

© 1983 ISIJ

原子炉压力容器用 A533B 鋼の計装化衝撃試験 からえられる破壊特性に関する情報

技術報告

小林 俊郎*・松原 等*²・上田 倣完*³

Fracture Characteristics Obtained from the Instrumented Impact Test of A533B Steel for Reactor Pressure Vessel

Toshiro KOBAYASHI, Hitoshi MATSUBARA, and Yoshisada UEDA

Synopsis :

Analyses of the data obtained from the instrumented impact test and of its correlation with static and dynamic J integral values and various tensile properties are made in this study.

It is shown that a dynamic bending yield load recorded in the instrumented Charpy V test can be easily converted to a dynamic tensile yield stress using Server's equation. It is also possible to estimate a true fracture strain, COD value, and SZW easily if the load point displacement is recorded. Temperature dependency of Charpy V energy and J integral values is rather well simulated by a curve fitting method. However, a half value transition temperature obtained in that method has no physical meaning. Dynamic J_{Id} is larger than a static J_{Ic} in the ductile fracture range in this study. This rise is proportional to the yield stress ratio σ_{yd}/σ_y ($\sim 1.2-1.3$). It is found, therefore, that the following relation exists in the both cases; $J_I/\sigma_y = 1.6COD$. Correlation between the fracture toughness and tensile properties proposed by Hahn and Rosenfield shows a good result, but ROLFE-NOVAK's equation on the impact value gives a poor one.

1. 緒 言

筆者らは、従来より計装化衝撃試験法によつてえられる種々の情報に関し検討している¹⁾。最近では、RICE の方法²⁾を用いて J_{Id} (動荷重下での J_{Ic}) を簡便に求める方法について検討しており、特にき裂発生点の検出についてはすでに報告した³⁾⁴⁾。しかし、最近における ASTM E24-03 委員会での draft 案によれば、本法にあくまでも合金開発等の際における簡便な破壊靱性の screening test 法としての位置しか与えていない。本法をより発展させ、動的破壊靱性測定法を確立してゆくことが今後の課題と考える。

ところで V ノッチシャルピー試験からえられる情報あるいは引張特性値等から、破壊靱性値を推定しようとする試みも数多い⁵⁾。しかしこのためには、その相関性に内在する物理的意味を明らかにする必要もあつて、かなりのデータと労力を必要とする。本研究では、原子炉压力容器用 A533B 鋼について計装化衝撃試験法によつて V ノッチシャルピー試験や各種の引張試験を行つて、え

られる種々の情報について、現段階で可能な限り解析すると共に、動的ならびに静的破壊靱性値との関係について検討を加えた。

2. 実験方法

供試材は原子炉压力容器用 ASTM A533B Grade B, Class 1 鋼板 (0.18% C, 板厚 165 mm)³⁾ で、分塊圧延後脱酸素処理したものである。V ノッチシャルピー試験片ならびに J_{Ic} 測定用ディープ・ノッチ 3 点曲げ試験片³⁾ およびサイドグループ付試験片³⁾ を破壊靱性試験に、Fig. 1 に示す各試験片を引張試験に用いた。試験片はすべて長手方向が圧延方向に、ノッチ (Fig. 1(c) の平面歪引張試験片は同図中 A 方向) が板厚方向になるように採取した。

各試験片は耐熱塗膜剤を塗布して、Ar ガス雰囲気中の電気炉中で 900°C × 1 h のオーステナイト化後油冷し、続いて焼もどし処理した。焼もどし温度は、種々の強度レベルをうる目的で、200, 350, 450, 550, 650°C の 5 種類とし、焼もどし時間はすべて 2 h とした。このよう

昭和 55 年 10 月本会講演大会にて発表 昭和 57 年 8 月 6 日受付 (Received Aug. 6, 1982)

* 名古屋大学工学部 (現: 豊橋技術科学大学 工博) (Faculty of Engineering, Nagoya University, Now Toyohashi University of Technology, 1-1 Hibiya-cho Tenpaku-cho Toyohashi 440)

*² 名古屋大学大学院 (現: 恩田特許事務所) (Graduate School, Nagoya University, Now Onda Patent Attorney's Office)

*³ 名古屋大学工学部 工博 (Faculty of Engineering, Nagoya University)

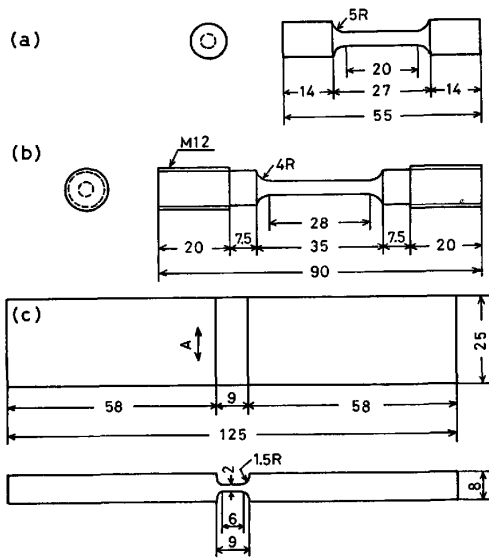


Fig. 1. Tensile test specimens geometries.

に本実験試料は、実験室的に特別に熱処理を施したものである。疲労き裂付加は、ASTM E399 に準拠して行つた。

静的引張試験は Fig. 1(a) に示す小型試験片を用い、インストロン型試験機によりクロスヘッド速度 0.5 mm/min で行つた。衝撃引張試験は、Fig. 1(b) に示すような小型試験片を用い、改造した計装化シャルピー試験機 (容量 490 J) より荷重-変位曲線を記録して行つた。衝撃速度は 2.3~5.1 m/s に設定した。平面歪引張試験 (静的) は⁶⁾、Fig. 1(c) に示す A 方向の変形を拘束した試験片を用い、インストロン型試験機によりクロスヘッド速度 0.2 mm/min で行つた。なお以上の各引張試験はすべて室温で行つた。

V ノッチシャルピー試験 (衝撃速度 5.1 m/s) および J_{Id} 試験 (衝撃速度 2.3 m/s) には共に上述の計装化シャルピー試験機を用いた。 J_{Id} 試験は、各焼もどし温度条件による変化の測定にはサイドグループのないもの、遷移挙動の測定にはサイドグループを付加したものをを用いた³⁾。 J_{Id} の算定は RICE²⁾ による次式によつた。

$$J_{Ic} = 2E\Delta a / B(W - a) \dots\dots\dots (1)$$

B : 試験片厚 W : 試験片幅 a : き裂深さ $E\Delta a$: き裂発生点までの荷重-変位曲線下の面積
 $E\Delta a$ は最大荷重点までの面積を E_i とすると、650°C 焼もどし材では $E\Delta a \approx 0.8E_i$ であることを前報³⁾ で報告した。この関係は焼もどし条件等が変化した場合、必ずしも厳密なものではないが、試験片数の制約等からすべての場合に近似式として適用した。ただし、破壊が脆性によつて起こる時は、その点までのポテンシャルエネルギーを用いた。以上の計装化衝撃試験には、前報³⁾ で

開発したマイコンによるデータ処理法を用いた。さらに一部の試料について low blow test⁸⁾ を行い、この時の off load COD を実測した。また走査電顕による SZW (Stretched Zone Width) の測定を行つた。

一方 J_{Ic} は、Fig. 1(b) の試験片をインストロン型試験機によつて 3 点曲げ試験することで求めた。クロスヘッド速度 0.2 mm/min とし、クリップゲージで荷重点変位を計測した。 J_{Ic} の算出などは、 J_{Id} の場合と同様である。

3. 実験結果および考察

3.1 引張特性値におよぼす歪み速度の影響

各焼もどし材の静的単純引張特性値を、Table 1 に示す。ここで σ_f は真破断応力、 n は加工硬化指数である。また真破壊歪み ϵ_f は次式から算出した。

$$\epsilon_f = \ln(1/1 - \phi) \dots\dots\dots (2)$$

上式で断面収縮率 $\phi = (A_0 - A) / A_0$ 、 A および A_0 はそれぞれ変形後、変形前の試験片断面積である。

次に、衝撃引張試験による各材の動的単純引張特性値、および静的特性値に対する比を Table 2 に示す。動的引張降伏応力 σ_{yd} (以下、動的な値はすべて添字 d で示す) の静的な値 σ_y に対する比は、1.2~1.3 であつて、その変化は比較的少ない。なお、この関係は曲げの場合にもそのまま成立するのを認めた。歪み速度による真破壊歪み ϵ_f の変化は、550°C および 650°C 焼もどし材ではほとんど見られなかつた。それ以下の温度での焼もどし材では、焼もどし温度の低いものほど変化が大きく現れた。これは局部収縮後の挙動が、延性から脆性へと遷移することによるものであると考える。

ところで SERVER⁷⁾ は、V ノッチおよび疲労き裂付試

Table 1. Uniaxial tensile properties of the material in the static test.

Tempering temp.	200°C	350°C	450°C	550°C	650°C
σ_y (MPa)	780	990	870	920	690
σ_B (MPa)	956	1 090	936	966	727
σ_f (MPa)	2 710	2 440	2 130	1 910	1 850
n	0.060	0.058	0.061	0.070	0.084
ϵ_f	1.54	1.44	1.45	1.35	1.58
Elongation (%)	23.0	21.8	22.7	26.6	30.5

Table 2. Uniaxial tensile properties of the material in the dynamic test.

Tempering temp.	200°C	350°C	450°C	550°C	650°C
σ_{yd} (MPa)	1 060	1 165	1 140	1 120	905
σ_{Bd} (MPa)	1 240	1 280	1 230	1 180	950
ϵ_{fd}	1.15	1.11	1.18	1.20	1.49
Elongation (%)	7.8	9.6	13.5	16.4	19.4
σ_{yd}/σ_y	1.36	1.18	1.31	1.22	1.31
ϵ_{fd}/ϵ_f	0.75	0.77	0.81	0.96	0.94

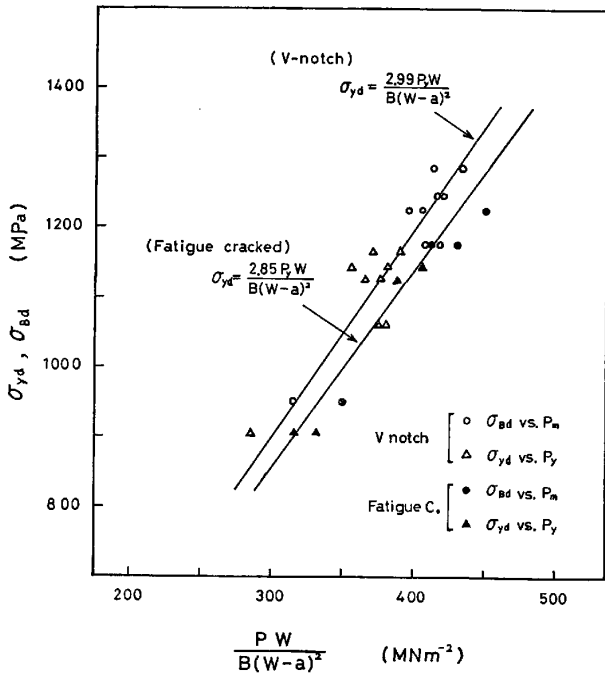


Fig. 2. Relation between dynamic tensile properties and load values in Charpy impact test.

験片の計装化シャルピー試験で測定される曲げ降伏荷重を P_y とすると、次式によつてその時の歪み速度下での動的引張降伏応力が推定できることを報告している。

$$\sigma_{yd} = 2.99 P_y W / B(W-a)^2 \quad (\text{Vノッチ}) \quad \dots (3)$$

$$\sigma_{yd} = 2.85 P_y W / B(W-a)^2 \quad (\text{疲労き裂}) \quad \dots (4)$$

いま本実験(室温)で実測した動的引張降伏応力と上式の関係を図2に示す。良好な相関が認められ、上式の成立が確認される。また同図では、 P_y の代わりに最大曲げ荷重(P_m)を用いると、動的な引張強さ(σ_{bd})も上式で推定できることを示している。一方公称曲げ降伏応力(σ_{nby})は、

$$\sigma_{nby} = 3P_y \cdot l / 2B(W-a)^2 \quad \dots (5)$$

l : 支点間距離 (40 mm)

である。(3),(4)式が妥当であることから、 $\sigma_{nbyd} / \sigma_{ay} \approx 2$ という関係が成立することも判る。

3.2 平面歪み引張試験における真破壊歪み

破断した平面歪み引張試験片の最小断面の Transverse 方向 (Fig. 1 (c) 中 A 方向) の収縮は 6~7% であり、ほぼ平面歪み状態が実現しているといえる。平面歪み引張試験における真破壊歪み ϵ'_f (以下平面歪み状態での値は、ダッシュで示す) は、次式より算出した。

$$\epsilon'_f = \ln(T_0/T) \quad \dots (6)$$

ここで T_0 は試験片最小断面の変形前の厚さ、 T は破断後の厚さである。

Table 3. True fracture strain of the plane strain tensile specimen.

Tempring temp.	200°C	350°C	450°C	550°C	650°C
ϵ'_f	1.05	0.97	0.95	0.90	1.07
ϵ'_f / ϵ_f	0.68	0.67	0.66	0.67	0.68

この結果を、単純引張試験における ϵ_f に対する比と共に Table 3 に示す。ところで、LEQUEAR と LUBAHN⁸⁾ によれば、シャルピーVノッチ底の表面における公称歪み e は、 θ を曲げ角 (deg; 後出 Fig. 7 参照) とすると、 $e=0.10\theta$ としている。WILSHAW は⁹⁾、ノッチ底より 50 μ 内部では、 $e=0.06\theta$ と与えている。このことから、両者の平均をとると、

$$e = 0.08\theta \quad \dots (7)$$

となる。ところで、 θ と荷重点変位 x (mm) の間には、弾性変形を無視すると、 $\theta \sim 90^\circ$ までは筆者らの検討によれば、近似的に次式が成立する。

$$\theta \approx 5.6x \quad \dots (8)$$

(7),(8)式より、真歪み $\epsilon = \ln(1+e)$ として、Vノッチ底の真歪み ϵ_{CVN} は、

$$\epsilon_{CVN} = \ln(1+0.45x) \quad \dots (9)$$

となる。

本供試材 (650°C 焼もどし) の場合、ほぼ最大荷重点でVノッチ底に約 100 μ の微小き裂が発生することは前報³⁾ で報告した。このため、ここまでの変位量 (D_1) を (9)式に代入すると、ほぼ真の破壊歪みがえられると考える (ϵ_{fd} , ϵ_{CVN})。一方平面歪み引張試験片でえられる ϵ_f を動的な ϵ_{fd} に換算するのに、

$$\epsilon_{fd} = \epsilon_f \times \epsilon_{fd} / \epsilon_f \quad \dots (10)$$

として計算可能であろう。ここで ϵ_{fd} , ϵ_f は単純引張試験片よりえられた真の破壊歪みである。平面歪み引張試験片は、Vノッチ底のような2軸応力場での破壊条件を再現するといわれる⁶⁾。Fig. 3 は室温での各材の ϵ'_{fd} と

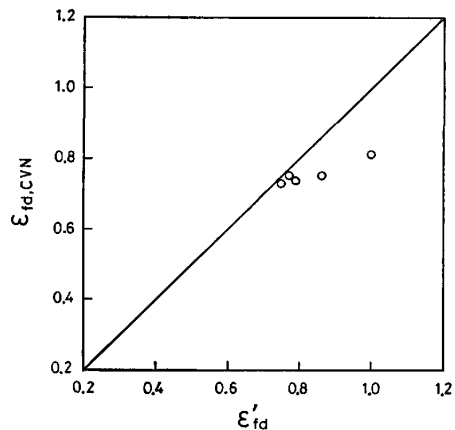


Fig. 3. Charpy V-notch ductility vs. plane strain tensile ductility.

$\epsilon_{fd, CVN}$ の対応を調べたものである。ばらついてはいるが、(9)式の妥当性がほぼ首肯できるともいえる。しかし今後より詳細な検討が必要であろう。

3.3 シャルピー衝撃特性

各材の室温でのVノッチシャルピー衝撃特性値を、Fig. 4 に示す。 P_y は降伏荷重、 P_m は最大荷重、 E_i は最大荷重点までの吸収エネルギー、 C_v は全吸収エネルギー、 D_i は最大荷重点までの変位で、 E_i および D_i

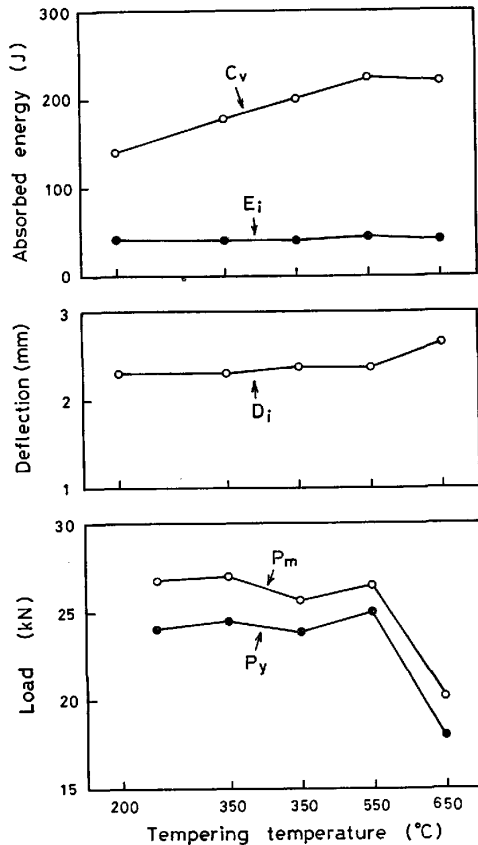


Fig. 4. Impact properties of the material in V notch Charpy test.

については試験機の弾性変形分を除いてある。ここで 200°C、350°C 焼もどし材では、破面上延性→ぜい性への遷移が認められた。

いま代表例として、650°C 焼もどし材の遷移挙動を Fig. 5 に示す。同図中の C_v の遷移曲線は、curve fitting 法¹⁰⁾で求めたものである。つまり、このような場合の遷移値 Y は、

$$Y = A + B \tanh \left\{ \frac{T - T_0}{C} \right\} \dots \dots \dots (11)$$

A, B, C : 図中の定義を参照 T : 温度 (°C)

T_0 : 半値遷移温度

のような形で近似するものである。良好な近似が認められる点が注目される。試験温度低下により P_y, P_m は上昇するが、 E_i はある温度 (最大荷重で脆性への遷移が起こる温度、 vT_{rdm}) まではほぼ一定である¹¹⁾。さらに温度が低下すると、 $P_y = P_m$ となつた降伏点脆性破壊が起こるが、この時の動的引張降伏応力から、脆性破壊の応力条件を規定する限界へき開応力 σ_f が求められる。TETELMAN ら¹²⁾によれば、Vノッチの塑性拘束を考慮すると、

$$\sigma_f^* = 2.4 \sigma_{yd} \dots \dots \dots (12)$$

ここで(3)式を用いると、

$$\sigma_f^* = 0.112 P_y \dots \dots \dots (13)$$

という簡単な式で推定できることになる。本実験の場合、650°C 焼もどし材でこの時の $P_y = 23\ 000\text{N}$ 、450°C 焼もどし材で $P_y = 28\ 000\text{N}$ であつた。これより、 $\sigma_f = 2850\text{MPa}$ 、 $3\ 160\text{MPa}$ とそれぞれ与えられる。この値は歪み速度依存性がないものといわれている。

ところで Fig. 6 は、3点曲げ試験でのノッチ近傍の状況を示したものである。いま荷重点変位 x と曲げ角 θ の間には弾性変形を無視したような大変形下では簡単に(8)式で近似できるが、正確には次式が成立する。

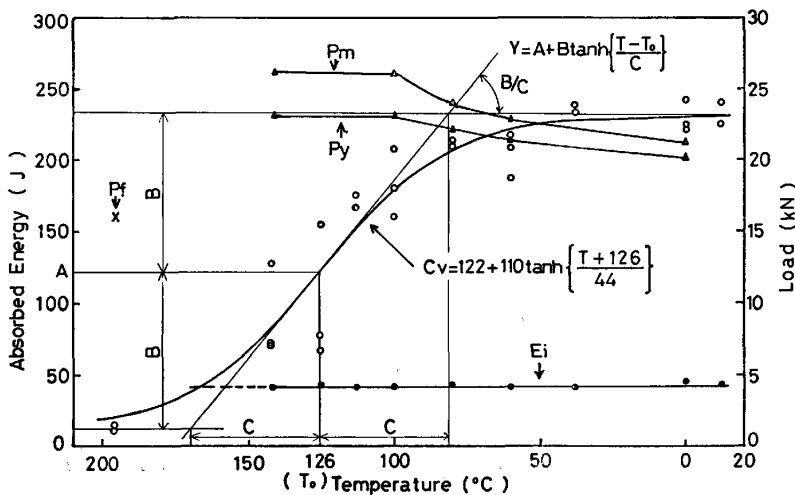


Fig. 5. Transition behavior of the material tempered at 650°C.

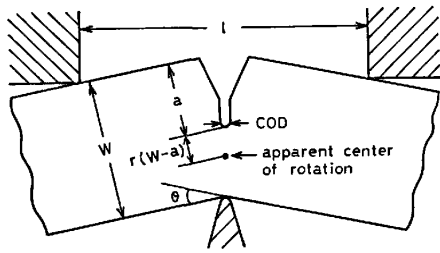


Fig. 6. Representation of the notch profile during bending.

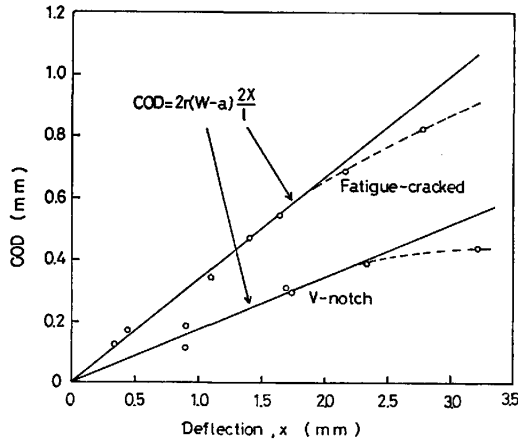


Fig. 7. Relationship between COD value and the load point deflection, x .

$$x = l/2 \cdot \sin \theta / 2 \dots\dots\dots (14)$$

また、き裂あるいはノッチ先端の開口量 COD と θ の間に次式が与えられる。

$$COD = 2r(W-a) \sin \theta / 2 \dots\dots\dots (15)$$

ここで r は回転因子で、 $r \approx 0.42$ である。これから COD と x の間に次式が与えられる。

$$COD = 2r(W-a) \cdot 2x/l \dots\dots\dots (16)$$

いま、この関係を 650°C 焼もどし材について Fig. 7 に示す。この時の COD は、low blow test³⁾ で種々の段階の COD を与えた場合の off load での実測値である。 x にも弾性変形分は含まれていない。

変位が約 2 mm 前後までは良好な相関が見られる。この時疲労き裂付材の破面観察から求めた限界の SZW_c は 160 μ で、 $x=1.4$ mm に対応する。Vノッチの場合、このような点は約 2 mm 前後であった。つまり(16)式からのずれは、き裂の進展によるものと考えられる。ところで、Broek¹³⁾ によれば、Stretched Zone のき裂進展方向の長さ $4a$ は、

$$4a = 1.4(1/2 \cdot COD) \dots\dots\dots (17)$$

$4a$ を実質の Stretched Zone の幅 SZW に補正すると³⁾、

$$SZW = 0.854 COD \dots\dots\dots (18)$$

となるので、これより

$$SZW = 0.143x \dots\dots\dots (19)$$

と与えられる (これは疲労き裂付材で成立する)。このように計装化試験で変位を記録することから、COD や SZW が簡便に推定できるわけである。

3.4 J 積分値

詳細は省略するが、650°C 焼もどし材における J_{Id} と破面観察より求めた SZW_c の試験温度による変化がほぼ対応しているのが確認された。また J_{Id} の遷移曲線も curve fitting 法でよく近似できることが認められた。ただし J_{Id} 半値温度 (T_0) は、Fig. 5 の C_V 半値温度にくらべて 42°C 上昇した。これは、主にノッチの鋭さと深さの影響によると考えられる。しかしこの半値遷移温度はいずれにしても便宜的なものであつて、その物理的な意味は希薄である。むしろ従来計装化シャルピー試験等で判定されている、最大荷重点で脆性に転移する (C_V が E_i と等しくなる) 遷移温度 vT_{RPm} ¹¹⁾ や、 J_{Id} では SZW_c に達した後に脆性破壊するときの温度 (具体的には上部棚域から遷移域に移る時の肩温度) を捉えて議論の方が意義があると思われる¹¹⁾。このような遷移温度を定量的に算定するような方法も、今後検討する必要があると考える。

Fig. 8 には、各焼もどし材の室温での J_{Ic} 、 J_{Id} の値を示した。 J_{Id} の 200°C、350°C 焼もどし材では、脆性破断を示し、この時の J は J_0 であつた。他は一応平面歪み条件を満たしている。この時の SZW_c の値

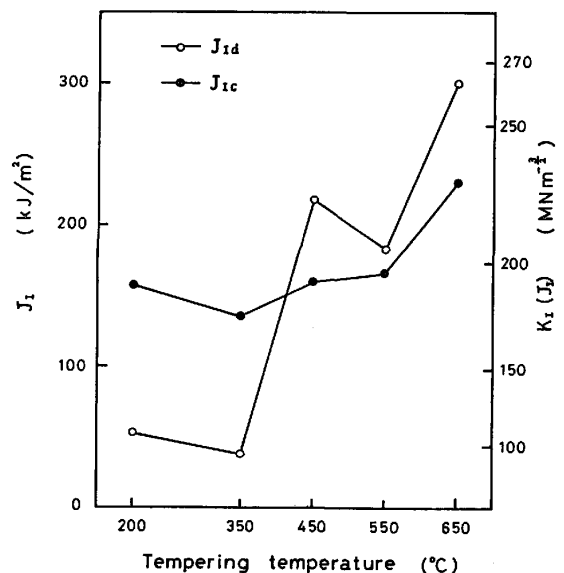


Fig. 8. J_{Ic} and J_{Id} values of the material.

Table 4. SZW_c values of the material.

Tempering temp.	200°C	350°C	450°C	550°C	650°C
SZW _c in J_{Id} test (μ)	29	49	110	125	160
SZW _c in J_{Ic} test (μ)	105	80	122	120	150

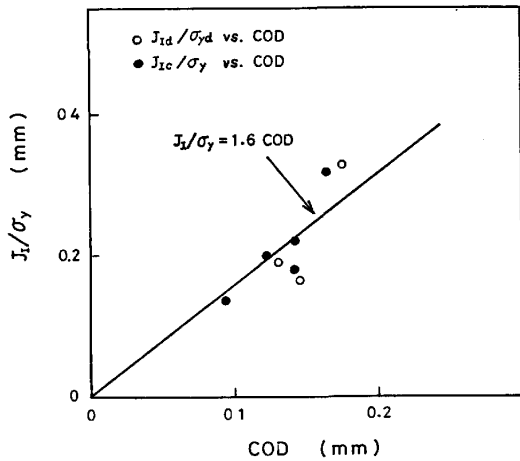


Fig. 9. Relationship between J_I/σ_y and COD.

は Table 4 に示すとおりで、延性破壊で破断する限り、SZW_C に歪み速度依存性は認められない。450°C 以上の焼もどし材で、 J_{Id} が J_{Ic} より高くなっているが、 J_{Id}/J_{Ic} 比はほぼ Table 2 に示した σ_{yd}/σ_y 比に等しく、降伏強度の歪み速度依存性が反映したものである。 J_I/σ_y で比較すると、差はないものといえよう。

Fig. 9 は、本実験で各材について(16)式から求めた COD と、その時の J_I/σ_y 値を示したものである。ここで、

$$J_I/\sigma_y = 1.6 \cdot \text{COD} \dots \dots \dots (20)$$

の関係が、静的、動的な場合について成立するのが認められる。

3.5 $K_{Ic}(J_I)$, $K_{Id}(J_I)$ と引張特性値との関係

HAHN と ROSENFELD¹⁴⁾は、次に示す K_{Ic} と引張特性値との関係式を求めている。

$$K_{Ic} = 5 \{ 2E\sigma_y \epsilon_f' (n^2 + 0.0005) \times 10^{-3} \}^{1/2} \dots \dots \dots (21)$$

(MNm^{-3/2})

ここで E はヤング率、 ϵ_f' は平面歪み引張試験片での真破壊歪、 n は加工硬化指数である。

本実験で求めた室温での引張特性値から、(21)式を用いて算出される $K_{Id}(\text{cal})$, $K_{Ic}(\text{cal})$ と、 J_{Id} , J_{Ic} から次式によつて換算した $K_{Id}(J_I)$, $K_{Ic}(J_I)$ との対応を調べた結果を Fig. 10 に示す。

$$J_I = (1-\nu^2) K_I/E \dots \dots \dots (22)$$

ν はポアソン比

本供試材でもこのように両者がほぼ一致したことから、引張試験のみによつても、およその破壊靱性値を推定することの有効性が認められたといえる。なお $K_{Id}(\text{cal})$ の算出にあつては、求めた σ_{yd} と ϵ_f' (これから(10)式より ϵ_{fd} を推定した) を用いた。

ところで、一般に最も良く知られている ROLFE と NOVAK¹⁵⁾による K_{Ic} と上部棚延性域での C_V との相関

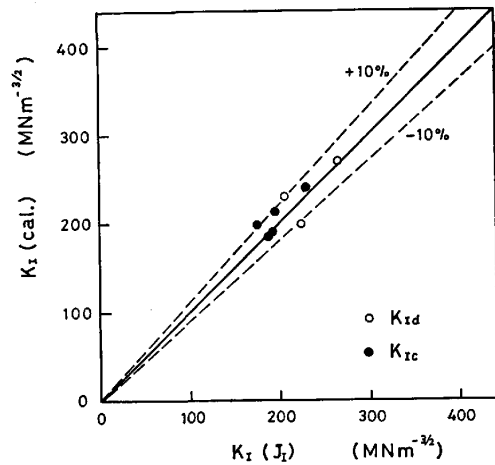


Fig. 10. Comparison between $K_{Ic}(\text{cal})$ and $K_{Ic}(J_I)$.

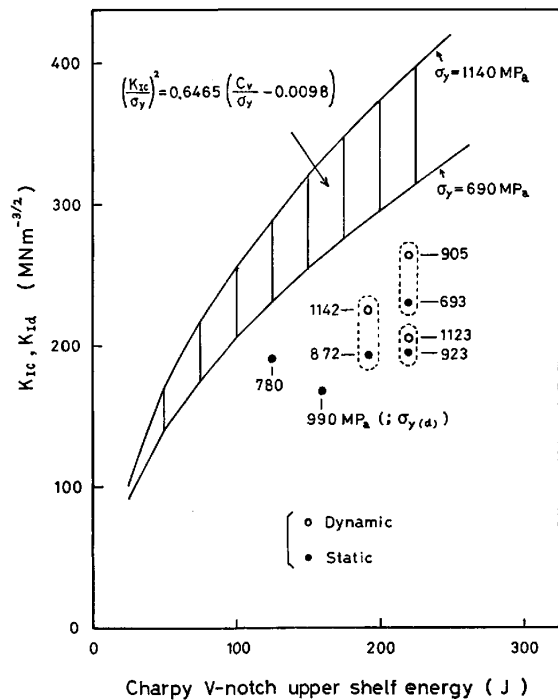


Fig. 11. Comparison between the Rolfe-Novak Correlation and measured values of K_{Ic} , K_{Id} and C_V .

式は、次のとおりである (SI 単位に換算して示す)。

$$(K_{Ic}/\sigma_y)^2 = 0.6465 \{ C_V/\sigma_y - 0.0098 \} \dots \dots \dots (23)$$

(m, J/MPa)

ここで K_{Id} の場合は、 σ_{yd} を用いれば、同様に扱えるものと考えられる。本実験により室温で求めた $K_{Id}(J_I)$, $K_{Ic}(J_I)$ を C_V に対してプロットするとともに、本供試材の σ_y に対して、(23)式が占めるべき範囲を示したが、Fig. 11 である。これによれば、(23)式の関係は本実験結果とかなり食い違っている。(23)式は σ_y が 760 ~ 1700 MPa, C_V が 31 ~ 121 J の範囲のものについてえられたもので、本実験の場合 σ_y の範囲にほぼ問題はな

いものの、 C_V 値はこの範囲を越えている。このような点も原因に考えられるが、 K_{Ic} 値が破壊の発生特性に関する数値である以上、計装化シャルピー試験で求められる E_i 値との相関を、今後考えてゆくことが必要かも知れない。

以上のような点も含め、今後より良好な簡便推定式を確立することが重要と考える。

4. 結 言

実験室的に熱処理を施した原子炉圧力容器用 A533B 鋼を対象に、計装化衝撃試験を行い、引張試験、破壊靱性試験からえられる各特性値との相関性を調べ、次のような結論をえた。

(1) 本供試材の動的引張降伏応力 σ_{yd} (衝撃速度 2.3~5.1 m/s) の静的な値に対する比、 σ_{yd}/σ_y は 1.2~1.3 である。また引張/曲げ降伏応力比は約 2 である。一方、延性破壊する限りにおいて、真破壊歪み ϵ_f の歪み速度依存性はあまりみられない。

(2) 計装化シャルピー試験によつて、降伏曲げ荷重を測定すると、SERVER の式からその時の動的引張降伏応力が精度よく推定できることが確認できた。

(3) 平面歪み引張試験片における真破壊歪み ϵ_f' の単純引張試験片での値 ϵ_f に対する比 ϵ_f'/ϵ_f は、0.66~0.68 であつた。この値は、シャルピー V ノッチ試験片の変位量から推定される $\epsilon_{fd, CVN}$ とほぼ対応した。

(4) V ノッチシャルピー特性の温度依存性を調べ、全吸収エネルギー C_V の遷移曲線は、curve fitting 法でよく近似できることを示した。また降伏点脆性破壊する時の荷重から、試料の限界へき開応力が簡単に推定できることを示した。

(5) 計装化シャルピー試験で、荷重点変位を測定することから、簡便に COD や SZW が推定できる。

(6) J_{Id}/J_{Ic} 比は、 σ_{yd}/σ_y 比にほぼ等しい。一方 SZW_c は歪み速度による変化はほとんど見られない。延性破壊の場合、J 値の歪み速度依存性は主として降伏

強度の歪み速度依存性が反映したものと考えられ、本実験では $J_{I}/\sigma_y=1.6 \cdot \text{COD}$ の関係が静的、動的試験の場合に認められた。

(7) J_{Id} の温度依存性も curve fitting 法でよく近似できる。しかし J_{Id} および C_V における遷移温度を比較する場合、その半値温度を用いることは物理的にあまり意義は認められない。

(8) HAHN と ROSENFELD による相関式で、引張特性値からおよその破壊靱性値 (静的および動的) が推定できることを確認した。一方 ROLFE と NOVAK による衝撃値に関する推定式は、かなり危険側の数値となり、検討が必要と考えられた。

文 献

- 1) 小林俊郎: 日本金属学会会報, 12 (1973), p. 543
- 2) J. R. RICE, P. C. PARIS, and J. G. MERKLE: ASTM STP, 536 (1973), p. 231
- 3) 小林俊郎, 松原 等, 上田倣完: 鉄と鋼, 67 (1981), p. 2216
- 4) 小林俊郎, 松原 等, 藤井 斎, 上田倣完: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 1939
- 5) R. ROBERTS and C. NEWTON: WRC Bulletin, 265 (1981), p. 1
- 6) D. P. CLAUSING: Int. J. Frac. Mech., 6 (1970), p. 71
- 7) W. L. SERVER: ASTM STP, 668 (1979), p. 493
- 8) H. A. LEQUEAR and J. D. LUBAHN: Weld. J., 33 (1954), p. 585
- 9) T. R. WILSHAW: JISI, 204 (1966), p. 936
- 10) W. OLDFIELD: ASTM Standardization News, 3 (1975) 11, p. 24
- 11) 小林俊郎, 高井耕一, 間庭秀世, 日本金属学会誌 30 (1966), p. 700
- 12) A. S. TETELMAN, R. A. WULLAERT, and D. R. IRELAND: Proc. Appl. Frac. Mech. Pres. Vessel Tech (Inst. Mech. Engrs, 1971), p. 85
- 13) D. BROEK: Eng. Frac. Mech., 6 (1974), p. 173
- 14) G. T. HAHN and A. R. ROSENFELD: ASTM STP 432 (1968), p. 5
- 15) S. T. ROLFE and S. R. NOVAK: ASTM STP, 463 (1970), p. 124