(昭和 51 年 5 月 日本造船学会春季講演会において講演)

予き裂端からの破壊発生におよぼす ひずみ時効の影響

正員 大塚 昭夫* 正員 西村 誠二*
正員 宮田 隆司* 笠井 登**

Effect of strain aging on the fracture initiation from a precrack

by Akio Otsuka, *Member* Seiji Nishimura, *Member*
Takashi Miyata, *Member* Noboru Kasai

Summary

In the process of the fracture initiation from a precrack, plastic blunting or, metallographically, stretched zone is formed at the notch tip. Although this plastic blunting is considered to be favorable because of its effect of relaxation of stress concentration, large plastic strain to be formed around the blunted notch tip will cause strain aging and embrittlement of the notch tip. The effect of this type of strain aging on toughness of steels has been investigated.

Such test conditions are chosen as to predict the embrittlement which may occur in actual service and the typical test conditions employed are as follows: preloading to induce 30~40 μm stretched zone depth (which is 30~40% of S.Z.D. at fibrous fracture initiation), aging temperature: 50°C, aging time: 0~1000^h. Some tests on other conditions have also been made additionally.

The test results have shown that SS 41 is most susceptible to embrittlement by strain aging and increase in T_i (the lowest temperature at which fracture occurs by fibrous crack) due to strain aging is 27°C. SM 41 A is also susceptible to strain aging but has shown smaller increase in T_i (increase in T_i due to strain aging=17°C) than SS 41. SM 50 C has not shown any indications of embrittlement by strain aging.

COD-criterion of preloaded and aged steels has also been investigated and it is shown that COD at fibrous crack initiation, δ_i , is almost constant regardless of preloading and strain aging.

1 緒 言

予き裂端からの破壊発生の際のき裂端の変形挙動に関しては前報^{1,2,3)}で詳しく報告したが、それによると、ごく低温で破壊する場合を除いて、破壊荷重に達する前に、予き裂端に stretched zone と呼ばれるりによって生じた領域が発生することが明らかにされた。これは要するに切欠端の blunting (鈍化) であり、もし予荷重によりこのような blunting を生じさせることができれば、予き裂による応力集中効果を減じて、低温での脆性破壊強度を上昇させることができることが考えられる。実際に筆者らの実験^{1,2)}によっても、stretched zone が生じて、しかも fibrous crack が生じない程度の予荷重を与えることによって、疲労予き裂材の低温 (-196°C)

における破壊強度は 50% 程度上昇することが示されている。

しかし、このようなき裂の blunting を生じた領域には、当然大きな塑性ひずみを生じているのでその後の時効により、所謂ひずみ時効現象によって、き裂先端部が脆化し、破壊を発生し易くなることも考えられる。このような状況は、構造物が使用中にたまたま受ける大荷重によって起る可能性がある他、残留応力除去の目的で予荷重をかける場合、または耐圧テストなどによっても、時効性の材料の場合には、このような機構によって脆化が起る可能性が考えられる。言い換えると、このような機構による脆化が起る場合は、非時効材の破壊が fibrous crack で発生する温度域で、かつ、 $\delta < \delta_i$ (δ : き裂端の COD, δ_i : fibrous crack 発生時のき裂端 COD) であっても、必ずしも安全とは言えないことを意味している。従って、このような機構によって、どのような材料の場

* 名古屋大学工学部

** 名古屋大学大学院

合に、どの程度の脆化が起るかを明らかにしておくことは重要と思われる。このような意味での時効による脆化が、切欠部からの破壊発生に対して重要な影響を有していることは既に Burdekin⁴⁾によっても指摘されているが、ここではひずみ時効による脆化の度合と予荷重の大きさとの関係を予荷重によってき裂先端に生ずる stretched zone の大きさなど、き裂先端の変形挙動の関連の面から調べることにした。また、ひずみ時効材における破壊発生条件と COD クライテリオンとの関係、種々のひずみ時効材における stretched zone と限界 COD との関係などについても検討した。

2 供試材、試験片、実験方法

供試材としては、時効の影響が大きいと思われるリムド鋼 (SS 41) を主とし、その他キルド鋼 SM 41 A, SM 50 C についても行なった。供試材の化学成分は Table 1, 機械的性質は Table 2 に示す。試験片は Fig. 1(a) に示すような三点曲げ試験片を主とし、SS 41 材については Fig. 1(b) に示すシャルピー・サイズ (疲労き裂付) 試験片による静的曲げおよび衝撃試験を行なった。なお、切欠はすべて疲労き裂で入れた。この時の K 値は $54 \sim 84 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-3/2}$ とした。

衝撃試験の場合以外はすべて、クリップ・ゲージによる COD 測定を行ない、このクリップ・ゲージによる測定値 V_g を予備実験で求めた rotational factor⁵⁾(r) を用いて、き裂先端値 (δ) に換算した。

なお、予荷重後、一旦除荷、時効後再負荷により破壊させた場合の破壊時のき裂先端の COD は次のようにして求めた。即ち、Fig. 2 に示すように、予荷重による残留クリップ・ゲージ COD ($V_{g\text{-res.}}$) と再負荷破壊時のクリップ・ゲージ COD ($V_{g\text{-reload}}$) の和を $V_{g\text{-total}} = V_{g\text{-res.}} + V_{g\text{-reload}}$ として、一方、単調増加荷重で求めた $V_g \sim$ rotational factor 曲線の、上記の $V_{g\text{-total}}$ の値に対応する rotational factor の値を用いてき裂先端値に換算した。

疲労き裂と破面との間に観察される stretched zone と呼ばれる領域が破壊発生過程において重要な意義を有しているものと考えられ^{1,2,6,7)}、本報告でもこれに関し検討を行なった。stretched zone を模式的に画くと通常は Fig. 3 のような形態をしており、その大きさを表わす量として、予き裂の延長面方向の長さ、stretched zone width (S. Z. W.) と予き裂面と直角方向の長さ、stretched zone depth (S. Z. D.) とがあり、更に、stretched zone は通常き裂面に対しほぼ 45° 方向に生ずるので、試料を 45° 傾けて測定した幅を stretched zone 幅としてとることもある。前報^{1,2)}ではこの値を採用したが、COD との対応は stretched zone depth の

方が良いものと考えられ、かつ、Broek⁸⁾によっても K_{Ic} との対応は S. Z. W. より S. Z. D. との対応がよいことが示されているので、ここでは S. Z. D. をとった。S. Z. D. は Fig. 4 に示すように、SEM の試料台に疲労き裂面が電子ビーム入射方とほぼ平行向になるようにおいて、S. Z. D. を直接測定した。測定は試料側面から 2mm の位置を始点として、1mm おきの点の各視野で行ない、各視野では3点で測定した。また、上下対応する破面では側面から同一距離の各点で測定を行なうようにした。stretched zone の走査電顕写真の例を Fig. 5 および 6 に示す。なお、このような方法によると、S. Z. D. を比較的容易に測定することができる。

次に各材料ごとに実験条件の詳細について述べる。

ひずみ時効に影響を与える主な因子としては、予ひずみ量、時効温度および時効時間があるが、ひずみ時効の影響が最も大きいと考えられる SS 41 試験片の場合はこれらの因子は次のような範囲で変えて実験を行なった。まず、予ひずみ量については、従来の COD クライテリオンの考え方では一応安全と考えられる範囲内の予荷重、即ち予き裂端に stretched zone のみが生じ、き裂はまだ生じていない程度の予荷重によって予き裂端に生じた塑性ひずみによる時効を主な対象とした。ただし、予き裂端に fibrous crack が生じる程度の更に大きな荷重を受けた場合、および疲労き裂のみで予荷動をうけない場合についても調べた。具体的には、次の4種の予ひずみを与えた試験片について実験を行なった。即ち、疲労き裂のみのもの、疲労き裂を入れたのち $\delta \approx 0.1 \text{ mm}$ 程度 (この場合 stretched zone depth が $40 \mu\text{m}$ 程度生ずる) に達するまで荷重をかけたもの、 $\delta \approx 0.27 \text{ mm}$ 程度 (S. Z. D. $\approx 0.1 \text{ mm}$ 程度、fibrous crack 長さ $\approx 0.1 \sim 0.2 \text{ mm}$) になるまで荷重をかけたもの、同じく疲労き裂を入れたのち $\delta \approx 0.58 \text{ mm}$ (fibrous crack 長さ $\approx 0.7 \text{ mm}$) に達する程度に予荷重を与えたもの、の4種の予ひずみ材について実験を行なった。予ひずみは、いずれの場合も室温 (20°C) で与えた。時効温度は主として 50°C としたが室温の場合についても実験を行なった。なお、完全に時効が起きた状態における諸性質はこの程度の範囲内ではほとんど変わらないと考えられる⁹⁾。時効時間は、時効による脆化が充分飽和したと思われる時間 (またはそれ以上) まで行なうことを目標とし、時効温度が 20°C の場合は $0 \sim 3000$ 時間、時効温度が 50°C の場合は $0 \sim 1000$ 時間の間の種々の時間で行なった。なお、異なる時効温度で時効させた場合に同程度の時効を起こすに要する時間を与える式が Hundy¹⁰⁾ によって与えられているが、この式によると 20°C 、1000 時間の時効は 50°C 、60 時間の時効に対応する。また、 50°C 、1000 時間の時効は 20°C 、23 カ月の時効に対応することになる。

また、衝撃試験の場合に、静的試験の場合より、ひずみ時効の影響が大きく現われるというデータもあるので、疲労き裂付シャルピー・サイズ試験片について、衝撃および静的試験を行なった。SS 41 材について行なった実験の種類は Table 3 に一覧表で示してある。

SM 41 A 材については、疲労き裂を入れ、S. Z. D. が $44\mu\text{m}$ 程度となるように予ひずみを与えたのち、 50°C 、254 時間時効（上記の SS 41 材の場合に時効の影響が顕著に現われた時効条件）させた材料について、延性-脆性の遷移領域を含む温度領域で試験を行ない、疲労き裂のみで、予ひずみ、時効なしの試験片の場合との比較を行なった。

SM 50 C 材については、予ひずみ量は上述の SS 41 材の場合と同程度（S. Z. D. $\approx 40\mu\text{m}$ ）とし、時効時間は、63, 254, 500, 1000 時間とした。試験温度は、疲労予き裂試験片（予荷重および時効なし）の場合の T_i (-113°C) より約 20°C 高い温度、言い換えると、時効なしの材料の場合に fibrous でき裂が発生する最低温度よりやや高い温度 (-90°C) で行なった。これはもし時効により脆化すれば破壊発生が劈開に変わりその影響が顕著に現われると考えたからである。

また、時効の進行状況を判定するための一つの目安として、引張りによって予ひずみを与えた材料の時効時間による硬さ変化を調べてみた。時効による硬さの上昇と脆化との直接的関連は明らかではないが、各鋼材のひずみ時効現象の有無または時効現象の時間に伴う進行状況（例えば、飽和に達したか否かなど）の判定のための一つの参考資料となると思われる。

3 実験結果および考察

3.1 SS 41 に関する実験結果

(1) 時効時間と δ_c との関係

時効時間によって δ_c がいかに変化するかを見るため、室温（約 20°C ）と 50°C で種々の時間、時効させた場合の時間と δ_c との関係を Fig. 7 および 8 に示す。両図とも縦軸は $\delta_{c\text{-total}}$ 即ち予荷重による残留 COD ($\delta_{\text{res.}}$) と再負荷による破壊時の COD ($\delta_{c\text{-reload}}$) との和で、表わしてある。Fig. 7 の丸印は疲労き裂のみで予荷重なしの試験片、三角印は疲労き裂を入れた後 stretched zone depth が $40\mu\text{m}$ 程度生ずるまで予荷重を与えた試験片の結果であるが、疲労き裂のみの試験片および予荷重を与えた試験片のいずれの場合も、1000 時間程度の時効で $\delta_{c\text{-reload}}$ はほぼ 0 になるものが見られる。しかし、疲労き裂のみの試験片の場合は、バラツキが大きく、1000 時間以上でも δ_c が余り低下しない試験片も見られるのに対し、予荷重を与えたものでは、 δ_c が低下する確率がかなり高くなることを示している。なお、この

ように、室温時効の場合に、結果にバラツキが大きいのは、時効の場合室温（温調室）に放置したため室温の変動の影響を受けたことも一因と思われる。Fig. 8 は予荷重の程度は Fig. 7 の場合と同じ（stretched zone depth が $40\mu\text{m}$ 程度生ずるような予荷重）で、時効温度を 50°C とした場合の結果である。これによると、Fig. 7 の室温時効の場合に比べバラツキが少なく、時間とともに δ_c はかなり一様に低下するようである。また、Fig. 7 の室温時効の場合、ほぼ完全に脆化するまでの時間が 1000 時間であるのに対し、 50°C の場合は約 30 時間となっている。この関係は実験方法のところで触れた Hundy の式による予測値とかなりよく一致している。

なお、Fig. 7 および 8 で、時効による δ_c の低下が顕著に現われているのは、実験温度 (-30°C) が時効なしの試験片の場合の T_i (-50°C)、(T_i : 破壊が fibrous crack で発生する最低温度) より高く、かつ時効を受けた材料の T_i (-23°C) よりは少し低い温度となっているためである。

(2) 時効時間と破壊荷重との関係

Fig. 9 に Fig. 8 に示したのと同じ試験片の場合の破壊荷重を示す。これによると、破壊荷重も、Fig. 8 の δ_c の低下とほぼ似た傾向で低下し、60 時間以上時効させた場合の破壊荷重は時効前の値に対し、約 20% 程度（予き裂端の公称応力で表わして約 90kg/mm^2 から約 70kg/mm^2 ）低下している。なお、このときの予荷重時の応力は 58kg/mm^2 である。ただし、この破壊応力の低下量は試験片形状、寸法により当然著しい影響を受けることが予想される。

(3) 温度～ δ_c 関係に及ぼす時効の影響

Fig. 10 に疲労き裂のみで予荷重および時効なしの試験片の場合の δ_c , fibrous crack length, (S. Z. D.) $\times 2$ を示す。この図によれば、fibrous crack で破壊が発生する最低温度 (T_i) 以下では (S. Z. D.) $\times 2$ は δ_c とほぼ一致し、それ以上の温度では (S. Z. D.) $\times 2$ はほぼ一定となること（この値は fibrous crack 発生時の COD, δ_i , を表わしているものと考えられる）、 δ_c は T_i 温度以上では急激に上昇するなどの、前報^{1,2)}で報告したのと同様な傾向が見られる。

Fig. 11 は時効温度、時効時間は同一（ 50°C 、63 時間）として、種々の予ひずみ量を与えた場合の δ_c ～温度曲線を示す。これによると、疲労き裂のみの場合は時効による脆化は顕著でないが、stretched zone が出る程度以上の予荷重を与えた試験片では脆化が著しいことがわかる。なお、あとで Fig. 16 に示すように、fibrous crack 発生時の COD (δ_i) は予荷重に関係なく、Fig. 11 に示す試験片の場合、いずれも 0.22mm であるので、 δ_c ～温度曲線の $\delta=0.22\text{mm}$ の所の温度から T_i 温度を求め

ると、 $40\mu\text{m}$ 程度の stretched zone depth が生ずる程度に予荷重を受けた試験片のひずみ時効による T_i の上昇は約 27°C となっている。

(4) 衝撃試験におけるひずみ時効の影響

Burdekin⁴⁾により、ひずみ時効による脆化の影響は、衝撃試験の場合の方が静的試験の場合より大きいことが指摘されているので、本研究でも、疲労き裂付シャルピー・サイズ試験片について、予荷重、ひずみ時効の影響を調べた。時効材は予荷重を $S. Z. D. \approx 30\mu\text{m}$ 程度として、 50°C 、63 時間時効させた。また、衝撃試験の場合は、COD 測定は困難なので $S. Z. D.$ を測定して、これを δ_c の挙動の推定に用いた。

静的試験の場合の結果を Fig. 12、衝撃試験の場合の結果を Fig. 13 に示す。Fig. 12 によると、静的試験の場合、ひずみ時効による脆化の程度 (T_i の上昇で約 10°C) は前記の静的三点曲げ試験片の場合 (Fig. 11) T_i の上昇が約 27°C 程度であったのに比べ、かなり小さくなっている。これは、試験片寸法が小さすぎるため試験片の拘束度が小さく、切欠先端部の脆化が破壊発生に余りきいていないと思われる。また Fig. 13 の衝撃試験の場合は時効による延性-脆性遷移の高温側への移動は 20°C 程度で、上記の静的三点曲げ試験の場合よりむしろ小さくなっているが、同じシャルピー・サイズ試験片の静的試験の場合と比較すれば、ひずみ時効による T_i の上昇は衝撃試験の場合の方がかなり大となっている。

なお、Fig. 12 および 13 で高温側での $S. Z. D.$ の飽和値 (fibrous crack で破壊が発生する時の $S. Z. D.$) を見ると、Fig. 12 の静的試験の場合も Fig. 13 の衝撃試験の場合も約 $200\mu\text{m}$ となっており fibrous crack で破壊が発生する場合は静的試験と衝撃試験とで、 $S. Z. D.$ の値に変化がないことを示している。また、この値は、Fig. 10 の三点曲げ試験の場合の値とも良く一致しており、前報^{1,2)}で述べた、fibrous crack 発生時の stretched zone の大きさが材料常数の数値であるということが、今回の衝撃試験の場合についても確かめられた。

Fig. 14, 15 は Fig. 13 に示したものと同一試験片についての、剪断破面率、吸収エネルギー曲線を示す。また参考のため、同一材料の 0.25R 標準シャルピー試験の結果も示してある。これによると破面遷移温度のひずみ時効による上昇は僅かで、標準シャルピーと比べてもその差は小さい。ただし吸収エネルギーでは破面の場合より差が大きい。

なお、Fig. 13 によると、 T_i (fibrous crack で破壊が発生する最低温度) が時効なしの場合約 60°C 、時効材の場合約 80°C であるのに対し、これよりずっと低温まで、Fig. 14 に示すようにかなりの剪断破面率を示している。これは疲労き裂付シャルピー・サイズ試験片の衝撃試験

の場合は、破面に劈開破面を含む場合は、劈開破面は必ず、予き裂端に接して発生しており、一方予き裂からき裂が fibrous で発生するときは常に全断面 fibrous となっているためである。

(5) $\delta_{c\text{-total}}$ と $(S. Z. D.) \times 2$ との関係

Fig. 16 は SS 41 について行なった種々の実験条件 (実験温度: $-196^\circ\text{C} \sim 22^\circ\text{C}$ 、予ひずみ量: 疲労き裂のみ $\sim$ fibrous crack が生じる程度、時効時間: $0 \sim 1000$ 時間) の場合の $(S. Z. D.) \times 2$ と $\delta_{c\text{-total}}$ の関係をプロットしたものである。この結果によると、 $\delta_c < \delta_i$ ($\approx 0.22\text{mm}$) の範囲、即ち、破壊発生が劈開型き裂である場合の実験点は、ほぼ $(S. Z. D.) \times 2 / \delta \approx 0.9$ の直線の上にのり、また、 $\delta_c > \delta_i$ の場合、即ち、fibrous crack で破壊が発生する場合は、 $(S. Z. D.) \times 2$ はほぼ一定値 ($200\mu\text{m}$) となっており、この値は、予ひずみ量、ひずみ時効および実験温度によっても変化していないことを示している。ただし、前述のようにひずみ時効を受ければ fibrous crack で破壊が発生する最低温度 (T_i) は上昇することに注意を要する。

3.2 SM 41 A に関する実験結果

疲労予き裂のみの試験片および、 $S. Z. D.$ が $44\mu\text{m}$ 程度生ずるまで予荷重を加えてのち、 50°C 、254 時間時効を与えた試験片についての実験結果を Fig. 17 に示す。これによると破壊の発生が延性から脆性 (fibrous から cleavage) に遷移する温度 T_i は予荷重、時効なしの場合の -40°C からひずみ時効材の場合は -23°C となっており、約 17°C の上昇が見られる。ただし、 T_i 以上の温度では両者の挙動の差は急速に小さくなる。

このような挙動は模式的に Fig. 18 に示すように、次のように理解される。即ち、時効材の場合も非時効材の場合も、どちらも fibrous crack で破壊が発生する温度域では、両者どちらも同一の δ に達した時 fibrous crack を発生し、しかも一旦、fibrous crack を発生した後は、余り、ひずみ時効の影響を受けていない領域を、き裂が進展することになるので、結局 fibrous crack で破壊が発生する温度域 (Fig. 18 の B' より高温の領域) では時効材と非時効材との差が小さくなるものと思われる。一方、非時効材の T_i 温度以上で時効材の T_i 温度以下の温度域 (Fig. 18 の B-B' の間の温度域) では時効材の場合はき裂端の脆化により、劈開型き裂で発生したき裂が直ちに全断面に (劈開型) 進展するのに対し、非時効材では安定な fibrous 型き裂で破壊が発生するので、この温度域での両者の差が著しく現われるものと考えられる。

なお、Fig. 17 に見られるように、SM 41 A 材の時効材の場合は T_i 温度以上で急激に δ_c が増大し、Fig. 18 の模式図の傾向によく似た傾向を示しているのに対し、Fig. 11 の SS 41 材の場合は、特に予ひずみ量が大なる

場合、 T_i 温度以上でも δ_c の立ち上りが比較的なだらかなのは、SM 41 A 材の場合、ひずみ時効による脆化域が、切欠先端部に局限されているのに対し、SS 41 材の場合には切欠先端付近のかなり広い領域がひずみ時効の影響で脆化しているためかと思われる。

3.3 SM 50 C に関する実験結果

SM 50 C の場合の δ_c ～温度の関係を Fig. 19 に示す。疲労予き裂のみで予荷重および時効なしの試験片については延性-脆性の遷移領域を含む -150°C ～ -70°C の各温度で実験を行なったが、予ひずみ、時効材については -90°C のみで実験を行なった。予ひずみの量は S. Z. D. $\approx 40\mu\text{m}$ 程度で、時効時間は 63, 254, 500, 1000 時間の 4 種であるが、いずれの場合も、疲労予き裂のみで、予荷重および時効なしの場合の曲線上にのっており、予ひずみおよび時効の影響はほとんど見られない。

3.4 ひずみ時効による硬さの変化

予ひずみ (20%) を与えた試験片を種々の時間時効させ硬さ変化を調べた結果を Fig. 20 に示す。これによるとひずみ時効による硬化は SS 41 の場合に最も大きく、SM 41 A では SS 41 より硬化はやや少ないが、やはり、かなりの硬化を示しており、SM 50 C では硬化は全く起きていない。このような、各鋼材の、ひずみ時効による硬さ上昇の程度は各鋼材の COD 試験に現われたひずみ時効による脆化の度合と少なくとも傾向的には一致している。

4 結 論

疲労予き裂端に stretched zone が生ずる程度の予ひずみを与えたのち、時効させることによって、鋼材がどの程度脆化するかを調べ、大略、次のような結論が得られた。

(1) SS 41 はかなり著しい脆化を示し、 T_i (fibrous crack で破壊が発生する最低温度) で約 27°C 上昇した。

(2) SM 41 A の場合は、SS 41 よりひずみ時効による脆化の程度は小さいが、 17°C 程度の T_i の上昇が見られた。

(3) 上記のように、時効性の材料の場合は予荷重後時効を受けることによって脆化する場合があるので、このような材料の場合は、例えば残留応力除去のための予荷重や耐圧テストなどによる予荷重などにより脆化を起す可能性が考えられ注意を要する。

(4) SM 50 C の場合は本実験の範囲ではひずみ時効による脆化はほとんど認められなかった。

(5) 温度 T_i 以上の、fibrous crack で破壊が発生する場合の COD (δ_i) の値は (予荷重による残留 COD がある場合は total COD をとると) 時効材の場合も非時効材の場合と同一の値をとる。

(6) 疲労予き裂付シャルピー試験では、静的試験の場合も、衝撃試験の場合も、ひずみ時効の影響は前記 3 点曲げ試験の場合より小さいが、同じ、シャルピー・サイズ試験片の静的試験の場合と衝撃試験の場合とを比較すると、ひずみ時効による T_i の上昇は衝撃試験の場合の方がかなり大となっている。

(7) 衝撃試験の場合と静的試験の場合とで、fibrous crack 発生時の S. Z. D. の値はほとんど変化しない。

(8) ひずみ時効による硬さの上昇度の大きい鋼材は COD 試験における脆化も大きく、硬さ上昇の現われない鋼材では COD 試験における脆化も生じなかった。

謝 辞

本研究にあたり、日本造船学会溶接研究委員会第一分科会において種々有益な御討論を頂いた委員長金沢教授はじめ委員各位に深く感謝致します。また供試材の一部は川崎製鉄 (株) からご恵与頂いたものであり感謝致します。なお、本実験の遂行にあたり、元本学大学院学生 柏木陽一郎君 (現川崎製鉄) および元本学学部学生 服部誠一君 (現岡谷鋼機) のご協力を得ましたことを付記して謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 大塚昭夫, 宮田隆司, 西村誠二, 柏木陽一郎, 笠井登: 切欠部からの破壊発生に関する COD-クライテリアとストレッチド・ゾーン, 日本造船学会論文集第 136 号 (1974) p. 249.
- 2) A. Otsuka, T. Miyata, S. Nishimura and Y. Kashiwagi: Crack Initiation from a Sharp Notch and Stretched Zone, Eng. Frac. Mech., Vol. 7 (1975), p. 419.
- 3) 大塚昭夫, 宮田隆司, 西村誠二, 大橋真, 柏木陽一郎: 鋼の破壊様式の遷移と COD 説について, 日本造船学会論文集第 135 号 (1974) p. 307.
- 4) F. M. Burdekin: Fracture Testing of Weldments in Structural Steels, Brit. Welding J., Vol. 15 (1968), p. 268.
- 5) J. F. Knott: Fundamentals of Fracture Mechanics, Butterworths (1974), p. 157.
- 6) W. A. Spitzig: A Fractographic Feature of Plane-Strain Fracture in 0.45 C-Ni-Cr-Mo Steel, Trans. ASM, Vol. 61 (1968), p. 344.
- 7) D. Elliot: Crack Tip Processes Leading to Fracture, The Practical Implications of Fracture Mechanisms, The Inst. of Metallurgists (1973), p. 21.
- 8) D. Broek: Correlations between Stretched Zone Size and Fracture Toughness, Eng. Frac. Mech., Vol. 6 (1974), p. 173.
- 9) J. D. Baird: Strain Aging of Steel—a critical review, Iron & Steel, Vol. 36 (1963), p. 186, p. 326.
- 10) B. B. Hundy: Accelerated Strain Aging of Mild Steel, J. Iron Steel Inst., Vol. 178 (1954), p. 34.

Table 1 Chemical Compositions, %

Steel JIS Thickness	C	S	Mn	P	S	N
SS41, 12mm	0.15	0.034	0.64	0.007	0.020	0.0044
SM41A, 25mm	0.15	0.22	1.00	0.015	0.006	0.0055
SM50C, 25mm	0.16	0.30	1.40	0.013	0.013	—

Table 2 Mechanical Properties

Steel	Lower Yield Stress kg/mm ²	Tensile Strength kg/mm ²	Elongation %
SS41	26.0	39.8	42.4
SM41A	23.6	46.7	42.7
SM50C	34.7	52.2	32.0

Fig.2 Definitions of Vg-res., Vg-reload and Vg-total.

(a) Three Point Bend Specimens

(b) Fatigue-Cracked Charpy Specimen, SS41

Fig.1 Specimens, dimensions in mm.

Table 3 Test Conditions for SS41 Specimens

Items Investigated	Specimens	Preloading	Aging Temp. (°C)	Aging Time (hr)	Test Temp. (°C)
No Aging No Preload	Three-Point Bend Specimen (Fatigue Cracked)	Fatigue-Precracked	20	<40	-196-22
Effect of Aging Time	"	Fatigue-Precracked	20	0-3000	-30
		Preloaded after Fatigue Pre-cracking	20	0-3000	-30
		S.Z.D.:40μm, (S.D.:1mm)	50	0-1000	-30
Effect of Amount of Preloading	"	No Preload (Fatigue Crack Only)	"	63	-70~-30
		S.Z.D.:40μm (S.D.:1mm)	"	"	-51-17
		ε=0.27mm (F.C.L.:0.1-0.2mm)	"	"	-50-10
		ε=0.53mm (F.C.L.:0.7mm)	"	"	-50-10
Effect of Aging in Impact Test	Fatigue Cracked Charpy Specimen (Static and Impact)	No Preload (Fatigue Crack only)	No Aging		-90-93
		S.Z.D.:30μm	50	63	-90-95
Comparison to Standard Charpy Test	0.25R Standard Charpy Specimen (Impact)	No Preload No Aging	—	—	-40-80

Fig.3 Schematic illustration of the stretched zone.

Fig.4 Measurement of the stretched zone depth by SEM.

Fig.5 An example of SEM micrograph of the stretched zone followed by cleavage fracture, SS41, preloading: $\delta \approx 0.1$ mm, aging temperature: 50°C , aging time: 500 h, test temperature: -30°C . Fig.6 An example of SEM micrograph of the stretched zone followed by fibrous fracture, SS41, preloading: $\delta \approx 0.1$ mm, aging temperature: 50°C , aging time: 30 h, test temperature: -31°C . Fig.7 Variation of $\delta_{c-total}$ with aging time, SS41, three-point bend specimen, aged at 20°C . Fig.8 Variation of $\delta_{c-total}$ with aging time, SS41, three-point bend specimen, aged at 50°C . Fig.9 Variation of nominal fracture stress with aging time, SS41, three-point bend specimen, aged at 50°C .

Fig.10 δ_c -total, $(S.Z.D.) \times 2$ and fibrous crack length at various temperatures, SS41, fatigue-cracked three-point bend specimen, no preloading, no aging.

Fig.11 Effect of the amount of preloading on the δ_c -total at various temperatures, SS41, fatigue-cracked three-point bend specimen, 50°C-63h aged.

Fig.12 Effect of the strain aging on $(S.Z.D.) \times 2$ and fibrous crack length at various temperatures, SS41, fatigue-cracked Charpy size specimen, static test.

Fig.13 Effect of the strain aging on $(S.Z.D.) \times 2$ at various temperatures, SS41, fatigue-cracked Charpy size specimen, impact test.

Fig.14 Effect of strain aging on % fibrous at various temperatures, SS41, fatigue-cracked Charpy size specimen, impact test.

Fig.15 Effect of strain aging on absorbed energy at various temperatures, SS41, fatigue-cracked Charpy size specimen, impact test.

Fig.16 (S.Z.D.) $\times 2$ and fibrous crack length versus δ_c -total for various test conditions, SS41.

Fig.17 Effect of strain aging on δ_c -total at various temperatures, SM41A, fatigue-cracked three-point bend specimen.

Fig.19 Effect of strain aging on δ_c -total, SM50C, fatigue-cracked three-point bend specimen.

Fig.18 Schematic illustration of the effect of strain aging on δ_c -total at various temperatures.

Fig.20 Variation of the Vickers hardness of various steels (SS41, SM41A and SM50C) strained 20% with aging time, aging temperature: 50°C.