

論文 軸力をうける円周切り欠きつき丸棒の脆性破壊強度評価

青木 満*・木内 晃*²・池田 一夫*³

Evaluation of Brittle Fracture Strength of Circumferentially Notched Round Bar under Axial Load

Mitsuru AOKI, Akira KIUCHI, and Kazuo IKEDA

Synopsis:

The brittle fracture initiation characteristics of circumferentially notched round bar, CNRB, subjected to the axial load have been investigated theoretically and experimentally using JIS-SCM 440 and SMn 443 steel bars. The curve showing the relationship between net section stress at fracture, $\sigma_{n,F}$, and temperature, T , has two regions macroscopically. One is called Region I where $\sigma_{n,F}$ diminishes with decreasing T , and the other is Region II where $\sigma_{n,F}$ is nearly constant irrespectively of T . The effect of diameter, D , and notch depth, c , on $\sigma_{n,F}$ in Region I can be evaluated on the basis of the linear elastic fracture mechanics. $\sigma_{n,F}$ at the transition temperature from Region I to II, $\sigma_{n,TR}$, is a little higher than the general yielding stress level of CNRB analyzed with the aid of finite element method. $\sigma_{n,TR}/\sigma_Y$ (σ_Y : yield stress) shows little change with D and strength of materials, and rises with an increase in relative notch depth, $2c/D$. $\sigma_{n,F}$ in Region II can be approximately estimated from the experimental equation relating between $\sigma_{n,TR}/\sigma_Y$ and $2c/D$. Finally, a procedure is proposed to evaluate the brittle fracture strength of CNRB subjected to axial load.

1. 緒 言

線材・棒鋼などのように円形断面を有する部材（例えば、ワイヤ、ボルト、タイロッド等）は、その使用温度が常温前後であつたためか脆性破壊事故例はこれまでほとんど報告されておらず、したがつて、それらの脆性破壊強度もあまり検討されていなかつたようである。しかし、最近、寒冷地での構造物、冷凍庫や液化ガス防液堤などの低温構造物などに使用される線材・棒鋼の需要に伴い、そのねじ継手部などの安全性確保の面から脆性破壊強度を検討する必要が生じてきている。

本研究では、円形断面部材の脆性破壊強度評価法を確立するための第一段階として、単一の円周切り欠きを有する丸棒に軸力が作用する場合を検討する。

2. 供 試 鋼

供試鋼はタイロッド用材料である JIS 規格 SMn 443 相当材（以下、SMn 443 と記す）および JIS 規格 SCM 440 であり、それらの化学成分および機械的性質を Table 1 に、熱処理条件を Table 2 に示す。なお、SMn 443 および SCM 440 の中央部でのシャルピー衝撃試験

の破面遷移温度 (vT_s) はそれぞれ 30°C および -55°C であつた。

3. 試 験

まず、供試鋼の破壊靱性を把握するため、曲げ COD 試験 (NB 試験) を行つた。用いた試験片の形状および寸法を Fig. 1 に示す。厚さ (B) 20 mm の試験片とともに $B=6$ mm の小形の試験片を丸棒の半径方向の各位置から採取し、半径方向の靱性分布も調べた。つぎに、軸力下での円周切り欠きつき丸棒 (CNRB) の脆性破壊強度に及ぼす丸棒の直径 (D)、切り欠き深さ比 $2c/D$ (c : 切り欠き深さ) および切り欠き尖鋭度の影響を Fig. 2 に示す試験片を用いて調べた。

NB および CNRB 試験とも、脆性破壊試験に先立ち、 K 値の最大値が $50\sim 80 \text{ kgf/mm}^2 \cdot \sqrt{\text{mm}}$ となる低応力レベルのもとで片振り繰返し荷重を与え、機械切り欠きの先端から約 1~2 mm の長さの疲労き裂を発生させた。なお、疲労き裂は後述の Photo. 1 に示すように機械切り欠きの先端からほぼ同心円状に設けることができた。

疲労き裂挿入後、試験片を所定の温度に約 10 min 保

昭和 56 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 56 年 8 月 14 日受付 (Received Aug. 14, 1981)

* (株)神戸製鋼所構造研究所 工博 (Structural Engineering Laboratory, Kobe Steel, Ltd., 6-32 Doi-cho Amagasaki 660)

*² (株)神戸製鋼所構造研究所 (Structural Engineering Laboratory, Kobe Steel, Ltd.)

*³ (株)神戸製鋼所機械研究所 工博 (Mechanical Engineering Research Laboratory, Kobe Steel, Ltd.)

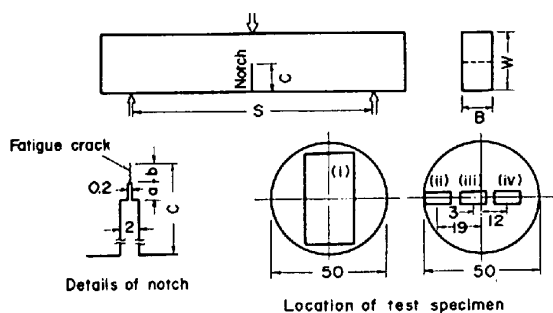
Table 1. Chemical compositions and mechanical properties of steels tested.

| Steel | Dia mm | Chemical compositions % | | | | | | | | | Mechanical properties* | | | |
|--------|--------|-------------------------|------|------|-------|-------|------|------|------|------|--------------------------------|--------------------------------|-------|--------|
| | | C | Si | Mn | P | S | Cu | Ni | Cr | Mo | σ_y kgf/mm ² | σ_B kgf/mm ² | El. % | R.A. % |
| SMn443 | 50 | 0.39 | 0.25 | 1.57 | 0.023 | 0.014 | 0.01 | 0.02 | 0.17 | — | 53.8 | 77.2 | 20.0 | 62 |
| SCM440 | | 0.40 | 0.23 | 0.71 | 0.018 | 0.009 | 0.01 | 0.02 | 1.03 | 0.20 | 96.0** | 106.8 | 15.6 | 60 |

* Gage length : 50mm, Diameter of specimen : 8.0mm ** 0.2% proof stress

Table 2. Heat treatment of steels tested.

| | |
|--------|---------------------------------------------------------|
| SMn443 | 880°C×1.5h/Normalizing→Air cooling |
| SCM440 | 850°C×1h/Oil quenching→600°C×2h/Tempering→Water cooling |



| Specimen | B | W | S | a | b | C |
|-----------------|----|----|-----|-----|-----|----|
| (i) | 20 | 40 | 160 | 2 | 2 | 20 |
| (ii) (iii) (iv) | 6 | 12 | 48 | 4.5 | 1.5 | 6 |

Fig. 1. COD bend test specimen.

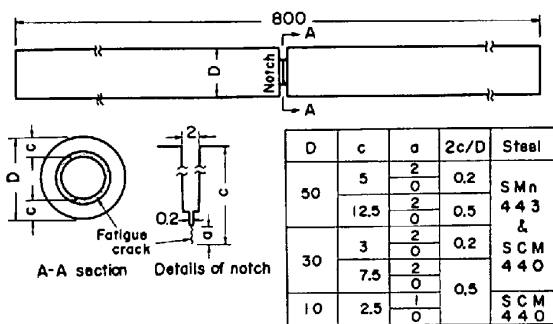


Fig. 2. Circumferentially notched round bar (CNRB).

時、その後負荷を開始し破壊に至るまでの荷重と切り欠きの開口変位(COD)の関係を X-Y レコーダに連続的に記録した。COD の測定は切欠端部近傍に取り付けたクリップゲージを用いて行い、NB 試験では WELLS の式¹⁾を用いて破壊時(最大荷重到達後に破壊した場合は最大荷重到達時)のクリップゲージ取り付け位置での COD をき裂先端での値(δ_c)に変換した。いつぼう、CNRB 試験では δ_c への変換は行っていない。なお、試験片の冷却にはドライアイスとアルコールの混合液、フロンと液体窒素の混合液または液体窒素を、温度測定

には銅-コンスタンタン熱電対を用いた。

4. 円周切り欠きつき丸棒の全面降伏荷重レベル

軸力をうける CNRB の弾塑性応力解析を汎用プログラム MARC を用いて $2c/D = 0.2, 0.35$ および 0.5 の各ケースについて行つた。用いた要素は 8 節点の軸対称アイソパラメトリック要素である。要素分割の一例として、 $D=30$ mm, $2c/D=0.5$ の場合を Fig. 3 に示す。また、解析に用いた真応力-真ひずみ線図を Fig. 4 に示すが、これは SMn 443 の -78°C での引張試験結果を基にしている。

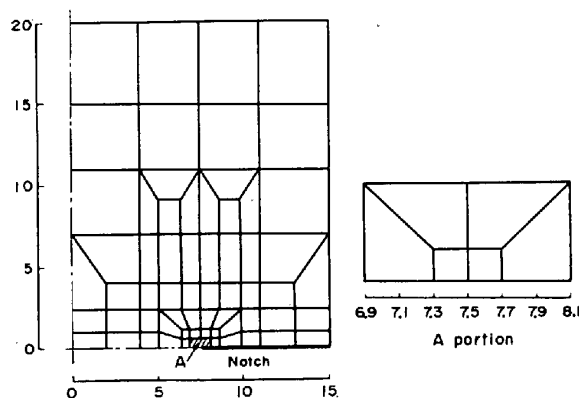


Fig. 3. Example of element used in elastic plastic stress analysis for CNRB under axial load ($2c/D = 0.5, D = 30$ mm).

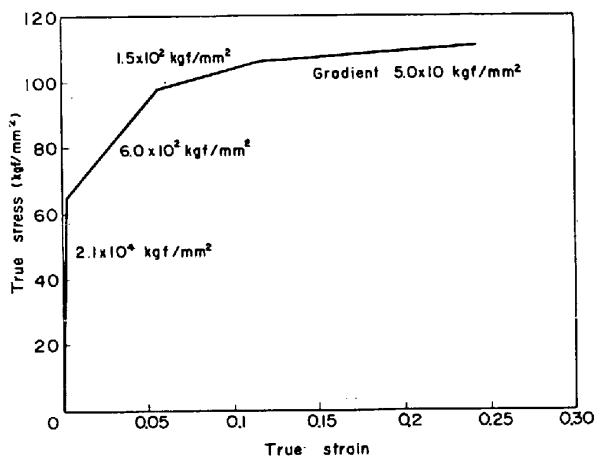


Fig. 4. True stress and strain diagram.

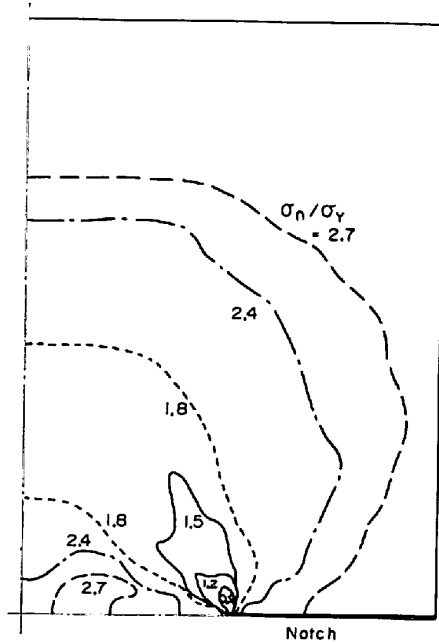


Fig. 5. Plastic zone in CNRB ($2c/D=0.5$).

作用応力の増加に伴う塑性域の拡大状況の一例として $2c/D=0.5$ の場合を Fig. 5 に示す。Fig. 5 より、つぎのことが明らかとなる。

(1) 軸力をうける CNRB の切り欠き先端近傍はよく知られているように軸方向、円周方向および半径方向から引張応力をうける 3 軸引張応力状態となるため、切り欠き断面の平均応力 (σ_n) が降伏応力 (σ_Y) を超えた $\sigma_n/\sigma_Y=1.2$ の場合でも塑性域寸法はかなり小さい。

(2) σ_n/σ_Y がさらに増加しても、塑性域は切り欠き断面上ではほとんど進展せず、リガメントに対して 45 度より大きな傾きで拡大していき、 $1.5 < \sigma_n/\sigma_Y < 1.8$ で円周切り欠きの前縁から拡大してきた塑性域が軸心上でつながら、いわゆる全面降伏が起こる (このときの σ_n/σ_Y を $R\sigma_{n,GY}$ と表す)。

(3) σ_n/σ_Y がさらに増加していくと、しだいに切り欠き断面上での塑性域も増えていき、 $2.7 < \sigma_n/\sigma_Y < 3.0$ で切り欠き断面もすべて降伏する (このときの σ_n/σ_Y を $R\sigma_{n,FY}$ と表す)。

本解析から得られた $R\sigma_{n,GY}$ および $R\sigma_{n,FY}$ と切り欠き深さ比 $2c/D$ の関係を Fig. 6 に示す。 $2c/D$ の増加とともに $R\sigma_{n,GY}$ および $R\sigma_{n,FY}$ は増大する。また、 $R\sigma_{n,GY}$ と $R\sigma_{n,FY}$ との間にはかなり大きな差があり、その差は $2c/D$ の増加とともに大きくなっている。

5. 試験結果および考察

5.1 曲げ COD 試験

SMn 443 および SCM 440 の限界 COD 値 (δ_c) と

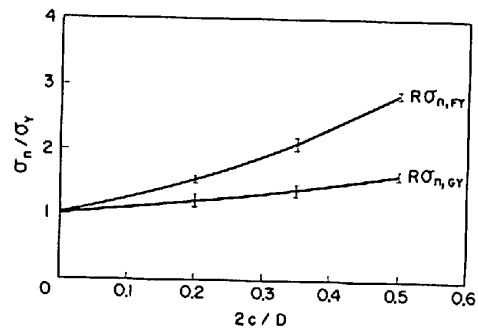


Fig. 6. Effect of relative notch depth, $2c/D$, on $R\sigma_{n,GY}$ and $R\sigma_{n,FY}$.

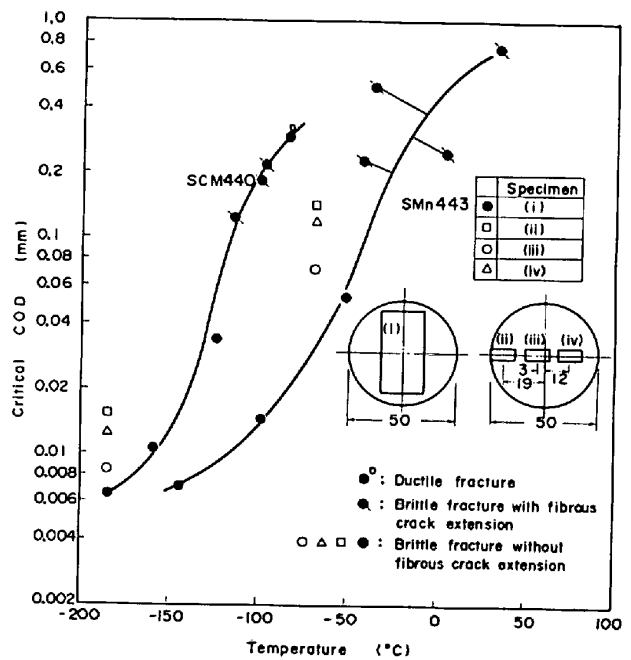


Fig. 7. Temperature dependence of critical COD.

温度の関係を Fig. 7 に示す。白ぬきの記号は棒鋼の半径方向の各位置から採取した $B=6\text{ mm}$ の NB 試験片から求められた δ_c であり、3 本の平均値として示してある。試験片採取位置が丸棒の表面側から、圧延の影響が小さくしかも不純物の偏析が生じやすい中心部に近づくにしたがい、 δ_c は減少している。また、 $B=20\text{ mm}$ の NB 試験片から求められた δ_c (●) は、靱性をもつとも低い丸棒中心部の δ_c (○) よりさらに低くなっている。これは δ_c の板厚効果として知られているように B の大きい方が脆性破壊発生位置である試験片中心部での 3 軸応力度が大きくなるためと考えられる。

丸棒の半径方向の各位置での δ_c と丸棒の中心から 12 mm の位置の δ_c (この値は Fig. 1 の (iv) の試験片から求められ、 $(\delta_c)_{r=12}$ と表す) との比 $\delta_c/(\delta_c)_{r=12}$ でもって半径方向の靱性分布を表し、それと丸棒の中心からの距離 r との関係を Fig. 8 に示す。SMn 443 および

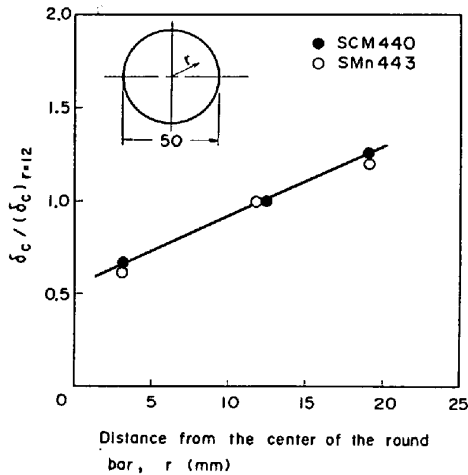


Fig. 8. Distribution of fracture toughness along radial direction of round bar.

SCM 440 での $\delta_c / (\delta_c)_{r=12}$ と r との関係はほぼ一致し、また、その関係はいずれも Fig. 8 に示す直線で近似できる。したがって、任意の位置 r_0 での δ_c ($(\delta_c)_{r=r_0}$ と記す) を基準にして半径方向の靱性分布は次式のように表せる。

$$\frac{\delta_c}{(\delta_c)_{r=r_0}} = \frac{r+15.8}{r_0+15.8} \dots\dots\dots(1)$$

また、破壊靱性値 K_c は δ_c の平方根に比例するため、(1)式を K_c で表すと(2)式のように表される。

$$\frac{K_c}{(K_c)_{r=r_0}} = \sqrt{\frac{r+15.8}{r_0+15.8}} \dots\dots\dots(2)$$

例えば、 $D=50\text{ mm}$ で $2c/D$ を 0.5 および 0.2 に変

化させた場合、試験片のき裂先端位置はそれぞれ $r=12.5$ および 20 mm となり、(2)式より $(K_c)_{r=20}/(K_c)_{r=12.5}$ を求めると 1.12 となる。破壊応力は K_c に比例するので、 $2c/D=0.5$ と 0.2 での破壊応力の比も 1.12 となる。このように半径方向の靱性分布によつて生じる CNRB の破壊応力の差違はさほど大きなものではないが、5.2.2 では上記のような方法で半径方向の靱性分布の影響を考慮に入れて CNRB 試験での破壊応力を評価する。

5.2 円周切り欠きつき丸棒引張試験

SMn 443 および SCM 440 の破壊時の切り欠き断面での平均応力 ($\sigma_{n,F}$) と温度 (T) の関係 ($\sigma_{n,F}-T$ 曲線) をそれぞれ Fig. 9 および 10 に示す。つぎに、これらの図を基に CNRB の $\sigma_{n,F}-T$ 曲線について検討する。

5.2.1 破壊領域の分類

Fig. 9 および 10 を基に CNRB の $\sigma_{n,F}-T$ 曲線を模式的に示すと Fig. 11 のように表せる。同図には破面状態および荷重-COD 曲線のタイプも示してある。 $\sigma_{n,F}-T$ 曲線は破面状態も考慮に入れて次の 3 つの領域に大別される。破壊領域 I では、 $\sigma_{n,F}$ は温度の低下とともに減少し、破壊領域 II では $\sigma_{n,F}$ は温度によらずほぼ一定値を示すが、いずれも最終破断面は脆性破面である。いっぽう、破壊領域 III では全断面にわたつて延性破面を示し、いわゆる延性破壊領域である。切り欠きを有する平板を引張破壊させた場合については、すでに筆者の一人

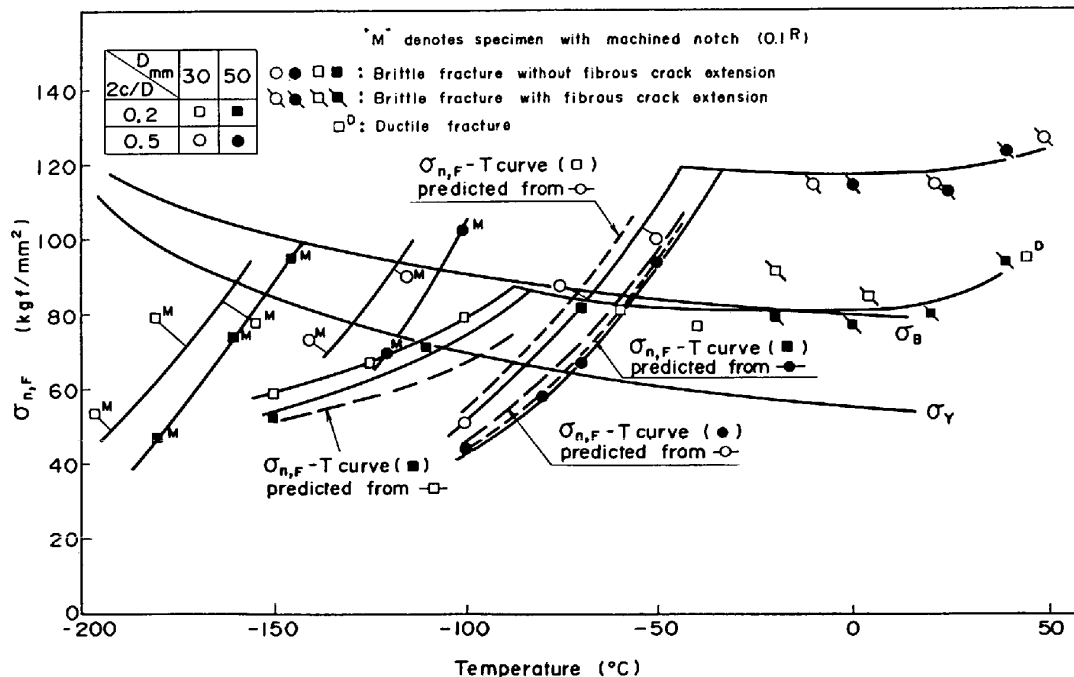


Fig. 9. Temperature dependence of net fracture stress (SMn 443).

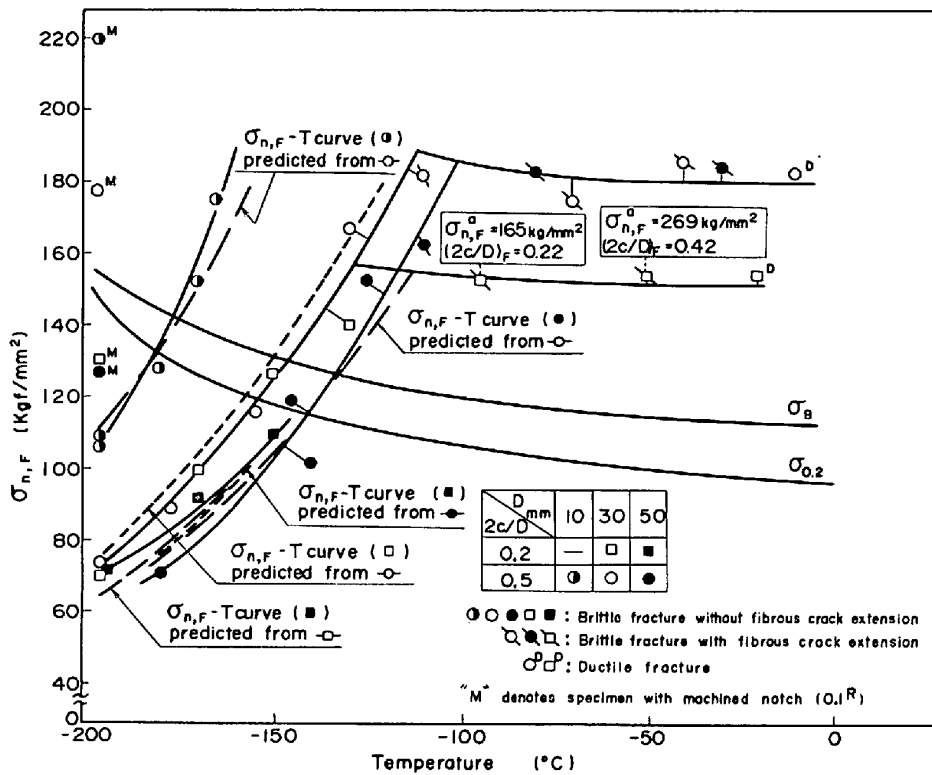


Fig. 10. Temperature dependence of net fracture stress (SCM 440).

| Fracture region | $\sigma_{n,F}$ -T curve | Fracture surface | Load - COD record |
|-----------------|-----------------------------------------------------------------|-------------------|-------------------|
| I | $\sigma_{n,F}$ diminishes with decreasing temperature | 100% brittle | (A) |
| II | $\sigma_{n,F}$ is nearly constant irrespectively of temperature | Transition region | (B) or (C) |
| III | | 100% ductile | (C) |

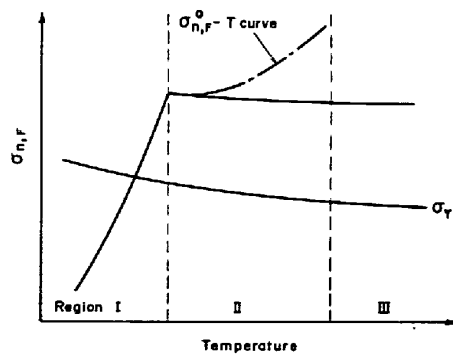
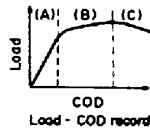


Fig. 11. Schematic relationship between fracture stress and temperature for CNRB under axial load.

2)が軟鋼を用いたディープノッチ試験 (DN 試験) によりその破壊領域を分類しており、それは巨視的には CNRB 試験の場合とほぼ同じである。しかし、異なっている点もいくつか認められるので、以下に CNRB 試験の

$\sigma_{n,F}$ -T 曲線および破面状態の特徴を DN 試験の場合と対比して示す。

(1) DN 試験の場合、破壊領域 II での $\sigma_{n,F}$ は σ_Y にほぼ等しいが、 CNRB 試験では塑性拘束度が大きいため $\sigma_{n,F}$ は σ_Y よりかなり大きくなる。また、この値は外径にはほとんど依存せず切り欠き深さ比の影響をうける。この定量的評価は 5-2-2 の (4) で述べる。

(2) DN 試験の場合の破面状態は、破壊領域 I の全領域および破壊領域 II の低温側では 100% 脆性破面を示し、破壊領域 II の高温側では脆性破壊に先立ち、切り欠き底から短い fibrous crack (マイクロポイド合体形の安定延性き裂) を生じる場合が多いようである²⁾³⁾。しかし、本試験では、SCM 440 の場合破壊領域 II の全領域で疲労き裂先端から肉眼で発見可能な fibrous crack が生じており、 $2c/D=0.5$ の試験片では破壊領域 I の一部にも微小な fibrous crack が観察された。

このように、本試験結果は DN 試験の場合と比べて、fibrous crack の発生領域が異なっている。ただし、fibrous crack がどの破壊領域で発生するかは試験方法の違いよりもむしろ以下に述べるように材料や試験片寸法によつて影響されるものと考えられる。fibrous-crack 発生時のき裂先端での COD (δ_i) は荷重形式、試験片形状、寸法および温度などにほとんど依存しない材

料定数であることが大塚ら⁴⁾により明らかにされている。また、金沢ら⁵⁾は δ_i が σ_Y の増加に伴い小さくなると報告している。

いつぼう、CNRB のき裂先端での COD(δ)と σ_n/σ_Y の関係は、(3)式で与えられる CNRB の応力拡大係数⁶⁾(K)と一般に(4)式で示される K と δ との関係式を組み合わせることにより、(5)式のように表される。

$$K = \frac{P}{D^{3/2}} \left\{ 1.72 \left(\frac{D}{d} \right) - 1.27 \right\}$$

$$= \frac{\pi}{4} \sqrt{D} \sigma_n \left\{ 1.72 \frac{d}{D} - 1.27 \left(\frac{d}{D} \right)^2 \right\} \dots\dots\dots (3)$$

$$K = \sqrt{m \delta E \sigma_Y} \dots\dots\dots (4)$$

$$\frac{\delta}{\sigma_Y} = \frac{\pi^2 D}{16 m E} \left\{ 1.72 \frac{d}{D} - 1.27 \left(\frac{d}{D} \right)^2 \right\}^2 \left(\frac{\sigma_n}{\sigma_Y} \right)^2 \dots (5)$$

ただし、 d : 切り欠き断面の直径 ($=D-2c$)、 P : 軸力、 E : ヤング率、 m : 塑性拘束に依存する数係数

fibrous crack 発生条件は $\delta = \delta_i$ で表されるので、 δ_i が小さく σ_Y の大きな高強度材では fibrous crack 発生時の σ_n/σ_Y が小さくなり、破壊領域 I でも fibrous crack が認められるようになるものと考えられる。また、 δ_i や(5)式の m の値は D に依存しないと考えられるので、 d/D が一定の場合 D が大きい程 fibrous crack 発生時の σ_n/σ_Y は小さくなり、破壊領域 I でも fibrous crack が認められるようになるものと考えられる。

(3) DN 試験片の破面に占める fibrous crack の割合は温度の上昇とともに少しずつ増加するが、その増加割合は小さい。いつぼう、CNRB の破面に占める fibrous crack の割合は、Photo. 1 に示すように温度の上昇とともにかなり急速に増加する。CNRB と DN 試験片における fibrous crack の成長状態の差違は試験片の3軸応力度によるものと考えられる。一般に、fibrous crack はポイドの発生・成長により形成されるものであるが、McCLINTOCK⁷⁾ はポイドの成長が等3軸の引張応力成分の存在によつて促進されると述べている。CNRB では、き裂先端近傍の応力状態は3軸引張応力状態となり、DN 試験片より大きな等3軸引張応力成分が存在する。このため、CNRB における fibrous crack の成長は DN 試験片の場合より著しくなつたものと考えられる。

(4) 一般に、破壊応力 $\sigma_{n,F}$ は破壊時の荷重(最大荷重到達後に破断する場合は最大荷重)を初期の切り欠き断面積で除した値で表され、本報での $\sigma_{n,F}$ も上記定義によるものである。しかし、脆性破壊に先立ち、き裂底から fibrous crack が成長する場合には、fibrous crack

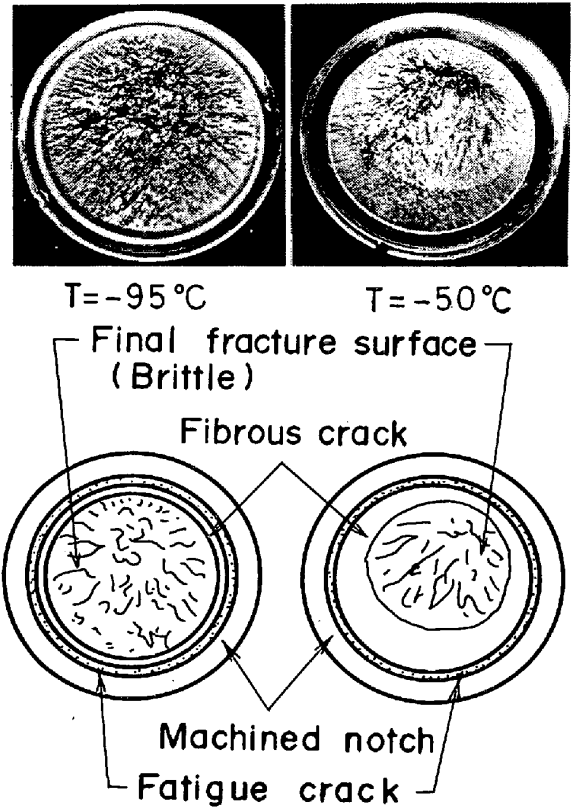


Photo. 1. Fracture surface(SCM 440, $D=30$ mm).

の成長による断面積の減少を考慮に入れた真の破壊応力 $\sigma_{n,F}^*$ (脆性破壊発生時の荷重を fibrous crack 成長後の切り欠き断面の断面積で除した値)は $\sigma_{n,F}$ より大きくなると考えられる。DN 試験の場合には、破断面に占める fibrous crack の割合が小さいため、 $\sigma_{n,F}$ と $\sigma_{n,F}^*$ との間に差はほとんど認められないが、CNRB 試験ではその割合が比較的大きいため、 $\sigma_{n,F}^*$ は $\sigma_{n,F}$ よりかなり大きくなると考えられる (Fig. 11 に一点鎖線で $\sigma_{n,F}^*$ と温度の関係を模式的に示す)。 $\sigma_{n,F}^*$ の定量的検討は 5.2.2 の(4)で行う。

5.2.2 破壊応力に及ぼす切り欠き深さ比、外径および切り欠き尖鋭度の影響

本項では、CNRB 試験の破壊応力に及ぼす切り欠き深さ比、外径および切り欠き尖鋭度の影響を、 K 概念が適用できると思われる破壊領域 I と K 概念が適用できない破壊領域 II に分けて述べる。

(1) 破壊領域 I での切り欠き深さ比の影響

軸力をうける CNRB の K 値は(3)式で表される。脆性破壊発生条件は $K = K_0$ で表されるので、破壊応力

($\sigma_{n,F}$)の無次元量 $\left(\sigma_{n,F} \frac{\pi \sqrt{D}}{4 K_0} \right)$ は次式のようになる。

$$\sigma_{n,F} \frac{\pi \sqrt{D}}{4 K_0} = \frac{1}{\left\{ 1.72 \left(\frac{d}{D} \right) - 1.27 \left(\frac{d}{D} \right)^2 \right\}} \dots\dots\dots (6)$$

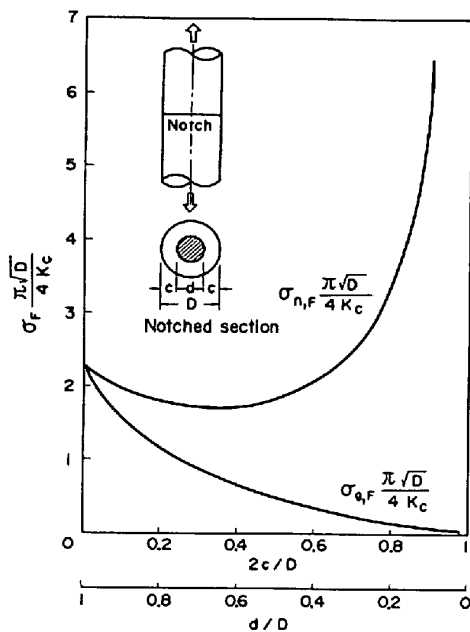


Fig. 12. Nondimensionalized fracture stress as a function of relative notch depth, $2c/D$.

また、 $\sigma_{n,F}$ と一様断面での破壊応力 $\sigma_{g,F}$ との関係式 $\sigma_{n,F} = (D/d)^2 \sigma_{g,F}$ を用いると、 $\sigma_{g,F}$ の無次元量 $(\sigma_{g,F} \frac{\pi \sqrt{D}}{4 K_c})$ は(7)式のように表せる。

$$\sigma_{g,F} \frac{\pi \sqrt{D}}{4 K_c} = \frac{1}{1.72 \frac{D}{d} - 1.27} \dots\dots\dots (7)$$

$\sigma_{n,F} \frac{\pi \sqrt{D}}{4 K_c}$ および $\sigma_{g,F} \frac{\pi \sqrt{D}}{4 K_c}$ と $2c/D (= 1 - d/D)$

の関係を Fig. 12 に示す。 $\sigma_{n,F} \frac{\pi \sqrt{D}}{4 K_c}$ は $2c/D \leq 0.6$ でほぼ一定値を示し、 $2c/D > 0.6$ で急激に大きくなっている。 一方、 $\sigma_{g,F} \frac{\pi \sqrt{D}}{4 K_c}$ は $2c/D$ の増加とともに緩やかに減少している。 したがって、 K_c が一定の場合、本試験で行った $2c/D$ が 0.2 と 0.5 の CNRB 試験の $\sigma_{n,F}-T$ 曲線は同一直径のものではほぼ一致することになる。 しかし、本供試材ではわずかながら半径方向に靱性の分布が認められるため、各 CNRB のき裂先端位置の K_c は一定でない。 本供試鋼の半径方向の靱性分布を示した(2)式と(6)式を組み合わせることにより $2c/D$ が変化した場合の $\sigma_{n,F}$ を求めることができる。 $2c/D = 0.5$ に対する $\sigma_{n,F}$ をもとに $2c/D = 0.2$ の場合のそれを求め、その $\sigma_{n,F}-T$ 曲線を Fig. 9 および 10 に点線で示す。 SCM 440 の場合、推定線は実験値とほぼ一致しているが、 SMn 443 では推定線は実験値より高温側に位置している。 SMn 443 に対する推定値が実験値と一致しない理由についてはよくわからないが、これは

今後の検討課題とし、本報では、工業的評価としてつぎのような考え方により破壊領域 I での脆性破壊強度に及ぼす $2c/D$ の影響を評価することにする。

緒言でも述べたように、 CNRB の具体例としては、ボルトやタイロッドなどが考えられる。 これらのねじ部の切り欠き深さ比は約 0.2 であり、また、ねじ底からきずや疲労き裂の発生を想定した場合でも、その深さが丸棒の半径の 1/2 を超えるような場合を対象とすることはまずありえないと思われる。 したがって、 $2c/D = 0.5$ の CNRB から求められる K_c を基にして、 $2c/D < 0.5$ の場合の破壊強度を(6)式や Fig. 12 を用いて推定すれば、 SMn 443 のように $2c/D$ により破壊応力が半径方向の靱性分布から生じる差以上に変化する場合でも安全側の推定を行うことができる。 また、半径方向の靱性分布についても、棒鋼の靱性は中心部が表面側より低いため、実用的にはそれを考慮する必要はなく、 $2c/D = 0.5$ の CNRB から得られる K_c を用いれば $2c/D < 0.5$ の場合の破壊強度を安全側に評価できる。

(2) 破壊領域 I での直径の影響

$2c/D$ が一定すなわち d/D が一定の場合、(6)式は(8)式のように表せる。 K_c も一定なら、 $\sigma_{n,F}$ と D の平方根の間には反比例の関係が成り立つ。

$$\sigma_{n,F} \frac{\sqrt{D}}{K_c} = \text{一定 (ただし、一定値は } 2c/D \text{ によつて決まる)} \dots\dots\dots (8)$$

すなわち、 D の増大とともに $\sigma_{n,F}$ は小さくなる。 これは Fig. 9 および 10 での $\sigma_{n,F}-T$ 曲線にみられる傾向と一致している。 つぎに、 $D = 30 \text{ mm}$ の試験片の $\sigma_{n,F}$ を基準にして、(8)式と本供試材の半径方向の靱性分布を表した(2)式を組み合わせ、 $D = 10$ および 50 mm の試験片の $\sigma_{n,F}$ を求め、その $\sigma_{n,F}-T$ 曲線を Fig. 9 および 10 に破線で示す。 推定値と実験値はほぼ一致しており、(8)式で直径の影響を評価することができる。

さて、棒鋼の破壊強度を評価するには、実際に使用される材料と同じ直径を有する試験片を用いることが原則となる。 しかし、試験機の容量等の制約あるいは試験の簡便さの点から実物より細径の試験片を用いる方が好都合な場合もある。 このような場合には、実物から機械切削により細径の試験片を削り出して試験に供し、その試験結果に(8)式を適用することにより直径の影響が評価される。 この場合にも、棒鋼の靱性は中心部が表面側より低いため、実用的には半径方向の靱性分布を考慮する必要はなく、細径の試験片から得られた K_c を用いて、実物の破壊強度を安全側に評価することができる。

CNRB の場合は、上述したように半径方向の沿金的

な靱性分布を考慮に入れば(8)式で直径の影響をほぼ正確に評価できた。このことは、冶金的な靱性分布がなければ、 $2c/D$ が一定のもとで外径という幾可学的寸法が変化してもほぼ同じ K_e を示すことを意味しており、切り欠きつき平板の板厚効果に相当する影響がほとんど表れていないと考えられよう。これは、4章で述べたように CNRB が大きな3軸応力度を有しているためと思われる。

(3) 破壊領域Ⅰでの切り欠き尖鋭度の影響

Fig. 9 および 10 にみられるように、破壊領域Ⅰでは、SMn 443 および SCM 440 のいずれの場合も切り欠き尖鋭度の影響が顕著に現れている。すなわち、両鋼種とも疲労き裂つき試験片の $\sigma_{n,F}-T$ 曲線は先端半径 0.1 mm の機械切り欠きつき試験片のそれより 50~60 °C 高温側に位置している。

(4) 破壊領域Ⅱでの切り欠き深さ比、直径および切り欠き尖鋭度の影響

(イ) 破壊領域ⅠからⅡへの遷移応力レベル

破壊領域ⅠからⅡに遷移する、 $\sigma_{n,F}-T$ 曲線の不連続点での $\sigma_{n,F}$ を $\sigma_{n,TR}$ と表し、また $\sigma_{n,TR}$ の σ_Y に対する比($\sigma_{n,TR}/\sigma_Y$) を $R\sigma_{n,TR}$ と表す。SMn 443 および SCM 440 に対する $R\sigma_{n,TR}$ を Fig. 9 および 10 から読みとり、切り欠き深さ比 $2c/D$ に対して表示すると、Fig. 13 のようになる。同図には、本数値解析から得られた $R\sigma_{n,GY}$ および $R\sigma_{n,FY}$ と $2c/D$ の関係、ならびに日本溶接協会鉄鋼部会 TM 委員会で行われた CNRB 試験の結果も示してある。TM 委員会では、軟鋼から 80 kgf/mm² 級高張力鋼までの各種鋼板から CNRB を採取し、 D を 15 mm から 48 mm の範囲で数種類変化させ $\sigma_{n,F}-T$ 曲線を求めている(ただし、 $2c/D$ は 0.5 のみであり、疲労き裂は設けておらず切り欠き先

端半径 0.1 mm である)。その結果から $R\sigma_{n,TR}$ の値を読みとると、鋼種および D によらずすべて 1.9~2.1 となっており、Fig. 13 にはその代表例として 60 kgf/mm² 級高張力鋼の場合を示した。 $R\sigma_{n,TR}$ は鋼種および D にはほとんど依存せず $2c/D$ によつて定まり、 $2c/D$ が大きい程大きな値を示している。この傾向は、数値解析から得られた $R\sigma_{n,GY}$ や $R\sigma_{n,FY}$ の結果とも一致している。また、定量的には、 $R\sigma_{n,TR}$ は $R\sigma_{n,FY}$ より $R\sigma_{n,GY}$ に近く、後者より若干大きな値を示している。また、切り欠き尖鋭度については、一般に切り欠き先端半径が小さいほど塑性拘束度が大きくなると言われているが Fig. 13 では先端半径が 0.1 mm の機械切り欠きを有する場合と疲労き裂を有する場合で $R\sigma_{n,TR}$ に差はなく、先端半径が 0.1 mm の機械切り欠きは破壊領域Ⅱにおける破壊応力の面では疲労き裂と同等と考えられる。

つぎに、 $R\sigma_{n,TR}$ と $2c/D$ の関係を示す実験式を求めてみる。切り欠きのない場合 ($2c/D=0$)、 $R\sigma_{n,GY}$ は 1 となる。したがって、 $R\sigma_{n,TR}$ も $2c/D$ が 0 に近づくと 1 に漸近するものと考えられる。Fig. 13 で $2c/D=0$ 、 $R\sigma_{n,TR}=1$ を通り、 $2c/D=0.2$ および 0.5 の実験点のほぼ平均値を通る線は直線で近似でき、次式のように表せる。

$$R\sigma_{n,TR} = 1.8(2c/D) + 1.0 \dots\dots\dots (9)$$

(ロ) 破壊領域Ⅱの応力レベル

本試験から得られた破壊領域Ⅱの $\sigma_{n,F}$ は温度によらずほぼ一定である。TM 委員会⁸⁾の試験結果も、 $\sigma_{n,F}$ は温度によらずほぼ一定か、温度の上昇に伴い少しずつ低下している。ただし、その低下度合は温度の上昇に伴う σ_Y の低下度合より小さいので、 $\sigma_{n,F}/\sigma_Y$ は温度の上昇に伴いわずかずつ増加する。すなわち、破壊領域Ⅱでの $\sigma_{n,F}/\sigma_Y$ は温度の増加とともに $R\sigma_{n,TR}$ より少しずつ大きくなるが、その増加量は小さいのでこの領域での $\sigma_{n,F}/\sigma_Y$ を実際より小さいの一定値 $R\sigma_{n,TR}$ と考えてもよいであろう。また、これは安全側の推定でもある。

いつばら、本試験の場合、5.2.1 で述べたように破壊領域Ⅱの高温側および破壊領域Ⅲでは fibrous crack の破断面に占める割合が大きくなる。したがって、fibrous crack の成長を考慮に入れた最終破壊時の応力 $\sigma_{n,F}^*$ と温度の関係は、上述した $\sigma_{n,F}$ (破壊荷重あるいは最高荷重を負荷前の切り欠き断面での断面積で除した値) と温度の関係とは異なつた傾向を示すものと考えられた。つぎに、SCM 440 の $D=30$ mm、 $2c/D=0.2$ の場合を例にとり、その $\sigma_{n,F}^*$ と温度の関係を求めてみる。

最終不安定破壊時の切り欠き深さ比 $(2c/D)_F$ および荷重をそれぞれ破面 (Photo. 1. 参照) および荷重-COD

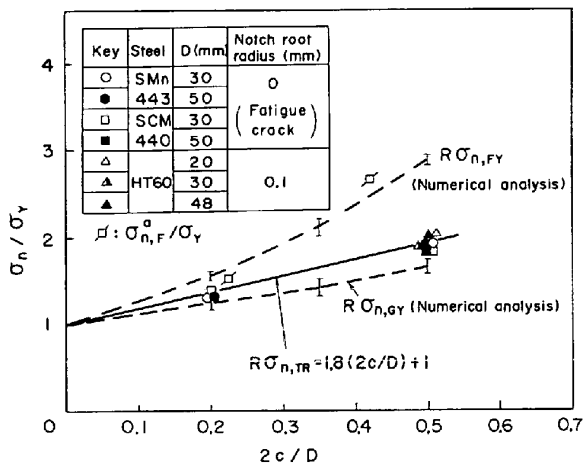


Fig. 13. Notch yield ratio at transition temperature, $R\sigma_{n,TR}$, as a function of relative notch depth, $2c/D$.

曲線から読みとり $\sigma_{n,F}^{\alpha}$ を計算し, Fig. 10 の実験点の上に $\sigma_{n,F}^{\alpha}$ および $(2c/D)_F$ の値を示した. $\sigma_{n,F}^{\alpha}$ は $\sigma_{n,F}$ の場合と異なり温度の上昇とともに大きくなっている. -95°C および -50°C の実験点に対する $\sigma_{n,F}^{\alpha}/\sigma_Y$ と $(2c/D)_F$ の関係を, $R\sigma_{n,TR}$ と $2c/D$ の関係を示した Fig. 13 に併記する. -95°C の試験 ($(2c/D)_F=0.22$) の $\sigma_{n,F}^{\alpha}/\sigma_Y$ は $R\sigma_{n,FY}$ より若干小さく, -50°C の試験 ($(2c/D)_F=0.42$) の $\sigma_{n,F}^{\alpha}/\sigma_Y$ は $R\sigma_{n,FY}$ よりも若干大きくなっている. すなわち, 破壊領域 I と II の遷移領域では, 上述したように, 破壊は全面降伏後まもなくして生じると考えられるが, 温度の上昇に伴い $\sigma_{n,F}^{\alpha}/\sigma_Y$ は大きくなり, $R\sigma_{n,GY}$ より $R\sigma_{n,FY}$ に近くなるようである.

5.3 軸力をうける円周切り欠きつき丸棒の脆性破壊強度評価法

前項では, CNRB の脆性破壊応力に及ぼす切り欠き深さや直径等の影響について検討し, 破壊領域 I では線形破壊力学により, 破壊領域 II では領域 I から II への遷移時の応力レベルを基にして設定した実験式によりその破壊応力をほぼ推定できることを示した. すなわち, 本報では破壊領域に依りて 2 つの異なった強度評価法を用いており, 脆性破壊が生じないためにはいずれの評価法からも破壊が生じないという条件, 例えば, 領域 I で破壊が発生しないための温度条件式 (10) および領域 II で破壊が発生しないための応力条件式 (11) をともに満足する必要がある. なお, 延性破壊する領域 III での破壊応力は前述したように常に引張強さ以上であり, 実用上問題はないと考えられる.

$$T_{SV} > T_c \quad \dots\dots\dots (10)$$

$$\sigma_{g,AP} < (\sigma_{g,F})_{II} \quad \dots\dots\dots (11)$$

ただし, T_{SV} : 使用温度

T_c : 破壊領域 I における脆性破壊発生温度

$\sigma_{g,AP}$: 一様断面での引張作用応力

$(\sigma_{g,F})_{II}$: 破壊領域 II における一様断面での破壊応力

つぎに, T_c および $(\sigma_{g,F})_{II}$ の求め方について述べる.

(1) T_c の求め方

領域 I での脆性破壊の発生条件は $K=K_c$ で表される. したがって, (3) 式で表される K 値と $2c/D=0.5$ の CNRB 試験片を用いて求められた K_c 値の温度依存性を等置することにより, T_c が求められる. なお, CNRB 試験片が全面降伏後に脆性破壊するような温度域では, K_c 値を破壊荷重から求めることはできないので, このような場合には, 弾塑性破壊力学的手法を用いて K_c 値を推定する必要がある.

(2) $(\sigma_{g,F})_{II}$ の求め方

破壊領域 II での $\sigma_{n,F}/\sigma_Y$ は $R\sigma_{n,TR}$ を用いて安全側に推定できることを 5.2.2 の (4) で述べた. $\sigma_{n,F}$ と $\sigma_{g,F}$ との関係式 $\sigma_{n,F}=(D/d)^2\sigma_{g,F}$ を用いて (9) 式を書き直すと, $(\sigma_{g,F})_{II}$ は (12) 式のように表せる.

$$(\sigma_{g,F})_{II} = \left\{ 2.8 - 1.8 \left(\frac{d}{D} \right) \right\} \left(\frac{d}{D} \right)^2 \sigma_Y \quad \dots\dots\dots (12)$$

ただし, (12) 式のベースとなつた (9) 式は, 破壊領域 I から II への遷移温度 (T_{TR} と記す) 付近では破断面に fibrous crack が観察されないか, 観察されても全破断面に比べて非常に小さい場合の試験結果を基にして得られた. いっぽう, 5.2.1 において材料や試験片寸法によっては fibrous crack が破壊領域 I においても発生する可能性があることを示した. さらに, CNRB で一旦 fibrous crack が発生した場合その成長が比較的容易であることを示した. したがって, 破壊領域 I で無視できないほどの fibrous crack が生じ, これによる断面積の減少のために $R\sigma_{n,TR}$ が (9) 式で求められる値より小さくなる場合もありうるのではないと思われる. fibrous crack の発生・成長条件については今後さらに検討する必要があるが, ここでは, T_{TR} 以下の温度で fibrous crack が生じる場合には, 安全側の評価として fibrous crack 発生時の応力レベルを $(\sigma_{g,F})_{II}$ とみなすことにする. この応力レベルは fibrous crack 発生時の応力拡大係数 (δ_1 に対応する K_1 , これは文献 4) によれば温度や塑性拘束度によらぬ材料定数) と (3) 式の K 値とを等置することにより, 次のように求まる.

$$(\sigma_{g,F})_{II} = \frac{4}{\pi \sqrt{D}} \frac{K_1}{(1.72D/d - 1.27)} \quad \dots\dots\dots (13)$$

なお, fibrous crack 発生時点を厳密に把握する必要はなく, 肉眼で観察できるほど明瞭な fibrous crack が生じた時点とその発生時期と定義すれば実用上十分であると考えられる. 上述した脆性破壊強度評価の手順をまとめ Fig. 14 に示す.

6. 結 言

円周切り欠きを有する丸棒 (CNRB) に軸力が作用する場合の塑性域の形成状態を有限要素法による数値解析により調べるとともに, その脆性破壊挙動を実験的に調べ, 以下の結論が得られた.

(1) CNRB が全面降伏するときの切り欠き断面の平均応力レベル ($\sigma_{n,GY}$) を有限要素法による数値解析により明らかにした. $\sigma_{n,GY}$ は塑性拘束のため単軸降伏応力よりかなり大きくなる. また, この値は切り欠き深さ比 $2c/D$ (c : 切り欠き深さ, D : 一様断面の直径) の

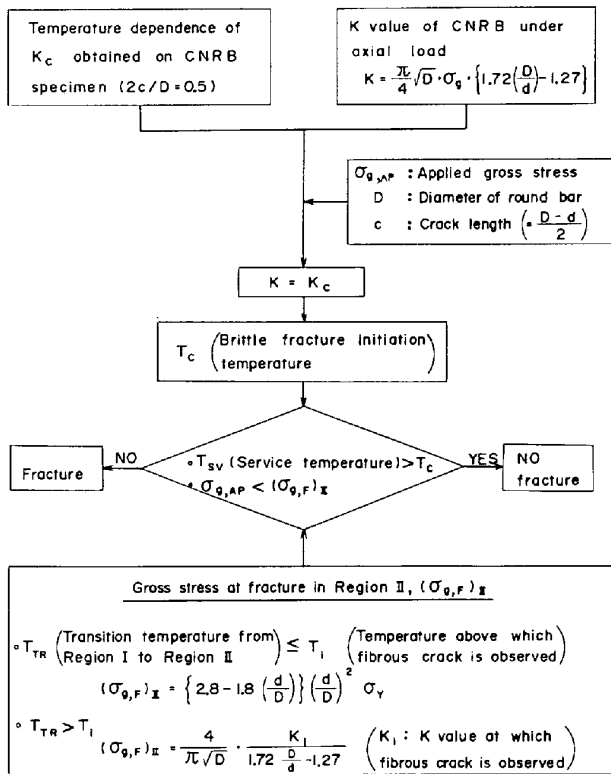


Fig. 14. Flow chart to evaluate brittle fracture strength of CNRB under axial load.

影響を受け、 $2c/D$ の増加とともに増大する。

(2) CNRB の破壊応力 ($\sigma_{n,F}$) と温度の関係は、温度の低下とともに $\sigma_{n,F}$ が減少する破壊領域 I と温度によらずほぼ一定の $\sigma_{n,F}$ を示す破壊領域 II の脆性破壊

域と 100% の延性破面を呈する領域 III の延性破壊域とに大別される。なお、領域 II および III の $\sigma_{n,F}$ は塑性拘束のため板厚貫通切り欠きを有する平板 (ディープノッチ試験片) の場合より大きくなる。

(3) 破壊領域 I から II へ遷移する時の応力 $\sigma_{n,TR}$ は数値解析により求められた $\sigma_{n,GY}$ より若干大きな値を示す。また、 $\sigma_{n,TR}/\sigma_Y$ (σ_Y : 降伏応力) は材料の強度レベルや D にほとんど依存せず、 $2c/D$ のみの線形式 (9) によつて定まる。

(4) 破壊領域 I の $\sigma_{n,F}$ に及ぼす c や D の影響は線形破壊力学により評価できる。いつぼう、破壊領域 II の $\sigma_{n,F}$ は (3) で述べた $\sigma_{n,TR}$ で近似できる。このような考え方を基に、CNRB の脆性破壊強度を評価するための一方法を提案した。

文 献

- 1) British Standard Institution DD19 (1972)
- 2) 木原 博, 池田一夫: 造船協会論文集, 118 (1965), p. 204
- 3) 佐藤邦彦, 豊田政男, 伊藤義康: 日本造船学会論文集, 141 (1977), p. 268
- 4) 大塚昭夫, 宮田隆司, 西村誠二, 大橋 真, 柏木陽一郎: 日本造船学会論文集, 135(1974), p.307
- 5) 金沢 武, 町田 進, 工藤純一: 日本造船学会論文集, 138 (1975), p. 471
- 6) W. F. BROWN Jr. and J. E. SRAWLEY: ASTM STP 410 (1967), p. 15
- 7) F. A. McCLINTOCK: J. Appl. Mech., 35 (1968), p. 363
- 8) 日本溶接協会鉄鋼部会: TM委員会共同研究総合報告書 (1975)