

論 文

© 1982 ISIJ

表面切り欠きを有する丸棒の脆性破壊強度評価

木内 晃*・青木 満*²・小林 真人*・池田 一夫*³

Evaluation of Brittle Fracture Strength of Surface Notched Round Bar

Akira KIUCHI, Mitsuru AOKI, Masato KOBAYASHI, and Kazuo IKEDA

Synopsis :

The brittle fracture strength of surface notched round bar (SNRB) has been investigated theoretically and experimentally. Firstly, the stress intensity factors for SNRB subjected to axial load and bending, K_A and K_B , respectively, have been analyzed with the aid of the finite element method. Secondly, the brittle fracture test under axial load has been conducted on SMn443 and SCM440 specified in JIS. The curve showing the relationship between net section stress at fracture, $\sigma_{n,F}$, and testing temperature, T , covers 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, a , on $\sigma_{n,F}$ in Region I can be evaluated on the basis of linear elastic fracture mechanics technology. $\sigma_{n,F}$ in Region II shows little change with D , and diminishes with an increase in relative notch depth, a/D . $\sigma_{n,F}$ in Region II can be approximately estimated on the basis of semi-experimental equation derived from general yielding stress level of SNRB. Lastly, the fracture test under combined load of tension and bending has been conducted on PMMA. The fracture stress under combined load can be estimated from the following criterion, $K_A + K_B = K_c$, where K_c is fracture toughness.

1. 緒 言

低温領域で使用される鋼板に対しては、脆性破壊発生強度の面から定められた材質判定基準¹⁾があり、それに基づいて使用材料の可否を判定できるようになっている。いつぼう、線材・棒鋼などのように円形断面を有する部材（たとえば、ワイヤ、ボルト、タイロッドなど）については、使用温度が常温前後であつたためかその脆性破壊強度の検討はまだ十分にはなされていない。しかし、最近、寒冷地での構造物、冷凍庫や液化ガス貯槽およびその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、その脆性破壊強度を評価する必要が生じてきている。

前報²⁾では、まずねじ継手部を対象として、軸力をうける円周切り欠きつき丸棒の破壊強度について検討した。その結果、脆性破壊する場合の破壊応力 ($\sigma_{n,F}$) と温度の関係は、 $\sigma_{n,F}$ が温度の低下とともに減少する破壊領域 I と温度によらずほぼ一定値を示す破壊領域 II に大別された。破壊領域 I の $\sigma_{n,F}$ に及ぼす丸棒の直径や切り欠き深さの影響は線形破壊力学により評価できた。いつぼう、領域 II での破壊は全面降伏後の破壊であり、

その領域での $\sigma_{n,F}$ は、切り欠き深さの直径に対する比率（以下、切り欠き深さ比と記す）のみの一次式として示される。領域 I から II への遷移時の応力レベルを用いてほぼ評価できた。

本報では、表面切り欠きを有する丸棒を対象として、それに軸力および軸力と曲げの組み合わせ荷重が作用する場合の脆性破壊強度について検討する。

2. 供 試 材

軸力下での試験には、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）、JIS 規格 SCM 440 およびピアノ線である JIS 規格 G3502 SWRS 77B 相当材（以下、SWRS77B と記す）を用いた。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。SMn 443 と SCM 440 は前報²⁾と同一材料であり、その丸棒中心部でのシャルピー衝撃試験の破面遷移温度はそれぞれ 30°C および -55°C であつた。また、軸力と曲げの組み合わせ荷重下での試験には、脆性材料である PMMA 材 (Polymethylmethacrylate) を使用した。その引張強さおよび伸びは 6.5kgf/mm² および 2.2% であつた。

昭和 56 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 56 年 11 月 25 日受付 (Received Nov. 25, 1981)

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

*² (株)神戸製鋼所構造研究所 工博 (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	Al	σ_Y kgf/mm ²	σ_B kgf/mm ²	El. (%)	R.A. (%)
SMn 443	50	0.39	0.25	1.57	0.023	0.014	0.01	0.02	0.17	—	—	53.8	77.2	20.0	62
SCM 440		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
SWRS 77B	7	0.69	0.23	0.75	0.028	0.014	0.02	0.07	0.08	—	0.031	153.0**	172.0	8.0	44

* Gage length : 50mm, Diameter of specimen : 4.4mm for SWRS 77B and 8mm for others
 ** 0.2% proof stress

Table 2. Heat treatment of steels tested.

SMn 443	880°C×1.5h/Normalizing→Air cooling
SCM 440	850°C×1h/Oil quenching→600°C×2h/Tempering→Water cooling
SWRS 77B	900~1000°C(Wire speed : 2m/min)→500~550°C/Lead tempering→Water cooling

3. 試 験

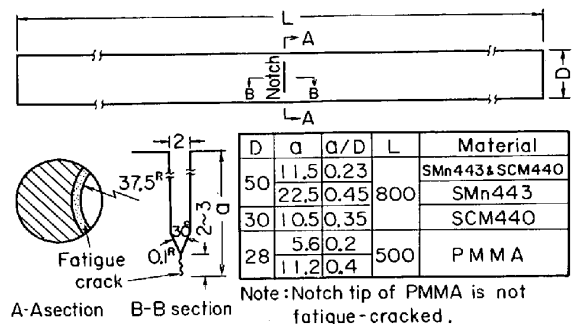
用いた試験片を Fig. 1(a) および 1(b) に示す. Fig. 1(a) の SMn 443 および SCM 440 については, 破壊試験を行うに先立ち, K 値の最大値が $50\sim 80 \text{ kgf/mm}^2 \cdot \sqrt{\text{mm}}$ となる低応力レベルのもとで片振り繰り返し荷重を与え, 機械加工によつて作られた切り欠きの先端からさらに 2 mm 程度の深さまで疲労き裂を発生させた.

疲労き裂挿入後, 引張試験機に試験片を取り付け, 所定の温度に十数 min 保持したのち破壊試験を行った. かつばう, Fig. 1(b) の試験片は表面切り欠きつき丸棒 (以後, SNRB と記す) の全面降伏後の領域 II の破壊応力レベルに及ぼす切り欠き深さ比の影響を調べるために準備したものである. この応力レベルは先端半径 0.1 mm の機械切り欠きのままの場合と疲労き裂を設けた場合ではほぼ一致することが前報²⁾ で明らかとなつたので, Fig. 1(b) は機械切り欠きのまま試験した. また, 組み合わせ荷重の試験に用いた Fig. 1(a) の PMMA 材も先端半径 0.1 mm の機械切り欠きのまま室温 (10°C) で試験した.

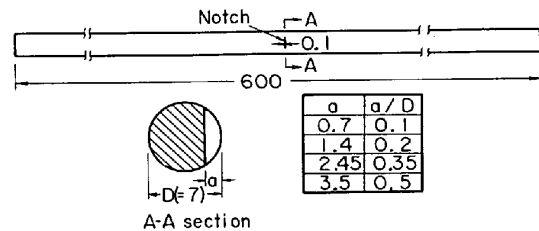
Fig. 2 は軸力と曲げの組み合わせ荷重による試験方法を示す. 引張試験機に取り付けられた試験片に 4 点曲げ治具を装着し, ナットを締めることにより試験片に所定の曲げ応力を与えたのち, 軸力を加えて試験片を破断させた.

4. 表面切り欠きつき丸棒の応力拡大係数

軸力ならびに曲げをうける SNRB の切り欠き最深部での応力拡大係数 (K 値) を求めるため, 切り欠き深さ比 a/D (a : 表面切り欠き深さ, D : 丸棒の直径) および切り欠き前縁の曲率半径 (R) を変化させ, 汎用プログラム MARC により数値解析を行った. 用いた要素は



(a) SMn443, SCM440 and PMMA



(b) SWRS77B

Fig. 1. Surface notched round bar (SNRB).

20 節点のアイソパラメトリック要素である. 軸力および曲げをうける場合の要素分割の一例をそれぞれ Fig. 3 および 4 に示す. その他のケースについても同様な要素分割を用いた. 軸力が作用する場合は単位分布荷重のもとで, 曲げが作用する場合は純曲げ状態で解析した.

軸力および曲げを単独にうける SNRB の K 値と a/D の関係をそれぞれ Fig. 5 および 6 に示す. なお, この K 値は切り欠き先端近傍での開口変位分布から求められた切り欠き最深部での値であり, 応力 (軸力の場合は一様断面での引張応力 σ_g , 曲げ荷重の場合丸棒表面での最大曲げ応力 σ_b) および表面切り欠き深さで無次元化されている. SNRB の K 値を解析的あるいは実験的に求めた例は少なく, 筆者の知る限りでは以下に示す二例があるだけである. 根津ら³⁾ は, 本報と同様有限要素

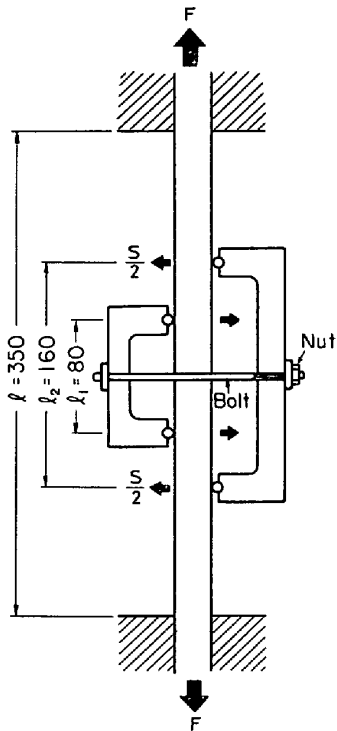


Fig. 2. Set-up of test specimen under combined load of tension and bending.

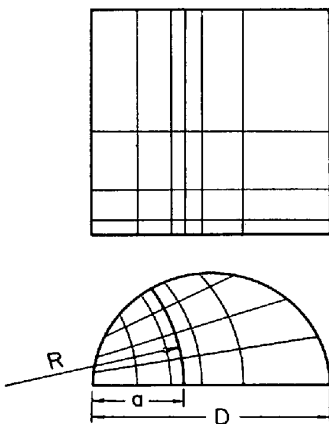


Fig. 3. Element for SNRB under tension ($R=0.75 D$, $a/D=0.4$).

法による三次元解析を行い、軸力をうける SNRB の K 値を求めている。しかし、彼らは、表面切り欠きを半楕円形の一部として取り扱っており、また、疲労き裂伝播の解析を対象としているため、実験事実に基づき表面き裂前縁の曲率半径 R がき裂深さに比例して大きくなるとして解析している。したがって、本解析結果と直接比較することはできない。CLARK⁴⁾ は、 $D=12.8 \text{ mm}$ 、 $R=\infty$ の SNRB が軸力をうける場合の K 値を実験的に求めている。その結果を Fig. 5 に二点鎖線で示す。ただし、 K 値を求めた具体的な手法については明らかでない。本報の解析結果は CLARK の実験結果とよく一致し

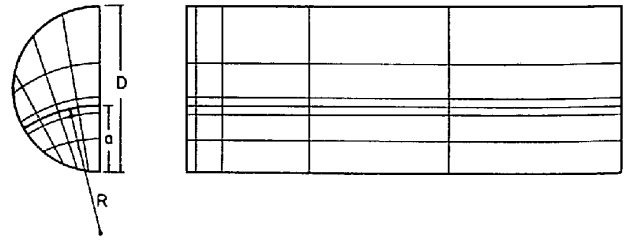


Fig. 4. Element for SNRB under bending ($R=0.75 D$, $a/D=0.4$).

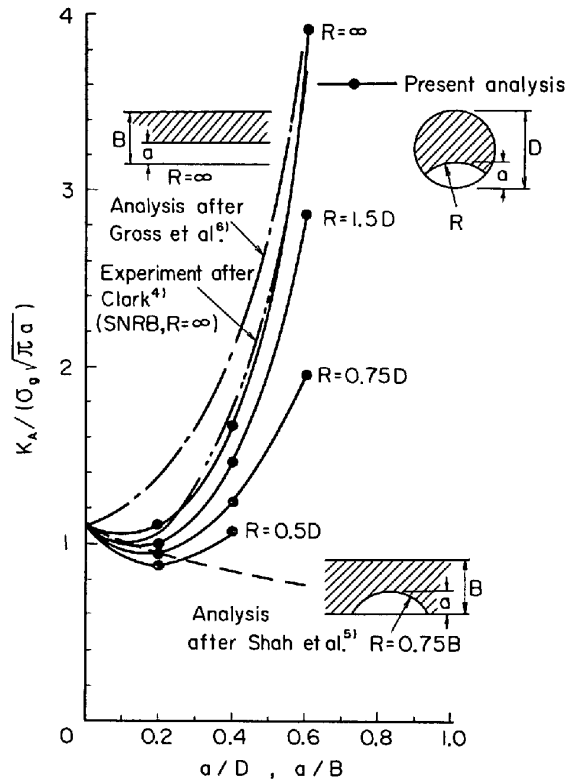


Fig. 5. Stress intensity factor for SNRB under tension.

ている。

SNRB の K 値が明らかでない場合、丸棒の直径と等しい板厚 (B) を有する表面切り欠きつき平板 (以後、SNP と記す) に対する SHAH⁵⁾ の三次元解析結果を SNRB の K 値としてしばしば代用することがある。その一例として、 $R=0.75B$ の場合を Fig. 5 および 6 に破線で、また、 $R=\infty$ の SNP の解析結果に相当する GROSS⁶⁾ の二次元解析結果を一点鎖線で示す。 $R=\infty$ の場合、SNRB の K 値は SNP のそれと大差がないが、 $R=0.75D$ の場合のように曲率半径が小さくなると a/D の増加に伴いその差は大きくなっている。 a/D が小さい範囲では R によらず両者はほぼ一致しており、円形という断面形状の影響は小さくなる。したがって、SNRB の K 値も a/D が 0 に近づけば SNP のそれと同様 1.12 に収束す

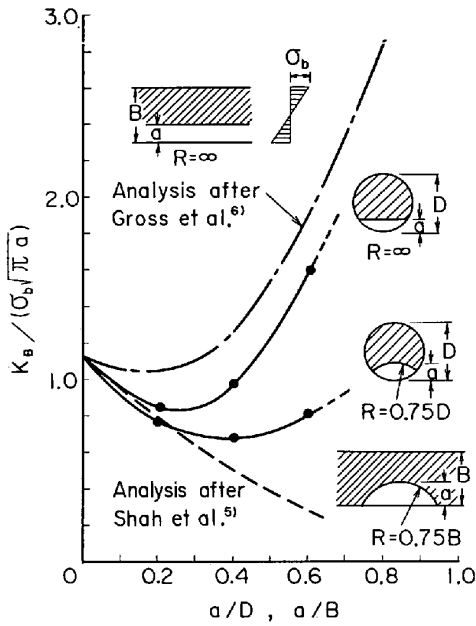


Fig. 6. Stress intensity factor for SNRB under bending.

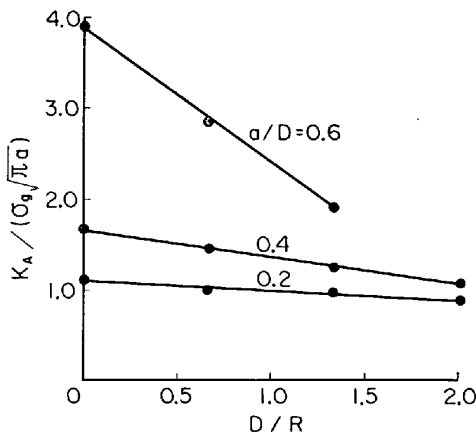


Fig. 7. Effect of curvature of notch front on stress intensity factor for SNRB under tension.

ると考えられる。

つぎに、軸力をうける SNRB の K 値 (K_A) と曲率半径の逆数の無次元量 (D/R) の関係を Fig. 7 に示す。 K 値は D/R の増加に伴いほぼ直線的に減少しており、次式で表される。

$$K_A = K_{A,\infty} - k \cdot (D/R) \cdot \sigma_a \sqrt{\pi a} \quad \dots \quad (1)$$

ここで

$K_{A,\infty}$: $D/R=0$ ($R=\infty$) の場合の K 値

k は K 値の D/R に対する減少率であり、 a/D の増加にともない急激に大きくなる。 k と a/D の関係を多項式近似すると、次式のように表せる。

$$k = 1.85(a/D) - 10.25(a/D)^2 + 18.75(a/D)^3 \quad \dots \quad (2)$$

いつぱう、Fig. 5 の $K_{A,\infty}$ の値を a/D の多項式で近似すると次式のようなになる。

$$K_{A,\infty} = \{1.12 + 0.30(a/D) - 6.63(a/D)^2 + 23.13(a/D)^3\} \sigma_a \sqrt{\pi a} \quad \dots \quad (3)$$

種々の曲率半径に対する、軸力をうける SNRB の K 値は (2) および (3) 式を (1) 式に代入することにより求められ、(4) 式で表される。

$$K_A = M_A \cdot \sigma_a \cdot \sqrt{\pi a} \quad \dots \quad (4)$$

$$M_A = 1.12 + \{0.30/D - 1.85/R\} a - \{6.63/D^2 - 10.25/(R \cdot D)\} a^2 + \{23.13/D^3 - 18.75/(R \cdot D^2)\} a^3 \quad \dots \quad (5)$$

ただし、

$$a/D \leq 0.4 \text{ の場合 } R \geq 0.5D, \quad 0.4 < a/D \leq 0.6 \text{ の場合 } R \geq 0.75D$$

つぎに、曲げをうける SNRB の K 値 (K_B) について検討する。本解析から得られた K_B/K_A と a/D の関係を $R=\infty$ および $0.75D$ の場合について Fig. 8 に示す。図より明らかなように、 K_B/K_A の値は R にほとんど依存しない。したがって、 K_B と D/R の間にも、 K_A の場合と同様にほぼ線形関係が成り立つと考えられる。 K_B の三次元解析結果をもとに K_A の場合と同じ手法により K_B を多項式近似すると (6) 式のように表せる。

$$K_B = M_B \cdot \sigma_b \cdot \sqrt{\pi a} \quad \dots \quad (6)$$

$$M_B = 1.12 - (2.37/D + 0.36/R) a + \{4.44/D^2 + 0.663/(R \cdot D)\} a^2 + \{1.35/D^3 - 2.81/(R \cdot D^2)\} a^3 \quad \dots \quad (7)$$

ただし、

$$a/D \leq 0.4 \text{ の場合 } R \geq 0.5D, \quad 0.4 < a/D \leq 0.6 \text{ の場合 } R \geq 0.75D$$

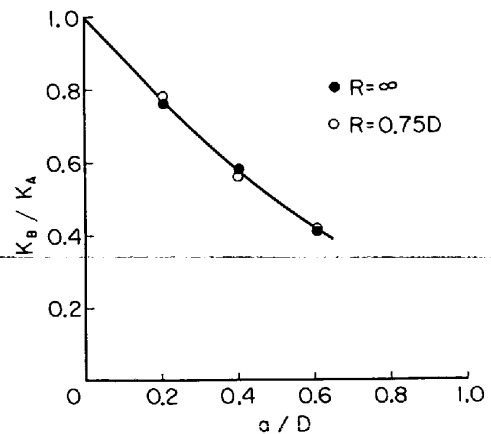


Fig. 8. K_B/K_A as a function of relative notch depth, a/D .

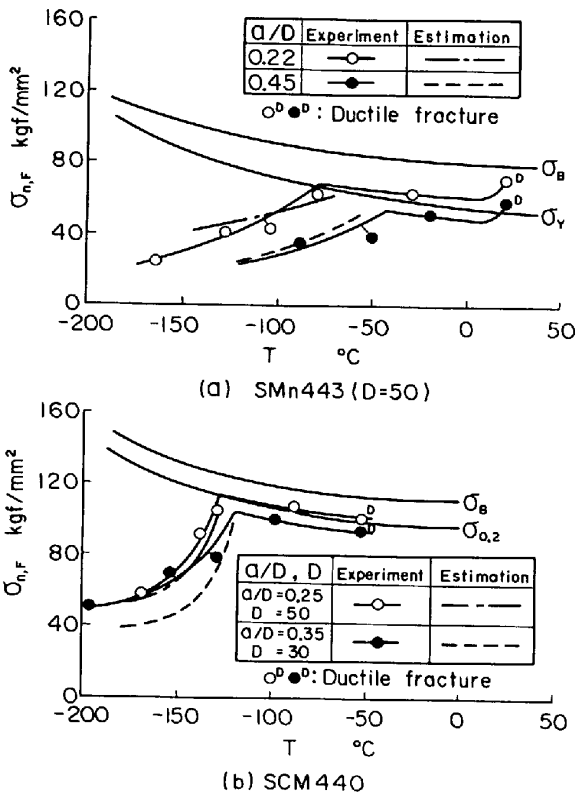


Fig. 9. Temperature dependence of fracture stress for SNRB under tension.

5. 試験結果および考察

5.1 軸力下での脆性破壊強度

破壊時の切り欠き断面での平均引張応力 ($\sigma_{n,F}$) と温度 (T) との関係 ($\sigma_{n,F}-T$ 曲線) を, SMn 443 および SCM 440 についてそれぞれ Fig. 9(a) および 9(b) に示す. SNRB の $\sigma_{n,F}-T$ 曲線も, 前報²⁾ で述べた円周切り欠きつき丸棒 (CNRB と記す) および板厚貫通切り欠きつき平板であるディープノッチ試験片 (DNP と記す) の場合と巨視的には同様な遷移様式を示している. すなわち, $\sigma_{n,F}$ が温度の低下とともに減少する破壊領域 I と $\sigma_{n,F}$ が温度によらずほぼ一定値を示す破壊領域 II の脆性破壊域および延性破壊を生じる破壊領域 III に大別される. ただし, 前報の結果と比較すると SNRB の破壊領域 II での $\sigma_{n,F}$ は CNRB のそれより小さくなっている. また, a/D が比較的小さい場合には $\sigma_{n,F}$ は σ_Y にほぼ等しく, これは DNP について得られた結果と類似している. このような現象は, SNRB の塑性拘束度が CNRB のそれより小さく, DNP の場合とほぼ一致するためと思われる. また, 図から明らかのように, a/D が大きくなると, SNRB の $\sigma_{n,F}$ が σ_Y より小さくなっている. これは, 軸力をうける SNRB の切り欠き断面には引張応力と曲げ応力が共存し, a/D の増加とと

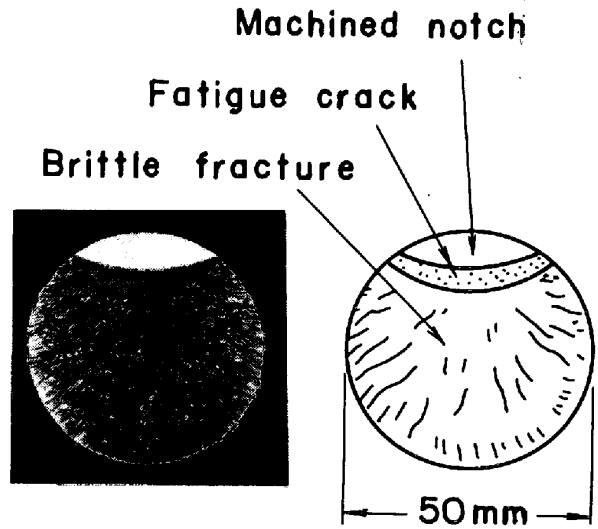


Photo. 1. Example of fracture surface (SCM 440, D=50 mm, $a/D=0.25$).

もに後者の前者に対する割合が増大するためと考えられる.

つぎに, 破面写真の一例を Photo. 1 に示すが, 破壊は表面切り欠きの最深部近傍から生じている. これは切り欠き最深部の方が表面側より塑性拘束度が大きく, しかも前報²⁾ で述べたように棒鋼の中心部に近い切り欠き最深部の方が表面側より破壊靱性値が若干低くなるためと考えられる. したがって, 4章で求めた切り欠き最深部の K 値を用いて SNRB の破壊強度を評価することができる. 以下に, 軸力をうける SNRB の脆性破壊強度におよぼす切り欠き深さおよび外径の影響を K 概念が適用できる破壊領域 I と適用できない破壊領域 II に分けて検討する.

5.1.1 破壊領域 I での切り欠き深さおよび外径の影響

脆性破壊の発生条件は $K = K_c$ (K_c : 破壊靱性値) で示される. 軸力をうける SNRB の K 値は(4)式で与えられるが, これは前述のように単位分布荷重のもとで解析しており, いわゆる応力形引張の解である. いつぱり, 試験は 800 mm の長さを有する SNRB の上下端から約 130 mm の部分をチャックでつかんで負荷しており, ほぼ変位形引張の状態になっている. 応力形引張の場合, 軸力に伴って曲げ応力が生じるため, 変位形引張の場合より大きな K 値を示す. ただし, 変位形引張でもチャック間距離が十分長くなれば応力形引張の解に漸近すると考えられる. そこで, つぎに解析を簡単にするため SNRB を片側切り欠きを有する帯板 (SENP と記す) に置き換えて, チャック間距離に相当するスパン長 (l) を種々変化させた場合の変位形引張の K 値 ($K_{F.G.}$

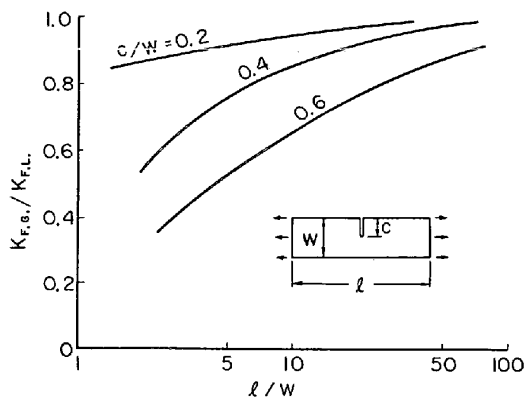


Fig.10. $K_{F.G.}/K_{F.L.}$ as a function of relative span length, l/W .

と記す) を汎用プログラム MARC を用いて求め、既往の応力形引張の K 値⁶⁾ ($K_{F.L.}$ と記す) と比較した。 $K_{F.G.}/K_{F.L.}$ ($\equiv n$) と l/W (W : 帯板の幅) の関係を c/W (c : 切り欠き長さ) を 3 通り変化させて Fig. 10 に示す。 c/W が小さくなるとともに、また、 l/W が大きくなるに伴い n の値は大きくなり、 $K_{F.G.}$ は $K_{F.L.}$ に漸近する。

SNRB の SENP への置換はつぎのように考える。第一近似的には切り欠き深さ比が等しくなるように置き換えればよいと考えられる。ただし、SNRB の場合、切り欠き深さ比 (a/D) が同じでも表面切り欠きの曲率が違えば、変位形引張と応力形引張の K 値の差の原因となる曲げ応力の大きさが異なる。すなわち、切り欠き前縁が直線となる曲率 0 の S-NRB に比べ、曲率が大きいものでは曲げ応力が生じにくい形状になっている。したがって、この効果を考慮に入れるために曲率を有する表面切り欠き前縁が直線のものに、その面積が等しくなるように置き換える。このようにして求められた等価な切り欠き深さを a_0 とする。すなわち、SNRB を a_0/D と等しい c/W を有する SENP とみなして S-NRB についての $K_{F.G.}$ を論じることとする。厳密には、曲率が異なる場合の断面一次モーメントおよび断面二次モーメントを計算し、切り欠き最深部での曲げ応力が一致するように置き換えるべきと考えられるが、便宜的に上記のような方法を用いても実用上大きな誤差は生じないと思われる。なお、 l/W は l/D に相当するとみなせる。

本試験で n の値が最小すなわち $K_{F.G.}$ と $K_{F.L.}$ の差が最大になるのは SMn 443 の $a/D=0.45$ の場合 ($a_0/D=0.41$, $l/D=11$) であり、 $n=0.86$ となる。その他の場合はすべて $n>0.9$ である。本試験の範囲では、 $K_{F.G.}$ と $K_{F.L.}$ にさほど大きな差は生じないが、以下では上述の SENP に対する解析結果を用いて (4) 式を (8) 式のように補正して、軸力下での S-NRB の K 値を求めることにする。

$$K = n \cdot M_A \cdot \sigma_g \sqrt{\pi a} \dots \dots \dots (8)$$

つぎに、 K_c 値は BS 規格に準拠した三点曲げ COD 試験片 (試験片厚さ: 20 mm) を用いて、前報²⁾ で得られた限界 COD 値 (δ_c) を基に次式から求められる。

$$K_c = \sqrt{m \cdot \delta_c \cdot E \cdot \sigma_Y} \dots \dots \dots (9)$$

ただし、 m : 塑性拘束に依存する数係数

E : ヤング率, σ_Y : 降伏応力

m の値は日本溶接協会鉄鋼部会 JI 委員会⁷⁾ の結果等を参考にして 1.7 とした。なお、曲げ COD 試験片は、疲労き裂前縁の中央部が供試棒鋼の中心部と一致するように採取されている。また、前報²⁾ で述べたように、供試棒鋼には半径方向に靱性分布が存在し中心部に近づくほど K_c 値は減少するので、曲げ COD 試験の K_c 値は塑性拘束度が大きくしかも靱性の低いき裂前縁の中央部近傍、すなわち棒鋼の中心近傍の材質に支配されていると考えられる。いつぼう、SNRB の破壊は前述のように表面切り欠き最深部近傍から生じており、この位置での K_c 値と曲げ COD 試験から求められるそれとは、半径方向の靱性分布のため必ずしも一致しない。

前報²⁾ では、供試鋼の半径方向の各位置から小形の曲げ COD 試験片を採取して半径方向の靱性分布を求めており、丸棒の中心部からの距離 d の位置での K_c 値は任意の位置 d_0 での K_c 値 ($(K_c)_{d=d_0}$ と記す) を用いて (10) 式で与えられることを示した。

$$K_c = \sqrt{\frac{d+15.8}{d_0+15.8}} \cdot (K_c)_{d=d_0} \dots \dots \dots (10)$$

(10) 式の $(K_c)_{d=d_0}$ に (9) 式で与えられる K_c 値を代入することにより、種々の切り欠き深さを有する S-NRB の切り欠き最深部での K_c 値が求められる。なお、 d_0 としては、(10) 式が $3 \text{ mm} \leq d \leq 19 \text{ mm}$ の範囲での実験結果を基に求められたものであるので $d_0=3 \text{ mm}$ として計算した。

(8) 式の K 値と (10) 式の K_c 値を等置し、さらに破壊時の一様断面での引張応力 ($\sigma_{g,F}$) と $\sigma_{n,F}$ の関係を考慮に入れると、種々の a , D および R に対する $\sigma_{n,F}$ が求められる。本試験条件に対して推定した SMn 443 および SCM 440 の $\sigma_{n,F}$ と温度の関係をそれぞれ Fig. 9(a) および 9(b) に示す。推定値は実験値とほぼ一致しており、破壊領域 I での脆性破壊強度は線形破壊力学を用いた上述のような方法では評価できると考えられる。なお、実用的には (4) 式で表される応力形引張の K 値と (9) 式で与えられる丸棒の中心部近傍での K_c 値を等置することにより、安全側の強度評価が行える。

5.1.2 破壊領域 II での切り欠き深さ比の影響

破壊領域 II は、一般に全面降伏後に脆性破壊を生じる

領域であり、先の研究²⁾で行った CNRB の引張試験でも破壊領域 I から II への遷移時の $\sigma_{n,F}$ は全面降伏時の切り欠き断面での平均応力 ($\sigma_{n,GY}$) にほぼ一致していた。また、破壊領域 II の応力レベルは温度によらずほぼ一定値を示す。したがって、以下では、SNRB の $\sigma_{n,GY}$ に及ぼす切り欠き深さ比の影響について検討する。

簡単のため、 $R=\infty$ の場合を考える。応力形引張の場合、切り欠き断面には引張応力のほかに (11) 式で表される曲げモーメントが生じる。

$$M = \frac{2}{3} \cdot \sigma_n \cdot (r^2 - b^2)^{3/2} \dots\dots\dots (11)$$

ここで、

- σ_n : 切り欠き断面での平均引張応力
- r : 丸棒の半径 ($=D/2$)
- b : 丸棒の中心から切り欠き前縁までの垂直距離 ($=D/2 - a$)

引張と曲げが重畳する場合の降伏条件式は一般に (12) 式のように表される。

$$(F/F_0)^2 + (M/M_0) = 1 \dots\dots\dots (12)$$

ここで、

- F : 軸力
- F_0 : 引張のみによつて全面降伏が生じるときの軸力
- M_0 : 曲げのみによつて全面降伏が生じるときの曲げモーメント

厳密には、(12) 式は長方形断面の棒に対して成り立つ式であるが、円形断面の棒や薄肉円管の場合にも数パーセントの誤差内で成り立つことが知られている。以下の検討にも (12) 式を用いることにするが、切り欠き材の場合は切り欠きによる塑性拘束のため降伏応力が上昇する。上昇した降伏応力を σ_n^* とし、これと単軸降伏応力 σ_Y との比 (σ_n^*/σ_Y) を α とする。なお、(12) 式は中立面の位置が作用応力によらず一定であるとして得られたものである。軸力をうける SNRB の切り欠き断面に生ずる曲げモーメントは、(11) 式に示したように引張応力に比例するので中立面の位置は軸力の大小によらず一定であり、(12) 式が適用できる。 $R=\infty$ の SNRB の場合、つぎのように表せる。

$$F = \sigma_n \cdot A_n \dots\dots\dots (13)$$

$$F_0 = \sigma_n^* \cdot A_n \dots\dots\dots (14)$$

$$M_0 = \sigma_n^* \left[\frac{4}{3} (r^2 - \bar{y}^2)^{3/2} - 2\bar{y} \left\{ 1.57r^2 - \left(\bar{y} \sqrt{r^2 - \bar{y}^2} + r^2 \cdot \arcsin \frac{\bar{y}}{r} \right) \right\} \right] \dots\dots\dots (15)$$

ここで、

- A_n : 切り欠き部の断面積
- $\left(= \left(\pi - \arccos \frac{b}{r} \right) r^2 + b \sqrt{r^2 - b^2} \right)$

\bar{y} : 切り欠き断面上での丸棒の中心から切り欠き断面の図心までの距離 $\left(= \frac{2}{3} \frac{(r^2 - b^2)^{3/2}}{A_n} \right)$

σ_n^* は軸力の場合と曲げ荷重の場合とで若干異なるものと思われるが、ここでは同じであると仮定する。(11)~(15) 式より次式が得られる。

$$(\sigma_n/\sigma_n^*)^2 + h(\sigma_n/\sigma_n^*) = 1 \dots\dots\dots (16)$$

ここで、

$$h = \frac{(r^2 - b^2)^{3/2}}{2(r^2 - \bar{y}^2)^{3/2} - 3\bar{y} \{ 1.57r^2 - (\bar{y} \sqrt{r^2 - \bar{y}^2} + r^2 \cdot \arcsin \bar{y}/r) \}} \dots\dots\dots (17)$$

(17) 式の h は a/D のみの関数として求められる。したがって、(16) 式より切り欠き部の断面が全面降伏するときの応力比 ($\sigma_{n,GY}/\sigma_n^*$) と a/D の関係が得られる。

Fig. 1(b) に示した $R=\infty$ の機械切り欠きつき SNRB を室温 (0°C) で引張試験し、その $\sigma_{n,F}$ と σ_Y の比 ($\sigma_{n,F}/\sigma_Y$) を a/D に対して Fig. 11 に示す。同図には、Fig. 9(a) および 9(b) において破壊領域 II の実験値を拾い出し、その $\sigma_{n,F}/\sigma_Y$ も示してある。ただし、前縁が円弧状になつているき裂を有する SNRB 試験片は、前項と同様これと等しい断面積をもち、かつ前縁が直線であるき裂を有するものに置き換えられている。いづれも、(16) 式より得られる ($\sigma_{n,GY}/\sigma_n^*$) と a/D の関係を $\alpha (= \sigma_n^*/\sigma_Y)$ をパラメータとして $\sigma_{n,GY}/\sigma_Y$ と a/D の関係に書き直したものが Fig. 11 の破線で示されている。なお、本試験では、前述のように試験片をチャックでつかんで試験しているが、チャック間距離が長いので $D=7\text{mm}$ のものや a/D が比較的小さいものでは、応力形

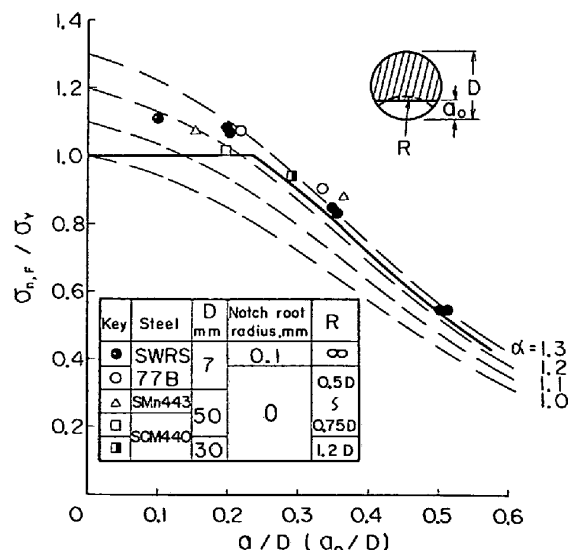


Fig.11. Notch-yield ratio in region II as a function of relative notch depth.

引張の状態と同等とみなされる。

図より明らかなように実験値は $\alpha=1.2\sim 1.3$ とした場合の曲線によつて説明されるようである。ちなみに、矢田ら⁸⁾が有限要素法による数値解析から求めた DNP (切り欠き深さ比: 0.4) の α は平面応力状態の場合 1.14, 平面歪み状態の場合 1.34 となつている。

以上の考察より, SNRB の領域 II における $\sigma_{n,F}$ と a/D の関係は, Fig. 11 において $\alpha=1.25$ とした曲線で代表させてよいと思われる。Fig. 11 の実線はこの曲線を表す。ただし, 切り欠きがない場合 ($a/D=0$) は, $\alpha=1$ である。すなわち, SNRB の α は a/D がある程度小さくなると $\alpha=1.25$ から減少していき, $a/D=0$ で $\alpha=1$ になる。したがつて, $\sigma_{n,F}/\sigma_Y$ も a/D が 0 に近づくと ●印の実験点で示されるように 1 に漸近するものと考えられる。ここでは, 安全側の評価として $\sigma_{n,F}/\sigma_Y$ の上限を 1 とした。Fig. 11 の実線により, 軸力をうける SNRB の破壊領域 II における破壊応力をほぼ推定することができる。なお, 曲げ応力が生じない場合には, $\sigma_{n,F}$ は切り欠き深さ比によらず $\sigma_{n,F}=\alpha\sigma_Y$ と表される。

5.2 軸力と曲げの組み合わせ荷重下での脆性破壊強度

脆性材料 PMMA を用いた SNRB が軸力と曲げの組み合わせ荷重をうける場合の破壊試験結果を Fig. 12 に示す。図の縦軸は破壊時の引張応力 ($\sigma_{g,F}$) を, 横軸は破壊時の最大曲げ応力 ($\sigma_{b,F}$) を示しており, それぞれ切り欠きのない一様断面での値である。なお, 組み合わせ荷重の試験は, 3章で述べたように所定の曲げ応力を与えたのち, 軸力を負荷して破壊に至らしめた。このような場合, 軸力の増加とともに曲げ応力は減少することになり, 両者の関係は(18)式のように表される⁹⁾。Fig. 12 の $\sigma_{b,F}$ は(18)式から求められたものである。

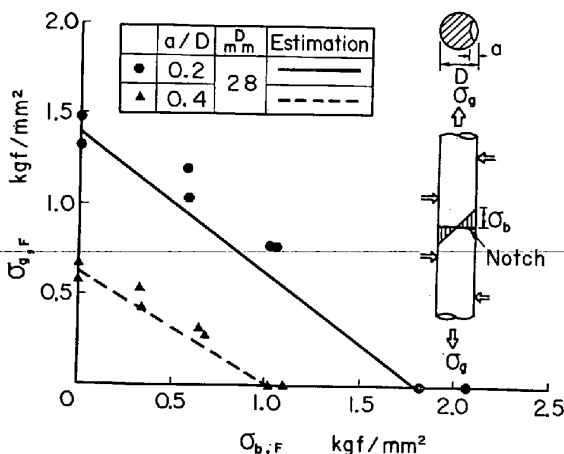


Fig.12. Interaction of tension and bending stress at fracture for SNRB (PMMA).

$$\sigma_b = \frac{S \cdot l \cdot D}{8 u I} \left[\frac{\sinh p \frac{l-l_1}{2} - \sinh p \frac{l-l_2}{2}}{\cosh u} - \frac{2 \left\{ \cosh \frac{p l_2}{2} - \cosh \frac{p l_1}{2} \right\}}{\sinh 2u} \right] \dots\dots\dots (18)$$

ただし,

$$u = \sqrt{\frac{F}{E I}} \cdot \frac{l}{2}, \quad p = \frac{2u}{l},$$

I : 断面二次モーメント

E : ヤング率 (=320 kgf/mm²),

S : 曲げ荷重, F : 軸力

l, l₁, l₂ : Fig. 2 に示す各寸法

さて, 本試験のように軸力 (変位形引張) と曲げを同時にうける場合の SNRB の K 値は, (8)式で表される軸力下での K 値と(6)式で与えられる曲げをうける場合のそれとを組み合わせると, (19)式で表される。

$$K = \{n \cdot M_A \cdot \sigma_g + M_B \cdot \sigma_b\} / \sqrt{\pi a} \dots\dots\dots (19)$$

(19)式で表される K 値が材料の破壊靱性値 K_c に等しくなつたときに脆性破壊が生じるとすると, 組み合わせ荷重下での引張破壊応力 $\sigma_{g,F}^c$ は次式で表される。

$$\begin{aligned} \sigma_{g,F}^c &= - \frac{M_B}{n \cdot M_A} \cdot \sigma_{b,F} + \frac{K_c}{n \cdot M_A \sqrt{\pi a}} \\ &= - \frac{M_B}{n \cdot M_A} \cdot \sigma_{b,F} + \sigma_{g,F}^A \dots\dots\dots (20) \end{aligned}$$

ここで, $\sigma_{g,F}^A$: 軸力のみをうけたときの破壊応力

組み合わせ荷重下での試験に用いた $a/D=0.2$ および 0.4 の SNRB ($R=1.34D$) に対する M_A, M_B および n の値を(5)および(7)式と Fig. 10 から求め, (20)式の関係を図示すると Fig. 12 の実線および破線のようになる。これらの直線が破壊応力の推定値を表す。図のように, 実験値はこれらの直線にほぼ一致しており, (20)式によつて組み合わせ荷重をうける SNRB の破壊応力をほぼ推定することができる。

6. 結 言

表面切り欠きを有する丸棒 (SNRB) に軸力および軸力と曲げの組み合わせ荷重が作用する場合の脆性破壊強度について検討し, つぎのような結論が得られた。

- (1) 軸力および曲げをうける SNRB の表面切り欠き最深部での K 値を有限要素法による三次元弾性解析により明らかにした。軸力 (応力形引張) をうける場合の K 値は(4)式により, 曲げをうける場合の K 値は(6)式より表される。また, 変位形引張をうける片側切り欠きつき帯板の K 値を切り欠き深さ比やスパン長をパラメータとして求め, その結果を基に変位形引張をうける

SNRB の K 値をほぼ推定できる(8)式を示した。

(2) 軸力下での SNRB の脆性破壊応力(破壊時の切り欠き断面上での平均応力)と温度との関係は、前報で行った円周切り欠きつき丸棒の場合と同様、温度の低下とともに破壊応力が減少する破壊領域Ⅰと温度によらずほぼ一定値を示す破壊領域Ⅱに大別される。領域Ⅰでの破壊応力におよぼす SNRB の直径 (D) や切り欠き深さ (a) の影響は線形破壊力学により評価できる。いつぼう、領域Ⅱの破壊応力レベルは D にほとんど依存せず、切り欠き深さ比 (a/D) の増加とともに減少する。この破壊応力におよぼす a/D の影響は、切り欠きを有する断面で全面降伏が生じるときの応力レベルを基にして設定した実験式によりほぼ評価できる。

(3) 脆性材料である PMMA を用いて、SNRB に軸力と曲げの組み合わせ荷重が作用する場合の破壊試験を行った。その結果、軸力と曲げを単独にうける場合の K 値を加算した(19)式を用いて、組み合わせ荷重下での

破壊応力を推定できることが明らかとなった。

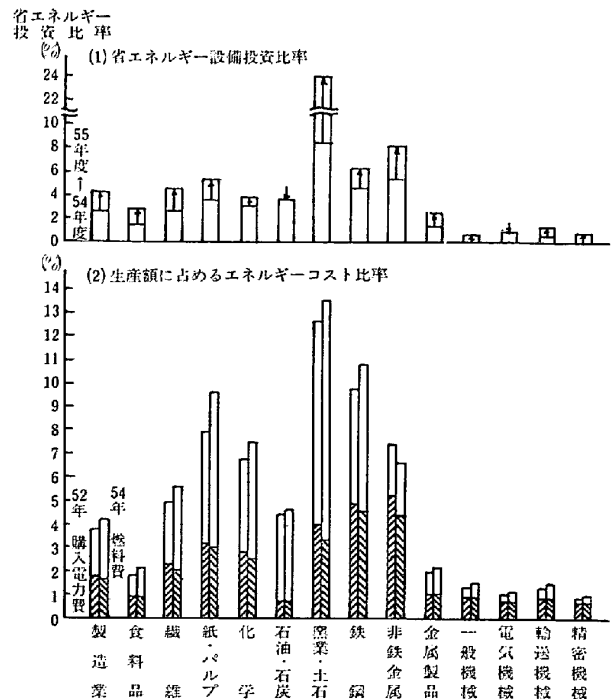
文 献

- 1) たとえば、日本溶接協会：脆性破壊発生特性にもとづく低温構造用鋼板 G 種判定基準 (WES 3003 G-1978)
- 2) 青木 満, 木内 晃, 池田一夫：鉄と鋼, 68 (1982), p. 998
- 3) 根津紀久雄, 町田周郎, 中村 寿：第23回材料研究連合講演会前刷集(1979), p. 173
- 4) W. G. CLARK Jr.: ASTM STP 631 (1971), p. 121
- 5) R. C. SHAH and A. S. KOBAYASHI: ASTM STP 513 (1972), p. 3
- 6) W. F. BROWN Jr. and J. E. SRAWLEY: ASTM STP 410 (1966), p. 11
- 7) 日本溶接協会鉄鋼部会 JI 委員会：J 積分破壊基準に関する研究 (1979)
- 8) 矢田敏夫, 酒井啓一, 飯野 暢, 阪野賢治：日本造船学会論文集, 134 (1973), p. 425
- 9) たとえば、チモシェンコ(鶴戸口英善, 岡村引之共訳)：材料力学 中巻(1976), p. 36 [東京図書]

統 計

製造業の省エネルギー設備投資比率

表1は省エネルギー設備投資比率と生産額に占めるエネルギーコストの比率を各製造業について示したものである。これらから明らかなようにエネルギーコスト比率の大きい鉄鋼、窯業、非鉄金属および紙・パルプなどは設備投資比率もそれなりに大きい。鉄鋼業のみに目を向けてみるとコスト比率の割には54年度、56年度の設備投資比率は少ないように思える。しかしこれは昭和48年の第1次石油ショック以降積極的に省エネルギー対策に取り組み、54年頃からは徐々に飽和に達してきたためか、あるいは第2次石油ショック以降はエネルギー転換に重点が置かれたためなのだろうか。



(資料) 通商産業省「工業統計表」日本銀行「物価指数年報」日本開発銀行「設備投資計画調査」日本鉄鋼連盟資料 日本化学工業協会、セメント協会資料

(出典：省エネルギー便覧 昭和56年度版) [省エネルギーセンター]