

論 文

UDC 669.14.018.292 : 539.42 : 620.193 : 620.174 : 620.115.842

部分除荷をほどこした高強度鋼材の遅れ破壊強さにおよぼす試験片形状の影響*

中佐啓治郎**・木戸 光夫***・武井 英雄****

Effect of Specimen Shape on the Delayed Failure Strength of High Strength Steel Prestressed by Partial Unloading

Keiji NAKASA, Mitsuo KIDO, and Hideo TAKEI

Synopsis:

The effects of two types of prestressing, i.e. partial unloading and perfect unloading, on the delayed failure strength have been investigated on various specimen configurations.

The results obtained are summarized as follows:

(1) Crack initiation time and 100 h delayed failure strength can be largely increased by two types of prestress methods, especially by partial unloading method, regardless of specimen thickness and notch root radius. The rate of increase of 100 h delayed failure strength by both prestress methods increases to converge to a certain value with increase of specimen thickness.

(2) In order to raise the 100 h delayed failure strength by both prestressing methods, it is necessary to increase the unloading stress to a critical value, $(\sigma_a)_c$, which increases with increase of specimen thickness and decrease of notch root radius.

1. 緒 言

2. 実 験 方 法

微小な欠陥や鋭い切り欠きを有する高強度鋼材は、遅れ破壊に対して非常に敏感であり、このことが高強度鋼の使用に対する1つの大きな障害となつている。遅れ破壊に対する抵抗性すなわち耐遅れ破壊性を改善する手段としては、合金元素の添加や熱処理の改善などが考えられているが¹⁾、いまだ決定的な方法はない。一方、部材に予ひずみを付与する方法は、耐遅れ破壊性の改善にかなり有効であることが報告されているが^{2,3)}、著者らも前報^{4)~6)}において、種々の予ひずみ法が遅れ破壊強さの向上にどのように役立つかを調べ、荷重を試験荷重より大きいある荷重に一度上昇させ、その荷重から部分的に除荷して遅れ破壊試験を行う方法、すなわち“部分除荷法”が遅れ破壊強さの向上に非常に有効であることを明らかにした。本研究では、この部分除荷法が試験片形状(板厚や切り欠き底半径の大きさ)が異なる場合にも同様に有効であるかどうかを調べ、この方法が実用可能かどうかを検討した。

2.1 材料および試験片

実験に用いた材料は、市販の Ni-Cr-Mo 鋼 8 種 (SNCM 8) の丸棒で、その化学成分を Table 1 に示す。これを熱間鍛造後焼なまししてから、Fig. 1 に示す形状寸法に機械加工し、さらにこれに熱処理 (880°C 30 min 間加熱油焼入れ、200°C 1 h 焼もどし) を施して試験片とした。ただし、試験片の切り欠きおよび疲労き裂は熱処理後につけた。なおこの試料の熱処理後の引張り諸性質 (平行部長さ 80 mm, 幅 15 mm, 厚さ 4.5 mm の平滑試験片による) は降伏強さ 155 kg/mm² (1 520 MPa), 引張り強さ 193 kg/mm² (1 890 MPa), 伸び 8.1% であった。

2.2 遅れ破壊試験

実験には、片持ばり方式の遅れ破壊試験機を用い、所定の曲げモーメント M を Fig. 1 に示す試験片の矢印方向に加えた。腐食雰囲気には、イオン交換した純水 (20 ± 3°C) を用い、これを試験片に取り付けた塩化ビニ-

* 昭和 53 年 4 月日本金属学会講演大会にて発表 昭和 54 年 10 月 18 日受付 (Received Oct. 18, 1979)

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

*** 広島工業大学 (Hiroshima Institute of Technology, Miyake Itsukaichi-cho Saeki 738)

**** 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	0.42	0.29	0.78	0.012	0.005	1.79	0.82	0.19	Bal

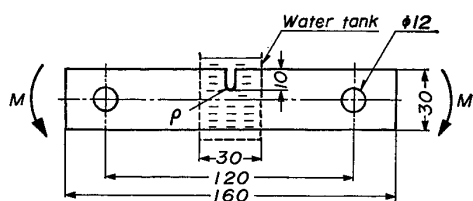
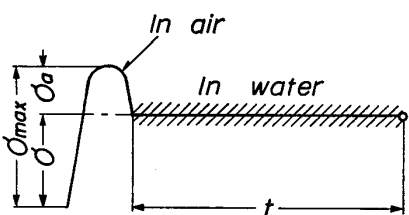
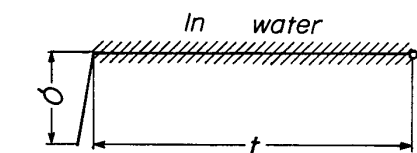
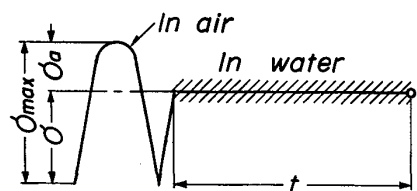
Thickness, $B = 1.5, 4.5, 7.0, 10.0$ $\rho = 0 \text{ (F.C.)}, 0.3, 1.0$

Fig. 1. Shape and size of specimen.



(I) Partial Unloading Method



(II) Perfect Unloading Method

Fig. 2. Schematic diagram indicating various prestressing methods.

ル製容器の中に滴下し、Fig. 1の試験片の破線で囲まれる領域が常に水に接触するようにした。なお切り欠き底から遅れ破壊き裂が発生する時期は、前報⁵⁾と同様、試験機のアームのたわみが増加し始める時点とした。このとき切り欠き底に発生したき裂の大きさは板厚や切り欠き底曲率半径により多少の違いがあつたが約 0.5 mm であつた。

つぎに本研究で実施した予荷重法の概要を Fig. 2 に示す。同図の最上部の図は、予荷重を与えない通常の遅れ破壊試験での荷重方法を示したもので、ハッチングの

施してある部分は試験片が水中で一定の荷重を受けていることを示している。同図(I)の荷重方法は、曲げ公称応力 σ (曲げモーメントを切り欠きがないとしたときの断面係数で割った値) を一度所定の最大応力 $\sigma_{\max}$ にまで増加したのち、 σ_a だけ部分的に応力を低下させ、そのままその応力 $\sigma (= \sigma_{\max} - \sigma_a)$ で遅れ破壊試験を行う方法で、著者らはこれを部分除荷法と名づけた⁵⁾。同図(II)の方法は曲げ公称応力を $\sigma_{\max}$ に上昇させたのち、一度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 に再負荷して遅れ破壊試験を行う方法である。この方法は従来よりよく知られているもので²⁾³⁾、本研究ではこれを完全除荷法と呼ぶ。なお(I)および(II)の両方法とも、最終的には最大応力 $\sigma_{\max}$ から試験応力 $\sigma (\sigma_{\max} - \sigma_a)$ へと、 σ_a だけ除荷されていることになるので以後 σ_a を除荷応力、また σ_a と σ との比 ($\phi = \sigma_a / \sigma$) を除荷比と呼ぶことにする。本研究では、数種の試験応力 σ を選び、 σ_a を種々に変化させて実験を行い、遅れ破壊き裂発生時間が試験片の形状 (板厚および切り欠き底半径の大きさ) によってどのように変化するかを調べた。

3. 実験結果

3.1 遅れ破壊き裂発生時間におよぼす試験片板厚の影響

焼入後 200°C で焼もどした SNCM8 の試験片について、切り欠き底曲率半径 ρ を 0.3 mm とし、板厚 β を 1.5, 7.0, 10 mm と変化させて通常の遅れ破壊試験を行い、静的公称曲げ応力 σ と遅れ破壊き裂発生時間 t の関係を調べた。その結果を Fig. 3 に示す。これによると板厚が大きくなるにつれてき裂発生時間は短くなり、しかも 100 h 遅れ破壊き裂発生強さ (100 h (6 000 min) を経過してもき裂が発生しない最大の応力で、以下単に 100 h 強さまたは σ_{sec} と略称する) は低下する⁷⁾。つぎに、この遅れ破壊曲線を参考にして、前述 (Fig. 2) の部分除荷法および完全除荷法における試験応力 $\sigma (= \sigma_{\max} - \sigma_a)$ として、90, 125, 160, 180 および 220 kg/mm² を選び (ただし、板厚が厚い場合には、切り欠き強さ σ_N が低いので、あまり大きな $\sigma_{\max}$ または σ は選べない)、除荷応力 σ_a を種々に変化させて遅れ破壊試験を行い、そのときのき裂発生時間を調べた。その結果の数例

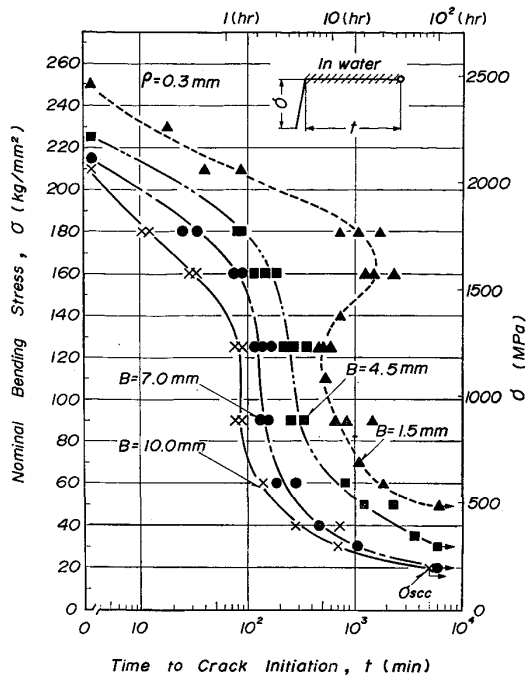


Fig. 3. Effect of specimen thickness on the relation between nominal bending stress and the time to crack initiation.

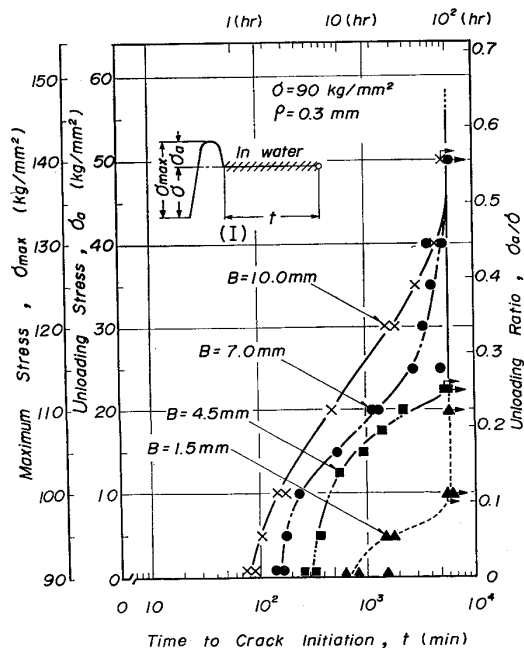


Fig. 4. Effect of unloading stress (or maximum stress, unloading ratio) on the time to crack initiation of the steel prestressed by partial unloading method.

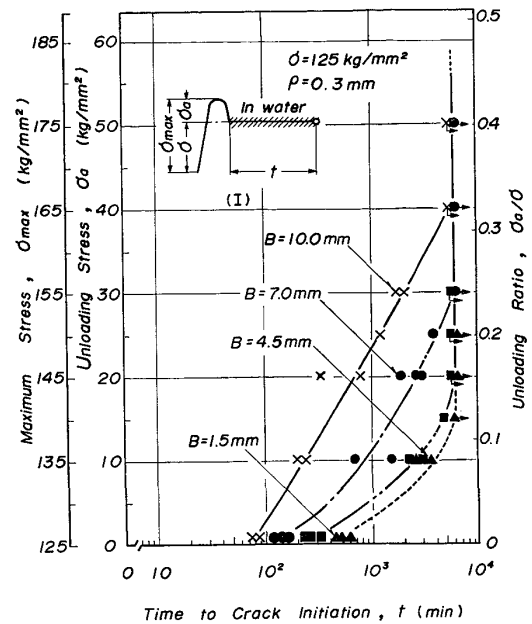


Fig. 5. Effect of unloading stress (or maximum stress, unloading ratio) on the time to crack initiation of the steel prestressed by partial unloading method.

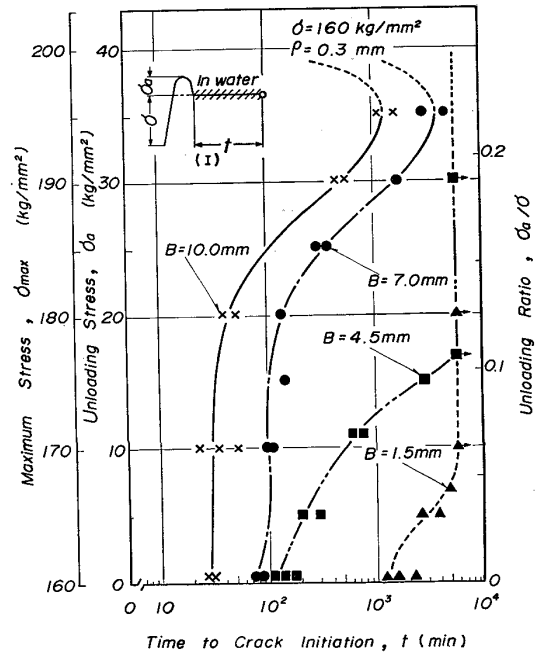


Fig. 6. Effect of unloading stress (or maximum stress, unloading ratio) on the time to crack initiation of the steel prestressed by partial unloading method.

を Fig. 4, 5, 6(部分除荷法) および 7, 8, 9 (完全除荷法) に示す。なお, Fig. 7, 8 および 9 には比較のため部分除荷法のとときの結果も併記してある。これらの図で $\sigma_a = 0$ のときのき裂発生時間は, 予びずみを与えな

い通常の遅れ破壊試験によつて得られた各試験応力 σ のき裂発生時間 (Fig. 3 から求まる) である。以上の実験結果から, (I) 部分除荷法, 完全除荷法のいずれの場合でも, またいずれの板厚でも, 除荷応力 σ_a を適切に選べば, き裂発生時間を 100 h 以上にする事ができる

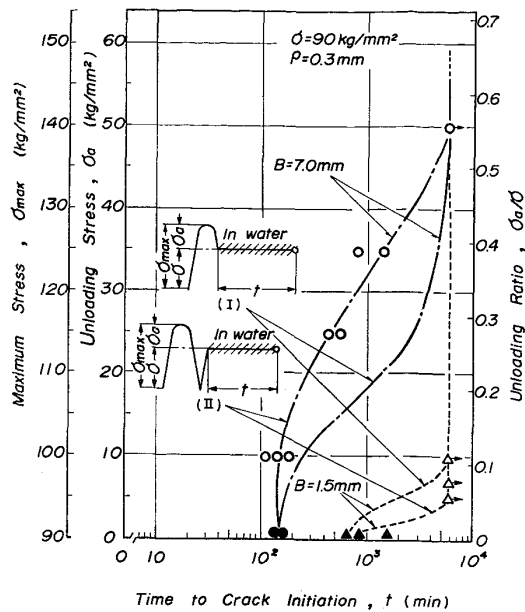


Fig. 7. Effect of unloading stress (or maximum stress, unloading ratio) on the time to crack initiation of the steel prestressed by perfect unloading method.

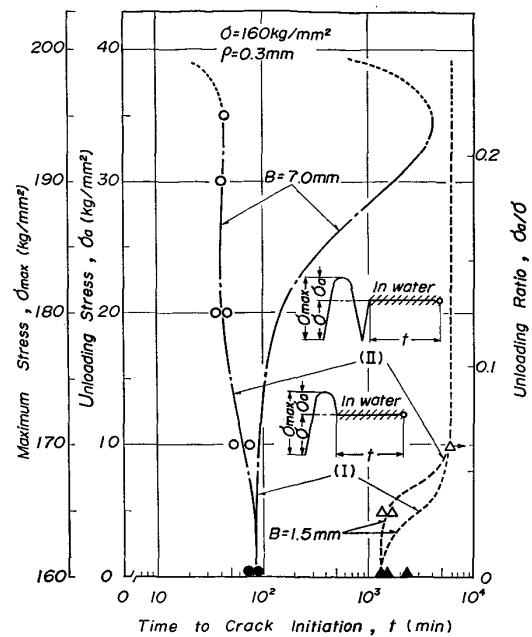


Fig. 9. Effect of unloading stress (or maximum stress, unloading ratio) on the time to crack initiation of the steel prestressed by perfect unloading method.

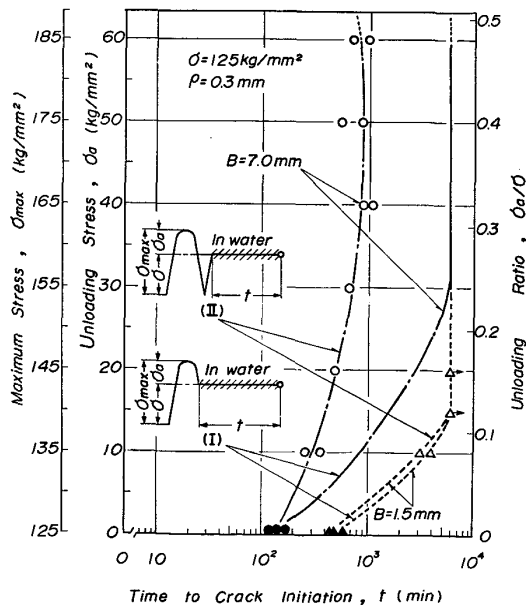


Fig. 8. Effect of unloading stress (or maximum stress, unloading ratio) on the time to crack initiation of the steel prestressed by perfect unloading method.

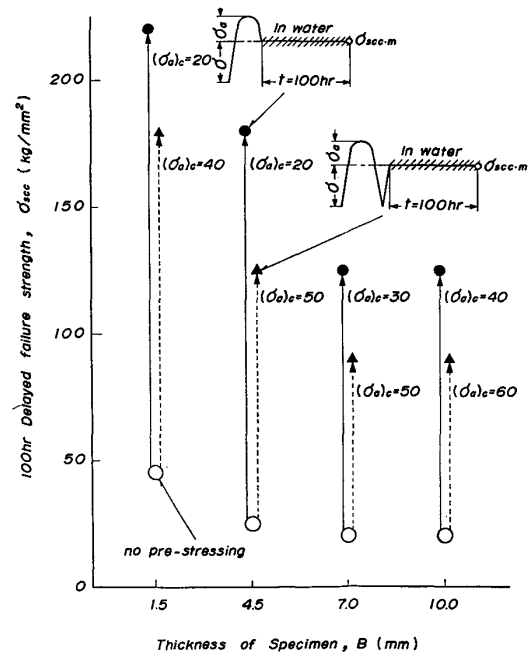


Fig. 10. Effect of specimen thickness on the increase of 100h delayed failure strength (upper limit strength below which crack initiation does not occur within 100h) of the steel prestressed by partial unloading method or perfect unloading method.

が、試験応力 σ が大きくしかも板厚が大きい場合には、 σ_a をどのように選んでも、もはやき裂発生時間を 100 h 以上とすることは不可能になることを、(2) き裂発生時間を 100 h 以上にするに必要な最小の除荷応力、すなわち臨界除荷応力 $(\sigma_a)_c$ が存在し、それぞれの σ において板厚が大きくなるほど $(\sigma_a)_c$ を大きくしなければならないこと、などがわかる。

Fig. 10 は Fig. 4～9 などの結果をもとに、種々の板厚をもつ試験片の 100 h 強さが、部分除荷法および完全除荷法によつて最大どの程度まで上昇したかをまとめて示したもので、この図によると、予荷重を加えないとき

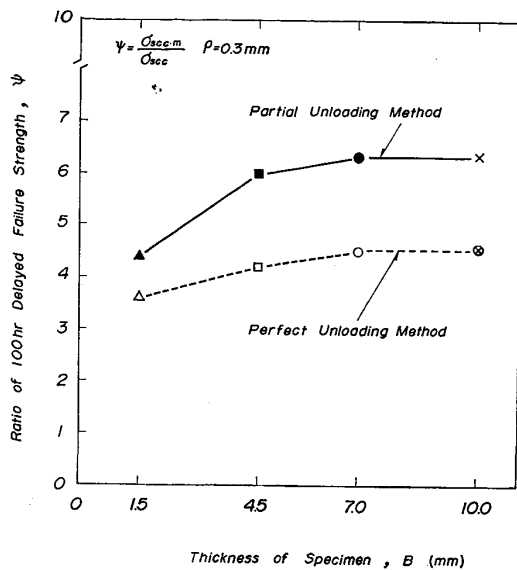


Fig. 11. Relation between specimen thickness and the ratio of 100h delayed failure strength of prestressed steels to that obtained by usual delayed failure test.

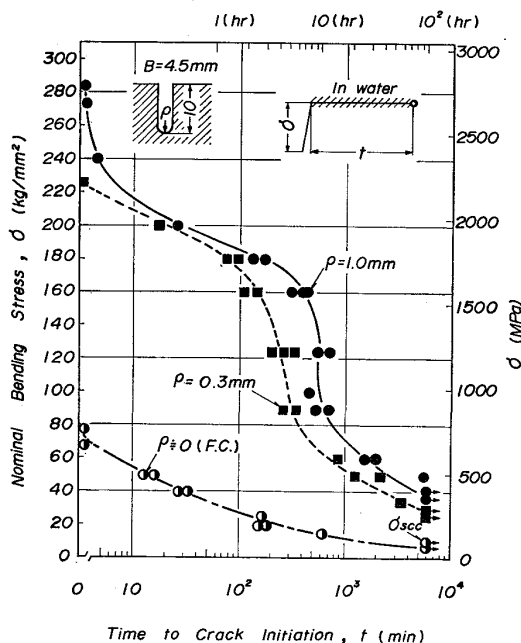


Fig. 12. Effect of notch root radius on the relation between nominal bending stress and the time to crack initiation.

の 100h 強さ σ_{sec} は板厚が小さいほど大きいが、予荷重を加えて得られる最大の 100h 強さ σ_{secm} も板厚が小さいほど大きいことがわかる。このことは、板厚が小さいほど切り欠き強さが大きい (Fig. 3 参照) ので予荷重応力 σ_{max} を大きくとることができることに関連するが、Fig. 10 の実験値に付記したように、最大の 100h 強さ σ_{secm} が得られる最小の除荷応力すなわち臨界除

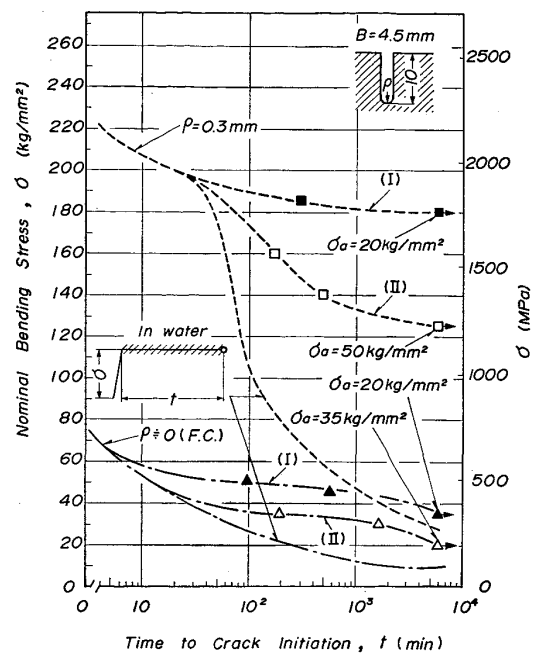


Fig. 13. Relation between nominal bending stress and the time to crack initiation in the specimens which were prestressed by partial unloading method or perfect unloading method.

荷応力 (σ_a)_c が、板厚が小さいほど小さくてよいことにも関連している。このことについては後述する。

Fig. 11 は予荷重を加えたときの 100h 強さの最大値 σ_{secm} と予荷重を加えないときの 100h 強さ σ_{sec} の比 $\psi = \sigma_{secm}/\sigma_{sec}$ と板厚の関係を調べたものである。これによると、すべての板厚において完全除荷法よりも部分除荷法の方が ψ が大きく、しかも板厚の増加とともに ψ が大きくなっていて、荷重ひずみによる改善効果は、板厚が大きくなるといくぶん大きくなる傾向が認められる。

3.2 遅れ破壊き裂発生時間におよぼす切欠き底曲率半径および荷重方式の影響

Fig. 12 は試験片の板厚 $B = 4.5mm$ とし、切り欠き底半径 ρ を ~ 0 (疲労き裂), 0.3 および 1.0mm と変化させて遅れ破壊試験を行い、試験応力 σ とき裂発生時間の関係を求めた結果である。これによると、 ρ が大きいほどき裂発生時間および 100h 強さ σ_{sec} は大きくなる。

つぎに Fig. 13 および 14 は $B = 4.5mm$ で $\rho = \sim 0$ (疲労き裂), 0.3 および 1.0mm とし、試験応力 σ および除荷応力 σ_a の値を種々に変化させて行つた予荷重付加の遅れ破壊試験の結果から、遅れ破壊き裂発生時間をもつとも長くすることのできた σ と σ_a (その値は図中に示してある) の組み合わせを選んで遅れ破壊曲線を作

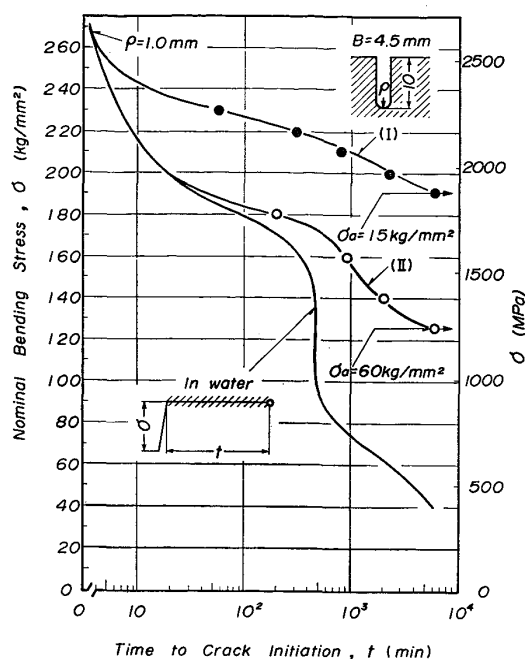


Fig. 14. Relation between nominal bending stress and the time to crack initiation in the specimens which were prestressed by partial unloading method or perfect unloading method.

り、これを予荷重を与えない場合の遅れ破壊曲線と比較したものである。両図より、部分除荷法および完全除荷法によつて予荷重を与えた材料の 100 h 強さは、試験片の切り欠き底曲率半径の大きさにかかわらず荷重を与えないもののそれより大きく、それぞれ 4～6 倍 ($\psi = 4 \sim 6$) および 2～4 倍 ($\psi = 2 \sim 4$) であることがわかる。

なお、実験結果は省略するが、板厚 $B = 4.5$ mm で、両側に深さ 8 mm、曲率半径 $\rho = 0.3$ mm の切り欠きを有する試験片に引張り荷重による部分および完全除荷をほどこして、遅れ破壊試験を行いき裂発生時間および 100 h 強さを求めた。この場合にも、部分および完全除荷法によりき裂発生時間は増加し 100 h 強さはそれぞれ予荷重を与えない場合のそれらの約 2.4 倍 ($\psi = 2.4$) および 1.6 倍 ($\psi = 1.6$) に上昇した。切り欠き底の応力勾配は両側切り欠き引張試験片より曲げ試験片の方が大きいので、前者よりも後者の方が ψ が大きくなったものと考えられるが、これらのことから引張り荷重が加わるような部材に対しても部分および完全除荷法はなお有効であると思われる。

4. 考 察

4.1 予荷重によつて得られる 100 h 強さの最大値と板厚および切り欠き底曲率半径の関係におよぼす除荷比の効果

予荷重によつて最大の 100 h 強さを得るには、予荷重

応力 $\sigma_{\max}$ をできるだけ大きくして (たとえば切り欠き強さ σ_N の 80～90%)、除荷応力を一定の値 (臨界除荷応力) 以上にとる必要がある⁶⁾。ところで Fig. 10, 13 および 14 によると、板厚 B が大きいほど切り欠き底曲率半径 ρ が小さいほど、100 h 強さの最大値が得られる最小の除荷比すなわち臨界除荷比 $\phi_c = (\sigma_a/\sigma)_c$ を大きくしなければならないように思われる。そこで予荷重法によつて 100 h 強さを最大にしようとするときに、 σ_a をどのように選ばばよいかの目安を与えるものとして、無次元パラメータ $\delta = (\rho/B)^n \cdot (\sigma_a/\sigma)_c = (\rho/B)^n \cdot \phi_c$ を考える。 ρ/B は試験片の形状因子で ρ/B が小さくなるほど切り欠き先端の応力状態が平面応力状態から平面ひずみ (3 軸引張り) 状態に近づく。いま $n = 1/2$ と仮定し、実験値を入れて δ を計算すると、部分除荷法の場合では、 $\rho = 0.3$ mm のとき $B = 1.5, 4.5, 7$ および 10 mm で、 δ はそれぞれ 0.041, 0.029, 0.049 および 0.055 となる。また $\rho = 1.0$ mm, $B = 4.5$ mm のとき $\delta = 0.052$ となる。 $\rho = 0$ (疲労き裂), $B = 4.5$ mm の場合には ρ の値をどの程度に評価すればよいかわからないが、別報⁷⁾ で述べたように、100 h 強さを与える疲労き裂の有効曲率半径をかりに 0.04 mm にとると、 $\rho = 0.054$ となる。すなわち試験片形状に応じて $\delta \geq 0.06$ となるように σ_a をとればき裂発生寿命が 100 h 以上になる。同様にして完全除荷の場合にも $\delta \geq 0.2$ となるように σ_a を選ばばき裂発生寿命が 100 h 以上になることがわかった。

遅れ破壊現象はメカノケミカルな現象であり、き裂の発生が力学的因子にのみ依存しているとは思われないが⁷⁾、上記のような整理法は除荷応力 σ_a の最適値を推定するのにある程度役立つものと思われる。

4.2 部分除荷法によつて遅れ破壊き裂発生寿命および強さが増加する理由についての補足

上述のように、予荷重を部分および完全除荷法によつて与えると、き裂発生時間および 100 h 強さがかなり増加し、その程度は部分除荷法の方が完全除荷法よりも大である。その理由は著者らがすでに報告したように⁶⁾、負荷過程の違いによつて切り欠き底近傍の応力分布に差が生じることがもつとも有力であろう。

Fig. 15 は、切り欠き先端近傍の応力分布が各負荷過程 (同図右上に示す荷重変化) でどのようになっているかを推定して描いた前報⁶⁾ の説明図を再録したものである。詳しい説明は前報で述べてあるので省略するが、曲線②は予荷重を与えない通常の遅れ破壊試験のとき、曲線④は部分除荷法を施したときの応力分布である。これらの曲線は同一外部荷重のもとでは切り欠き先端の応力

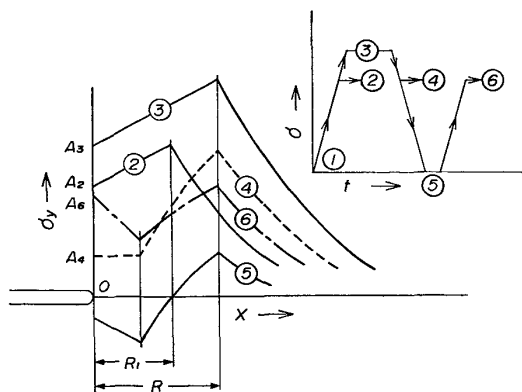


Fig. 15. Schematic illustration of stress distribution near notch root at various loading stages.

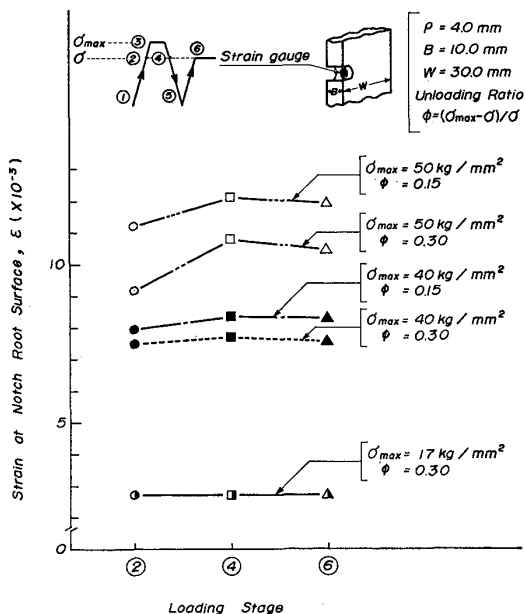


Fig. 16. Strain at notch root surface at various loading stages.

分布曲線の下面積がいずれも等しくなるという荷重バランスから推定して描いたものであるが、曲線④は②に比べ、切り欠き底表面の応力が小さく ($\overline{OA_4} < \overline{OA_2}$)、しかも切り欠き底表面から三軸応力場までの距離が長い ($R > R_1$)。一方、完全に除荷したときは曲線⑤のように切り欠き底近傍に圧縮残留応力が生じているものと考えられるので、⁸⁾ 前報では再負荷後 σ における応力分布すなわち完全除荷法における試験応力 σ における切り欠き先端の応力分布は曲線⑥のようになっているものと推定し、切り欠き底表面の応力の大きさの違いにより実験結果を説明した。しかし、完全除荷法の場合の切り欠き底表面の応力の大きさ $\overline{OA_6}$ が、 $\overline{OA_4} < \overline{OA_6} < \overline{OA_2}$ となっているかどうかについてやや疑問が残っていたので、このことを明らかにするためにつぎのような実験をした。すなわち、Fig. 16 上部右に示すように、 $\rho = 4 \text{ mm}$ の

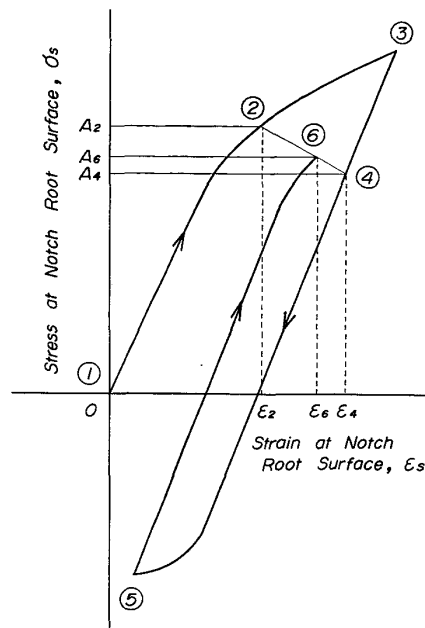


Fig. 17. Schematic illustration of stress-strain hysteresis loop at notch root surface.

切り欠き試験片の切り欠き底にひずみゲージを貼り、軸方向の引張りひずみを測定した。なお Fig. 16 の横軸に示す②、④および⑥は、同図上部左に示す負荷段階であり、それぞれ通常の方法、部分除荷法、および完全除荷法における試験荷重に対応する。これによると、最大応力 $\sigma_{\max}$ (予荷重応力) が小さい場合には三者の間のひずみの違いはほとんどないが、 $\sigma_{\max}$ が大きくなるとひずみの大きさは部分除荷法、完全除荷法、予荷重なしの順に小さくなっている。なおこのような傾向は、試験片の板厚 B を 7 mm 、 4.5 mm としても、また $B = 4.5 \text{ mm}$ で $\rho = 2.9 \text{ mm}$ としてもあまり変わらなかった。この実験事実は以下のように説明できる。

Fig. 17 は、上記の荷重変化 (①→②→③→④→⑤→⑥) によつて切り欠き底表面部の応力-ひずみ関係がどのようになるかを、実測したひずみの値 (Fig. 16) から予想して描いた図である。すなわち①→②では切り欠き底表面部の材料は弾性変形するが、②→③と荷重が増加するにつれ、切り欠き底表面部の材料が塑性変形し、ひずみが加速度的に増加する。最大荷重③に達したのを除荷すると弾性ひずみは回復するが、塑性ひずみは残留するので荷重が零の点⑤では切り欠き底内部の弾性応力場が切り欠き底表面部を圧縮し、切り欠き底表面には圧縮応力が作用することになる。このように、切り欠き底表面部の材料は引張応力のあとで圧縮応力を受けるので、バウシinger効果により、外部荷重が零でも切り欠き底表面部は圧縮降伏し、したがつて図のように切り欠き底のひず

みは荷重零で大きく減少する。ただし、⑤の点では、切り欠き底には、引張りによるひずみと圧縮によるひずみの差に相当するひずみ（実測によると引張りひずみ）が残留している。これから再負荷すると（⑤→⑥）、応力とひずみの関係は図のような経路をとつてほとんど直線的に上昇するものと思われる。同一外部荷重②、④および⑥での切り欠き底表面のひずみ ε_2 , ε_4 および ε_6 の関係は、実測によると $\varepsilon_2 < \varepsilon_6 < \varepsilon_4$ であり (Fig. 15), ②と④の状態での切り欠き底表面の実際の応力 $\sigma_{S-2}(\overline{OA_2})$ および $\sigma_{S-4}(\overline{OA_4})$ は $\sigma_{S-4} < \sigma_{S-2}$ であるので, Fig. 17 より $\sigma_{S-4}(\overline{OA_4}) < \sigma_{S-6}(\overline{OA_6}) < \sigma_{S-2}(\overline{OA_2})$ であることは明らかである。すなわち、完全除荷法を施したときの試験公称応力 σ における切り欠き底表面の応力 σ_s は、通常の方法および部分除荷法を施したときのそれらの中間の値をとる。もちろん予荷重のときの最大荷重が小さいときには、切り欠き底表面の材料はほぼ弾性変形し、Fig. 17 のようなヒステリシスループは描かず $\sigma_{S-4}(\overline{OA_4}) \approx \sigma_{S-6}(\overline{OA_6}) \approx \sigma_{S-2}(\overline{OA_2})$ となる。したがって、前報⁵⁾で議論したように、切り欠き底表面の応力が小さいほど切り欠き底表面での腐食反応が抑制され、100 h 強さが大きくなったものと思われる。

なお、実験結果によると、板厚が大きいほど予荷重による 100 h 強さの上昇率 ϕ はいくぶん大きく、またこのような大きな 100 h 強さを達成するには、板厚が大きいほどまた切り欠き底表面曲率半径が小さいほど、臨界除荷比 $\phi_c = (\sigma_a/\sigma)_c$ を大きくしなければならない。その理由は、各試験片形状、各予荷重法で切り欠き底の応力分布が異なるためと思われるが、詳細は現在までのところ明らかではない。しかし、いずれにしろ、部分除荷法および完全除荷法は、切り欠きやき裂を含む一般の部品や部材の遅れ破壊強さを向上させるのに、広く適用できる方法であると思われる。

5. 結 言

焼入れ後 200°C で焼もどした SNCM 8 切り欠き材に、部分除荷法および完全除荷法で予荷重を与えて遅れ破壊試験を行い、そのときのき裂発生時間および 100 h 遅れ破壊強さが試験片の形状（板厚および切り欠き底半径の大きさ）によつてどのように変化するかを調べた。得られた主な結果はつぎのとおりである。

(1) 部分および完全除荷法、とくに部分除荷法で予荷重を与えた材料のき裂発生時間および 100 h 強さは、予荷重を与えないもののそれらよりかなり大きい。このことは、試験片の板厚や切り欠き底曲率半径の大きさに無関係に成立するが、予荷重による 100 h 強さの上昇の割合は、板厚が大きいほど大きくなる傾向がある。

(2) 部分および完全除荷法によつて、100 h 強さを最大限に上昇させるには、板厚が大きいほど、また切り欠き底曲率半径が小さいほど、除荷応力 σ_a を大きくする必要がある。

文 献

- 1) たとえば、山本俊二：鉄と鋼，55(1969)，p. 326
- 2) C. S. CARTER: Met. Trans., 3(1973)，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 日本鉄鋼協会鉄鋼基礎共同研究会遅れ破壊部会編
- 4) 木戸光夫，中佐啓治郎，武井英雄：日本金属学会誌，41(1977)，p. 987
- 5) 中佐啓治郎，木戸光夫，武井英雄：鉄と鋼，64(1978)，p. 578
- 6) K. NAKASA, H. TAKEI, and M. KIDO: Engineering Fracture Mechanics, 11(1979)，p. 733
- 7) 中佐啓治郎，武井英雄，桜武達規：材料，28(1979)，p. 299
- 8) J. R. RICE: Fatigue Crack Propagation, ASTM STP415, (1967)，p. 247