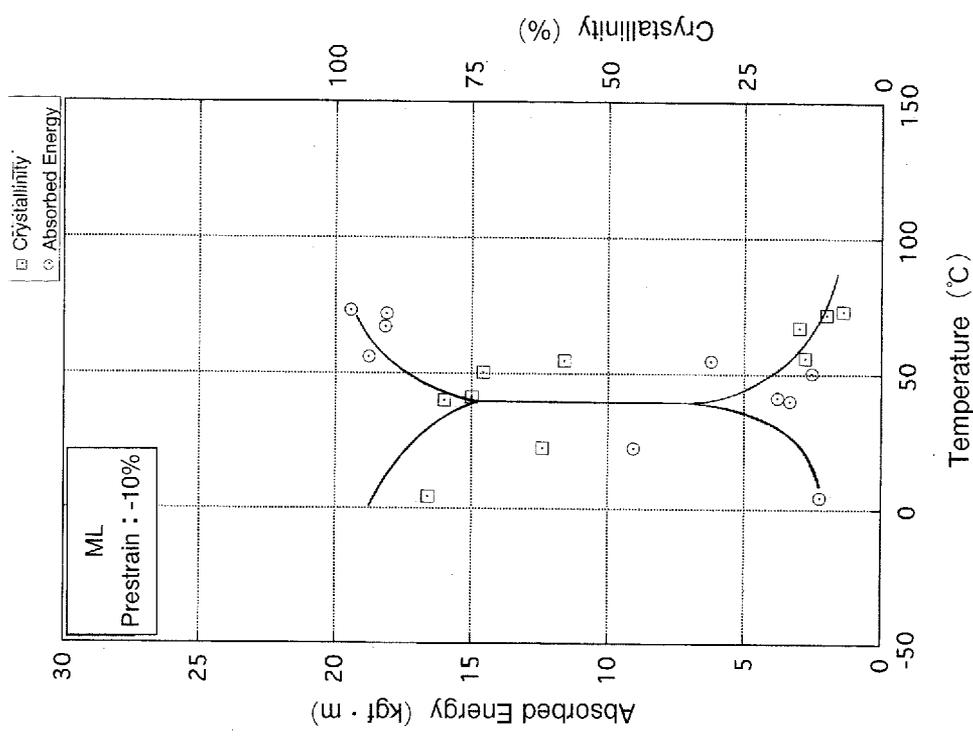


Fig.3.34 Results of V-notched Charpy impact test (ML, Prestrain : - 10%)

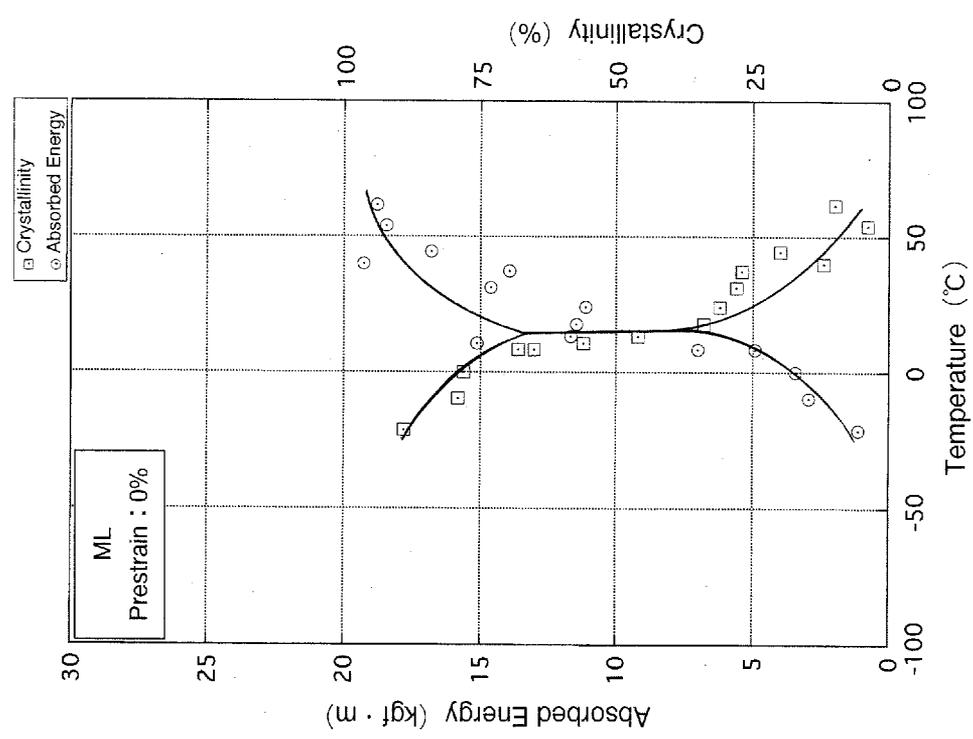


Fig.3.33 Results of V-notched Charpy impact test [ML, Prestrain : 0% (Virgin)]

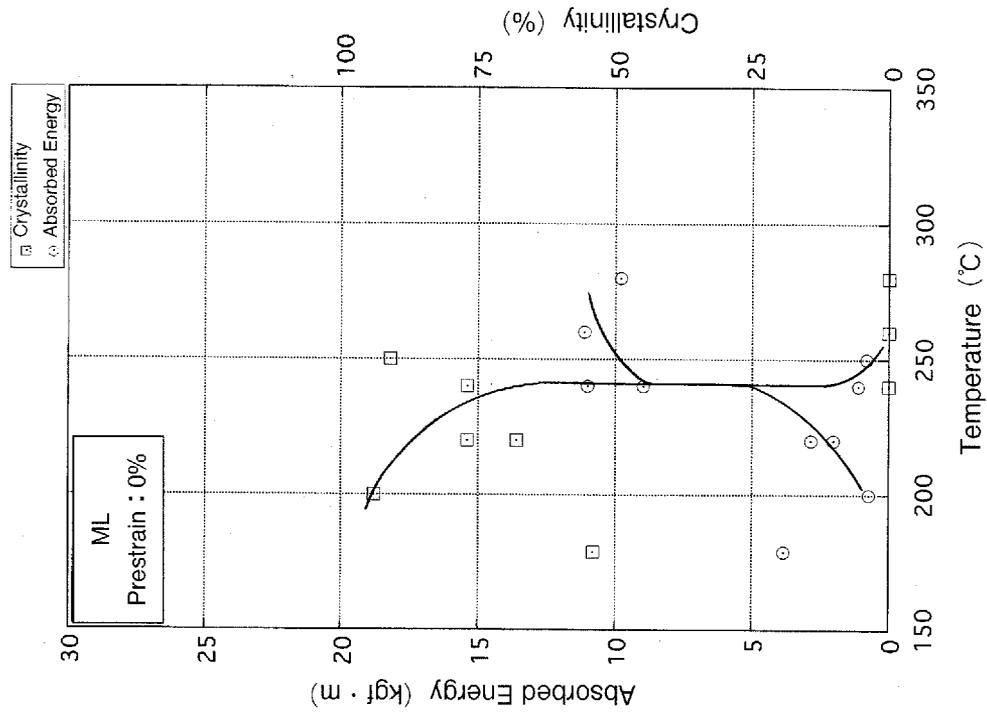


Fig.3.36 Results of V-notched Charpy impact test (ML, Prestrain : - 50%)

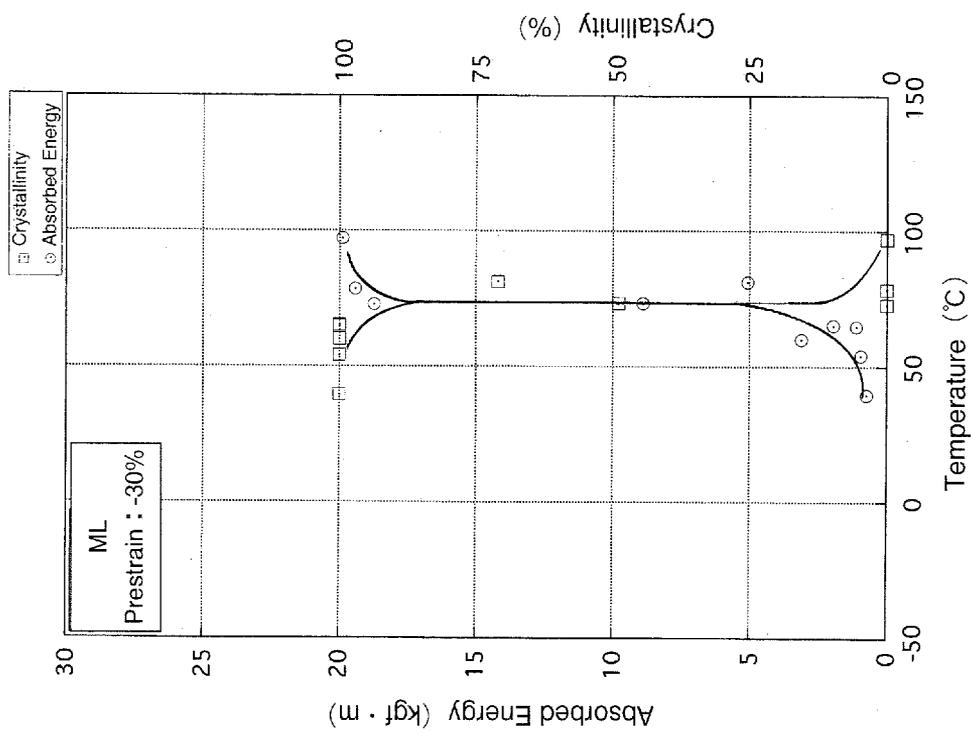


Fig.3.35 Results of V-notched Charpy impact test (ML, Prestrain : - 30%)

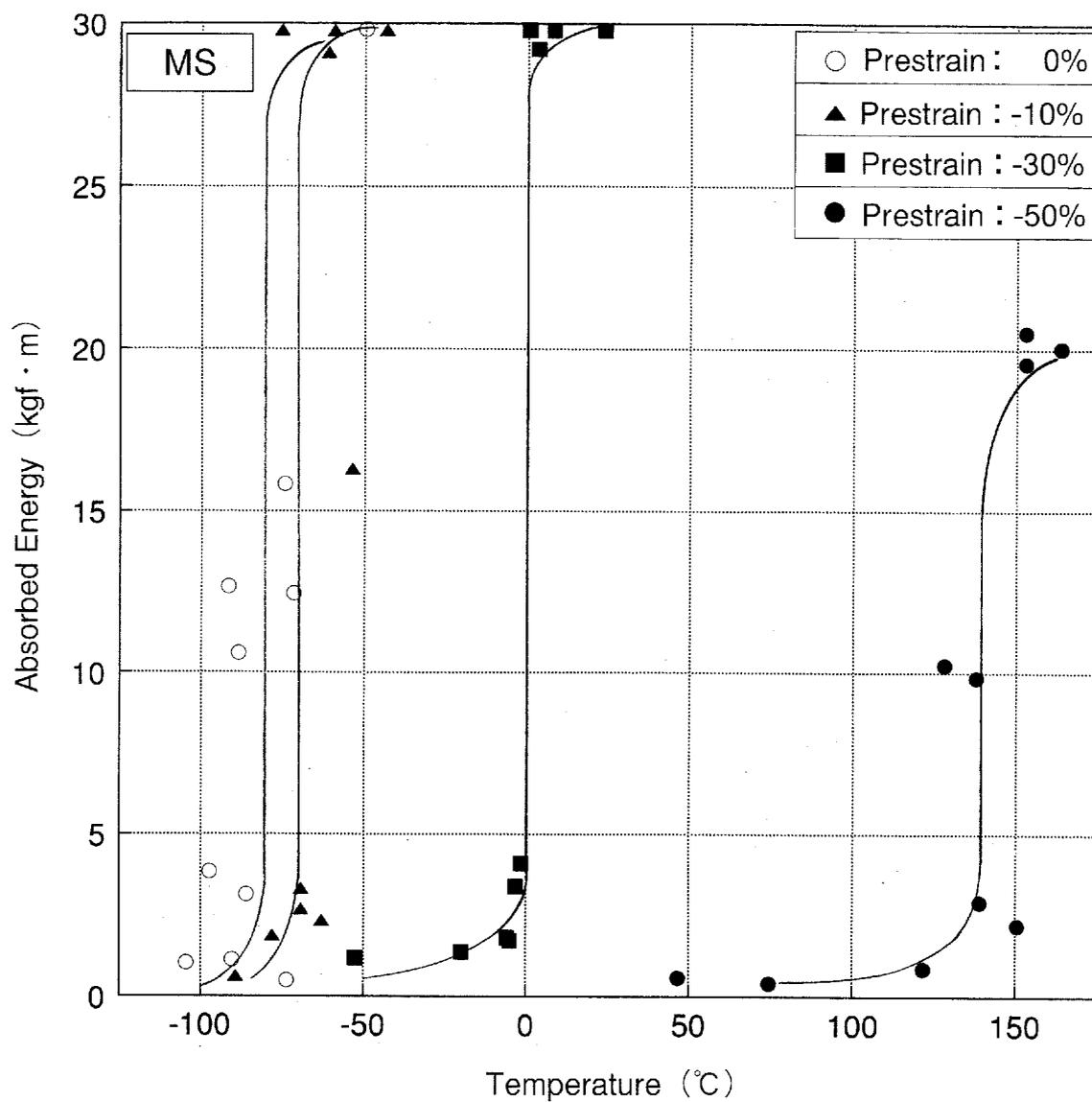


Fig.3.37 Influence of prestrain on absorbed energy ~ temperature transition curve (MS)

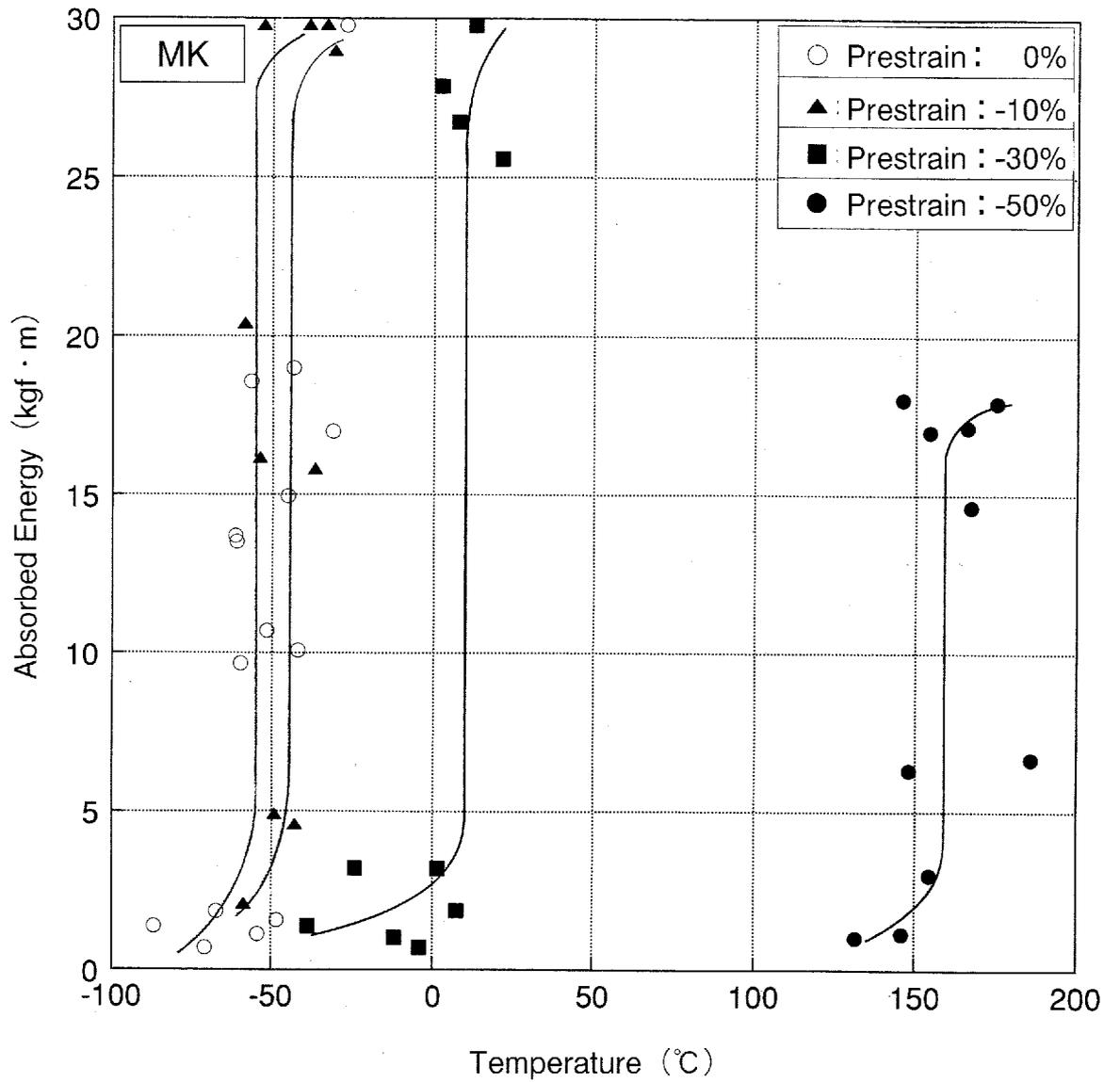


Fig.3.38 Influence of prestrain on absorbed energy ~ temperature transition curve (MK)

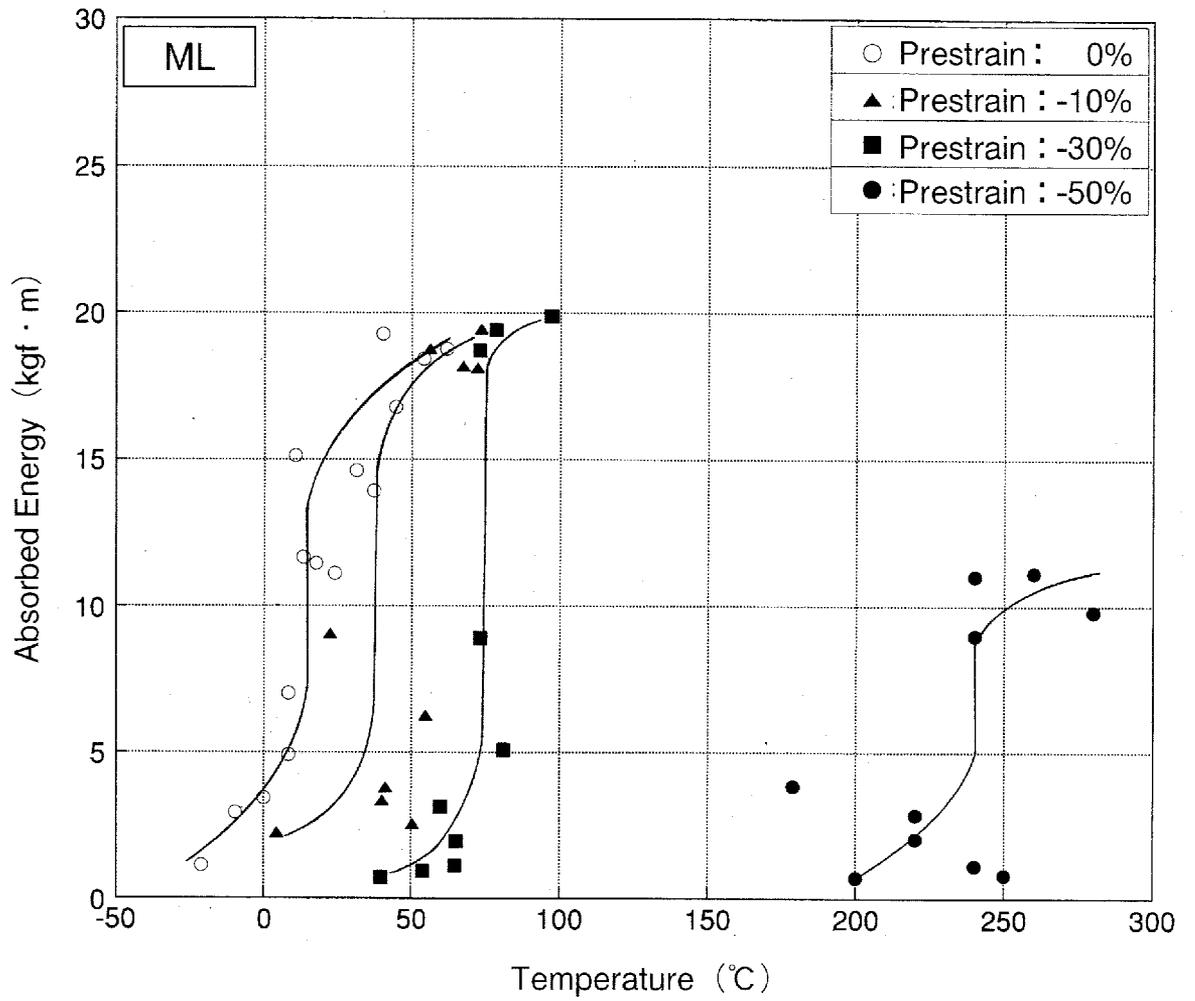


Fig.3.39 Influence of prestrain on absorbed energy ~ temperature transition curve (ML)

Table 3.2 Transition temperatures by V-notched Charpy impact test ( $vTr_E$ ,  $vTr_s$ )

Steel	$vTr_E (\doteq vTr_s)$ ( $^{\circ}C$ )			
	Prestrain			
	0%	-10%	-30%	-50%
MS	-80	-70	0	140
MK	-55	-45	10	160
ML	15	40	75	240

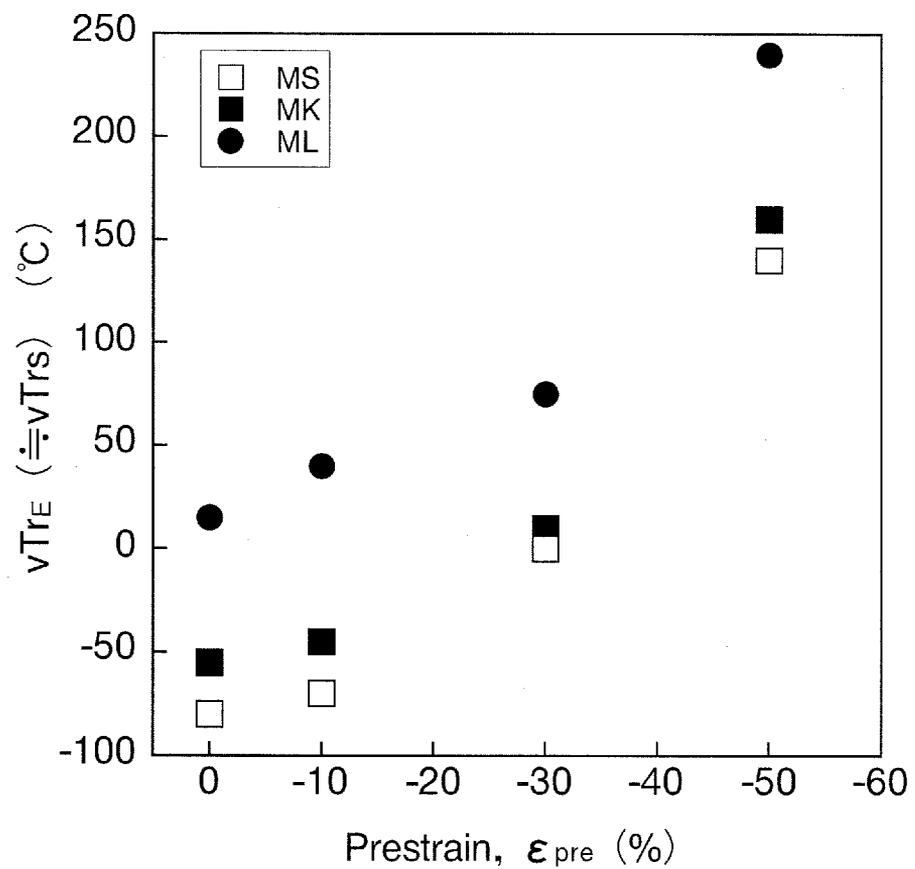


Fig.3.40 Influence of prestrain on  $vTr_E (\doteq vTr_s)$

Table 3.3 Shifts of  $v_{TrE} (\doteq v_{Trs})$  from virgin steels

Steel	$\Delta v_{TrE} (\doteq \Delta v_{Trs})$ ( $^{\circ}C$ )		
	Prestrain		
	-10%	-30%	-50%
MS	10	80	220
MK	10	65	215
ML	25	55	225

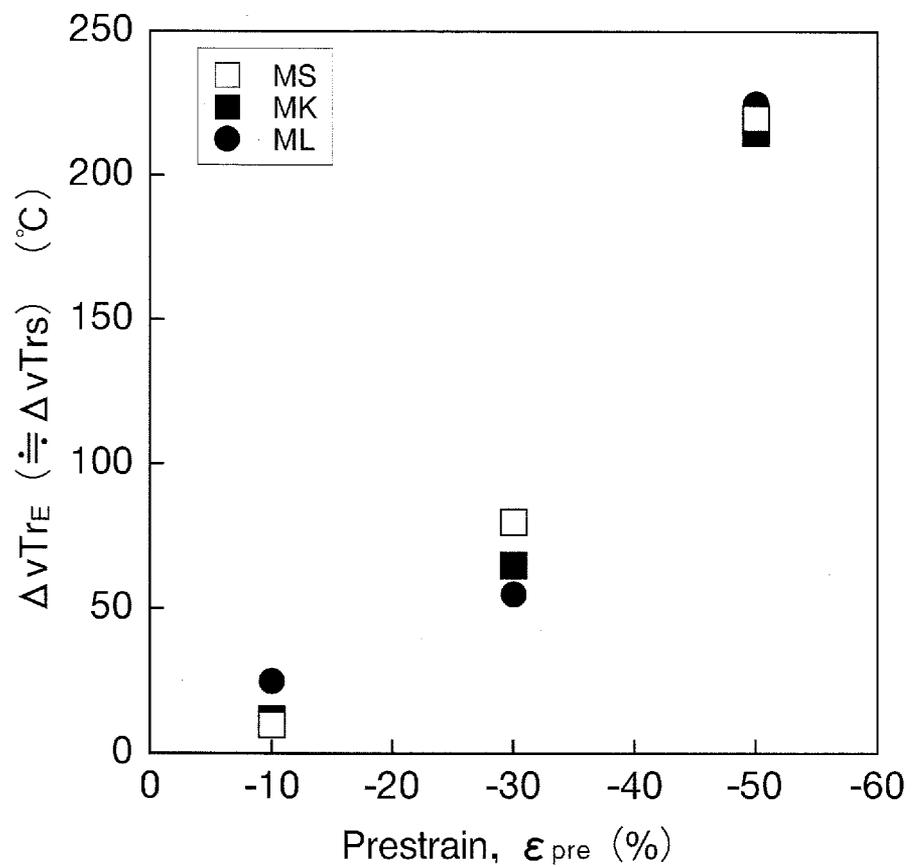


Fig.3.41 Influence of prestrain on  $\Delta v_{TrE} (\doteq \Delta v_{Trs})$

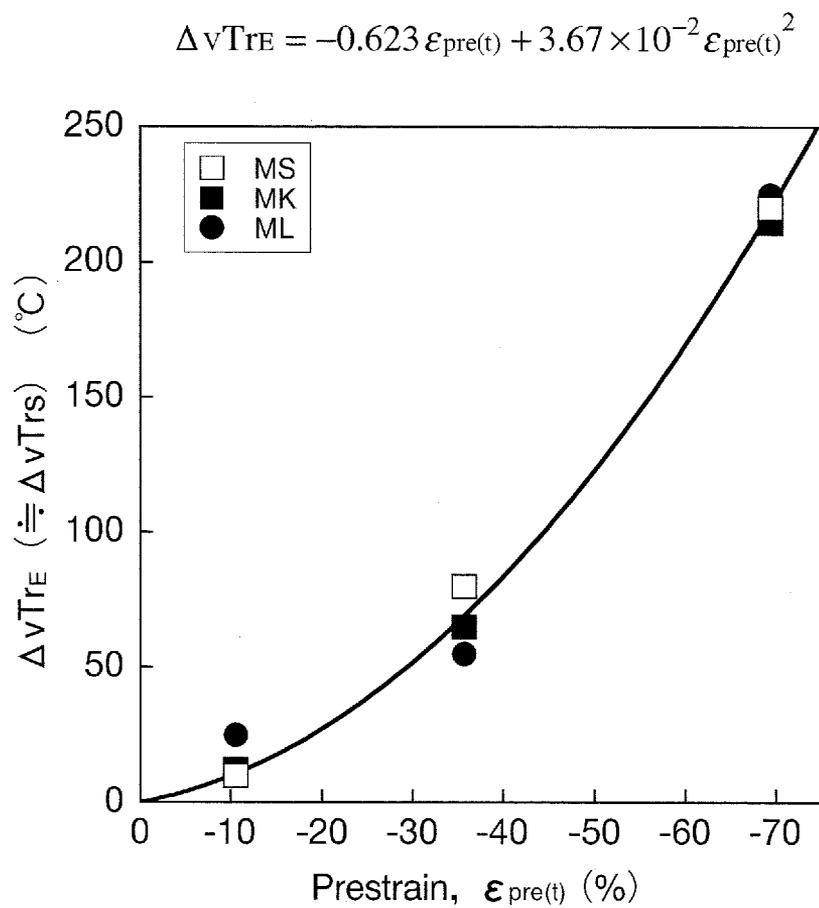


Fig.3.42 Comparison between measured  $\Delta vTrE$  ( $\doteq \Delta vTrs$ ) and estimated  $\Delta vTrE$  ( $\doteq \Delta vTrs$ ) of prestained steel plates in compression

## 第4章

## 船体構造部材

## 座屈崩壊後の亀裂強度

## 目次

	頁
4.1 まえがき .....	67
4.2 座屈崩壊後の亀裂発生試験 .....	67
4.2.1 試験片および試験方法 .....	67
4.2.2 試験結果 .....	68
4.3 有限要素法による解析 .....	71
4.3.1 解析モデル .....	71
4.3.2 解析結果 .....	73
4.4 亀裂発生強度評価 .....	74
4.5 まとめ .....	75
参考文献 .....	76
図表 .....	77~91

## 4.1 まえがき

大型船舶をはじめとする大型溶接鋼構造物において、局部構造部材が過大な荷重を受けて座屈崩壊した後、短時間のうちにその座屈撓み部内側（圧縮側）から亀裂が発生・進展し、大破壊事故へと発展した例がいくつかの損傷例で確認されている<sup>4.1), 4.2)</sup>。

本章では、座屈撓み部内側（圧縮側）での亀裂発生限界条件、すなわち亀裂発生強度を明らかにし、座屈崩壊後の亀裂発生現象を定量的に取り扱えるようにすることを目的とした。

そこで、先に第2章で述べた、供試鋼板SS、MSおよびMKの3種類を用いて、帯板状の平滑試験片を供試して、1回の座屈崩壊により圧縮側から発生する亀裂を対象に、微小亀裂発生強度（微小亀裂発生限界条件）を把握した結果<sup>4.3), 4.4)</sup>について述べる。

さらに、供試試験片モデルを対象に、有限要素法による弾塑性大変形解析を行ない、上述の亀裂発生試験結果と解析結果とを統合して、座屈崩壊後の微小亀裂発生強度について種々検討・考察した結果<sup>4.3), 4.4)</sup>について述べる。

## 4.2 座屈崩壊後の亀裂発生試験

### 4.2.1 試験片および試験方法

供試した試験片形状を、Fig.4.1およびFig.4.2に示す。軸力圧縮荷重で座屈崩壊させたため、最初は、Fig.4.1に示したように、試験片長さ方向両端部に治具を取り付けた。試験に慣れるにしたがい、Fig.4.2に示した形状で、十分試験の目的を達成できるようになった。

供試鋼板SSに対しては、板厚27mmのFig.4.1に示す試験片を、また、供試鋼板MSとMKに対しては板厚30mmのFig.4.2に示す試験片を使用した。さらに、供試鋼板MSとMKに対しては、試験片断面アスペクト比の影響を把握するために、幅60mm（Fig.4.2中、試験片Ⅰ）と120mm（Fig.4.2中、試験片Ⅱ）の2種類の試験片を供試した。

試験片表面は上仕上（▽▽）とし、微小亀裂の観察を容易にするために、試験片長さ方向中央部は、試験片長さ方向に80番～1600番のエメリー紙で研磨した。また、試験片側面の長さ方向中央部には、歪計測のために5mm間隔の格子を罫書いた。

試験方法をFig.4.3に示す。先ず、軸荷重を与えて座屈崩壊させた。次に、荷重点を段階的に座屈部に近づけて、さらに大きな曲げ変形を与えた。そして、目標とした曲げ変形を試験片中央部に与えた後、除荷時に起こるスプリングバックにより曲げ変形が僅かに戻った後の試験片座屈撓み部内側（圧縮側）表面を観察し、亀裂発生の有無を確認した。さらに、一部の試験片については、両端をピンを介して引っ張り、座屈撓み部を開口させた。

微小亀裂発生の有無の確認は、60倍のマイクروسコープと、20倍および40倍のビデオマイクروسコープで行なった。また、詳細は後述するが、この時の試験片座屈撓み部内側（圧縮側）表面の曲げ歪を計測し、微小亀裂発生/非発生部の圧縮歪量とした。

以上の試験方法で、試験片に種々のレベルの曲げ圧縮歪を与え、亀裂発生の有無の確認、および圧縮歪量の計測を行なった。なお、試験は全て2000KN万能試験機で行なった。

#### 4.2.2 試験結果

亀裂発生試験には、幅60mm、板厚27mm（Fig.4.1参照）のSS試験片7体と、幅60mm、板厚30mm（Fig.4.2中、試験片Ⅰ）のMSおよびMK試験片各10体を供試した。さらに、幅120mm、板厚30mm（Fig.4.2中、試験片Ⅱ）のMSおよびMK試験片を各3体供試した。

曲げ圧縮歪の算出は、予め試験片側面の長さ方向中央部に罫書いた罫書線から、Fig.4.4に示す算出法で求めた。すなわち、任意の格子間の変形後の距離（ $S_1$ ）、および撓み（ $S_2$ ）を計測し、Fig.4.4に示した関係から、試験片側面の軸方向歪（公称歪）を算出した。

歪量計測結果の例（試験片記号 MS-9）を Fig.4.5 に示す。曲げ圧縮歪量（ $\epsilon_n$ ）は、板厚方向にほぼ線形に分布している。

曲げ圧縮歪付与後の試験片変形状況を、Fig.4.6 に示す。曲げ圧縮歪付与後の試験片横断面は、Fig.4.6 (a) に示したように大きく変形しており、先に述べた試験片側面の罫書線からの算出法では、試験片幅方向中央部（亀裂発生/非発生部）の曲げ圧縮歪を正しく推定することが困難である。

Fig.4.4 に示したように、曲げ圧縮歪量（ $\epsilon_n$ ）は、板厚方向にほぼ線形に分布しており、断面形状から中立軸位置、および曲率半径（ $\rho$ ）を測定できれば、板厚方向の曲げ圧縮歪分布を算出することができる。

断面形状からの曲げ圧縮歪算出法を、Fig.4.7 に示す。Fig.4.6 (a) から中立軸位置を、Fig.4.6 (b) から曲率半径（ $\rho$ ）を計測し、中立軸位置からの距離（ $y$ ）と曲率半径（ $\rho$ ）との関係 [(4.1) 式] を用いて、曲げ圧縮歪を算出した。

$$\epsilon_n = y / \rho \quad \dots \dots \dots (4.1)$$

計測結果の例（試験片記号 MS-10）を、Fig.4.8 に示す。縦軸は曲げ圧縮歪量（ $\epsilon_n$ ）を、横軸は中立軸位置からの距離を示している。●印は、先に述べた、罫書線から算出した試験片側面の曲げ圧縮歪量と、中立軸位置からの距離（ $y$ ）との関係をプロットしたものである。また破線は、断面形状から算出した曲げ圧縮歪量（ $\epsilon_n$ ）と、中立軸位置からの距離（ $y$ ）との関係 [(4.1) 式] であり、△印は、(4.1) 式から算出した、試験片圧縮側表面幅方向中央部（亀裂発生/非発生部）の曲げ圧縮歪量（ $\epsilon_n^{\text{center}}$ ）である。両算出法の結果は、よく一致しており、Fig.4.7 に示した断面形状からの算出法によって、歪計測が困難な試験片幅方向中央部（亀裂発生/非発生部）の曲げ圧縮歪量が算出できることになる。

室温・大気中で実施した座屈崩壊後の亀裂発生試験結果を、Table 4.1 に示す。

供試鋼板 MS の Type I 試験片での試験片圧縮側表面の微小亀裂発生

状況を、Fig.4.9およびFig.4.10に示す。曲げ圧縮歪量 ( $\epsilon_{n^c}^{center}$ ) が $-24\%$ のMS-7 (Fig.4.9 中央) の写真から、処女材 (Fig.4.9 上) にはなかったボイドが発生しているのが確認できる。また、 $-37\%$ のMS-8 (Fig.4.9 下) の写真から、ボイドが亀裂らしくなったことが分かる。さらに、 $-56\%$ のMS-10 (Fig.4.10 上) の写真からは、微小亀裂の発生が確認できた。その後曲げ圧縮歪量が大きくなるにつれて、微小亀裂も大きくなることが分かった。他の供試鋼板 (SS, MK) およびType II 試験片においても、同様の亀裂発生状況であった。

最も大きい亀裂が発生していたMK-3 試験片の亀裂発生状況を、Fig.4.11に示す。この亀裂は、長さ35mm、深さ7mm程度であった。また、曲げ圧縮歪量は $-86\%$ であり、除荷時には亀裂発生音が確認できた。また、全ての亀裂の発生した試験片において、亀裂は圧縮側 (座屈撓み部内側) 表面幅方向中央部から発生していた (Fig.4.11 参照)。

先に、Table 4.1に示した亀裂発生試験結果から、微小亀裂発生限界曲げ圧縮歪量は、Type I 試験片では、SS (I) で $-35 \sim -57\%$ 、MS (I) で $-45 \sim -56\%$ 、およびMK (I) で $-46 \sim -63\%$ の間にある。また、Type II 試験片では、MS (II) で $-31 \sim -39\%$ 、およびMK (II) で $-30 \sim -42\%$ の間にあることが分かった。

さらに、亀裂発生試験結果を整理して、Fig.4.12およびTable 4.2に示す。Fig.4.12およびTable 4.2から、微小亀裂発生限界曲げ圧縮歪量は、SS (I) で $-40 \sim -55\%$ 、MS (I)、MK (I) で $-45 \sim -55\%$ 、MS (II)、MK (II) で $-30 \sim -40\%$ であると推定できる。

上述の曲げ試験結果では、MK (I) の限界曲げ圧縮歪量は $-46 \sim -63\%$ であったが、MS (II)、MK (II) の試験結果において差が現れなかったことから、限界曲げ圧縮歪量はMK (I) もMS (I) と同様であると推定した。また、SS (I) の限界曲げ圧縮歪量は、試験結果によると $-35 \sim -57\%$ であったが、後述の有限要素法解析結果を考慮して、 $-40 \sim -55\%$ の間に存在すると推定した。

一方、微小亀裂発生限界条件に及ぼす材質の影響は、供試したSS, MS

およびMKでは小さいものと考えられる。

次に、Type I および Type II 試験片の試験結果を比較すると、微小亀裂発生限界条件に及ぼす断面アスペクト比の影響は明白に現れている。これは、幅の広い Type II 試験片のほうが、幅方向の拘束が大きくなるために、除荷時に亀裂発生部に生ずる引張力が厳しくなるためであると考えられる。

### 4.3 有限要素法による解析

4.2節で述べた、帯板状の平滑試験片を用いた、座屈崩壊後の亀裂発生試験での、亀裂発生部の歪分布、応力分布を把握することを目的として、ソリッド有限要素を用いた弾塑性大変形解析を実施した。

#### 4.3.1 解析モデル

先に Fig.4.1 に示した供試鋼板 SS の Type I 試験片、および Fig.4.2 に示した供試鋼板 MK の Type II 試験片を解析対象とした。

解析対象部および境界条件を、Fig.4.13 に示す。対称性を考慮して、Type I 試験片は長さ 675mm、幅 30mm、板厚 27mm、Type II 試験片は長さ 500mm、幅 60mm、板厚 30mm の 1/4 モデルとした。座屈撓み部である試験片長さ方向中央部は、できるだけ細かい立方体要素で分割し、特に、亀裂発生/非発生部となった幅方向中央部の要素は、その寸法を 2mm とした。

Fig.4.13 に示したように、供試鋼板 SS の Type I 試験片は一様断面ではなく、また端部にはブラケットや治具などが取り付けられている。しかしながら、これら端部の断面形状が、帯板試験片の座屈崩壊挙動や、亀裂発生部の歪分布や応力分布に及ぼす影響は小さいと考えられることから、端部の形状も平行部と同じであると仮定した。

載荷は変位制御で行ない、4.2節で述べた試験と同様、座屈変形を与えた (Fig.4.13 中 STEP 1) 後、載荷点を座屈撓み部に近づけ (Fig.4.13 中

STEP 2～STEP 6) ながら強制変位を与えた。試験時の載荷および除荷をできるだけ正確に再現するために、各載荷点には接触要素を導入して、解析を行った。また、座屈崩壊後曲げの内側となる試験片表面にも接触要素を導入した。

本解析では対象とする歪量が非常に大きいため、歪硬化則や歪硬化係数は次のように決定した。

先に、Fig.3.10に示した、供試鋼板SSの軸力圧縮予歪材の引張試験結果の、各応力～歪線図の原点に相当する圧縮予歪量を真歪に換算した結果を、Fig.4.14に示す。○印は、破断時の真応力と真歪との関係を、また、●印は降伏応力(0.2%耐力)をプロットしたものである。破線は、各軸力圧縮予歪材について降伏応力を表わす点(●)と、破断点(○)とを結んだものである。一点鎖線は、母材(予歪量:0%)の降伏応力と、予歪量-50%(真歪に換算すると約-70%)の降伏応力とを結んだものである。

Fig.4.14において、一点鎖線の傾きは、いくつかの破線の傾きと絶対値がほぼ一致している。このことは、歪硬化によって生じた応力上昇と同程度に降伏応力が上昇することを示している。供試鋼板MKにおいても、同様の傾向があった。そこで、Fig.4.15に示すように、線形等方硬化モデルが成立すると仮定した。

上述のように、歪硬化によって生じた応力上昇と同程度に降伏応力が上昇することから、歪硬化係数(Fig.4.15中の傾き $H'$ )は、Fig.4.14中の一点鎖線で示した、降伏応力と圧縮予歪量との関係から決定した。

以上により、歪硬化則は線形等方硬化則とし、歪硬化係数は、SSで $E/390$ 、MKで $E/300$ とした。また、降伏はVon Misesの降伏条件に従うものとした。

なお、要素には8節点6面体ソリッド要素を用い、次数低減積分法を適用した。解析には、汎用コードABAQUSを用いた。

### 4.3.2 解析結果

供試鋼板SSのType I 試験片（板厚 27mm，幅 60mm）および供試鋼板MKのType II 試験片（板厚 30mm 幅 120mm）に対する解析結果の，各ステップ（STEP 1～STEP 6）除荷終了後の，試験片長さ方向中央断面における軸方向歪の板厚方向分布を，Fig.4.16およびFig.4.17に示す。また，Fig.4.18およびFig.4.19に，供試鋼板SSのType I 試験片および供試鋼板MKのType II 試験片に対する解析結果の，STEP 4除荷終了前後の，試験片長さ方向中央断面における軸方向応力の板厚方向分布を示す。

応力・歪の評価点は，1要素につき1点，断面全体ではSSのType I 試験片で120点，MKのType II 試験片で220点ある。Fig.4.16～Fig.4.19は，これらの点の歪・応力の板厚方向の分布が分かるように，圧縮側表面幅方向中央部からの距離で整理したものである。

Fig.4.16およびFig.4.17に示した軸方向歪分布は，両試験片に対する解析結果とも，各ステップにおいて，板厚方向にはほぼ線形な分布となっている。これは，Fig.4.8に示した試験結果とよく対応している。また，STEP 1～STEP 6の解析結果から，亀裂発生/非発生部となった試験片圧縮側表面幅方向中央部には， $-20 \sim -50\%$ 程度の曲げ圧縮歪が発生していた。

Fig.4.18およびFig.4.19に示した軸方向応力分布を見ると，除荷の前後で分布が大きく異なることが分かる。両試験片に対する解析結果とも，亀裂発生/非発生部となった，試験片圧縮側表面幅方向中央部では，除荷前には圧縮の応力が発生しているが，除荷後には逆に大きな引張の応力が発生している。Fig.4.18およびFig.4.19に示した，STEP 4除荷後の亀裂発生部近傍には，SSのType I 試験片（板厚 27mm，幅 60mm）で433 MPa，MKのType II 試験片（板厚 30mm，幅 120mm）で670 MPaもの引張の軸方向応力が発生している。

以上の結果から，除荷後，亀裂発生/非発生部となった試験片圧縮側

表面幅方向中央部には、大きな引張の応力が発生していることが明らかになった。解析によれば、その値は、載荷段階が進むにつれて増加することも明らかになった。

#### 4.4 亀裂発生強度評価

先に第3章で述べた軸力圧縮予歪材の引張試験結果ならびにV-ノッチシャルピー衝撃試験結果から、圧縮予歪の影響で伸び・切欠靱性が低下し、降伏応力・引張強さが増加することが明らかになった。引張強さと予歪量との関係を用いて、座屈崩壊後の圧縮側からの亀裂発生現象を検討することにした。

一方、4.2節で述べたように、帯板状の平滑試験片を用いた座屈崩壊後の亀裂発生試験において、試験片圧縮側表面幅方向中央部で、除荷時に亀裂が発生する場合があった。亀裂発生には、引張応力の作用が不可欠であるために、除荷時に亀裂発生部には引張応力が作用しているものと推定した。

そこで、4.3節で述べたように、有限要素法を適用して応力解析を行った結果、亀裂発生が確認された試験片圧縮側表面幅方向中央部には、除荷後大きな引張応力が発生することが明らかになった。この引張応力が、圧縮歪によって脆化した部材に亀裂を発生させる基本的要因になっているものと考えられる。

以上により、座屈崩壊後の除荷時に、試験片圧縮側表面幅方向中央部に発生する引張応力が、当該部材の引張強さを越えたときに亀裂が発生するものと考えた。

Fig.4.20は、先に第3章で得られた、供試鋼板SSおよびMKの軸力圧縮予歪材の引張試験結果から得られた引張強さと圧縮予歪量との関係(○, □)と、4.3節で述べた解析結果から求めた、試験片圧縮側表面幅方向中央部の引張応力と曲げ圧縮歪量との関係(●, ■)をプロットしたものである。

Fig.4.20から明らかなように、解析結果から求めた引張応力（●，■）は、曲げ圧縮歪量の増加とともに急激に増加している。また、Type I 試験片（幅60mm）に比べて幅の広いType II 試験片（幅120mm）の方が、除荷後に発生する引張応力の値が大きくなっている。

先に4.2節で述べた座屈崩壊後の亀裂発生試験結果から、微小亀裂発生限界曲げ圧縮歪量は、供試鋼板SSのType I 試験片で $-40 \sim -55\%$ 、供試鋼板MKのType II 試験片で $-30 \sim -40\%$ （Fig.4.12およびTable 4.2参照）であった。

Fig.4.20から明らかなように、両試験片ともに、上述の亀裂発生試験結果から得られた微小亀裂発生限界曲げ圧縮歪量範囲において、引張強さ～軸力圧縮予歪量関係曲線と引張応力～曲げ圧縮歪量関係曲線とが交差している。

以上により、軸力圧縮予歪材の引張強さと、除荷時に発生する引張応力とをパラメータとして、座屈崩壊により大きな曲げ圧縮歪を受けた部材の亀裂発生強度を評価することができる。

#### 4.5 まとめ

1回の座屈崩壊により圧縮側から発生する亀裂を対象に、亀裂発生現象に関して定量的な評価を試みた。すなわち、供試鋼板SS、MS、MKを供試して、帯板状の平滑試験片を用いた座屈崩壊後の亀裂発生試験と、有限要素法による弾塑性大変形解析を実施し、概略以下のことが明らかになった。

- ① 室温・大気中での座屈崩壊後の亀裂発生試験結果から、座屈崩壊後の除荷（スプリングバック）時に亀裂が発生した試験片があった。亀裂は、圧縮側（座屈撓み部内側）表面幅方向中央部から発生した。
- ② 亀裂発生試験結果から、微小亀裂発生限界条件（微小亀裂発生限界曲げ圧縮歪量）が把握できた。亀裂発生限界曲げ圧縮歪量に及ぼす

材質の影響は小さいが、試験片断面アスペクト比の影響は大きいことが明らかになった。

- ③ ソリッド有限要素を用いた帯板状の平滑試験片に対する弾塑性大変形解析により、亀裂発生部である圧縮側表面幅方向中央部には、除荷後大きな引張応力が発生することが明らかになった。この大きな引張応力が、亀裂を発生させる基本的な要因であると考えられる。
- ④ 大変形曲げ圧縮後の除荷（スプリングバック）時に、帯板状の平滑試験片圧縮側表面幅方向中央部に発生する引張応力が、当該部材の引張強さを越えた時に亀裂が発生することが明らかになった。

### 参考文献

- 4.1) 全日本海員組合：菱洋丸の海難と大型船の安全（1977）。
- 4.2) 矢島 浩：大型構造物の損傷例とその教訓，西部造船会会報，第90号（1995），pp.245-251.
- 4.3) 山本元道：鋼構造部材の座屈後の亀裂強度に関する研究，広島大学大学院工学研究科修士論文（1995.3）。
- 4.4) 山本元道，東田幸四郎，藤久保昌彦，矢尾哲也，矢島 浩：座屈により大きな圧縮歪を受けた鋼構造部材の亀裂強度に関する研究（その1），日本造船学会論文集，第178号（1995），pp.565-573.

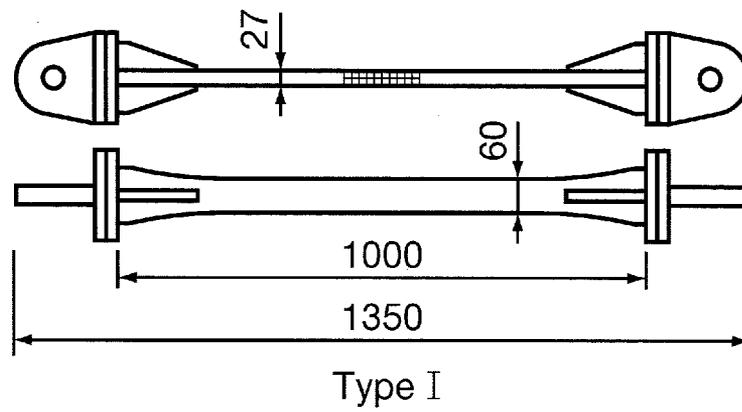


Fig.4.1 Shape and size of specimen for crack initiation test by buckling

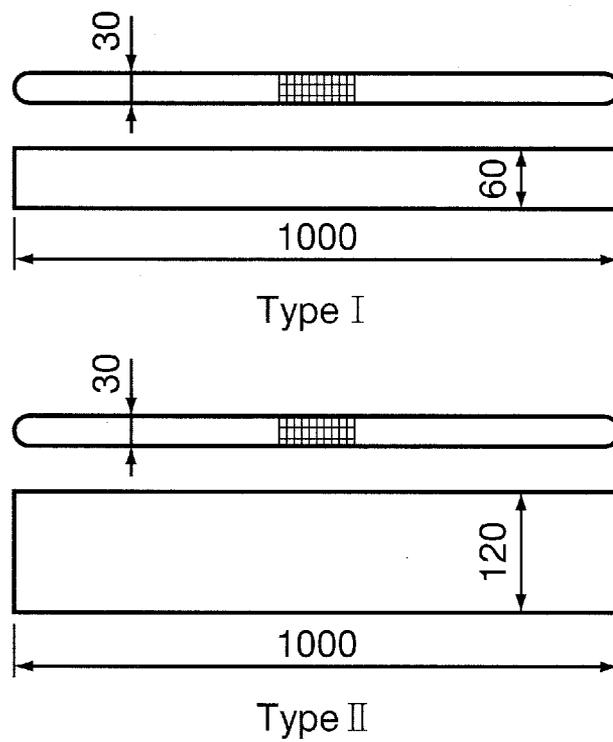


Fig.4.2 Shape and size of specimen for crack initiation test by buckling

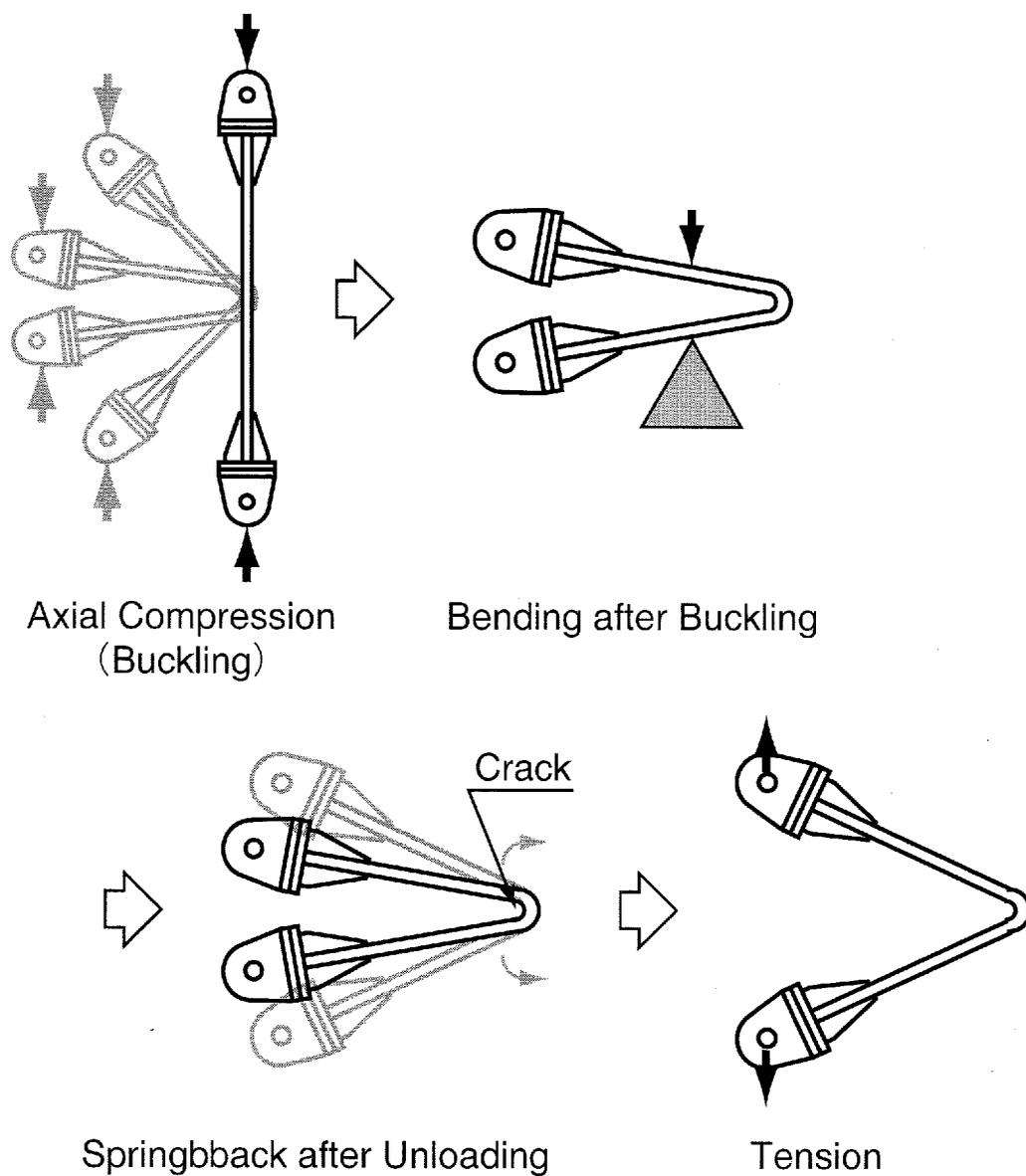
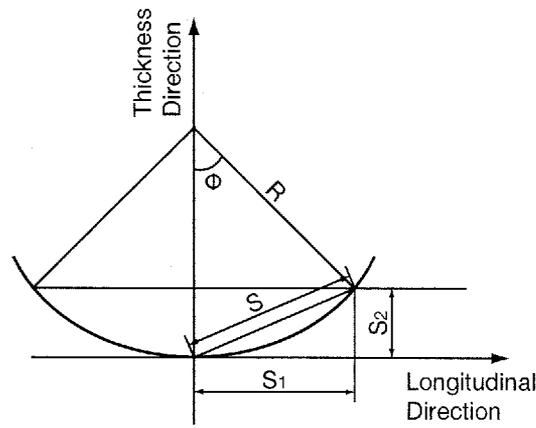


Fig.4.3 Loading procedure of crack initiation test by buckling



$$R = \frac{S_1^2 + S_2^2}{2 \times S_2}$$

$S_0$  : Initial Span of Scribed Mark  
 $S$  : Span of Scribed Mark after Bending

$$\phi = \sin^{-1} \left( \frac{S_1}{R} \right)$$

$S_1$  : L-dir. Component of  $S$   
 $S_2$  : T-dir. Component of  $S$

$$\widehat{S} = R \phi$$

$\widehat{S}$  : Arc Length of  $S$   
 $R$  : Radius of Curvature

$$\epsilon_n = \frac{S_0 - \widehat{S}}{S_0}$$

Fig.4.4 Equations used for estimating prestrain with scribed marks

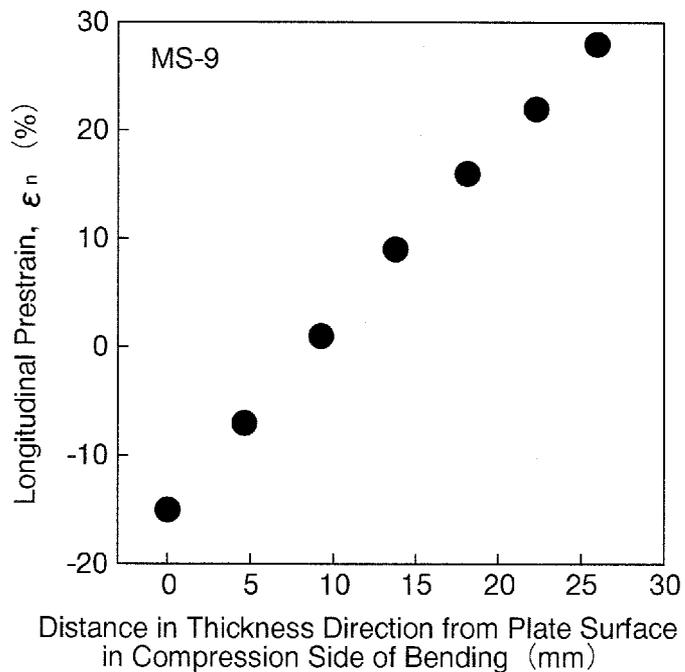
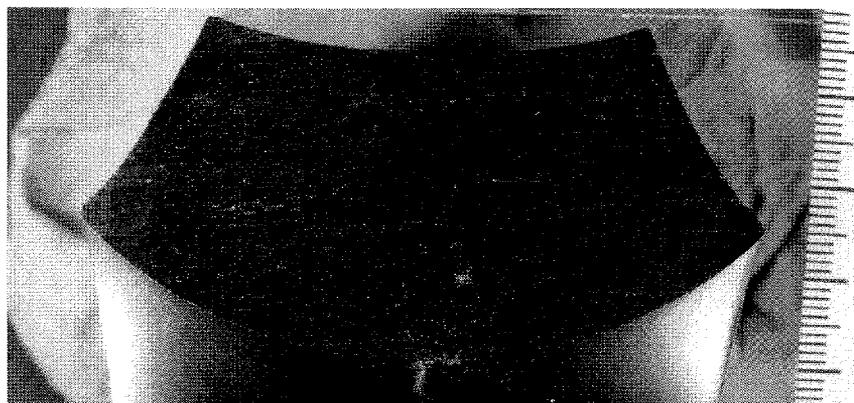


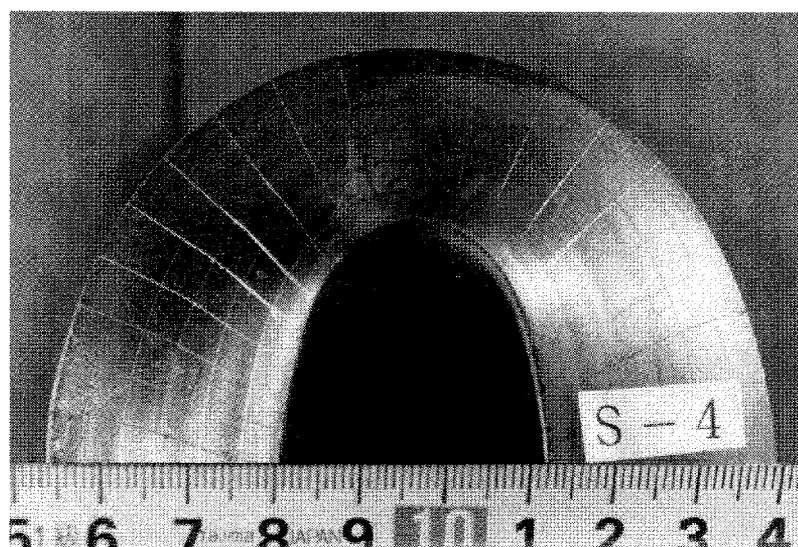
Fig.4.5 Distribution of longitudinal prestrain on side measured with scribed marks

Tension Side



Compression Side

(a) Cross section at center of specimen after bending



(b) Side surface after bending

Fig.4.6 Specimen shapes after bending (MS-4)

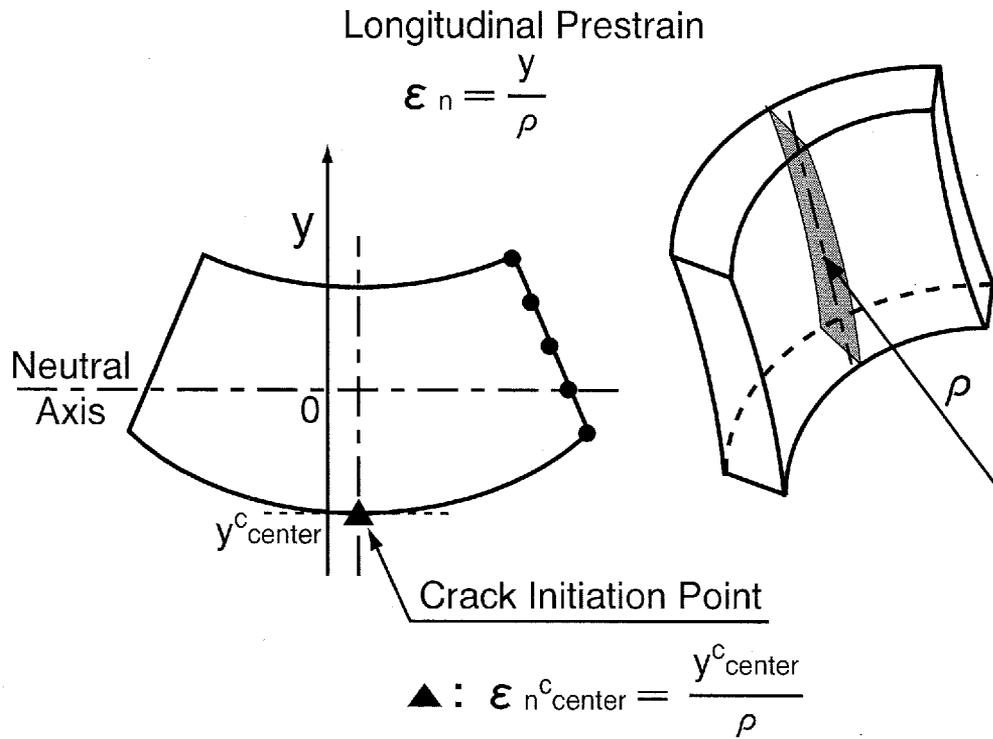


Fig.4.7 Equations used for estimating prestrain from shape of cross section

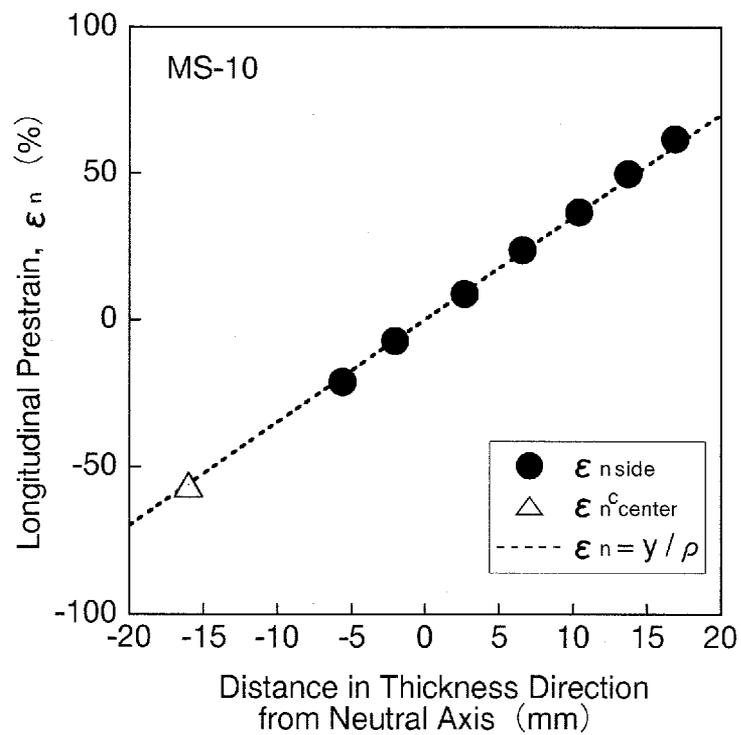
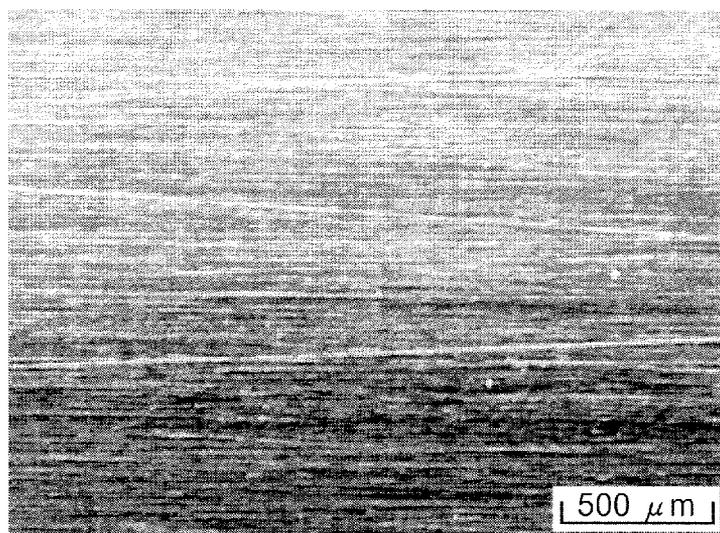


Fig.4.8 Distribution of longitudinal prestrain towards thickness direction

Table 4.1 Results of crack initiation tests by buckling

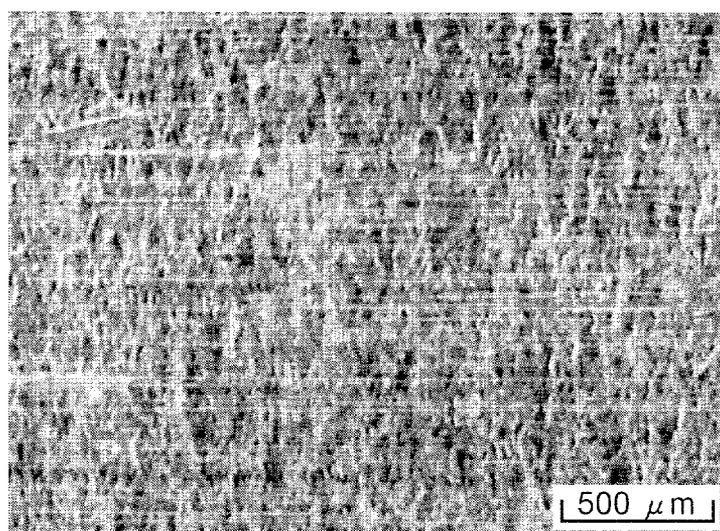
Type	SS			MS			MK		
	Specimen Mark	$\epsilon_{n\text{ center}}^c$ (%)	Crack Initiating*	Specimen Mark	$\epsilon_{n\text{ center}}^c$ (%)	Crack Initiating*	Specimen Mark	$\epsilon_{n\text{ center}}^c$ (%)	Crack Initiating*
I	3	-32	○	7	-24	○	7	-25	○
	1	-35	○	6	-30	○	6	-28	○
	E	-35	○	8	-37	○	8	-44	○
	B	-35	○	9	-45	○	9	-46	○
	2	-57	●	10	-56	●	10	-63	●
	C	-70	●	5	-65	●	5	-68	●
	D	-70	●	1	-68	●	1	-72	●
				2	-74	●	2	-77	●
				4	-76	●	4	-82	●
				3	-82	●	3	-86	●
II			A	-31	○	C	-30	○	
			B	-39	●	B	-42	●	
			C	-64	●	A	-63	●	

\*Crack Initiating : ○ No, ● Yes



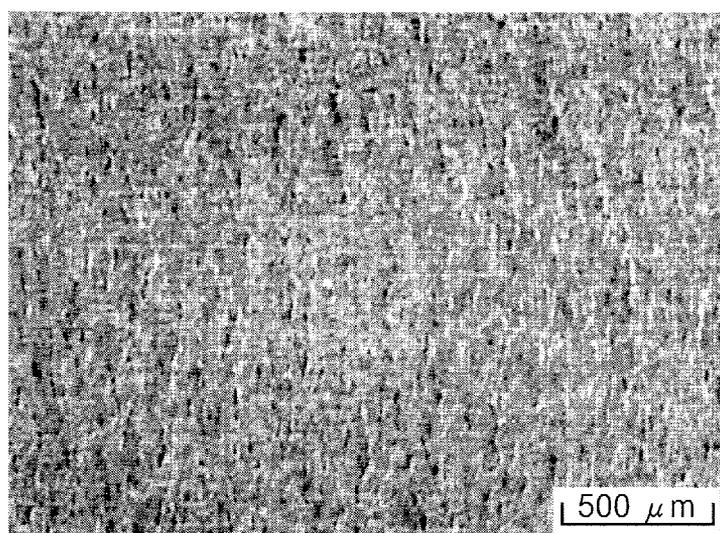
Virgin

$$\epsilon_{n \text{ center}}^c : 0\%$$



MS-7

$$\epsilon_{n \text{ center}}^c : -24\%$$

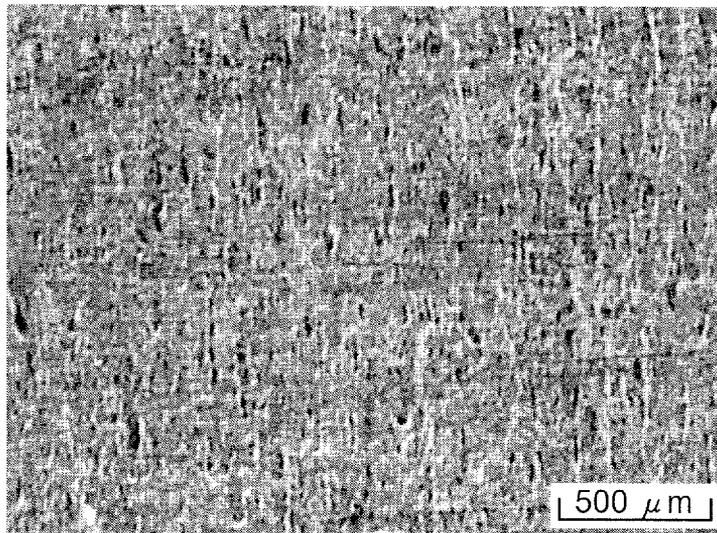


MS-8

$$\epsilon_{n \text{ center}}^c : -37\%$$

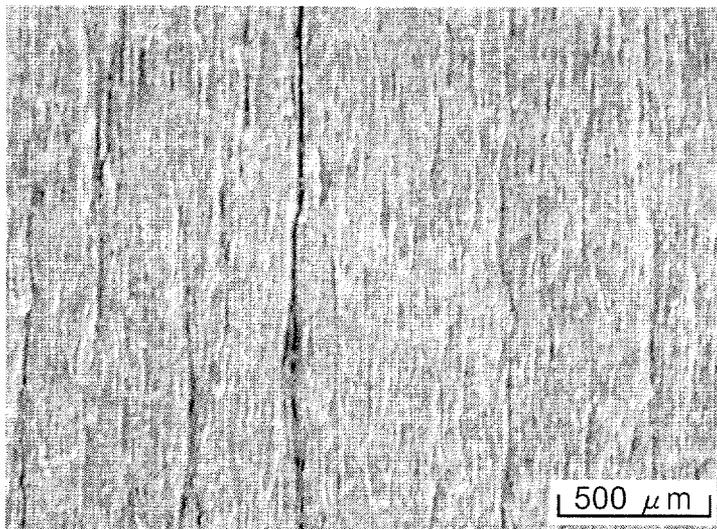
Longitudinal Direction  


Fig.4.9 Surfaces of compression side of bending at center of width after springback (MS, Type I)



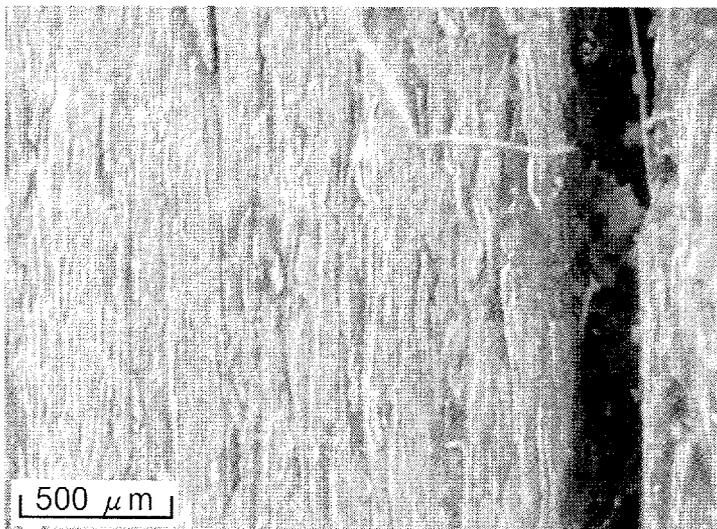
MS-10

$$\epsilon_{n \text{ center}}^c : -56\%$$



MS-2

$$\epsilon_{n \text{ center}}^c : -74\%$$

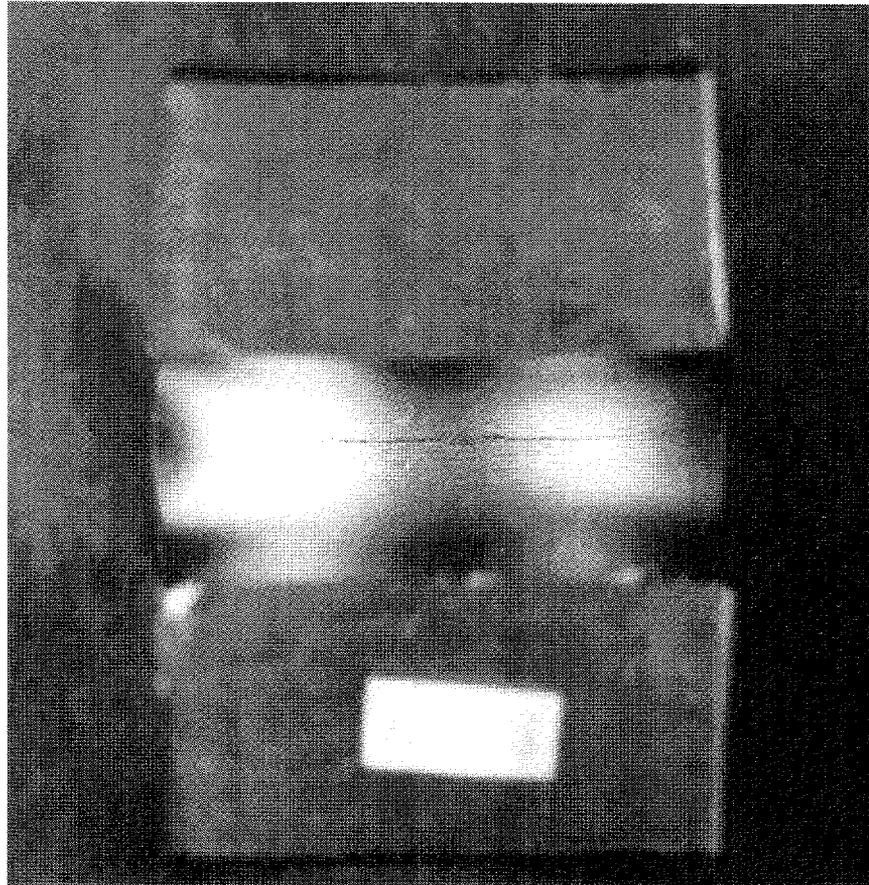


MS-3

$$\epsilon_{n \text{ center}}^c : -82\%$$

Longitudinal Direction  
←→

Fig.4.10 Surfaces of compression side of bending at center of width after springback (MS, Type I)



MK-3, Type I

$\epsilon_{n \text{ center}}^c : -86\%$

Fig.4.11 Large brittle crack initiated from compression side of bending at center of width

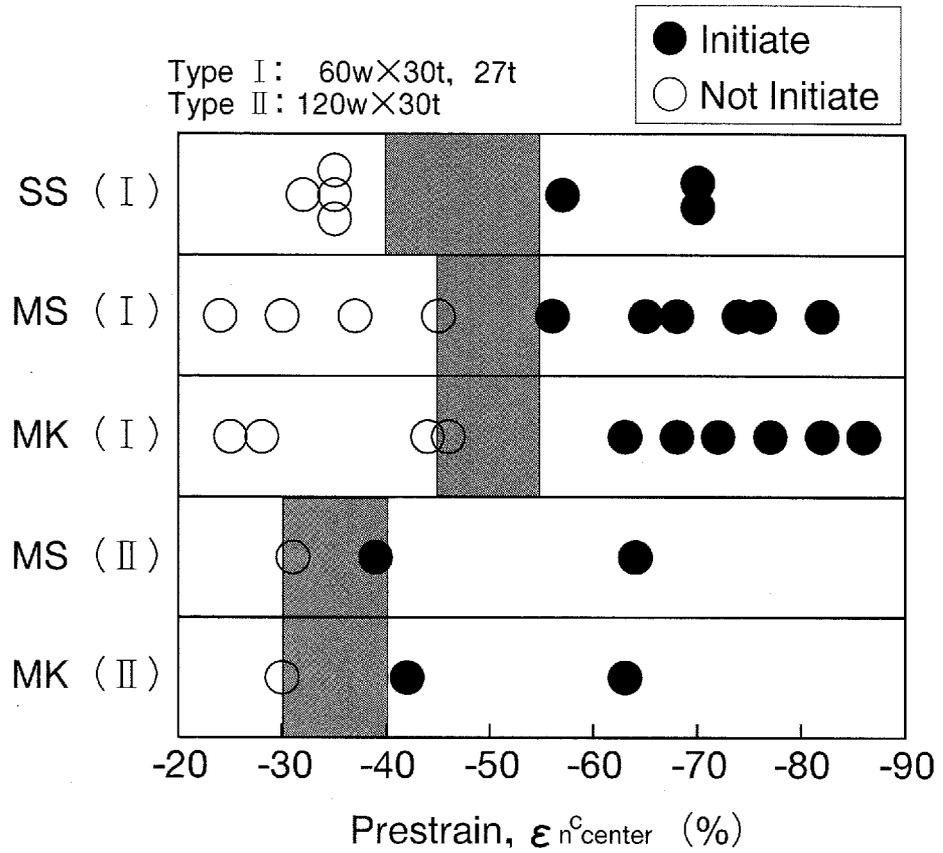
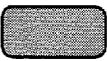


Fig.4.12 Results of crack initiation test by buckling  
(Critical prestrain of crack initiation)

Table 4.2 Results of crack initiation test by buckling  
(Critical prestrain of crack initiation)

Specimen Type	Steel	Critical Prestrain
I (60w×30t) 	SS	-40~-55 (%)
	MS	-45~-55 (%)
	MK	
II (120w×30t) 	MS	-30~-40 (%)
	MK	

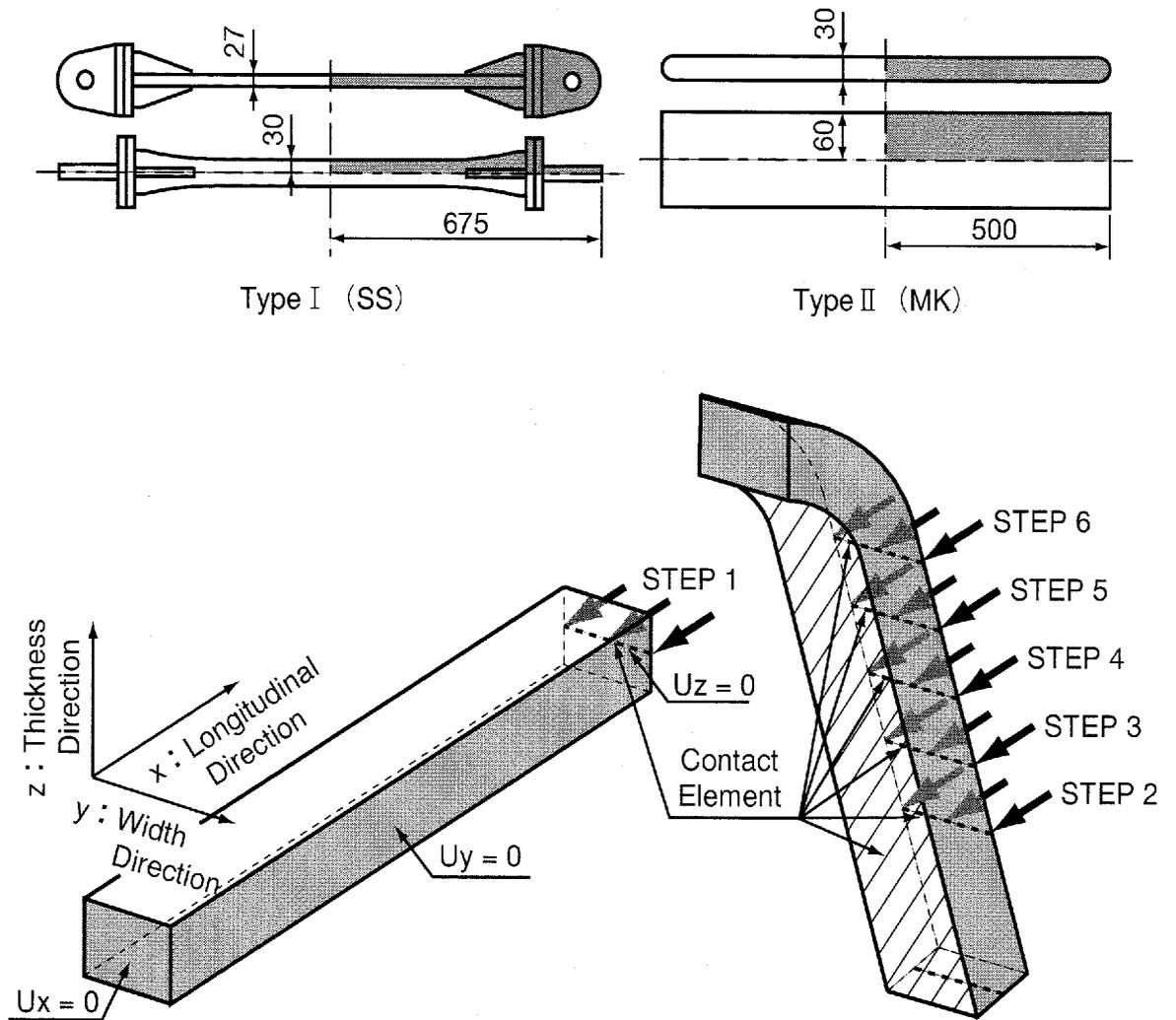


Fig.4.13 Model and boundary conditions for FEM analysis

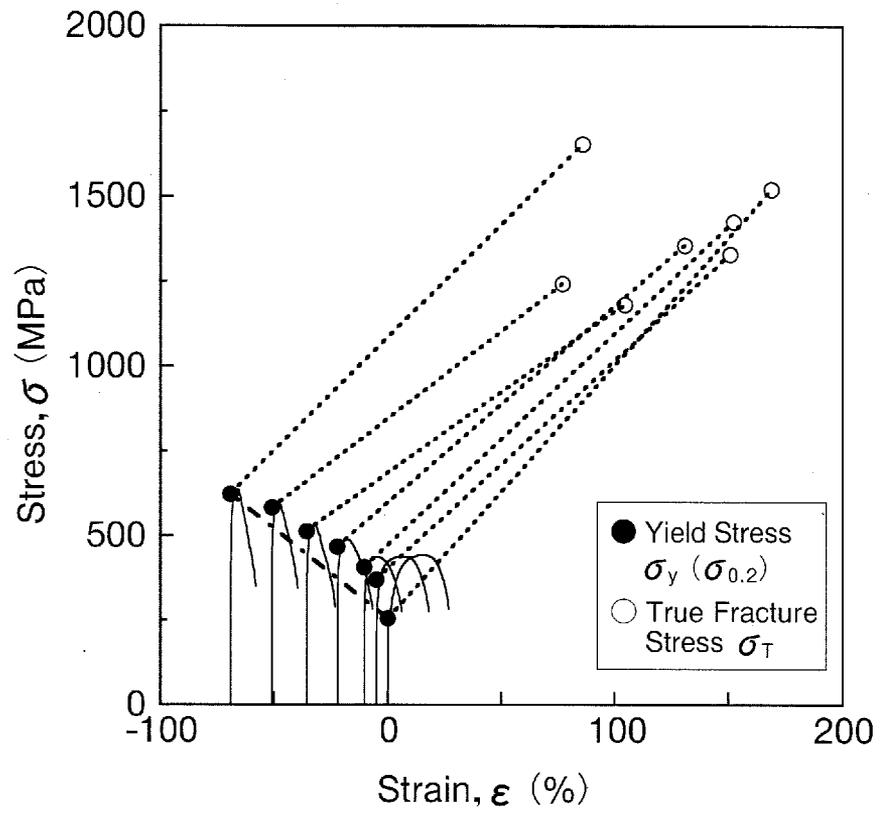


Fig.4.14 True stress-true strain curves (SS)

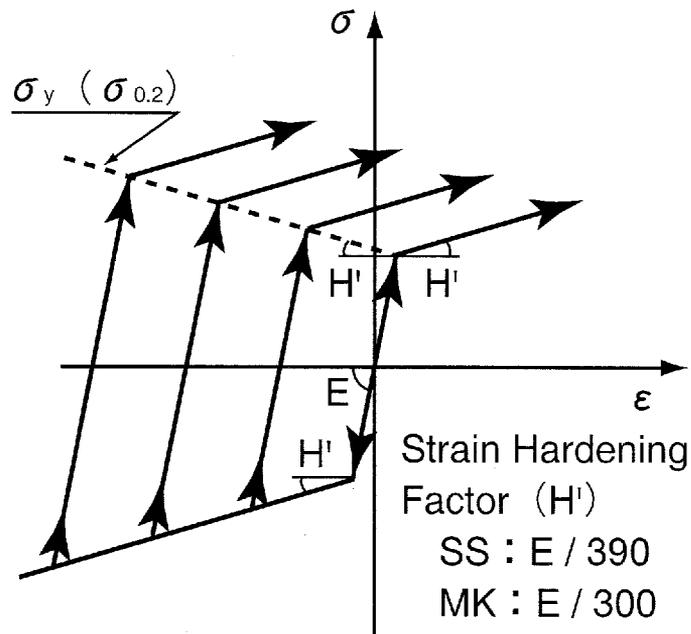


Fig.4.15 Schematic diagram of linear isotropic strain hardening model

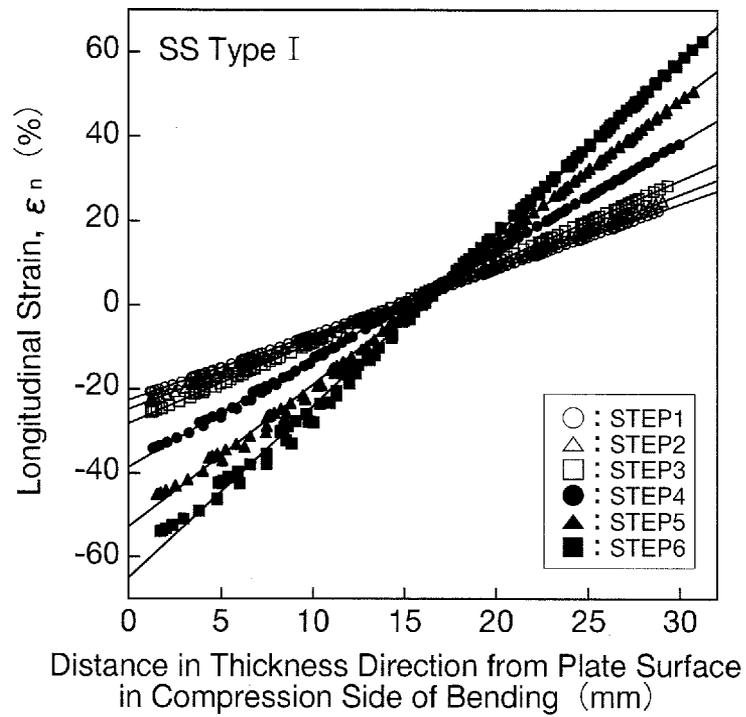


Fig.4.16 Distribution of longitudinal strain in cross section toward thickness direction (SS, Type I)

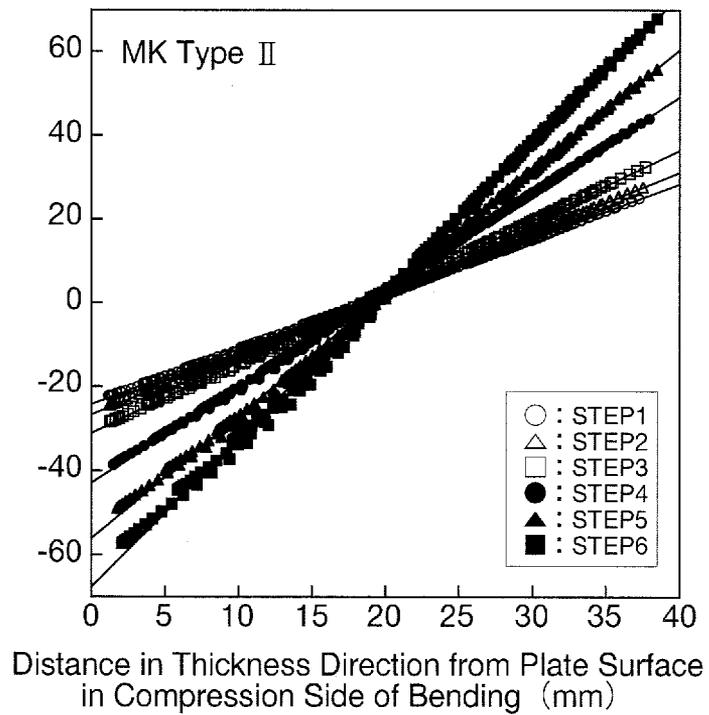


Fig.4.17 Distribution of longitudinal strain in cross section toward thickness direction (MK, Type II)

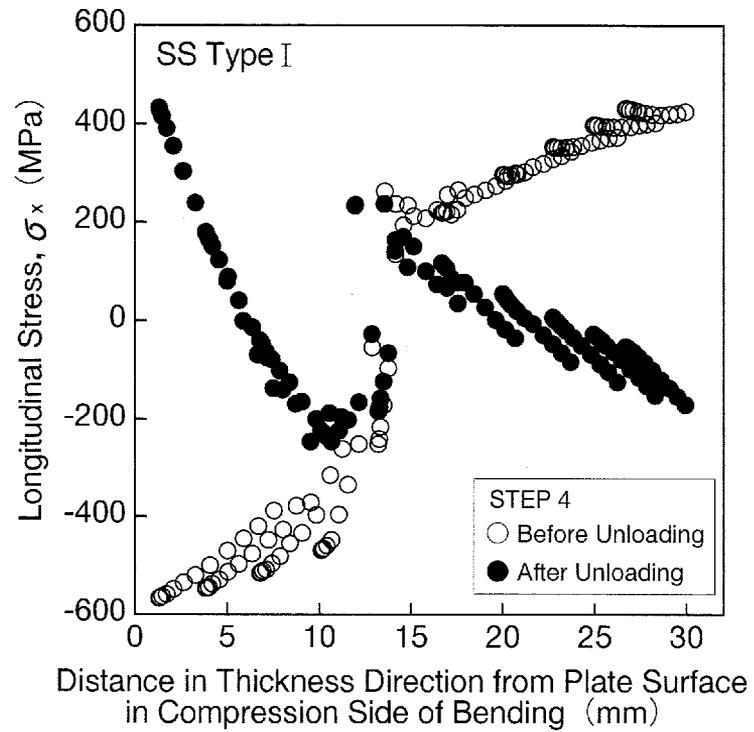


Fig.4.18 Distribution of longitudinal stress in cross section toward thickness direction (SS, Type I)

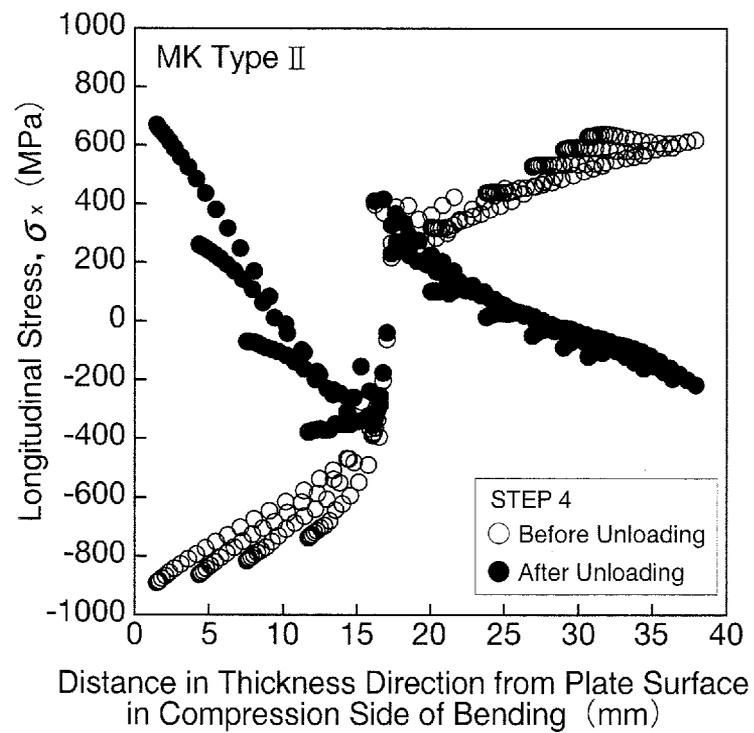


Fig.4.19 Distribution of longitudinal stress in cross section toward thickness direction (MK, Type II)

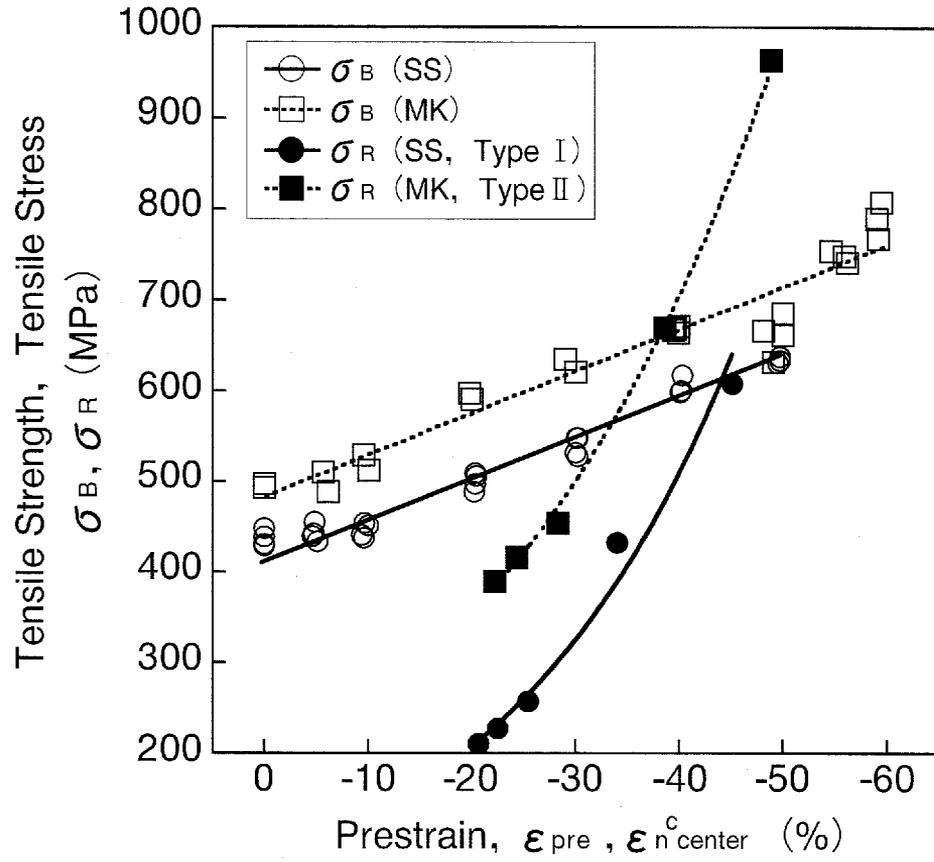


Fig.4.20 Relations between  $\sigma_B$  and  $\epsilon_{pre}, \sigma_R$  and  $\epsilon_{n^c_{center}}$

## 第5章

# 船体構造部材座屈崩壊の 繰り返し曲げ荷重下での 亀裂強度

## 目次

	頁
5.1 まえがき .....	93
5.2 座屈崩壊後の繰り返し曲げ荷重下での亀裂発生試験 .....	93
5.2.1 試験片および試験方法 .....	93
5.2.2 試験結果 .....	95
5.3 有限要素法による解析 .....	97
5.3.1 解析モデル .....	98
5.3.2 解析結果 .....	98
5.4 亀裂発生強度評価 .....	101
5.5 まとめ .....	103
参考文献 .....	104
図表 .....	106~124

## 5.1 まえがき

大型船舶をはじめとする大型溶接鋼構造物において、局部構造部材が過大な荷重を受けて座屈すると、座屈撓み部内側（圧縮側）では材質が劣化・脆化し、亀裂が容易に発生し得ることになる<sup>5.1) ~ 5.6)</sup>。引き続き変動荷重を受けると、亀裂はさらに成長し<sup>5.7) ~ 5.9)</sup>、不安定亀裂に移行後高速で伝播し、最終的には大破壊事故へと発展してしまうのである<sup>5.10), 5.11)</sup>。

前章では、1回の座屈崩壊により圧縮側から発生する亀裂を対象に、微小亀裂発生強度（微小亀裂発生限界条件）を把握した。

本章では、船体構造部材が座屈崩壊した後、変動荷重下において、座屈撓み部内側（圧縮側）から発生する亀裂の発生強度に関して、定量的に評価することを目的とした。

先に、第2章で述べた供試鋼板SSおよびMKの2種類を供試して、帯板状の平滑試験片ならびにスチフナ隅肉溶接試験片を用いた、繰り返し曲げ荷重下における亀裂発生試験結果について述べる。さらに、同試験片モデルを対象とした、有限要素法による弾塑性大変形解析を行ない、亀裂発生試験結果と解析結果とを統合して、亀裂発生強度について種々検討・考察した結果について述べる<sup>5.12), 5.13)</sup>。

## 5.2 座屈崩壊後の繰り返し曲げ荷重下での亀裂発生試験

### 5.2.1 試験片および試験方法

Fig.5.1に、試験片の採取要領を示す。鋼構造部材が過大な荷重を受けて座屈した場合、座屈部圧縮側から亀裂が発生・進展することが、実際の損傷例で確認されている<sup>5.10), 5.11)</sup>。そこで、試験片圧縮側表面（亀裂発生部）の条件がほぼ等しくなるように、供試鋼板SSおよびMKともに、黒皮表面より1mm切削した側が圧縮側となるように供試した。

供試した試験片形状および寸法を、Fig.5.2に示す。Fig.5.2 (a) に示した帯板状の平滑試験片は、供試鋼板SSおよびMKの2種類から採取・製作した。また、Fig.5.2 (b) に示したスチフナ隅肉溶接試験片は、供試鋼

板MKから採取・製作した。

Fig.5.2に示したように、平滑試験片およびスチフナ隅肉溶接試験片ともに、帯板状の試験片両端部には、治具に取り付けるためのフランジを溶接した。なお、表面は三山仕上げとし、微小亀裂の確認を容易にするために試験片長さ方向中央部は、試験片長さ方向に研磨した。また、試験片表面と側面との角部には、1R程度の面取りを施した。

Fig.5.2 (a) に示した平滑試験片の寸法は、供試鋼板SSでは板厚10mm、幅25mm、有効試験片長さ(L1) 170mmとし、供試鋼板MKでは、板厚8mm、幅50mm、有効試験片長さ(L1) 210mmとした。また、Fig.5.2 (b) に示した供試鋼板MKのスチフナ隅肉溶接試験片は、Fig.5.2 (a) に示した供試鋼板MKの平滑試験片と同じ形状・寸法の試験片に、黒皮表面から1mm切削した側の試験片表面長さ方向中央部に、板厚7mm、幅20mm、高さ30mmのスチフナを試験片幅方向に溶接した。溶接は、Fig.5.2 (b) 中に示したように、被覆アーク溶接棒B-17 (棒径4.0mm) を使用し、溶接条件は、150A, 20V, 15cm/min. とした。

平滑試験片およびスチフナ隅肉溶接試験片ともに、歪計測のため、試験片側面に5mm間隔の格子を罫書き、試験片表裏面幅方向中央部には歪ゲージを貼付した。

供試鋼板MKの平滑試験片を用いた試験状況を、Fig.5.3に示す。Fig.5.3に示したように、両端単純支持となるような治具に試験片を取り付けて試験した。この時の有効試験片長さ (Fig.5.2 中 L1) は、Fig.5.3 に示したように、治具接続用ピンの初期間隔 (SS : 170mm, MK : 210mm) である。また、表面より1mm切削した側 (スチフナを溶接した側) が圧縮側となるように、若干偏心を与えて試験を行なった。試験は、100kN電気油圧式疲労試験機を用いて、変位制御で行ない、変位速度は2cm/min. とした。

Table 5.1に、かく試験片に付与した最大圧縮変位量を示す。試験には、SSの平滑試験片を5体、MKの平滑試験片を4体、MKのスチフナ隅肉溶接試験片を2体供試した。

Fig.5.4およびFig.5.5に、平滑試験片ならびにスチフナ隅肉溶接試験片の、座屈崩壊後の繰り返し曲げ荷重下での亀裂発生試験における、1サイクル目の荷重～変位曲線の代表例を示す。試験手順は、まず、軸力圧縮荷重を与えて座屈させ、Table 5.1に示した、目標とする最大圧縮変位まで圧縮した後、試験片に引張荷重を与えて変形前の状態（変形前のピン間距離）に戻した。以後この過程を繰り返し、圧縮側および引張側での亀裂の発生・進展挙動を観察した。

供試鋼板SSの平滑試験片では、微小亀裂発生確認後、さらに亀裂が数mm程度進展するまで繰り返し曲げ荷重を付加し、供試鋼板MKの平滑試験片ならびにスチフナ隅肉溶接試験片では、亀裂が大きく進展し、試験片が破断するまで繰り返し曲げ荷重を付加した。

曲げによる歪は、1サイクル目において、最大圧縮変位量まで曲げ圧縮変形を与えた後（初回最大曲げ圧縮後）、除荷して、曲がっている試験片を試験機から取り外し、側面の格子間隔を計測して、変形前と変形後の格子間隔から公称歪として求めた。また、圧縮側および引張側に貼付した歪ゲージは、試験途中ではがれてしまい、歪ゲージによる計測はできなかった。

亀裂の発生・進展観察には、50倍のビデオマイクロスコープを使用し、最大圧縮変位量まで圧縮したときには引張側の観察を、最大引張時（変形前の状態に戻したとき）には圧縮側（スチフナ隅肉溶接止端部）の観察を行なった。

## 5.2.2 試験結果

Fig.5.6およびFig.5.7に、平滑試験片ならびにスチフナ隅肉溶接試験片の、初回最大曲げ圧縮後の変形状況の代表例を示す。

全ての試験片に対して、目標とする最大圧縮変位量まで圧縮した後除荷して、一旦試験機から取り外し、側面の格子間隔（Fig.5.6参照）を計測した。

平滑試験片では、Fig.5.6に示したように、試験片長さ方向でほぼ対象な変形状態となったが、スチフナ隅肉溶接試験片では、Fig.5.7に示したように、スチフナを挟んだ左右での変形状態が異なっている。これは、溶接ビードの形状や、初期不整の影響などにより曲げ変形が片側に集中したためと考えられる。

平滑試験片F3の曲げ変形前の試験片の表面状況をFig.5.8に、圧縮側での亀裂発生状況をFig.5.9に示す。Fig.5.9は、試験片圧縮側表面幅方向中央部における亀裂発生状況を観察したものである。写真左側中央部の黒い部分は、写真撮影用に書いたマーキングである。荷重繰り返し回数が進むにつれて、処女材にはなかった無数の微小亀裂が発生し、その後大きな亀裂へと進展した。Fig.5.9に示したF3試験片の場合、荷重繰り返し回数45回目の引張後に微小亀裂の発生を確認した。

Fig.5.10に、同じくF3試験片の引張側表面角部での亀裂発生状況を示す。引張側においても圧縮側と同様に、荷重繰り返し回数が進むにつれて無数の微小亀裂が発生し、その後大きな亀裂へと進展した。

また、全ての平滑試験片において、圧縮側表面では試験片幅方向中央部から亀裂が発生したのに対し、引張側表面では側面との角部から亀裂が発生した。さらに、全ての平滑試験片において、圧縮側の方が引張側よりも先に亀裂が発生した。

Fig.5.11に、平滑試験片F3の破断直前の圧縮側の状況を示す。各試験片とも、繰り返し回数が進むにつれて、引張側に比べて圧縮側の亀裂が大きく進展した。また、圧縮側では試験片幅方向中央部の複数の亀裂が進展・合体し、大きな亀裂へと成長した。

Fig.5.12に、平滑試験片F3の破断面を示す。Fig.5.12から明らかなように、引張側表面からも亀裂が発生・進展しているが、圧縮側表面幅方向中央部から発生した亀裂が大きく進展・合体して、試験片を破断に至らしめている。

次に、スチフナ隅肉溶接試験片での亀裂の発生・進展状況について紹介する。

Fig.5.13 に、スチフナ隅肉溶接試験片 W2 の曲げ変形前のスチフナ近傍の状況を、Fig.5.14 に圧縮側隅肉溶接止端部からの微小亀裂発生状況を示す。スチフナ隅肉溶接試験片では、圧縮側表面幅方向中央部のスチフナ隅肉溶接止端部（試験片 W2 では Fig.5.13 中 A および B の位置）から微小亀裂が発生した。

Fig.5.15 および Fig.5.16 に、試験片 W2 のスチフナ隅肉溶接止端部での亀裂の進展状況を、Fig.5.17 に破断直前の亀裂進展状況を示す。スチフナ隅肉溶接試験片では、圧縮側表面幅方向中央部のスチフナ隅肉溶接止端部（試験片 W2 では先に Fig.5.13 中に示した A の位置）から発生した亀裂が、スチフナ隅肉溶接止端部に沿って試験片幅方向へと進展した。

Fig.5.18 に、試験片 W2 の破断面の状況を示す。Fig.5.18 を見ると、引張側からも亀裂が発生・進展しているが、圧縮側表面幅方向中央部のスチフナ隅肉溶接止端部から発生した亀裂が大きな亀裂へと進展し、試験片を破断に至らしめている様子が分かる。

平滑試験片ならびにスチフナ隅肉溶接試験片での、微小亀裂発生繰り返し回数および破断繰り返し回数を、Table 5.2 に示す。Table 5.2 から明らかのように、全ての平滑試験片において、圧縮側表面での微小亀裂発生繰り返し回数は、引張側に比べて少ない値になっている。また当然のことながら、付与した圧縮変位量が大きくなるにつれて、微小亀裂発生繰り返し回数ならびに破断繰り返し回数ともに少なくなっている。供試鋼板 MK の平滑試験片の結果を見ると、数十回～数百回程度と非常に少ない繰り返し回数で破断に至っていることが分かる。さらに、スチフナ隅肉溶接試験片の破断繰り返し回数は、同じ圧縮変位量を与えた平滑試験片と比べて、 $1/2 \sim 1/3$  程度に大きく低下している。

### 5.3 有限要素法による解析

座屈崩壊後の繰り返し曲げ荷重下での亀裂発生試験における、亀裂発生部の歪分布、応力分布を把握することを目的として、ソリッド有限要

素を用いた弾塑性大変形解析を行なった。

### 5.3.1 解析モデル

解析に用いた平滑試験片ならびにスチフナ隅肉溶接試験片の解析モデルを、Fig.5.19およびFig.5.20に示す。試験に用いた治具は、接続用のピン間で両端単純支持となるため (Fig.5.3 参照)、試験片中央部 (有効試験片長さ：供試鋼板SS 試験片 170mm, 供試鋼板MK 試験片 210mm) のみを解析対象とした。対称性を考慮して1/4モデルとし、対称面には対称境界条件を与えた。亀裂発生部である試験片長さ方向中央部およびスチフナ隅肉溶接止端部近傍の要素は、できるだけ立方体に近い形状とし、最小1mmの要素に分割した。

また、本解析では対象とする歪量が大きいため、先の第4章での解析と同様に、第3章で述べた引張試験結果から、歪硬化則は線形等方硬化則とし、歪効果係数はSS 試験片ではE/390, MK 試験片ではE/300とした (Fig.4.15 参照)。降伏は Von Mises の降伏条件に従うものとした。

要素には8節点6面体ソリッド要素、溶着金属の一部には4節点4面体ソリッド要素を用い、次数低減積分法を適用した。解析は変位制御で行ない、5.2節で述べた試験と同様に、偏心を与えて座屈させた。解析には汎用コード ABAQUS を用いた。

### 5.3.2 解析結果

Fig.5.21 および Fig.5.22 に、初回最大曲げ圧縮時の、圧縮側表面における軸方向歪の、試験片長さ方向分布の一例を示す。Fig.5.21 には、最大圧縮変位量 60mm を与えた SS の平滑試験片 (CS6) の、また、Fig.5.22 には、最大圧縮変位量 20mm を与えた MK のスチフナ隅肉溶接試験片 (W2) に、計測結果および解析結果を記してある。軸方向歪は、節点間距離の変化から公称歪として求めた。

Fig.5.21 中には、曲げ変形後の試験片断面形状の模式図も示してある。

Fig.5.21 および Fig.5.22 中の◎印が圧縮側表面角部（CS 点）での計測結果，○印が圧縮側表面角部（CS 点）での解析結果，●印が圧縮側表面幅方向中央部（CC 点）での解析結果を表わしている。Fig.5.21 および Fig.5.22 中に示した，圧縮側表面角部（CS 点）での計測結果（◎）と解析結果（○）とを比較すると，計測結果に多少のばらつきはあるものの，試験片長さ方向の歪分布状況などはよく対応している。

また，Fig.5.21 中の模式図に示したように，全ての平滑試験片において，試験片長さ方向中央部（亀裂発生部近傍）では，圧縮側で凸，引張側で凹となるような断面変形が生じ，試験片長さ方向中央部に近づくとつれてその断面変形は大きくなっていった。このため，Fig.5.21 に示した解析結果のように，試験片長さ方向中央部に近づくとつれて，圧縮側表面角部での歪量（○）と圧縮側表面幅方向中央部での歪量（●）との差が大きくなったものと考えられる。

Table 5.3 に，各試験片に対する有限要素法解析から得られた，試験片長さ方向中央部における，圧縮側および引張側表面での，幅方向中央部および角部の初回最大曲げ圧縮時の軸方向歪量を示す。平滑試験片に対する解析結果を見ると，圧縮側表面では幅方向中央部（CC）の歪量が角部（CS）の歪量より大きく，逆に引張側表面では角部（TS）の歪量が幅方向中央部（TC）の歪量より大きくなっている。また，最大圧縮変位量が大きくなるにつれて，試験片長さ方向中央部（亀裂発生部近傍）の断面変形が大きくなり，圧縮側および引張側ともに，幅方向中央部（CC，TC）と角部（CS，TS）との歪量の差が大きくなっている。

Fig.5.23 および Fig.5.24 に，圧縮変位量 50mm を付与した，平滑試験片 F2 およびスチフナ隅肉溶接試験片 W3 に対して，荷重繰り返し回数 10 回まで行なった解析結果の，各繰り返し段階における最大圧縮時および最大引張時に，軸方向応力ならびに軸方向歪を示す。図中の●，○，■，□印は，平滑試験片 F2 の試験片長さ方向中央部での，圧縮側表面幅方向中央部（Fig.5.21 中 CC 点），および角部（Fig.5.21 中 CS 点），引張側表面幅方向中央部（Fig.5.21 中 TC 点），および角部（Fig.5.21 中 TS 点）

の各点での値を表わしている。また、◆印は、スチフナ隅肉溶接試験片 W3 のスチフナ隅肉溶接止端部（圧縮側表面）における、幅方向中央部（Fig.5.21 中 CC 点に該当）での値を表わしている。さらに、亀裂発生部となった圧縮側表面幅方向中央部のプロット（●，◆）を実線および破線で結んである。

Fig.5.23 から明らかなように、平滑試験片およびスチフナ隅肉溶接試験片ともに、最大圧縮時には圧縮側表面には圧縮応力、引張側表面には引張応力が発生しているが、最大引張時には圧縮側表面には引張応力、引張側表面には引張応力が発生している。Fig.5.23 中の平滑試験片 F2 に対する 4 位置の解析結果を比較すると、圧縮側表面幅方向中央部の値（●）が、たの 3 位置の値に比べて絶対値および振幅とも大きく、引張側表面の 2 位置を比べると、角部の値（□）が幅方向中央部の値（■）に比べて大きいことが分かる。また、荷重繰り返し回数が進むにつれて、各位置での値とも徐々に大きくなっているが、増加量は、圧縮側表面幅方向中央部での値（●）が、たの 3 位置での値に比べて大きいことが分かる。たの全ての平滑試験片に対する解析結果においても、同様の傾向になった。

Fig.5.23 中に示したスチフナ隅肉溶接試験片 W3 の、スチフナ隅肉溶接止端部（圧縮側表面）における、幅方向中央部の解析結果（◆）では、同じ圧縮変位量 50mm を付与した平滑試験片 F2 の結果（●）に比べて、非常に大きな軸方向応力が発生していることが分かる。また、荷重繰り返しによる応力の絶対値および振幅の増加量ともに、平滑試験片の結果に比べて大きいことが分かる。

次に、Fig.5.24 中に示した平滑試験片 F2 に対する解析結果（軸方向歪）において、圧縮側表面の 2 位置に値を比較すると、亀裂発生部となった幅方向中央部の値（●）が、角部の値（○）に比べて絶対値および振幅とも大きく、引張側表面の 2 位置の値を比較すると、亀裂発生部である角部の値（□）が、幅方向中央部の値（■）に比べて大きいことが分かる。スチフナ隅肉溶接試験片 W3 の、スチフナ隅肉溶接止端部（圧縮

側表面)における,幅方向中央部の解析結果(◆)では,同じ圧縮変位量50mmを付与した平滑試験片F2の結果(●)に比べて,軸方向歪の絶対値および振幅ともに大きくなっている。また,平滑試験片およびスチフナ隅肉溶接試験片全ての位置において,軸方向歪の絶対値および振幅ともに,初回最大曲げ圧縮時に最大となっている。その後数回の荷重繰り返しにより,軸方向歪の絶対値および振幅ともに大きくなっていかしている。

#### 5.4 亀裂発生強度評価

先に5.2節で述べた座屈崩壊後の繰り返し曲げ荷重下での亀裂発生試験では,亀裂は圧縮側表面では幅方向中央部から発生し,引張側表面では角部から発生した。一方,5.3節で述べた有限要素法による解析結果から,各繰り返し段階での軸方向応力ならびに軸方向歪の絶対値および振幅ともに,圧縮側表面では幅方向中央部,引張側表面では角部において最大となることが明らかになった。このため,圧縮側表面では幅方向中央部から,引張側表面では角部から亀裂が発生したものと考えられる。

Fig.5.25に,供試鋼板MK各試験片に付与した圧縮変位量と,5.2節で述べた亀裂発生試験結果から得られた,各試験片での微小亀裂発生繰り返し回数および破断繰り返し回数との関係を示す。Fig.5.25中の縦軸の圧縮変位量および横軸の繰り返し回数とも,対数で表わしてある。Fig.5.25中の□,○,●印は,平滑試験片における引張側表面角部での微小亀裂発生,圧縮側表面幅方向中央部での微小亀裂発生,および破断を示している。また◆印は,スチフナ隅肉溶接試験片における破断を示している。

5.2節で述べた亀裂発生試験結果では,圧縮側の亀裂は引張側に比べて早期に発生し,圧縮側から発生した亀裂が大きく進展して試験片を破断に至らしめた。これは,5.3節で述べた解析結果から得られた通り,各

繰り返し段階での軸方向応力の絶対値および振幅が、圧縮側表面幅方向中央部において引張側表面角部の値より大きいことや、最初に圧縮歪を受けるか引張歪を受けるかによって、材料の脆化の度合いが異なることなどによるものと考えられる。

Fig.5.25 から明らかなように、平滑試験片において、圧縮側および引張側ともに、圧縮変位量と微小亀裂発生繰り返し回数との間に線形な関係が認められ、圧縮変位量と破断繰り返し回数との間にも線形な関係が認められる。また、それぞれの平均線は、ほぼ同程度の傾きを有している。さらに、スチフナ隅肉溶接試験片の破断強度（◆）は、時間強度で平滑試験片の破断強度（●）の約 1/2 程度に大きく低下している。

Fig.5.26 に、供試鋼板MKの、5.3節で述べた有限要素法解析結果から得られた、亀裂発生部である圧縮側表面幅方向中央部の、初回最大曲げ圧縮時における軸方向歪量の絶対値（Table 5.3 参照）と、5.2節で述べた亀裂発生試験結果から得られた、各試験片での微小亀裂発生繰り返し回数および破断繰り返し回数（Table 5.2 参照）との関係を示す。

Fig.5.26 から明らかなように、Fig.5.25 と同様、平滑試験片において、初回最大曲げ圧縮時に亀裂発生部に生じていた軸方向歪の絶対値と、微小亀裂発生繰り返し回数および破断繰り返し回数との間に、線形な関係が認められる。また、スチフナ隅肉溶接試験片において、亀裂発生部であるスチフナ隅肉溶接止端部近傍の軸方向歪の絶対値と破断繰り返し回数との関係が、平滑試験片における同関係と、ほぼ等しくなることが明らかになった。このことから、寸法が同程度の場合、初回最大曲げ圧縮時に亀裂発生部に生じる軸方向歪の絶対値が同じであれば、スチフナ隅肉溶接試験片においても平滑試験片と同程度の繰り返し回数で破断に至るものと推測できる。

同様に、Fig.5.27 に、供試鋼板SSの、亀裂発生部である圧縮側表面幅方向中央部の、初回最大曲げ圧縮時における軸方向歪量の絶対値（Table 5.3 参照）と、各試験片での微小亀裂発生繰り返し回数（Table 5.2 参照）との関係を示す。なお、Fig.5.27 中には、先に第4章で述べた、供

試鋼板SSの帯板状試験片を用いた、1回の座屈崩壊により圧縮側に発生する微小亀裂発生試験結果、すなわち、初回最大曲げ圧縮後のスプリングバックによる微小亀裂発生試験結果も示してある。また、縦軸の歪量および横軸の微小亀裂発生繰返し回数とも、対数で表わしてある。

Fig.5.27から明らかなように、SS試験片においても、初回最大曲げ圧縮時における軸方向歪量と、微小亀裂発生繰返し回数との間に、両対数目盛で線形な関係が認められる。また、Fig.5.27中の初回最大曲げ圧縮後のスプリングバックによる微小亀裂発生試験結果は、繰返し曲げ荷重下での亀裂発生試験結果の延長線上にあることが明らかになった。

## 5.5 まとめ

座屈崩壊後、引き続き大きな圧縮および引張りの繰返し曲げ荷重を受ける鋼構造部材に発生する亀裂を対象に、亀裂発生強度に関して定量的な評価を試みた。

供試鋼板SS・MKを供試しての、帯板状の平滑試験片ならびにスチフナ隅肉溶接試験片を用いた、座屈崩壊後の繰返し曲げ荷重下での亀裂発生試験、および有限要素法による弾塑性大変形解析を実施し、概略以下のことが明らかになった。

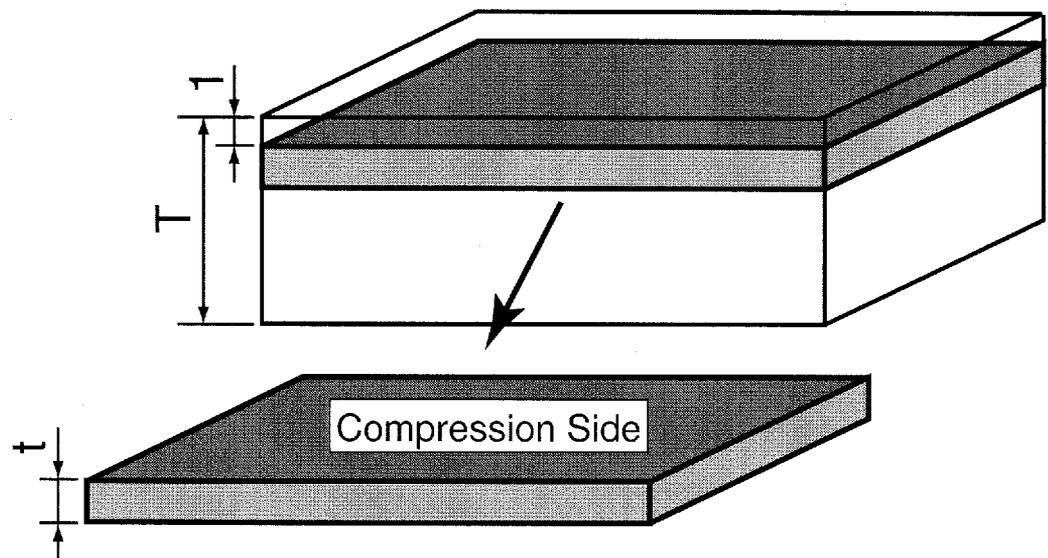
- ① 平滑試験片を用いた繰返し曲げ荷重下での亀裂発生試験結果から、座屈崩壊後引き続き大きな圧縮および引張りの繰返し曲げ荷重を受けると、亀裂は、圧縮側では試験片表面幅方向中央部から、引張側では試験片表面角部から発生し、圧縮側の亀裂は、引張側に比べて早期に発生することが明らかになった。スチフナ隅肉溶接試験片では、圧縮側表面幅方向中央部のスチフナ隅肉溶接止端部から亀裂が発生することが明らかになった。また、平滑試験片およびスチフナ隅肉溶接試験片ともに、荷重繰返し回数が進むにつれて、圧縮側（スチフナ隅肉溶接止端部）から発生した亀裂が大きく進展し、試験片を破断にいたらしめることが明らかになった。

- ② ソリッド有限要素を用いた弾塑性大変形解析結果から、圧縮側表面では試験片幅方向中央部、引張側表面では試験片角部において、軸方向応力ならびに軸方向歪量の絶対値および振幅ともに、最大になることが明らかになった。さらに、試験片圧縮側表面幅方向中央部の軸方向応力は、試験片引張側表面角部の値より、絶対値および振幅ともに大きくなることが明らかになった。
- ③ 各試験片に付与した圧縮変位量と、平滑試験片を用いた繰返し曲げ荷重下での亀裂発生試験結果から得られた、微小亀裂発生繰返し回数および破断繰返し回数との間に、両対数目盛で線形な関係が認められた。また、有限要素法による解析結果から得られた亀裂発生部の初回最大曲げ圧縮時における軸方向歪の絶対値と、亀裂発生試験結果から得られた微小亀裂発生繰返し回数および破断繰返し回数との間に、両対数目盛で線形な関係が確認できた。
- ④ スチフナ隅肉溶接試験片の、亀裂発生部の初回最大曲げ圧縮時における軸方向歪の絶対値と破断繰返し回数との関係は、平滑試験片の同関係とほぼ等しいことが明らかになった。すなわち、試験片寸法（板厚、板幅、長さなど）が同程度の場合、初回最大曲げ圧縮時の亀裂発生部における軸方向歪の絶対値が同じであれば、スチフナ隅肉溶接試験片においても平滑試験片と同程度の繰返し回数で破断に至るものと推測できる。

## 参考文献

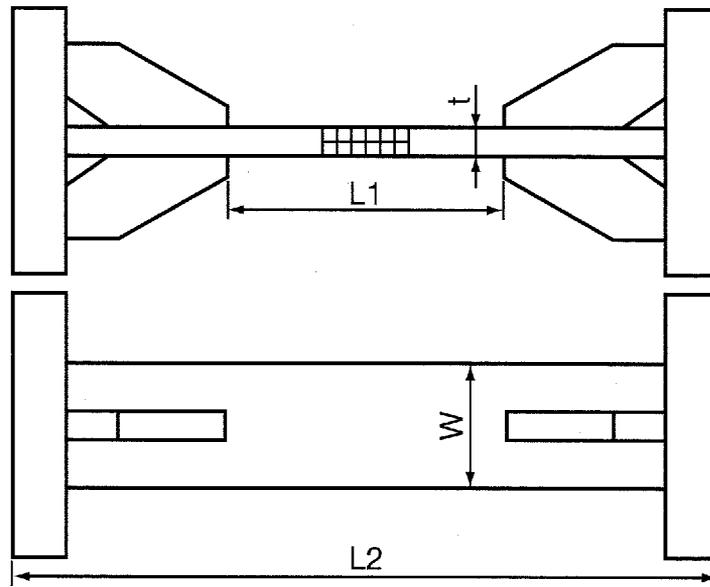
- 5.1) 寺沢一雄, 大谷 碧, 吉田俊夫, 寺井 清: 高温予歪が鋼の残留延性におよぼす影響, 造船協会論文集, 第108号 (1960), pp.419-434.
- 5.2) 寺沢一雄, 大谷 碧, 吉田俊夫, 寺井 清: 高温予歪が鋼の切欠靱性におよぼす影響, 造船協会論文集, 第109号 (1961), pp.317-335.
- 5.3) 井上 肇, 前中 浩, 佐久間正明: 圧縮予歪が破壊靱性に及ぼす影響, 日本造船学会論文集, 第160号 (1986), pp.450-460.

- 5.4) 山本元道：鋼構造部材の座屈後の亀裂強度に関する研究，広島大学大学院工学研究科修士論文（1995.3）.
- 5.5) 山本元道，東田幸四郎，藤久保昌彦，矢尾哲也，矢島 浩：座屈により大きな圧縮歪を受けた鋼構造部材の亀裂強度に関する研究（その1），日本造船学会論文集，第178号（1995），pp.565-573.
- 5.6) 矢島 浩，山本元道，栗原正好：圧縮歪を受けた鋼構造部材の諸強度特性に関する一考察，溶接構造シンポジウム'97 講演論文集（1997），pp.141-148.
- 5.7) 飯田國廣，鈴木英之，永井英晴：引張および圧縮予歪が極低サイクル疲労寿命に及ぼす影響，日本造船学会論文集，第156号（1984），pp.485-492.
- 5.8) 藤田 讓，野本敏治，弓削和徳：圧縮および引張荷重を受ける構造要素の変形挙動-（第1報）繰返し荷重を受ける柱の変形挙動-，日本造船学会論文集，第156号（1984），pp.346-354.
- 5.9) 野本敏治，榎沢 誠，鈴木 隆，横山 保，藤田 讓：圧縮および引張荷重を受ける構造要素の変形挙動-（第2報）繰返し荷重を受けるパイプの変形挙動-，日本造船学会論文集，第158号（1985），pp.385-394.
- 5.10) 全日本海員組合：菱洋丸の海難と大型船の安全（1977）.
- 5.11) 矢島 浩：大型構造物の損傷例とその教訓，西部造船会会報，第90号（1995），pp.245-251.
- 5.12) 山本元道，矢島 浩，栗原正好，守田 聡：座屈により大きな圧縮歪を受けた鋼構造部材の亀裂強度に関する研究（その2），日本造船学会論文集，第182号（1997），pp.659-665.
- 5.13) 山本元道，栗原正好，東田幸四郎，矢島 浩：座屈により大きな圧縮歪を受けた鋼構造部材の亀裂強度に関する研究（その3），日本造船学会論文集，第185号（1999），pp.241-248.



Steel	Plate Thickness $T$ (mm)	Specimen Thickness $t$ (mm)
SS	29	10
MK	35	8

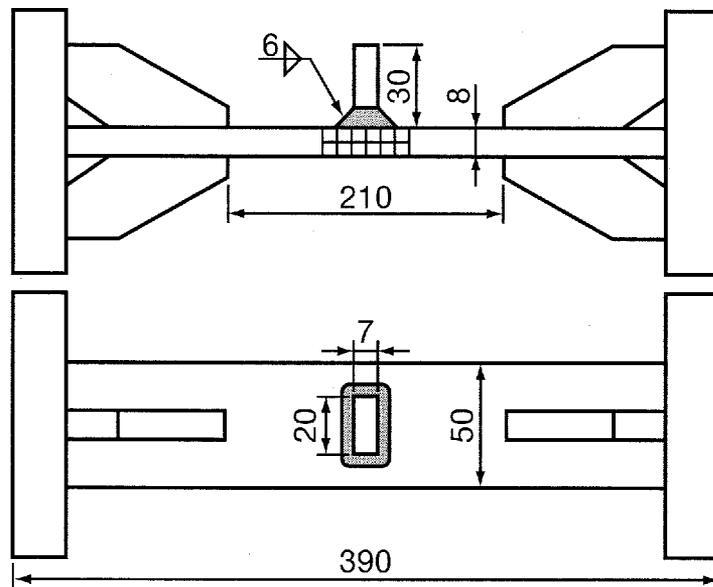
Fig.5.1 Cut off plan of test plate



(mm)

Steel	t	W	L1	L2
SS	10	25	170	350
MK	8	50	210	390

(a) Smooth specimen



Welding Condition (Shielded Metal Arc Welding)  
 B-17 (4.0mm  $\phi$ ), 150A, 20V, 15cm/min.

(b) Welded specimen

Fig.5.2 Specimens for crack initiation test under cyclic bending load

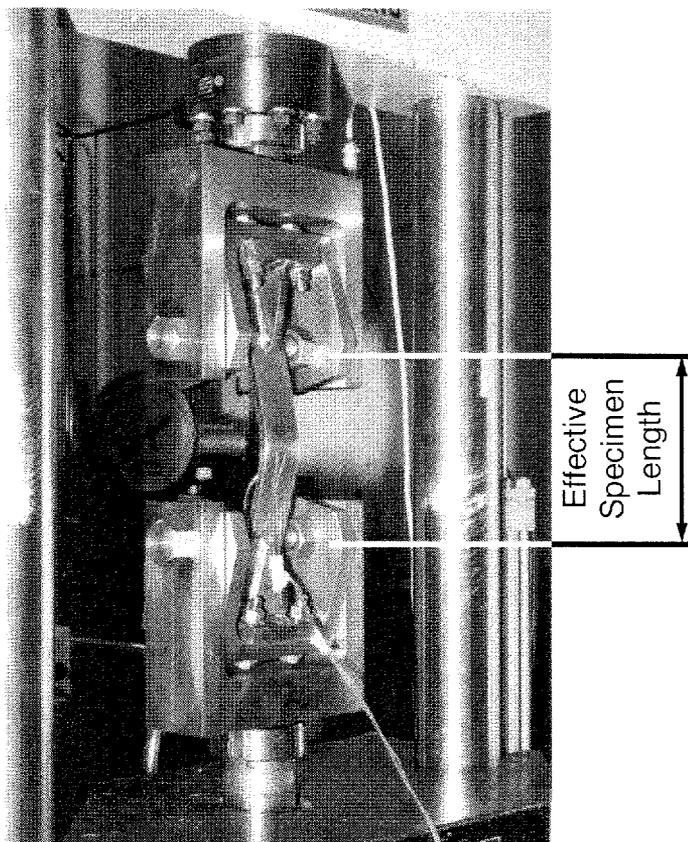


Fig.5.3 Appearance of crack initiation test under cyclic bending load (MK, Smooth specimen)

Table 5.1 Compressive displacement amplitude

Specimen Type (Steel)	Specimen Mark	Compressive Displacement Amplitude (mm)
Smooth (SS)	CS 1	20
	CS 2	30
	CS 3	40
	CS 5	50
	CS 6	60
Smooth (MK)	F 3	30
	F 2	50
	F 1	70
	F 4	90
Welded (MK)	W 2	20
	W 3	50

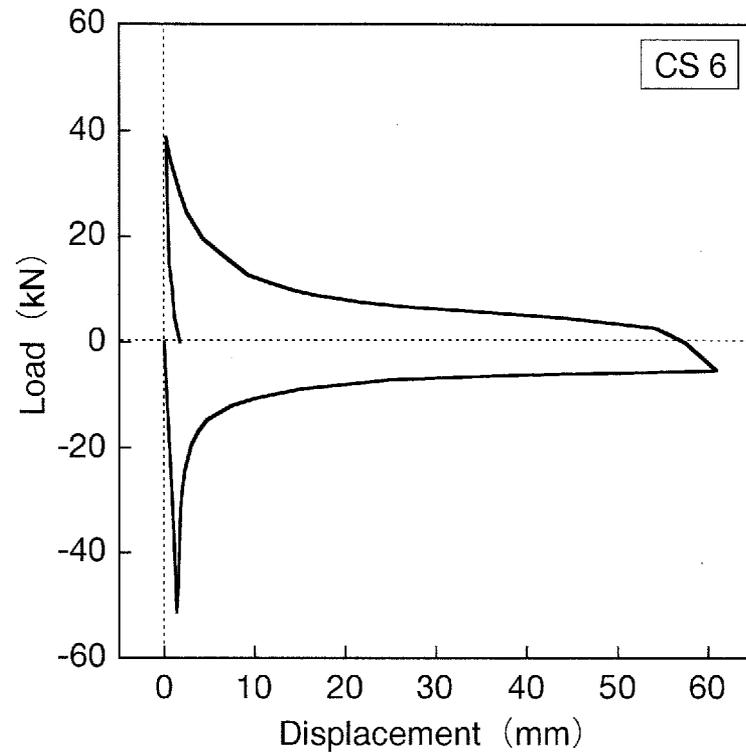


Fig.5.4 Load-displacement curve of first cycle (SS, Smooth specimen)

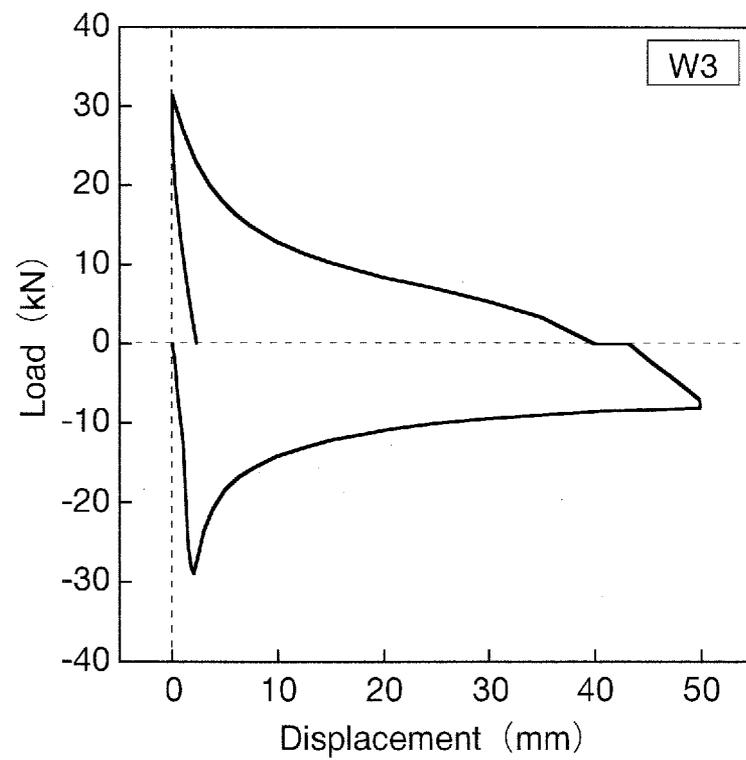


Fig.5.5 Load-displacement curve of first cycle (MK, Welded specimen)

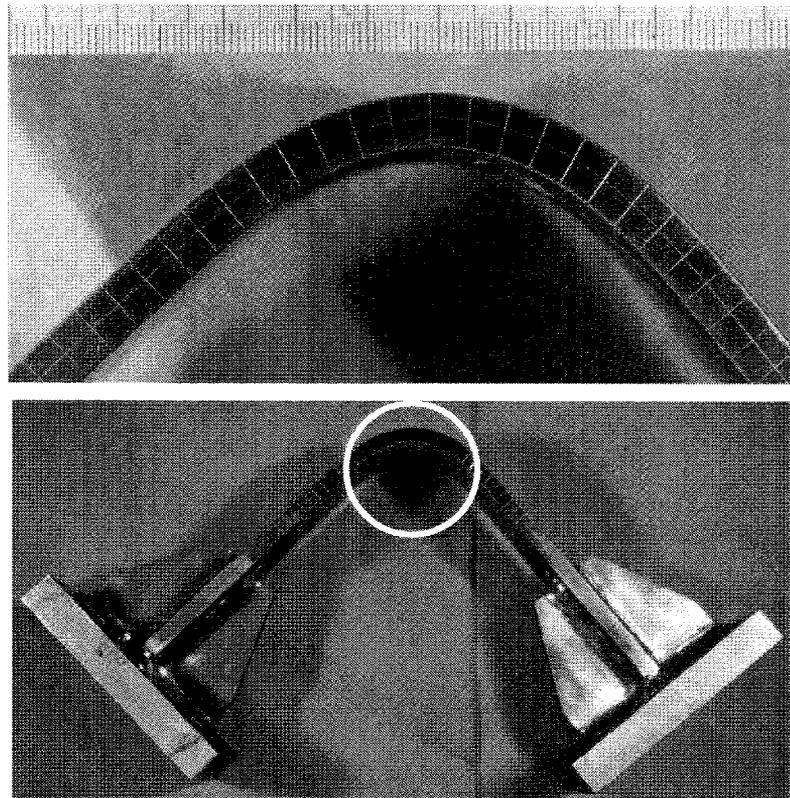


Fig.5.6 Shape of specimen after first bending (MK, Smooth specimen, F1)

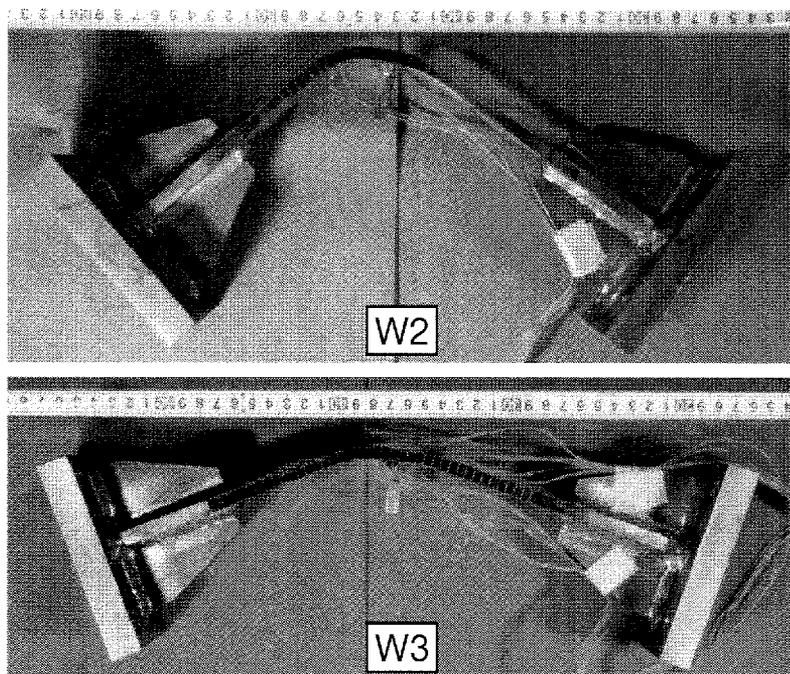


Fig.5.7 Shape of specimen after first bending  
(MK, Welded specimen, W2 · W3)

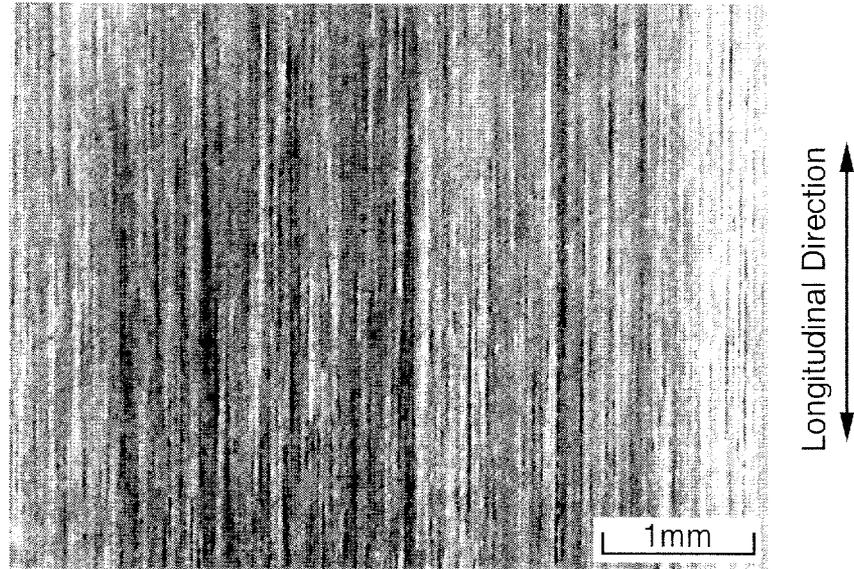


Fig.5.8 Surface of virgin smooth specimen (MK, F3)

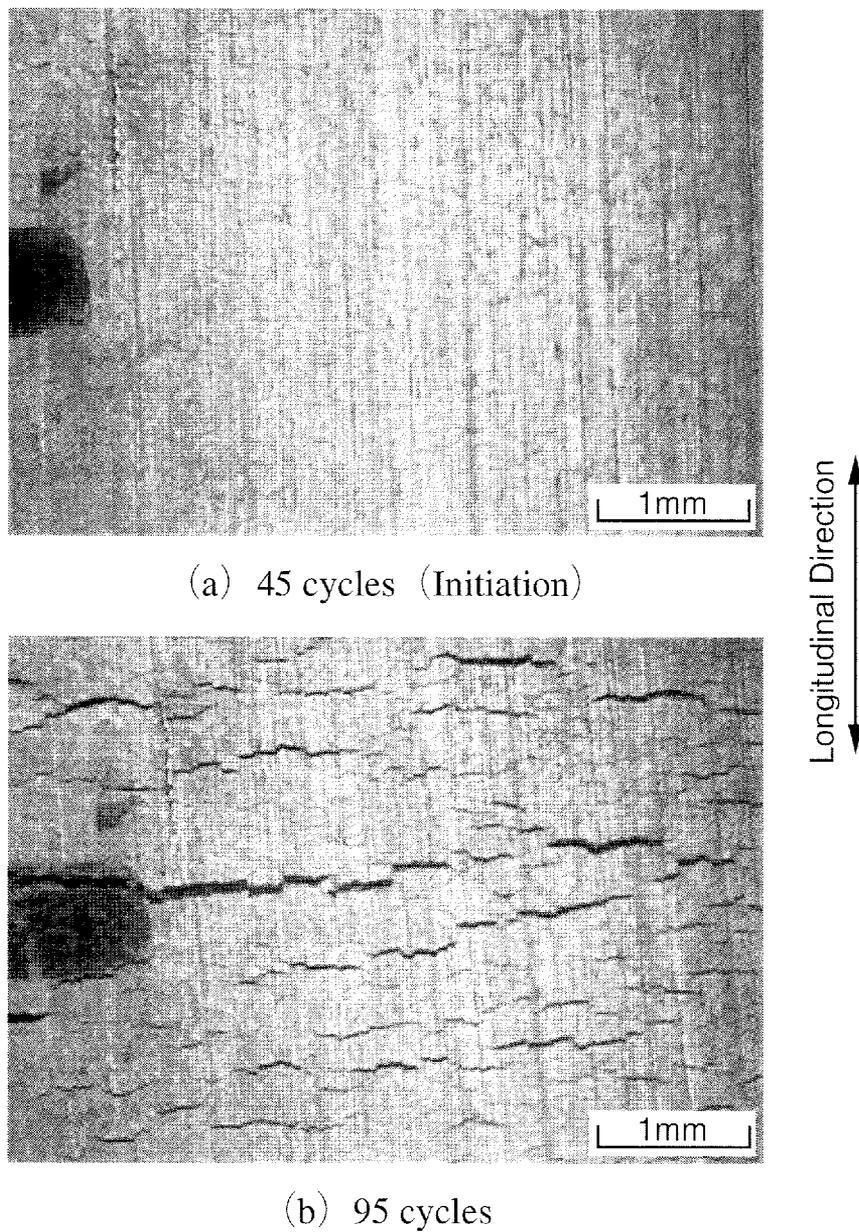
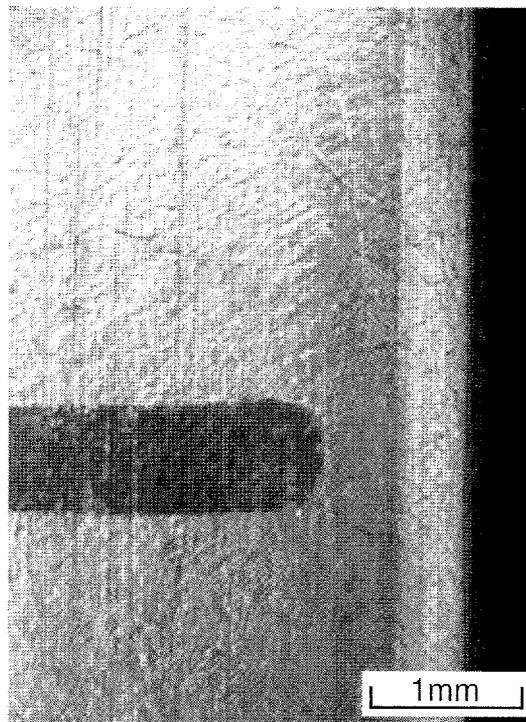


Fig.5.9 Surfaces in compression side of bending of smooth specimen at crack initiation and propagation (MK, F3)



(a) 66 cycles (Initiation)



(b) 95cycles

Fig.5.10 Surfaces in tension side of bending of smooth specimen at crack initiation and propagation (MK, F3)

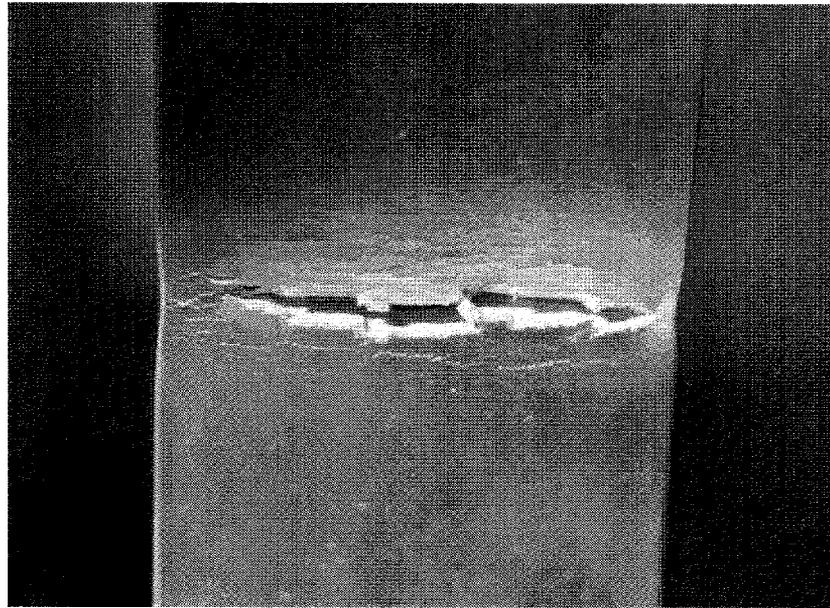


Fig.5.11 Surface in compression side of bending of smooth specimen just before fracture (MK, F3, 136 cycles)

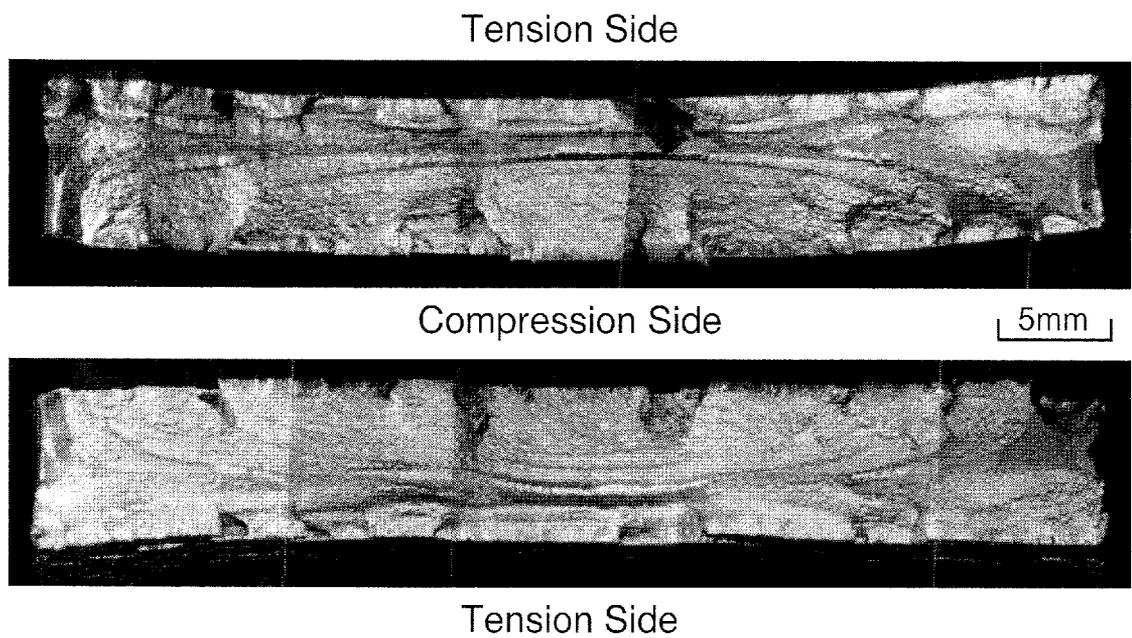


Fig.5.12 Fracture surfaces of smooth specimen (MK, F3, 139 cycles)

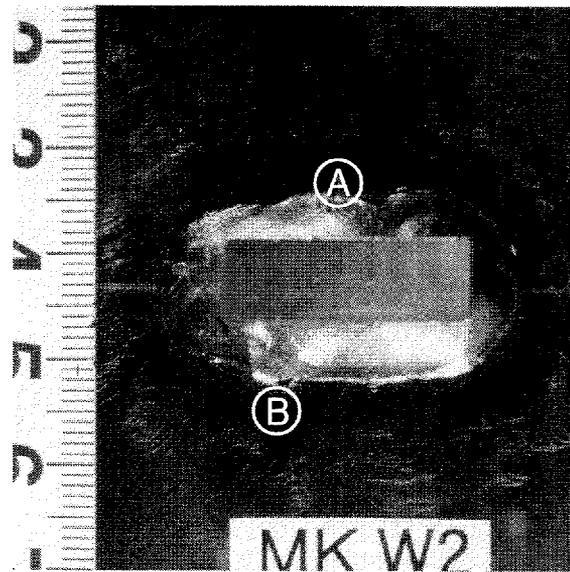


Fig.5.13 Surface of welded specimen before bending (MK, W2)

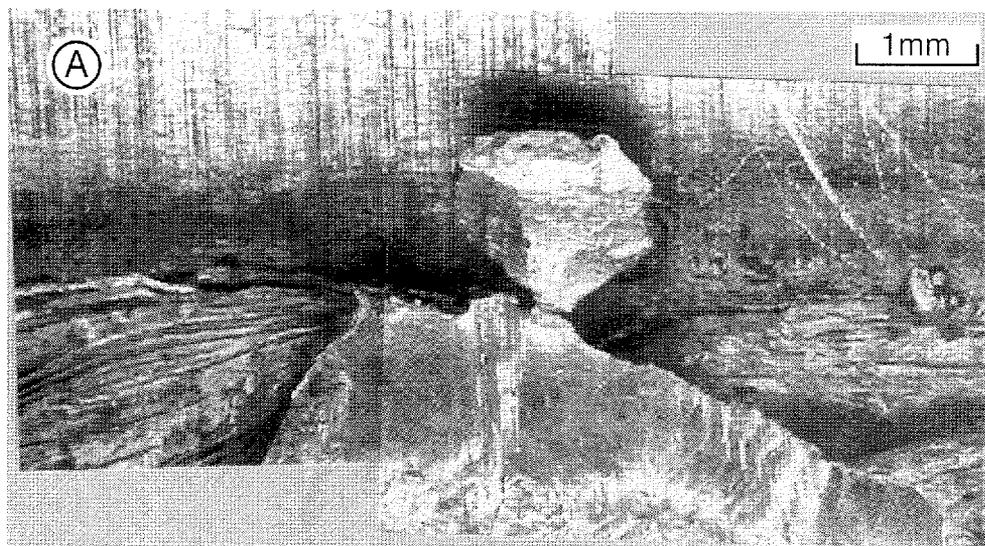


Fig.5.14 Crack initiated from fillet weld toe in compression side of bending (MK, W2, 12 cycles, Position : A)

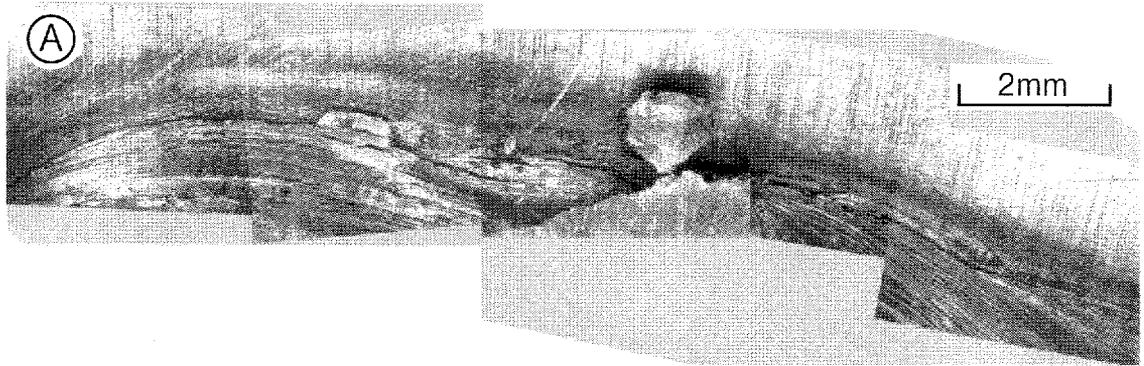


Fig.5.15 Crack propagated along fillet weld toe in compression side of bending (MK, W2, 22 cycles, Position : A)

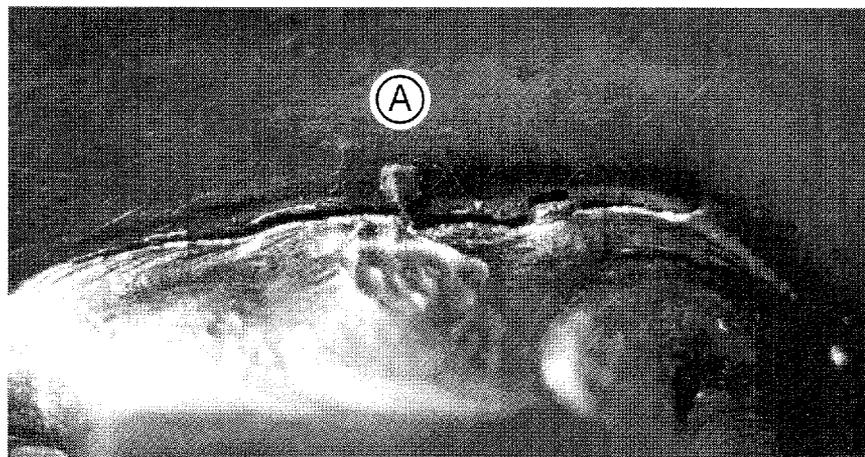


Fig.5.16 Crack propagated along fillet weld toe in compression side of bending (MK, W2, 46 cycles, Position : A)

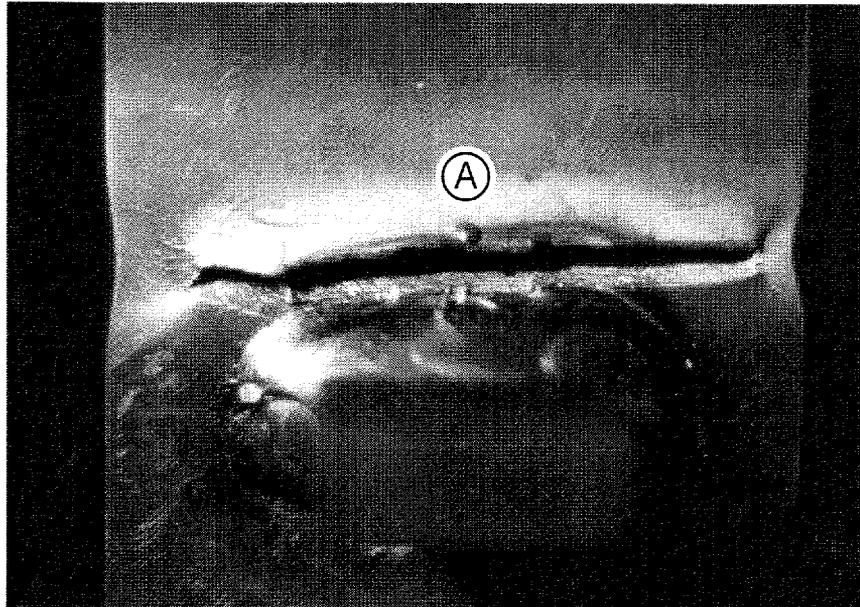
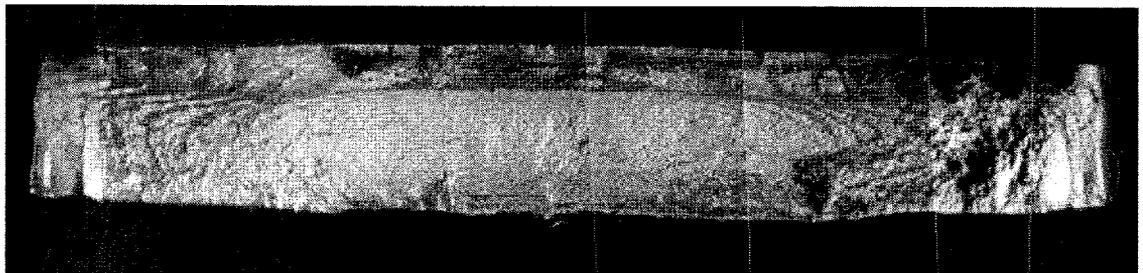


Fig.5.17 Surface in compression side of bending of welded specimen just before fracture (MK, W2, 65 cycles)

Tension Side



Compression Side

5mm

Tension Side

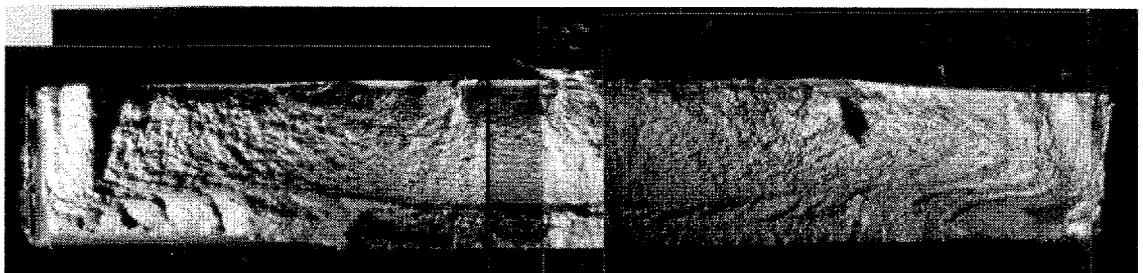


Fig.5.18 Fracture surfaces of welded specimen (MK, W2, 71 cycles)

Table 5.2 Results of crack initiation test under cyclic bending load  
(Number of cycles to crack initiation and failure)

Specimen Type (Steel)	Specimen Mark	Compressive Displacement Amplitude (mm)	Number of Cycles to Crack Initiation (cycles)		Number of Cycles to Failure (cycles)
			Comp.	Ten.	
Smooth (SS)	CS 1	20	60	70	—
	CS 2	30	35	50	—
	CS 3	40	20	24	—
	CS 5	50	9	—	—
	CS 6	60	11	12	—
Smooth (MK)	F 3	30	45	66	139
	F 2	50	15	20	46
	F 1	70	9	16	28
	F 4	90	4	9	16
Welded (MK)	W 2	20	—	—	71
	W 3	50	—	—	19

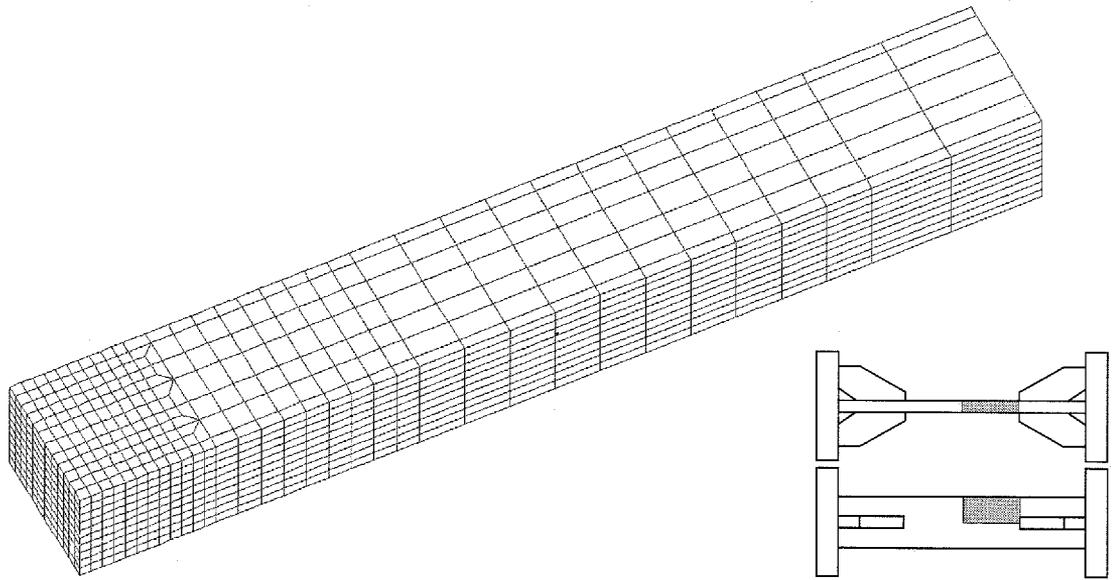


Fig.5.19 Solid finite element model of smooth specimen

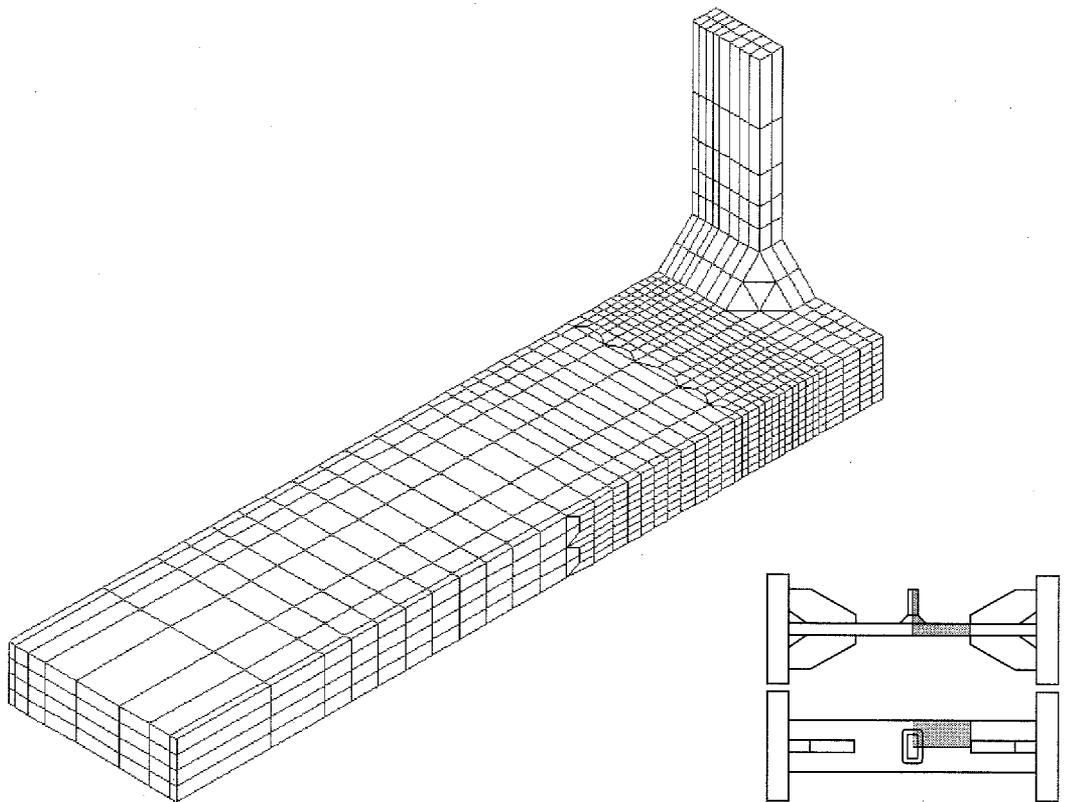


Fig.5.20 Solid finite element model of welded specimen

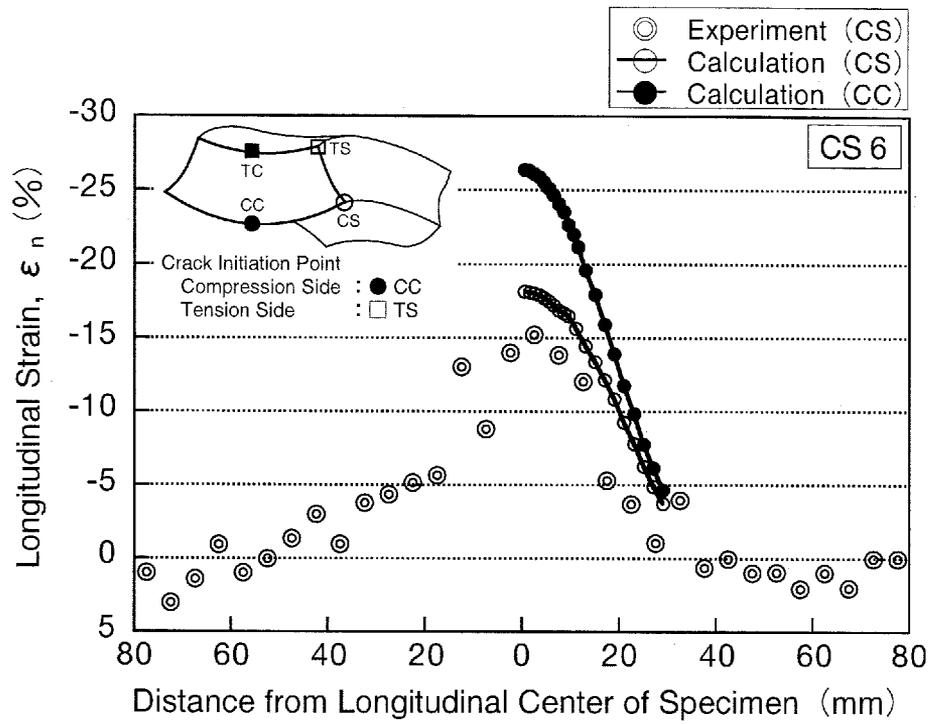


Fig.5.21 Longitudinal strain distribution after first bending (SS, Smooth specimen, CS 6)

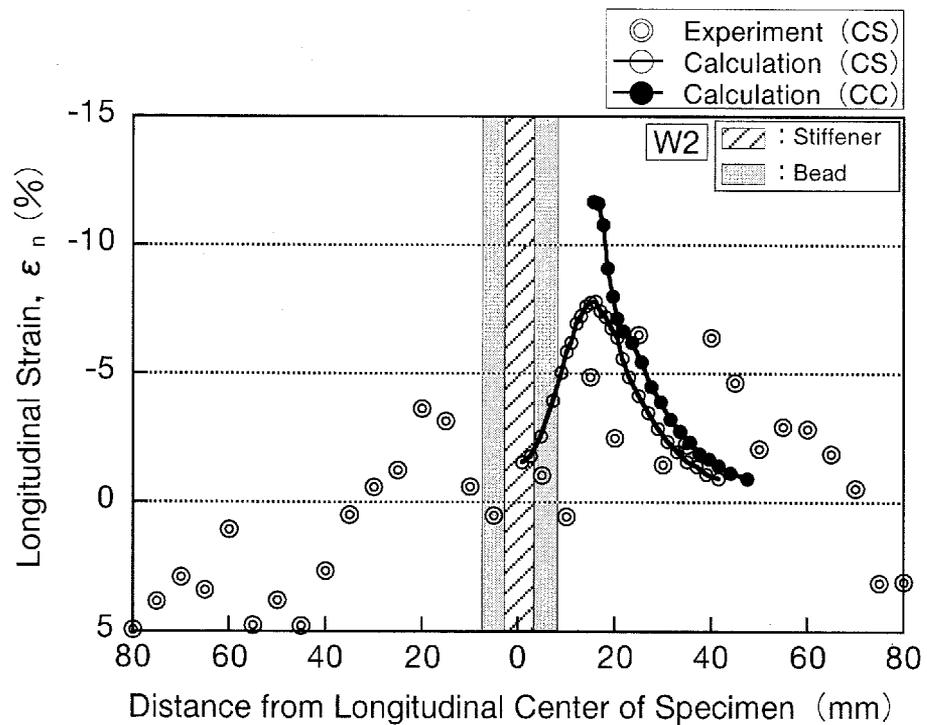
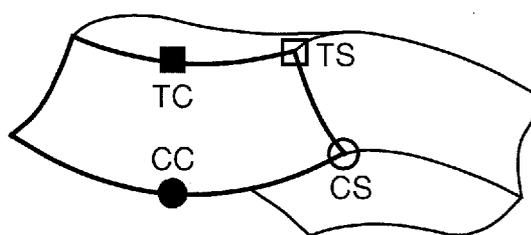


Fig.5.22 Longitudinal strain distribution after first bending (MK, Welded specimen, W2)

Table 5.3 Longitudinal strain after first bending calculated by FEM

Specimen Type (Steel)	Specimen Mark	Compressive Displacement Amplitude (mm)	Longitudinal Strain (%)			
			CC	TC	CS	TS
Smooth (SS)	CS 1	20	-16	12	-14	15
	CS 2	30	-19	15	-15	19
	CS 3	40	-22	17	-17	22
	CS 5	50	-24	19	-17	25
	CS 6	60	-26	21	-18	28
Smooth (MK)	F 3	30	-12	8	-8	14
	F 2	50	-15	11	-8	19
	F 1	70	-18	13	-9	23
Welded (MK)	F 4	90	-21	16	-9	27
	W 2	20	-12	—	—	—
	W 3	50	-19	—	—	—



Crack Initiation Point

Compression Side : ● CC

Tension Side : □ TS

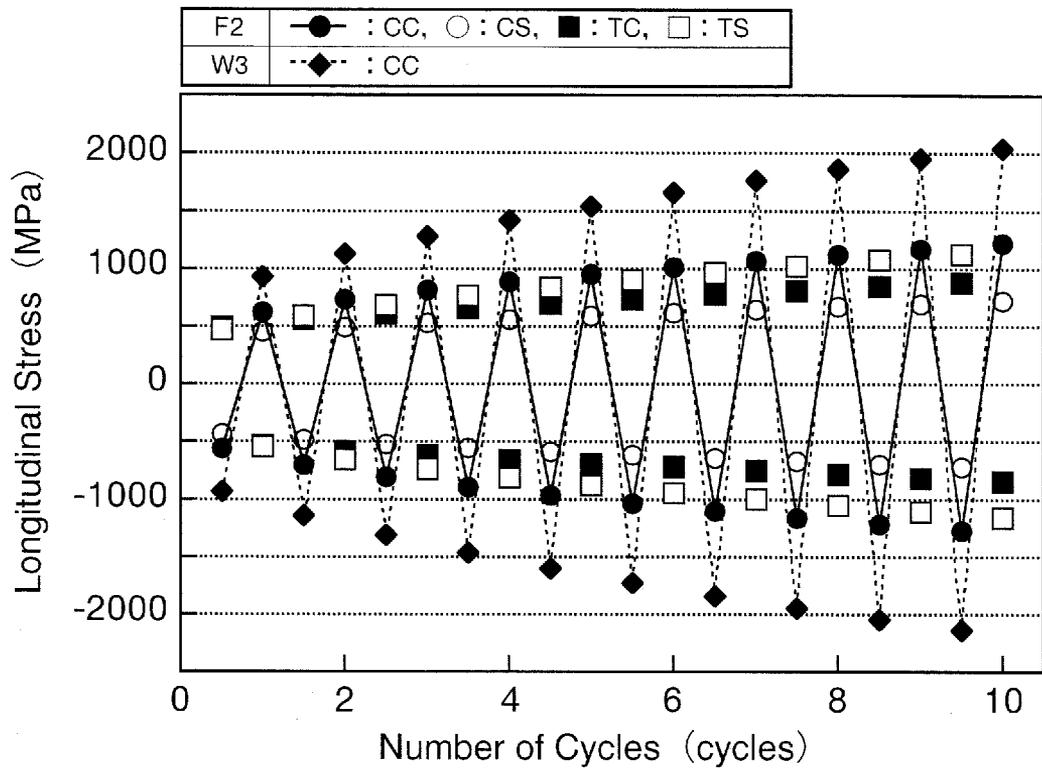


Fig.5.23 Relations between longitudinal stress and number of cycles

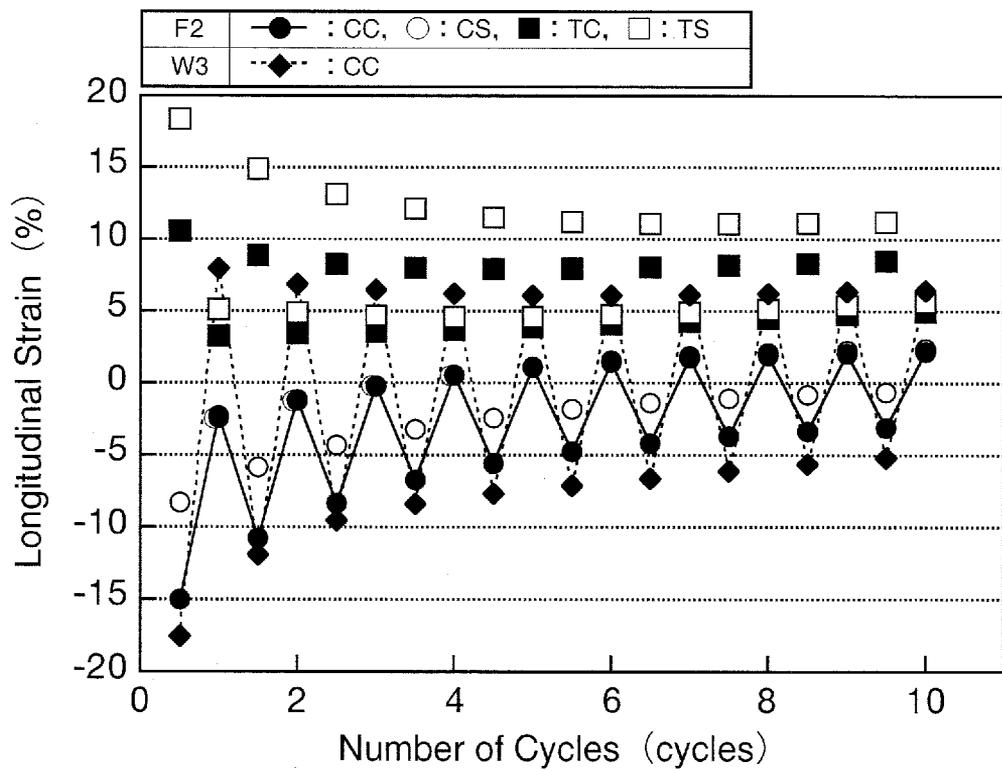


Fig.5.24 Relations between longitudinal strain and number of cycles

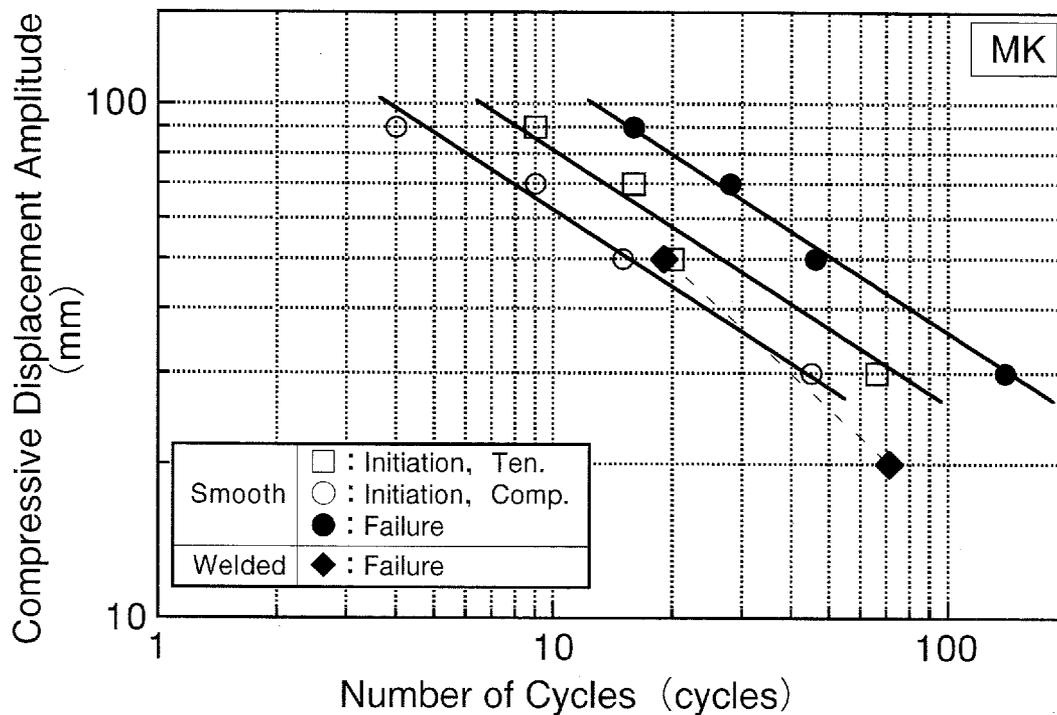


Fig.5.25 Relations between compressive displacement amplitude and number of cycles to crack initiation and failure

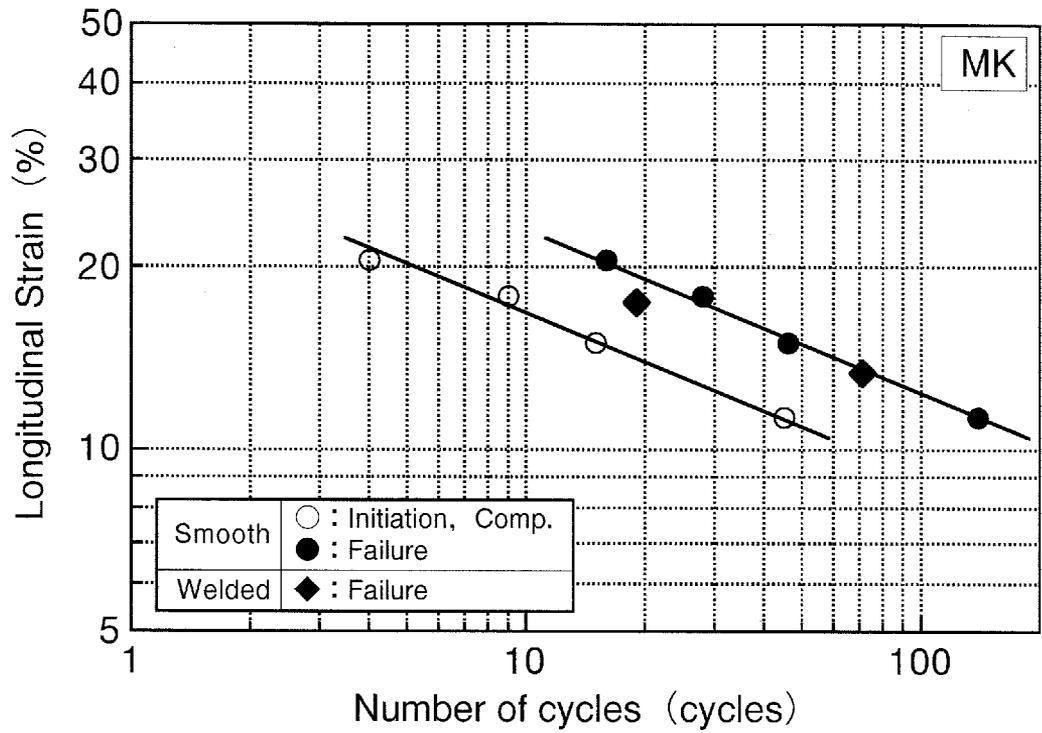


Fig.5.26 Relations between longitudinal strain at crack initiation points and number of cycles to crack initiation and failure

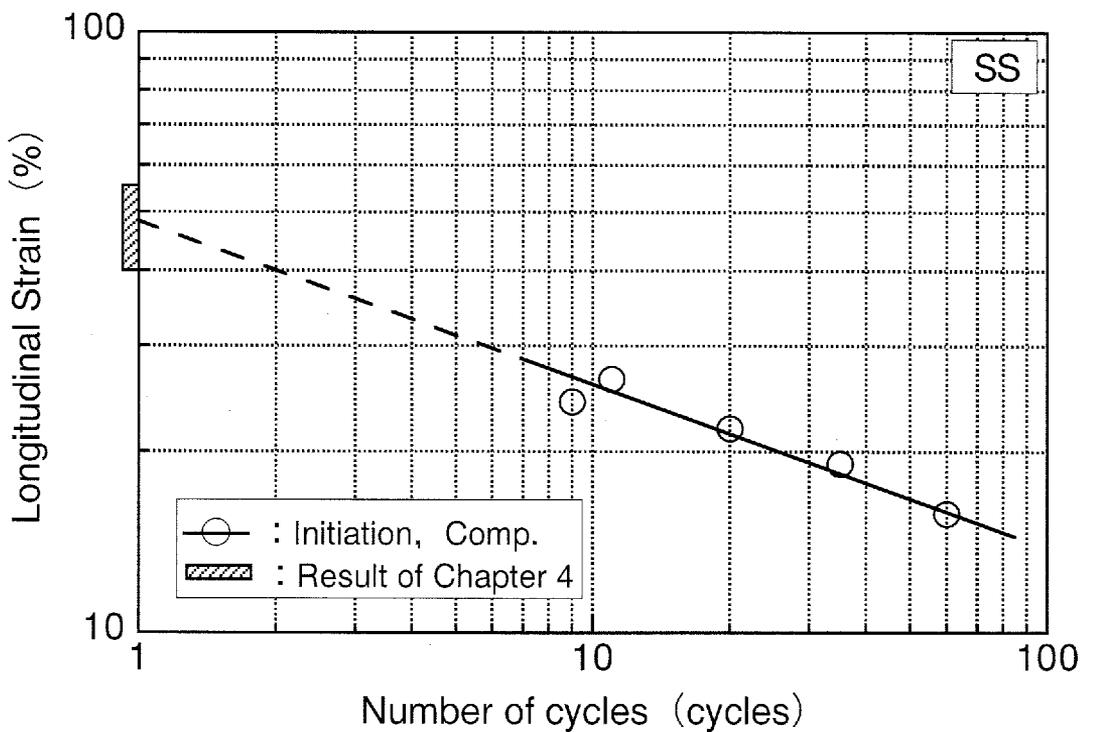


Fig.5.27 Relations between longitudinal strain at crack initiation points and number of cycles to crack initiation

# 第6章

## おわりに

第1章“はじめに”では、第1編“船体構造部材座屈崩壊後の亀裂強度”の背景と目的、および第1編の構成について述べた。

第2章“供試鋼板”では、本研究に供試した4種類の供試鋼板SS・MS・MK・MLの化学成分、機械的性質およびマイクロ組織などの基本特性について述べた。

第3章“大きな圧縮予歪が鋼材の諸強度特性に及ぼす影響”では、まず、降伏比の異なる4種類の供試鋼板SS・MS・MK・MLを供試して、軸力圧縮予歪材の引張試験を行ない、大きな圧縮予歪が鋼材の機械的性質に及ぼす影響を明らかにした。すなわち、軸力圧縮予歪により、伸びは低下し、降伏比は上昇すること、また、降伏応力および引張強さは、圧縮予歪量の増加とともにほぼ線形に増加することなどを把握した。さらに、引張強さの上昇の割合は、4種類の供試鋼板ともほぼ同程度であるが、降伏応力の上昇の割合は、強度レベルが同程度で降伏比の異なる3種類の供試鋼板（50キロ級高張力鋼板）MS・MK・MLではほぼ同程度であり、強度レベルの低い供試鋼板SS（一般構造用軟鋼板）では、他の3鋼種に比べて大きいことを把握した。さらに、大きな圧縮予歪を受けた鋼材の、降伏応力および引張強さを推定できる、新しい推定式を導出した。

次に、靱性レベルが異なる3種類の供試鋼板MS・MK・MLを供試して、軸力圧縮予歪材のV-ノッチシャルピー衝撃試験を行ない、大きな圧縮予歪が鋼材の切欠靱性に及ぼす影響を明らかにした。すなわち、各供試鋼板とも、圧縮予歪量の増加にともない、吸収エネルギー遷移温度( $v_{TrE}$ ) [≡ 50% 脆性破面率遷移温度 ( $v_{Trs}$ )] は、2次曲線的に上昇することを把握した。また、母材（予歪量：0%）の $v_{TrE}$  (≡  $v_{Trs}$ ) に対する予歪材の $v_{TrE}$  (≡  $v_{Trs}$ ) 上昇量は、各供試鋼板ともほぼ同程度であることを把握した。なお、大きな圧縮予歪を受けた鋼材の、V-ノッチシャルピー遷移温度 [ $v_{TrE}$  (≡  $v_{Trs}$ )] を推定できる、新しい推定式を導出した。

第4章“船体構造部材座屈崩壊後の亀裂強度”では、3種類の供試鋼板SS・MS・MKを供試して、帯板状の平滑試験片を用いての座屈崩壊後の亀裂発生試験を行ない、座屈撓み部内側（圧縮側）から発生する微小亀裂の発生強度（微小亀裂発生限界条件）を把握した。

さらに、同試験片モデルを対象とした、有限要素法による弾塑性大変形解析を実施し、亀裂発生試験結果と解析結果とを統合して、微小亀裂発生限界条件を定量的に把握した。すなわち、座屈崩壊後の除荷（スプリングバック）時に、座屈撓み部内側（圧縮側）に発生する引張応力が、当該部材の引張強さを越えた時に亀裂が発生することを明らかにした。

第5章“船体構造部材座屈崩壊後の繰り返し曲げ荷重下での亀裂強度”では、座屈崩壊後、引き続き大きな圧縮および引張の繰り返し曲げ荷重を受ける鋼構造部材に発生する亀裂を対象に、亀裂発生強度に関して定量的な評価を試みた。すなわち、2種類の供試鋼板SS・MKを供試して、帯板状の平滑試験片、および帯板状の平滑試験片の長さ方向中央部にスチフナを隅肉溶接した試験片を用いての、座屈崩壊後の繰り返し曲げ荷重下での亀裂発生試験を実施し、微小亀裂発生強度および破断強度を把握した。

鋼構造部材が座屈崩壊後、引き続き大きな圧縮および引張の繰り返し曲げ荷重を受けると、亀裂は引張側よりも早期に圧縮側から発生し、圧縮側から発生した亀裂が大きく進展して破断に至ることを明らかにした。

また、有限要素法による弾塑性大変形解析結果から得られた亀裂発生部の初回最大曲げ圧縮時における長さ（軸）方向歪量と、亀裂発生試験結果から得られた微小亀裂発生繰り返し回数および破断繰り返し回数との間に、両対数目盛で線形な関係があることが確認できた。

さらに、スチフナ隅肉溶接試験片を対象とした有限要素法解析結果から得られた、スチフナ隅肉溶接止端部近傍（亀裂発生部）の、初回最大曲げ圧縮時における長さ（軸）方向歪量と、スチフナ隅肉溶接試験片を

用いた亀裂発生試験結果から得られた破断繰返し回数との関係は、平滑試験片における同関係とほぼ同じであることを明らかにした。すなわち、形状・寸法が同程度の場合、初回最大曲げ圧縮時の歪量が同じであれば、平滑部材およびスチフナ隅肉溶接部材とも、亀裂発生・破断寿命はほぼ等しくなることを明らかにした。

第6章“おわりに”では、各章で得られた成果の概要について述べた。

# 第2編

## 高クラックアレスト 鋼板の諸強度特性評価

### 目次

	頁
第1章 はじめに .....	130
第2章 高クラックアレスト鋼板の 基本特性 .....	135
第3章 高クラックアレスト鋼板の 破壊靱性 .....	158
第4章 高クラックアレスト鋼板の 座屈・塑性崩壊強度 .....	205
第5章 高クラックアレスト鋼板の 疲労強度 .....	223
第6章 おわりに .....	268

# 第1章

## はじめに

### 目次

	頁
1.1 第2編の背景と目的 .....	131
1.2 第2編の構成 .....	132
参考文献 .....	133

## 1.1 第2編の背景と目的

近年、大型船舶をはじめとする大型溶接鋼構造物においては、鋼材品質や溶接施工技術などの向上によって、常識的な鋼材を使用し、常識的な設計・施工を行ない、十分な保守・点検を行なえば、小さな溶接欠陥から、いきなり脆性不安定破壊が発生し、構造物全体が崩壊してしまうようなことは皆無になってきた。

しかしながら、船舶・海洋構造物など、長期間、常に変動荷重および腐食環境に晒される鋼構造物において、疲労亀裂の発生・成長は避けられない現象であり、疲労亀裂がある限度以上の大きさにまで成長して、脆性不安定破壊が発生する可能性は十分に考えられる。また、先に第1編で述べたように、局部構造部材の座屈崩壊により、亀裂が早期に発生・成長して<sup>1.1)~1.3)</sup>、脆性不安定亀裂に移行し、大破壊事故へと発展する場合もある<sup>1.4)</sup>。さらに、衝突・座礁などの非常時や、十分な保守・点検がなされていない場合などにも、脆性不安定破壊発生の可能性がある。

このように、万一、脆性不安定亀裂が発生した場合でも、構造物の要所要所に靱性の良い、すなわち脆性不安定亀裂伝播停止性能の高い鋼材（クラックアレスター材）を配置して、脆性不安定破壊の拡大を防止し、大型溶接鋼構造物全体の崩壊にまで発展させないようにすることが考えられている。特に船舶の分野では多くの研究が行なわれており<sup>1.5)~1.7)</sup>、船体構造の要所要所（シアストレーキ部やビルジストレーキ部）に、脆性不安定亀裂伝播停止性能の高い鋼材（クラックアレスター材）を配置して、万一の場合にも、主船体破断するような最終崩壊にまで発展させないという考え方が実践されている。

しかしながら、近年、コンテナ船のシアストレーキ部などには、板厚50mmを越えるような極厚鋼板が使用されるようになってきた。また、大型タンカーの衝突・座礁時の油流出による環境汚染問題などから、大型船舶のクラックアレスターに対するさらなる安全性向上・信頼性向上

が求められている。

このような背景のもと、新日本製鐵（株）大分製鐵所で、TMCP（Thermo Mechanical Control Process）技術をさらに発展させて、鋼板表層部を超細粒化（結晶粒径：1～3 $\mu\text{m}$ 程度）した、新しい高クラックアレスト鋼板〔SUF（Surface layers with Ultra Fine grained microstructure）鋼板〕が開発された<sup>1.8)</sup>。

このSUF鋼板は、従来鋼板に比べて極めて優れた脆性不安定亀裂伝播停止性能を有しており（第2章参照）、SUF鋼板の適用により、万一の非常時にも、今まで以上に優れた安全性を有する、高付加価値構造物の実現が期待できる。特に、船舶の分野では、SUF鋼板はクラックアレスター材として適用されつつあり、今後、さらにその適用量が増加することが予想される。

また、先に述べたように、この新しい高クラックアレスト鋼板（SUF鋼板）の表層部組織は、従来鋼板の組織に比べて非常に細粒化されており、脆性不安定亀裂伝播停止性能の向上のみならず、様々な機能の性能向上が期待できるものと考えられる。しかしながら、この新しいSUF鋼板に関しての諸強度特性は、開発されてあまり時間が経過していないこともあり、あまり明らかにされていない。

そこで第2編では、新しく開発された高クラックアレスト鋼板の合理的で効果的な適用を可能にするために、SUF鋼板の諸強度特性、特に、破壊靱性値、座屈・塑性崩壊強度および疲労強度を把握し、それらの評価方法を確立することを目的とした。

## 1.2 第2編の構成

第2編は、全6章より構成されており、各章の概要は以下の通りである。

“第1章”では、第2編の背景と目的、および第2編の構成を述べている。

“第2章”では、新しく開発された高クラックアレスト鋼板（SUF鋼板）の基本特性、および本研究に供試した、3種類のSUF鋼板について述べる。

“第3章”では、超細粒組織のSUF鋼板表層部、および従来組織に近い中央部から削り出した供試材を用いての、V-ノッチシャルピー衝撃試験結果、中央切欠付小型引張試験結果、およびSUF鋼板全板厚材を用いての中央切欠付広幅引張試験結果から、SUF鋼板の破壊靱性（K<sub>IC</sub>）値について、種々検討・評価した結果について述べる。

“第4章”では、SUF鋼板帯板試験片による座屈試験結果、および有限要素法による弾塑性大変形解析結果、さらに帯板ならびに板を対象とした座屈・塑性崩壊強度解析結果から、SUF鋼板の座屈・塑性崩壊強度について、種々検討・評価した結果について述べる。

“第5章”では、超細粒組織のSUF鋼板表層部、従来組織に近い中央部および境界部（片面が超細粒組織の表層部、もう片面が従来組織に近い中央部）から削り出した供試材を用いての、大気中ならびに人工海水中疲労試験結果から、SUF鋼板の疲労強度について、種々検討・評価した結果について述べる。

“第6章”では、各章で得られた成果の概要について述べる。

## 参考文献

- 1.1) 山本元道，東田幸四郎，藤久保昌彦，矢尾哲也，矢島 浩：座屈により大きな圧縮歪を受けた鋼構造部材の亀裂強度に関する研究（その1），日本造船学会論文集，第178号（1995），pp.565-573.
- 1.2) 山本元道，矢島 浩，栗原正好，守田 聡：座屈により大きな圧縮歪を受けた鋼構造部材の亀裂強度に関する研究（その2），日本造船学会論文集，第182号（1997），pp.659-665.
- 1.3) 山本元道，栗原正好，東田幸四郎，矢島 浩：座屈により大きな圧縮歪を受けた鋼構造部材の亀裂強度に関する研究（その3），日本

- 造船学会論文集，第185号（1999），pp.241-248.
- 1.4) 矢島 浩：大型構造物の損傷例とその教訓，西部造船会会報，第90号（1995），pp.245-251.
  - 1.5) 木原 博，金沢 武，池田一夫，前中浩，木下勝，永元隆一，矢島 浩：クラックアレスターの有効性について（第1報），造船協会論文集，第122号（1967），pp.191-199.
  - 1.6) 木原 博，金沢 武，池田一夫，前中浩，木下勝，永元隆一，矢島 浩：クラックアレスターの有効性について（第2報），日本造船学会論文集，第124号（1968），pp.331-340.
  - 1.7) 池田一夫，前中 浩，岡部利正，矢島 浩，中島正樹：溶接型クラックアレスターの研究，三菱重工技報，vol.6 No.6（1969）.
  - 1.8) 石川 忠，野見山裕治，吉川 宏，今井嗣郎，井上健裕：表層超細粒化による超高アレスト鋼板HIAREST，新日鉄技報，第365号（1997），pp.26-36.

## 第2章

高クラックアレスト鋼板の  
基本特性

## 目次

	頁
2.1 まえがき .....	136
2.2 高クラックアレスト鋼板とは .....	136
2.3 高クラックアレスト鋼板の 脆性不安定亀裂伝播停止性能 .....	137
2.4 供試高クラックアレスト鋼板 .....	138
2.4.1 供試鋼板1の基本特性 .....	139
2.4.2 供試鋼板2の基本特性 .....	139
2.4.3 供試鋼板3の基本特性 .....	140
2.5 まとめ .....	140
参考文献 .....	141
図表 .....	144~157

## 2.1 まえがき

本章では、石川らの研究成果<sup>2.1)~2.15)</sup>を引用し、新しく開発された高クラックアレスト鋼板 [SUF (Surface layers with Ultra Fine grained microstructure) 鋼板] の基本特性, 特に, 脆性不安定亀裂伝播停止性能について述べるとともに, 供試した3種類のSUF鋼板の基本特性について述べる。

## 2.2 高クラックアレスト鋼板とは

厚鋼板の靱性を向上させる有効な手段として, 結晶粒の微細化がある。

新日本製鐵(株)大分製鐵所で, TMCP (Thermo Mechanical Control Process) 技術をさらに発展させて, 表層部(板厚の1/6程度)の組織を超細粒化(結晶粒径:1~3 $\mu\text{m}$ 程度)した, 新しい高クラックアレスト鋼板(SUF鋼板)が開発された。

SUF鋼板は, 圧延途中に加速冷却を実施し, 鋼板表層部を一旦冷却した後, 鋼板内部の顕熱により表層部を復熱させる過程でさらに圧延することにより, 表層部の組織を超細粒化した鋼板である。すなわち, 圧延途中で一旦冷却することにより, 鋼板表層部組織をオーステナイトからフェライトに変態させ, その後の復熱による昇温過程でフェライトを加工することにより, 鋼板表層部組織を超細粒化している。

昇温過程では通常而降温過程と比べて, 高い温度域にてフェライト相を得ることができ, 高温域で加工を受けたフェライトは低温域で加工を受けた場合に比べて, 回復・再結晶を生じやすい。そのため, 昇温過程で加工された組織は, 通常而降温過程で加工された組織と比べて超細粒化する。したがって, SUF鋼板の表層部は, 超細粒で, かつ集合組織の発達した組織となっている。

Fig.2.1に, 板厚25mmのSUF鋼板断面マクロ, およびSUF鋼板表層部ならびに中央部のミクロ組織の代表例を示す。板厚の約1/6(約4mm)

の両表層部が超細粒化されており、SUF鋼板表層部の結晶粒径は極めて細かく、光学顕微鏡ではその粒径の識別が困難なほどである。

SUF鋼板表層部の走査型電子顕微鏡（SEM）組織写真の代表例をFig.2.2に、板厚方向の粒径分布の例をFig.2.3に示す。Fig.2.3から明らかのように、SUF鋼板表層部の組織は、粒径が $2\mu\text{m}$ 程度とほぼ均一に非常に細かくなっている。また、表層部と内部との境界で急激に粒径が変化しており、遷移領域がほとんど存在しないことが分かる。

Table 2.1に、SUF鋼板としての船体用HT50鋼板の化学成分の代表例を示す。SUF鋼板の化学成分は、従来工程で製造されたTMCP鋼板とほぼ同等であり、溶接性なども従来鋼板と同程度であると考えられる。

### 2.3 高クラックアレスト鋼板の脆性不安定亀裂伝播停止性能

高クラックアレスト鋼板（SUF鋼板）の母材および予歪材の温度勾配型ESSO試験結果を、Fig.2.4に示す。予歪材には、大型タンカーどうしの衝突の際、船体内殻材が破断する直前に、シアストレーキ部に発生すると考えられる引張塑性歪（5～10%）が付与してある。

Fig.2.4中の母材（予歪量：0%）の試験結果を見ると、SUF鋼板は、同一成分系の従来工程で製造された鋼板（従来鋼板、KE36）に比べて、同一試験温度において高い脆性不安定亀裂伝播停止靱性（Kca）値を有している。また、Kca値が $4000\sim 6000\text{N}/\text{mm}^{1.5}$ となる温度も大幅に低温側に移行している。さらに、10%の引張予歪を付与したSUF鋼板のKca値は、母材（予歪量：0%）のKca値に比べて低下はするものの、従来鋼板（KE36）の母材（予歪量：0%）の値に比べて十分に高い値を示している。

ESSO試験後の破断面の一例を、Fig.2.5に示す。SUF鋼板表層部の破断面には、シアリップ（塑性変形を伴って剪断破壊した部分）が確認できる。SUF鋼板は、表層部の組織を超細粒化することによりシアリップの形成を確実にしているため、極めて高い脆性不安定亀裂伝播停止性能を有しているといえる。

Fig.2.6に示すように、大型船舶の衝突・座礁時の非常時に、船側外板 (Type I) または上甲板 (Type II) で脆性不安定亀裂が発生した場合を想定し、その不安定亀裂がシアストレーキ部に伝播・突入する現象をモデル化した超広幅混成 ESSO 試験体を、Fig.2.7に示す。さらに、Table 2.2に、超広幅混成 ESSO 試験結果を示す。

母材 (予歪量:0%) の結果を見ると、 $-50^{\circ}\text{C}$ 程度の温度において、従来鋼板 (KE36) ではType IおよびType IIともに、脆性不安定亀裂を停止させることはできなかった。一方、SUF鋼板では、Type IおよびType IIともに、脆性不安定亀裂を停止させることができた。

予歪材 (予歪量:10%) のType Iの結果を見ると、 $-40^{\circ}\text{C}$ 程度の温度において、従来鋼板 (KE36) では脆性不安定亀裂を停止させることはできなかったが、SUF鋼板では脆性不安定亀裂を停止させることができた。また、Type IIの結果を見ると、従来鋼板 (KE36) では $0^{\circ}\text{C}$ において脆性不安定亀裂を停止させることはできなかったが、SUF鋼板では $-30^{\circ}\text{C}$ において脆性不安定亀裂を停止させることができた。このように、10%程度の塑性歪を付与した場合でも、SUF鋼板は十分な脆性不安定亀裂伝播停止性能を有していることが分かる。

以上により、新しく開発されたSUF鋼板は、従来鋼板に比べて、非常に優れた脆性不安定亀裂伝播停止性能を有しており、SUF鋼板を大型船舶のシアストレーキ部などに適用することにより、衝突・座礁等の非常時に、より高い安全性を確保することができる<sup>2.16)</sup> と言えよう。

## 2.4 供試高クラックアレスト鋼板

第2編では、板厚が異なる3種類の高クラックアレスト鋼板 (SUF鋼板) を供試した。板厚38mmのSUF鋼板を供し鋼板1、板厚25mmのSUF鋼板を供し鋼板2、および板厚50mmのSUF鋼板を供し鋼板3と称することにする。以下、各供試SUF鋼板の基本特性について述べる。

### 2.4.1 供試鋼板1の基本特性

供試鋼板1の板厚断面マクロおよびミクロ組織を、Fig.2.8に示す。供試鋼板1は、板厚38mmの低温用（JIS SLA37）鋼板<sup>2.17)</sup>として製造された高クラックアレスト鋼板（SUF鋼板）である。板厚の1/6程度（約6mm）の両表層部の組織が超細粒化されている。

供試鋼板1の化学成分および機械的性質（1/4t部から採取したJIS 4号試験片による）を、Table 2.3およびTable 2.4に示す。供試鋼板1は、低温用鋼板として製造されたため、炭素（C）含有量が少なくなっている。

Fig.2.9に、供試鋼板1の板厚断面のビッカース硬さ分布を示す。表層部は中央部に比べて、ビッカース硬さで、約25HV程度硬くなっている。

さらに、供試鋼板1の表層部と中央部から、Fig.2.10に示し要領で、それぞれ板厚5mmの板を削り出し、JIS 13B試験片を製作して、室温・大気中で引張試験を実施した。引張試験結果から得られた、表層部と中央部それぞれの機械的性質をTable 2.5に示す。表層部は中央部に比べて、降伏点（Y.P.）で約20%、引張強さ（T.S.）で約10%高い値を示している。

### 2.4.2 供試鋼板2の基本特性

供試鋼板2の板厚断面マクロおよびミクロ組織を、Fig.2.11に示す。供試鋼板2は、板厚25mmの船体用HT50（KE36）鋼板<sup>2.18)</sup>として製造された高クラックアレスト鋼板（SUF鋼板）である。板厚の1/6程度（約4mm）の両表層部の組織が超細粒化されている。

供試鋼板2の化学成分をTable 2.6に、機械的性質（板厚25mmのNK U1号試験片による）をTable 2.7に示す。さらに、供試鋼板2から採取した表層部と中央部それぞれの機械的性質（板厚3.5mmのJIS 5号試験片による）をTable 2.8に示す。表層部は中央部に比べて降伏点（Y.P.）で約30%、引張強さ（T.S.）で約10%高い値を示している。

供試鋼板2の板厚断面のビッカース硬さ分布を、Fig.2.12に示す。表

層部は中央部に比べて、ビッカース硬さで約 30HV 程度硬くなっている。

### 2.4.3 供試鋼板 3 の基本特性

供試鋼板 3 の板厚断面マクロおよびミクロ組織を、Fig.2.13 に示す。供試鋼板 3 は、板厚 50mm の船体用 HT50 (KE36) 鋼板<sup>2.18)</sup> として製造された高クラックアレスト鋼板 (SUF 鋼板) である。板厚の 1/6 程度 (約 8mm) の両表層部の組織が超細粒化されている。

供試鋼板 3 の化学成分を Table 2.9 に、機械的性質 (板厚 50mm の NK U1 号試験片による) を Table 2.10 に示す。さらに、供試鋼板 3 から採取した表層部、中央部および境界部 (片面が表層部組織、片面が中央部組織) それぞれの機械的性質 (板厚 6mm の JIS 13B 号試験片による) を Table 2.11 に示す。表層部は中央部に比べて降伏点 (Y.P.) で約 15%、引張強さ (T.S.) で約 10% 高い値を示している。また、Table 2.11 から明らかのように、境界部の降伏点 (Y.P.) および引張強さ (T.S.) は、ともに中央部の値に近い値を示している。

## 2.5 まとめ

新日本製鐵 (株) 大分製鐵所で開発された、新しい高クラックアレスト鋼板 (SUF 鋼板) は、以下のような基本特性を有していることが明らかになった。

- ① SUF 鋼板は、板厚の 1/6 程度の両表層部の組織が、結晶粒径  $1 \sim 3 \mu\text{m}$  程度に均一に超細粒化されている。
- ② SUF 鋼板の化学成分は、従来工程で製造された TMCP 鋼板とほぼ同等であり、溶接性なども同程度であると考えられる。
- ③ 超細粒組織の表層部は、中央部に比べて、降伏点 (Y.P.) で約 15 ~ 30%、引張強さ (T.S.) で約 10% 高い値を示していた。

- ④ 板厚断面のビッカース硬さ分布測定結果によれば，表層部は中央部に比べて，ビッカース硬さで25HV～30HV程度硬くなっていた．上記③の結果とほぼ一致すると言えよう．
- ⑤ SUF鋼板は，従来鋼板に比べて，極めて高い脆性不安定亀裂伝播停止性能を有している．さらに，SUF鋼板は，10%程度の塑性歪が付与された場合でも，非常に優れた脆性不安定亀裂伝播停止性能を有している．すなわち，SUF鋼板の大型船舶への適用は，衝突・座礁等の非常時の安全性向上に非常に効果的であると言える．

### 参考文献

- 2.1) 石川 忠，野見山裕治，竹澤 博：超細粒組織の活用による脆性破壊伝播停止性能の向上，鉄と鋼，CAMP-ISIJ Vol.7 (1994)，p.1772.
- 2.2) 野見山裕治，石川 忠，長谷川俊永，土師利昭：昇温中加工による超細粒フェライト組織の形成，鉄と鋼，CAMP-ISIJ Vol.7 (1994)，p.1834.
- 2.3) 野見山裕治，長谷川俊永，石川 忠，吉川 宏：表層超細粒フェライト組織を活用した高アレスト鋼板の開発（高アレスト鋼板の開発-1），鉄と鋼，CAMP-ISIJ Vol.8 (1995)，p.691.
- 2.4) 野見山裕治，長谷川俊永，石川 忠：表層超細粒フェライト組織の形成機構（高アレスト鋼板の開発-2），鉄と鋼，CAMP-ISIJ Vol.8 (1995)，p.692.
- 2.5) 石川 忠，野見山裕治，長谷川俊永，萩原行人，井上健裕：超細粒フェライト組織の破壊特性と脆性破壊伝播停止性能への寄与（高アレスト鋼板の開発-3），鉄と鋼，CAMP-ISIJ Vol.8 (1995)，p.693.
- 2.6) 井上健裕，小関 正，間渕秀里，石川 忠，萩原行人，地主修一：表層超細粒鋼の長大きい裂アレスト特性（高アレスト鋼板の特性評価-

- 1), 鉄と鋼, CAMP-ISIJ Vol.8 (1995), p.1354.
- 2.7) 石川 忠, 萩原行人, 野見山裕治, 吉川 宏: 表層超細粒鋼板の脆性き裂伝播停止性能に及ぼす表面損傷の影響 (高アレスト鋼板の特性評価-2), 鉄と鋼, CAMP-ISIJ Vol.8 (1995), p.1355.
- 2.8) 地主修一, 石川 忠, 萩原行人, 井上健裕, 間渕秀里: 表層超細粒鋼板の脆性き裂伝播停止性能に及ぼす塑性ひずみの影響 (高アレスト鋼板の特性評価-3), 鉄と鋼, CAMP-ISIJ Vol.8 (1995), p.1356.
- 2.9) 地主修一, 石川 忠, 萩原行人, 井上健裕: 表層超細粒 (SUF) 鋼板の脆性き裂伝播停止機構に及ぼす塑性ひずみの影響 (高アレスト鋼板の特性評価-4), 鉄と鋼, CAMP-ISIJ Vol.9 (1996), p.1480.
- 2.10) 石川 忠, 地主修一, 萩原行人, 井上健裕: 表層超細粒 (SUF) 鋼板の溶接継手部における脆性き裂伝播挙動 (高アレスト鋼板の特性評価-5), 鉄と鋼, CAMP-ISIJ Vol.9 (1996), p.1481.
- 2.11) 石川 忠, 野見山裕治, 萩原行人, 栗飯原周二: 表層超細粒鋼の脆性き裂伝播停止特性 (その1) - シアリップを活用した特性向上 -, 日本造船学会論文集, 第 177 号 (1995), pp.259-267.
- 2.12) 石川 忠, 井上健裕, 萩原行人, 大下 滋, 黒岩隆夫, 橋本州史, 多田益男, 矢島 浩: 表層超細粒鋼の脆性き裂伝播停止性能 (その2) - 塑性損傷後の特性および衝突後のき裂拡大防止への適用 -, 日本造船学会論文集, 第 178 号 (1995), pp.555-563.
- 2.13) Ishikawa, T., Nomiyama, Y., Yoshikawa, H., Oshita, S. and Mabuchi, H.: NEW-TYPE STEEL PLATE WITH ULTRA HIGH CRACK-ARRESTABILITY, OMAE (1995).
- 2.14) Ishikawa, T., Imai, S., Inoue, T., Watanabe, K., Tada, M. and Hashimoto, K.: PRACTICAL ASSESSMENT OF STRUCTURAL INTEGRITY OF SHIP ATTAINED BY THE USE OF SUF STEEL HAVING CRACK-ARRESTABILITY, OMAE (1997).

- 2.15) 石川 忠, 野見山裕治, 吉川 宏, 今井嗣郎, 井上健裕: 表層超細粒化による超高アレスト鋼板 HIAREST, 新日鉄技報, 第365号 (1997), pp.26-36.
- 2.16) Nishimura, M., Matsumoto, T., Kitada, H., Akiyama, H. and Nomura, D. : SAFETY ASSESSMENT OF HULL STRUCTURES WITH HIGHER CRACK ARRESTOR (NEW OPTIMAL CLASS-NOTATION), OMAE (1997).
- 2.17) 日本規格協会: JIS ハンドブック 1, 鉄鋼 (1997).
- 2.18) 日本海事協会: 鋼船規則集 (1997).

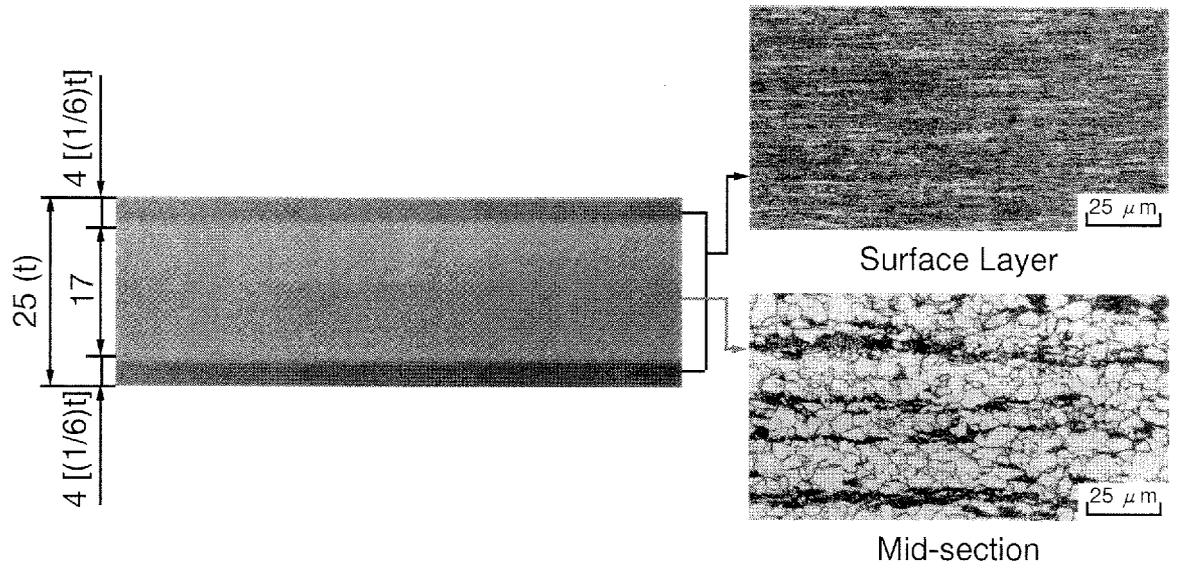


Fig.2.1 Macrostructure and microstructures of SUF steel plate<sup>2.15)</sup>

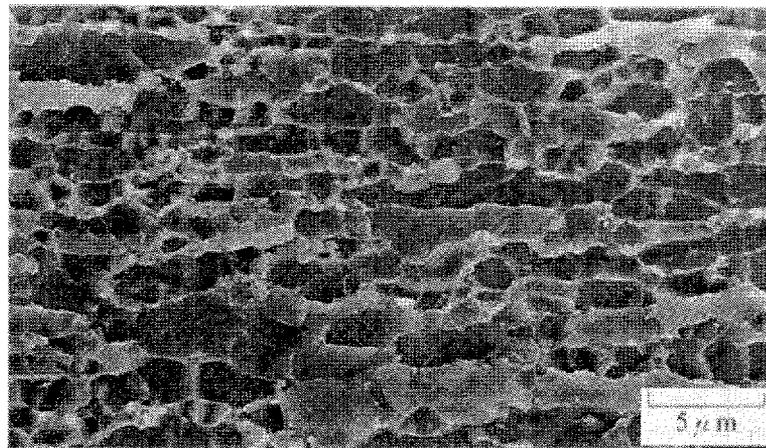


Fig.2.2 Microstructure in surface layer of SUF steel plate observed by SEM<sup>2.15)</sup>

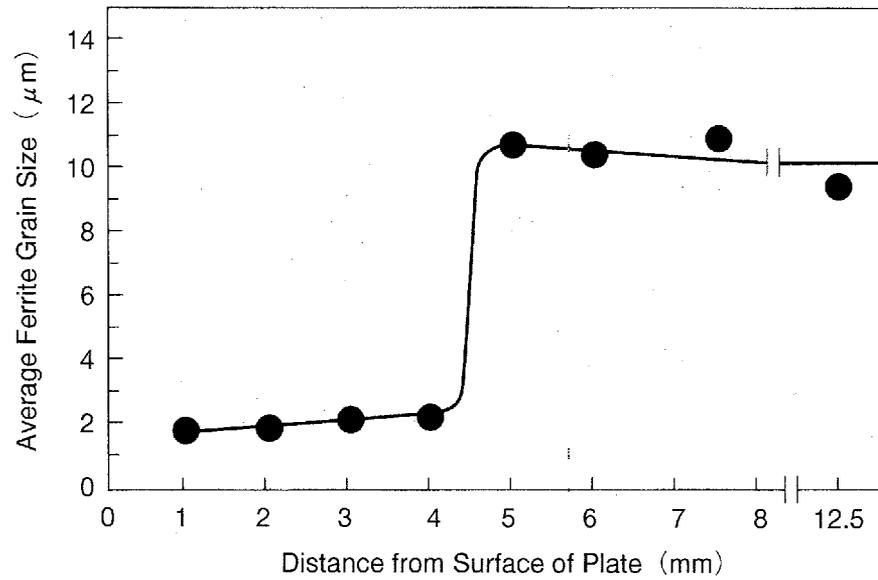


Fig.2.3 Distribution of average ferrite grain size in cross section of 25mm-thickness SUF steel plate<sup>2.15)</sup>

Table 2.1 Chemical composition of SUF steel plate<sup>2.15)</sup>  
(mass%)

C	Si	Mn	P	S	Ceq.
0.13	0.20	1.27	0.007	0.002	0.34

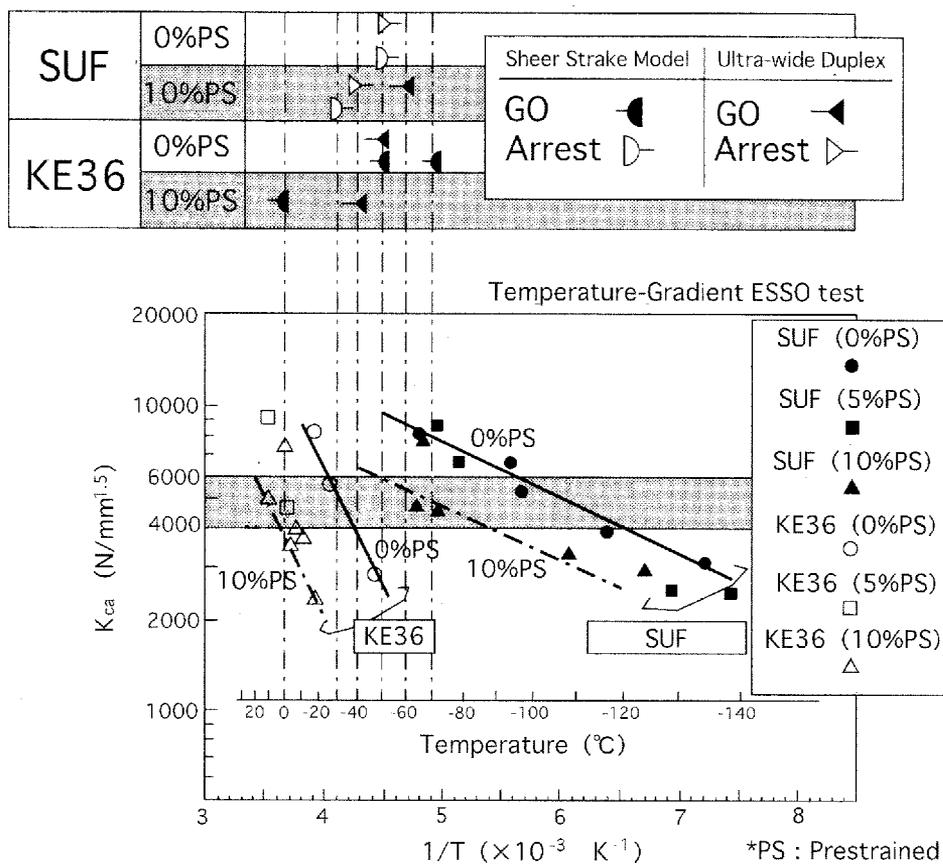


Fig.2.4 ESSO test results of 25mm-thickness SUF steel plate<sup>2.15)</sup>

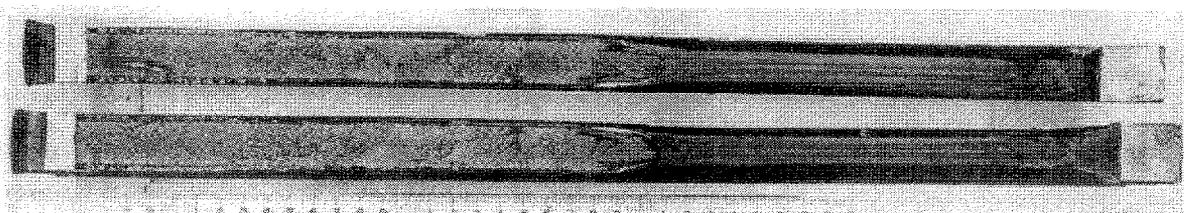


Fig.2.5 Fracture surfaces of ESSO test specimen for 25mm-thickness SUF steel plate<sup>2.15)</sup>

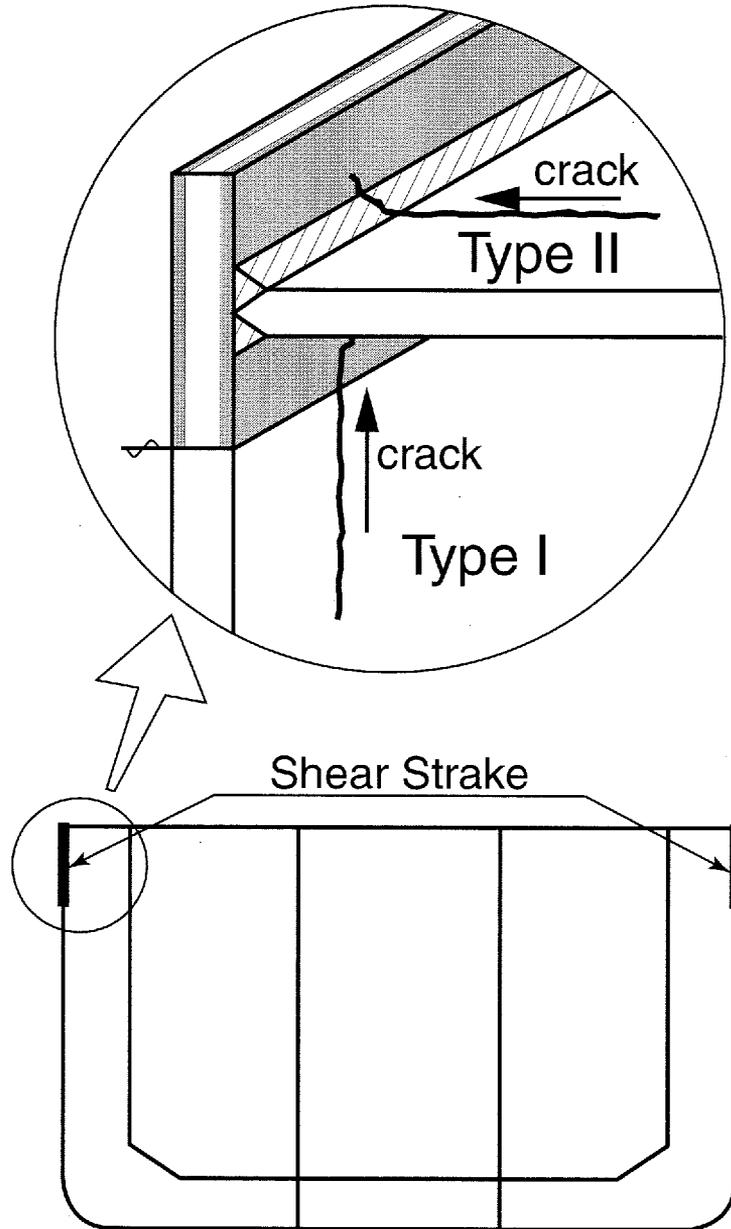
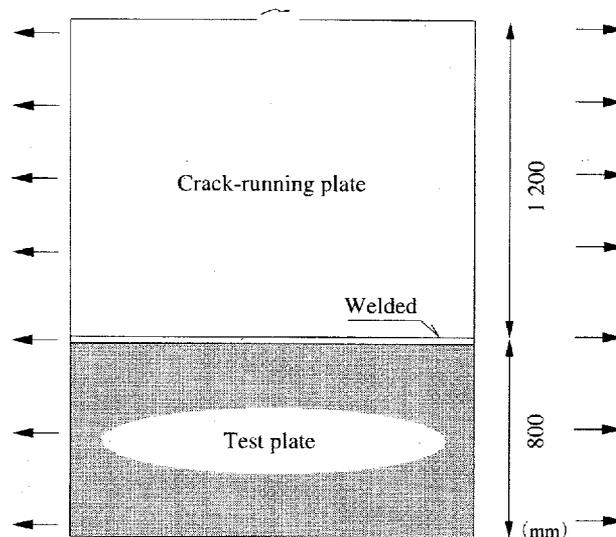
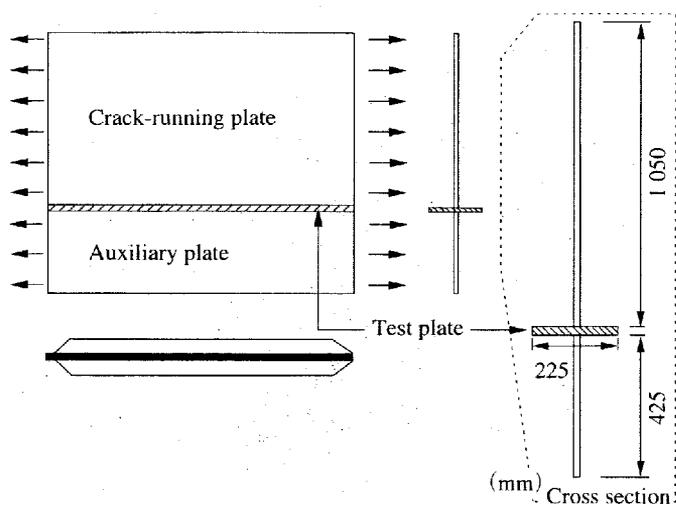


Fig.2.6 Schematic diagram of shear strake model



(a) Type I



(b) Type II

Fig.2.7 Ultra-wide duplex ESSO test specimen<sup>2.15)</sup>

Table 2.2 Results of ultra-wide duplex ESSO tests<sup>2,15)</sup>

Specimen Type	Plastic Strain (%)	Test Steel	Temperature (°C)	Result
Type I	0	SUF	−53	Arrest
		KE36	−52	Go
	10	SUF	−42	Arrest
		SUF	−60	Go
		KE36	−40	Go
Type II	0	SUF	−50	Arrest
		KE36	−50	Go
	10	SUF	−30	Arrest
		KE36	0	Go

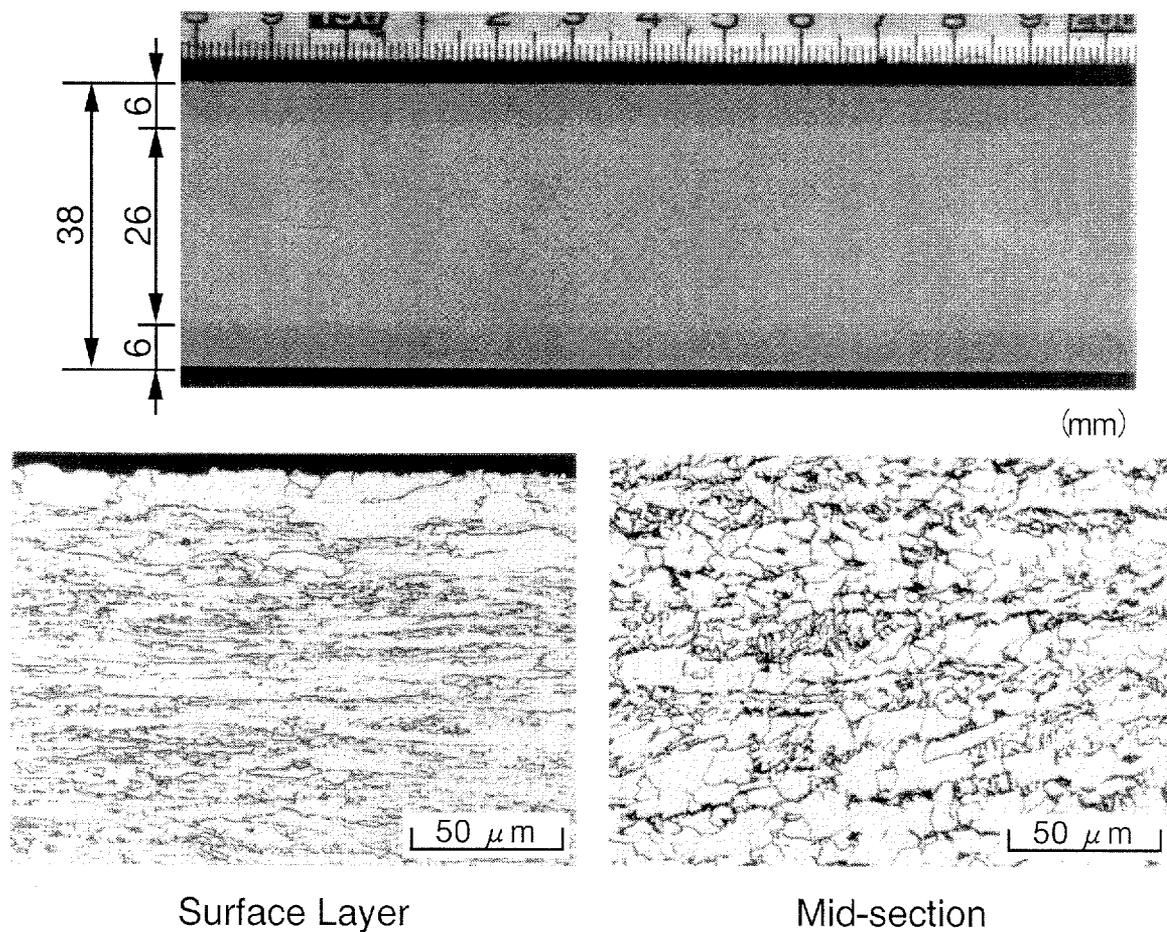


Fig.2.8 Macrostructure and microstructures in cross section of SUF steel plate used (No.1)

Table 2.3 Chemical composition of SUF steel plate used (No.1)

(mass%)

C	Si	Mn	P	S	Ceq*	Ceq (WES)
0.08	0.19	1.44	0.008	0.003	0.36	0.34

$$\text{Ceq}^* = \text{C} + \text{Mn}/6 + (\text{Cu}+\text{Ni})/15 + (\text{Cr}+\text{Mo}+\text{V})/5$$

$$\text{Ceq (WES)} = \text{C} + \text{Mn}/6 + \text{Si}/24 + \text{Ni}/40 + \text{Cr}/5 + \text{Mo}/4 + \text{V}/14$$

Table 2.4 Mechanical properties of SUF steel plate used (No.1)

Direct.	Tension Test (JIS 4)			V-Notched Charpy Impact Test		Bending Test
	Y.P. (MPa)	T.S. (MPa)	El. (%)	t/4 vTrs (°C)	t/2 vTrs (°C)	R=1.5t C Direct.
L	425	514	36.6	< -140	-117	—
C	445	543	34.0	< -140	-118	GOOD

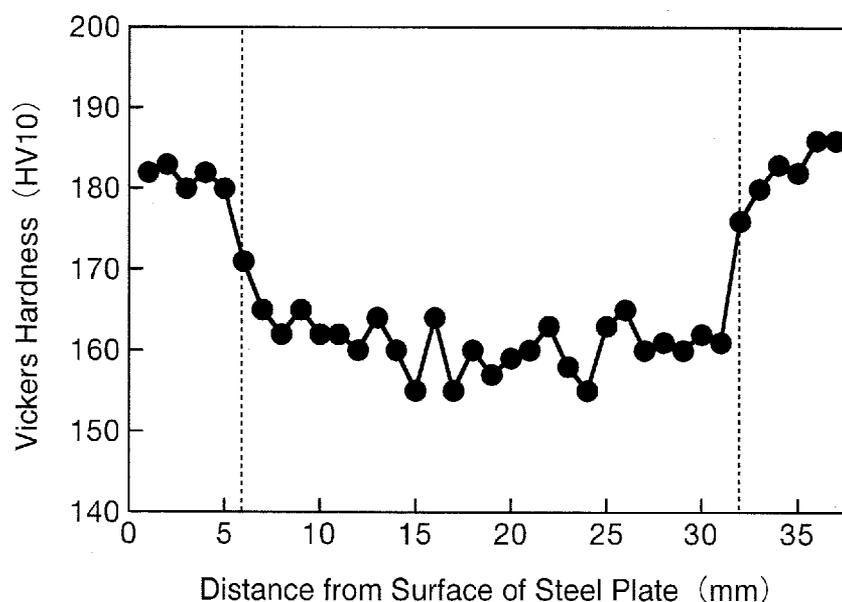


Fig.2.9 Distribution of Vickers hardness towards thickness direction in cross section of SUF steel plate used (No.1)

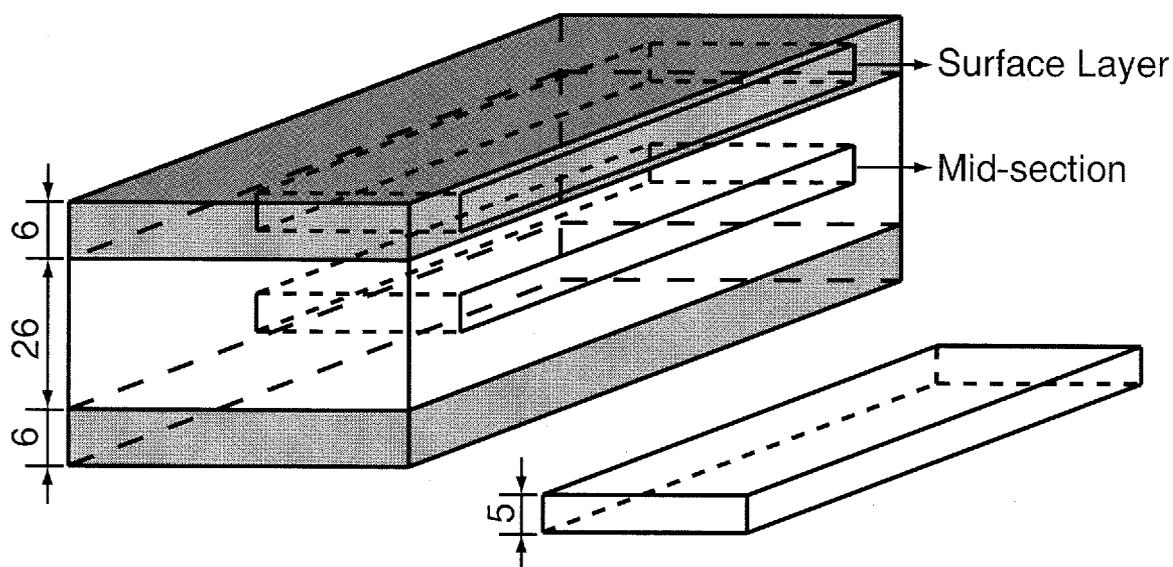
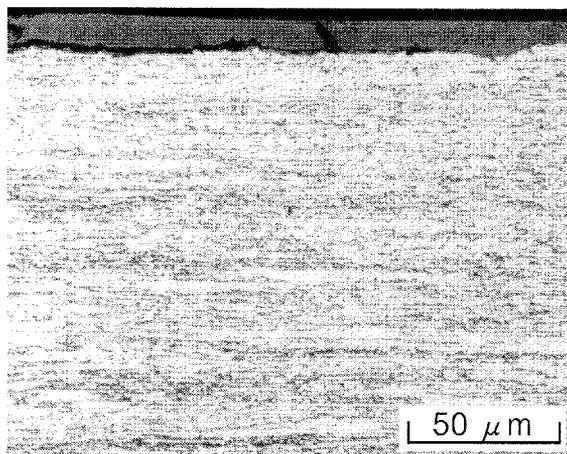
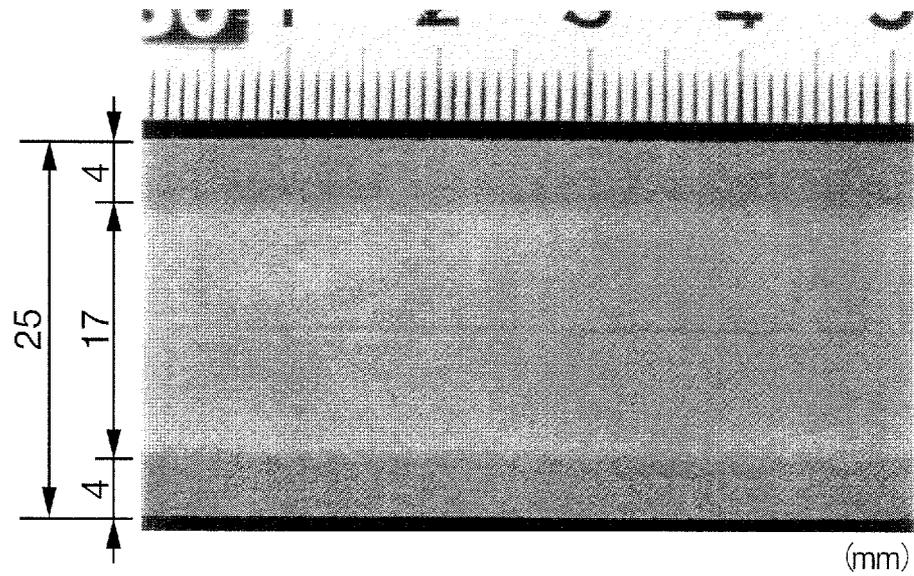


Fig.2.10 Cut off plan for tension test specimen (No.1)

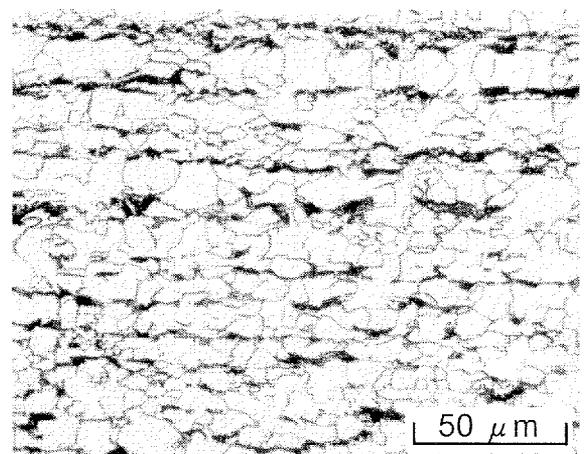
Table 2.5 Mechanical properties of surface layer and mid-section of SUF steel plate used (No.1)

Position	Direction	Y.P. (MPa)	T.S. (MPa)	El. (%)
Surface Layer	L	472	548	24.6
	C	504	586	21.3
Mid-section	L	405	496	26.6
	C	425	516	26.2

Average value of the two test specimens  
JIS 13B (t=5mm)



Surface Layer



Mid-section

Fig.2.11 Macrostructure and microstructures in cross section of SUF steel plate used (No.2)

Table 2.6 Chemical composition of SUF steel plate used (No.2)

(mass%)

C	Si	Mn	P	S	Ceq*	Ceq (WES)
0.12	0.19	1.27	0.009	0.003	0.33	0.34

$$Ceq^* = C + Mn/6 + (Cu+Ni)/15 + (Cr+Mo+V)/5$$

$$Ceq (WES) = C + Mn/6 + Si/24 + Ni/40 + Cr/5 + Mo/4 + V/14$$

Table 2.7 Mechanical properties of SUF steel plate used (No.2)

Direction	Y.P. (MPa)	T.S. (MPa)	El. (%)
L	435	534	24
C	462	564	20

NK U1

Table 2.8 Mechanical properties of surface layer and mid-section of SUF steel plate used (No.2)

Position	Direction	Y.P. (MPa)	T.S. (MPa)	El. (%)
Surface Layer	L	508	559	26.4
	C	520	601	23.6
Mid-section	L	389	499	31.6
	C	386	524	28.8

JIS 5 (t=3.5mm)

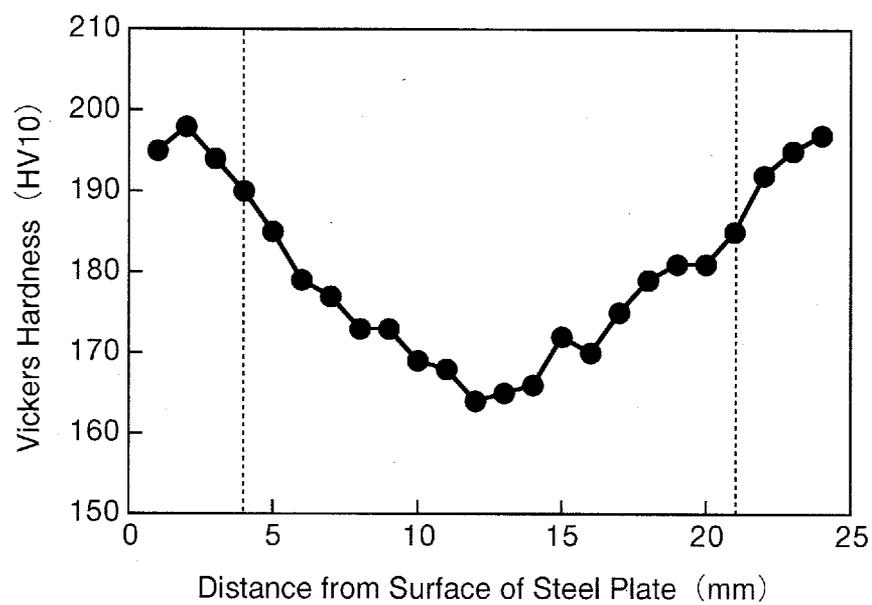


Fig.2.12 Distribution of Vickers hardness towards thickness direction in cross section of SUF steel plate used (No.2)

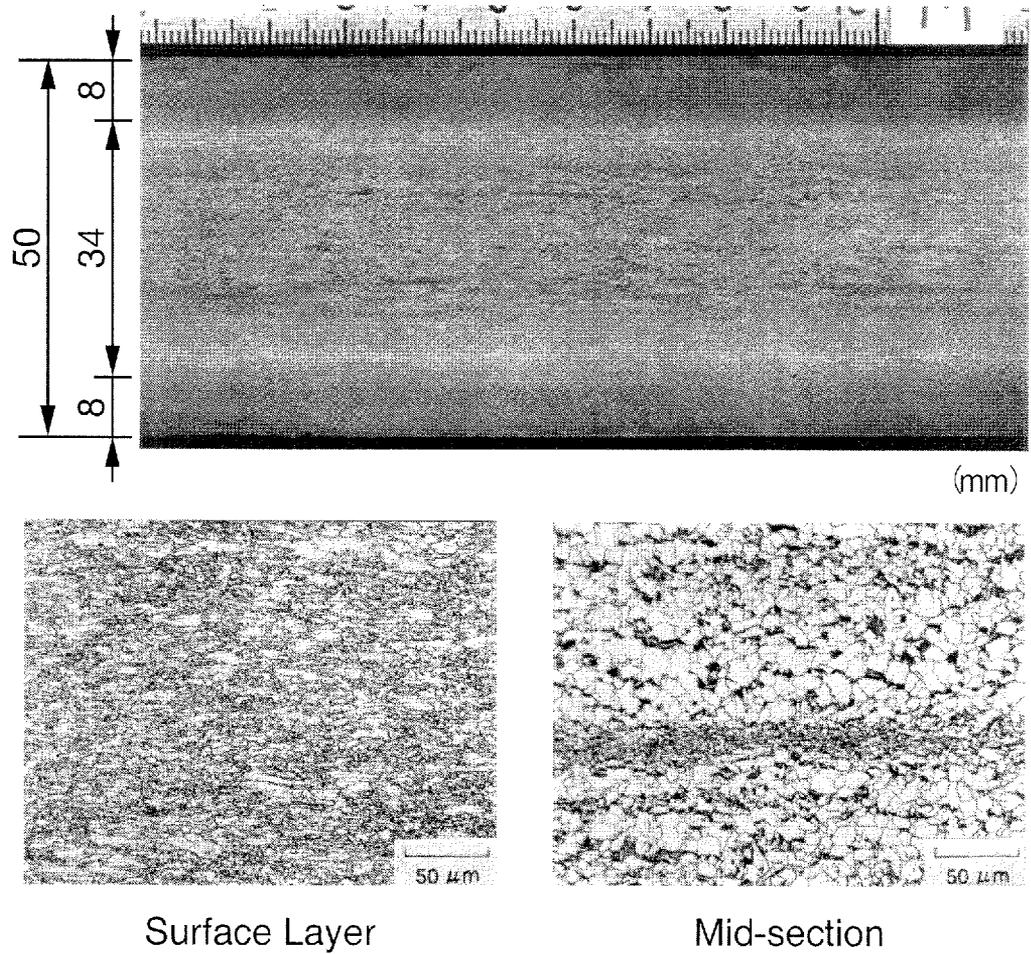


Fig.2.13 Macrostructure and microstructures in cross section of SUF steel plate used (No.3)

Table 2.9 Chemical composition of SUF steel plate used (No.3)

(mass%)

C	Si	Mn	P	S	Ceq*	Ceq (WES)
0.11	0.20	1.44	0.007	0.005	0.37	0.36

$$Ceq^* = C + Mn/6 + (Cu+Ni)/15 + (Cr+Mo+V)/5$$

$$Ceq (WES) = C + Mn/6 + Si/24 + Ni/40 + Cr/5 + Mo/4 + V/14$$

Table 2.10 Mechanical properties of SUF steel plate used (No.3)

Direction	Tension Test (NK U1)			V-notched Charpy Impact Test	
	Y.P. (MPa)	T.S. (MPa)	El. (%)	t/4 vTrs (°C)	t/2 vTrs (°C)
L	419	513	33	< -120	< -120
C	445	536	29	< -120	-82

Table 2.11 Mechanical properties of surface layer, mid-section and boundary section of SUF steel plate used (No.3)

Position	Direction	Y.P. (MPa)	T.S. (MPa)	El. (%)
Surface Layer	L	474	536	27
Boundary Section		415	507	30
Mid-section		404	489	33

Average value of the two test specimens

JIS 13B (t=6mm)

## 第3章

高クラックアレスト鋼板の  
破壊靱性

## 目次

	頁
3.1 まえがき .....	159
3.2 V-ノッチシャルピー衝撃試験およびその結果 .....	159
3.2.1 試験片および試験方法 .....	159
3.2.2 試験結果とその考察 .....	160
3.2.3 標準試験片とサブサイズ試験片との比較 .....	161
3.3 中央切欠付小型引張試験およびその結果 .....	162
3.3.1 試験片および試験方法 .....	162
3.3.2 試験結果と破壊靱性 (Kc) 値に対する考察 .....	163
3.3.3 機械切削切欠きによる Kc 値と 疲労亀裂切欠きによる Kc 値との比較 .....	165
3.3.4 表層部引張予歪材の中央切欠付小型引張試験結果 とその考察 .....	166
3.4 全板厚材に対する中央切欠付広幅引張試験およびその結果	167
3.4.1 試験片および試験方法 .....	167
3.4.2 試験結果とその考察 .....	167
3.5 破壊靱性 (Kc) 値推定に関する検討 .....	167
3.5.1 サブサイズ V-ノッチシャルピー衝撃試験結果 からの Kc 値の推定 .....	167
3.5.2 全板厚材に対する Kc 値の評価 .....	170
3.6 まとめ .....	171
参考文献 .....	171
図表 .....	173~204

### 3.1 まえがき

船舶をはじめとする大型溶接鋼構造物において、万一、脆性不安定亀裂が発生してしまった場合の対策として、構造の要所要所に高靱性鋼を配置して脆性不安定亀裂を停止させ、損傷を最小限に抑え込むことが一般に考えられている<sup>3.1), 3.2)</sup>。このような目的に使用されるべき高靱性鋼板として開発された高クラックアレスト鋼板 (SUF 鋼板)<sup>3.3)</sup> の基本特性として、非常に優れた脆性不安定亀裂伝播停止性能を有していることなどは、先に第2章で述べた通りである。

本章では、この新しい高クラックアレスト鋼板 (SUF 鋼板) の破壊靱性値、すなわち、板厚貫通切欠きからの脆性不安定亀裂発生強度に関して、種々検討・考察した結果<sup>3.4)</sup> について述べる。

### 3.2 V-ノッチシャルピー衝撃試験およびその結果

#### 3.2.1 試験片および試験方法

先に第2章で述べた、板厚 38mm (表層部 6mm, 中央部 26mm) の供試鋼板1の表層部および中央部から、Fig.3.1に示すように、板厚 5mm の板を削り出して供試した。さらに、中央部に関しては、板厚 10mm の板も削り出して供試した。

これらの供試材から、表層部ではサブサイズ試験片 (5×10×55mm) を、中央部ではサブサイズ試験片と標準試験片 (10×10×55mm) とを、圧延平行方向 (L方向) および圧延直角方向 (C方向) に採取して供試した。試験片採取要領・寸法を Fig.3.2 に示す。

試験片の冷却には、後述する表層部のサブサイズ試験片以外は、液体窒素とイソペンタンおよびドライアイスとエタノールを用いた。脆性破面率は、投影機を使用し、破断面を 20 倍に拡大して脆性破面の割合を計測して求めた。

また、非常に低温領域で試験を行なうため、冷媒から試験片を取り出して打撃するまでの間に温度が変化する恐れがあった。そこで、熱電対

を装着したダミー試験片（標準試験片とサブサイズ試験片）を用意して、試験目標温度に冷却し、ダミー試験片を冷媒から取り出してからの経過時間と温度変化との関係を計測し、計測結果の温度～経過時間曲線を用いて試験片温度を補正した。

なお、表層部では靱性が非常に良いため、液体窒素（ $-196^{\circ}\text{C}$ ）を使用しての試験では十分ではなかったため、表層部のサブサイズ試験片に対しては、液体ヘリウム（ $-269^{\circ}\text{C}$ ）を用いての試験も行なった。

液体ヘリウムを用いた試験状況を Fig.3.3 に、試験システムを Fig.3.4 に示す。液体ヘリウムを使用した試験においては、試験片温度保持のために、試験片を断熱材で巻いた状態で試験機に装着して、液体ヘリウムを注ぎ込み、断熱材ごと破断させた。吸収エネルギー値は、断熱材が吸収したエネルギーを差し引いて求めた。

### 3.2.2 試験結果とその考察

V-ノッチシャルピー衝撃試験による、表層部と中央部の試験片破断面を、Fig.3.5 および Fig.3.6 に示す。写真上下の光沢部分は、切欠き部である。また、切欠き反対側の光沢部分は、試験時に破断しなかったため、試験後、強制的に破断させた部分である。また、Fig.3.7 および Fig.3.8 に、破断面の走査型電子顕微鏡（SEM）写真を示す。さらに、Fig.3.9 および Fig.3.10 に、液体ヘリウムを用いて行なった表層部サブサイズ試験片の破断面の状況を示す。

Fig.3.5, Fig.3.6 および Fig.3.8 から、中央部の破断面では、サブサイズ試験片および標準試験片とも、延性破面と脆性破面の区別が明瞭であった。したがって、投影機で破断面を拡大して映し出し、脆性破面率を計測することが可能であった。

一方、表層部サブサイズ試験片の破断面では、Fig.3.9 および Fig.3.10 から明らかなように、液体ヘリウムを用いた $-265^{\circ}\text{C}$ の温度でも、板厚方向に開口するセパレーションが多く見られた。しかも、Fig.3.7 に示し

たように、破断面表面は網目状のデンプルパターンが認められ、明らかに延性破壊していたが、セパレーションの開口面には壁開破面が見られ、明らかに脆性不安定破壊を起こしていた。したがって、表層部に関しては、脆性破面率を特定するのが困難であった。

以上、破断面の観察結果からも、表層部は非常に優れた切欠靱性を有していることが分かる。

次に、V-ノッチシャルピー衝撃試験結果の、吸収エネルギー～温度遷移曲線および脆性破面率～温度遷移曲線を、Fig.3.11～Fig.3.14に示す。Fig.3.11～Fig.3.14から求めた、吸収エネルギー遷移温度 ( $vT_{RE}$ )、50%脆性破面率遷移温度 ( $vT_{RS}$ ) を、Table 3.1に示す。表層部では、upper shelf energyの1/2の吸収エネルギーを示す温度を、吸収エネルギー遷移温度 ( $vT_{RE}$ ) とした。また、先に述べたように、表層部では脆性破面率を求めることができなかつたため、脆性破面率～温度遷移曲線を決定することはできなかつた。なお、Table 3.1に示したように、中央部では、吸収エネルギー遷移温度 ( $vT_{RE}$ ) と50%脆性破面率遷移温度 ( $vT_{RS}$ ) とは等しかつた。

Table 3.1から明らかなように、表層部は中央部より、 $vT_{RE}$ で約30℃程度低温であり、非常に優れた切欠靱性を有していることが分かる。

### 3.2.3 標準試験片とサブサイズ試験片との比較

NK規格<sup>3.5)</sup>によると、V-ノッチシャルピー衝撃試験による吸収エネルギーの、標準試験片(10×10×55mm)とサブサイズ試験片(5×10×55mm)との比は、“3/2”と定められている。先にFig.3.12～Fig.3.14に示した、中央部サブサイズ試験片と標準試験片の吸収エネルギー～温度遷移曲線から、種々の温度における吸収エネルギーを読み取ってまとめた結果を、Table 3.2に示す。

一方、先に述べたように、本供試鋼板は、JIS SLA37鋼板<sup>3.6)</sup>として製造されている。JIS SLA37鋼板は、NK規格<sup>3.5)</sup>によれば、KL37鋼板で

ある。NK規格での、KL37鋼板に対する標準V-ノッチシャルピー衝撃試験による吸収エネルギー値は、試験温度 $-60^{\circ}\text{C}$ において、L方向では41J以上、C方向では27J以上となっている。

したがって、Table 3.2において、標準試験片での吸収エネルギー値が、NK規格<sup>3.5)</sup>での最低要求吸収エネルギー値、すなわち、L方向で41J、C方向で27J程度の値を示す温度において、サブサイズ試験片での吸収エネルギーとの比を求めてみる。Table 3.2から、L方向では $-135^{\circ}\text{C}$ 付近の値であり、吸収エネルギーの比は1.4となっている。一方、C方向では、 $-130^{\circ}\text{C}$ 付近の値であり、吸収エネルギーの比は1.5となっている。

以上により、供試鋼板1の板厚中央部においては、標準試験片とサブサイズ試験片による吸収エネルギーの比が、上述のNK規格<sup>3.5)</sup>による“3/2”をほぼ満足しているといえる。

### 3.3 中央切欠付小型引張試験およびその結果

#### 3.3.1 試験片および試験方法

供試鋼板1（板厚38mm）の表層部および中央部から、各々板厚5mmの板を削り出して（Fig.3.1参照）供試した。Fig.3.15に、中央切欠付小型引張試験片の形状・寸法を示す。試験片の幅は110mmとし、中央部に全長66mmの中央切欠きを加工した。試験片両端部には、引張負荷用タブプレートを溶接により取り付けた。Fig.3.15中に示したように、切欠き先端は、厚さ0.1mmのノコギリで加工した機械切削切欠きと、切欠き先端を更に鋭くした疲労亀裂切欠きの2種類とした。

また、表層部に対しては、引張予歪材の中央切欠付小型引張試験も行った。Fig.3.16に示すような、幅80mmの試験片を製作し、中央切欠きを加工する前に、2000kN万能試験機を用いて、最大で約17.5%の引張予歪を室温で与えた。引張予歪の量は、試験片表面に貼付した歪ゲージと、試験片表面に描いた罫書線から測定した。引張予歪を与えた後、全長約43mmの中央切欠きを加工した。切欠き先端には、処女材と同様、

疲労亀裂を導入した。疲労亀裂を加工する際、処女材と予歪材の亀裂先端の応力拡大係数が等しくなるようにした。なお、疲労亀裂は、200kN 疲労試験機によって加工した。

引張試験状況を Fig.3.17 に示す。試験片両面に装着した木製の冷却槽に冷媒を入れ試験片を冷却し、2000kN 万能試験機により引張破断させた。試験片の冷却には、液体窒素とイソペンタンおよびドライアイスとエタノールを用いた。なお、あらかじめ試験片に装着した熱電対により、切欠き先端近傍の温度を計測した。

### 3.3.2 試験結果と破壊靱性 (Kc) 値に対する考察

中央切欠付小型引張試験後の破断面の写真を、Fig.3.18～Fig.3.21 に示す。図中の記号の第1番目の文字の S は表層部を、C は中央部を表わしており、第2番目の文字の L は圧延平行方向 (L 方向) を、C は圧延直角方向 (C 方向) を表わしている。Fig.3.18 および Fig.3.19 から分かるように、表層部の機械切削切欠きを加工した SL-8 と SC-8 では、液体窒素の温度 ( $-196^{\circ}\text{C}$ ) でも延性破壊を起こした。また、表層部では、L 方向および C 方向ともにセパレーションが多く見られ、非常に延性に富んだ破壊形態を示している。

Fig.3.22 および Fig.3.23 に、表層部 L 方向 SL-5 および中央部 L 方向 CL-6 それぞれの、切欠き先端近傍の走査型電子顕微鏡 (SEM) 写真を示す。表層部 L 方向 SL-5 と SL-7 では、Fig.3.22 に示したように、切欠き先端からまず延性破壊を起こし、途中から脆性不安定破壊を起こしていた。一方、中央部では、Fig.3.23 に示したように、機械切削切欠きおよび疲労亀裂切欠きの場合とも、切欠き先端近傍に壁開破面が見られ、切欠き先端から、脆性不安定破壊を起こしていた。

中央切欠付小型引張試験による破壊靱性 (Kc) 値は、有限幅 2B の板中央に、長さ 2a の板厚貫通疲労亀裂が存在していて、グロス応力 ( $\sigma_g$ ) が負荷され、その疲労亀裂先端から脆性不安定亀裂が発生して板が破断したと考え、以下の (3.1) 式<sup>3.7)</sup> を用いて求めた。

$$\left. \begin{aligned}
 Kc &= F\left(\frac{a}{B}\right) \cdot \sigma_g \sqrt{\pi a} \\
 F\left(\frac{a}{B}\right) &= \left\{ 1 - 0.025\left(\frac{a}{B}\right)^2 + 0.06\left(\frac{a}{B}\right)^4 \right\} \sqrt{\sec\left(\frac{\pi a}{2B}\right)} \\
 \sigma_g &= \frac{P}{2B \cdot t}
 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3.1)$$

ただし、 $F\left(\frac{a}{B}\right)$  : 有効幅の補正係数

- $\sigma_g$  : グロス応力
- $a$  : 切欠き長さの 1/2
- $B$  : 試験片半幅
- $t$  : 板厚
- $P$  : 脆性不安定亀裂発生荷重

中央切欠付小型引張試験結果のKc値と温度との関係を、Fig.3.24に示す。先に述べたように、表層部L方向SL-5およびSL-7では、切欠き先端からまず延性破壊を生じ、途中から脆性不安定破壊を起こしていた。したがって、延性破壊を起こした部分も切欠き長さに含め、脆性不安定破壊開始の荷重をX-Yレコーダで記録したグラフから読み取り、これを脆性不安定亀裂発生荷重とみなして、破壊靱性(Kc)値を求めた。また、先に述べたように、表層部の機械切削切欠きを加工したSL-8とSC-8では、延性破壊を起こしたため、見かけの破壊靱性(Kc)値を求めた。

Fig.3.24中の直線は、後述するKc値推定式により、先に述べたサブサイズV-ノッチシャルピー衝撃試験結果の吸収エネルギー遷移温度( $v_{TrE}$ )と、先にTable 2.5に示した室温降伏点( $\sigma_{y0}$ )を用いて推定した、Kc値と温度との関係である。一般に、このようなKc値と温度との関係は、靱性が良くなるほど、勾配が小さく、切片が大きくなる。したがって、Fig.3.24から、表層部の破壊靱性が非常に優れていることが分

かる。また、L方向とC方向とでは、L方向の方が靱性が良いことが分かる。

### 3.3.3 機械切削切欠きによるKc値と疲労亀裂切欠きによるKc値との比較

厚さ0.1mmのノコギリで加工した機械切削切欠きによるKc (Kc,M.N.) 値と、疲労亀裂切欠きによるKc (Kc,F.C.N.) 値とは、切欠き先端の尖鋭度の差を考慮すれば、等しくなるとは考えられない。しかしながら、表層部では、延性破壊を起こした機械切削切欠きの場合も、脆性不安定破壊を起こした疲労亀裂切欠きの場合も、見かけ上ほぼ同等のKc値を示した (Fig.3.24 参照)。つまり、表層部では、機械切削切欠きの場合も、疲労亀裂切欠きの場合も、まず、切欠き先端からスロークラックが発生し、ある程度進展してから脆性不安定亀裂に転移しているため、Kc値が見かけ上ほぼ同等になったものと考えられる。

したがって、Kc,M.N.とKc,F.C.N.とは等しいとみなすことにした。

すなわち、

$$F = \frac{K_{c,F.C.N.}}{K_{c,M.N.}} = 1.00 \quad \dots \dots \dots (3.2)$$

とすることにした。

一方、中央部では、機械切削切欠きの場合でも、疲労亀裂切欠きの場合でも脆性不安定破壊した。

したがって、今回の試験結果に対しても、Kc,M.N.とKc,F.C.N.との比は、従来から認められている<sup>3.8)</sup>、

$$F = \frac{K_{c,F.C.N.}}{K_{c,M.N.}} = 0.68 \quad \dots \dots \dots (3.3)$$

となるものとみなすことにした。

以上により、供試鋼板1に対する機械切削切欠きによるKc値から、疲

労亀裂切欠きによる  $Kc$  値を推定する場合，上記 (3.2) 式および (3.3) 式を用いることにする。

### 3.3.4 表層部引張予歪材の中央切欠付小型引張試験結果とその考察

表層部引張予歪材の中央切欠付小型引張試験後の破断面の写真を，Fig.3.25 および Fig.3.26 に示す。また，破断面の走査型電子顕微鏡 (SEM) 写真の代表例を，Fig.3.27 に示す。Fig.3.25 および Fig.3.26 から明らかなように，予歪を付与しなかった処女材 (Fig.3.18 および Fig.3.19 参照) と同様， $-196^{\circ}\text{C}$  で破断させたにもかかわらず，L 方向，C 方向ともにセパレーションが多く見られ，非常に延性に富んだ破壊形態を示している。

引張予歪材の  $Kc$  値と温度との関係を，前述の処女材に対するデータとともに，Fig.3.28 および Fig.3.29 に示す。なお，図中の実線および破線は，後述する  $Kc$  値推定式により推定したものである。また，試験温度  $-196^{\circ}\text{C}$  での  $Kc$  値と付与した予歪量との関係を，Fig.3.30 に示す。表層部は，引張予歪を 7～18% 程度付与した場合でも  $Kc$  値の低下は極僅かであり，非常に優れた破壊靱性を有しているといえる。

ダブルハル構造の大型タンカーの船側に，他の船が垂直に衝突してきたことを想定した場合，内殻材が破断する直前までに，シアストレーキが受ける塑性歪は 5～10% 程度であると考えられている<sup>39)</sup>。したがって，7～18% 程度の引張予歪を与えても， $Kc$  値の低下が極わずかであったということは，供試高クランクアレスト鋼板 (SUF 鋼板) をシアストレーキに使用しておけば，万一の場合にも，高い信頼性が確保されるものと期待できる。

### 3.4 全板厚材に対する中央切欠付広幅引張試験およびその結果

#### 3.4.1 試験片および試験方法

全板厚38mmの供試鋼板1から、Fig.3.31に示すような、幅400mm、中央切欠き長さ160mmの中央切欠付広幅引張試験片をL方向に採取し、供試した。なお、切欠き先端には、厚さが0.2mmのノコギリ用いて、機械切削切欠き（machined notch）を加工した。

試験には、新日本製鐵（株）大分製鐵所の20000kNテストリグを使用した。試験片の冷却には、液体窒素を使用した。

#### 3.4.2 試験結果とその考察

全板厚材に対する試験結果の、破壊靱性（Kc）値と温度との関係を、Fig.3.32に示す。Kc値の算出には、先に述べた（3.1）式<sup>3.7)</sup>を用いた。また、Fig.3.32中には、先に述べた、表層部および中央部のmachined notchによる中央切欠付小型引張試験結果も示してある。

全板厚材に対する中央切欠付広幅引張試験後の破断面の写真を、Fig.3.33に示す。Fig.3.33から明らかなように、板厚中央部は脆性不安定破壊しているが、超細粒組織の表層部は脆性不安定破壊していない。つまり、従来鋼板に近い組織の中央部を脆性不安定亀裂が走った後に、表層部が延性破壊したものと考えられる。

### 3.5 破壊靱性（Kc）値推定に関する検討

#### 3.5.1 サブサイズV-ノッチシャルピー衝撃試験結果からのKc値の推定

従来鋼板に対する標準V-ノッチシャルピー衝撃試験結果の $v_{Trs}$ （ $\equiv v_{TRE}$ ）からのKc値推定式として、（3.4）式が提案されている<sup>3.8), 3.10)</sup>。

$$Kc = F \cdot 5.60 \cdot \sigma_{y0} \cdot \exp \left\{ k_0 \left( \frac{1}{\sigma = \frac{1}{2} \sigma_{y0} [Ti]_{a=40}} - \frac{1}{Tk} \right) \right\} \quad \left( \text{kgf} \sqrt{\text{mm}} / \text{mm}^2 \right) \quad \dots (3.4)$$

$$F = \frac{K_{C,F.C.N.}}{K_{C,M.N.}} = 0.68$$

$$\sigma = \frac{1}{2} \sigma_{y0} [Ti]_{a=40} = (0.00321 \sigma_{y0} + 0.391) \sqrt{Trs} + 2.74 \sqrt{t} + X$$

- ただし、 $\sigma_{y0}$  : 公称降伏点 (kgf/mm<sup>2</sup>)  
 $\sqrt{Trs}$  : 母材あるいはFusion Line部の50%脆性破面率遷移温度 (K)  
 $Tk$  : 試験温度 (K)  
 $t$  : 板厚 (mm)

Xの値

鋼種		Xの値 (K)		
		母材	溶接継手Fusion Line部	
			小入熱	大入熱
従来圧延鋼板	軟鋼	-5.44	+25.3	+56.1
	降伏点32kgf/mm <sup>2</sup> 級HT鋼板	-5.44	+25.3	+56.1
TMCP鋼板	降伏点32kgf/mm <sup>2</sup> 級HT鋼板	+17.3	—	+56.1
	降伏点36kgf/mm <sup>2</sup> 級HT鋼板	+17.3	—	+56.1
	降伏点40kgf/mm <sup>2</sup> 級HT鋼板	+17.3	—	+56.1

k<sub>0</sub>の値

鋼種		k <sub>0</sub> の値 (K)	
		母材	溶接継手Fusion Line部
従来圧延鋼板	軟鋼	$k_0 = 5.16 \left\{ \sigma = \frac{1}{2} \sigma_{y0} [Ti]_{a=40} \right\} - 170$	$k_0 = 5.16 \left\{ \sigma = \frac{1}{2} \sigma_{y0} [Ti]_{a=40} \right\} - 170$
	降伏点32kgf/mm <sup>2</sup> 級HT鋼板		
TMCP鋼板	降伏点32kgf/mm <sup>2</sup> 級HT鋼板	$k_0 = 5.70 \left\{ \sigma = \frac{1}{2} \sigma_{y0} [Ti]_{a=40} \right\} - 170$	$k_0 = 5.70 \left\{ \sigma = \frac{1}{2} \sigma_{y0} [Ti]_{a=40} \right\} - 290$
	降伏点36kgf/mm <sup>2</sup> 級HT鋼板		
	降伏点40kgf/mm <sup>2</sup> 級HT鋼板		

本項では、超細粒組織の表層部と、従来鋼板に近い組織の中央部それぞれのサブサイズ V-ノッチシャルピー衝撃試験結果から、表層部および中央部それぞれの  $Kc$  値推定に関して検討する。

先に述べたように、表層部の  $vTrs$  を求めることができなかったので、 $vTrs$  と  $vTre$  とが等しいことを踏まえて、 $vTre$  から  $Kc$  値を推定することにした。そこで、(3.4) 式<sup>3.8), 3.10)</sup> を基礎に、サブサイズ V-ノッチシャルピー衝撃試験結果と中央切欠付小型引張試験結果との相関が成り立つように、 $Kc$  値推定式の  $k_0$  と、 $\sigma=(1/2)\sigma_{y0}$   $[Ti]_{a=40}$  推定式の  $X$  の値を決定した。さらに、先に (3.2) 式および (3.3) 式として導出した、 $Kc_{F.C.N.}$  と  $Kc_{M.N.}$  との比 ( $F$ ) を用いて、以下の新しい  $Kc$  値推定式 [(3.5) 式] を導出した。

$$Kc = F \cdot 5.60 \cdot \sigma_{y0} \cdot \exp \left\{ k_0 \left( \frac{1}{\sigma = \frac{1}{2} \sigma_{y0} [Ti]_{a=40}} - \frac{1}{Tk} \right) \right\} \quad \left( \text{kgf} \sqrt{\text{mm}} / \text{mm}^2 \right)$$

$$F = \frac{Kc_{F.C.N.}}{Kc_{M.N.}} = \begin{cases} 1.00 & (\text{Surface Layer}) \\ 0.68 & (\text{Mid-section}) \end{cases} \quad \dots (3.5)$$

$$\sigma = \frac{1}{2} \sigma_{y0} [Ti]_{a=40} = (0.00321 \sigma_{y0} + 0.391) vTre + 2.74 \sqrt{t} - 8.0$$

$$k_0 = 5.70 \left\{ \sigma = \frac{1}{2} \sigma_{y0} [Ti]_{a=40} \right\} - 190$$

- ただし、  $Tk$  : 温度 (K)  
 $\sigma_{y0}$  : 公称降伏点 (kgf/mm<sup>2</sup>)  
 $t$  : 板厚 (mm) (本論文では、板厚 5mm)  
 $vTre$  : 吸収エネルギー遷移温度 (K)  
 $\sigma=(1/2)\sigma_{y0} [Ti]_{a=40}$  : 中央切欠付小型引張試験結果の応力場  
 $\sigma=(1/2)\sigma_{y0}$  における許容亀裂長さ  
(2a) 80mm に対する脆性不安定亀裂発生限界温度 (K)

先に、Fig.3.24, Fig.3.28, Fig.3.29 および Fig.3.32 中に示した実線および破線は、上述の  $Kc$  値推定式 [(3.5) 式] を用いて、先に Table 2.5 に示した室温降伏点 ( $\sigma_{y0}$ ) と、Table 3.1 に示したサブサイズ試験片による V-ノッチシャルピー衝撃試験結果の  $v_{TRE}$  から推定した、 $Kc$  値と温度との関係を示したものである。各々の図において、推定した  $Kc$  値と温度との関係は、中央切欠付小型引張試験結果と良く対応しているといえる。

### 3.5.2 全板厚材に対する $Kc$ 値の評価

先に述べた、サブサイズ V-ノッチシャルピー衝撃試験結果からの新しい破壊靱性 ( $Kc$ ) 値推定式 [(3.5) 式] と、WES3003 の板厚効果<sup>3.11)</sup>、すなわち、 $6\sqrt{t}$  を適用して、中央部板厚 5mm 材の試験結果から、全板厚材 (板厚 38mm) の  $Kc$  値を評価した。

Fig.3.34 に評価結果を示す。図中の▼印は、先に述べた供試鋼板 1 の全板厚材 (板厚 38mm) に対する中央切欠付広幅引張試験結果 (Fig.3.32 参照) である。また、図中の◎印は、供試鋼板中央部から削り出した、板厚 5mm 材の、圧延平行方向 (L 方向)、処女材に対する中央切欠付小型引張試験結果 (Fig.3.24 参照) であり、疲労亀裂切欠き (Fatigue-cracked notch) 付試験片によるデータも、先の (3.3) 式を用いて、機械切削切欠き (Machined notch) 付試験片によるデータに換算して示してある。また、図中の実線は、(3.5) 式を用いて推定した  $Kc$  と温度との関係である。

図中の破線は、新しい  $Kc$  値推定式 [(3.5) 式] と、WES3003 の板厚効果<sup>3.11)</sup> を適用して、供試鋼板中央部から採取した板厚 5mm 材のデータ ( $\sigma_{y0}$ ,  $v_{TRE}$ ) から推定した、板厚 38mm 材に対する  $Kc$  値と温度との関係を示したものである。破線は、板厚 38mm の全板厚材の試験結果と良く一致している。

全板厚材の中央切欠付広幅引張試験においては、脆性不安定亀裂は、板厚中央部から発生する (Fig.3.33 参照) ためか、両表層部の非常に強靱な超細粒組織層の効果はあまり期待できないという結果になった。

### 3.6 まとめ

TMCP技術をさらに発展させて製造された、表層部の組織を超細粒化した新しい高クラックアレスト鋼板（SUF鋼板）について、破壊靱性、すなわち板厚貫通切欠きからの脆性不安定亀裂発生強度を種々検討・考察し、以下の結論を得た。

- ① 板厚5mmのサブサイズV-ノッチシャルピー衝撃試験結果および中央切欠付小型引張試験結果から、超細粒組織の表層部は、従来鋼板に近い組織の中央部に比べて、非常に優れた靱性を有していることが明らかになった。
- ② 超細粒組織の表層部は、7～18%程度の引張予歪を付与しても、Kc値の低下は極わずかであった。
- ③ 超細粒組織の表層部と、従来鋼板に近い組織の中央部それぞれのサブサイズV-ノッチシャルピー衝撃試験結果から、表層部・中央部それぞれのKc値を推定できる新しい式を導出した。
- ④ 全板厚材（板厚38mm）に対する中央切欠付広幅引張試験結果と、中央部から削り出した板厚5mmの中央切欠付小型引張試験結果との比較・検討により、板厚貫通切欠きからの脆性不安定亀裂発生強度には、超細粒組織の表層部の効果はあまり期待できないことが明らかになった。

### 参考文献

- 3.1) 池田一夫, 前中 浩, 岡部利正, 矢島 浩, 中島正樹: 溶接型クラックアレスターの研究, 三菱重工技報, vol.6 No.6 (1969).
- 3.2) Nishimura, M., Matsumoto, T., Kitada, H., Akiyama, H. and Noura, D.: SAFETY ASSESSMENT OF HULL STRUCTURES WITH HIGHER CRACK ARRESTOR, OMAE (1997).

- 3.3) 石川 忠, 野見山裕治, 吉川 宏, 今井嗣郎, 井上健裕: 表層超細粒化による超高アレスト鋼板 HIAREST, 新日鉄技報, 第 365 号 (1997), pp.26-36.
- 3.4) 矢島 浩, 山本元道, 萩原行人, 石川 忠, 川上善道, 宮本哲生, 宮本寛志: 表層超細粒鋼板の破壊靱性に関する一考察, 西部造船会会報, 第 91 号 (1996), pp.185-192.
- 3.5) 日本海事協会: 鋼船規則集 (1993).
- 3.6) 日本規格協会: JIS ハンドブック 1, 鉄鋼 (1994).
- 3.7) Committee on Fracture Mechanics, The Society of Materials Science, Japan: Stress Intensity Factors Handbook, Volume 1, Pergamon Press (1987).
- 3.8) 矢島 浩, 多田益男, 野田俊介, 北田博重, 池上 潔, 高橋直樹: 船体用鋼板の破壊靱性値推定手法に関する一考察, 西部造船会会報, 第 75 号 (1988), pp.200-211.
- 3.9) 石川 忠, 井上健裕, 萩原行人, 大下 滋, 黒岩隆夫, 橋本州史, 多田益男, 矢島 浩: 表層超細粒鋼の脆性き裂伝播停止性能 (その2) - 塑性損傷後の特性および衝突後のき裂拡大防止への適用-, 日本造船学会論文集, 第 178 号 (1995), pp.555-563.
- 3.10) 永元隆一, 牛島正夫, 川村昭宣, 矢島 浩, 多田益男: 新制御圧延鋼50キロ級高張力鋼板の破壊靱性とその評価, 日本造船学会論文集, 第 152 号 (1983), pp.427-438.
- 3.11) (社) 日本溶接協会: 低温用圧延鋼板判定基準, WES3003 (1983).

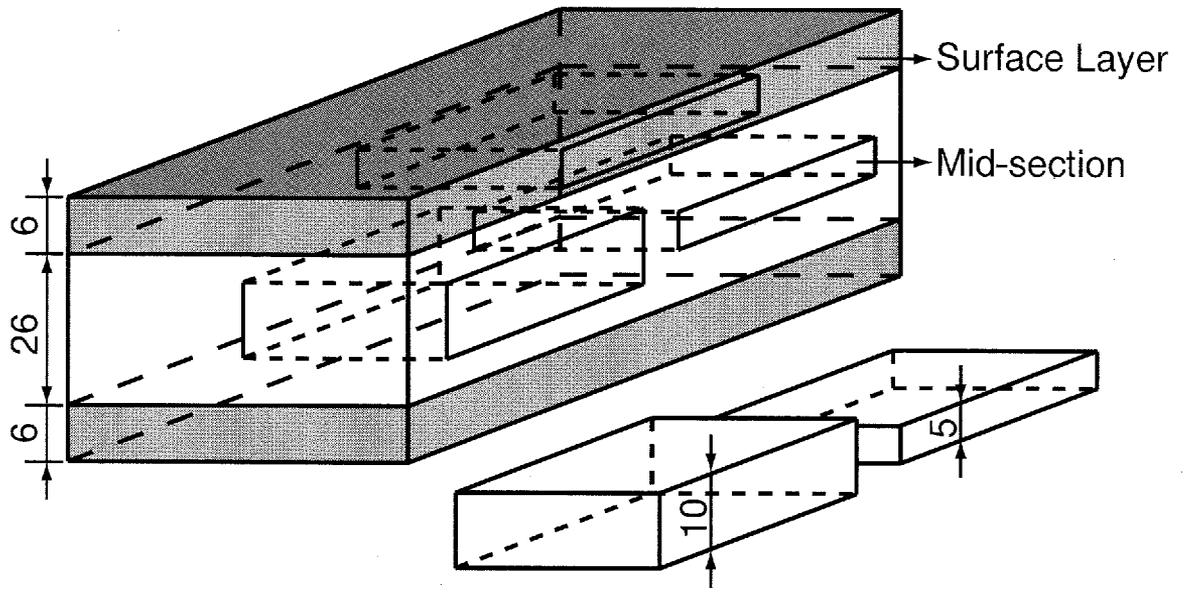


Fig.3.1 Cut off plan of test plates

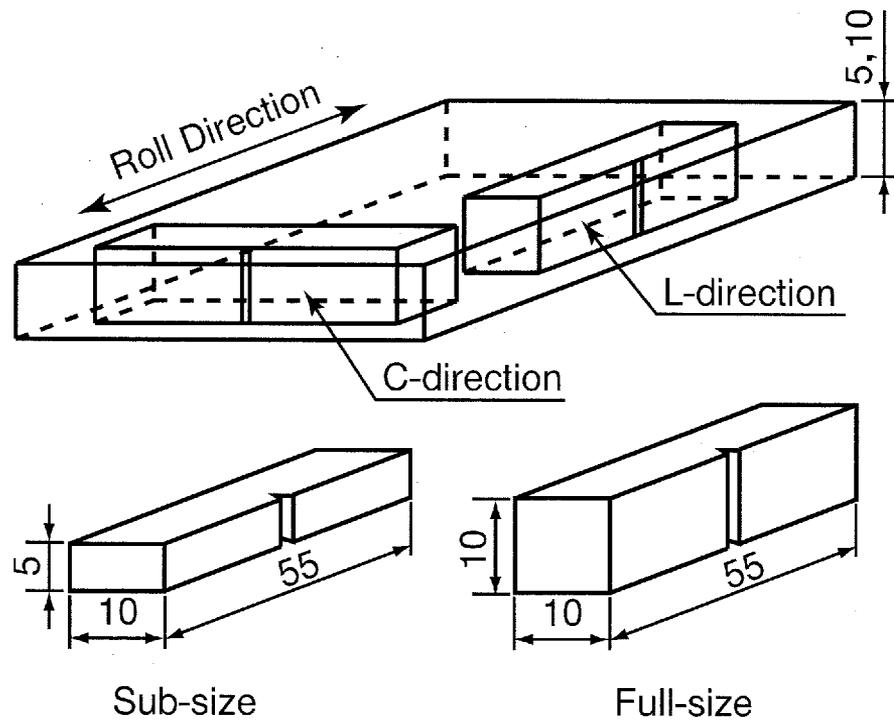
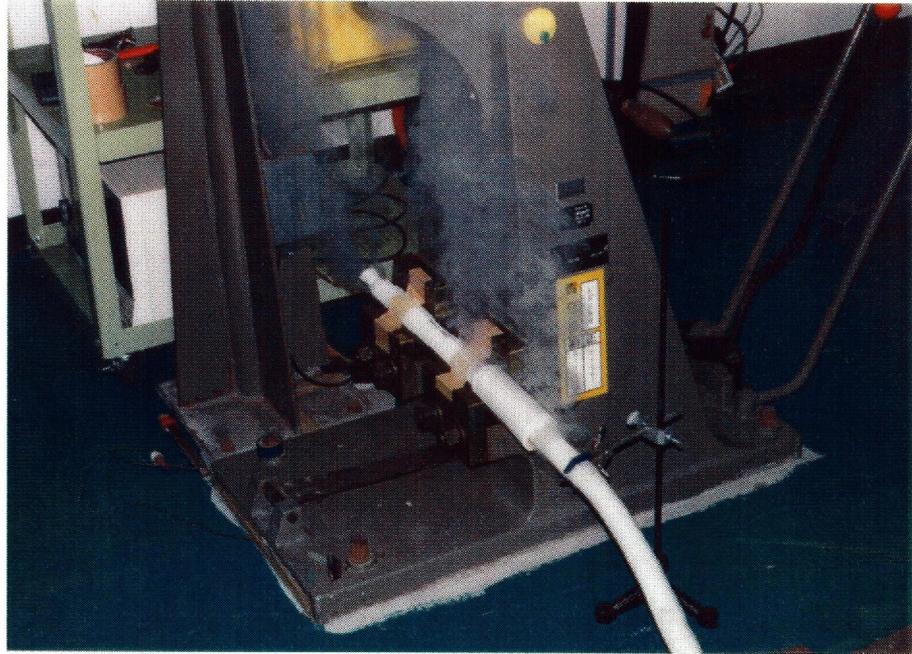


Fig.3.2 Cut out location and size of V-notched Charpy impact test specimens



Fog.3.3 Appearance of V-notched Charpy impact test using Liquid Helium

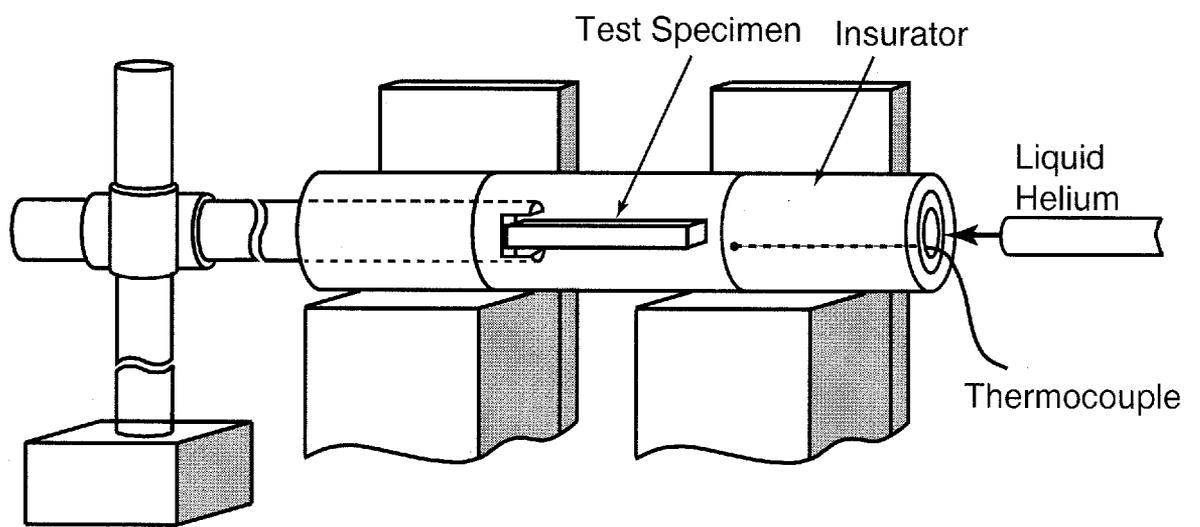
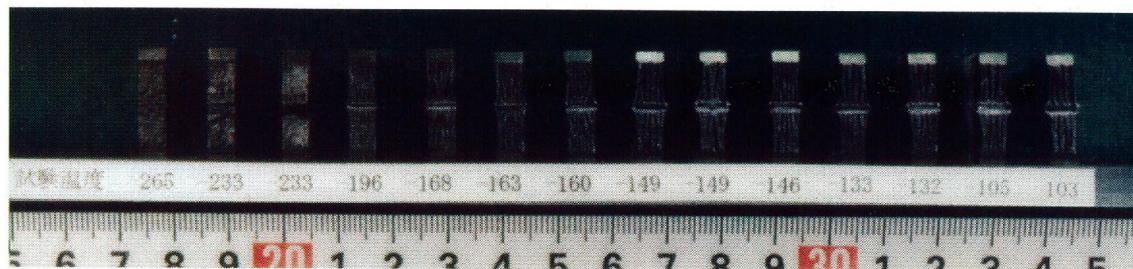
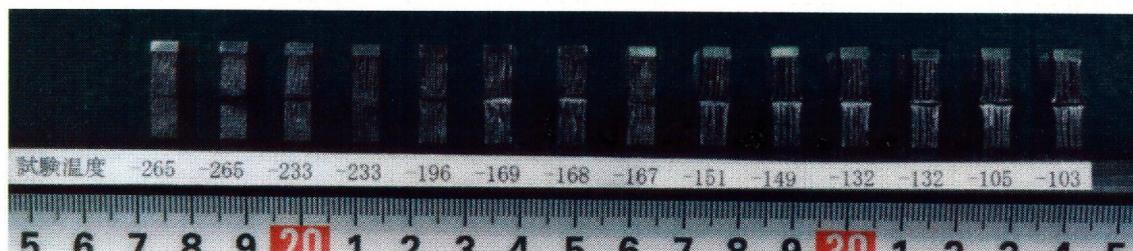


Fig.3.4 Equipment of V-notched Charpy impact test using Liquid Helium



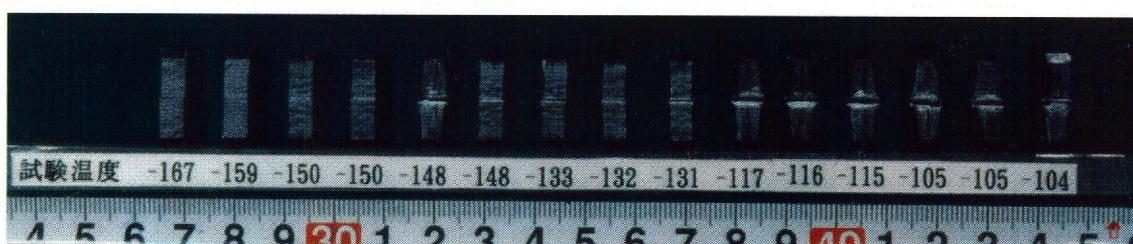
Surface Layer (L-direction)



Surface Layer (C-direction)

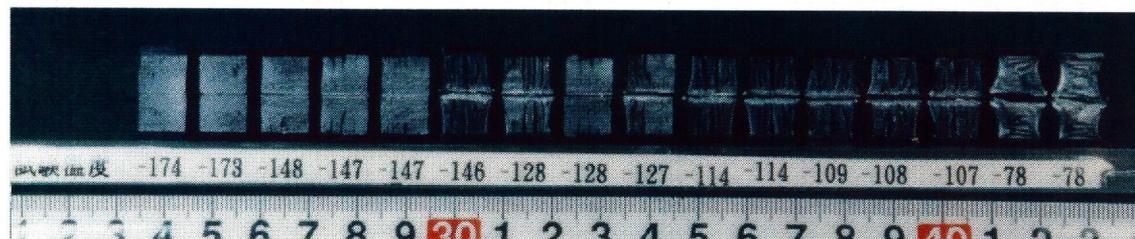


Mid-section (L-direction)

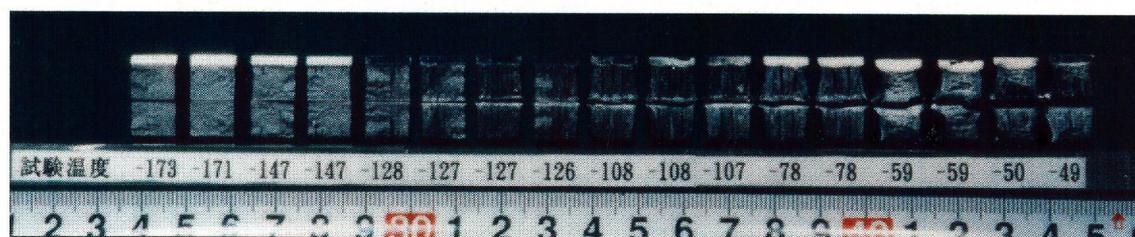


Mid-section (C-direction)

Fig.3.5 Fracture surfaces of sub-sized V-notched Charpy impact test specimens (No.1)

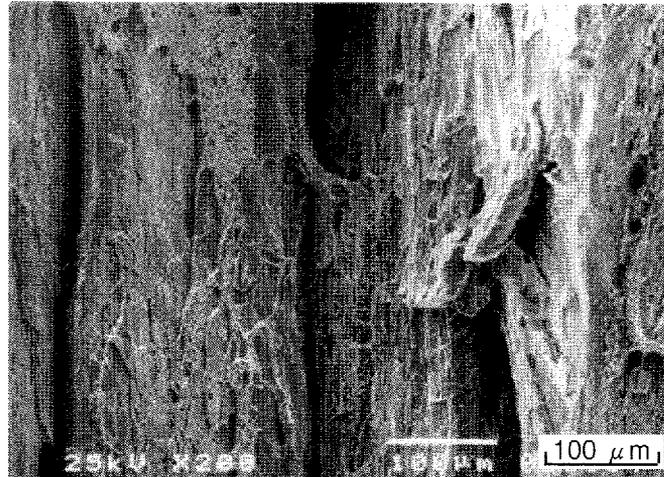


Mid-section (L-direction)

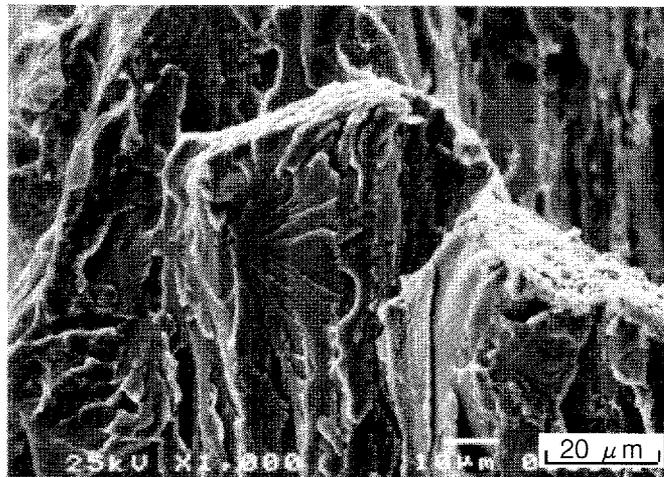


Mid-section (C-direction)

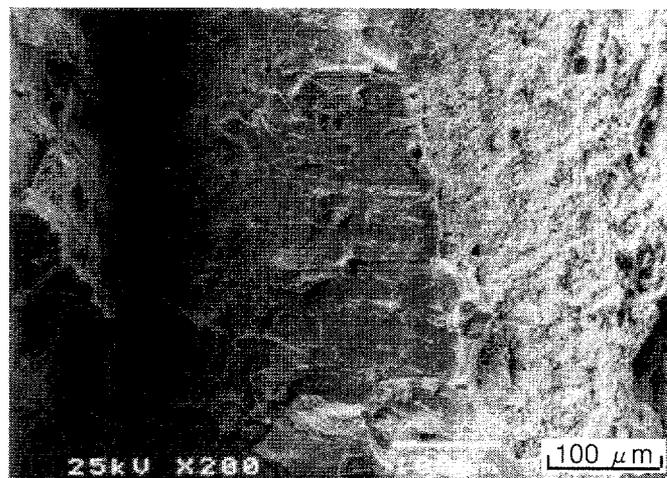
Fig.3.6 Fracture surfaces of full-sized V-notched Charpy impact test specimens (No.1)



C-direction, Temp. : - 167°C

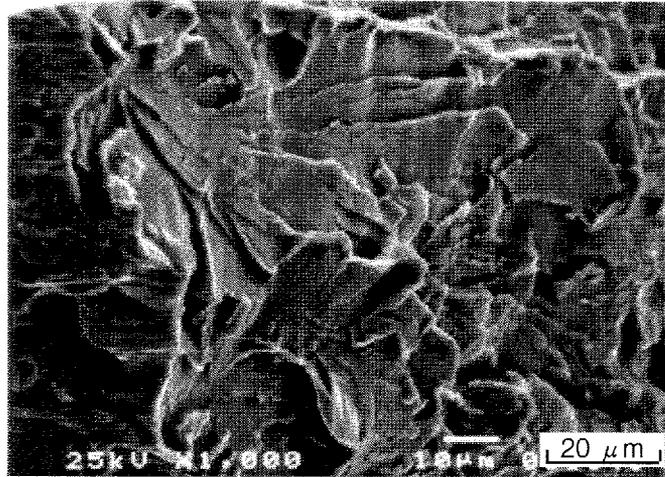


C-direction, Temp. : - 167°C

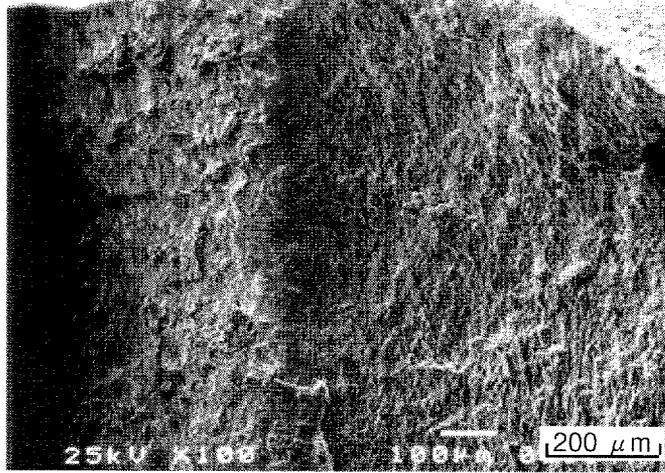


L-direction, Temp. : - 168°C

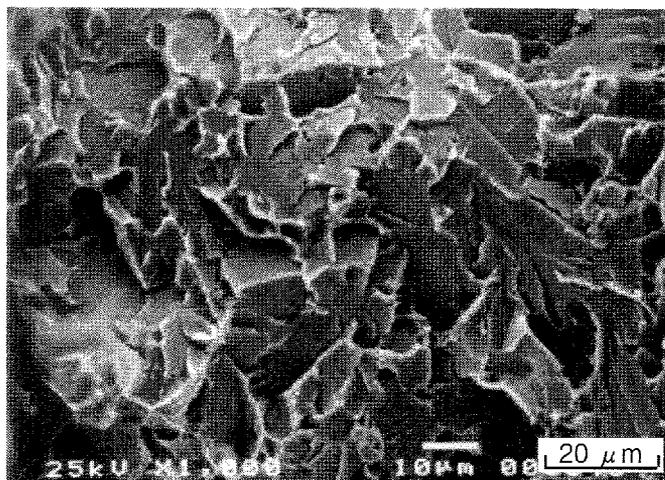
Fig.3.7 SEM fractography of sub-sized V-notched Charpy impact test specimens (Surface layer, No.1)



L-direction, Temp. : - 108°C



L-direction, Temp. : - 108°C



L-direction, Temp. : - 174°C

Fig.3.8 SEM fractography of sub-sized V-notched Charpy impact test specimens (Mid-section, No.1)

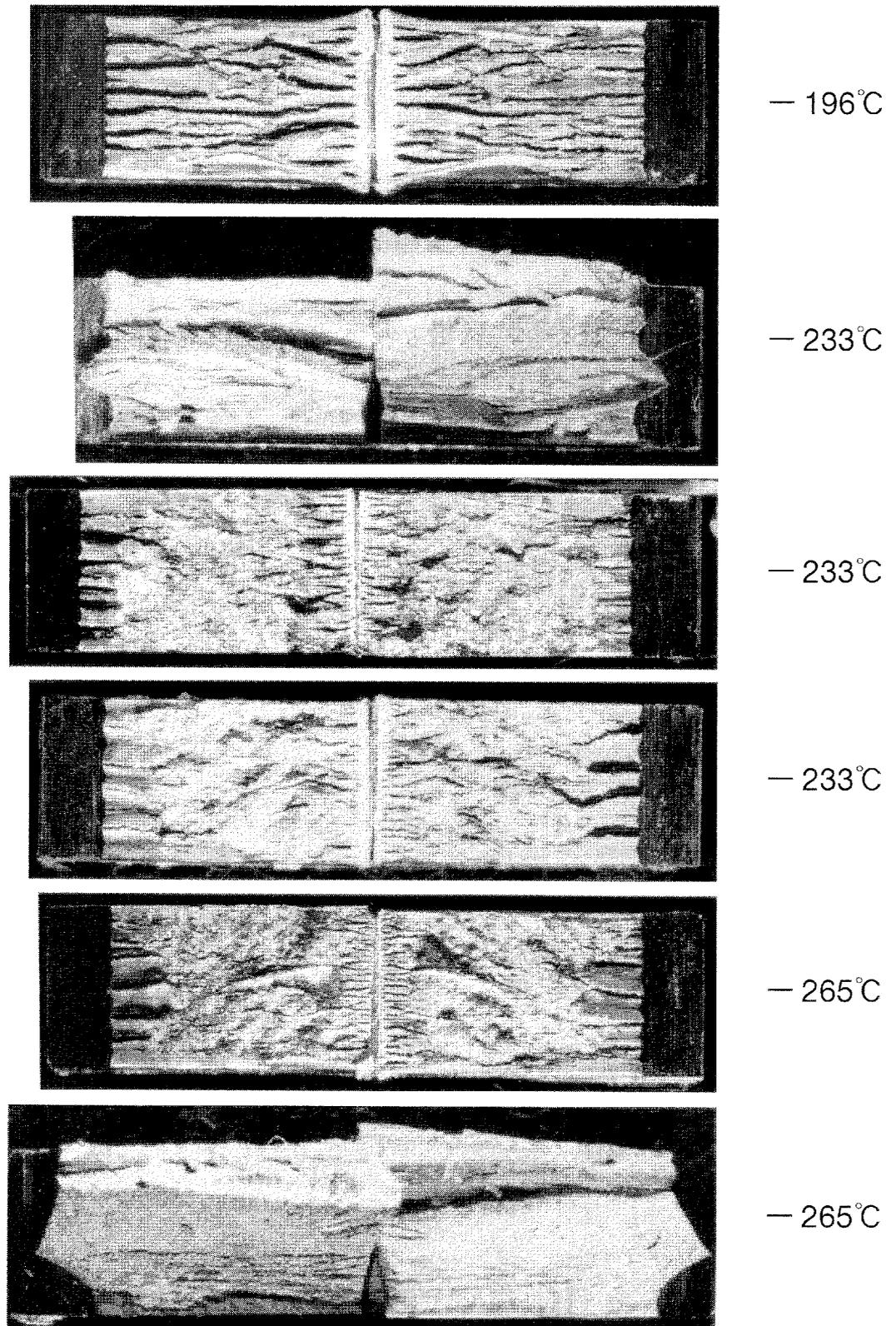


Fig.3.9 Fracture surfaces of sub-sized V-notched Charpy impact test specimens (Surface layer, L-direction, No.1)

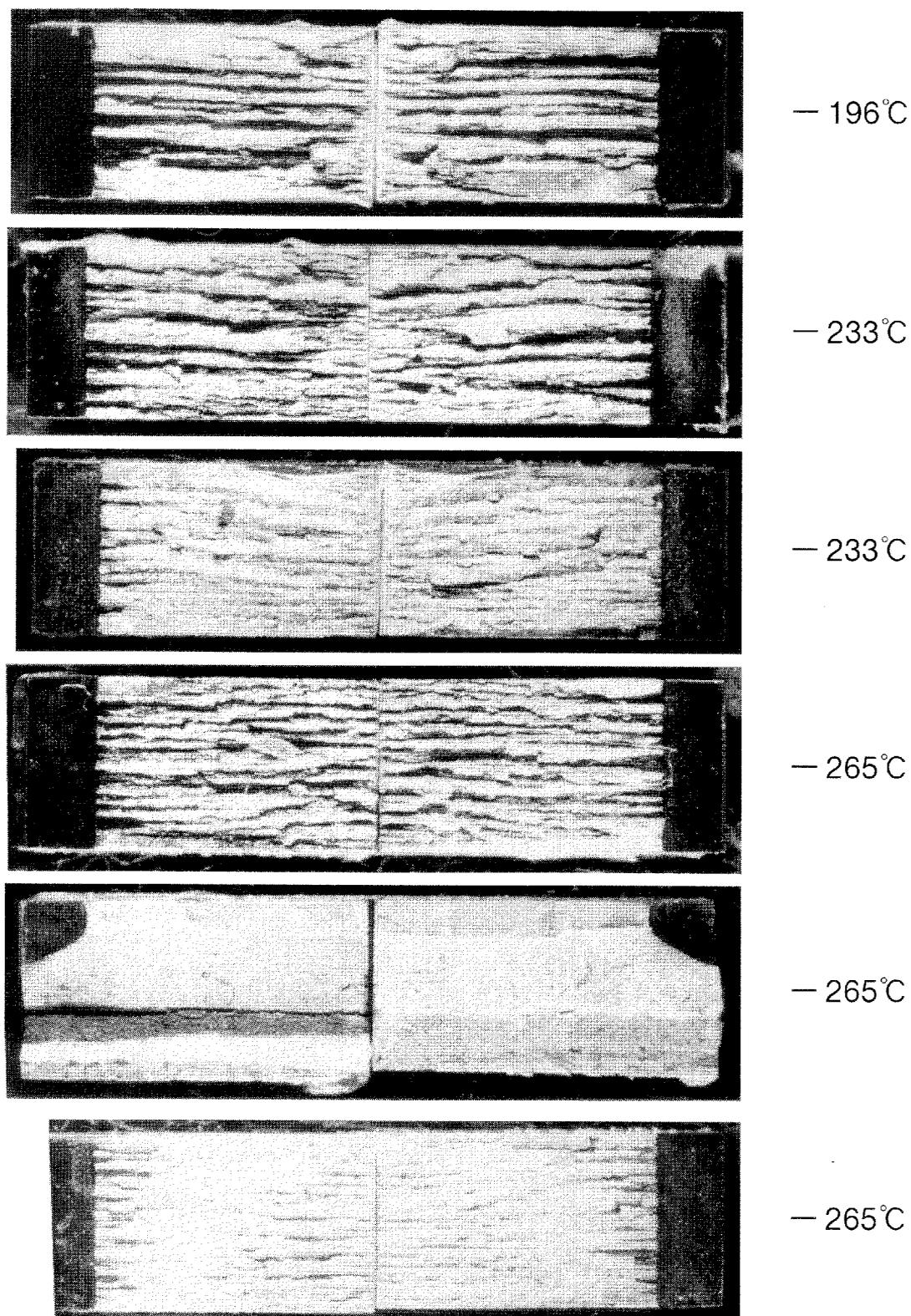


Fig.3.10 Fracture surfaces of sub-sized V-notched Charpy impact test specimens (Surface layer, C-direction, No.1)

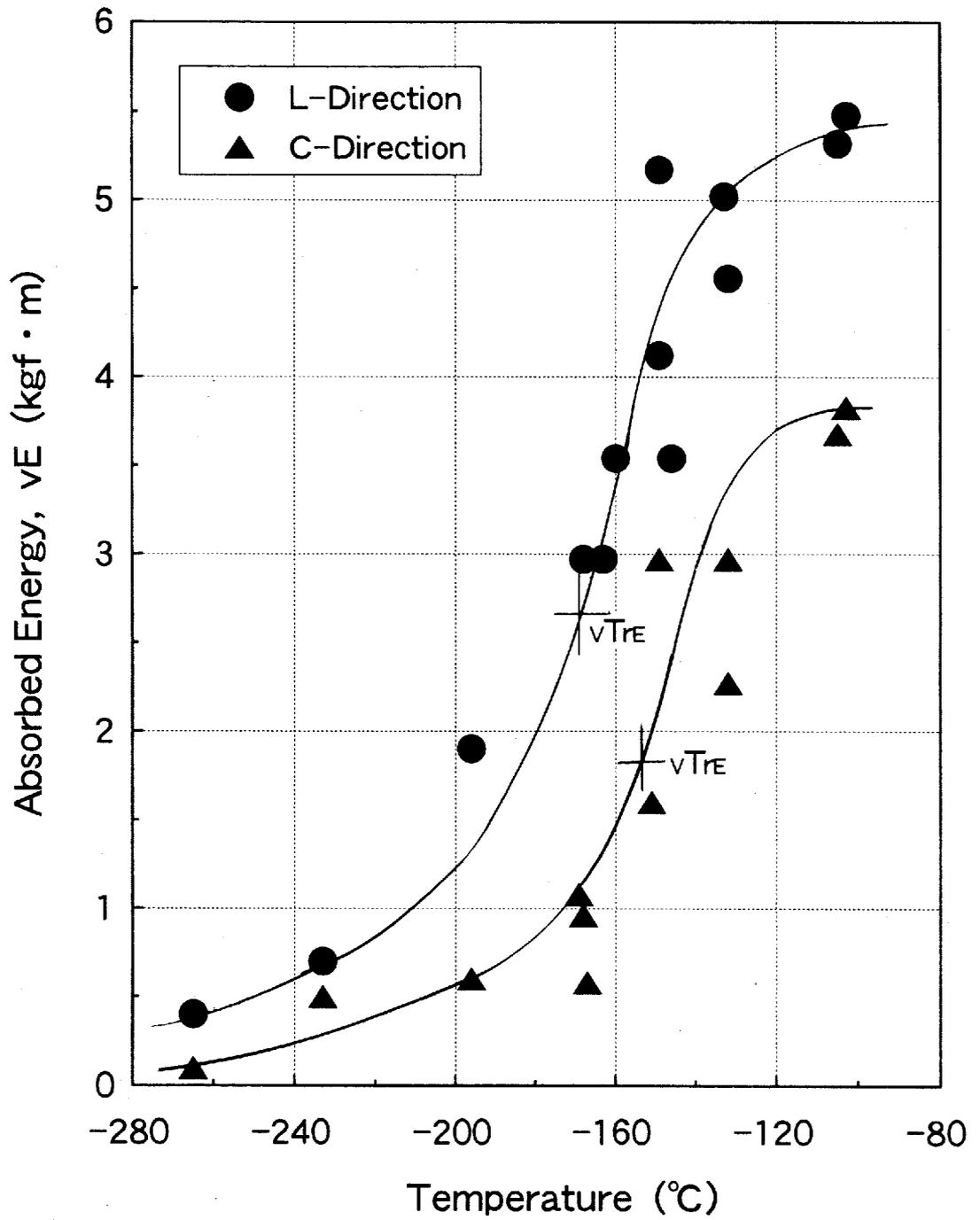


Fig.3.11 Results of sub-sized V-notched Charpy impact test (Surface layer, No.1)

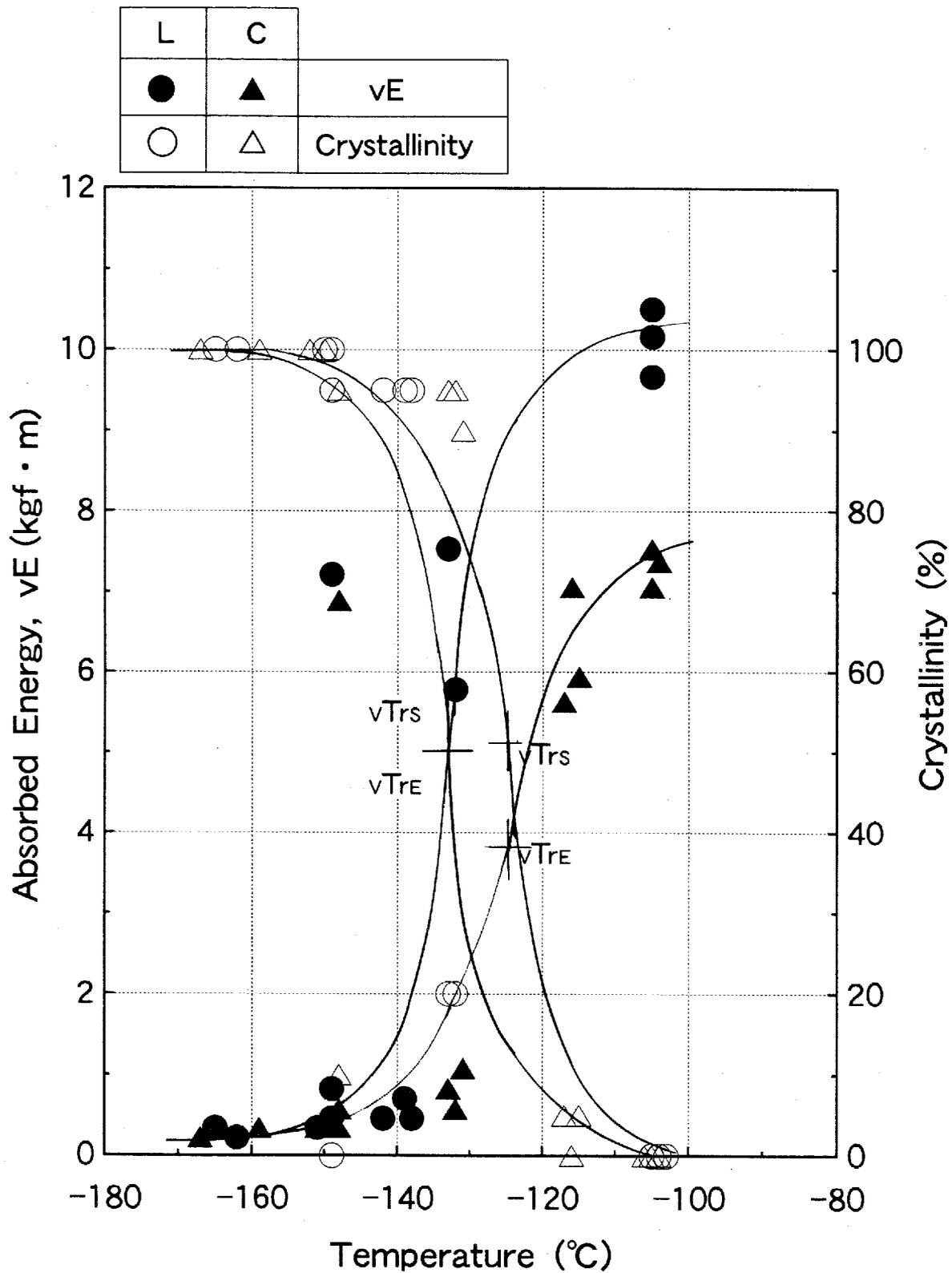


Fig.3.12 Results of sub-sized V-notched Charpy impact test (Mid-section, No.1)

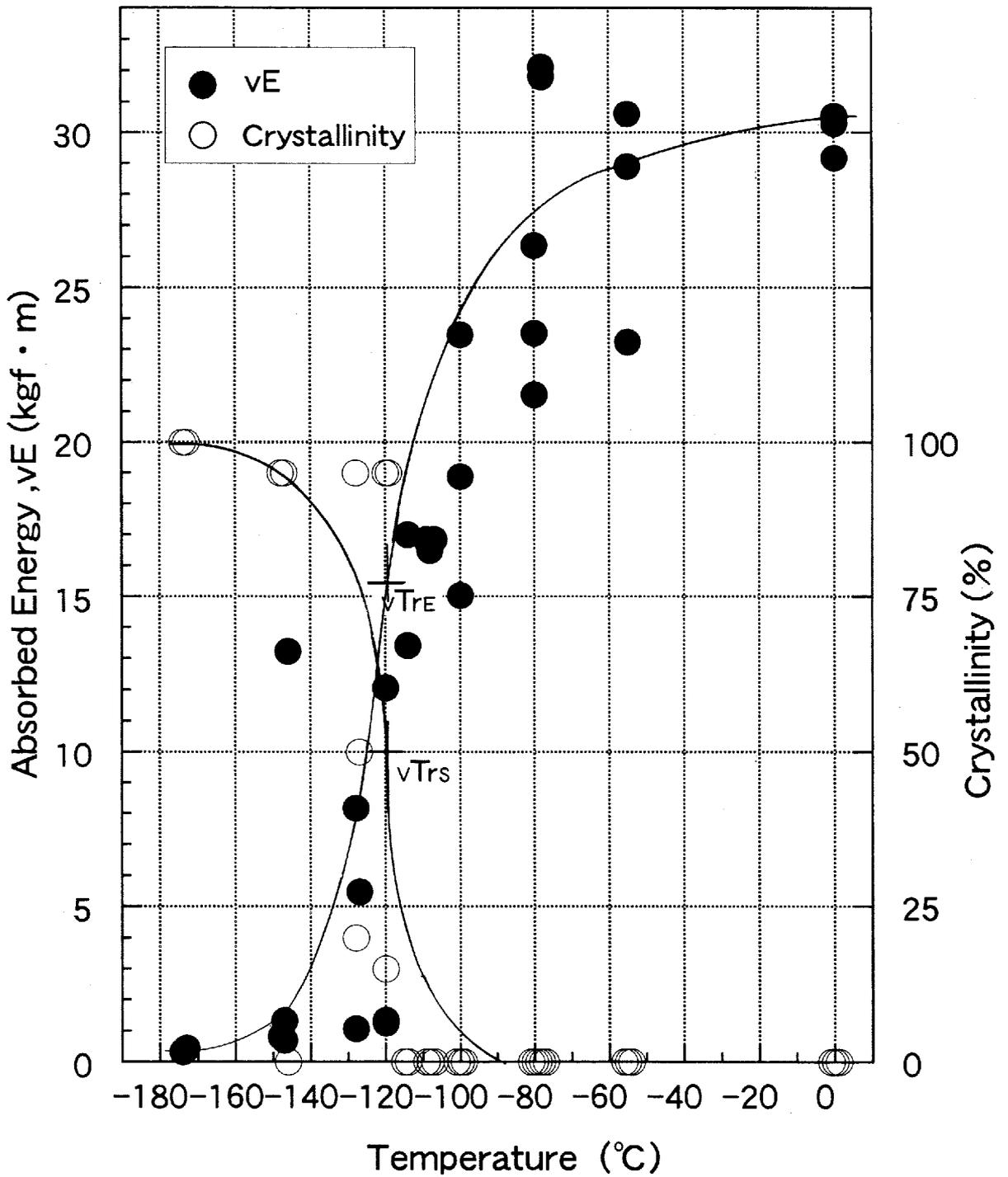


Fig.3.13 Results of full-sized V-notched Charpy impact test  
(Mid-section, L-direction, No.1)

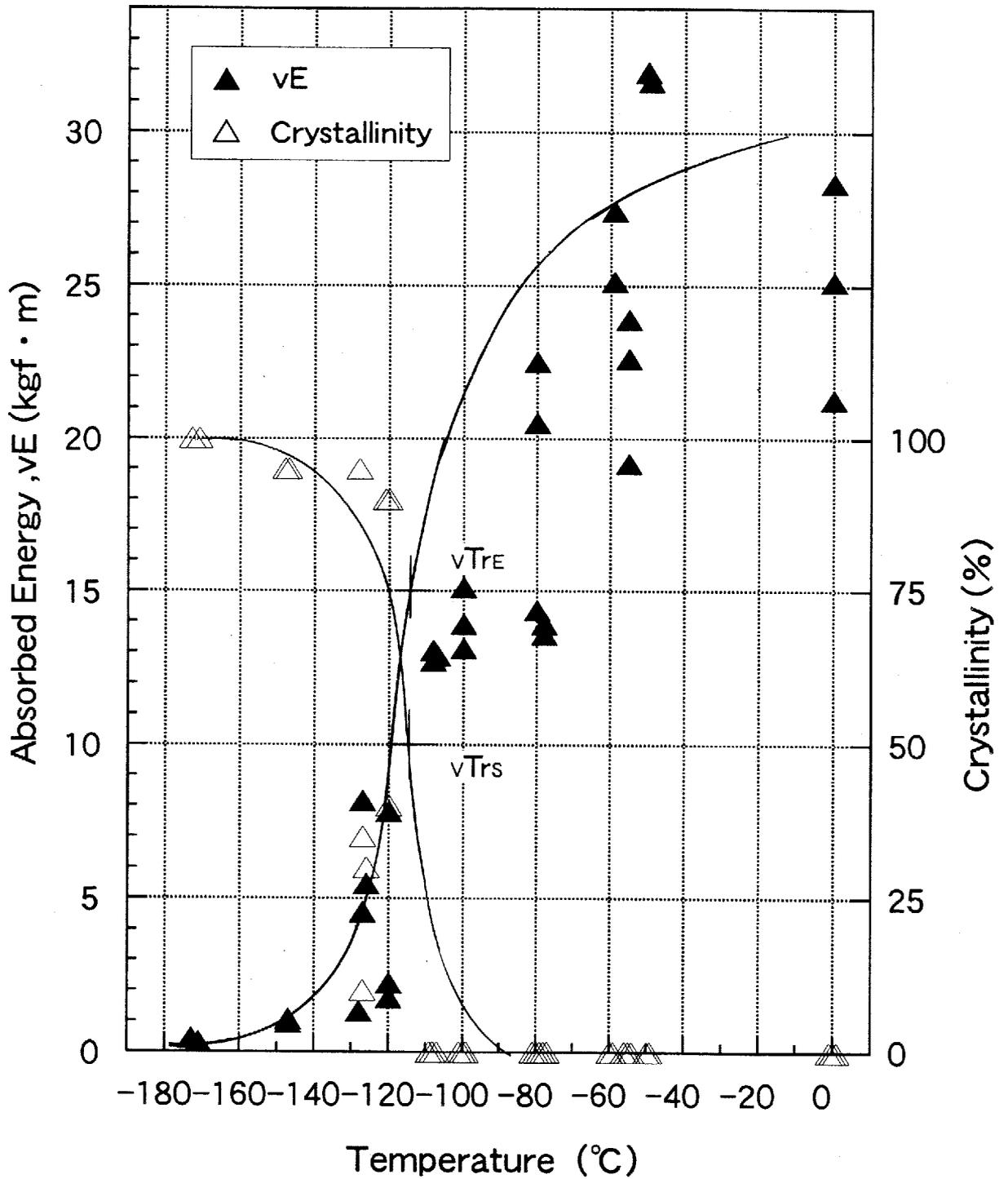


Fig.3.14 Results of full-sized V-notched Charpy impact test (Mid-section, C-direction, No.1)

Table 3.1  $v_{TrE}$ ,  $v_{Trs}$  of surface layer and mid-section (No.1)

Size	Position	Direction	$v_{TrE}$ (°C)	$v_{Trs}$ (°C)
Sub-size	Surface Layer	L	-167	—
		C	-153	—
	Mid-section	L	-133	-133
		C	-125	-125
Full-size	Mid-section	L	-120	-120
		C	-115	-115

Table 3.2 Comparison of absorbed energy between full-sized and sub-sized V-notched Charpy impact test specimens from mid-section (No.1)

L	Temp. (°C)		-150	-145	-140	-135	-130	-125	-120
	Absorbed Energy (J)	Full-size	11.0	16.9	27.0	42.4	63.5	95.6	151
		Sub-size	4.6	7.5	12.4	30.3	73.2	88.6	94.5
	Full. / Sub.		2.4	2.3	2.2	1.4	0.9	1.1	1.6
C	Temp. (°C)		-150	-145	-140	-135	-130	-125	-120
	Absorbed Energy (J)	Full-size	9.0	11.3	14.4	18.2	29.4	53.6	92.6
		Sub-size	5.2	6.4	8.4	11.9	19.6	38.3	56.4
	Full. / Sub.		1.7	1.8	1.7	1.5	1.5	1.4	1.6

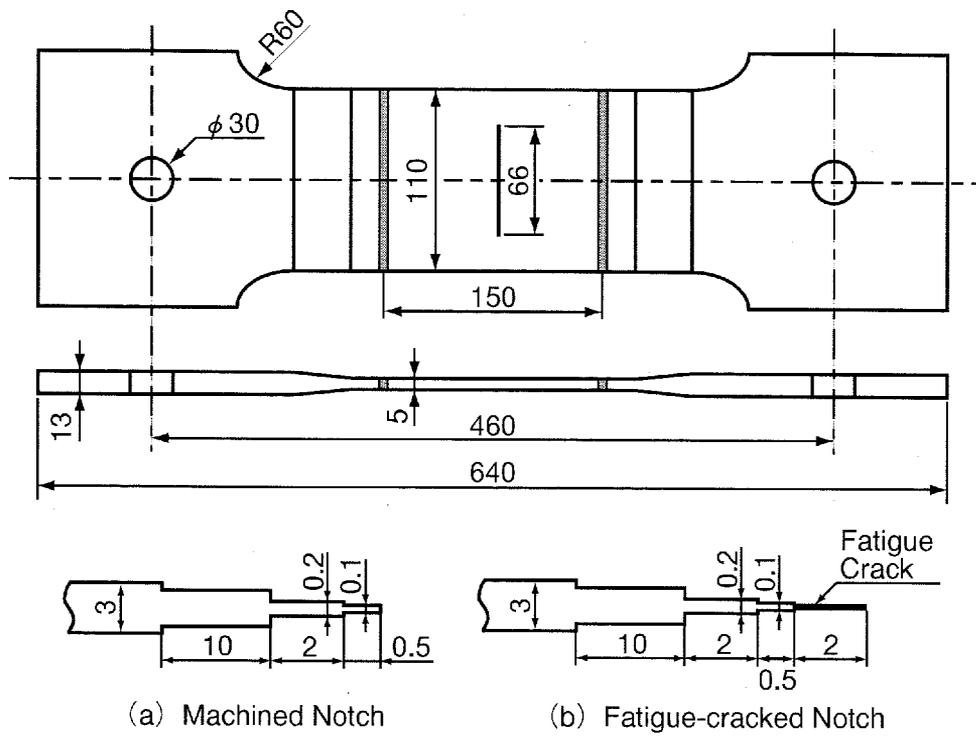


图 3.15 形状 of center-notched tension test specimen

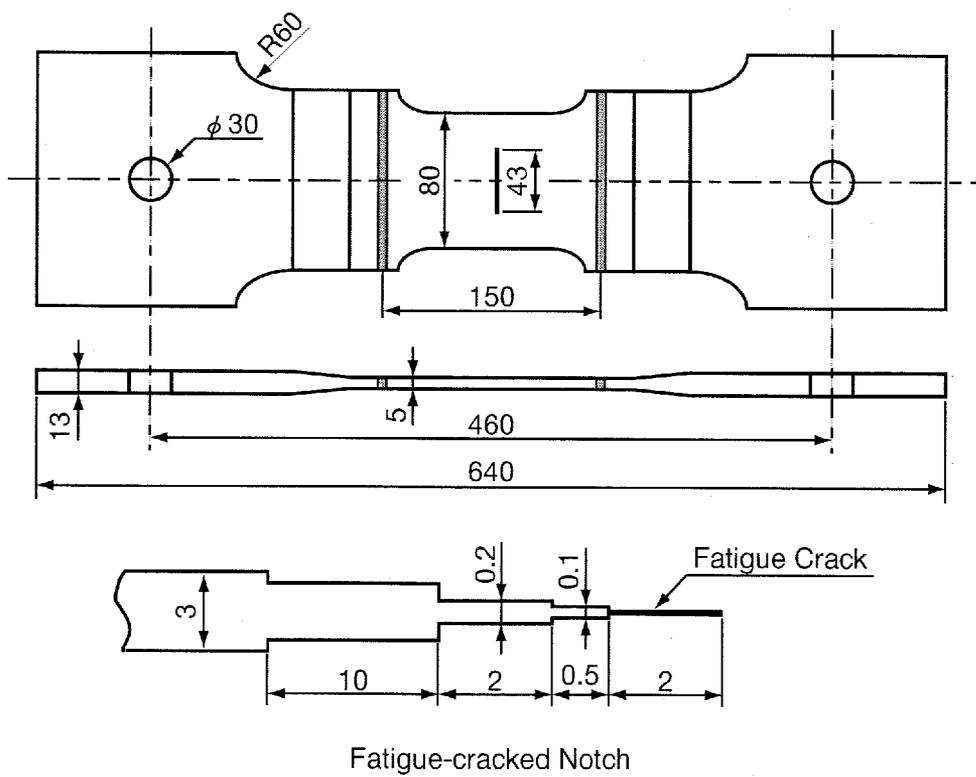


Fig.3.16 Shape of center-notched tension test specimen (Prestrained plate)

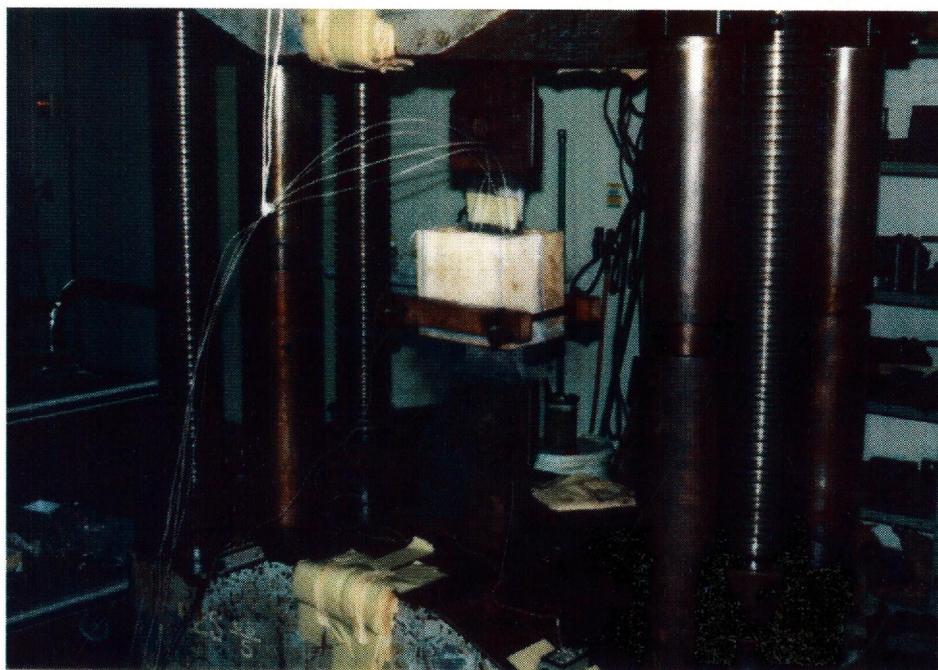
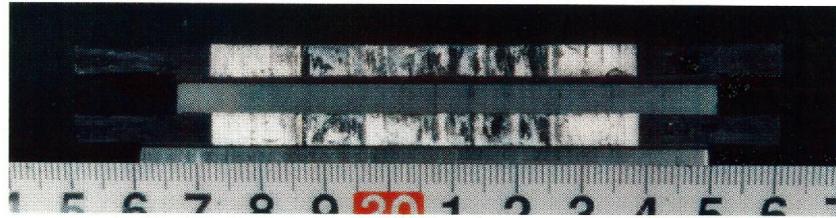
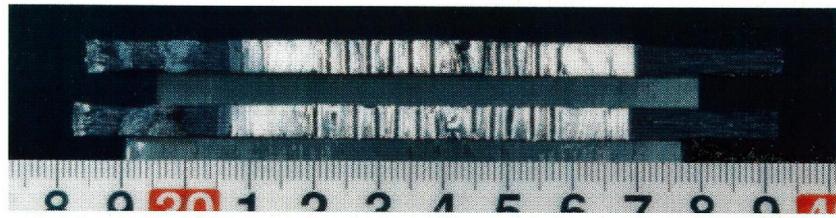


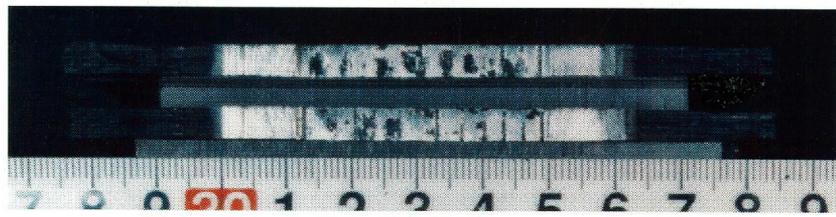
Fig.3.17 Appearance of tension test of center-notched specimen using Liquid Nitrogen



SL-8, Machined Notch, Temp. :  $-196^{\circ}\text{C}$



SL-7, Fatigue-cracked Notch, Temp. :  $-196^{\circ}\text{C}$

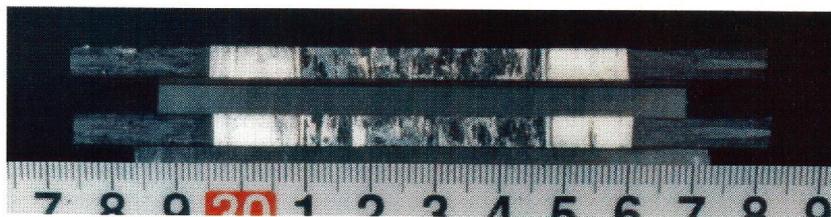


SL-6, Fatigue-cracked Notch, Temp. :  $-196^{\circ}\text{C}$



SL-5, Fatigue-cracked Notch, Temp. :  $-196^{\circ}\text{C}$

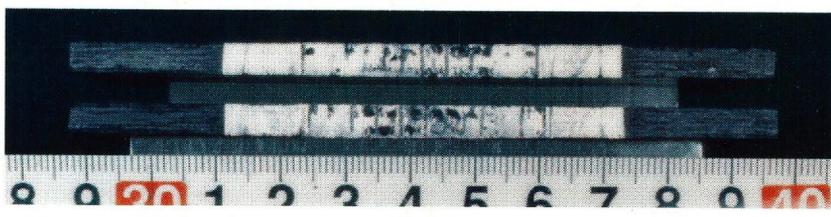
Fig.3.18 Fracture surfaces of center-notched tension test specimens  
(Surface layer, L-direction, No.1)



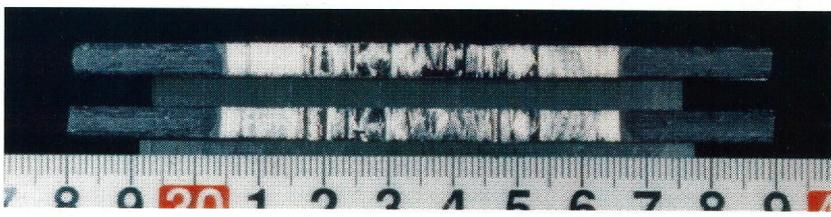
SC-8, Machined Notch, Temp. :  $-196^{\circ}\text{C}$



SC-7, Fatigue-cracked Notch, Temp. :  $-196^{\circ}\text{C}$

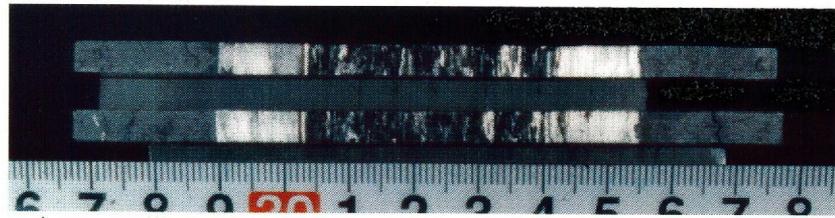


SC-6, Fatigue-cracked Notch, Temp. :  $-196^{\circ}\text{C}$

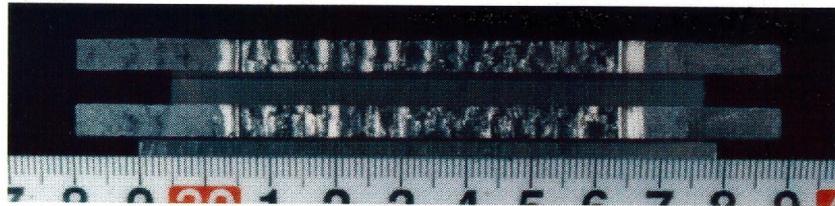


SC-5, Fatigue-cracked Notch, Temp. :  $-196^{\circ}\text{C}$

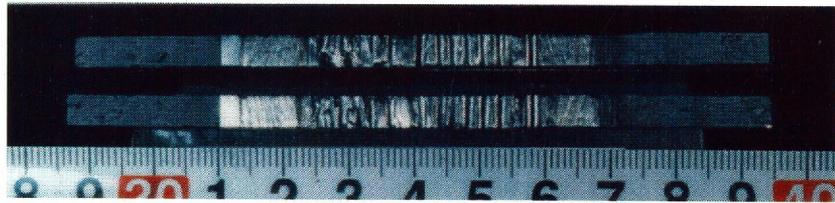
Fig.3.19 Fracture surfaces of center-notched tension test specimens  
(Surface layer, C-direction, No.1)



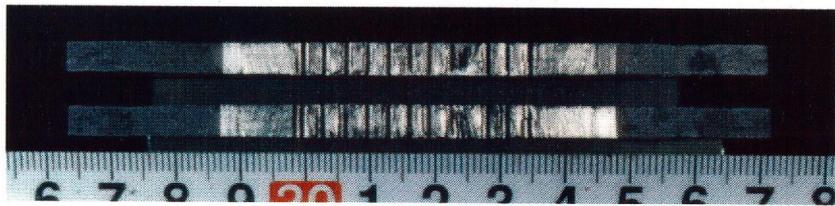
CL-8, Machined Notch, Temp. :  $-196^{\circ}\text{C}$



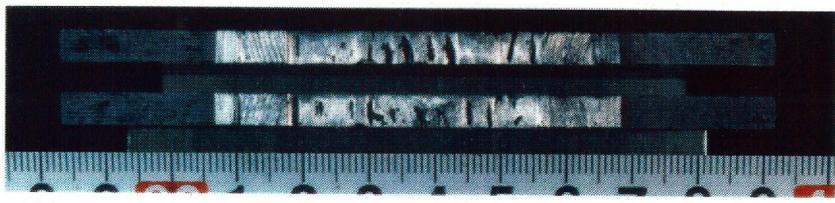
CL-7, Machined Notch, Temp. :  $-196^{\circ}\text{C}$



CL-6, Fatigue-cracked Notch, Temp. :  $-196^{\circ}\text{C}$



CL-5, Fatigue-cracked Notch, Temp. :  $-179^{\circ}\text{C}$



CL-4, Fatigue-cracked Notch, Temp. :  $-196^{\circ}\text{C}$

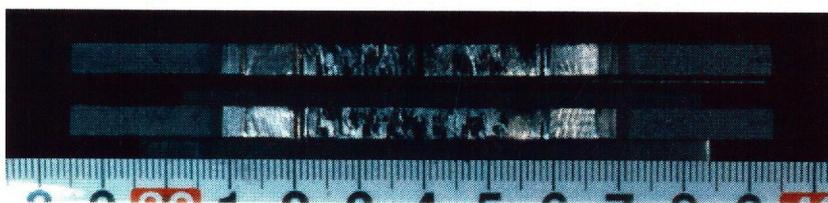
Fig.3.20 Fracture surfaces of center-notched tension test specimens  
(Mid-section, L-direction, No.1)



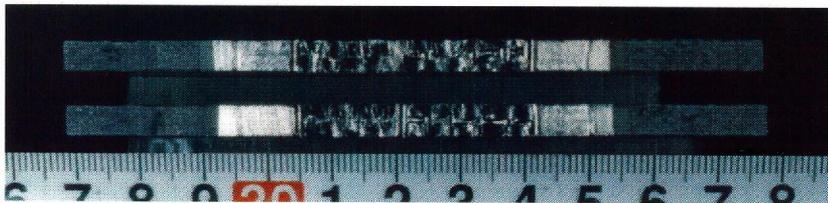
CC-8, Machined Notch, Temp. :  $-196^{\circ}\text{C}$



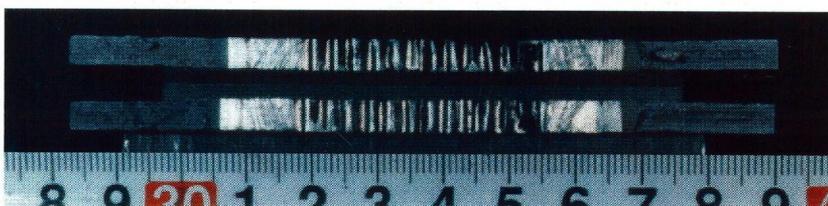
CC-7, Machined Notch, Temp. :  $-196^{\circ}\text{C}$



CC-6, Fatigue-cracked Notch, Temp. :  $-196^{\circ}\text{C}$

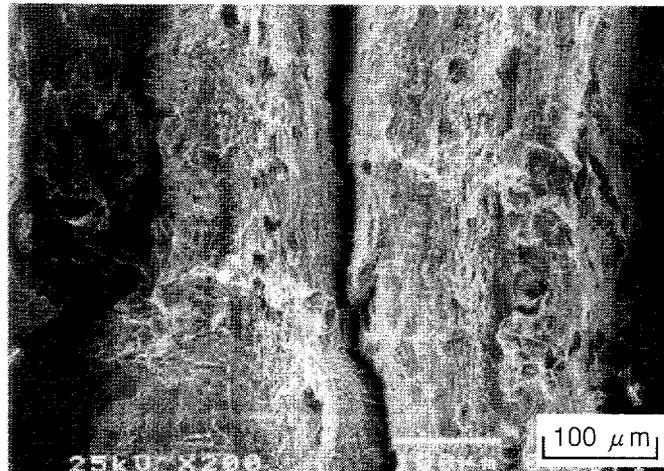


CC-5, Fatigue-cracked Notch, Temp. :  $-180^{\circ}\text{C}$

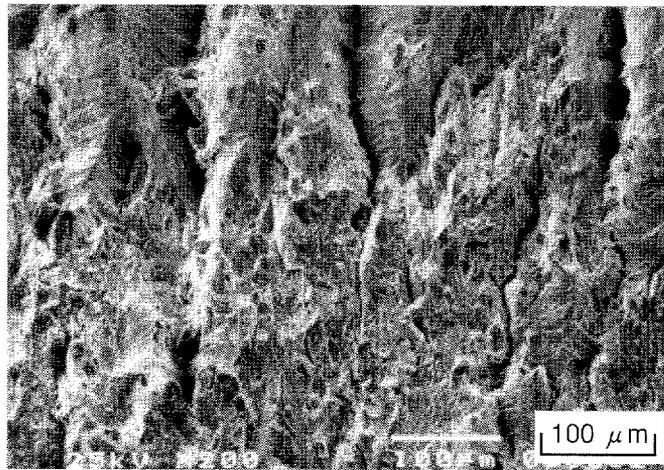


CC-4, Fatigue-cracked Notch, Temp. :  $-155^{\circ}\text{C}$

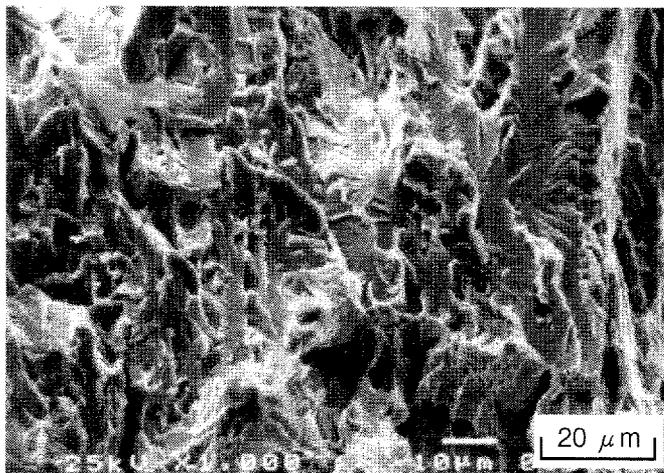
Fig.3.21 Fracture surfaces of center-notched tension test specimens  
(Mid-section, C-direction, No.1)



Ductile Fracture Surface

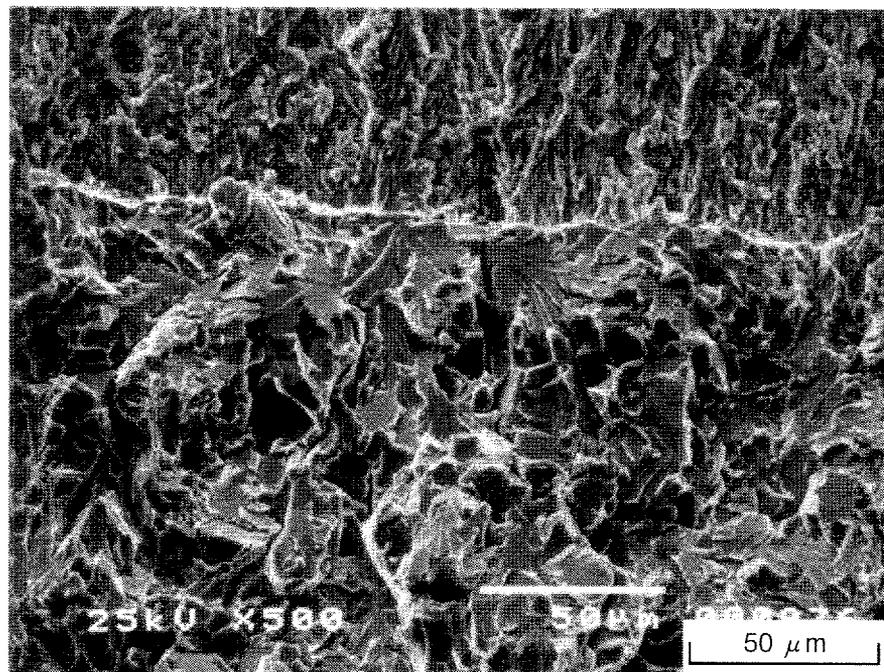


Ductile Fracture Surface and Brittle Fracture Surface

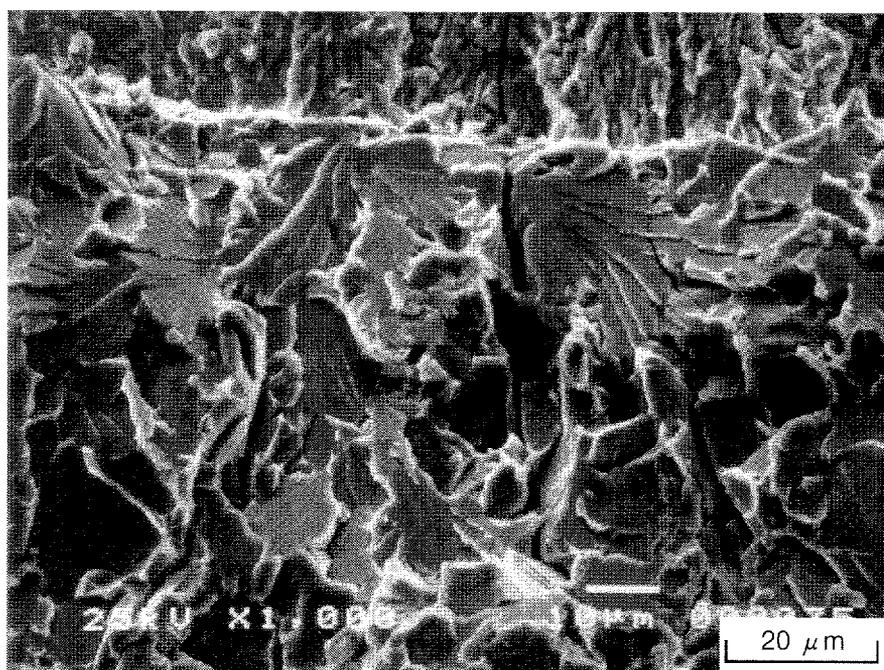


Brittle Fracture Surface

Fig.3.22 SEM fractography of center-notched tension test specimens  
(Surface layer, L-direct., Temp. :  $-196^{\circ}\text{C}$ , SL-5, No.1)



Brittle Fracture Surface



Brittle Fracture Surface

Fig.3.23 SEM fractography of center-notched tension test specimens  
(Mid-section, L-direct., Temp. :  $-196^{\circ}\text{C}$ , CL-6, No.1)

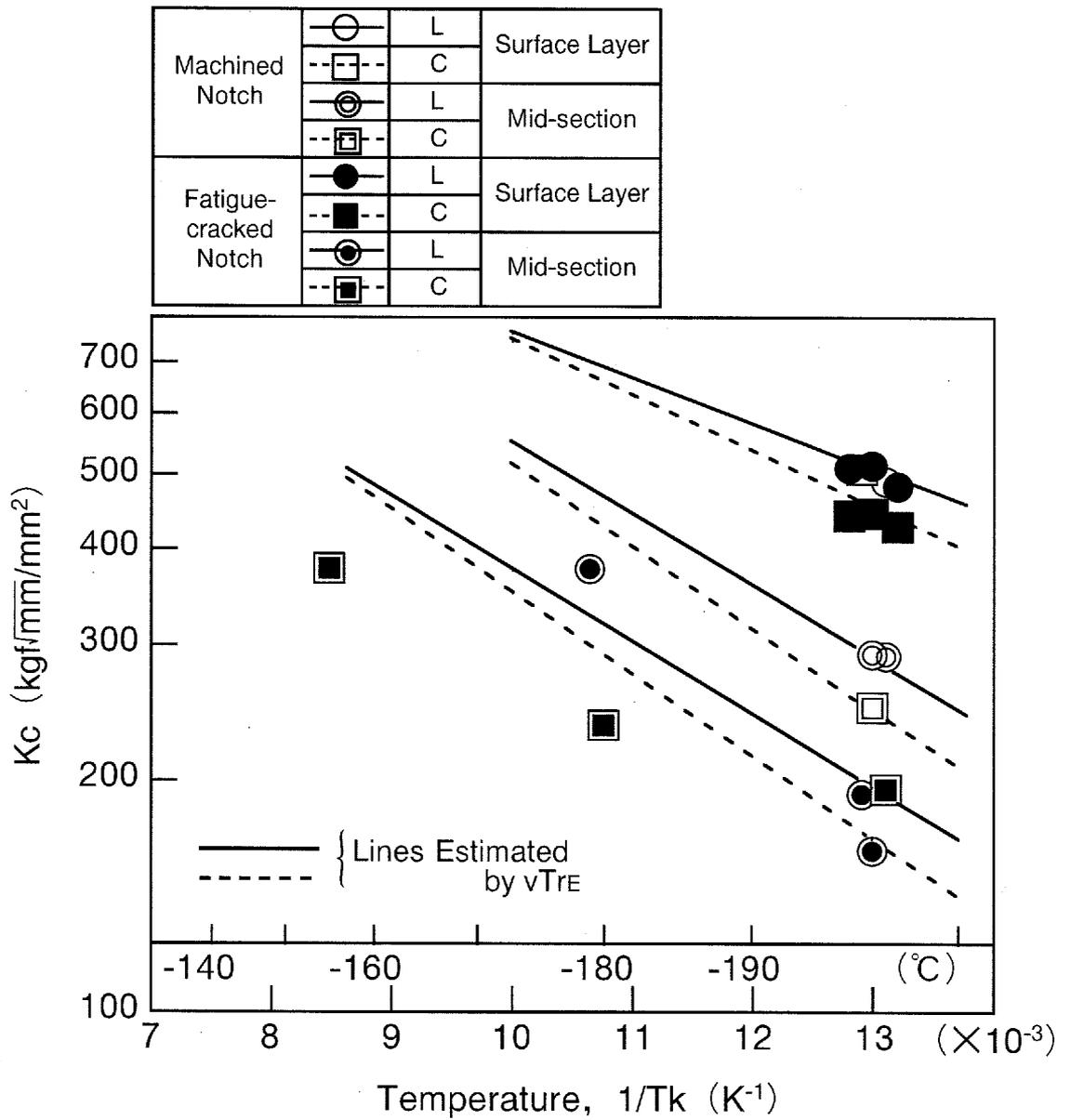
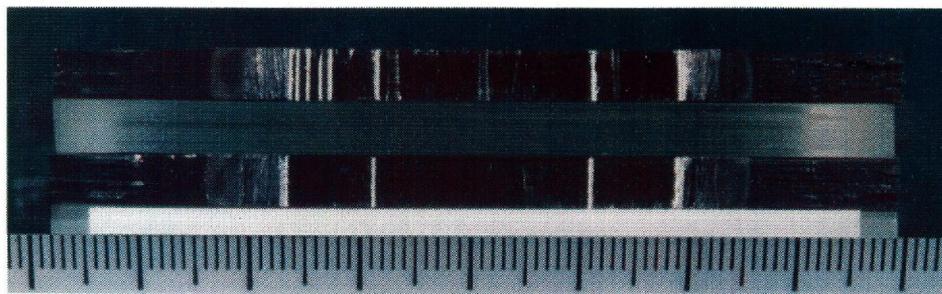
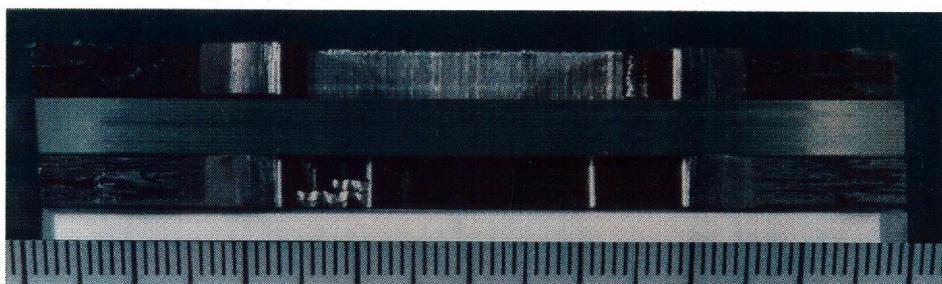


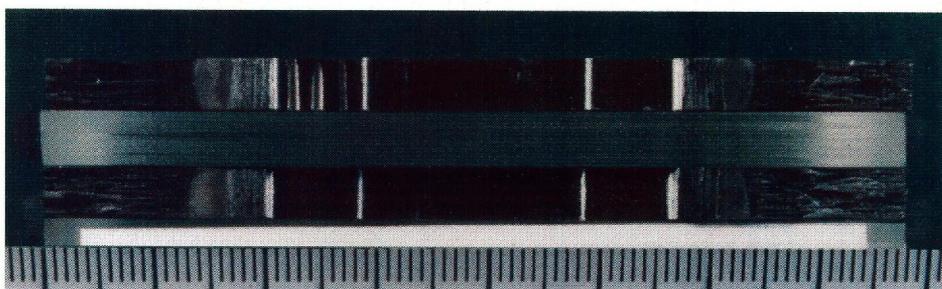
Fig.3.24 Results of center-notched tension test (No.1)



Prestrain : 6.6%, Temp :  $-196^{\circ}\text{C}$

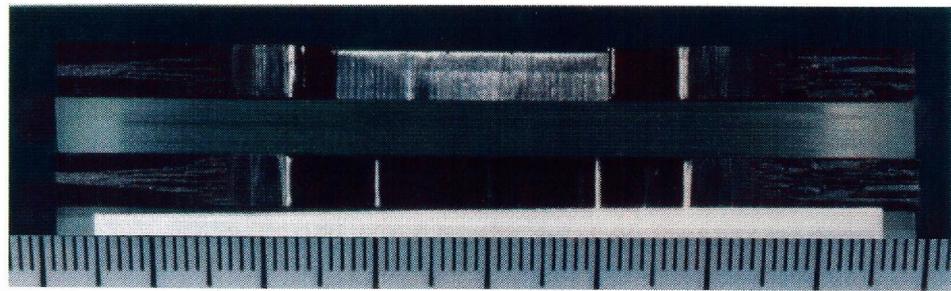


Prestrain : 9.6%, Temp :  $-196^{\circ}\text{C}$

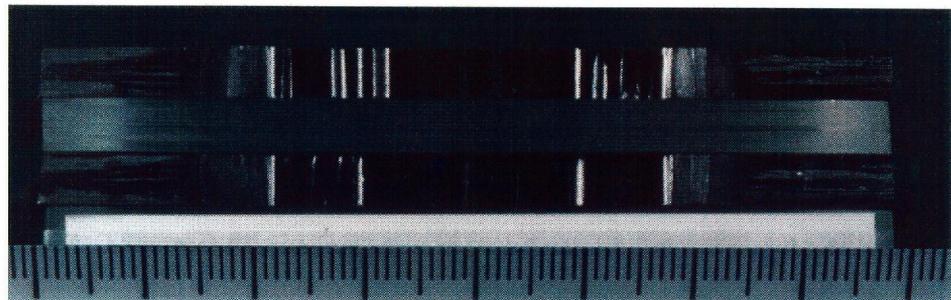


Prestrain : 9.9%, Temp :  $-196^{\circ}\text{C}$

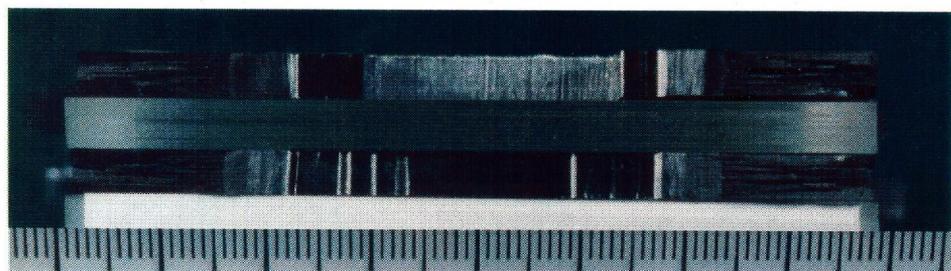
Fig.3.25 Fracture surfaces of center-notched tension test specimens  
(Prestrained surface layer, L-direction, No.1)



Prestrain : 8.8%, Temp :  $-196^{\circ}\text{C}$



Prestrain : 9.5%, Temp :  $-196^{\circ}\text{C}$



Prestrain : 17.5%, Temp :  $-196^{\circ}\text{C}$

Fig.3.26 Fracture surfaces of center-notched tension test specimens  
(Prestrained surface layer, C-direction, No.1)

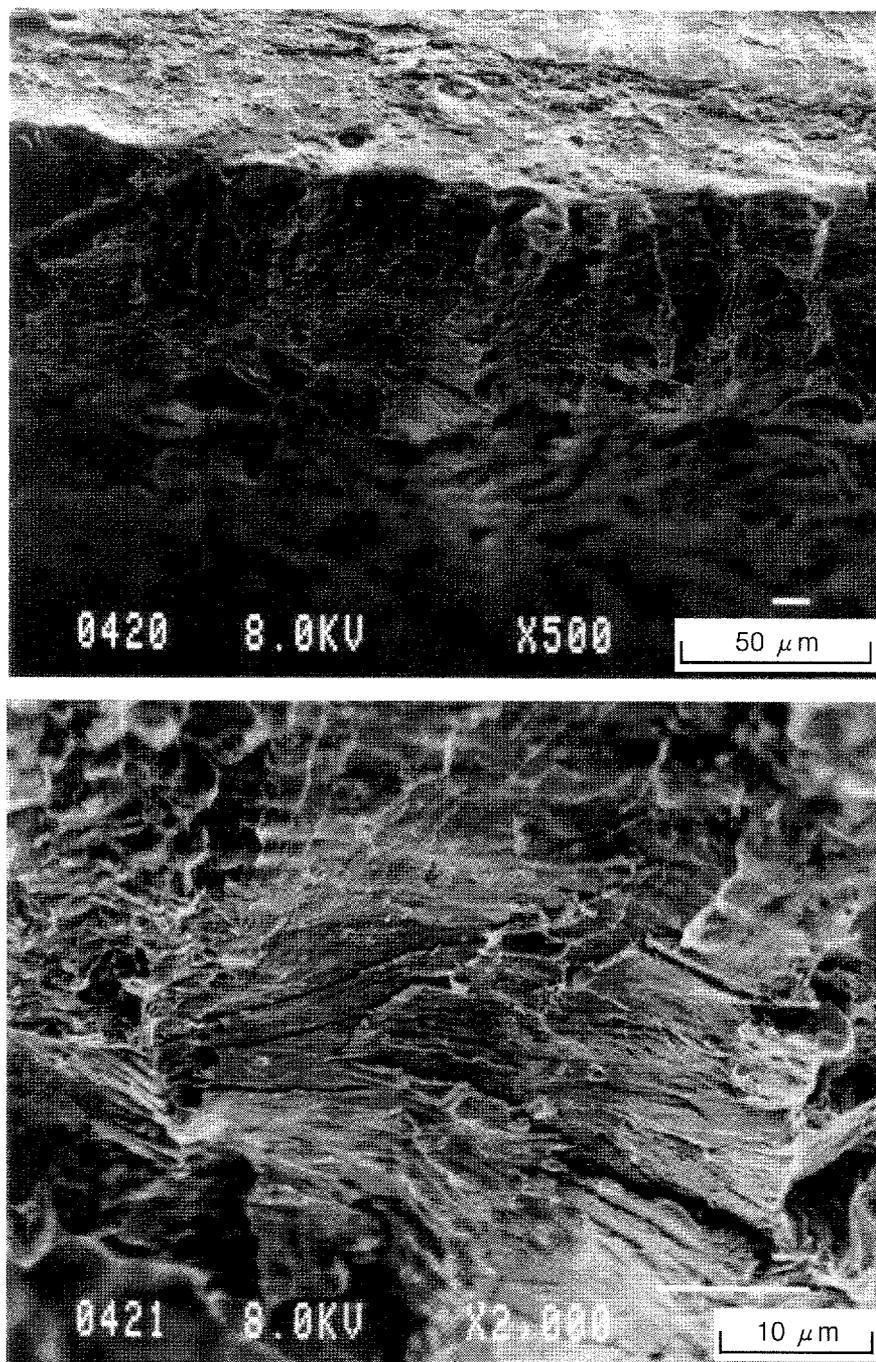


Fig.3.27 SEM fractography of center-notched tension test specimen  
(Prestrained surface layer, L-direct., Temp. :  $-196^{\circ}\text{C}$ , No.1)

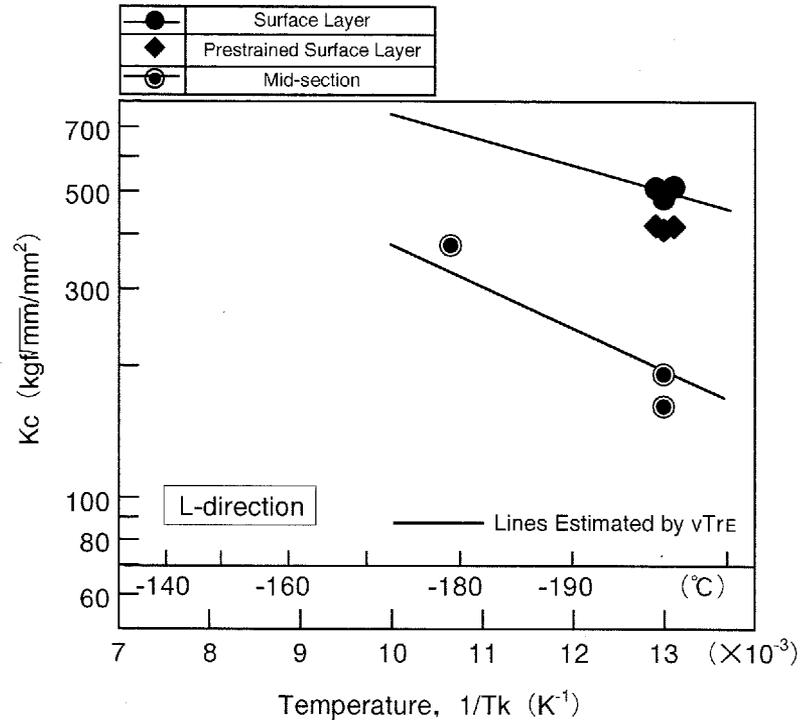


Fig.3.28 Results of center-notched tension test (L-direction, No.1)

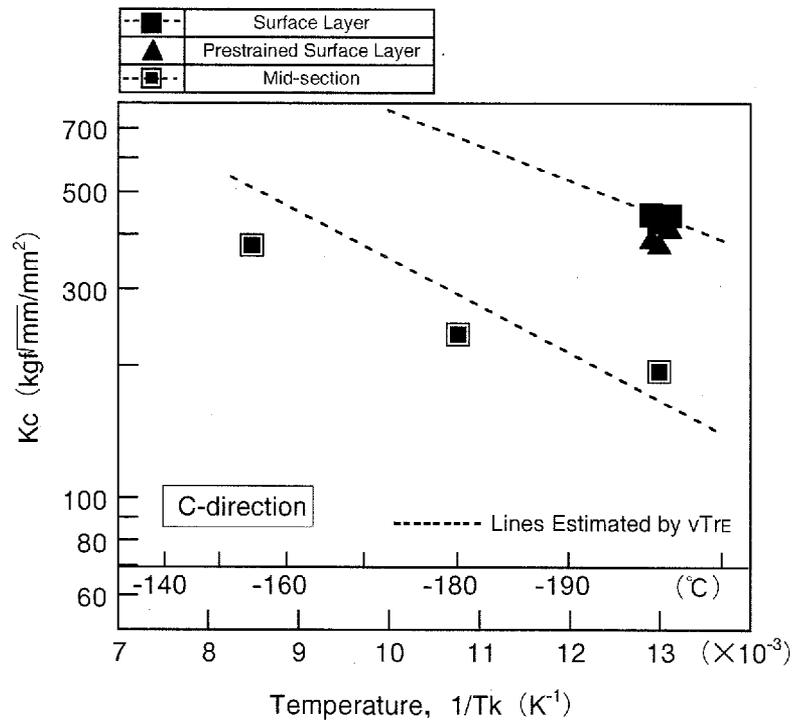


Fig.3.29 Results of center-notched tension test (C-direction, No.1)

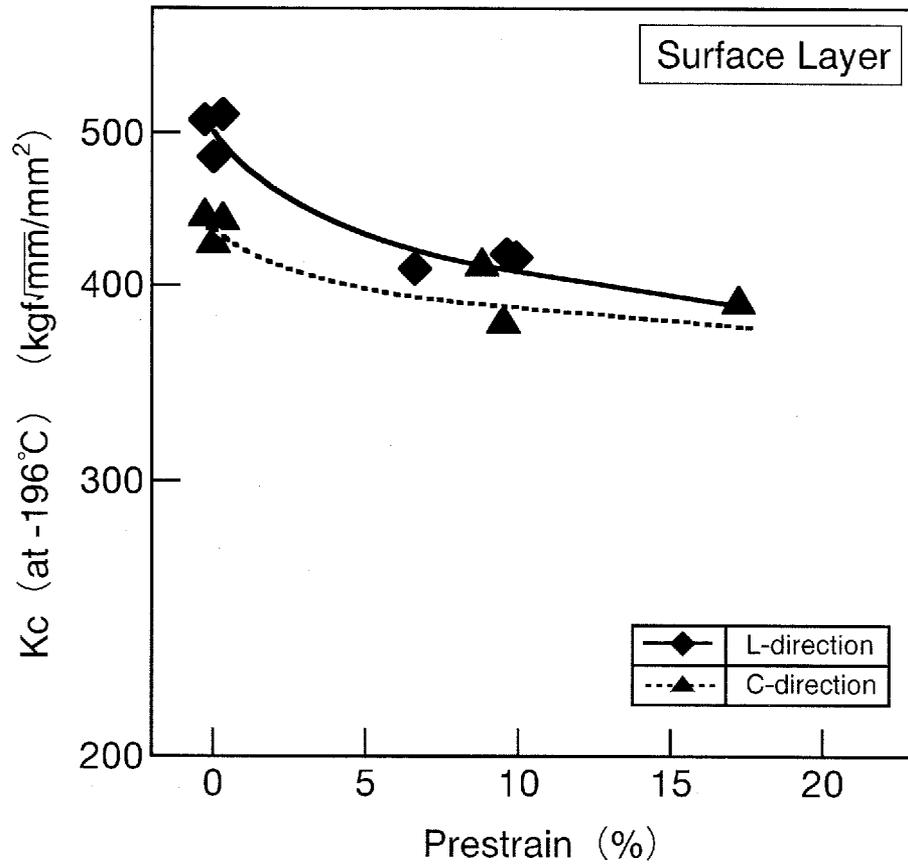


Fig.3.30 Relation between Kc and prestrain (No.1)

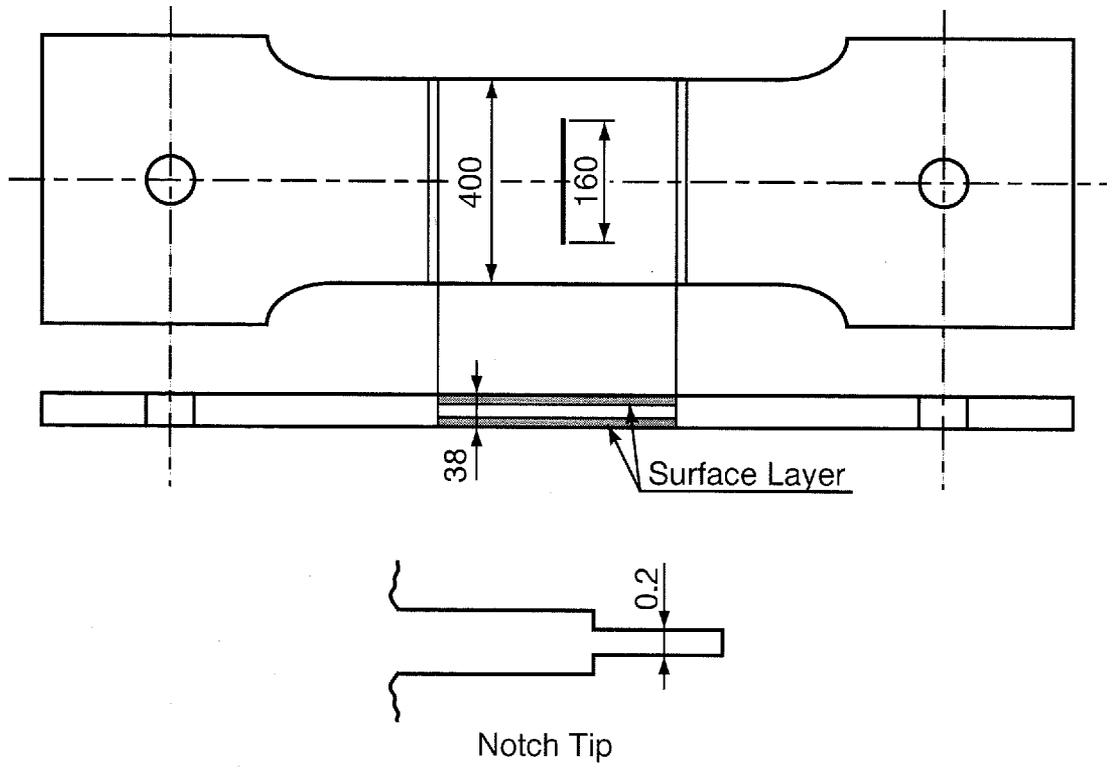


Fig.3.31 Shape of full thickness center-notched wide plate tension test specimen

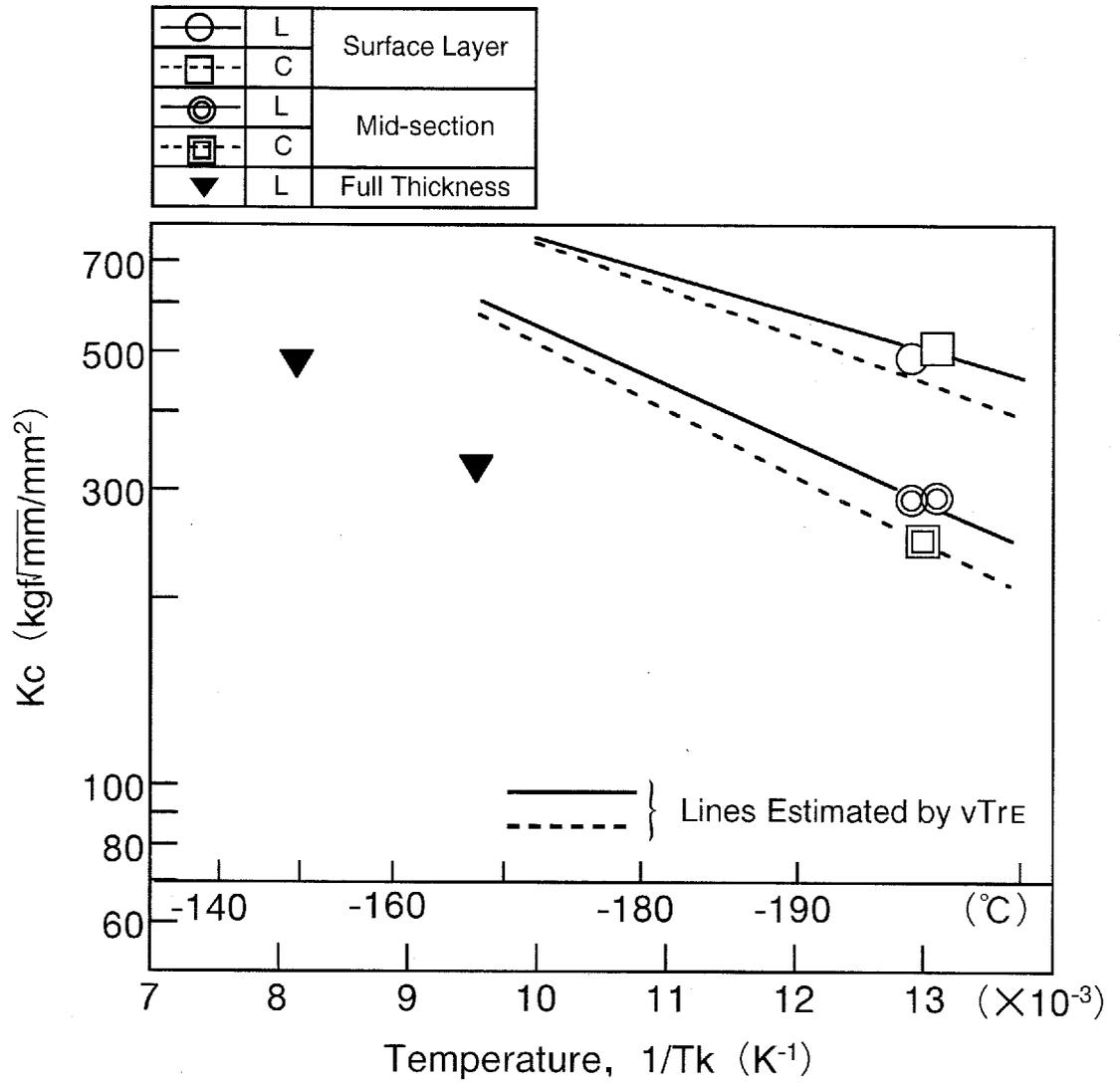


Fig.3.32 Results of full thickness center-notched wide plate tension test (Machined notch, No.1)

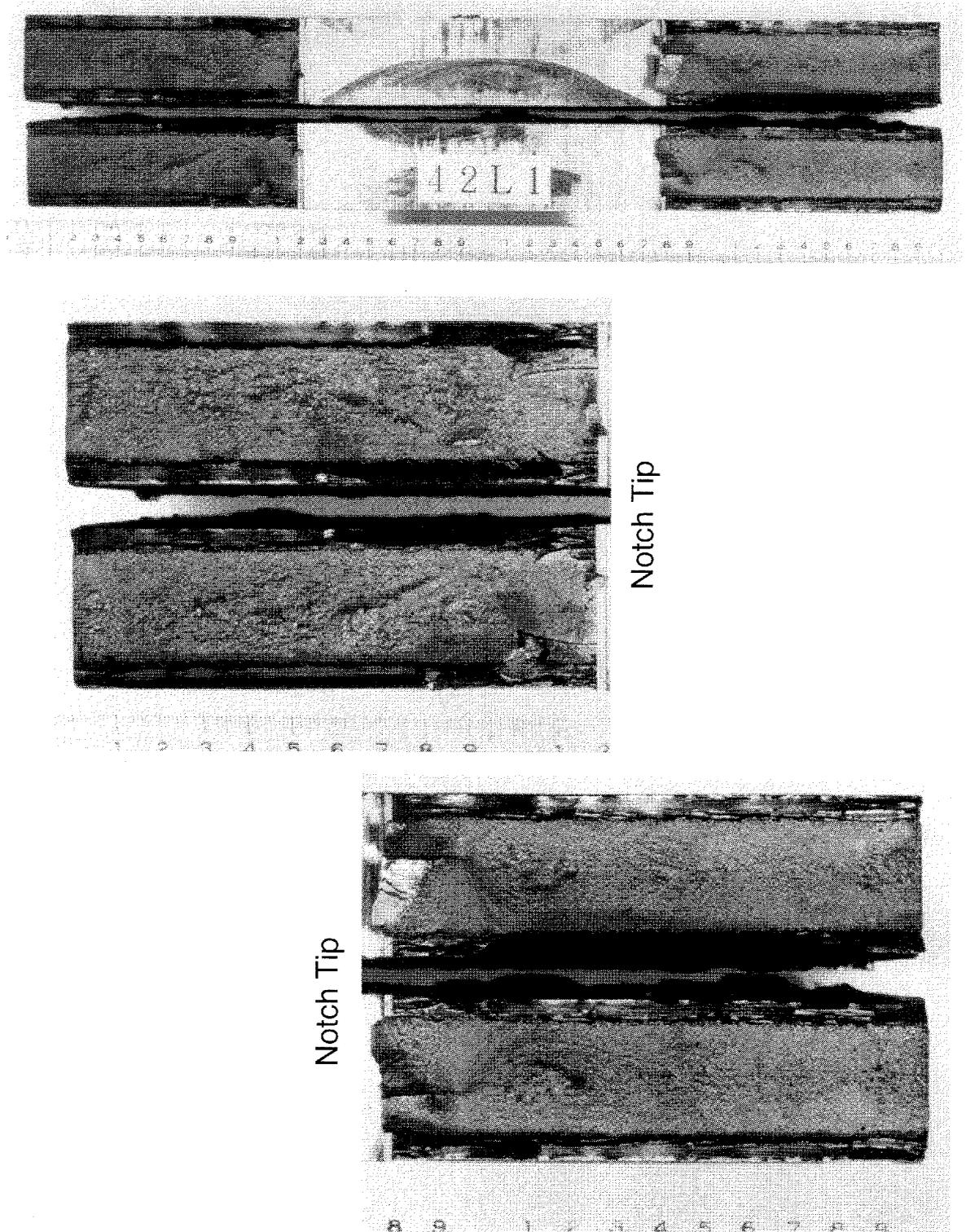


Fig.3.33 Fracture surfaces of full thickness center-notched wide plate tension test specimen (Temp. :  $-150^{\circ}\text{C}$ , No.1)

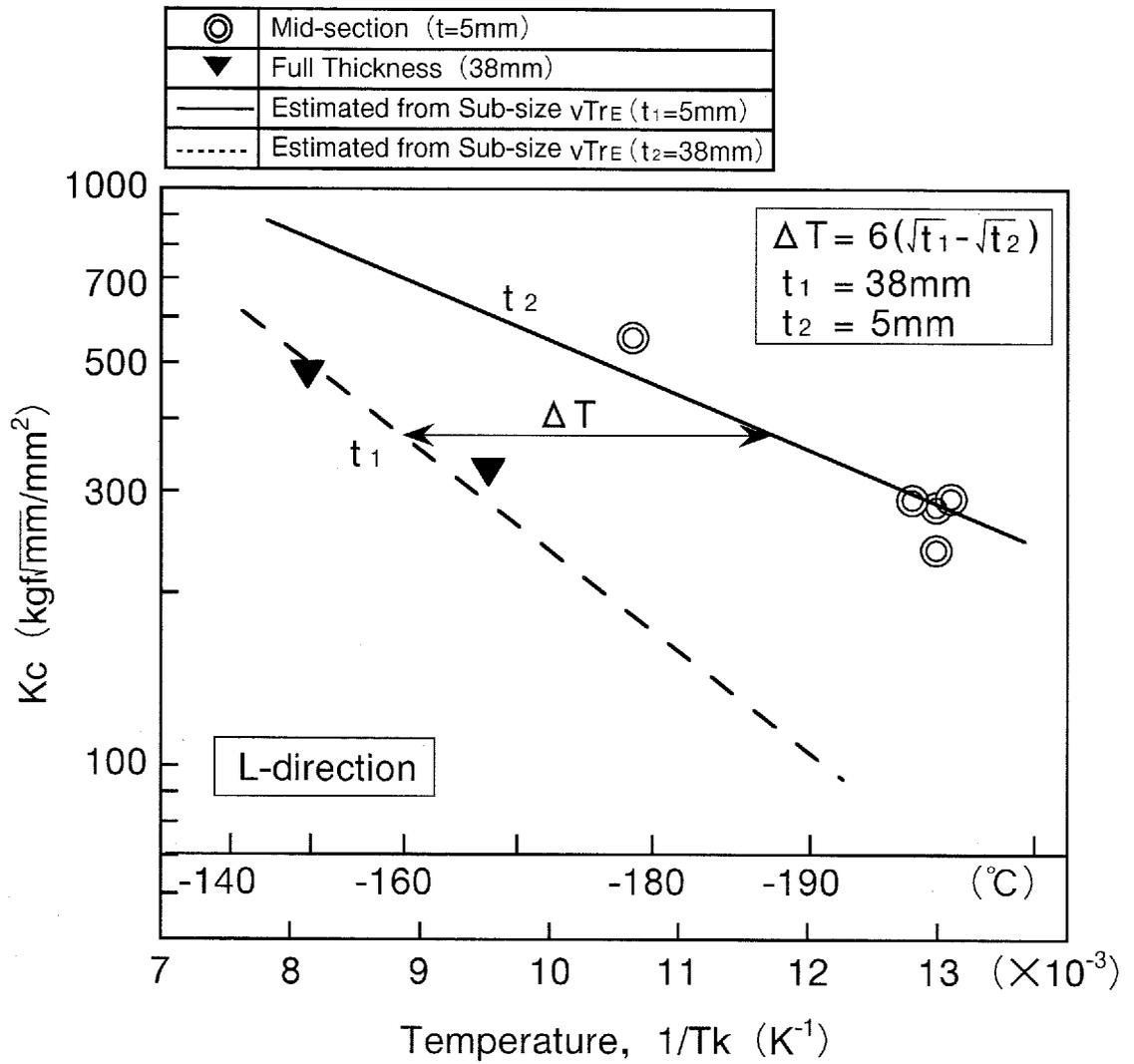


Fig.3.34 Comparison of measured and estimated Kc of full thickness center-notched wide plate tension test specimen (Machined notch, No.1)

# 第4章

## 高クランクアレスト鋼板の 座屈・塑性崩壊強度

### 目次

	頁
4.1 まえがき .....	206
4.2 帯板の座屈・塑性崩壊強度 .....	206
4.2.1 座屈試験および有限要素法解析とその結果 .....	206
4.2.2 帯板の座屈・塑性崩壊強度解析とその結果 .....	208
4.3 板の座屈・塑性崩壊強度 .....	210
4.4 まとめ .....	211
参考文献 .....	212
図表 .....	213~222

## 4.1 まえがき

船舶・海洋構造物をはじめ大型鋼構造物では、その構成部材に座屈あるいは塑性崩壊を生じないように設計されている。しかしながら、荒天回避の失敗や大地震などによる異常荷重が作用した場合、構成部材に座屈・塑性崩壊が発生する可能性がある。

先に第2章で述べた通り、TMCP技術をさらに発展させて開発された高クラックアレスト鋼板（SUF鋼板）<sup>4.1)</sup>の超細粒表層部は、中央部に比べ15～30%程度高い降伏応力を有している。したがって、SUF鋼板を用いて製造される大型鋼構造物では、座屈・塑性崩壊強度の向上が期待できる。

本章では、帯板試験片を用いた座屈試験、および有限要素法による弾塑性大変形解析、さらに、帯板ならびに板を対象とした座屈・塑性崩壊強度解析を実施し、新しく開発された高クラックアレスト鋼板（SUF鋼板）を用いて建造される大型鋼構造物の、座屈・塑性崩壊強度について、種々検討・考察した結果<sup>4.2)～4.4)</sup>について述べる。

## 4.2 帯板の座屈・塑性崩壊強度

### 4.2.1 帯板座屈試験および有限要素法解析とその結果

新しく開発された高クラックアレスト鋼板（SUF鋼板）の座屈・塑性崩壊強度を実験的に把握するために、帯板試験片を用いた座屈試験を実施した。座屈試験には、先に第2章で述べた、板厚25mmの供試鋼板2を供試した。供試鋼板2の表層部の降伏点は、中央部に比べて約30%高くなっている（Table 2.8 参照）。

試験片の形状をFig.4.1に示す。試験片は、板厚24mmに両表面を切削仕上げした供試鋼板2の圧延平行方向（L方向）から、幅50mmの帯板状に削り出して製作した。したがって、後述するが、超細粒組織の表層部の厚さは約3.5mmになっている。

試験片長さ（L）は、Eulerの座屈荷重（ $P_{cr}$ ）と供試鋼板2の降伏荷重

( $P_y$ ) との関係から,

- ・弾性座屈 ( $P_{cr} < P_y$ ,  $L = 710\text{mm}$ )
- ・弾塑性座屈 ( $P_{cr} \doteq P_y$ ,  $L = 500\text{mm}$ )
- ・塑性座屈 ( $P_{cr} > P_y$ ,  $L = 360\text{mm}$ )

の3種類の座屈現象が観察できるように決定した。

試験状況を Fig.4.2 に示す。座屈試験には、2000kN 万能試験機を用いた。両端単純支持の条件となるように、試験片両端部には焼入れをした治具を取り付けた。さらに、この治具と試験機ベッドとの間に、二硫化モリブデンを塗布したテフロンシートをはさんで、端部が回転し易いようにした。試験片中央の横撓み量と載荷点変位を計測するために、変位計を取り付けた。また、座屈試験には、初期撓みが大きく影響するが、試験前に試験片の初期撓みを計測し、問題のないことを確認した。

上述の座屈試験に対応した、有限要素法を用いた弾塑性大変形解析を実施した。解析には汎用コード ABAQUS を用いた。

Fig.4.3 に、解析モデルおよび境界条件を示す。解析モデルは、対称性を考慮して、全体の1/4を対象としてモデル化した。次数低減積分法を適用した4節点4辺形シェル要素を用いた。また、初期撓みは、載荷点間のスパンで、正弦1半波となる撓みを仮定した。なお、初期撓みの最大値は、試験片長さの1/1000とした。

Fig.4.4 に示すように、板厚方向を12層に分割し、表層部、中央部に対応するそれぞれの層の降伏応力を、材料試験結果 (Table 2.8 参照) から、表層部で508MPa、中央部で389MPaとした。降伏は Von Mises の降伏条件に従うものとし、完全弾塑性材料と仮定して解析した。

試験片板厚断面マクロ組織の観察結果によると、高い降伏点を有する表層部の暑さは、両表面それぞれ3.5mmずつであり、従来鋼板と同程度の降伏点を有する中央部の暑さは、17mmであった。したがって、試験片全板厚 (24mm) に対する両表層部 (3.5mm × 2) の割合は、約29%となっている。

帯板試験片を用いた座屈試験結果および有限要素法解析結果による、

荷重と試験片中央の横撓み量との関係の一例を、Fig.4.5に示す。また、座屈荷重と試験片長さとの関係を、Fig.4.6に示す。Fig.4.6中の破線は、Eulerの座屈荷重および全断面降伏荷重を表わしている。

Fig.4.5およびFig.4.6から明らかのように、弾性座屈が生じる範囲では、試験結果の座屈荷重は解析結果より高い値となっている。これは、座屈試験に際して、試験片両端部の治具が試験機ベッドとの接触面で変形して、回転変形が拘束されたため、両端単純支持の条件を完全に満足できなかったためと考えられる。

一方、塑性座屈が生じる場合にも同様なことがいえる。しかしながら、座屈して撓みが発生する前に降伏が生じるために、端部拘束の影響があまり現れず、試験結果と解析結果との座屈荷重が良く一致したものと考えられる。弾性座屈する場合も含めて、解析結果は基本的には、試験結果の傾向を良く再現しているといえる。

#### 4.2.2 帯板の座屈・塑性崩壊強度解析とその結果

座屈強度に及ぼす表層部の影響を定量的に把握することを目的に、上述の解析モデルを用いて、全板厚に対する表層部の割合を、100%、本供試鋼板に相当する29%、および従来鋼板に相当する0%と変化させて、同様の解析を実施した。超細粒組織である表層部の割合が100%のものは実在しないが、比較のために実施した。

弾性座屈(L:710mm)、弾塑性座屈(L:500mm)および塑性座屈(L:360mm)が生じる場合、それぞれの平均圧縮応力と平均圧縮歪との関係を、Fig.4.7～Fig.4.9に示す。図中の平均応力は板厚中央部の降伏応力( $\sigma_{ym}$ )で、また平均歪は板厚中央部の降伏歪( $\epsilon_{ym}$ )で無次元化してある。また、□、△、○印は、初期降伏点を表わしている。

弾性座屈、弾塑性座屈および塑性座屈のいずれが発生する場合でも、座屈して撓みが発生しても降伏が始まるまでは、表層部の割合にかかわらず全て同じ挙動を示している。表層部の割合による差は、初期降伏強

度、最終強度およびその後の耐荷力に現れている。弾性座屈が生じる場合も、弾塑性座屈が生じる場合も、塑性座屈が生じる場合も、表層部の割合が29%の鋼板では、0%の鋼板に比べて、初期降伏強度、最終強度およびその後の耐荷力が明らかに上昇している。

初期降伏強度および最終強度と、全板厚に対する表層部の割合との関係を、Fig.4.10に示す。初期降伏強度および最終強度とも、表層部の割合が0%の場合の結果で無次元化してある。

表層部の割合が29%の場合は、初期降伏強度および最終強度とも、0%の場合に比べて、4～10%程度上昇している。弾性座屈が生じる場合、初期降伏強度および最終強度とも、表層部の割合が29%の場合の結果は、100%の場合の結果とほぼ等しくなっている。一方、塑性座屈が生じる場合には、表層部の割合が29%の鋼板では0%の鋼板に比べて、初期降伏後の耐荷力が大きく上昇している。

弾性座屈、弾塑性座屈および塑性座屈が発生する場合それぞれの、初期降伏時の、解析モデル中央部要素の板厚方向の応力分布を、Fig.4.11～Fig.4.13に示す。図中には、中央部および表層部それぞれの降伏応力も示してある。また、□、△、○印は、初期降伏位置を表わしている。

表層部の割合が0%および100%の場合、降伏は表面で始まるが、表層部の割合が29%の場合、0%の場合に比べてより大きな荷重で、中央部と表層部との境界内側で降伏が始まる。Fig.4.11に示したように、軸応力に対して曲げ応力の大きい弾性座屈が生じる場合、表層部の割合が29%の場合の応力分布は、100%の場合の応力分布に近くなっている。このため、表層部の割合が29%の鋼板の初期降伏強度および最終強度とも、100%の鋼板の値とほぼ等しくなる (Fig.4.10参照)。

高クランクアレスト鋼板は、両表面に高い降伏応力を有する超細粒表層部があるため、初期降伏強度が上昇し、降伏が始まった後も、表層部はしばらく弾性のままであるので、最終強度およびその後の耐荷力も上昇することになる。

### 4.3 板の座屈・塑性崩壊強度

Fig.4.14に示す、長さ800mm、幅1000mmの矩形板を対象に、有限要素法による座屈・塑性崩壊強度解析を実施した。板は周辺単純支持されているとし、4辺は直線を保って板面内には変位できるとした。荷重は、長さ方向に面内圧縮の強制変位を与える形で負荷した。帯板の場合と同様に、汎用コードABAQUSを用い、対称性を考慮して全体の1/4を解析した。次数低減積分法を適用した4節点4辺形シェル要素を用いた。

板厚は12mm（弾性座屈）および24mm（塑性座屈）とし、板厚を12層に分割して、全板厚（12mmおよび24mm）に対する表層部の割合を0%、33%、100%と変化させた。33%は、板の両表面を切削仕上げしない場合の表層部の割合に相当する。また、初期撓みとして、長さ方向と幅方向それぞれに、正弦1半波となる撓みを仮定し、その最大値は板厚の1/100とした。降伏はVon Misesの降伏条件に従うものとし、材料は完全弾塑性体であると仮定して解析した。

平均圧縮応力と平均圧縮歪との関係を、Fig.4.15に示す。図中の平均応力は板厚中央部の降伏応力（ $\sigma_{ym}$ ）で、また平均歪は板厚中央部の降伏歪（ $\varepsilon_{ym}$ ）で無次元化してある。また、□、△、○印は、初期降伏点を表わしている。板厚12mmの場合、応力～歪曲線のナックル点近傍が弾性座屈強度に対応している。

Fig.4.15から明らかなように、板厚12mm（弾性座屈）および24mm（塑性座屈）の両ケースとも、表層部の割合が33%の場合の最終強度とその後の耐荷力は、0%の場合の結果に比べて明らかに上昇している。また、板厚12mmの場合、初期降伏強度も明らかに上昇している。

初期降伏時の板厚方向の応力分布を、Fig.4.16およびFig.4.17に示す。板厚12mmの場合は矩形板コーナー部要素の、板厚24mmの場合は矩形板中央部要素の応力分布を示している。図中の□、△、○印は、初期降伏位置を表わしている。表層部の割合が0%および100%の場合の初期降伏は板表面で発生するのに対して、表層部の割合が33%の場合の初期

降伏は、中央部と表層部との境界内側で発生した。また、Fig.4.16に示した弾性座屈が発生する場合（板厚12mm）の結果を見ると、表層部の割合が33%の場合の応力分布は、100%の場合の応力分布に近くなっている。

初期降伏強度および最終強度と、表層部の割合との関係をFig.4.18に示す。初期降伏強度および最終強度とも、表層部の割合が0%の場合の結果で無次元化してある。表層部の割合が33%の場合の初期降伏強度および最終強度とも、表層部の割合が0%の場合の結果に比べて、5～16%程度上昇している。板厚が12mmの場合の初期降伏強度の上昇量が、約16%と特に大きい。これは、板厚12mmの場合弾性座屈が発生し、初期降伏時の撓み・曲率が大きいため、板表面と境界部との応力差が大きくなったためと考えられる（Fig.4.16参照）。

#### 4.4 まとめ

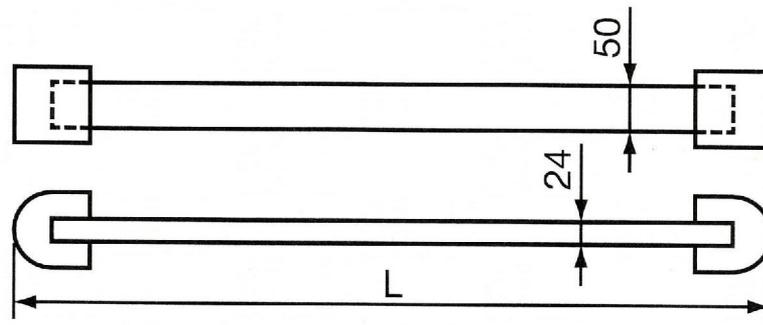
TMCP技術をさらに発展させて製造された、表層部の組織を超細粒化した新しい高クラックアレスト鋼板を対象として、帯板座屈試験および有限要素法による弾塑性大変形解析を実施した。その結果に基づき、高い降伏応力を有する超細粒表層部が構造部材の初期降伏強度および最終強度に及ぼす影響を、定量的に把握し、以下の結論を得た。

- ① 帯板を対象とした座屈・塑性崩壊強度解析結果から、高クラックアレスト鋼板は従来鋼板に比べて、初期降伏強度、最終強度およびその後の耐荷力が上昇し、降伏強度および最終強度は従来鋼板に比べて、4～10%程度上昇することが明らかになった。
- ② 帯板を対象とした座屈・塑性崩壊解析結果から、弾性座屈が発生する場合、表層部の割合が29%の高クラックアレスト鋼板の初期降伏強度および最終強度は、100%表層部のみからなる鋼板のそれぞれの強度にほぼ等しくなり、塑性座屈が発生する場合、初期降伏後の耐荷力が大きく上昇することが明らかになった。

- ③ 板を対象とした座屈・塑性崩壊強度解析結果から、高クラックアレ  
スト鋼板は従来鋼板に比べて、初期降伏強度、最終強度およびその  
後の耐荷力が上昇し、初期降伏強度および最終強度は従来鋼板に比  
べて、5～16%程度上昇することが明らかになった。
- ④ 板を対象とした座屈・塑性崩壊強度解析結果から、高い降伏応力を  
有する表層部の影響は、弾性座屈が生じる場合（板厚 12mm）の初  
期降伏強度上昇により顕著に現れることが明らかになった。

### 参考文献

- 4.1) 石川 忠, 野見山裕治, 吉川 宏, 今井嗣郎, 井上健裕: 表層超細粒  
化による超高アレスト鋼板 HIAREST, 新日鉄技報, 第 365 号  
(1997), pp.26-36.
- 4.2) 山本元道, 矢尾哲也, 矢島 浩, 萩原行人, 石川 忠, 宮本寛志, 守  
田 聡: 表層超細粒鋼板の座屈・塑性崩壊強度特性に関する一考察,  
西部造船会会報, 第 93 号 (1997), pp.73-80.
- 4.3) Yao, T., Yajima, H., Yamamoto, M., Fujikubo, M., Hagiwara, Y.  
and Ishikawa, T. : BUCKLING/PLASTIC COLLAPSE BEHAVIOUR  
OF STRUCTURES COMPOSED OF STEEL PLATES HAVING  
SURFACE LAYER WITH ULTRA FINE GRAIN  
MICROSTRUCTURE, Proceedings of the First International Conference  
on Composite Science and Technology (1996), pp.637-642.
- 4.4) Yajima, H., Yao, T., Yamamoto, M., Hagiwara, Y., Ishikawa, T. and  
Morita, S. : A STUDY ON BUCKLING/PLASTIC COLLAPSE  
BEHAVIOUR OF STEEL PLATE HAVING SURFACE LAYERS  
WITH ULTRA FINE GRAIN MICROSTRUCTURE, Proceedings of  
the Eleventh Asian Technical Exchange and Advisory Meeting on Marine  
Structure (1997), pp.340-347.



- ①  $L=710\text{mm}$  (Elastic buckling)
- ②  $L=500\text{mm}$  (Elastoplastic buckling)
- ③  $L=360\text{mm}$  (Plastic buckling)

Fig.4.1 Column buckling test specimen

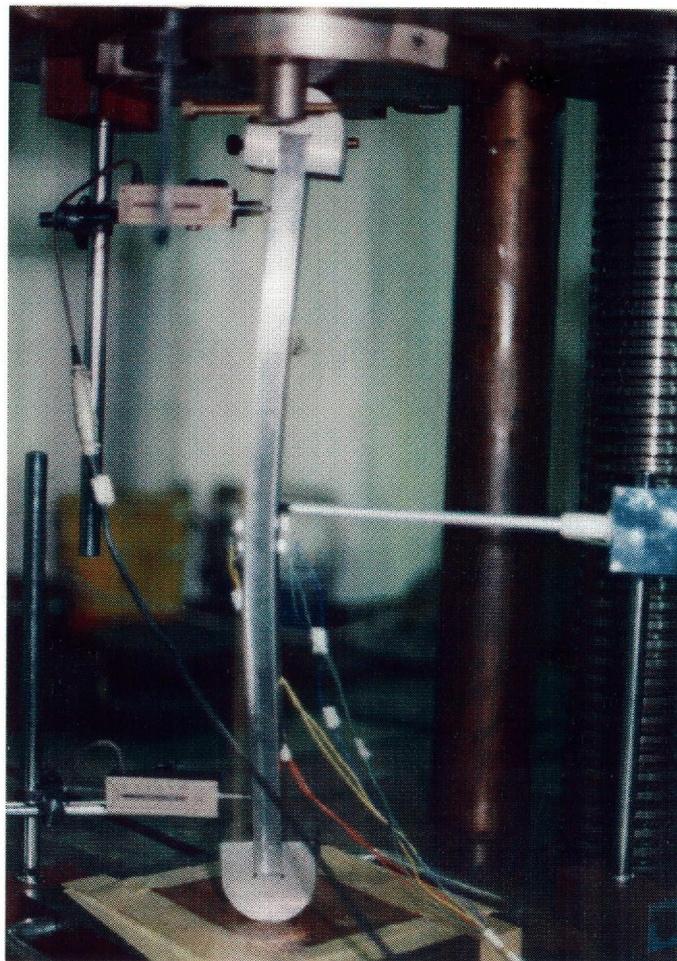


Fig.4.2 Appearance of column buckling test

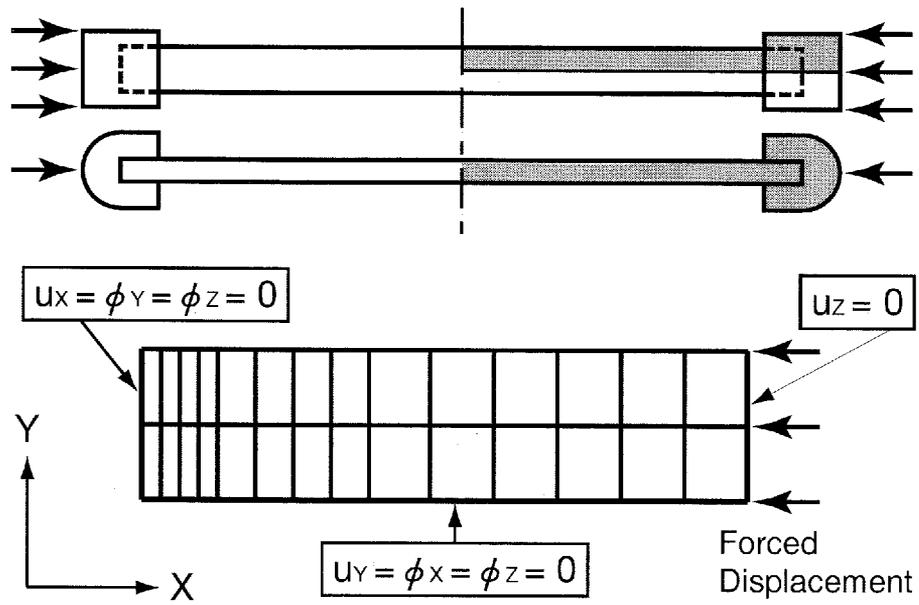


Fig.4.3 Column specimen model for analysis and boundary conditions

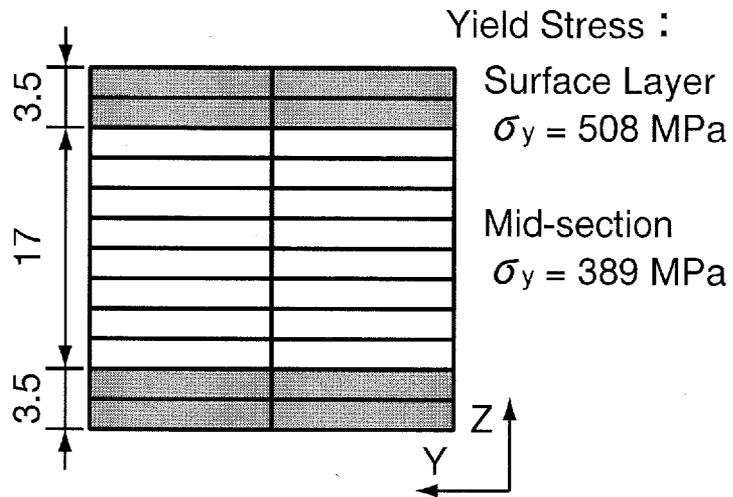


Fig.4.4 Layers in cross section of shell finite element (No.2)

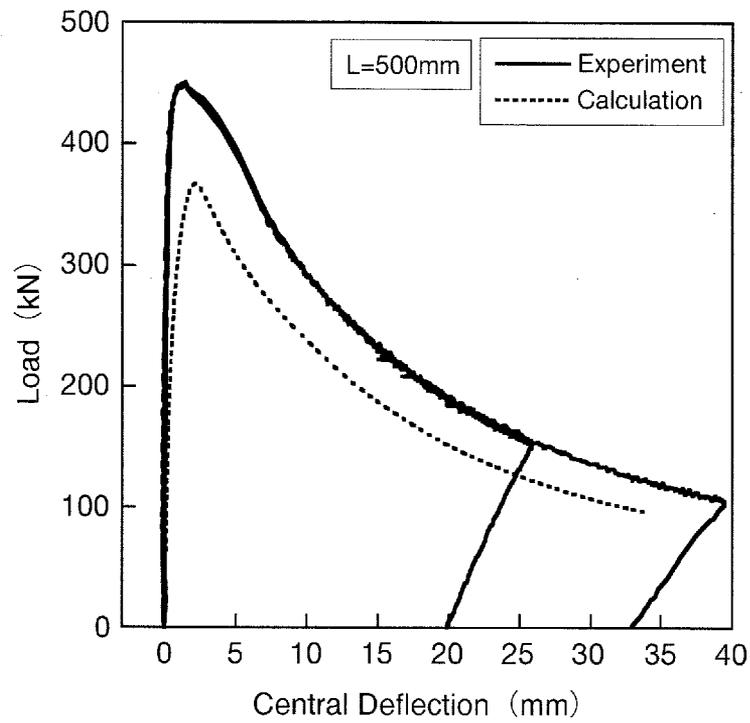


Fig.4.5 Comparison between measured and calculated load-deflection curves (No.2)

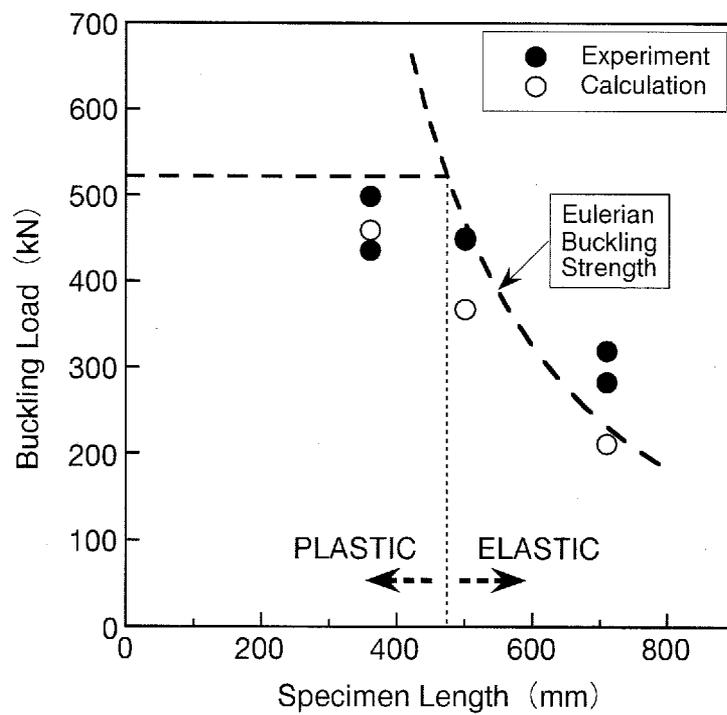


Fig.4.6 Comparison between measured and calculated buckling strength (No.2)

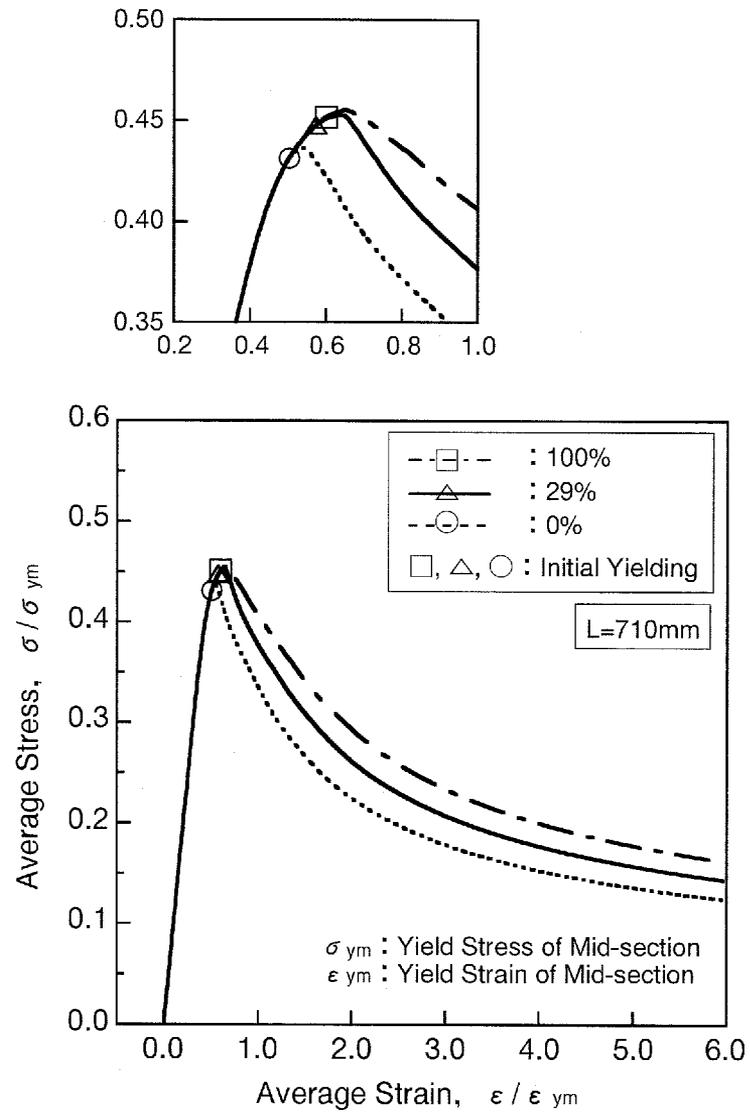


Fig.4.7 Influence of surface layer on average stress-average strain relationships (Column, L : 710mm, No.2)

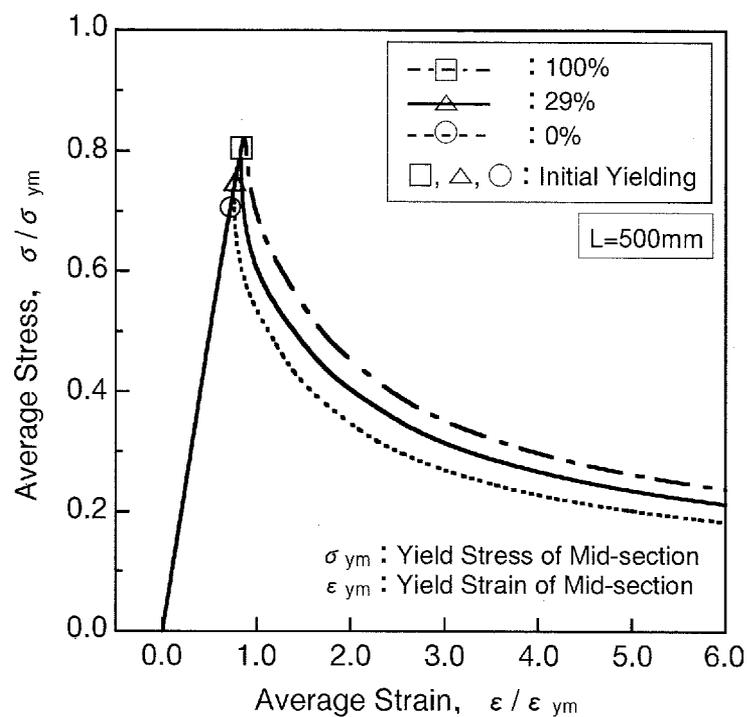


Fig.4.8 Influence of surface layer on average stress-average strain relationships (Column, L : 500mm, No.2)

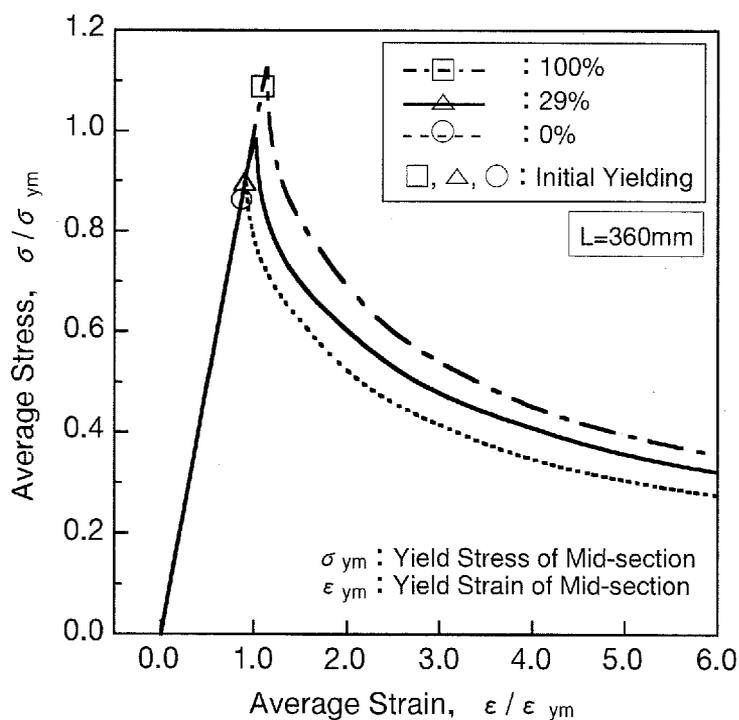


Fig.4.9 Influence of surface layer on average stress-average strain relationships (Column, L : 360mm, No.2)

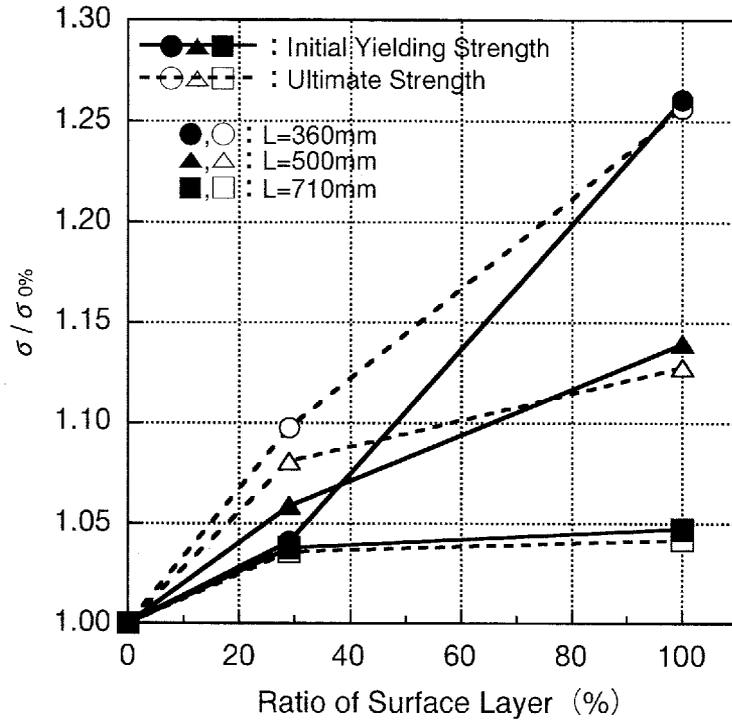


Fig.4.10 Influence of surface layer on initial yielding and ultimate strength (Column, No.2)

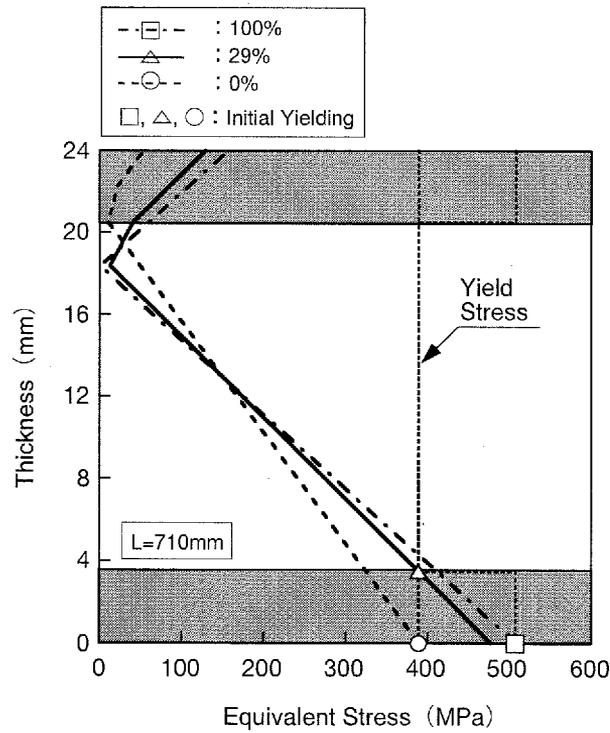


Fig.4.11 Distribution of equivalent stress in cross section towards thickness direction at initial yielding (Column, L : 710mm, No.2)

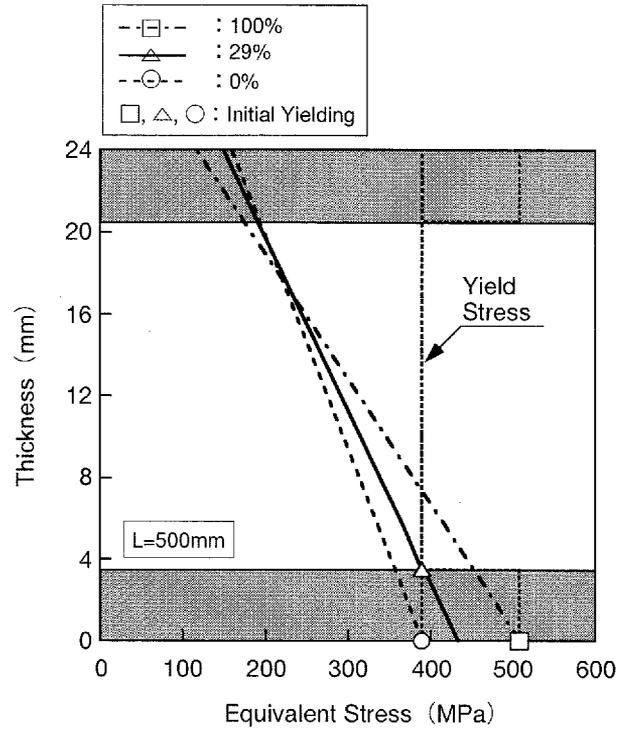


Fig.4.12 Distribution of equivalent stress in cross section towards thickness direction at initial yielding (Column, L : 500mm, No.2)

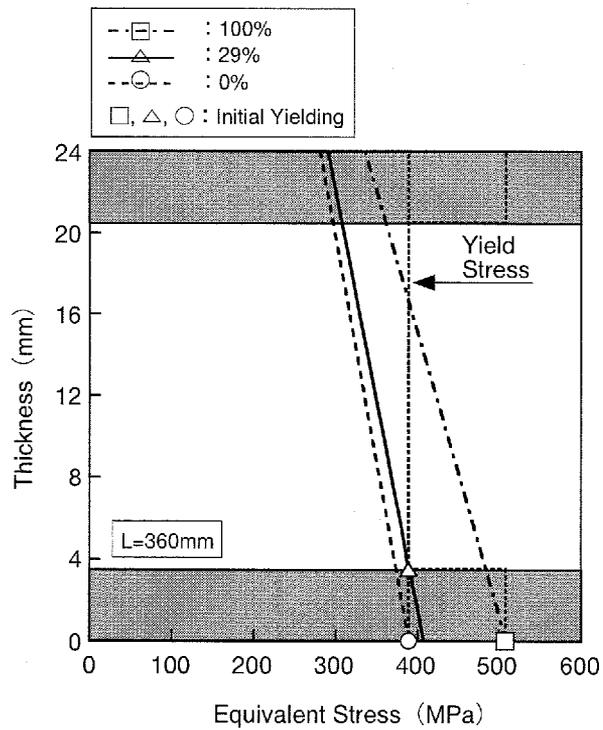


Fig.4.13 Distribution of equivalent stress in cross section towards thickness direction at initial yielding (Column, L : 360mm, No.2)

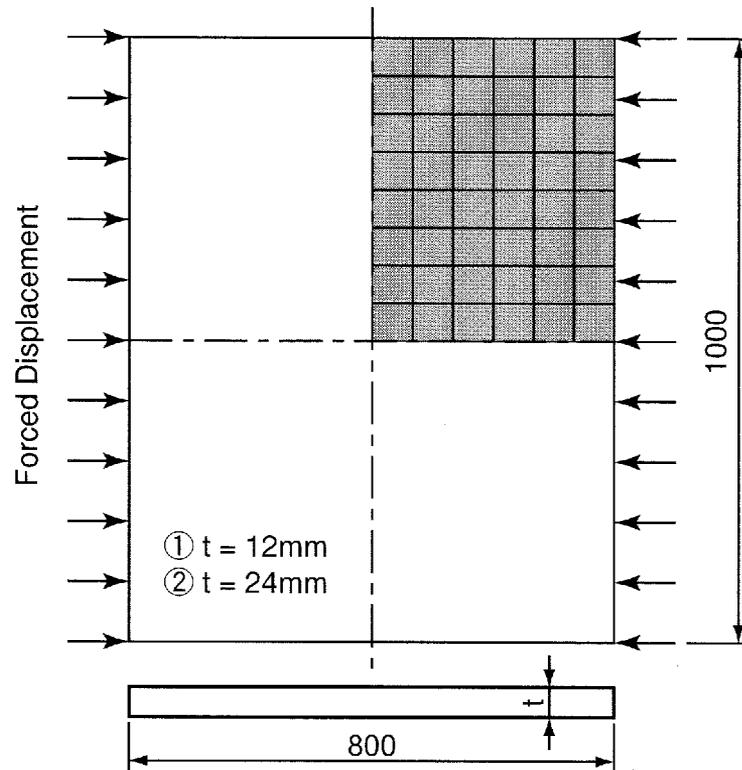


Fig.4.14 Rectangular plate model for analysis

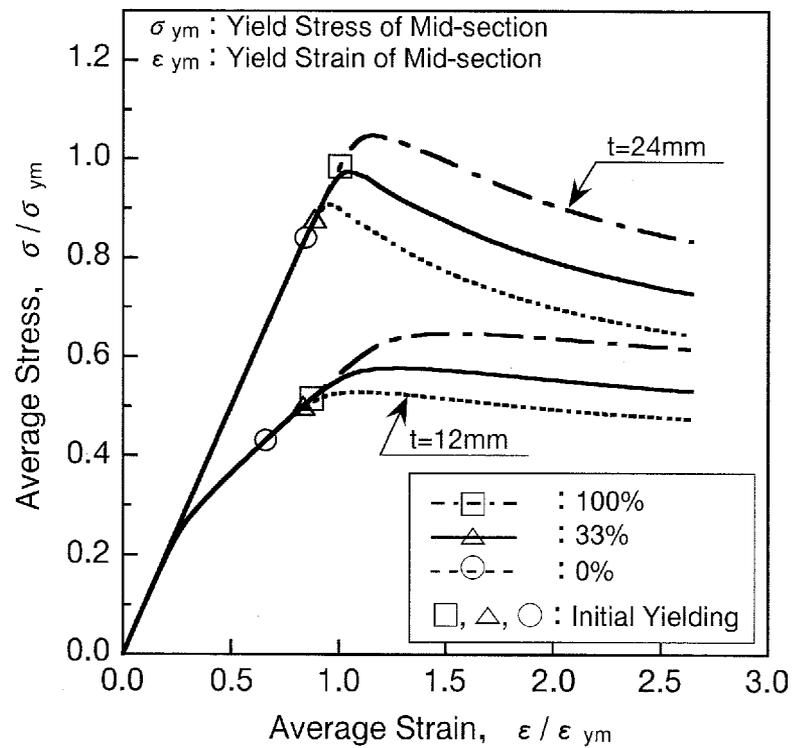


Fig.4.15 Influence of surface layer on average stress-average strain relationships (Plate, No.2)

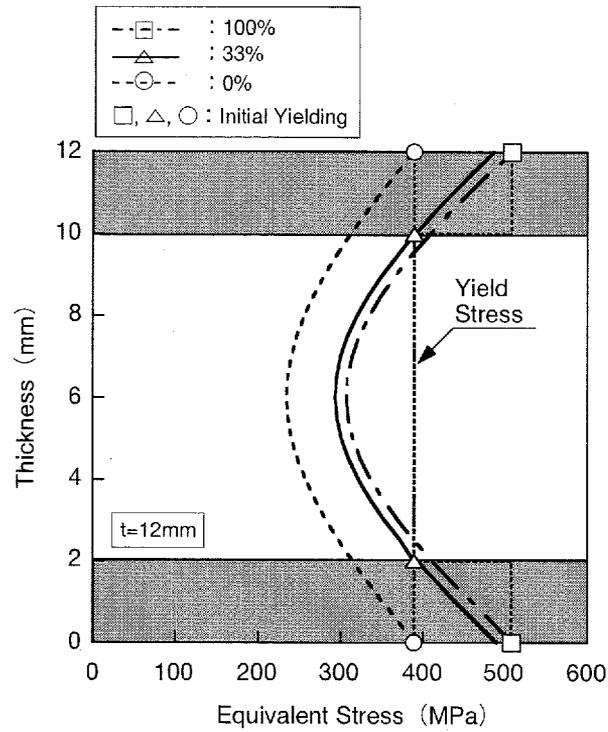


Fig.4.16 Distribution of equivalent stress in cross section towards thickness direction at initial yielding (Plate,  $t : 12\text{mm}$ , No.2)

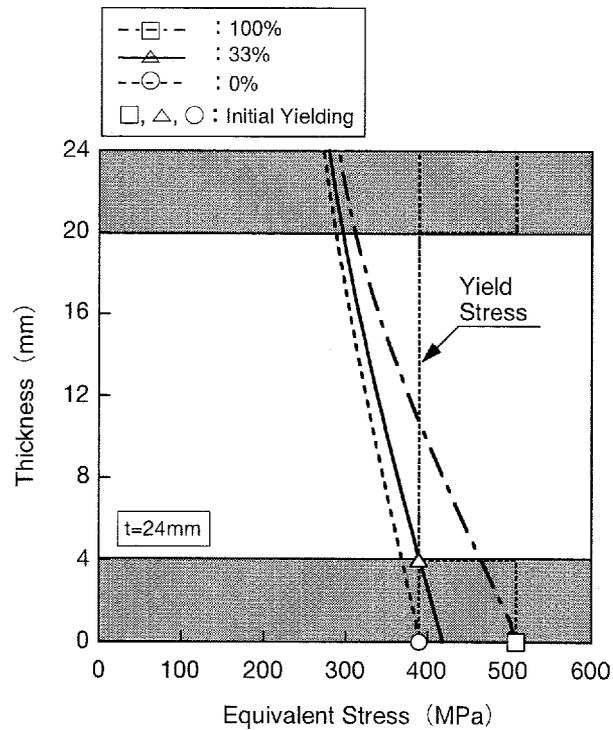


Fig.4.17 Distribution of equivalent stress in cross section towards thickness direction at initial yielding (Plate,  $t : 24\text{mm}$ , No.2)

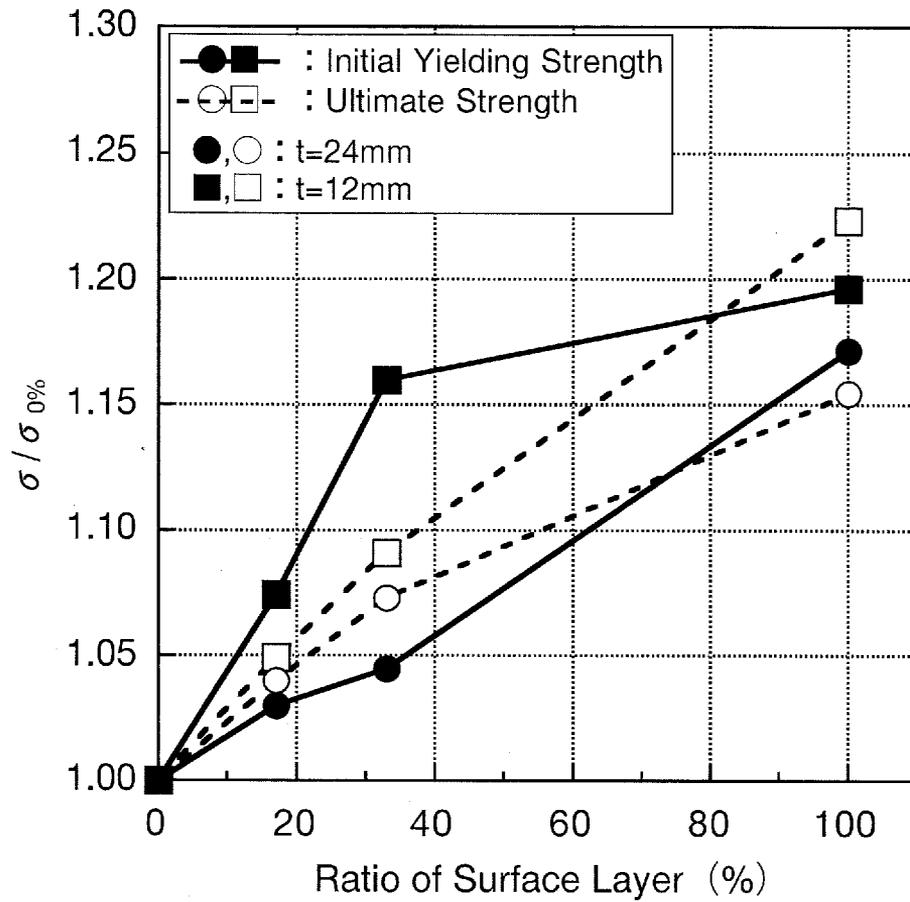


Fig.4.18 Influence of surface layer on initial yielding and ultimate strength (Plate, No.2)

# 第5章

## 高クラックアレスト鋼板の 疲労強度

### 目次

	頁
5.1 まえがき .....	224
5.2 供試材 .....	224
5.3 大気中疲労強度 .....	225
5.3.1 試験片および試験方法 .....	225
5.3.2 試験結果とその考察 .....	226
5.4 人工海水中疲労強度 .....	226
5.4.1 試験片および試験方法 .....	226
5.4.2 試験結果とその考察 .....	227
5.5 疲労強度推定に関する検討 .....	231
5.6 まとめ .....	235
参考文献 .....	236
図表 .....	238~267

## 5.1 まえがき

船舶・海洋構造物をはじめとする大型鋼構造物では、その構成部材に疲労破壊を生じないように設計されている。しかしながら、船舶・海洋構造物など、海水腐食環境に長期間晒され、波などによる変動荷重を常に受ける大型鋼構造物においては、腐食疲労亀裂が発生・成長し、大破壊事故の引き金になることが懸念される<sup>5.1), 5.2)</sup>。

TMCP 技術をさらに発展させて開発された高クラックアレスト鋼板 (SUF 鋼板)<sup>5.3)</sup> は、先に第2章で述べたように、板厚の1/6程度の両表面層部の組織が、従来鋼板に比べて超細粒化されており、靱性が良いばかりではなく、疲労強度もかなり良くなっているものと考えられる<sup>5.4)</sup>。

本章では、新しく開発されたSUF鋼板を、海水腐食環境に晒される大型鋼構造物に使用する場合の基本的な設計・使用条件を明らかにするために、超細粒組織の表面層部に対する大気中ならびに人工海水中での疲労強度を把握することを試みた。すなわち、SUF鋼板表面層部および中央部の大気中ならびに人工海水中疲労試験を実施し、それぞれの疲労強度を定量的に把握するとともに、大気中・人工海水中疲労強度推定法の導出を試みた結果<sup>5.5) ~ 5.8)</sup> について述べる。

## 5.2 供試材

本章で述べる大気中および人工海水中での疲労試験には、第2章で述べた供試鋼板3 (板厚 50mm) を用いた。供試鋼板の表面層部、中央部および境界部 (片面が表面層部組織、片面が中央部組織) から、Fig.5.1 に示す要領で、それぞれ板厚 6mm の板を削り出して供試した。板厚 6mm の供試材は、幅 60mm、長さ 170mm で、すべて圧延平行方向 (L 方向) から採取した。

境界部を供試した目的は、試験片両表面のミクロ組織が異なるときに、疲労亀裂がどちらの組織から発生しやすいかを調べるためである。

また、Fig.5.1 に示したように、中央部供試材は全板厚のほぼ中央から

採取したため、境界部試験片の中央部組織と若干異なる組織を有する可能性がある。そこで、供試鋼板板厚方向の組織を観察・調査した。観察・調査した結果を、Fig.5.2に示す。Fig.5.2中(a)は供試鋼板表面から板厚方向1mmの位置、(b)は5mmの位置、(c)は11mmの位置、(d)は24.5mmの位置を撮影したものである。

Fig.5.2に示したように、表層部[Fig.5.2中〔a〕]の結晶粒径は1~3 $\mu\text{m}$ 程度であり、境界部の表層部側[Fig.5.2中〔b〕]の結晶粒径は1~4 $\mu\text{m}$ 程度、境界部の中央部側[Fig.5.2中〔c〕]の結晶粒径は10~20 $\mu\text{m}$ 程度であった。また、中央部[Fig.5.2中〔d〕]の結晶粒径は10~20 $\mu\text{m}$ 程度であり、中央部供試材組織と境界部供試材の中央部側組織の結晶粒径は、ほぼ同じであることが分かった。

## 5.3 大気中疲労強度

### 5.3.1 試験片および試験方法

高クラックアレスト鋼板(SUF鋼板)表層部および中央部に対して、大気中疲労試験を実施した。大気中疲労試験に用いた試験片の形状・寸法を、Fig.5.3に示す。試験片長さ方向中央部の応力集中係数(Kt)が1.1となるようにした。なお、応力集中係数の計算には、西田の式<sup>5.9)</sup>を用いた。試験片表面は、600番のエメリー紙で研磨仕上げした。さらに、試験片表面と側面とのコーナー部からの疲労亀裂発生を防ぐために、1R程度の面取りを施した。

大気中疲労試験状況を、Fig.5.4に示す。大気中疲労試験には、100kN電気油圧式疲労試験機を用いた。試験条件は、室温(25℃)で、繰り返し速度5Hz、応力比0.1の軸力片振り引張荷重制御方式とした。大気中においては、破断寿命に対する繰り返し速度の影響はほとんどないものとみなして、後述する人工海水中疲労試験より繰り返し速度を早くして、試験時間を短縮した。

### 5.3.2 試験結果とその考察

大気中疲労試験結果を、応力範囲 ( $\Delta\sigma$ ) と破断繰返し回数 ( $N_f$ ) との関係で、Fig.5.5 に示す。Fig.5.5 から明らかなように、超細粒組織の表層部の疲労強度は、従来鋼板に近い組織の中央部に比べて非常に高いことが分かる。さらに、表層部の  $\Delta\sigma \sim N_f$  線の勾配は、中央部に比べて非常に小さいことから、表層部は、特に高サイクル域における疲労強度が期待できる。

## 5.4 人工海水中疲労強度

### 5.4.1 試験片および試験方法

高クラックアレスト鋼板 (SUF鋼板) 表層部、中央部および境界部に対して、人工海水中疲労試験を実施した。人工海水中疲労試験に用いた試験片の形状・寸法を、Fig.5.6 に示す。また、人工海水中疲労試験状況を、Fig.5.7 に示す。

Fig.5.7 に示したように、人工海水中では、試験時間短縮のため、同じに最大5本の試験片を直列に連結させて試験した。このため、Fig.5.6 に示したように、試験片中央部の幅 (B) を変えて、応力範囲を変化させた。大気中疲労試験片と同様に、試験片の長さ方向中央部の応力集中係数 ( $K_t$ ) が1.1となるようにした。また、試験片両表面は、600番のエメリー紙で研磨仕上げした。さらに、試験片表面と側面とのコーナー部からの疲労亀裂の発生を防ぐために、1R程度の面取りを施した。

Fig.5.6 に示したように、供試材とタブプレートとを溶接接合したため、溶接部の角変形によって、試験時に試験片中央部に曲げ応力が発生する恐れがあった。そこで、全ての試験片に対して、その両表面に抵抗線歪ゲージを貼付し、試験片両表面の歪を計測して、問題のないことを確認した。

人工海水中疲労試験には、100kN 1軸5連型電気油圧式腐食疲労試験機を用いた。試験条件は、応力比0.1、繰返し速度0.17Hz (海洋にお

ける波浪の周期と同等)の軸力片振り引張荷重制御方式とした。なお、人工海水は、ポンプによる空気吹き込みにより、空気飽和状態とした。人工海水の温度は常時室温(25℃)となるように、サーモスタット付のヒーターで温度を調節した。人工海水としては、ASTMで規定(ASTM D-1141)された成分を有する、金属腐食試験用人工海水(アクアマリン)を用いた。また、人工海水のpHは8.2とした。人工海水は、試験片の錆や蒸発などにより、その成分や濃度が増加する恐れがあったため、1週間毎に新しいものと交換した。

人工海水中疲労試験システムの模式図を、Fig.5.8に示す。本試験システムは、まず人工海水を貯蔵タンクから上部タンクへポンプによって送り、次に腐食液槽下部の注水口に自然落下により供給し、腐食液槽上部の排水口から貯蔵タンクへ排出する循環方式となっている。腐食液槽は、試験片中央部が人工海水に浸水するように、塩化ビニール系のボルト・ナットおよびシリコンゴムを用いて、試験片に取り付けた。また、試験片を絶縁する目的で、治具に絶縁塗装を施した。試験片と治具の間には、絶縁ガasketを挟み、絶縁ワッシャーを用いてそれらをボルトで取り付けた。さらに、試験片接続用のピンにはガラスクロスチューブを巻き、その上からグリスを塗った。また、人工海水の蒸発を防ぐために、貯蔵タンク、上部タンクおよび各腐食液槽にふたを取り付けた。

#### 5.4.2 試験結果とその考察

表層部試験片の破断後の写真の代表例を、Fig.5.9に示す。また、走査型電子顕微鏡(SEM)で撮影した同試験片の疲労破面を、Fig.5.10に示す。同試験片は、応力範囲( $\Delta\sigma$ )が360MPa、繰返し回数(Nf)が $5.45 \times 10^5$ 回で破断した試験片である。

さらに、中央部試験片の破断後の写真の代表例をFig.5.11に、SEMで撮影した疲労破面をFig.5.12に示す。同試験片は、応力範囲( $\Delta\sigma$ )が356MPa、繰返し回数(Nf)が $2.04 \times 10^5$ 回で破断した試験片である。

Fig.5.9 および Fig.5.11 に示した破断面の写真から観察されるように、表層部および中央部ともに、試験片表面と側面とのコーナー部付近の表面から疲労亀裂が発生・進展し、試験片を破断に至らしめていた。また、Fig.5.10 および Fig.5.12 からは、試験片表面に発生した多数の腐食ピットから微小亀裂が発生・進展し、互いに合体して大きな亀裂へと成長した様子が認められる。これは、疲労破面の至るところで疲労亀裂が階段状に合体していることから明らかである。

次に、Fig.5.13 に境界部試験片の破断後の写真の代表例を示す。また、同試験片を 45 度に傾けて撮影した SEM 写真を、Fig.5.14 に示す。同試験片は、応力範囲 ( $\Delta\sigma$ ) が 351MPa、繰返し回数 (Nf) が  $4.12 \times 10^5$  回で破断した試験片である。

境界部試験片の破断面を観察した結果、試験片表層部組織側表面と中央部組織側表面の両面から疲労亀裂が発生・進展していた。しかしながら、全ての境界部試験片において、中央部組織側表面から発生した亀裂が、進展・合体して大きな亀裂へと成長し、試験片を破断に至らしめていた。

Fig.5.14 を見ると、中央部組織側表面では、多数の腐食ピットから微小亀裂が発生・成長し、合体して大きな亀裂へと成長している様子が分かる。一方、表層部組織側表面では、腐食ピットの数中央部組織側表面に比べて少なく、また、大きな亀裂へと成長したものが少ないことが分かる。さらに、腐食ピットが大きく成長していても、微小亀裂が発生していないものも観察される。

Fig.5.15 に、同程度の応力範囲 ( $\Delta\sigma$ ) で破断した、表層部試験片 ( $\Delta\sigma$ : 360MPa, Nf:  $5.45 \times 10^5$  回) と、中央部試験片 ( $\Delta\sigma$ : 356MPa, Nf:  $2.04 \times 10^5$  回) の表面 (破断面近傍) を、ビデオマイクロスコープ (100 倍) で撮影したものを縮小して示す。

また、Fig.5.15 に示した、表層部および中央部試験片表面の写真から、腐食ピットならびに腐食疲労亀裂の長さおよび個数を計測した。このとき、荷重垂直方向を腐食ピットならびに腐食疲労亀裂の長さ方向とし、

長さ  $30\mu\text{m}$  以上のもを四捨五入して、 $10\mu\text{m}$  単位で整理した。

Fig.5.16 に、腐食ピットならびに腐食疲労亀裂の密度 ( $1\text{cm}^2$  当たりの個数) と長さとの関係を示す。

Fig.5.15 および Fig.5.16 に示した、表層部試験片と中央部試験片の応力範囲 ( $\Delta\sigma$ ) は同程度であり、表層部試験片の破断繰返し回数は、中央部試験片に比べて  $3.41 \times 10^5$  回多く、時間にして約 560 時間長い。しかしながら、Fig.5.15 および Fig.5.16 から明らかなように、腐食ピットならびに腐食疲労亀裂の発生個数は、中央部試験片表面に比べて、表層部試験片表面の方が非常に少ないことが分かる。

さらに、同試験片表面を、走査型電子顕微鏡 (SEM) を用いて観察し、腐食ピットならびに腐食疲労亀裂の発生密度が最も大きい領域の撮影を行なった (Fig.5.17 参照)。その撮影範囲を計測領域として、金属顕微鏡により、単独腐食ピットならびに単独腐食疲労亀裂 (2 個以上の腐食ピットならびに腐食疲労亀裂が互いに合体していないもの) の 3 次元寸法 (長さ・幅・深さ) を計測した。また、SEM を用いて、単独腐食ピットならびに単独腐食疲労亀裂の観察・撮影を行ない、その SEM 写真を用いて、単独腐食ピットならびに単独腐食疲労亀裂の先端角度を計測した。

なお、腐食ピットならびに腐食疲労亀裂の先端角度が  $33.4^\circ$  より大きいものを、“腐食ピット” または “先端が鈍い腐食疲労亀裂” と定義し、 $33.4^\circ$  より小さいものを、腐食疲労亀裂が本格的に進展している “先端が鋭い腐食疲労亀裂” と定義した。先端角度  $33.4^\circ$  は、上記の定義に関して主観的な判断で最も合理的に整理することができるため採用した。

Fig.5.18 に、腐食ピットならびに腐食疲労亀裂の先端角度と長さとの関係を示す。

Fig.5.18 から明らかなように、表層部試験片表面で観察された腐食ピットならびに腐食疲労亀裂の先端角度は、中央部試験片のそれらに比べて大きかった。また、表層部試験片表面では、先端が鋭い最小の腐食疲労亀裂長さは  $55\mu\text{m}$  (Fig.5.19 参照)、先端が鈍い最大の腐食疲労亀裂

長さは $160\mu\text{m}$  (Fig.5.20 参照) であり、 $160\mu\text{m}$ 以上では、全ての腐食疲労亀裂の先端は鋭くなっていた (Fig.5.21 参照)。一方、中央部試験片表面では、先端が鋭い亀裂が発生していた最小の腐食ピット長さは $15\mu\text{m}$  (Fig.5.22 参照)、先端が鈍い腐食疲労亀裂が発生していた最大の腐食ピット長さは $30\mu\text{m}$  (Fig.5.23 参照) であり、長さ $30\mu\text{m}$ 以上では、全ての腐食疲労亀裂は先端が鋭くなっていた (Fig.5.24 参照)。

Fig.5.18 中に示した斜線部分は、先端が鈍い腐食疲労亀裂と先端が鋭い腐食疲労亀裂が混在する領域、すなわち、先端が鈍い腐食疲労亀裂から先端が鋭い腐食疲労亀裂に遷移する領域である。

Fig.5.18 から明らかなように、表層部試験片表面では、先端が鈍い亀裂から先端が鋭い亀裂に遷移する寸法 (腐食疲労亀裂が本格的に進展し始める寸法) が、中央部試験片表面に比べて長いことが分かる。

次に、Fig.5.18 中の斜線で示した遷移領域に含まれる腐食ピットならびに腐食疲労亀裂を鋭い亀裂をみなし、応力拡大係数による腐食疲労亀裂発生評価を行なった。応力拡大係数の計算には Newman-Raju の式<sup>5.10)</sup>を用いた。

Fig.5.25 に、表層部試験片および中央部試験片の、遷移領域における応力拡大係数範囲 ( $\Delta K$ ) と、腐食ピットならびに腐食疲労亀裂の長さ・深さとの関係を比較したものを示す。

Fig.5.25 から明らかなように、表層部試験片の遷移領域における  $\Delta K$  は  $60 \sim 120\text{N}/\text{mm}^{3/2}$  であり、中央部試験片の  $28 \sim 46\text{N}/\text{mm}^{3/2}$  に比べて大きい値を示している。

以上の観察・計測結果から、同一応力条件・腐食環境下では、超細粒組織である表層部の腐食ピットならびに腐食疲労亀裂の発生密度は、従来鋼板に近い組織の中央部に比べて非常に小さいことが明らかになった。また、超細粒組織である表層部では、腐食ピットならびに腐食疲労亀裂の寸法 (長さ・深さ) が、従来鋼板に近い組織の中央部に比べてかなり大きくなるまで、腐食疲労亀裂は本格的に進展し始めないことが明らかになった。

人工海水中疲労試験結果を、応力範囲( $\Delta\sigma$ )と破断繰返し回数(Nf)との関係で、Fig.5.26に示す。Fig.5.26から明らかなように、超細粒組織の表層部は、従来鋼板に近い組織の中央部に比べて、人工海水中での疲労強度も非常に高いことが分かる。さらに、大気中と同様に、表層部の $\Delta\sigma \sim Nf$ 線の勾配は、中央部に比べて小さいことが分かる。このことから、表層部は、人工海水中においても、特に高サイクル域における疲労強度が期待できる。

また、先に述べたように、全ての境界部試験片では、中央部組織側表面から発生した亀裂が大きく成長して破断に至ったため、境界部の疲労強度は、表層部組織が約50%あるにもかかわらず、中央部の疲労強度に近い値を示した (Fig.5.26 参照) ものと考えられる。

## 5.5 疲労強度推定に関する検討

過去に報告された、一般船体用軟鋼A級(KAK)鋼板に対する、片振り引張荷重条件下(荷重制御)での切欠付平板試験片の、大気中および人工海水中での疲労強度推定法<sup>5.11)</sup>を参考に、平均応力の影響<sup>5.12)</sup>、結晶粒径の影響を考慮して、高クラックアレスト鋼板(SUF鋼板)表層部および中央部の大気中ならびに人工海水中疲労強度を推定した。Fig.5.27に推定の概略のフローを示す。

上記報告<sup>5.11)</sup>によると、KAK鋼板(Y.P.:323MPa, T.S.:461MPa)に対する、応力集中係数(Kt)が2.5以下の場合の、大気中疲労強度推定式は(5.1)式のように示される。

$$\Delta\sigma_{-1} = \left( 0.0207N^{-0.176} + 1.453N^{-0.597} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot 10^3 \cdot Kt^{-1} \quad \dots \dots \dots (5.1)$$

- ただし、 $\Delta\sigma_{-1}$  : 完全両振り公称応力範囲 (kgf/mm<sup>2</sup>)  
 N : 荷重繰返し回数 (cycles)  
 Kt : 応力集中係数

また、Fig.5.28に示すように、切欠き材の疲労強度に及ぼす平均応力の影響が、完全両振り公称応力範囲 ( $\Delta\sigma_{-1}$ ) と片振り引張公称応力範囲 ( $\Delta\sigma_0$ ) との比で表わせることが、実験的に明らかにされている。そこで、応力集中係数 ( $K_t$ ) が1.1の場合に対しては、 $\Delta\sigma_{-1}/\Delta\sigma_0$ を比例配分することによって得られる、Fig.5.28中の破線で、便宜的に与えられるものと考えた。

したがって、応力集中係数 ( $K_t$ ) が1.1、応力比 ( $R$ ) が0のときの、KAK鋼板に対する大気中疲労強度推定式は、(5.2)式のように示される。

$$\left. \begin{aligned} \Delta\sigma_0 &= 0.909 \cdot \left( 0.0207N^{-0.176} + 1.453N^{-0.597} \right)^{\frac{1}{2}} \cdot 10^3 \cdot C^{-1} \\ C = \frac{\Delta\sigma_{-1}}{\Delta\sigma_0} &= \begin{cases} 2N^{-0.0363} & (N \leq 1.5 \times 10^6) \\ 1.19 & (N \geq 1.5 \times 10^6) \end{cases} \end{aligned} \right\} \dots\dots (5.2)$$

ただし、 $\Delta\sigma_0$  : 片振り引張公称応力範囲 (kgf/mm<sup>2</sup>)

本研究で行なったSUF鋼板表彰部および中央部の疲労試験は、先に述べた通り、応力比 ( $R$ ) を0.1として実施したため、(5.2)式を補正し、 $R$ が0.1の場合について推定する必要がある。そこで、日本造船研究協会 (SR) 第200研究部会 第8分科会で検討された方法<sup>5.12)</sup>である、(5.3)式を用いて、 $R$ を0.1に補正することにした。

$$\sigma_{a0} \{ (1-R) \cdot \sigma_B - 2R \cdot \sigma_{aR} \} - (1-R) \cdot \sigma_{aR} \cdot \sigma_B = 0 \quad \dots\dots (5.3)$$

ただし、 $\sigma_{a0}$  : 応力比が0のときの応力振幅

$\sigma_{aR}$  : 応力比が $R$ のときの応力振幅

$\sigma_B$  : 引張強さ

したがって、(5.2)式と(5.3)式とを用いることにより、KAK鋼板の応力集中係数 ( $K_t$ ) が1.1、応力比 ( $R$ ) が0.1のときの、大気中疲労

強度を推定することができる。

次に結晶粒径の影響であるが、一般に、大気中疲労強度は結晶粒径が小さいほど高く、破断寿命は結晶粒径の1/2乗に逆比例すると言われている。

本研究で用いた中央部試験片は、先に Table 2.11 に示したように、降伏点 (Y.P.) は 404MPa, 引張強さ (T.S.) は 489MPa となっている。KAK 鋼板と比較すると、降伏点はかなり違うが、引張強さにはそれほど差がない。また、結晶粒径を比較すると、中央部試験片の結晶粒径は、KAK 鋼板の 1/4 程度であった。一方、表層部試験片に関しては、先に Table 2.11 に示したように、降伏点 (Y.P.) は 474MPa, 引張強さ (T.S.) は 536MPa となっており、KAK 鋼板に比べて、降伏点・引張強さともに非常に強い。また、結晶粒径を比較すると、表層部試験片の結晶粒径は KAK 鋼板の 1/40 程度であった。

以上を考慮して推定した、表層部および中央部試験片の大気中疲労強度を、先に Fig.5.5 に示した試験結果を合わせて、Fig.5.29 に示す。Fig.5.29 から明らかなように、中央部試験片の大気中疲労強度推定結果は、試験結果と良く一致した。一方、表層部試験片の大気中疲労試験結果は、推定結果より非常に高い値を示しており、合理的な推定はできなかった。

次に、前期の報告<sup>5.11)</sup>によると、腐食による強度低下、すなわち (5.4) 式に示すように、同一の破断時間 (T) における大気中疲労強度と人工海水中疲労強度との比を、腐食効果係数 (Kc) と定義している。

$$K_c = \frac{\Delta\sigma_{\text{air}}}{\Delta\sigma_{\text{sea}}} \quad \dots \dots \dots (5.4)$$

先に Fig.5.5 に示した大気中疲労試験結果と、Fig.5.26 に示した人工海水中疲労試験結果とをまとめて、Fig.5.30 に示す。Fig.5.30 に示した大気中疲労試験結果および人工海水中疲労試験結果から、(5.4) 式を用いて SUF 鋼板表層部および中央部の腐食効果係数 (Kc) を求めた。

Fig.5.31 に、SUF 鋼板表層部および中央部の、腐食効果係数 (Kc) と時間との関係を示す。

腐食効果係数 ( $K_c$ ) は、破断時間 ( $T$ ) が500min.以下の領域では、腐食の潜伏期、すなわち腐食の影響がでない時間であるため1.0となる。また、 $T$ が500min.以上の領域では、 $K_c$ は $T$ の指数則で近似できることが明らかにされている<sup>5.11)</sup>。

また、表層部試験片と中央部試験片は、機械的性質や結晶粒径は異なるが、腐食効果に影響が大きいと考えられる化学性分が同じであるため、腐食効果係数 ( $K_c$ ) は等しいものと考えられる。

以上により求めた、高クラックレスト鋼板表層部および中央部の腐食効果係数 ( $K_c$ ) は、(5.5) 式のように表わされる。

$$K_c = \left. \begin{array}{l} 1.0 \quad (T \leq 500 \text{ min.}) \\ 0.510 \cdot T^{0.0791} \quad (T > 500 \text{ min.}) \end{array} \right\} \dots \dots \dots (5.5)$$

$$T = \frac{N}{f}$$

ただし、 $N$  : 破断繰返し回数 (cycles)  
 $f$  : 繰返し速度 (cpm)

以上をまとめると、以下のようなになる。まず、(5.1) 式、(5.2) 式および (5.3) 式を用いて、KAK 鋼板に対する応力集中係数 ( $K_t$ ) が1.1、応力比 ( $R$ ) が0.1の場合の大気中疲労強度を推定し、さらに、結晶粒径の影響を考慮することによって、供試したSUF鋼板中央部試験片の大気中疲労強度が推定できる。さらに、この大気中疲労強度から、(5.5) 式の腐食効果係数 ( $K_c$ ) を用いることによって、中央部試験片の人工海水中疲労強度が推定できる。

しかし、供試したSUF鋼板表層部に関しては、先に述べたように、破断寿命が結晶粒径の1/2乗に逆比例するという関係が成りたないため、大気中疲労試験結果を基準にして、(5.5) 式の腐食効果係数 ( $K_c$ ) を用いることにより、表層部の人工海水中疲労強度を推定した。

以上のようにして推定した結果を、Fig.5.32中に直線で示す。Fig.5.32

から明らかのように、表層部・中央部のいずれも、上述の推定値は試験結果と良い対応を示していると言えよう。

## 5.6 まとめ

TMCP技術をさらに発展させて開発された、表層部（板厚の1/6程度）の組織を超細粒化した新しい高クラックアレスト鋼板（SUF鋼板）について、表層部および中央部の、大気中ならびに人工海水中での疲労強度に関して種々検討・考察し、以下の結論を得た。

- ① 超細粒組織の表層部は、従来鋼板に近い組織の中央部に比べて、大気中および人工海水中疲労強度が非常に優れていることが明らかになった。さらに、表層部は、大気中および人工海水中ともに、特に高サイクル域での疲労強度が期待できることが明らかになった。
- ② 同一応力条件・腐食環境下において、超細粒組織の表層部では、腐食ピットならびに腐食疲労亀裂の発生密度が、従来鋼板に近い組織の中央部に比べて、非常に小さいことが明らかになった。さらに、超細粒組織の表層部では、腐食ピットならびに腐食疲労亀裂の寸法（長さ・深さ）が、従来鋼板に近い組織の中央部に比べてかなり大きくなるまで、腐食疲労亀裂は本格的に進展し始めないことが明らかになった。
- ③ 従来鋼板に近い組織の中央部に対しては、大気中および人工海水中疲労強度が推定可能になった。
- ④ 表層部の疲労強度は、大気中および人工海水中ともに非常に高く、合理的な疲労強度推定法を導出することはできなかった。
- ⑤ 表層部および中央部の、人工海水中に対する腐食効果係数 ( $K_c$ ) は、ほぼ等しいことが明らかになった。

## 参考文献

- 5.1) 岩田光正, 矢島 浩, 黄 一, 山本元道, 金元範, 齊藤拓真: 腐食  
衰耗鋼板の疲労強度に関する一考察, 西部造船会会報, 第93号  
(1997), pp.97-102.
- 5.2) Yajima, H., Huang, Y., Yamamoto, M. and Fukui, T.: A STUDY ON  
THE FATIGUE STRENGTH OF CORRODED STEEL PLATE,  
Proceedings of the Eleventh Asian Technical Exchange and Advisory  
Meeting on Marine Structures (1997), pp.304-311.
- 5.3) 石川 忠, 野見山裕治, 吉川 宏, 今井嗣郎, 井上健裕: 表層超細粒  
化による超高アレスト鋼板 HIAREST, 新日鉄技報, 第365号  
(1997), pp.26-36.
- 5.4) 石川 忠, 萩原行人, 瀬戸厚司, 征矢勇夫, 小林順一: 表層超細粒  
(SUF) 鋼板の疲労特性, 鉄と鋼, CAMP-ISIJ Vol.9 (1996), p.581.
- 5.5) 矢島 浩, 山本元道, 石川 忠, 福井 努: 表層超細粒鋼板の海水中  
疲労強度とその評価, 西部造船会会報, 第94号 (1997), pp.183-  
193.
- 5.6) Yajima, H., Yamamoto, M., Ishikawa, T. and Fukui, T.: Fatigue  
Strength in Sea Water of Steel Plate having Surface Layers with Ultra  
Fine Grain Microstructure and its Evaluation, Proceedings of 2nd  
Conference for New Ship and Marine Technology into the 21st Century  
(1998), pp.291-302.
- 5.7) 矢島 浩, 山本元道, 石川 忠, 小関敏彦, 福井 努, 頓田裕基: 表  
層超細粒鋼板の海水中疲労強度とその評価 (その2), 西部造船会  
会報, 第97号 (1999), pp.147-156.
- 5.8) 矢島 浩, 山本元道, 石川 忠, 小関敏彦, 福井 努, 平下俊行, 藤  
後宏之: 表層超細粒鋼板の海水中疲労強度とその評価 (その3),  
西部造船会会報, 第98号 (1999), pp.249-256.

- 5.9) 西田正孝：応力集中，森北出版（株）（1971）.
- 5.10) Newman, J.C.Jr. and Raju, I.S. : AN EMPIRICAL STRESS-INTENSITY FACTOR EQUATION FOR THE SURFACE CRACK, Eng. Fract. Mech., Vol.15, No.1-2 (1981), pp.185-192.
- 5.11) 永井欣一，森正浩，矢島浩，山本豊，藤本由紀夫：軟鋼切欠平板の腐食疲労亀裂発生寿命推定に関する研究，日本造船学会論文集，第142号（1977），pp.224-235.
- 5.12) 日本造船研究協会 第200部会 第8分科会：船体構造の疲労設計法に関する研究，日本造船研究協会報告，第92号（1980），p.5.

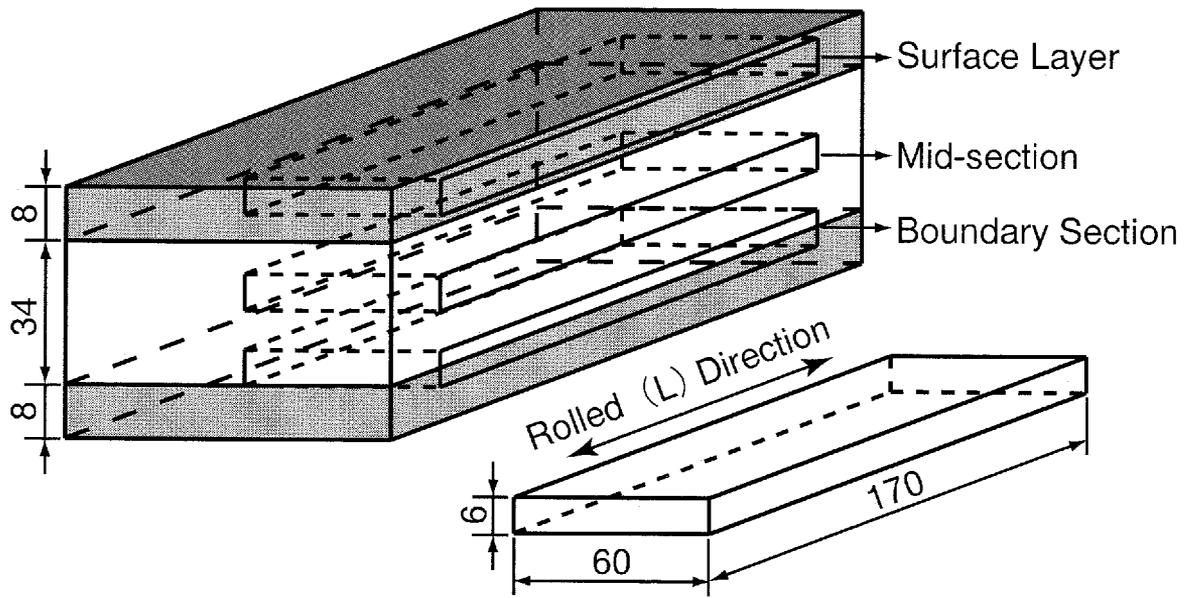
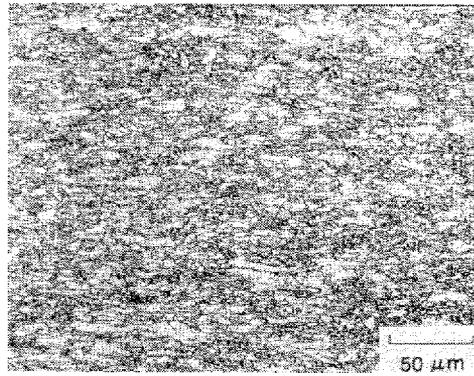
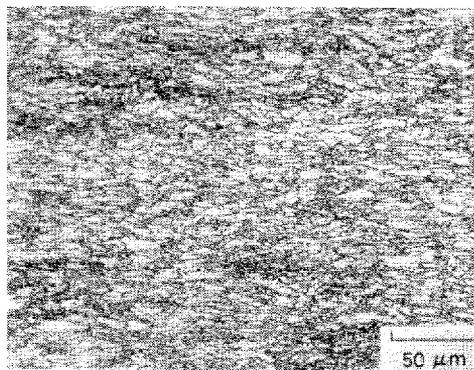


Fig.5.1 Cutt off plan of test plates



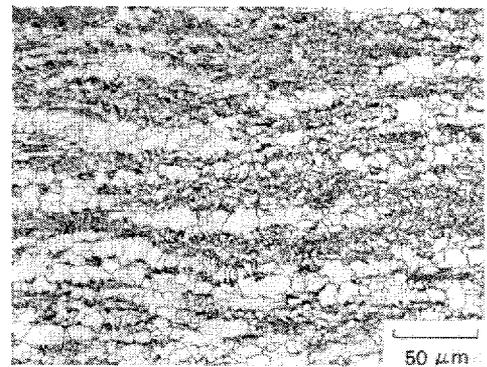
Grain Size :  
1 ~ 3  $\mu\text{m}$

(a) Surface layer (z : 1mm)



Grain Size : 1 ~ 4  $\mu\text{m}$

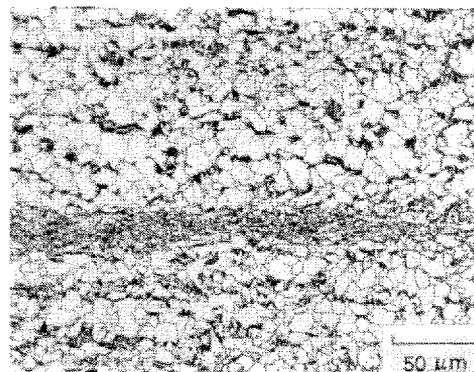
(b) Surface layer side  
(z : 5mm)



Grain Size : 10 ~ 20  $\mu\text{m}$

(c) Surface layer side  
(z : 11mm)

Boundary section



Grain Size :  
10 ~ 20  $\mu\text{m}$

(d) Mid-section (z : 24.5mm)

\*z : Distance towards  
thickness direction  
from plate surface

Fig.5.2 Microstructures at cross section of test plate (No.3)

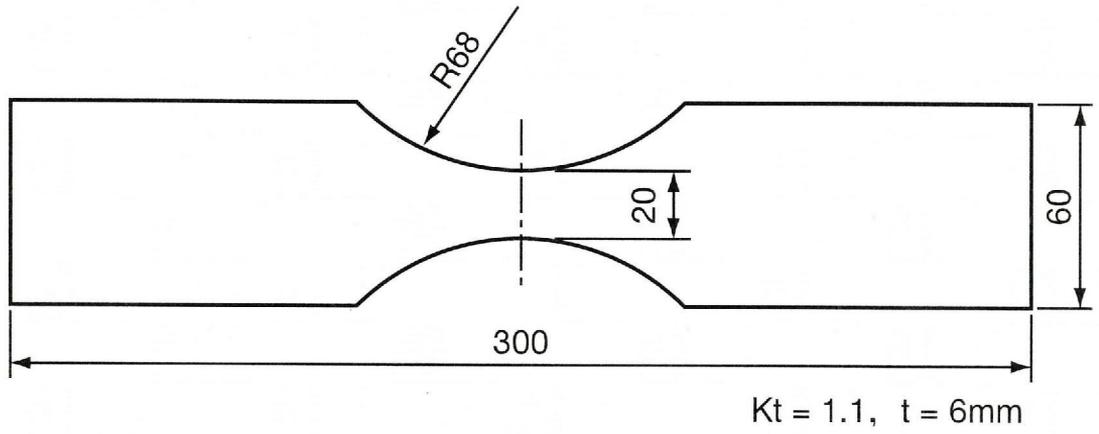


Fig.5.3 Shape of fatigue test specimen (In air)

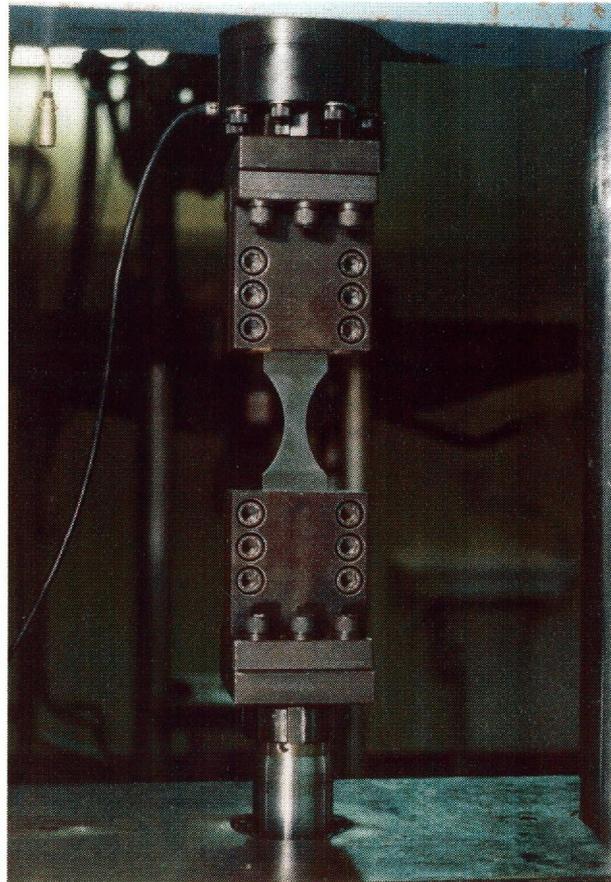


Fig.5.4 Appearance of fatigue test (In air)

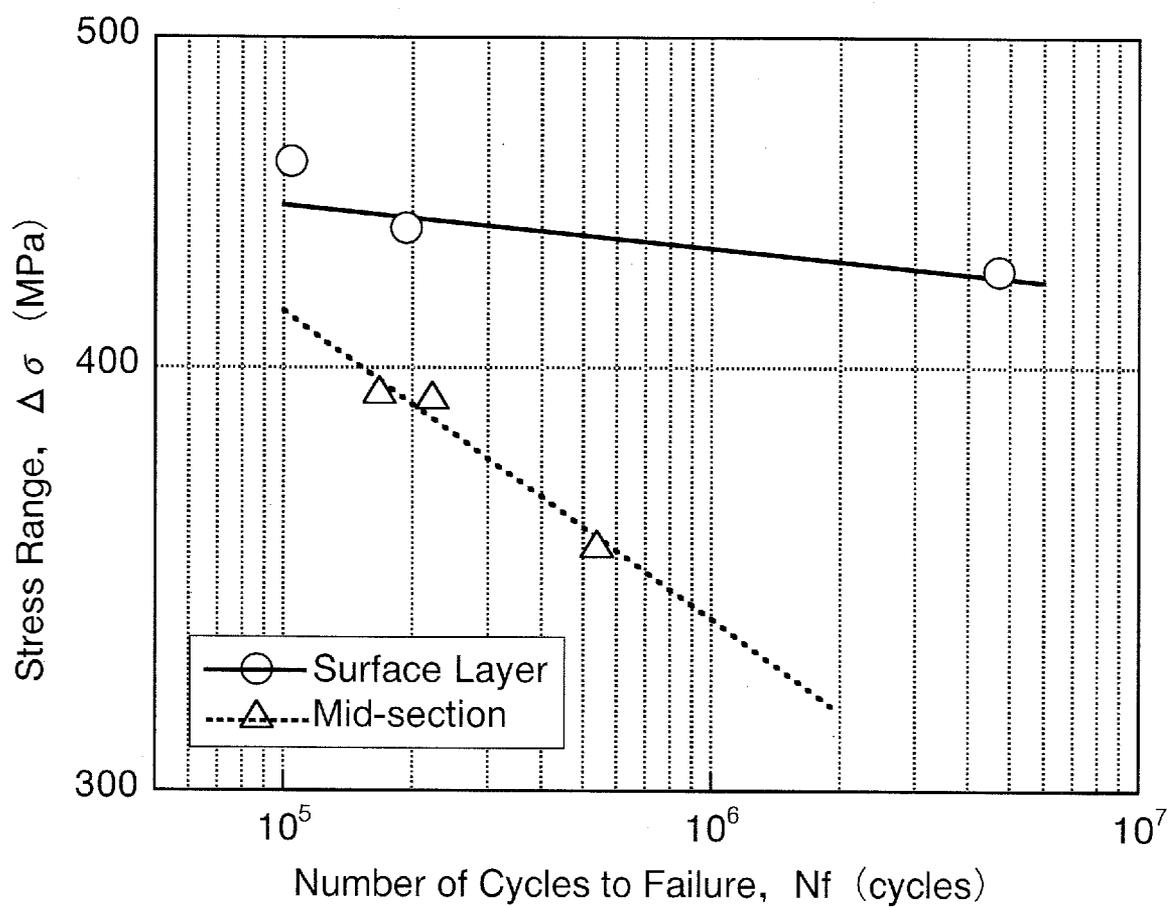
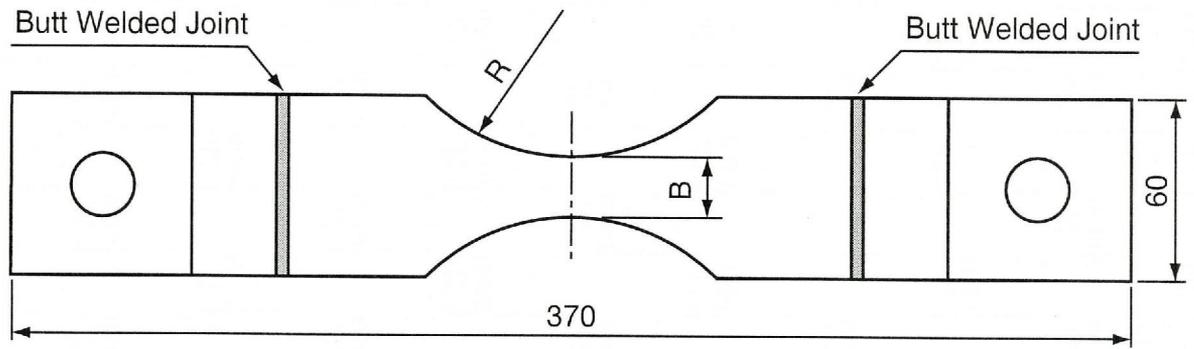


Fig.5.5 Fatigue test results (In air, No.3)



B : 15~21.5mm, R : 53~84mm  
Kt = 1.1, t = 6mm

Fig.5.6 Shape of fatigue test specimen [In ASW (Artificial Sea Water)]

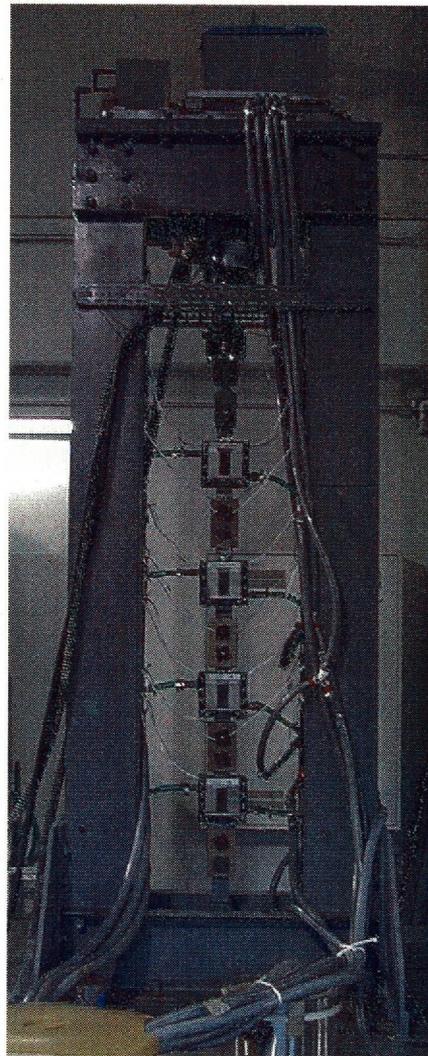


Fig.5.7 Appearance of fatigue test (In ASW)

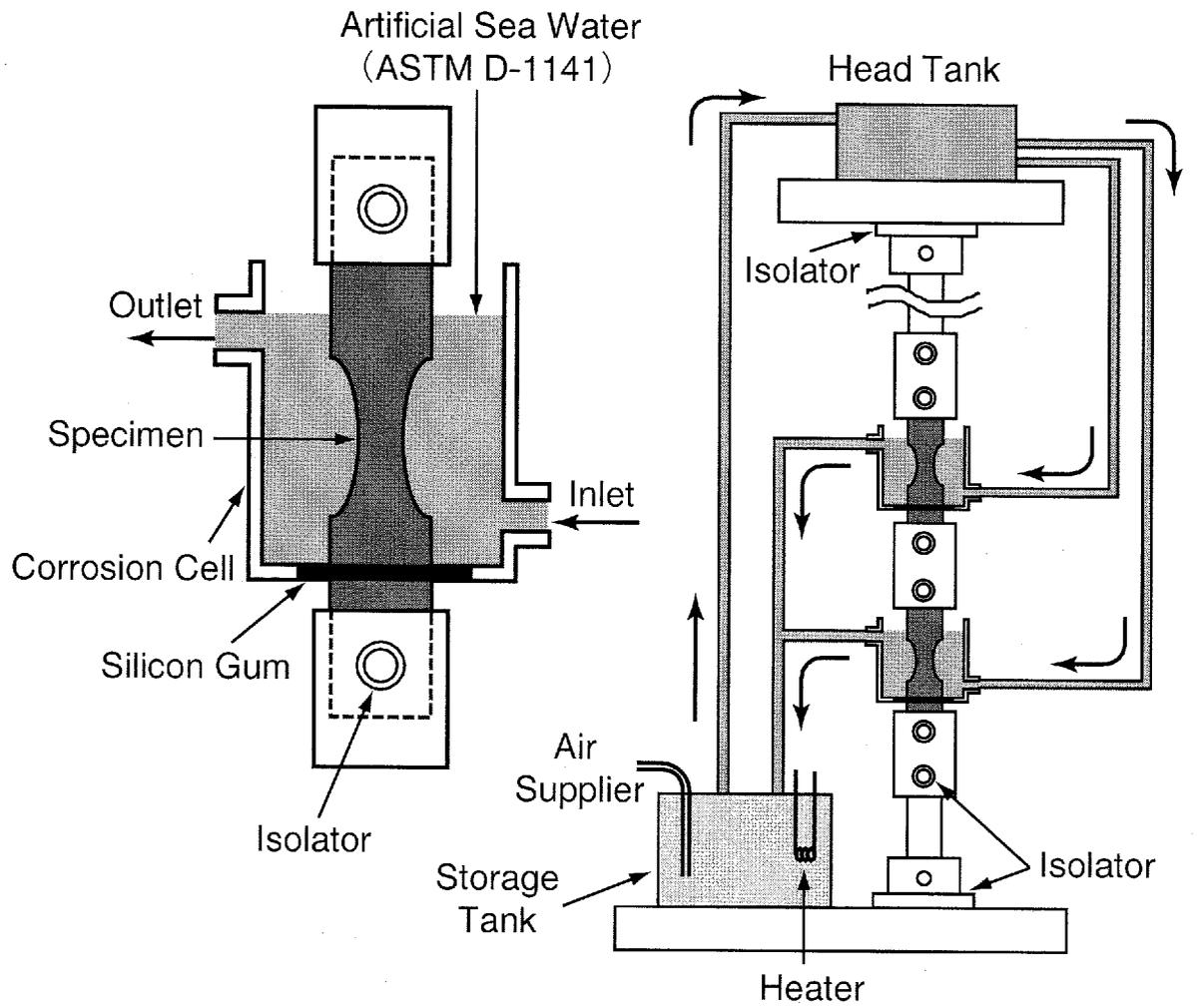


Fig.5.8 Fatigue test system (In ASW)



Fig.5.9 Fractured test specimen (In ASW, Surface layer, No.3)  
( $\Delta\sigma$ : 360 MPa,  $N_f$ :  $5.45 \times 10^5$  cycles)

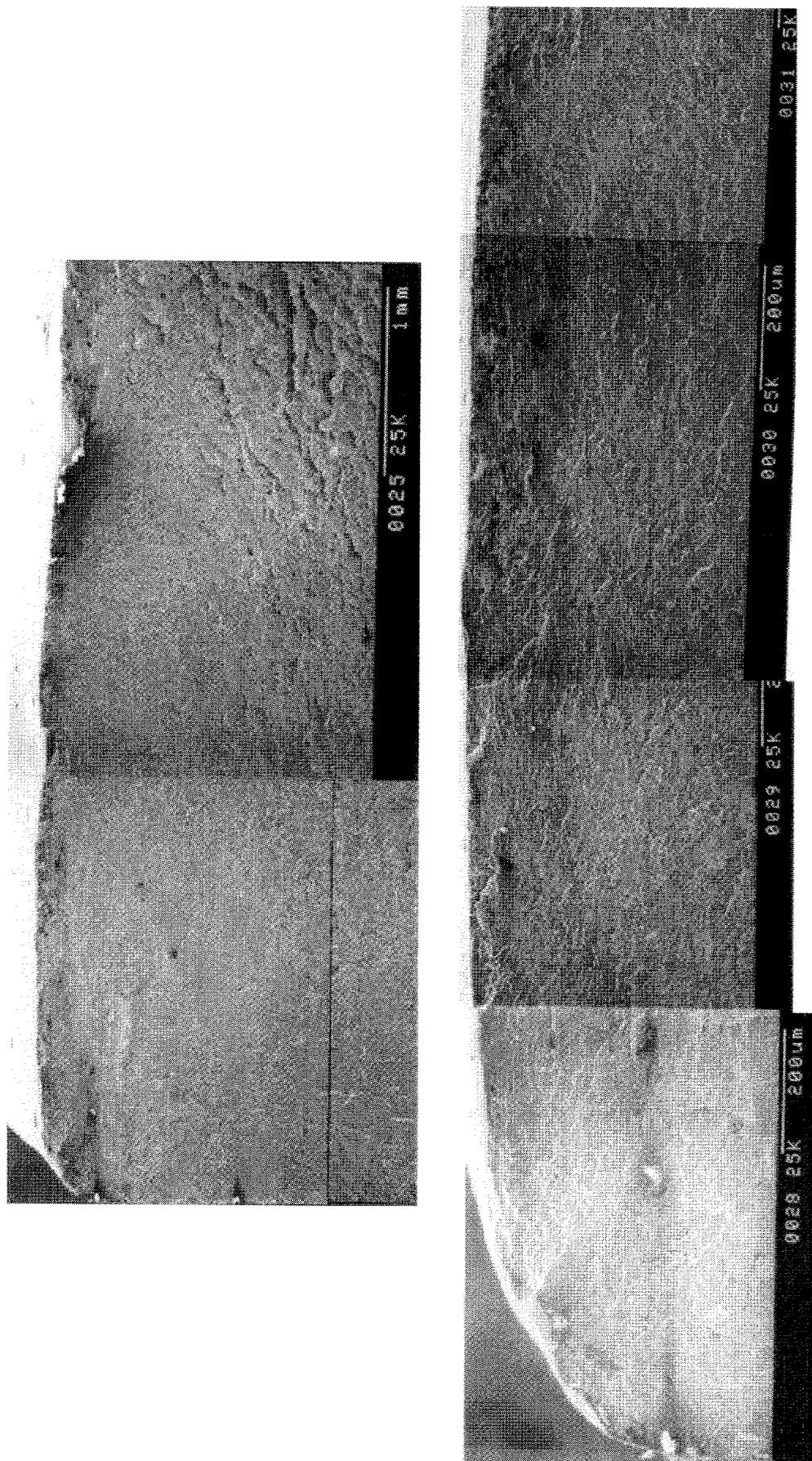


Fig.5.10 Fatigue fracture surface (In ASW, Surface layer, No.3)  
( $\Delta\sigma$ : 360 MPa, Nf:  $5.45 \times 10^5$  cycles)



Fig.5.11 Fractured test specimen (In ASW, Mid-section, No.3)  
( $\Delta\sigma$  : 356 MPa,  $N_f$  :  $2.04 \times 10^5$  cycles)

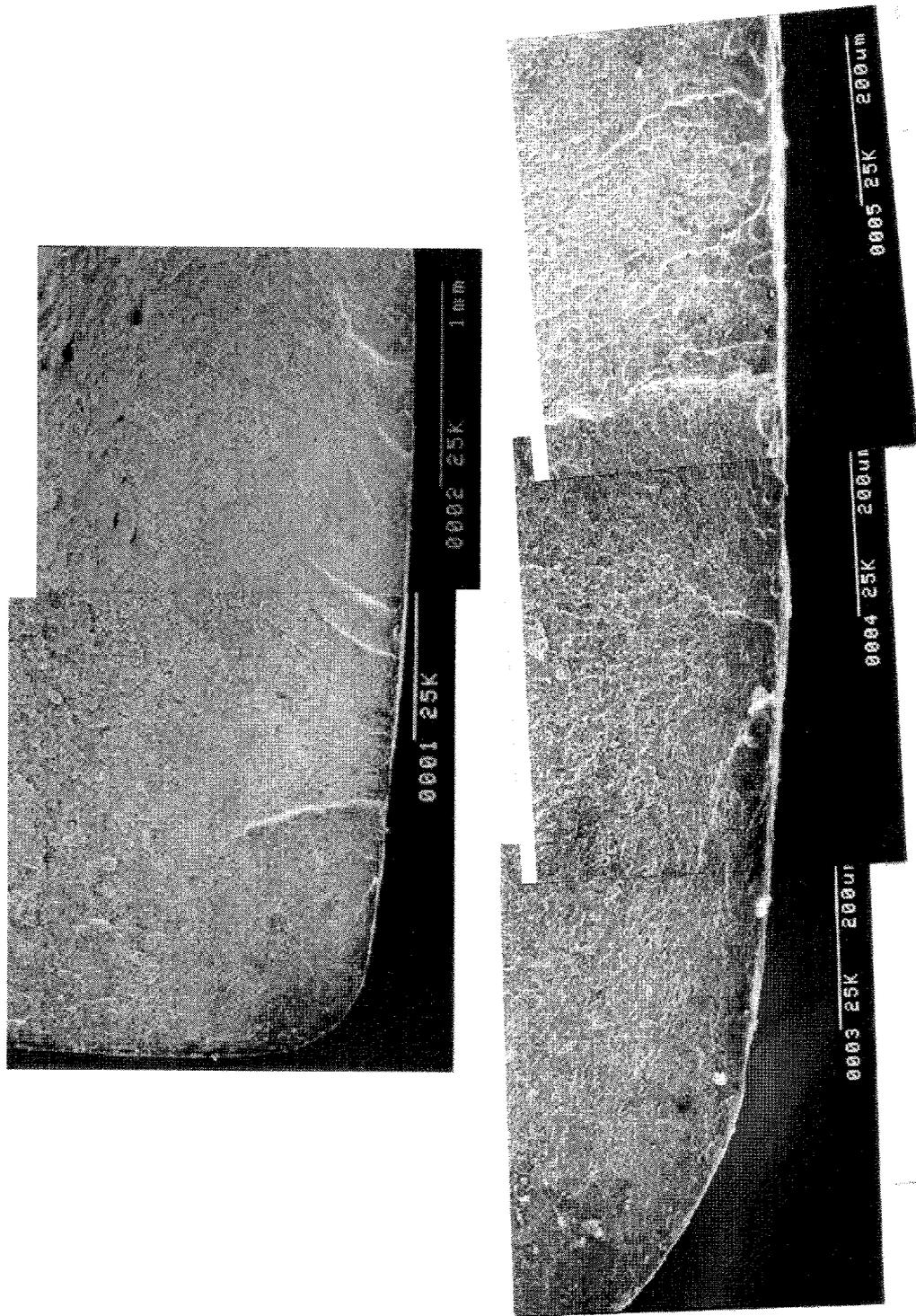
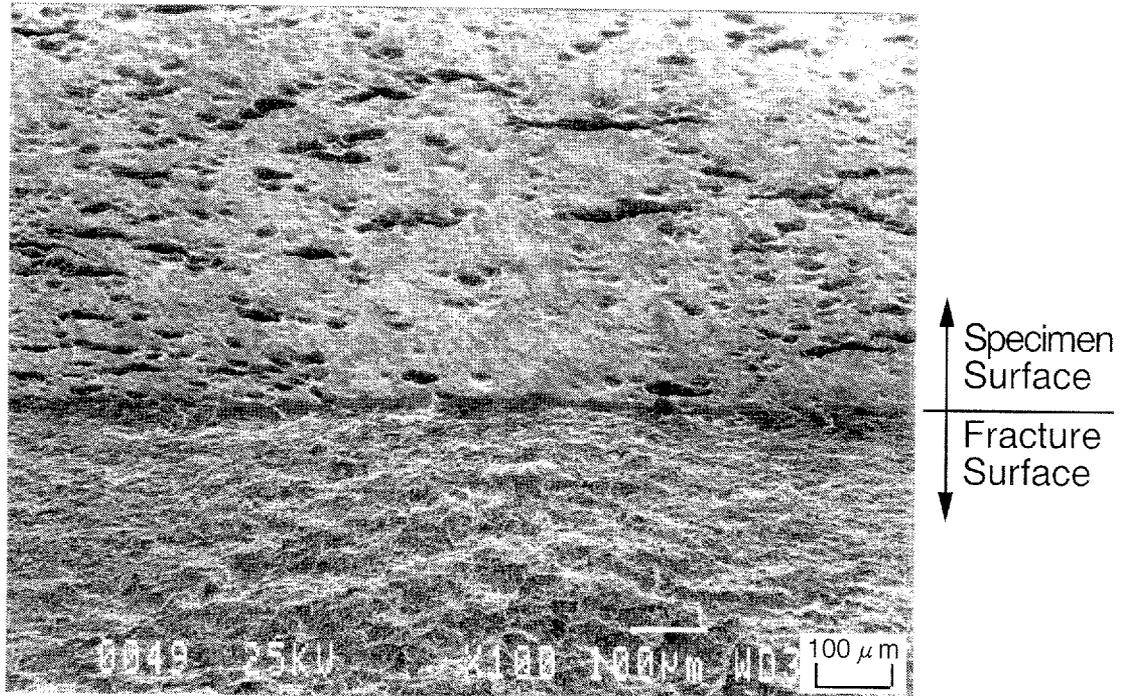


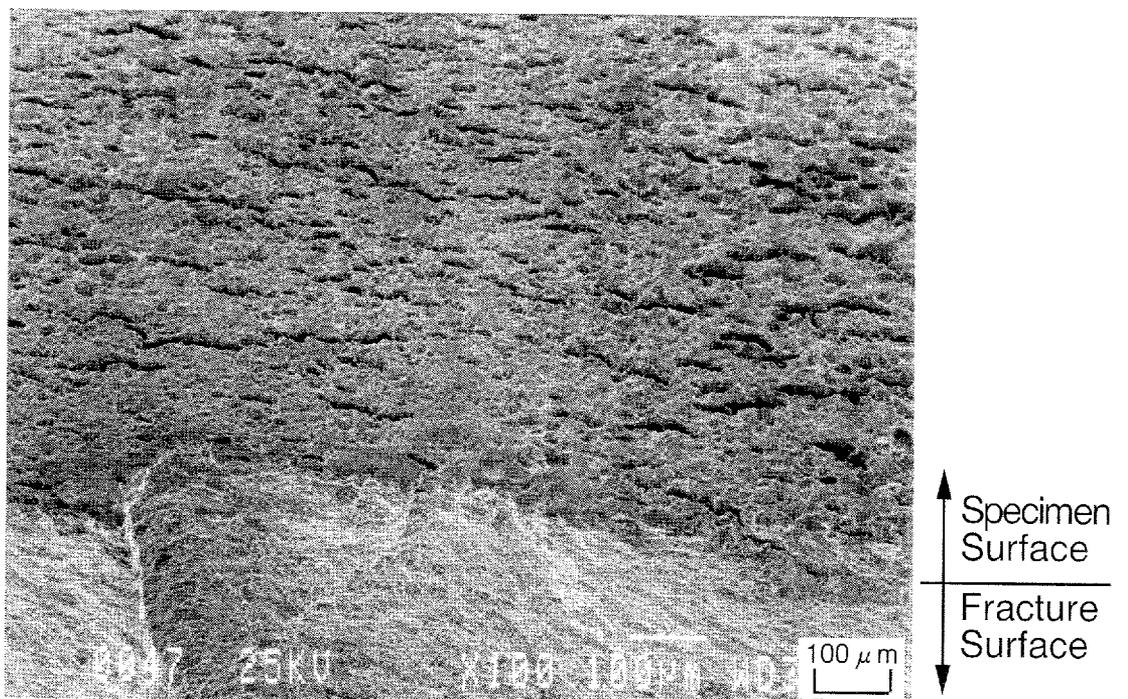
Fig.5.12 Fatigue fracture surface (In ASW, Mid-section, No.3)  
( $\Delta\sigma$  : 3656 MPa, Nf :  $2.04 \times 10^5$  cycles)



Fig.5.13 Fractured test specimen (In ASW, Boundary section, No.3)  
( $\Delta\sigma$ : 351 MPa,  $N_f$ :  $4.12 \times 10^5$  cycles)



Surface Layer Side



Mid-section Side

Fig.5.14 Specimen surface and fatigue fracture surface  
(In ASW, Boundary section, No.3)  
( $\Delta\sigma : 351 \text{ MPa}$ ,  $N_f : 4.12 \times 10^5 \text{ cycles}$ )

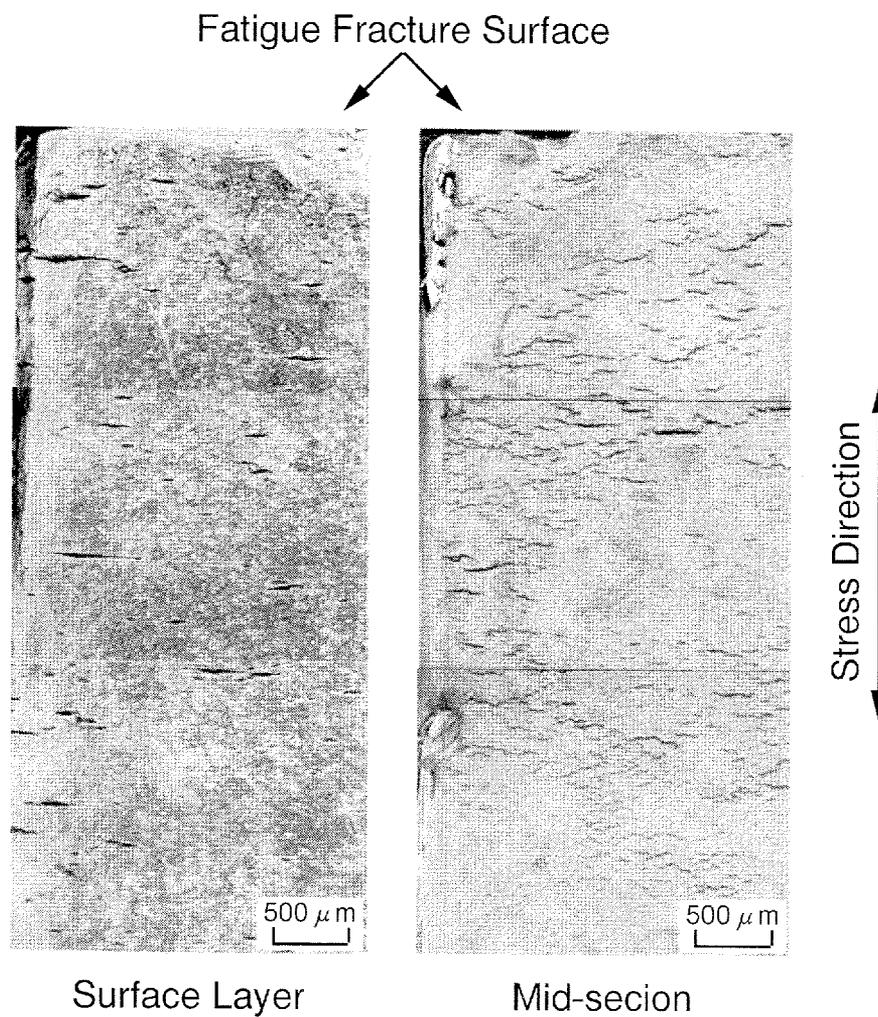


Fig.5.15 Surface state of surface layer and mid-section specimen  
(In ASW, No.3)

[Surface layer ( $\Delta\sigma$  : 360 MPa,  $N_f$  :  $5.45 \times 10^5$  cycles)]

[Mid-section ( $\Delta\sigma$  : 356 MPa,  $N_f$  :  $2.04 \times 10^5$  cycles)]

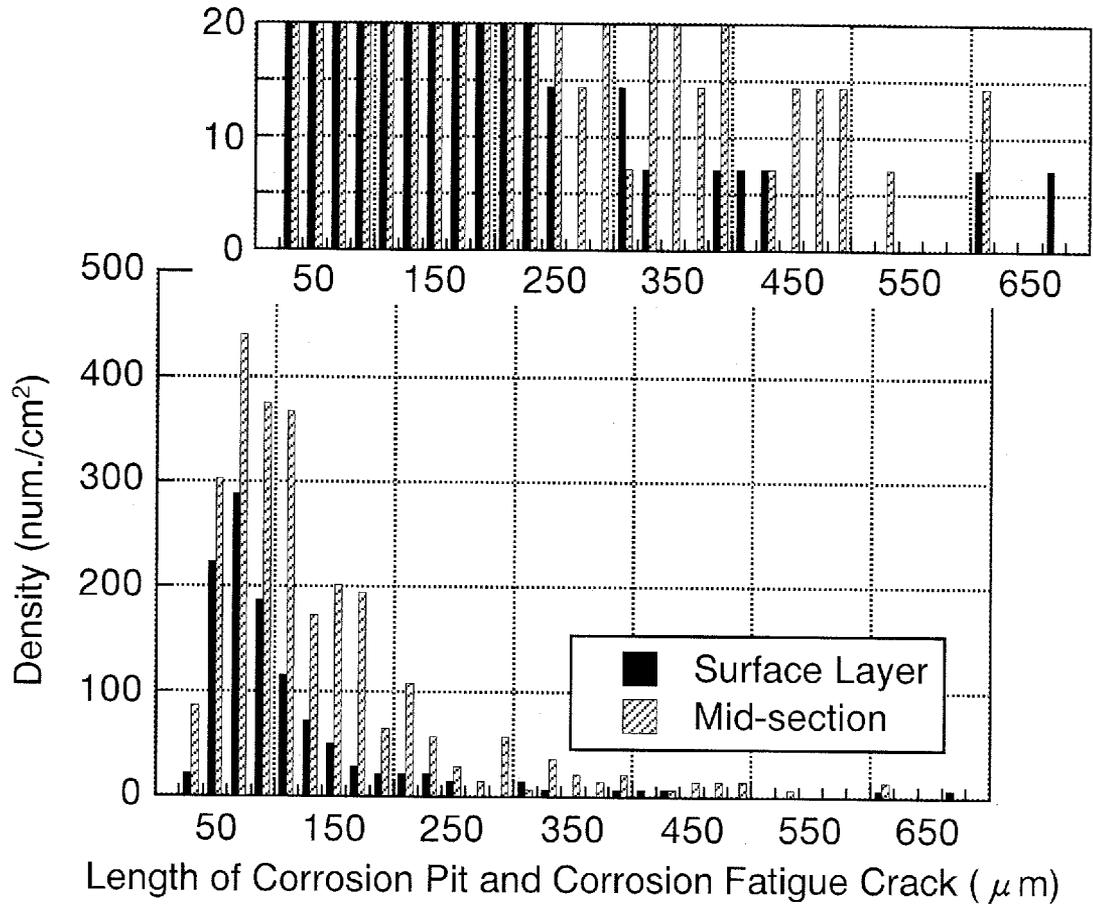


Fig.5.16 Relation between density and length of corrosion pit and corrosion fatigue crack (In ASW, No.3)

[Surface layer ( $\Delta\sigma$  : 360 MPa,  $N_f$  :  $5.45 \times 10^5$  cycles)]

[Mid-section ( $\Delta\sigma$  : 356 MPa,  $N_f$  :  $2.04 \times 10^5$  cycles)]



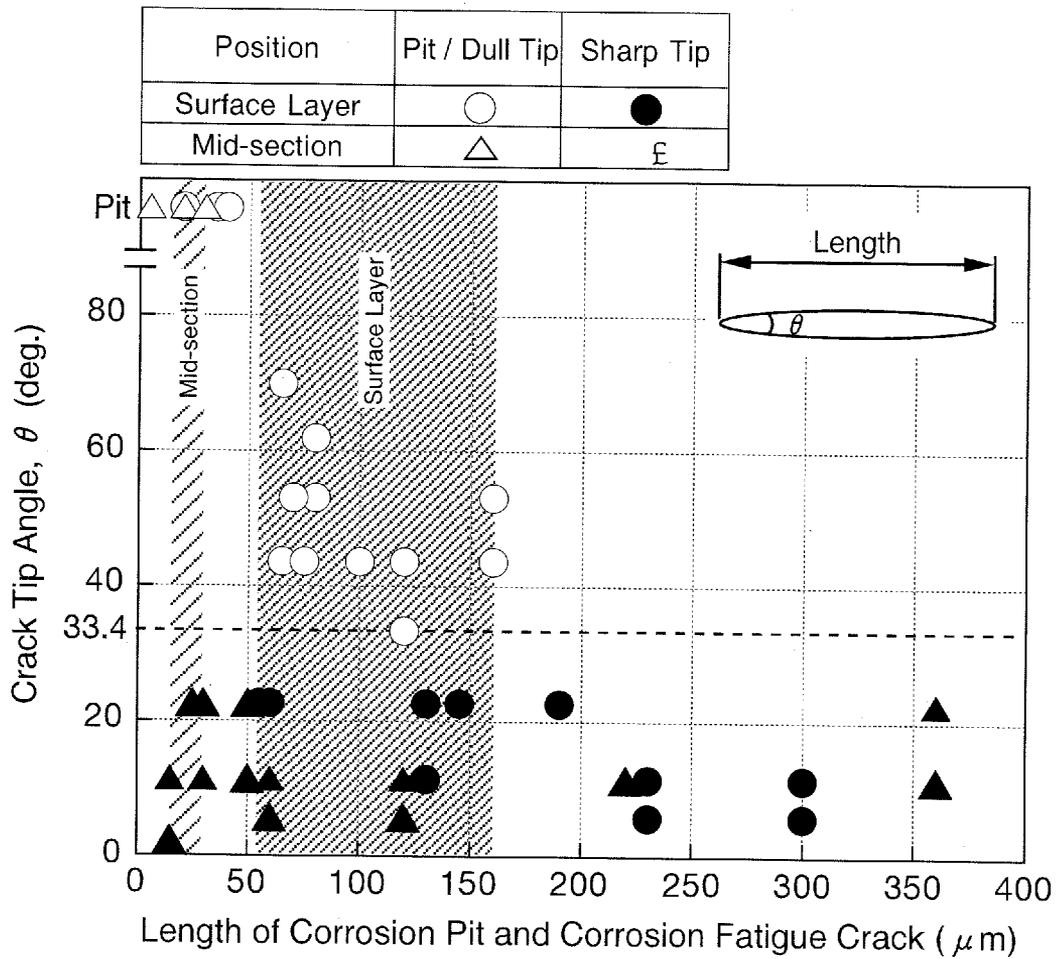


Fig.5.18 Relation between crack tip angle and length of corrosion pit and corrosion fatigue crack (In ASW, No.3)  
 [Surface layer ( $\Delta\sigma$ : 360 MPa,  $N_f$ :  $5.45 \times 10^5$  cycles)]  
 [Mid-section ( $\Delta\sigma$ : 356 MPa,  $N_f$ :  $2.04 \times 10^5$  cycles)]

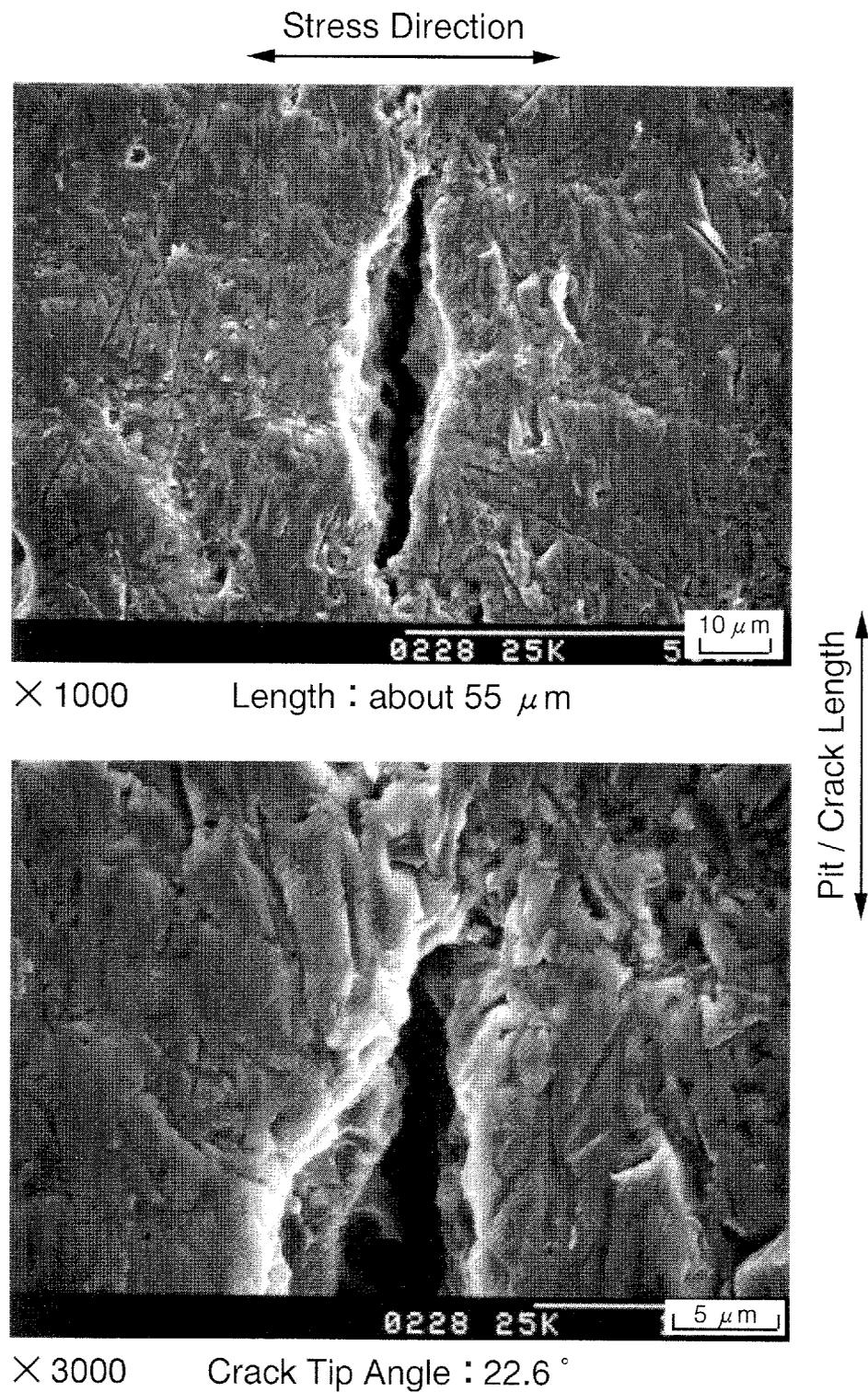


Fig.5.19 Minimum corrosion fatigue crack with sharp tip (In ASW, No.3)  
[Surface layer ( $\Delta\sigma$  : 360 MPa,  $N_f$  :  $5.45 \times 10^5$  cycles)]

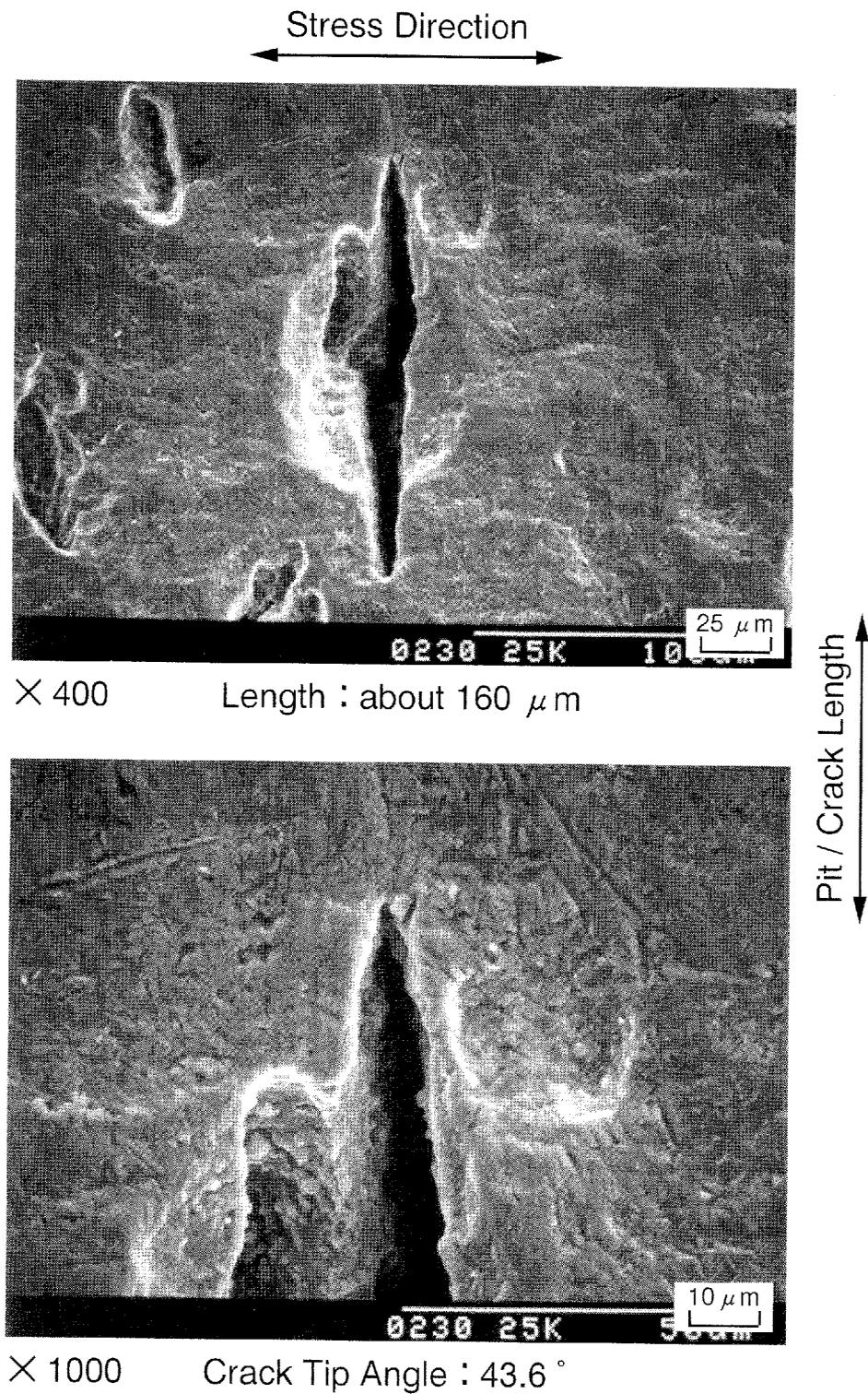


Fig.5.20 Maximum corrosion fatigue crack with dull tip (In ASW, No.3)  
 [Surface layer ( $\Delta\sigma$  : 360 MPa,  $N_f$  :  $5.45 \times 10^5$  cycles)]

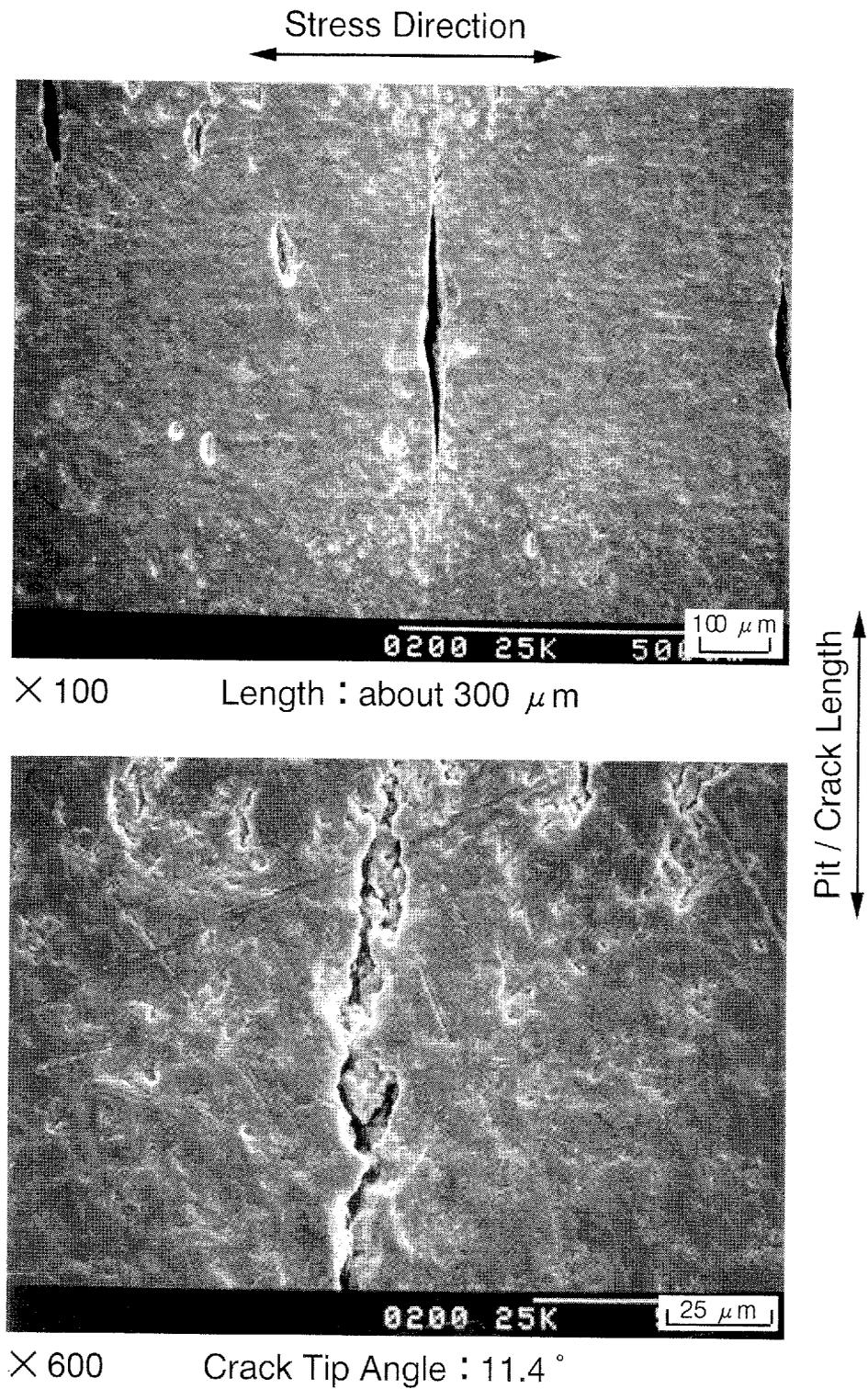


Fig.5.21 Corrosion fatigue crack with sharp tip (In ASW, No.3)  
[Surface layer ( $\Delta\sigma$  : 360 MPa,  $N_f$  :  $5.45 \times 10^5$  cycles)]

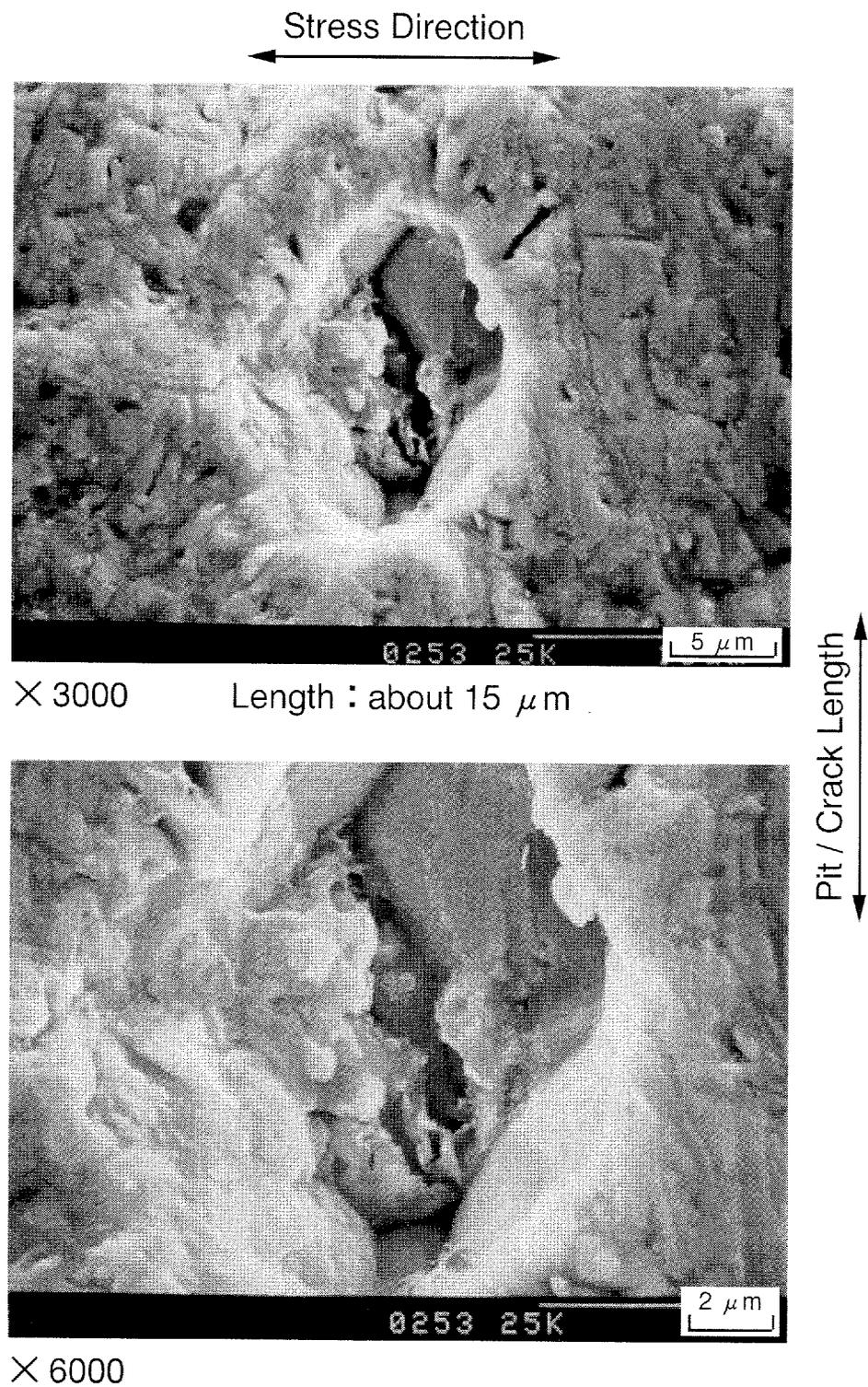


Fig.5.22 Minimum corrosion pit with sharp crack (In ASW, No.3)  
 [Mid-section ( $\Delta\sigma$  : 356 MPa,  $N_f$  :  $2.04 \times 10^5$  cycles)]

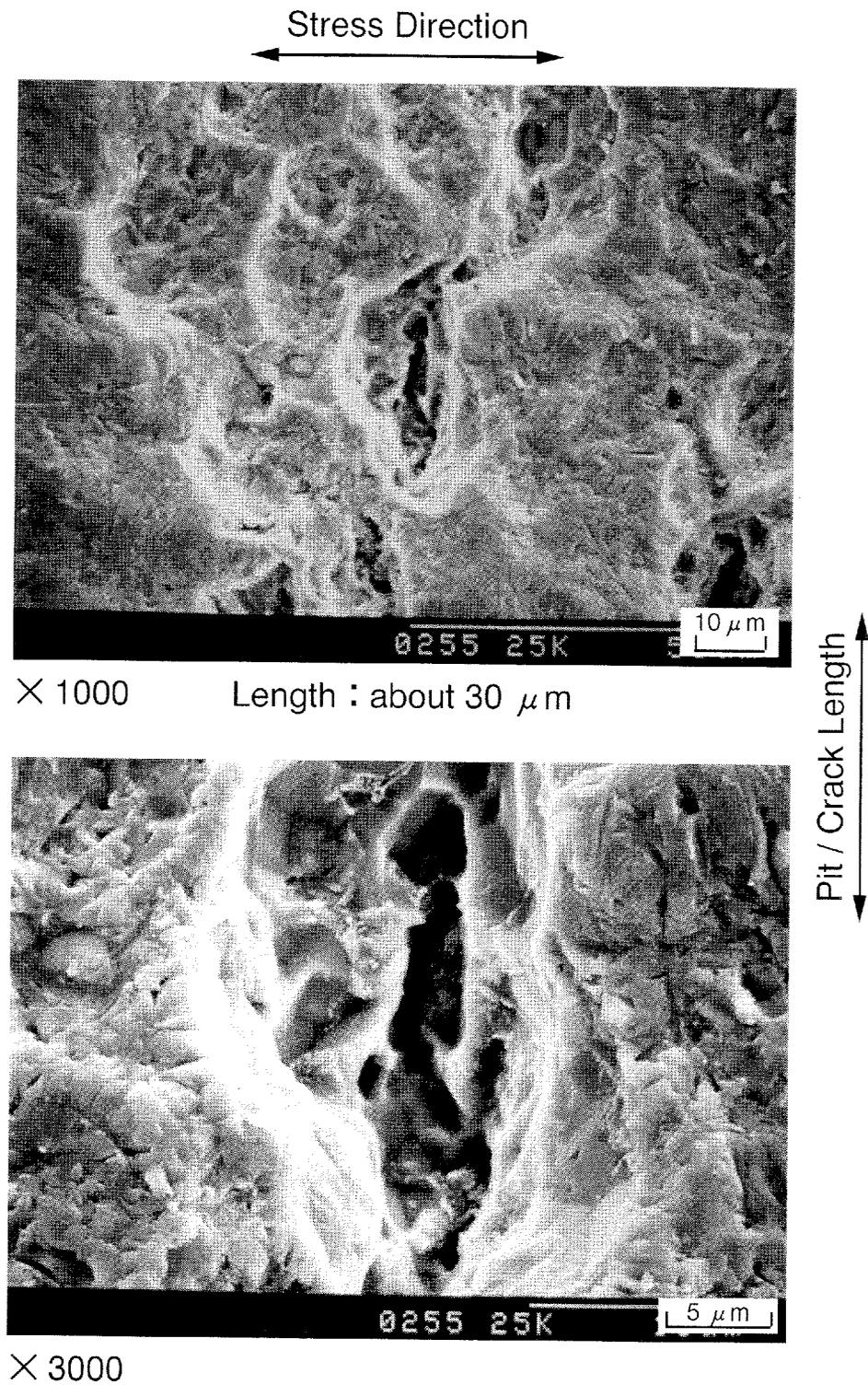


Fig.5.23 Maximum corrosion pit with dull crack (In ASW, No.3)  
[Mid-section ( $\Delta\sigma$  : 356 MPa,  $N_f$  :  $2.04 \times 10^5$  cycles)]

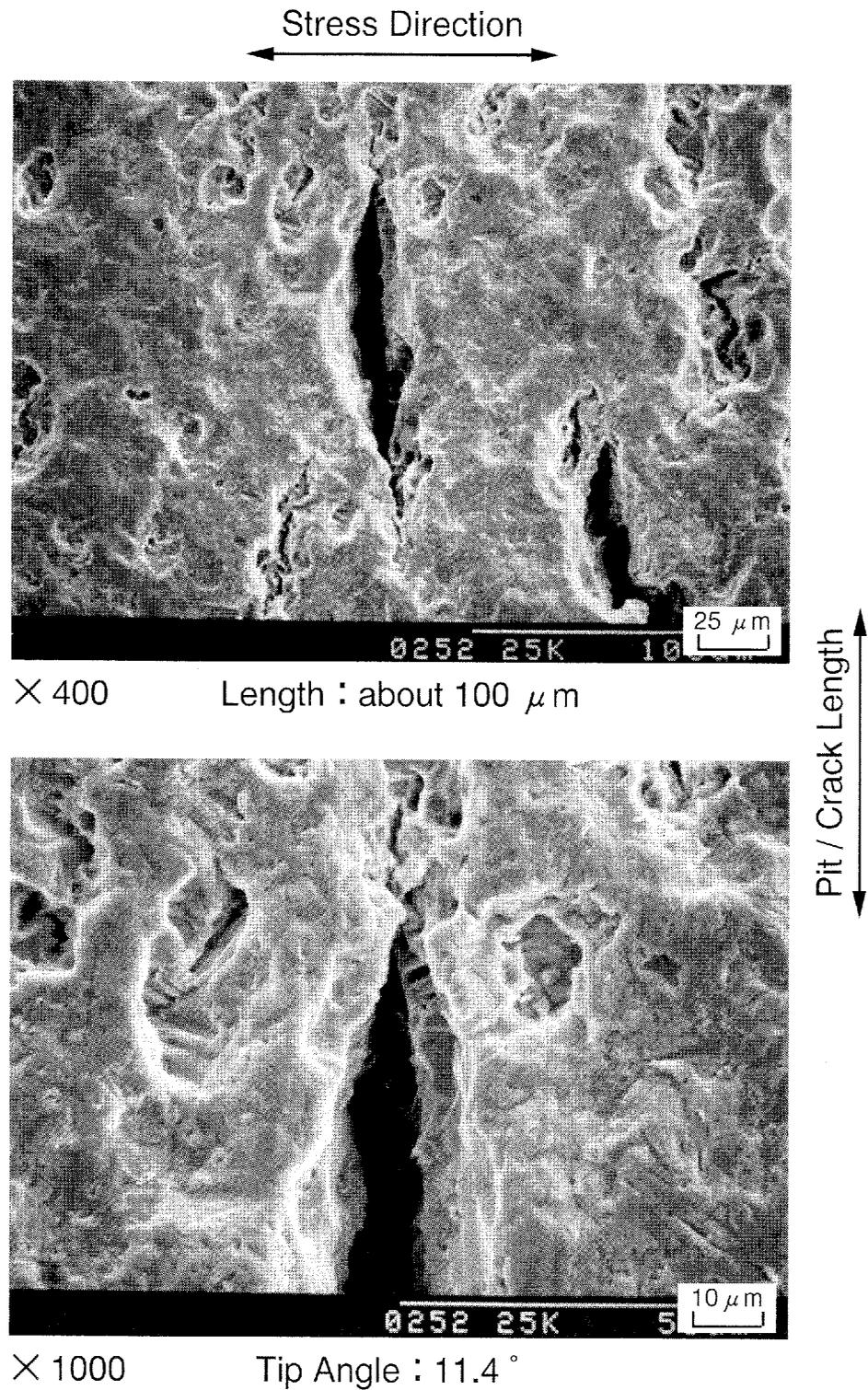


Fig.5.24 Corrosion fatigue crack with sharp tip (In ASW, No.3)  
[Mid-section ( $\Delta\sigma$  : 356 MPa,  $N_f$  :  $2.04 \times 10^5$  cycles)]

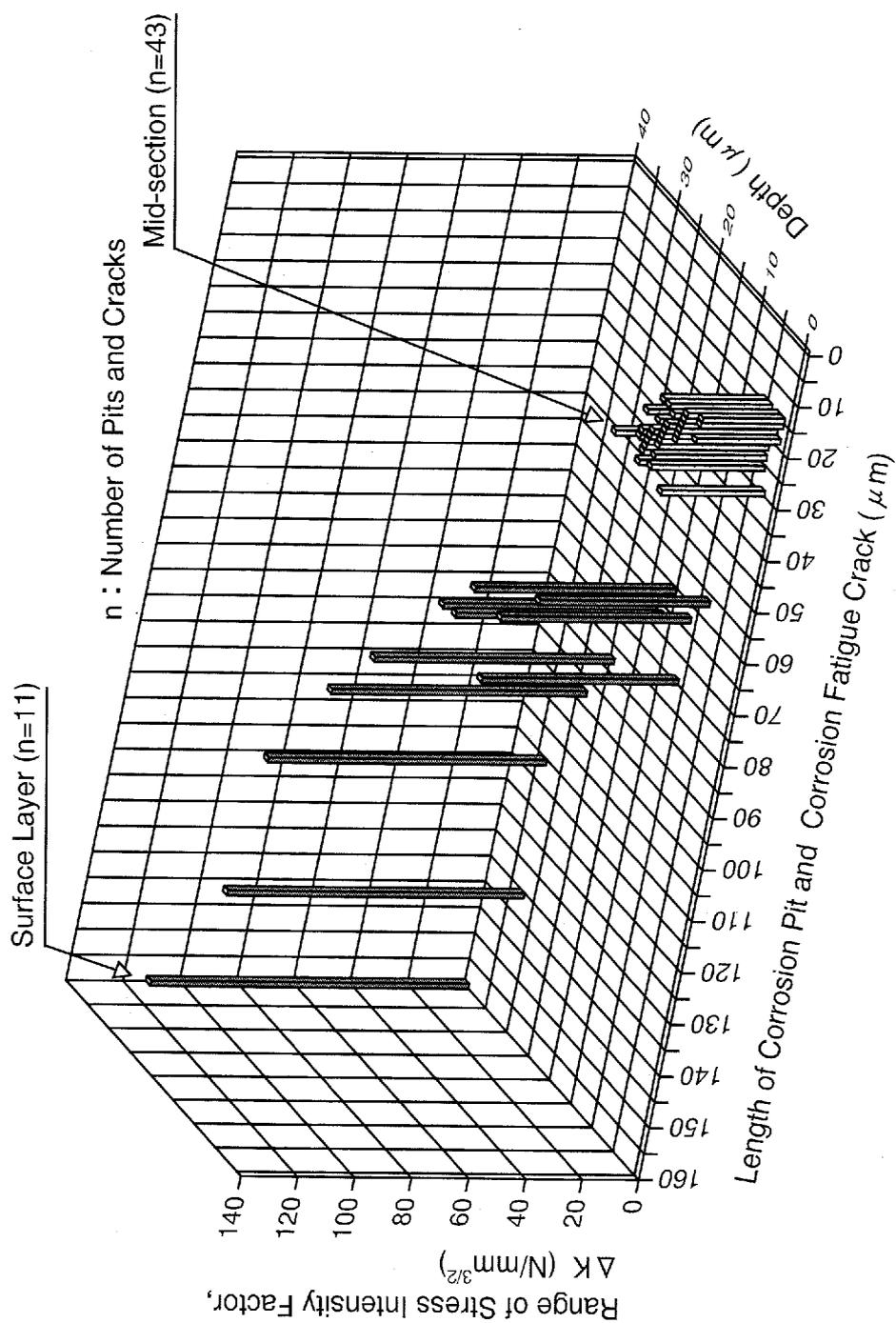


Fig.5.25 Comparison of range of stress intensity factor in surface and mid-section for within transition zone  
 (In ASW, No.3) [Surface layer ( $\Delta\sigma$ : 360 MPa,  $N_f$ :  $5.45 \times 10^5$  cycles)  
 [Mid-section ( $\Delta\sigma$ : 356 MPa,  $N_f$ :  $2.04 \times 10^5$  cycles)]]

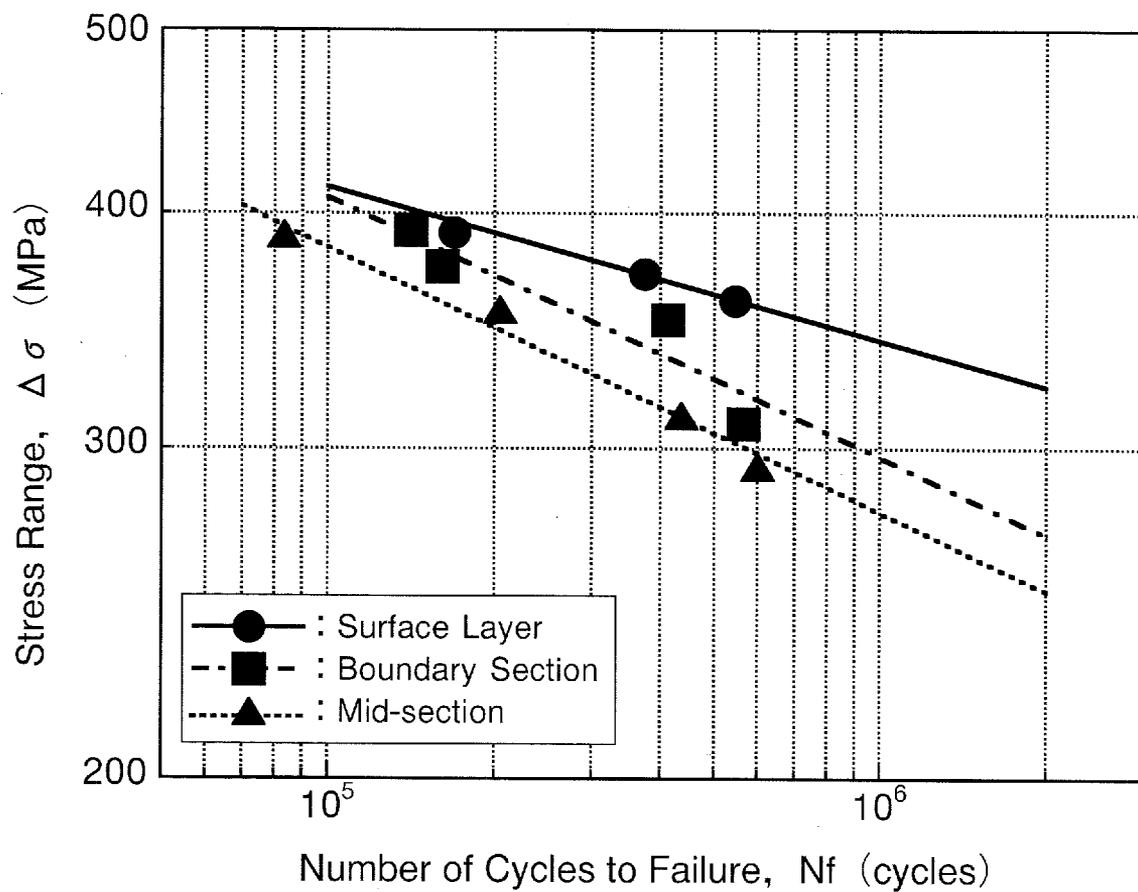


Fig.5.26 Fatigue test results (In ASW, No.3)

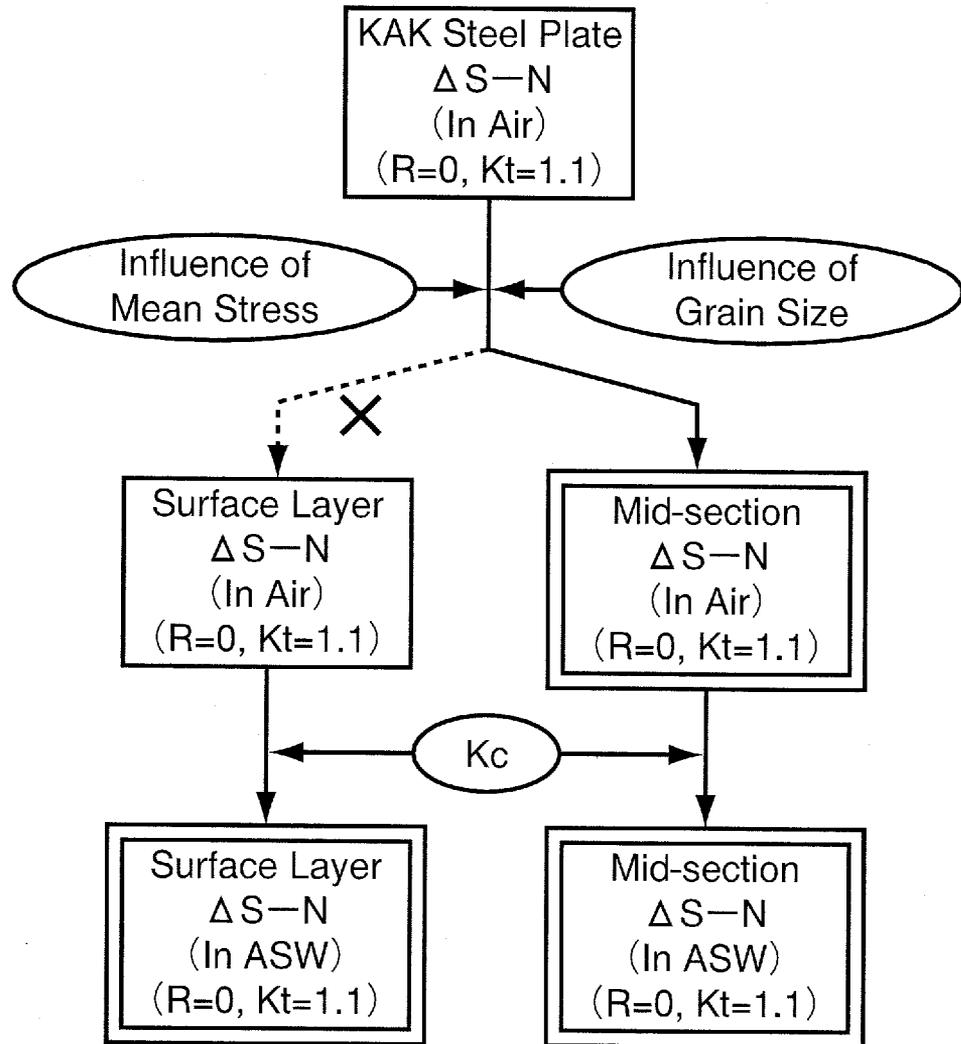


Fig.5.27 Flow chart of fatigue strength estimation

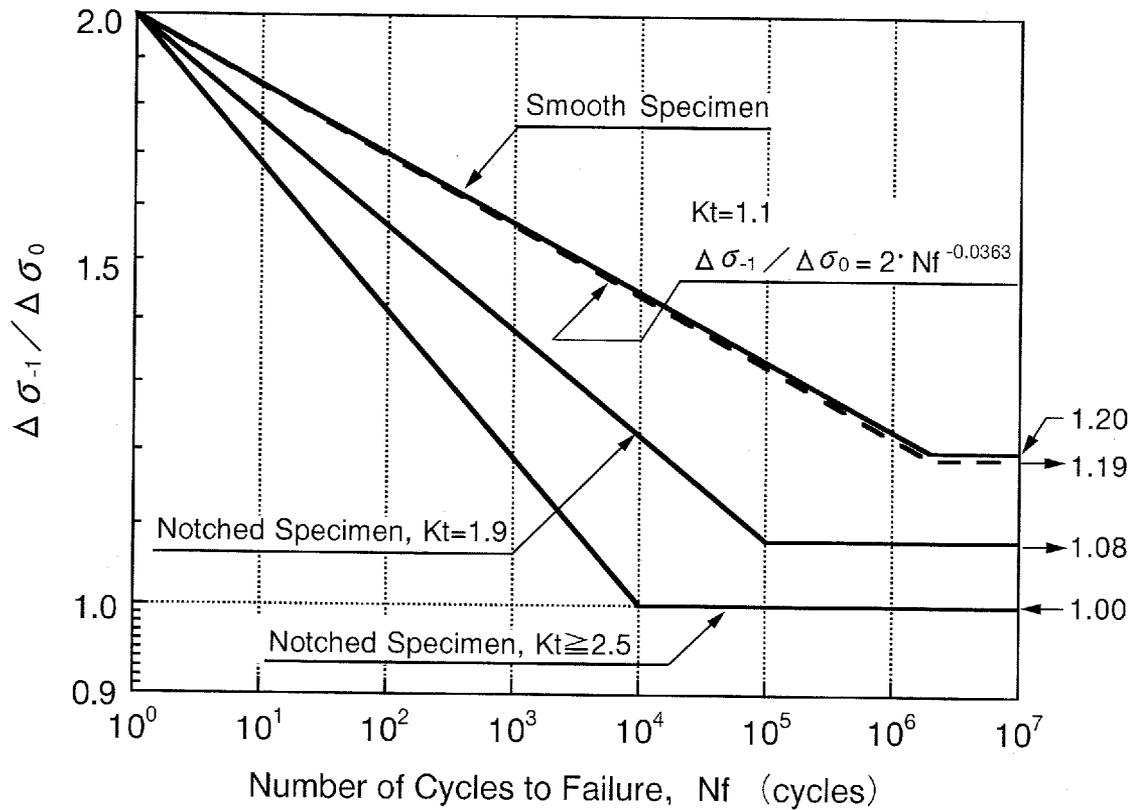


Fig.5.28 Effect of mean stress on fatigue strength in air  
 [Ratio of fully double oscillating stress range ( $\Delta \sigma_{-1}$ ) to  
 fluctuating tensile stress range ( $\Delta \sigma_0$ )]

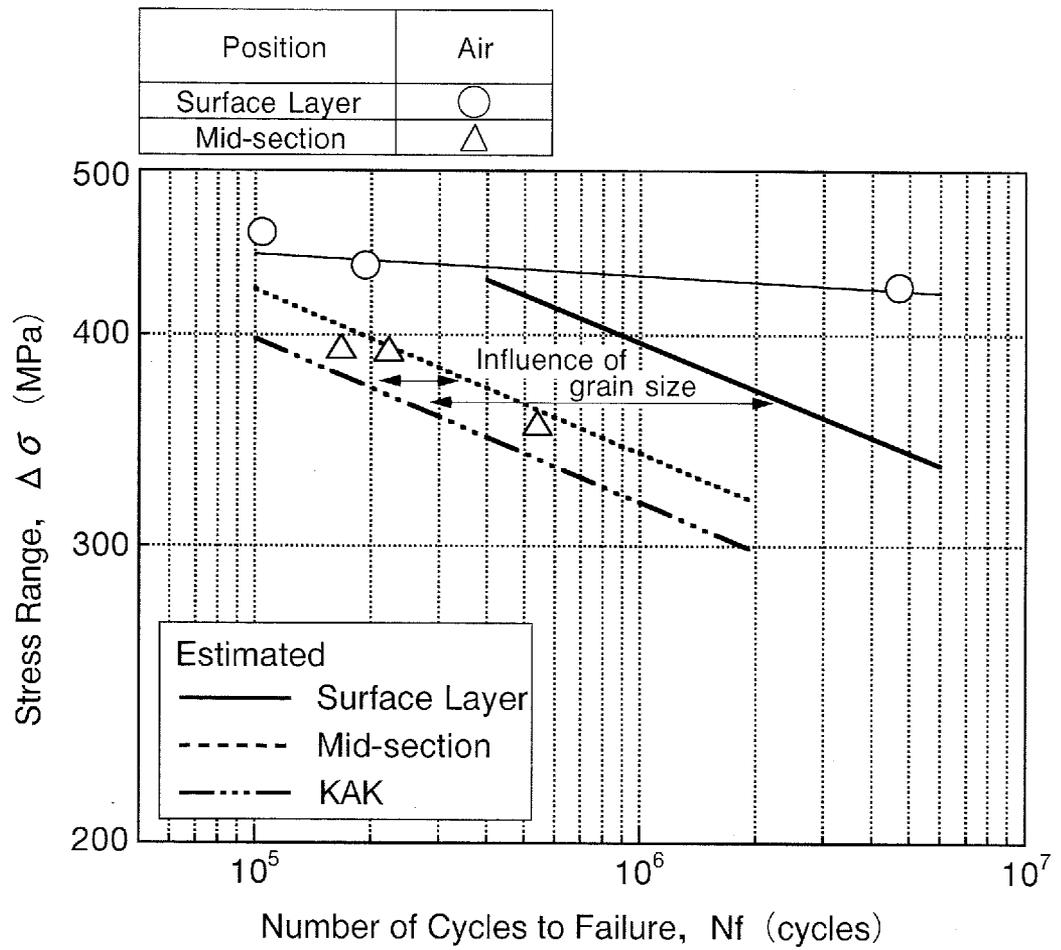


Fig.5.29 Estimation of fatigue strength in air (No.3)

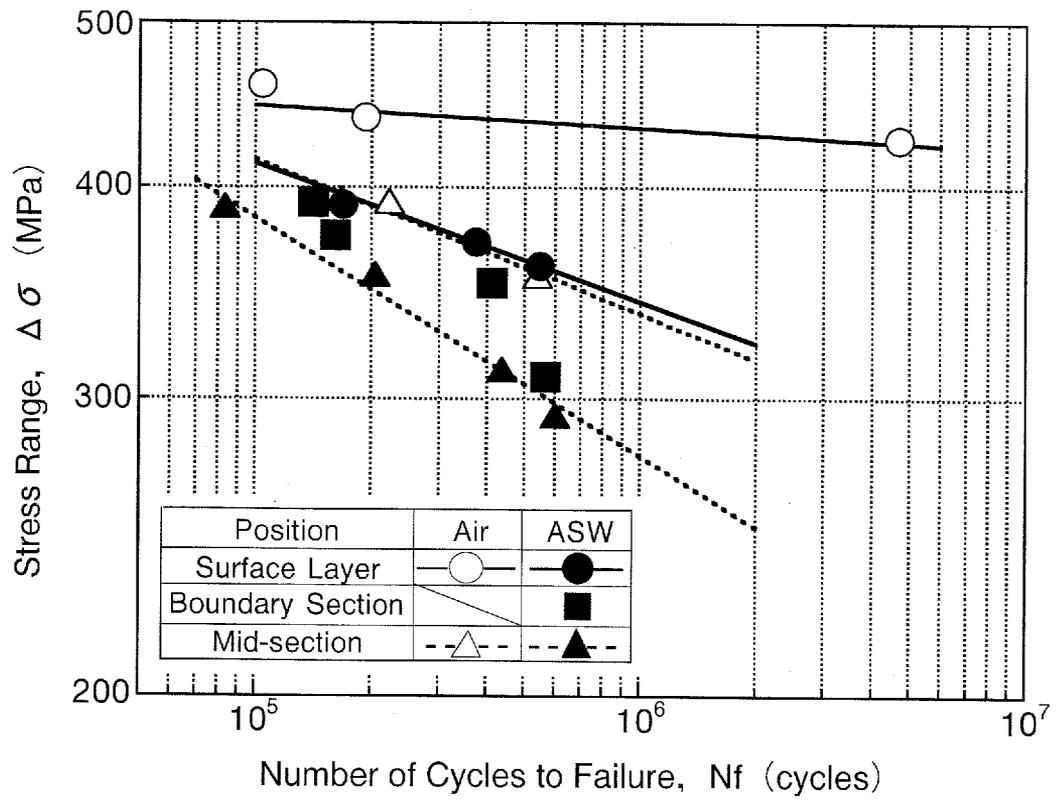


Fig.5.30 Fatigue test results (In air and ASW, No.3)

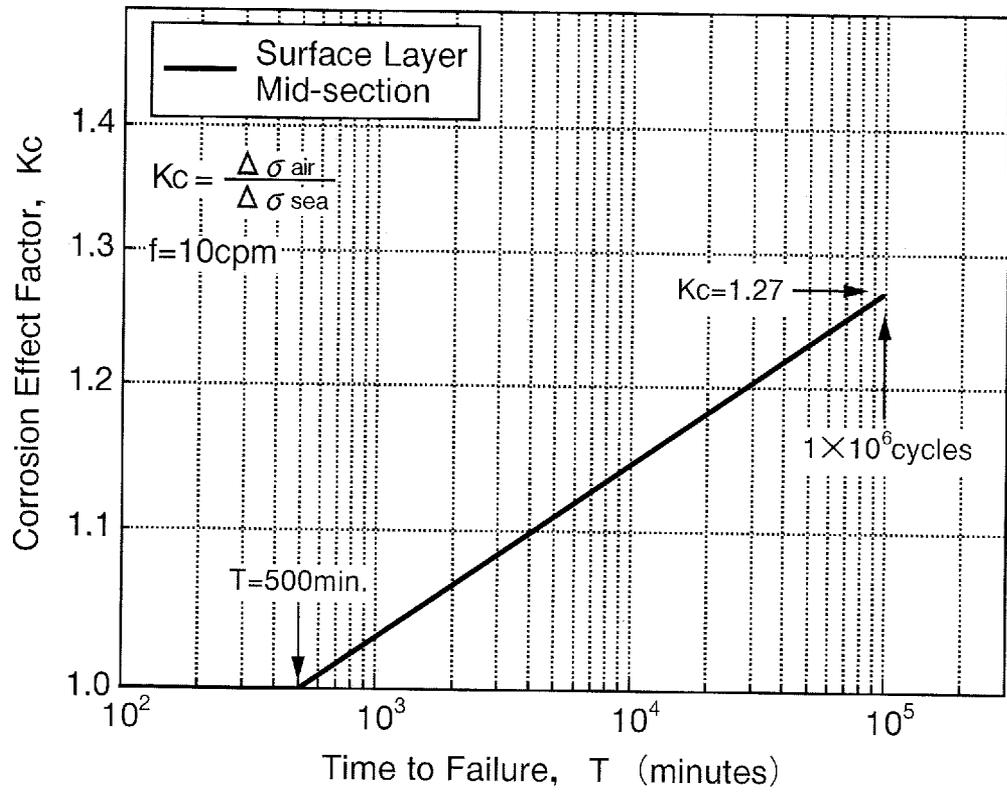


Fig.5.31 Relation between corrosion effect factor and time to failure (No.3)

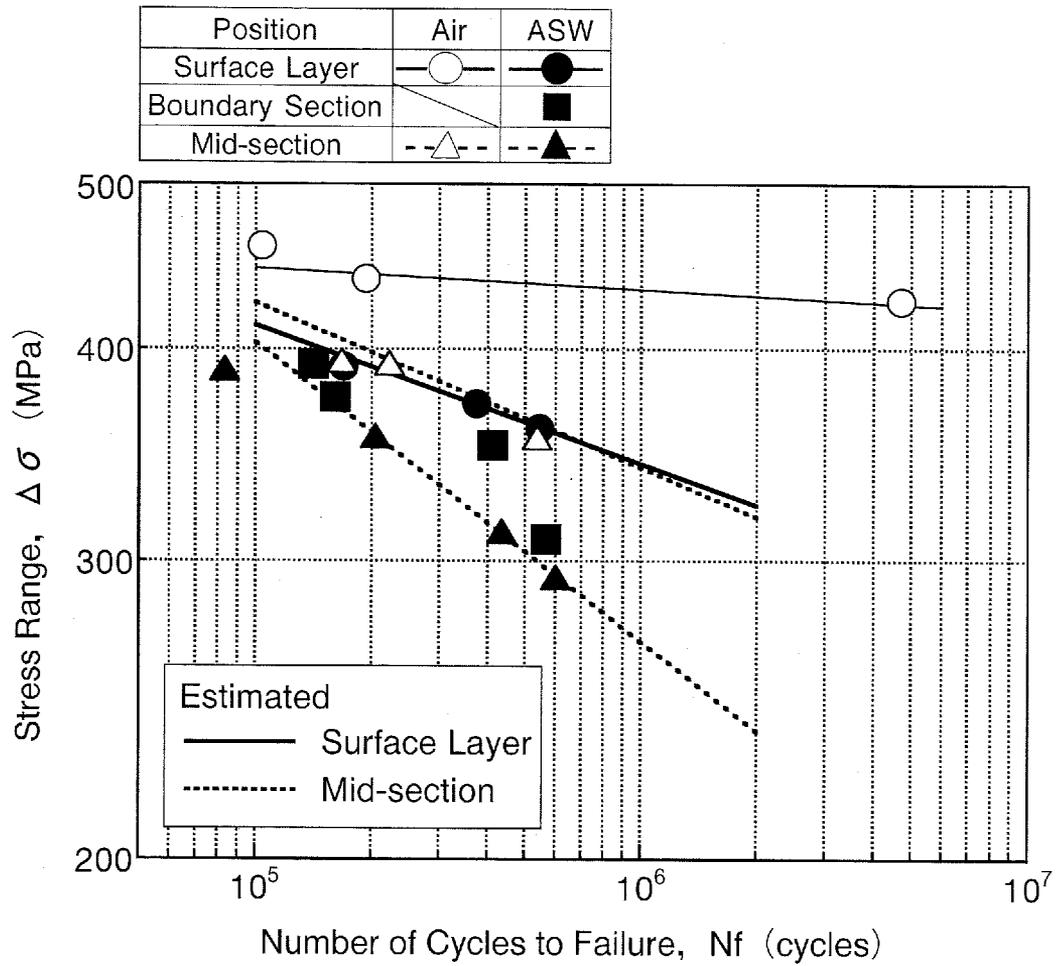


Fig.5.32 Comparison between estimated and experimental fatigue strength (In air and ASW, No.3)

# 第6章

## おわりに

第1章“はじめに”では、第2編“高クラックアレスト鋼板の諸強度特性評価”の背景と目的、および第2編の構成について述べた。

第2章“高クラックアレスト鋼板の基本特性”では、新しく開発された高クラックアレスト鋼板(SUF鋼板)の基本特性、特に脆性不安定亀裂伝播停止性能について述べた。また、本研究に供試した3種類のSUF鋼板の基本特性について述べた。

第3章“高クラックアレスト鋼板の破壊靱性”では、高クラックアレスト鋼板(SUF鋼板)表層部および中央部から削り出した供試材を用いての、サブサイズV-ノッチシャルピー衝撃試験ならびに中央切欠付小型引張試験を行ない、SUF鋼板表層部および中央部の吸収エネルギー遷移温度( $vT_{IE}$ )、および破壊靱性( $Kc$ )値を把握した。その結果、超細粒組織の表層部は、従来鋼板に近い組織の中央部に比べて非常に優れた靱性を有していることを明らかにした。

また、超細粒組織のSUF鋼板表層部は、最大18%程度の引張予歪を与えても、破壊靱性( $Kc$ )値の低下が、従来鋼板に比べて極わずかであることを明らかにした。

サブサイズV-ノッチシャルピー衝撃試験結果、ならびに中央切欠付小型引張試験結果を基に、表層部および中央部それぞれの吸収エネルギー遷移温度( $vT_{IE}$ )と室温降伏点( $\sigma_{y0}$ )から、表層部および中央部それぞれの破壊靱性( $Kc$ )値を推定出来る式を導出した。

さらに、SUF鋼板全板厚材の板厚貫通切欠きからの脆性不安定亀裂発生強度(板厚中央部からの脆性不安定亀裂発生強度)には、非常に優れた靱性を有する表層超細粒組織の効果は、あまり期待できないことを明らかにした。

第4章“高クラックアレスト鋼板の座屈・塑性崩壊強度”では、SUF鋼板帯板試験片を対象とした、座屈試験および有限要素法による弾塑性大変形解析を実施し、超細粒組織の表層部が、座屈・塑性崩壊強度に及ぼす影響を明らかにした。すなわち、降伏応力の高い超細粒表層部を有するSUF鋼板では、従来鋼板に比べて、初期降伏強度、最終強度および

その後の耐荷力が上昇することを把握した。

さらに、板を対象とした有限要素法による弾塑性大変形解析を実施し、帯板の場合と同様に、超細粒組織の表層部の影響で、初期降伏強度、最終強度およびその後の耐荷力が上昇することを把握した。

第5章“高クラックアレスト鋼板の疲労強度”では、SUF鋼板表層部、中央部および境界部から削り出した供試材を用いての、大気中ならびに人工海水中での疲労試験を実施し、超細粒組織の表層部は、従来鋼板に近い組織の中央部に比べて、大気中および人工海水中ともに、疲労強度が非常に優れていることを明らかにした。

また、同程度の応力範囲で破断した、表層部試験片表面および中央部試験片表面を観察した結果、同一応力条件・腐食環境下では、超細粒組織である表層部の腐食ピットならびに腐食疲労亀裂の発生密度は、従来鋼板に近い組織の中央部に比べて非常に小さいことを明らかにした。さらに、超細粒組織である表層部では、腐食ピットならびに腐食疲労亀裂の寸法（長さ・深さ）が、従来鋼板に近い組織の中央部に比べてかなり大きくなるまで、腐食疲労亀裂は本格的に進展し始めないことを明らかにした。

さらに、従来鋼板に近い組織の中央部に対しては、大気中および人工海水中での疲労強度を推定できる式を導出した。超細粒組織の表層部に対しては、大気中の疲労試験結果から、人工海水中での疲労強度を推定できる式を導出した。

第6章“おわりに”では、各章で得られた成果の概要について述べた。

# 総 括

## 目 次

	頁
成果の概要 .....	272
あとがき .....	273
謝辞 .....	273

## 成果の概要

“序論”では、本論文の背景と目的、および概要について述べた。

第1編“船体構造部材座屈崩壊後の亀裂強度”では、大型船舶の脆性不安定破壊発生の起点となり得る、すなわち、大破壊事故の引き金になり得る、船体構造部材の座屈崩壊後の亀裂強度に関して、種々検討・評価した結果について述べた。

船体構造部材が過大な荷重を受けて座屈崩壊した後に、引き続き引張・圧縮の繰り返し荷重を受ける場合に、座屈部圧縮側から早期に発生する亀裂の発生・進展挙動を明らかにし、微小亀裂発生強度（微小亀裂発生限界条件）を把握した。

大型船舶において、局部構造部材の座屈崩壊部から早期に亀裂が発生・成長し、さらに脆性不安定亀裂に移行してしまい、大破壊事故へと発展することを防止するための、基本的な基礎技術が蓄積出来たといえよう。

第2編“高クラックアレスト鋼板の諸強度特性評価”では、新しく開発された高クラックアレスト鋼板（SUF鋼板）を、合理的・効果的に、大型船舶をはじめとする大型溶接鋼構造物へ適用するための、SUF鋼板の基本特性（破壊靱性、座屈・塑性崩壊強度、疲労強度など）について種々検討・評価した結果について述べた。

超細粒組織の表層部の効果で、SUF鋼板は、脆性不安定亀裂伝播停止性能はもとより、座屈・塑性崩壊強度、疲労強度などにおいても優れた性能を有していることを明らかにした。

新しく開発された高クラックアレスト鋼板（SUF鋼板）の優れた性能を十分に活かした、大型船舶をはじめとする大型溶接鋼構造物への合理的で効果的な適用のための、基礎技術が蓄積出来たといえよう。

“総括”では、本論文で得られた成果の概要について述べた。

## あとがき

終わりに臨み、本論文で得られた種々の成果が、大型船舶をはじめとする大型溶接鋼構造物の強度信頼性向上の一助になり、多くの人命を一瞬にして奪い去り、社会・環境に甚大な被害を及ぼすような、大破壊事故防止に若干なりとも貢献できれば幸いである。

## 謝 辞

本論文は、広島大学 工学部 教授 矢島 浩 博士の終始懇切なる御指導、御鞭撻を賜わりまとめたものであります。ここに記して深甚なる謝意と敬意を表わし、厚く御礼申しあげます。

本論文をまとめるにあたり、大阪大学 工学部 教授 矢尾哲也 博士、広島大学 工学部 助教授 藤久保昌彦 博士、同 篠崎賢二 博士から、有益かつ懇切なる御指導を賜りました。心より感謝の意を表するとともに、厚く御礼申しあげます。

広島大学 工学部 教授 信川 寿 博士、同 藤谷義信 博士、同 藤本由紀夫 博士から、有益なる御教示を賜りました。ここに厚く御礼申しあげます。

本研究を遂行するにあたり、供試鋼板を御提供いただき、種々御指導・御協力いただいた、日本鋼管（株）総合材料技術研究所 利用・評価技術研究部 主幹 栗原正好 博士、元日本鋼管（株）東田幸四郎 氏、新日本製鐵（株）大分製鐵所 生産管理部 厚板管理グループリーダー 石川忠 博士、同 技術開発本部 大分技術研究部 主任研究員 小関敏彦 博士、他関係者の方々に、心より感謝の意を表するとともに、厚く御礼申しあげます。

試験片の製作をはじめ、多大なる御支援をいただいた、菱明技研（株）三原技術部 部長 森田鴻司 博士、三菱重工業（株）横浜研究所 構造・強度研究室 室長 出口明雄 博士、同 川上善道 主任、同 長崎研究所 第一実験課 強度グループ主任 多田益男 博士、同 広島研究所 物質工学研究室

村井亮介 主任, 他関係の方々に, 心より感謝の意を表するとともに, 厚く御礼申しあげます。

また, 本研究の実施に御協力いただいた, 広島大学 工学部 第四類 エンジニアリングシステム教室 溶接・生産システム研究室の卒業生の方々に, 謹んで感謝の意を表します。

平成6年4月に, 広島大学に着任された矢島 浩 教授と初めてお会いし, 「鋼構造部材の座屈後の亀裂強度に関する研究」を修士論文のテーマとして与えていただき, 本論文の研究をスタートいたしました。翌平成7年4月から, 広島大学 工学部 第四類 エンジニアリングシステム教室 溶接・生産システム (矢島) 研究室に助手として着任し, 「船体構造部材座屈崩壊後の亀裂強度」および「高クラックアレスト鋼板の諸強度特性評価」をはじめとする, 構造・材料強度上重要な種々のテーマに関して研究させていただきました。矢島 浩 教授には, 研究面で御指導いただいただけでなく, 公私にわたって, 社会人としてまた教育者として何が必要かを, 数多くの機会を通して御指導いただきました。矢島 浩 教授にお会いすることができ, 矢島研究室で6年間御指導いただけたことに, 深く感謝いたします。

また助手としてはなはだ未熟な私とともに, 昼夜を問わず, 実験や解析を行ない, 楽しくまた苦しい時間をともに過ごしていただいた矢島研究室卒業生の皆様に, 重ねて御礼申しあげます。

最後になりましたが, 大学・修士課程に進学するわがまを許していただき, 常に温かい援助をいただいた両親に, 深く深く感謝いたします。