

論 文

UDC 539.42 : 620.194.2 : 669.15'24'26'28-194 : 669.14.018.292

部分除荷法による遅れ破壊き裂発生強さの向上*

中佐啓治郎**・木戸 光夫***・武井 英雄****

Increase of Delayed Failure Strength by Partial Unloading Method

Keiji NAKASA, Mitsuo KIDO, and Hideo TAKEI

Synopsis:

The effect of three types of pre-stressing, i.e. partial unloading, one cycle loading, and perfect unloading, on the delayed failure strength was investigated using the notched specimen of JIS SNCM8 steel quenched and tempered at 200°C. Using the test stress, σ , the maximum stress, $\sigma_{\max.}$ ($>\sigma$), and the unloading stress, σ_a , the three types of pre-stressing are expressed as:

partial unloading: $\sigma_{\max.} \rightarrow \sigma_{\max.} - \sigma_a (= \sigma)$, one cycle loading: $\sigma_{\max.} \rightarrow \sigma_{\max.} - 2\sigma_a \rightarrow \sigma_{\max.} - \sigma_a (= \sigma)$, and perfect unloading: $\sigma_{\max.} \rightarrow 0 \rightarrow \sigma_{\max.} - \sigma_a (= \sigma)$. The results obtained are as follows:

1) All the pre-stressing methods can markedly increase the lower limit stress σ_{sec} if the unloading stress σ_a is chosen appropriately. Among the three pre-stressing methods, the partial unloading method is the most effective for increasing the delayed failure strength, and the lower limit stress obtained by this method is 4.5 times as high as that obtained by usual delayed failure test.

2) The minimum unloading stress necessary for increasing the lower limit stress σ_{sec} is smaller in the partial unloading method than the one cycle and perfect unloading methods.

3) The reason why the delayed failure strength is increased by each pre-stressing method can be explained by the decrease of surface stress at the notch root, which will suppress the corrosion reaction and prevent the invasion of hydrogen atoms into the material.

1. 結 言

高強度鋼を使用する場合に最も考慮しなければならない問題の1つは、鋭い切欠きや欠陥を有する高強度鋼材が遅れ破壊に対して敏感であることである。現在まで、化学成分・熱処理・表面処理などを改善して遅れ破壊感受性を低減しようとする試みが多くなされているが、まだ決定的な対策は見出されていないようである。もちろん、マルエージング鋼などの高合金鋼を用いるか¹⁾、あるいは構造物部材の断面積を大きくしてこれに加わる応力を減少させれば遅れ破壊を防止することは可能であろうが、これらの高合金鋼は高価であり、また部材の断面積を大きくしたのでは高強度鋼を用いる意味が失なわれてしまう。このように、化学成分や熱処理を多少改善しても遅れ破壊強さを大きく増加させることが期待できないとすれば、CARTER²⁾や南雲ら³⁾が報告しているように、あらかじめ予荷重を与えて遅れ破壊強さを向上させる方法も簡単でしかも安価な遅れ破壊強さ改善策の1つ

であると思われる。著者らは前報⁴⁾⁵⁾で、高強度切欠き鋼材の遅れ破壊き裂発生強さにおよぼす疲労蓄積の影響を調べたが、その際疲労蓄積後完全に除荷しないで遅れ破壊試験をした場合には、遅れ破壊き裂発生強さが著しく上昇することを見出した。このことは、従来の方法とは異なつた形式の適当な予ひずみを付与することによって遅れ破壊き裂発生強さが大きく増加することを示唆している。

本研究の目的は、どのような予ひずみ法および予ひずみ条件が遅れ破壊き裂の発生を防止するのに最も有効であるかを明らかにすることである。

2. 実 験 方 法

実験に供した材料は Ni-Cr-Mo 鋼 8 種 (SNCM8) 丸棒で、その化学成分を Table 1 に示す。この材料を鍛造・焼なまししたのち、Fig. 1 に示すような遅れ破壊試験片を作製し、その後 880°C から油焼入れし 200°C で 1 h 焼もどした。ただし、試験片の切欠きは焼入れ焼

* 昭和 52 年 4 月日本金属学会春期大会にて発表 昭和 52 年 6 月 15 日受付 (Received June 15, 1977)

** 広島大学工学部 工博 (Faculty of Engineering, Hiroshima University, 3 Senda-machi Hiroshima 730)

*** 広島工業大学 (Hiroshima Institute of Technology)

**** 広島大学工学部 理博 (Faculty of Engineering, Hiroshima University)

Table 1. Chemical composition of specimen (wt%).

Mark	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Fe
SNCM8	0.38	0.27	0.76	0.011	0.005	1.81	0.82	0.19	Bal.

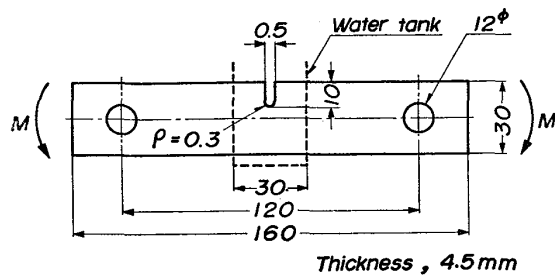


Fig. 1. Specimen for delayed failure test.

もどし後薄形砥石を用いて付けた。なお焼入れ焼もどし後の上記試料の引張り諸性質（平行部長さ 80 mm，幅 15 mm，厚さ 4.5 mm の平滑試験片による）は，引張り強さ 185 kg/mm²，降伏強さ 155 kg/mm²，伸び 8.5% であった。

遅れ破壊試験は試作した片持ばり方式の遅れ破壊試験機を用いて行ない，所定の曲げモーメントを Fig. 1 に示す試験片の矢印の方向に加えた。腐食雰囲気にはイオン交換した蒸留水（20°C±3°C）を用い，これを試験片にとりつけた塩化ビニル製容器の中に滴下し，Fig. 1 の試験片の点線部分が常に水に接触するようにした。切欠き底から遅れ破壊き裂が発生する時期は，前報⁴⁾と同じく試験機のレバーのたわみが増加しはじめる点から検出した。すなわち，数本の試験片について，この時点でただちに除荷し，250°C で 20 min 加熱してテンパーカラーをつけ，引張り破断して破面を調べたところ，切欠き底板厚中央部に半径約 0.5 mm の半円状き裂が存在していた。したがって本研究で定義したき裂発生時期は，切欠き底から約 0.5 mm のき裂が発生した時点に対応している。

つぎに，本研究で検討した 3 種類の予ひずみ法の概要を Fig. 2 (I)，(II) および (III) に示す。同図の最上部に示してある図は，通常の遅れ破壊試験のときの荷重方法を示すもので，ハッチングの施してある部分は試験片が水中で一定荷重を受けていることを表わす。(I) の荷重方式は，曲げ公称応力 σ （曲げモーメントを切欠きがないとしたときの試験片の断面係数で割った値）を一度所定の最大応力 $\sigma_{\max}$ に増加させたのち， σ_a だけ部分的に応力を低下させ，そのままの応力 $\sigma (= \sigma_{\max} - \sigma_a)$ で遅れ破壊試験を行なう方法で，以後“部分除荷法”と呼ぶことにする。(II) の荷重方法は，曲げ公称

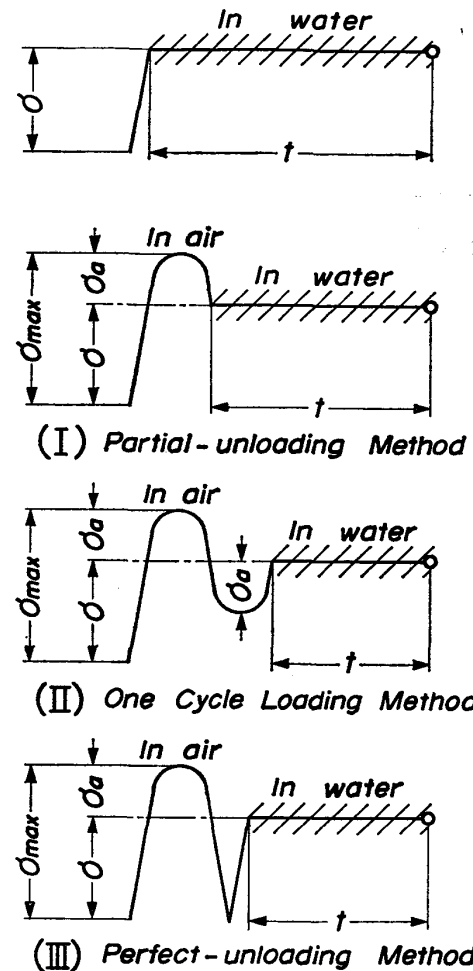


Fig. 2. Schematic diagram indicating various pre-stressing methods.

応力を $\sigma_{\max}$ に上昇させ，その後応力を $2\sigma_a$ だけ低下させたのちただちに応力を σ_a だけ上昇させ応力 $\sigma (= \sigma_{\max} - \sigma_a)$ で遅れ破壊試験を行なうもので，以後“1 サイクル荷重法”と呼ぶ。この方法が遅れ破壊強さの向上に有効であることは前報⁴⁾⁵⁾ですでに一部報告している。(III) の方法は，曲げ公称応力を $\sigma_{\max}$ に上昇させたのち，荷重を零にして完全に除荷し，その後 $(\sigma_{\max} - \sigma_a)$ に等しい所定の応力 σ に荷重して遅れ破壊試験を行なう方法で，以後“完全除荷法”と呼ぶことにする。この完全除荷法によつて遅れ破壊強さが向上する場合があることは，すでに若干の研究者によつて報告されている²⁾³⁾。なお以上のいずれの方法でも，最大応力 $\sigma_{\max}$ から試験応力 $\sigma (= \sigma_{\max} - \sigma_a)$ にまで σ_a だけ除荷され

ているので、以後 σ_a を除荷応力と呼ぶ。本研究では、4つの試験応力 σ を選び、 σ_a を種々に変化させて遅れ破壊き裂発生時間を調べ、その結果を各 σ における通常の遅れ破壊試験のき裂発生時間（以下 t_s で略称する）と比較して検討した。

3. 実験結果

焼入れ後 200°C で焼もどした SNCM8 の切欠き試験片についてまず通常の遅れ破壊試験を行ない、公称曲げ応力 σ とき裂発生時間 t の関係を求めた。その結果を Fig. 3 に示す。これによると、100 h 経過してもそれ以下ではき裂が発生しない応力、すなわち下限界応力 σ_{sec} は約 40 kg/mm² であり、空気中での曲げ破壊強さ σ_N は約 210 kg/mm² である。この遅れ破壊曲線から、前述の部分除荷法、1 サイクル負荷法および完全除荷法における試験応力 σ (=最大応力 σ_{max} - 除荷応力 σ_a) としして曲線上の矢印で示す 4 つの応力（すなわち、90, 125, 160 および 180 kg/mm²）を選び、除荷応力 σ_a （または最大応力 σ_{max} 、あるいは除荷比 σ_a/σ ）を種々に変化させて遅れ破壊試験を行ないき裂発生時間を調べた。その結果を Fig. 4, 5, 6 および 7 に示す。なおこれらの図で、 $\sigma_a=0$ のときのき裂発生時間は、予ひずみ

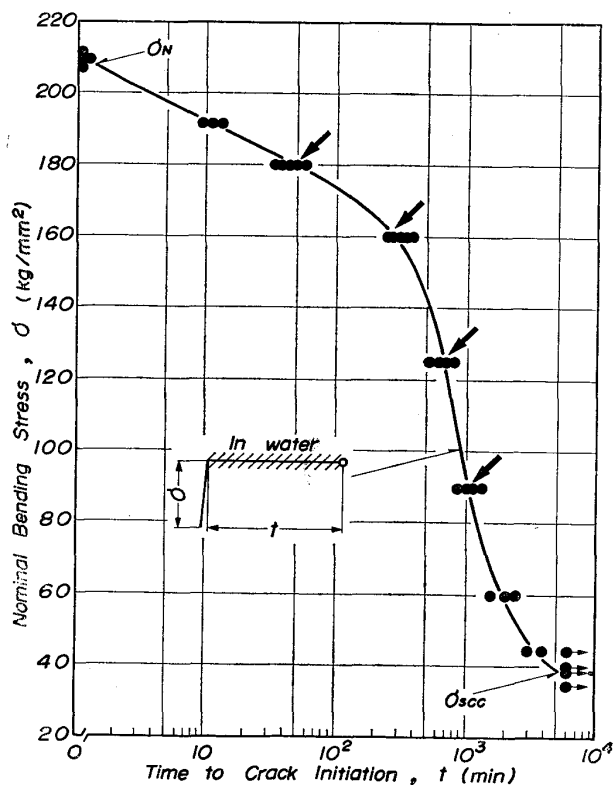


Fig. 3. Relation between nominal bending stress and time to crack initiation in usual delayed failure test.

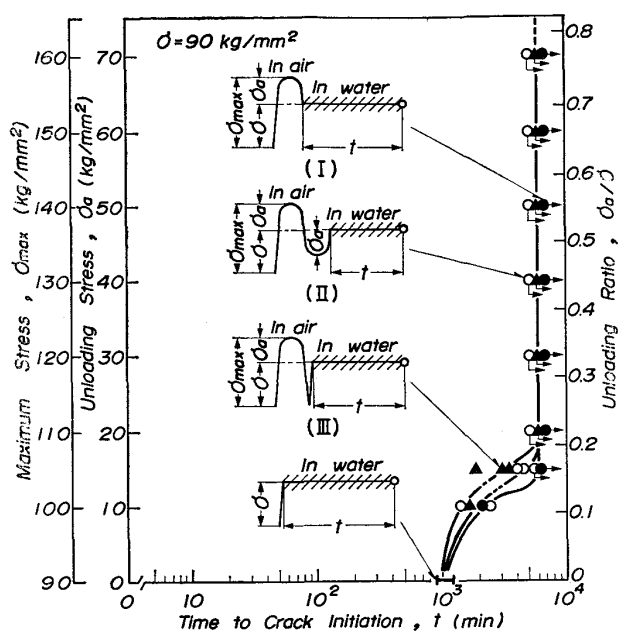


Fig. 4. Effect of unloading stress (or maximum stress, unloading ratio) on the time to crack initiation in various pre-stressing methods.

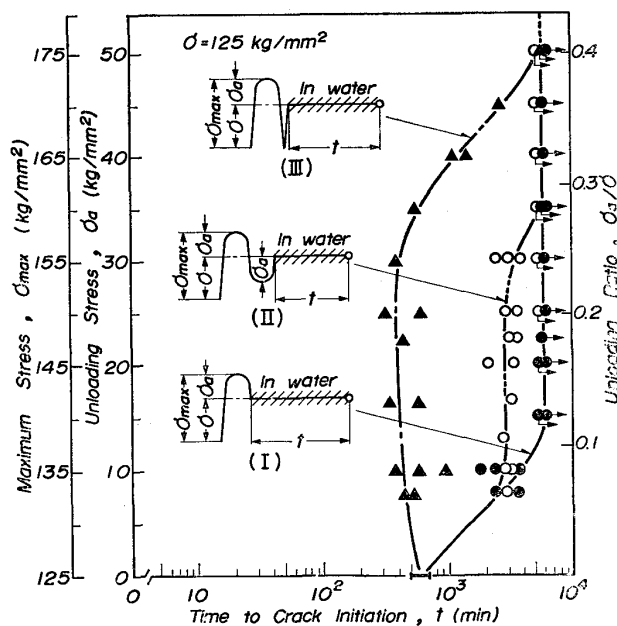


Fig. 5. Effect of unloading stress (or maximum stress, unloading ratio) on the time to crack initiation in various pre-stressing methods.

を与えない通常の遅れ破壊試験によつて得られた各 σ のき裂発生時間 t_s (Fig. 3 参照) である。

Fig. 4 ($\sigma=90$ kg/mm² の場合) によると、いずれの予ひずみ法によつても t_s よりき裂発生時間が長くなり、除荷応力 σ_a をある値以上にすれば、100 h (6000 min)

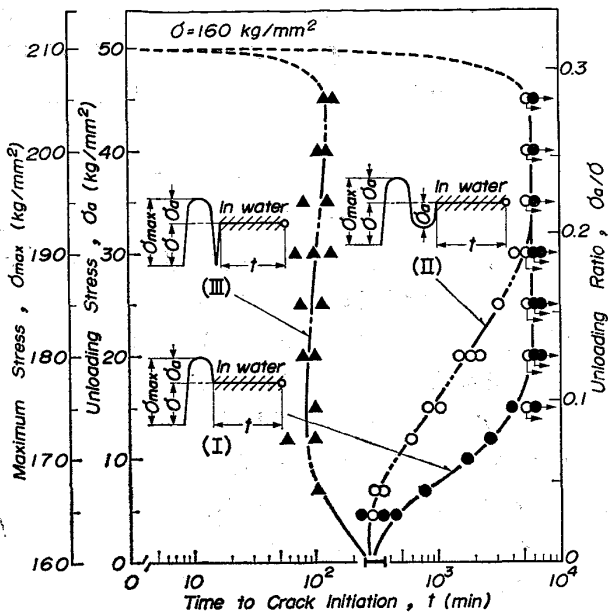


Fig. 6. Effect of unloading stress (or maximum stress, unloading ratio) on the time to crack initiation in various pre-stressing method.

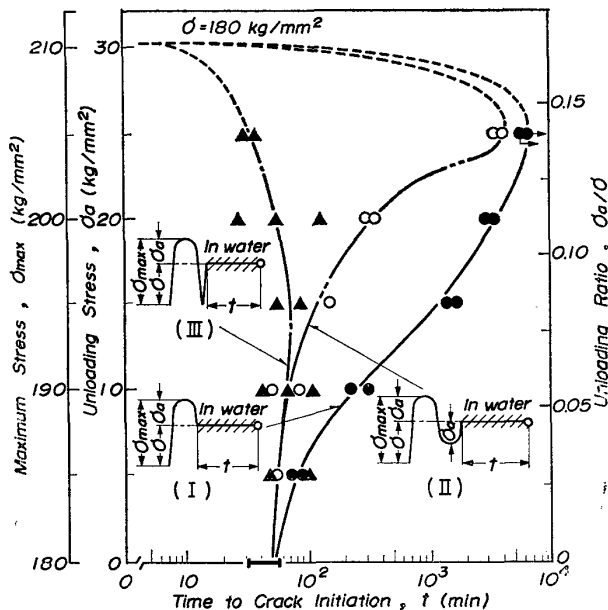


Fig. 7. Effect of unloading stress (or maximum stress, unloading ratio) on the time to crack initiation in various pre-stressing methods.

以内でき裂が発生しないようにすることができる。すなわち、いずれの方法を用いても下限遅れ破壊強さ σ_{sc} を通常の荷重方法のそのの少なくとも約 2.3 倍 (90/40) に上昇させることができる。 $\sigma = 125 \text{ kg/mm}^2$ の場合 (Fig. 5) にも 3 種類の予ひずみ法により 100 h 以内で遅れ破壊が生じないようにすることができ、したがって

σ_{sc} を約 3.1 倍 (125/40) に上昇できるが、各予ひずみ法において、き裂発生時間を 100 h 以上にするのに必要な除荷応力の最低値すなわち臨界除荷応力 (σ_a)_c は、部分除荷法 (I) が最も小さく、1 サイクル荷重法 (II), 完全除荷法 (III) の順に大きくなる。 $\sigma = 160 \text{ kg/mm}^2$ の場合 (Fig. 6) には、完全除荷法では σ_a をどのように変化させてもき裂発生時間を t_s より長くすることはできない。すなわち、完全除荷法では σ_{sc} を 160 kg/mm^2 以上には改善できない。これに対し、部分除荷法および 1 サイクル荷重法では σ_a を大きくとれば 100 h 以内ではき裂が発生しない。すなわち、これらの予ひずみ法によれば σ_{sc} を約 4 倍 (160/40) にまで上昇させることができる。 $\sigma = 180 \text{ kg/mm}^2$ の場合 (Fig. 7) には、部分除荷法のみがき裂発生時間を 100 h 以上にでき、この方法によつて σ_{sc} が約 4.5 倍 (180/40) に増加する。この $\sigma_{sc} = 180 \text{ kg/mm}^2$ という値は空気中での曲げ破壊強さ $\sigma_N (= 210 \text{ kg/mm}^2)$ の 80% に相当し、驚異的な値である。

Fig. 8 は、各予ひずみ法および各試験応力 σ について σ_a を種々に変化させて得られた実験結果から、遅れ破

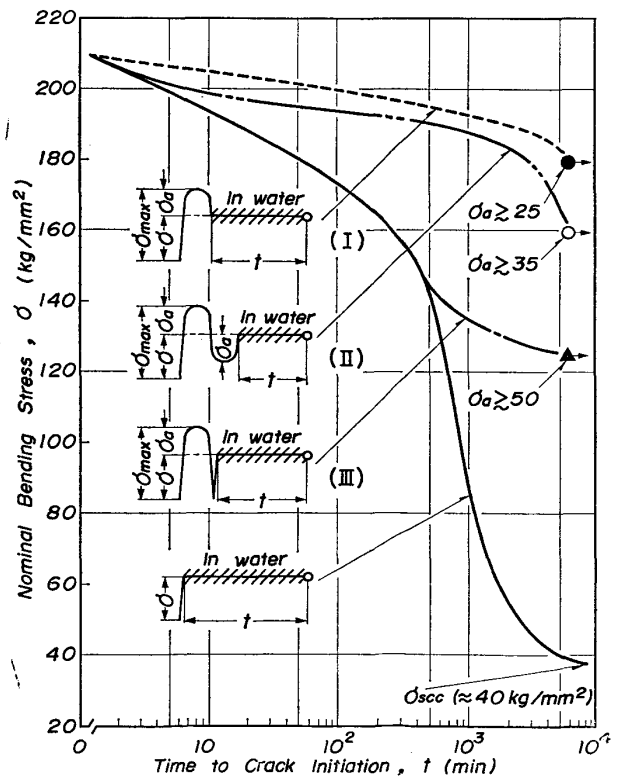


Fig. 8. Relation between nominal bending stress and time to crack initiation at various pre-stressing methods. Each curve was drawn using the results which proved to be most effective for increasing the delayed failure strength.

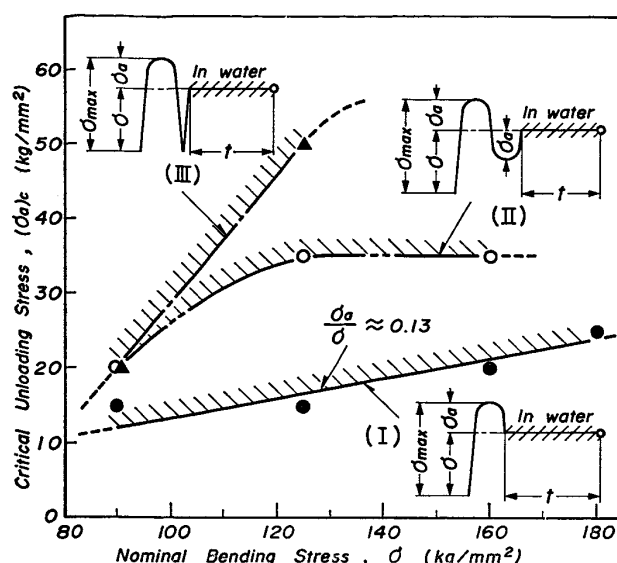


Fig. 9. Relation between nominal bending stress and the critical unloading stress necessary for increasing the lower limit stress σ_{sec} . In each pre-stressing method, if the unloading stress is selected in the hatched region, crack initiation doesn't occur within 100 h.

壊き裂発生時間を最も長くすることのできたときの結果を選んで遅れ破壊き裂発生曲線を作り、これらを予ひずみを与えない通常の場合の遅れ破壊き裂発生曲線 (Fig. 3) と比較したものである。この図から、 σ_a の値を適切に選べば、3つの予ひずみ法はいずれも σ_{sec} を大きく増加させることができるが、部分除荷法による遅れ破壊き裂発生強さの向上が最も著しいことがわかる。

Fig. 9 は、各予ひずみ法における $(\sigma_a)_c$ (100 h 以内ではき裂が発生しない最小の除荷応力) と遅れ破壊試験応力 $\sigma (= \sigma_{max.} - \sigma_a)$ の関係を示したものであり、斜線で示す領域の σ_a と σ では 100 h 以内ではき裂が発生しないことを表わす。この図から、100 h 以内ではき裂が発生しなくなるときの最小の除荷比 $(\sigma_a)_c/\sigma$ は、部分除荷法で約 0.13 であり、1 サイクル負荷法、完全除荷法の順に大きいことがわかる。すなわち、部分除荷法を用いると、小さい除荷応力でも十分遅れ破壊強さが向上し、しかも前述のように σ_{sec} を著しく高めることができる。

4. 考 察

本研究で検討した 3 種類の予ひずみ法は、いずれも遅れ破壊強さを大きく上昇させることができた。また前報⁴⁾⁵⁾ では切欠き試験片に部分片振りの疲労蓄積を与えたのち、除荷しないでそのまま遅れ破壊試験を行なうと

き裂発生強さが著しく上昇することを明らかにした。この 2 つの事実は互いに関連する事柄であり、遅れ破壊強さが向上した理由もまた互いに密接に関連しているものと思われる。

まず前者について考えてみると、3つの予ひずみ法が遅れ破壊強さを上昇させた理由としてはつぎのことが考えられる。すなわち、通常の遅れ破壊試験に比べて、 $\sigma_a (= \sigma_{max.} - \sigma)$ だけ余分の応力が加わり、切欠き底が余分の塑性変形を受けたこと、あるいは 1 サイクル負荷法および完全除荷法では除荷と負荷が行なわれたことによる、(1) 切欠き底の材料の微視 (転位) 組織の変化、(2) 切欠き底曲率半径の増加と板厚の減少、(3) 切欠き底近傍の応力分布の変化、(4) 切欠き底の表面状態 (たとえばすべりステップおよび酸化被膜の形成状態) の変化、などである。これらのうち、部分除荷法が完全除荷法より優れており、しかも両者を用いたときの遅れ破壊き裂発生強さが通常の試験のそれより大きい理由としては、おそらく (3) が最も有力であり、(1) および (2) では、部分除荷法と完全除荷法の結果がかなり大きく異なることが説明できないように思われる。これらについてはなお不明の点が多いが、以下 (3) の理由によつて検討してみる。Fig. 10 はそのための説明図で、同図 (a) は平面ひずみ状態における静荷重下のき裂または切欠き先端の軸方向応力分布⁶⁾ と、繰返し応力下での最大応力、最小応力および中間の応力におけるき裂または切欠き先端の応力分布^{7)~10)} を模式的に示したものである。繰返し応力が加わる場合、荷重が零のときき裂または切欠き先端に圧縮応力が存在するのは、最初の負荷によつてき裂または切欠き先端に生じた塑性変形領域が繰返し除荷過程で可逆的に縮まることができないためである。すなわち、き裂または切欠き先端に近い領域 (Fig. 10 (a) にハッチングで示す) は、き裂または切欠き先端遠方の引張り弾性域によつて圧縮されて降伏し、いわゆる Reversed (Cyclic) plastic zone^{11)~13)} が形成される。したがつて、き裂の場合には、外部繰返し荷重が片振り引張りであつてもき裂先端が繰返しの一定期間はなお閉じていることになる⁹⁾¹⁴⁾¹⁵⁾。切欠き材に繰返し応力が加わる場合には、切欠きが閉じるということはもちろんないが、切欠きの場合とき裂の場合でそれらの先端で生じる材料の変形挙動に本質的な差はない。本実験で行なつたような 1~2 回の負荷-除荷では、切欠き先端の応力分布はまだ繰返し応力が加わつたときのそれと同じようになつていないであろうが、以上のことから、まず部分除荷を施した試験片の切欠き底の応力分布は Fig. 10 (b) の曲線 ③ のようになつているものと思われ

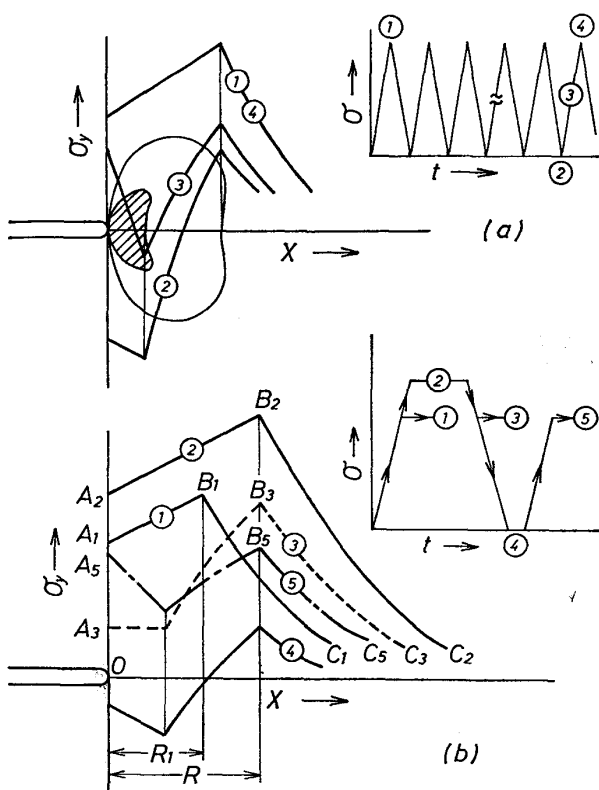


Fig. 10. Schematic illustration of stress distribution near notch root at various stress levels. (a) : under monotonic or repeating stress. (b) : at various pre-stressing stages.

る。すなわち、同図の①（通常の遅れ破壊試験）および③の同一応力では、荷重のバランスから応力分布曲線 $A_1B_1C_1$ および $A_3B_3C_3$ の下の面積は等しいことを考慮すると、通常の遅れ破壊試験において応力 σ が静的に加わっている場合①に比べて、部分除荷により応力 $\sigma (= \sigma_{\max.} - \sigma_a)$ が加わっている場合③には、切欠き底表面部の応力が小さく ($\overline{OA_3} < \overline{OA_1}$) しかも切欠き底から3軸応力場（弾塑性境界）までの距離が長くなる ($R > R_1$)。水中における遅れ破壊は水素脆性の一種で、腐食反応によって生成した水素原子が切欠き底表面に吸着し、3軸応力場の優勢な位置へ拡散・集合してその部分の材料を分離・破壊することによって起こるとされており¹⁶⁾、このときの下限界遅れ破壊強さ σ_{sec} は、切欠き先端の材料を分離・破壊するのに十分なだけの水素原子を切欠き底表面の酸化被膜の形成に妨げられることなく材料中に供給しうる下限界の外部応力とみなすことができる。したがって部分除荷法による上記の切欠き底近傍の応力分布の変化は、腐食反応を抑制し、切欠き底表面での水素原子の吸着・侵入を阻止して下限界遅れ破壊強さを上昇させると同時に、3軸応力場への水素原子の拡

散・集合を遅らせてき裂発生寿命を延長する大きな要因となりうるであろう。一方、完全除荷法の場合についてはつぎのように考えられる。もし材料が弾—完全塑性体でありしかもバウシinger効果を示さなければ、荷重が零のとき、切欠き先端に作用する圧縮応力によってその部分が降伏することはないであろうから、完全除荷後応力を σ にしたときの応力分布は部分除荷法の場合のそれ③と同じになると思われる。しかしながら通常の材料にはバウシinger効果があるので、荷重が零のとき、切欠き先端に作用する圧縮応力によってき裂先端にごく近い領域はある程度圧縮塑性変形していると思われる（応力分布曲線④参照）、その後の引張り再負荷によって応力が σ となつたときの切欠き先端の応力分布は、部分除荷の場合のそれと異なるものと思われる。完全除荷ののち応力を σ にしたときの切欠き先端の応力分布を正確に求めることは困難であるが、たとえば⑤のようになっていれば ($\overline{OA_3} < \overline{OA_5} < \overline{OA_1}$)、完全除荷法による σ_{sec} は通常の遅れ破壊試験で求まる σ_{sec} と部分除荷法によるその中間の値になる。1サイクル負荷法の場合には、部分除荷法の場合の応力分布と完全除荷法の場合のその中間の応力分布になっているものと思われる。

つぎに、遅れ破壊き裂発生強さが疲労蓄積によって大きく変化した理由を考える場合にも、Fig. 10 (a) をもとに同様な考察ができるが、本研究で用いたような材料では、繰返しとともに疲労軟化が起こるので、切欠き先端の応力分布はもつと複雑になっているものと思われる。しかしながら、たとえば部分片振りで疲労蓄積を与えたのち、除荷しない場合には σ_{sec} が上昇する⁵⁾ 理由は、このときの切欠き底の応力分布が部分除荷法の場合のそれ (Fig. 10 (b) の③) に近いためであり、部分片振りで疲労蓄積を与え、完全に除荷したのち再び $\sigma (= \sigma_{\max.} - \sigma_a)$ に負荷した場合遅れ破壊強さが上昇する場合と下降する場合があつた⁵⁾ のは、この場合の切欠き先端の応力分布が、完全除荷法の場合のそれ⑤に近かつたためと思われる。以上のように、予ひずみ（疲労蓄積を含む）による切欠き先端の応力分布の変化を考慮すれば、これらの予ひずみ法による遅れ破壊き裂発生寿命の上昇の理由がある程度説明できるものと思われる。

さて、部分除荷法は、遅れ破壊強さを上昇させるのにきわめて有効で、しかもその方法は簡単で経済的である。しかし、この方法は完全除荷法と異なり、荷重を零にすることができないので、この方法を実際に応用するにはかなりの制限がある。適用の考えられる一例としては、高強度材料で製造したボルトで重量物を吊り下げる場合など、一度部材を組立ててからあらためて増し締め

をし、その後部分的に除荷するというような手段も考えられるが、部分除荷法が実際にどのような場合に適用でき、どの程度有効であるかについては、今後の研究に待ちたい。

5. 結 言

焼入れ後 200°C で焼もどした SNCM8 切欠き材に、部分除荷法、1 サイクル負荷法および完全除荷法によつて予ひずみを与え、それぞれの予ひずみ法がどの程度遅れ破壊強さを改善できるかを調べ、つぎの結果を得た。

(1) 各予ひずみ法は、除荷応力 σ_a を適当に選べば下限界遅れ破壊強さ σ_{sc} を著しく高めることができる。とくに部分除荷法の遅れ破壊強さ改善効果は大きく、通常の遅れ破壊試験によつて得られる σ_{sc} の約 4.5 倍にまで σ_{sc} を高めることができる。

(2) 下限界遅れ破壊強さ σ_{sc} を高めるのに必要な最小の除荷応力 $(\sigma_a)_c$ の遅れ破壊試験における静的応力 σ に対する比 (臨界除荷比) は、部分除荷法で最も小さく (約 0.13)、1 サイクル負荷法、完全除荷法の順に大きい。

(3) 各予ひずみ法によつて遅れ破壊強さが上昇する理由は、予ひずみによつて切欠き底表面の応力が低下し、腐食反応が起こりにくくなつて、水素原子の生成が抑制されるためと思われる。

文 献

- 1) 山本俊二: 鉄と鋼, 55 (1969), p. 326
- 2) C. S. CARTER: Metallurgical Trans., 3 (1972), p. 584
- 3) 南雲道彦, 門田安弘: 水素による遅れ破壊の機構, (1975), p. 149 [鉄鋼基礎共同研究会遅れ破壊部会]
- 4) 中佐啓治郎, 木戸光夫, 武井英雄: 日本金属学会誌, 40 (1976), p. 744
- 5) 木戸光夫, 中佐啓治郎, 武井英雄: 日本金属学会誌, 41 (1977), p. 987
- 6) たとえば A. S. TETELMAN and A. J. McEVILY, Jr.: Fracture of Structural Materials, (1967), p. 287 [John Wiley & Sons, Inc.]
- 7) H. H. JOHNSON and P. C. PARIS: Engng. Frac. Mech., 1 (1968), p. 3
- 8) T. L. GERBER and H. O. FUCHS: Achievement of High Fatigue Resistance in Metals and Alloys, ASTM STP 467, (1970), p. 276 [ASTM]
- 9) J. C. NEWMAN, Jr.: Mechanics of Crack Growth, ASTM STP 590, (1976), p. 281 [ASTM]
- 10) S. MATSUOKA and K. TANAKA: Engng. Frac. Mech., 8 (1976), p. 507
- 11) G. T. HAHN, R. G. HOAGLAND, and A. R. ROSENFELD: Metallurgical Trans., 3 (1972), p. 1189
- 12) C. BATHIAS and R. M. PELLOUX: ibid, 4 (1973), p. 1265
- 13) A. G. PINEAU and R. M. PELLOUX: ibid, 5 (1974), p. 1103
- 14) W. ELBER: Engng. Frac. Mech., 2 (1970), p. 37
- 15) T. T. SHIH and R. P. WEI: Engng. Frac. Mec., 6 (1974), p. 19
- 16) G. L. HANNA, A. R. TROIANO, and E. A. STEIGERWALD: Trans. ASM, 57 (1964), p. 658