室温予荷重を受けた切欠鋼材の低温破壊強度

中 村 森 彦*

Morihiro Nakamura : Fracture Strength at Low Temperature in Steel Notched Specimens Preloaded at Room Temperature. It is well known that plastic deformation at the tip of a notch or defect influences the brittle fracture in structural steels. Recently the C.O.D. (crack opening displacement) concept has begun to be applied for the brittle fracture initiation of low and medium strength steels. So, it is though important to investigate the influence of the condition at the tip of a notch on the brittle fracture initiation of steel. The effect of pre-loading on the fracture strength was studied, using notched specimens of low strength structural steel (SM 50).

Standard Charpy V specimens were pre-loaded up to a general yield load by 3 or 4-point loading and then broken by 3 or 4-point loading at various strain rates at liquid nitrogen temperature. The influence of pre-loading appeared in specimens which had been pre-loaded so that their notched surface might be subjected to tensile stress, and their fracture loads tended to increase with pre-loading. However, specimens which had been pre-loaded so that their notched surface might be subjected to compressive stress, was not influenced by pre-loading apparently. The above-mentioned facts seem to indicate that the residual stress as well as the plastic deformation at the root of a notch influence the fracture strength of the notched specimens.

(Received January 24, 1972)

I. 緒 言

一般にきれつを有する鉄鋼材料を変形するとき、全面降伏以下の荷重であっても、きれつ先端附近には塑性変形領域が存在する⁽¹⁾。この塑性変形領域はきれつからの不安定破壊の発生に大きく寄与するものと考えられ、こうした考えのもとに提案された不安定破壊発生のクライテリアが限界 COD (きれつ開口変位) 破壊基準である^{(2)~(5)}。これは先在きれつを前提とし、きれつ先端附近に生じる塑性変形領域が大きくなってゆく際にきれつ先端の開口量がある限界値になった時不安定破壊が生じるという考え方である。しかし、限界 COD 破壊基準についてはなぜ塑性変形にもとづくきれつ先端の開口量に限界値があるのか、限界値をきめているものは何かなど残された問題は多い。したがってきれつ先端附近に存在する塑性変形領域が破壊強度に及ぼす影響を及ぼすかを知ることは実用上からも大切な問題である。

切欠材に予荷重を与えることにより切欠先端附近には塑性変形域を生じる。そしてこの塑性変形域は切欠からの不安定破壊の発生に影響を及ぼすと考えられる。強力鋼の切欠材についての予荷重の破壊強度に及ぼす影響については

すでにいくつかの報告がなされていて、高温での予荷重は脆性破壊強度を向上させることが知られている⁽⁶⁾⁽⁷⁾。この時予荷重の効果は切欠先端附近に生じた残留応力の影響であると考えられている。また溶接後の鋼材に溶接残留応力を除く方向に予荷重を加えることによって溶接後の破壊強度が向上することも報告されている⁽⁸⁾。したがって圧力容器は使用温度以上の温度で、あらかじめ水圧試験を行なえば使用温度における脆性破壊強度が向上することが期待される⁽⁹⁾。これらの事実は越質による修正された COD 破壊基準によって現象論的には明らかにされるかも知れない⁽¹⁰⁾。

本研究では溶接構造用熱間圧延鋼板 SM 50 を用いて、切欠先端附近での塑性変形域が脆性破壊強度に及ぼす影響を調べる目的で室温予荷重を加えた切欠試験片を液体窒素温度で脆性破壊させ破壊強度に対する予荷重効果を調べた。

II. 実 験

用いた鋼材は厚さ 22 mm の日本鋼管製溶接構造用熱間圧延鋼板 SM 50 であり、その化学分析値を Table 1 に示す。試験片形状は断面積 10×10 mm、長さ 55 mm、切欠角度 45 度、切欠深さ 2 mm、切欠底半径 0.25 mm の標準 V 切欠シャルピー試験片であって試験片は上記鋼板の板厚

* 金属材料技術研究所 (National Research Institute for Metals, Tokyo)

- (1) T. R. Wilshaw and P. L. Pratt : J. Mech. Phys. Solids, **14** (1966), 7.
- (2) B. A. Bilby, A. H. Cottrell and K. H. Swinden : Proc. Roy. Soc. London, **A 272** (1963), 304.
- (3) B. A. Bilby, A. H. Cottrell, E. Smith and K. H. Swinden : Proc. Roy. Soc. London, **A 279** (1964), 1.
- (4) B. A. Bilby and K. H. Swinden : Proc. Roy. Soc. London, **A 285** (1965), 22.

(5) A. A. Wells : Brit. Weld. J., **10** (1963), 563.

(6) E. A. Steigerwald : Trans. ASM, **54** (1961), 445.

(7) A. J. Brothers and S. Yukawa : Trans. ASME, **85 D** (1963), 97.

(8) H. Kihara, K. Masubuchi, K. Iida and H. Oba : I. I. W. Doc., X-218-59.

(9) R. W. Nichols : Brit. Weld. J., **15** (1968), 21.

(10) 越質 : 船論, No. 127 (1970), 239.

Table 1 Chemical compositions (wt%)

Thickness	Chemical compositions				
	C	Si	Mn	P	S
22 mm	0.17	0.31	1.10	0.03	0.02

中央部より切出し、切欠は板厚方向につけた。また試験片の長手方向は圧延方向に平行である。

試験片は機械加工による歪を除去する目的で $670^{\circ}\text{C} \cdot 1$ 時間の真空焼鈍を行ない炉冷した。この時フェライト粒寸法はおおよそ $30\ \mu\text{m}$ である。

実験は三点または四点曲げ試験で行なった。曲げ試験治具の寸法を Fig.1 (a) に示す。用いた試験機はインストロン型引張試験機で一定のクロスヘッド速度で曲げ試験を行なった。

予荷重はすべて室温で与え、この温度での全面降伏荷重以下である。破壊試験は予荷重を取り除いた後液体窒素温度で行なった。この時試験片はすべて脆性破壊した。予荷重の与え方は三点曲げ、四点正曲げ、四点負曲げであって Fig.1 (b) に示すように四点正曲げは切欠のある面に引張応力の加わるような曲げ方、負曲げは切欠のある面に圧縮応力が加わるような曲げ方である。

Fig.1 (a) Bending jig
(a) 4-point loading jig
(b) 3-point loading jig

Fig.1 (b) Loading mode
(a) 3-point loading
(b) positive 4-point loading
(c) negative 4-point loading

III. 実験結果および考察

Fig.2 に室温における四点曲げ試験の荷重～たわみ曲線を示す。曲線(a)は正曲げ試験、曲線(b)は負曲げ試験の荷重～たわみ曲線で、両曲線はほとんど変わらない。全面降伏点は明確にはあらわれていない。一方三点曲げ試験の場合には荷重～たわみ曲線に全面降伏点は比較的是っきりあらわれるので、四点曲げ試験における全面降伏点は三点曲げ試験の場合を参考にして $0.04\ \text{mm}$ 塑性たわみ変形した点をもって示すことにする。Fig.2 におけるクロスヘッド速度は $2\ \text{mm/min}$ である。

Fig.2 Applied load-deflection curves at room temperature (by 4-point loading, cross head speed; $2\ \text{mm/min}$)
(a) positive loading, (b) negative loading
 P_{GY} : general yield load

Photo.1 は四点正曲げおよび負曲げ試験で予荷重 P を加えた時試験片表面に出来る塑性変形帯の様子を比較したものである。予荷重 P と全面降伏荷重 P_{GY} の比 $P/P_{GY} = 0.96$ の時正曲げ、負曲げ共に切欠先端附近では同じ大きさの塑性変形帯がみられ、試験片中央断面においても切欠先端附近では両者共同様な塑性変形がおこっていると考えられる。また、予荷重を小さくすると塑性変形帯も小さくなる。

試験片中央断面における切欠先端附近での塑性変形域の観察はケイ素鋼、窒素を多く含む鋼においてはエッチングによって行なわれ、その形は理論的に考えられたものと良く一致していることが報告されている⁽¹⁾。しかしここで用いた構造用鋼においてはその観察は著しく困難である。

ここではマイクロビッカース硬度計を用いて試験片中央断面での切欠先端方向の塑性変形域の大きさを近似的に見積った。硬度測定に用いた荷重は $25\ \text{g}$ 、測定はフェライト粒のみで行なった。生じた圧痕はおおよそ $15 \sim 20\ \mu\text{m}$ の大きさである。Fig.3 に室温予荷重を与えた時の切欠底からの距離によるビッカース硬さ H_v の変化を示す。塑性変形を受けていない場所での硬さのバラツキ以上の硬さをもつ範囲を予荷重によって生じた塑性変形領域と考えてその大きさを近似的に求めた。Fig.4 に試験片中央断面での切欠

Photo.1 Plastic zone of pre-loaded specimens (pre-loaded by 4-point loading at room temperature)
 (a) positive loading, $P/P_{GY}=0.96$, (b) negative loading, $P/P_{GY}=0.96$
 (c) positive loading, $P/P_{GY}=0.75$

Fig.3 Estimation of plastic zone size below the root of a notch by the Vickers hardness test (loaded at room temperature by 3-point loading, cross head speed : 2 mm/min)

Fig.4 Effect of pre-loading on a plastic zone size below the root of a notch

底からの塑性変形域の大きさの予荷重依存性を示す。全面降伏荷重程度の予荷重によっておよそ 0.9 mm 程度の塑性変形域を生じると考えられ、この値は他の鋼材の値に比較的良く一致している⁽¹¹⁾⁽¹¹⁾。塑性変形域の大きさは三点曲げ予荷重、四点曲げ予荷重によってあまり変化せず P/P_{GY} の増加と共にほぼ直線的に大きくなっている。塑性変形域のはじまる P/P_{GY} は切欠底での応力集中を考慮して計算によって求めた。

Fig.5 に予荷重による切欠角度の変化を示す。四点正曲げ、負曲げ共に予荷重によっては切欠角度に大きな変化は

Fig.5 Pre-loading dependence of flank angle

みられない。また試験片中央断面での切欠先端附近にはフェライト粒の大きさ程度のマイクロクラックは生じていないことが光学顕微鏡観察によってたしかめられた。これらの事実は試験片に予荷重を与えてもその幾何学的形状を変えることなく破壊試験を行なえることを示している。

室温予荷重が液体窒素温度での全面降伏荷重にいかなる影響を及ぼすかを知るため、四点正曲げまたは負曲げで、 $P/P_{GY}=0.98$ 予荷重を与えた後液体窒素温度で四点負曲げ試験を行なって全面降伏荷重を求めた (Table 2)。予荷重によっては全面降伏荷重は変化しない。またクロスヘッド速度の違いによる全面降伏荷重の変化がみとめられる。

Table 2 Effect of pre-loading on general yield load at liquid nitrogen temperature

Cross head speed	P/P_{GY}	Pre-loading mode	P_{GY} at liq. N_2 temp.
0.2 mm/min	0	—	3430 kg
	0.98	Positive loading	3450 kg
2 mm/min	0	—	3500 kg
	0.98	Negative loading	3500 kg
20 mm/min	0	—	3850 kg
	0.98	Positive loading	3870 kg

Fig.6 に液体窒素温度における破壊荷重の室温予荷重依存性を示す。予荷重は四点正曲げおよび負曲げで与え、破壊試験はすべて四点正曲げで行なった。クロスヘッド速度は 0.2, 2, 20 mm/min である。正曲げ予荷重を与えた時予荷重の小さいままには破壊荷重に変化はみられないが、

(11) J.R.Griffiths and G.Oates : *Proc. 2nd Int. Conf. on Fracture*, Brighton, (1969), 229.

Fig. 6 Effect of pre-loading on fracture load at liquid nitrogen temperature (tested by positive 4-point loading)

予荷重が大きくなると破壊荷重は P/P_{GY} と共に増加し、更に予荷重が大きくなると破壊荷重は飽和して再び変化しなくなる。予荷重を三点曲げで与えた場合、破壊試験を三点曲げで行なった場合にも破壊荷重の予荷重依存性は同様な傾向を示す。一方負曲げで予荷重を与えた時破壊荷重は予荷重によってほとんど変わらない。クロスヘッド速度がはいほど破壊荷重は全体に低下し、また小さな P/P_{GY} の値で破壊荷重の増加がはじまることわかる。

Fig. 7 に予荷重後時効の破壊荷重に及ぼす影響を示す。時効は予荷重後 200°C で 1 時間行なった。三点曲げで予荷重を与えた時四点負曲げで予荷重を与えた時共に時効の効果ははっきりとはあらわれない。

Fig. 7 Effect of strain ageing at 200°C on fracture load (tested by positive 4-point loading, cross head speed : 2 mm/min)

Fig. 6 に示したように正曲げ予荷重は破壊荷重に影響を及ぼすが、負曲げ予荷重は破壊荷重に影響を及ぼさないように思われる。Fig. 8 の曲線 (a) は最初室温において四点負曲げで $P/P_{GY} = 0.98$ まで予荷重を与えた後四点正曲げで再び予荷重を与えた時の破壊荷重～再予荷重の関係を、また曲線 (b) は最初四点正曲げで $P/P_{GY} = 0.98$ まで予荷重を与えた後四点負曲げで再予荷重を加えた時の破壊荷重～再予荷重の関係を示す。Fig. 6 と比較すると最初に負曲げ予荷重を与えても与えなくても正曲げ予荷重を再び与えれば

Fig. 8 Effect of pre-loading on fracture load (tested by positive 4-point loading, cross head speed : 2 mm/min)
● pre-loaded by negative 4-point loading, $P/P_{GY} = 0.98$ and then by positive 4-point loading
○ pre-loaded by positive 4-point loading, $P/P_{GY} = 0.98$ and then by negative 4-point loading

破壊荷重の予荷重依存性には大きな違いはみられないが、最初に正曲げ予荷重を与えておくとも負曲げで再予荷重を与えた時には最初に与えた正曲げ予荷重効果を打消す方向に働くように思われる。

試験片に荷重を加えた時の切欠先端附近の塑性変形領域内の応力は非加工硬化材については Fig. 9 に示すように切欠底を原点とする座標を考えると y 方向成分は次式で与えられる⁽¹²⁾。

$$\sigma_{yy} = \sigma_Y [1 + \ln(1 + x/\rho)] \quad (x \leq R_\theta) \quad (1)$$

$$\sigma_{yy}^{\max} = \sigma_Y \left[1 + \frac{\pi}{2} - \frac{\omega}{2} \right] \quad (R_\theta \leq x \leq R) \quad (2)$$

ここで Tresca の降伏条件を用いている。また x は切欠底からの x 軸上の距離、 ρ は切欠底半径、 ω は切欠角度、 σ_Y は切欠底部と同じ歪速度で変形された単軸引張降伏応力、 R は切欠底からの塑性変形域の大きさ、 $\sigma_{yy}^{\max}$ は ω によって

Fig. 9 Stress distribution in a plastic zone below the root of a notch

(12) R. Hill: *Mathematical Theory of Plasticity*, Oxford, London, (1950).

きまる一定の y 方向最大応力, R_p は σ_{yy} が最大値 $\sigma_{yy}^{\max}$ になる時の切欠底からの距離をあらわす. 曲げ試験の時全面降伏以下の荷重では試験片の曲がり角は小さいと考えられるから切欠底部での y 方向の公称応力 σ は

$$\sigma = 6M/ta^2 \quad (3)$$

で与えられる. ここで a は試験片の切欠部の厚さ, t は試験片の幅, M は加えられた曲げモーメントである. 全面降伏応力 σ_{GY} と切欠底部の単軸降伏応力 σ_Y の間には

$$\sigma_{GY}/\sigma_Y = L \quad (4)$$

の関係があることが知られていて⁽¹³⁾ L は切欠角度 $\omega < 60$ 度の時 $L=1.26$ の値をもつ⁽¹⁴⁾. したがって(1)~(4)式から切欠先端附近の塑性変形領域内の y 方向応力が求まる. Fig.9に y 方向応力の予荷重による変化を示す. P/P_{GY} と塑性変形域の大きさの関係はFig.4から求めたものである. y 方向応力が最大一定値になるのは P/P_{GY} がおおよそ0.68の時, 応力はおおよそ108 kg/mm²である. Fig.6における各クロスヘッド速度での破壊荷重の予荷重依存性を比較するならば予荷重を与えている間の切欠先端の塑性変形領域内の応力状態は破壊荷重に直接には影響を及ぼさないように思われる.

切欠曲げ試験片に予荷重を与え, 切欠先端附近に塑性変形域を形成した後除荷すると切欠先端に残留応力を生じる. Fig.9における y 面上に働く y 方向残留応力を考えると残留応力の大きさ及び残留応力の存在する領域は予荷重によって形成された塑性変形域が大きいほど, すなわち P/P_{GY} が大きいほど大きく, ひろくなると考えられる. また正曲げ予荷重によって生じる残留応力は圧縮残留応力であり, 負曲げによって生じる残留応力は引張応力になる. Fig.6に示すように破壊荷重の予荷重依存性はクロスヘッド速度によって異なり, 更に負曲げ予荷重によって破壊荷重にほとんど変化がみられないことを考えると残留応力によって破壊荷重の受ける影響を単純に考えるわけにはいかない.

室温予荷重の破壊荷重に及ぼす影響を次の仮定のもとで考える.

(1) 液体窒素温度で脆性破壊が生じるためには予荷重によって生じた圧縮残留応力の存在する領域または予荷重時に引張応力によって生じた塑性変形領域以上の塑性変形領域(降伏した領域)を引張応力によって形成するのに十分な荷重を必要とする.

(2) ただし脆性破壊が生じるためには少なくとも塑性変形領域がある値に達しなければならぬ.

これらの仮定から破壊荷重の予荷重依存性を模型的に示すと正曲げ予荷重の場合にはFig.10の実線のようにあらわされる. すなわち, クロスヘッド速度をおそくすると破壊荷重は大きくなり, 破壊荷重に予荷重依存性のはじまる P/P_{GY} の値は大きくなる. 実線(a)は切欠先端の塑性変形域の大きさが P/P_{GY} の値だけで変化して温度によって是不変なと考えた場合, 実線(b)は温度の高い方が塑性変形域が大きいと考えた場合である. Fig.6の破壊荷重~予荷重の関係を破線で示す. すなわち模型図は実験結果と同様な傾向を示す. ただし, これらの仮定だけでは大きな P/P_{GY} にみられる破壊荷重の飽和現象は説明出来ない.

Fig.10 Schematic fracture load—pre-load relation
(a) in the case of a temperature independent plastic zone size
(b) in the case of a temperature dependent plastic zone size
(i) cross head speed : 0.2 mm/min
(ii) cross head speed : 2 mm/min
(iii) cross head speed : 20 mm/min

一方負曲げ予荷重によっては破壊荷重に変化がほとんどみられない現象は次のように説明出来る. 負曲げ予荷重によって形成される残留応力は引張応力であり, 液体窒素温度ではこの引張残留応力は降伏応力に比べてかなり小さいと考えられる. したがって, 破壊試験において切欠底附近が引張応力によって降伏する領域はすでに存在している引張残留応力にはあまり依存しないと考えられ, 破壊荷重は予荷重によっては変化しないことになる. 同様に考えることによってFig.8(a)の関係は理解できる. Fig.8(b)の関係は最初に与えた正曲げ予荷重によって生じた残留応力を負曲げ再予荷重が打ち消す効果をあらわしていると考えて説明出来る. しかし正曲げ予荷重にあらわれる破壊荷重の

(13) G. Lianis and H. Ford : J. Mech. Phys. Solids, 7 (1958), 1.

(14) A.S. Tetelman and A.J. EcEvily, Jr. : Fracture of Structural Materials, John Wiley & Son, New York, (1967), 301.

飽和現象を含めて、仮定(1)、(2)をなぜ必要とするのかという問題については更に研究が必要であろう。

IV. 結 論

溶接構造用熱間圧延鋼板 SM 50 の V 切欠シャルピー試験片を用い、曲げ試験によって液体窒素温度で脆性破壊させた時の室温予荷重の破壊強度に対する影響を調べて次の結果を得た。

(1) 切欠先端附近に圧縮残留応力が残るように予荷重を与えた時破壊強度は予荷重の影響を受ける。すなわち破壊強度は予荷重の小さい所では変化がみられず、予荷重が大きくなると上昇し、更に予荷重が大きくなると再び一定の値になる。この傾向は 200°C で時効した時、変形速度を

変えた時にも変わらない。

(2) 切欠先端附近に引張残留応力が残るように予荷重を与えた時、破壊強度は影響を受けない。すなわち、破壊強度は予荷重の大きさによらずほぼ一定値をとる。この傾向は 200°C で時効した時、変形速度を変えた時にも変化しないように思われる。

これらの結果は予荷重を与えている時の切欠先端附近での応力状態とか、予荷重後の残留応力の大きさよりは、むしろ予荷重後の切欠先端附近での圧縮残留応力の存在する領域の大きさとか、内部状態によって液体窒素温度での破壊強度が決まることを示しているように思われる。それがなぜかという問題については更に研究が必要であろう。

おわりに、本研究に有益な討論をいただいた材料強度研究部岩元兼敏部長に深く感謝の意を表します。