

計装化シャルピー衝撃試験における荷重-変位曲線 および吸収エネルギーに及ぼす 衝撃刃先端曲率半径の影響

森田 繁樹*・小林 俊郎*²・新家 光雄*²・戸田 裕之*²・赤堀 俊和*²

Effects of Striker Edge Radius on Load-Deflection Curve and Absorbed Energy in Instrumented Charpy Impact Test

Shigeki MORITA, Toshiro KOBAYASHI, Mitsuo NIINOMI, Hiroyuki TODA and Toshikazu AKAHORI

Synopsis : The striker edge radii of instrumented Charpy impact testing machine standardized in ISO and ASTM are different. Both edge radii are standardized in JIS. However, the effects of striker edge radii on load-deflection curve and absorbed energy are still unclear.

In the present study, the effects of striker edge radii, which are standardized in ISO and ASTM, that is, striker edge radii of 2 mm and 8 mm, on load-deflection curve and absorbed energy in instrumented Charpy impact tests were investigated. There is no difference in values of absorbed energy per unit ligament area between the two different striker edge radii when the values are less than 0.75 J/mm². However, striker edge radius according to ASTM, that is, a striker edge radius of 8 mm, is not appropriate for Charpy impact test method because the four, instead of three, point bending condition occurs during fracture process of specimen with high absorbed energy. The effect of brinell deformation on absorbed energy measured in both striker edge radii is very small.

Key words : instrumented Charpy impact test; absorbed energy; striker edge radius; ductile-brittle transition.

1. 緒言

計装化シャルピー衝撃試験法は、簡便かつ迅速に試験を行うことができる上に、得られる情報も豊富なことから、世界中に広く普及している。そのため、計装化シャルピー衝撃試験法に関して、様々な規格が世界中で制定されている¹⁻⁵⁾。これらの規格には、衝撃刃、変位検出器、増幅器、データ処理装置に関する規定のほか、データ処理パラメータについても規定されており、計装化シャルピー衝撃試験法に関する様々な点について規定されている。一方で、計装化シャルピー衝撃試験法は、各国でそれぞれ規格化されており、統一されていないのが現状である。それゆえ、計装化シャルピー衝撃試験法は、準拠する規格によって得られる測定値が異なる可能性を有している。シャルピー衝撃試験法は、従来からスクリーニング試験法として広く普及しており、準拠する規格によって得られる測定値が異なることは非常に重要な問題である。そこで、世界の主要規格に規定されているシャルピー衝撃試験機の諸元を比較してみると、顕著な違いは、衝撃刃先端形状のみである⁶⁾。この衝撃刃先端形状は、ASTM規格の先端曲率半径8 mmとISO規格を含むその他規格の先端曲率半径2~2.5 mmに大

別することができる。これまで、先端形状の違いにより、得られる測定値が異なることが報告されている⁷⁾。それゆえ、衝撃刃先端形状について各国の規格が統一されれば、さらに高度な材料の力学的特性の定量的評価が可能となり、計装化シャルピー衝撃試験法の信頼性も向上すると期待される。

一方、このような報告がなされているにも拘わらず、国内では国際規格整合化方針に基づき⁸⁾、1999年にJIS B 7722⁹⁾が改正され、衝撃刃先端形状においてISOに準拠したこれまでの先端曲率半径2 mm (以下、R2とする)に加え、ASTMに準拠した先端曲率半径8 mm (以下、R8とする)が新たに加えられた。それゆえ、単一の規格内であるにも拘わらず、得られる測定値が異なることになる可能性が高い。このことは、試験法として非常に重要な問題である。R8の衝撃刃は、主に低靱性材料に対してシャルピー衝撃試験が行われていた1940年代前半に衝撃時に衝撃刃先端が試験片に食い込むブリネル変形を低減するために考案された。Ruth¹⁰⁾は、このブリネル変形量がR2およびR8の衝撃刃において異なり、16 J程度の低い吸収エネルギーを示す材料においてブリネル変形による影響が大きくなることを報告している。また、Nanstadら¹¹⁾は、200 Jレベル

平成16年8月30日受付 平成17年1月31日受理 (Received on Aug. 30, 2004; Accepted on Jan. 31, 2005)

* 豊橋技術科学大学 (現: 佐賀大学) (Toyohashi University of Technology, now Saga University, 1 Honjo-cho Saga 840-8502)

*2 豊橋技術科学大学 (Toyohashi University of Technology)

の高い吸収エネルギーを示す試験片に対して、R8の衝撃刃は、R2の衝撃刃と比べて、高い吸収エネルギーを示すことを報告している。しかし、これまでの報告では、ブリネル変形が変位および吸収エネルギーに及ぼす定量的な影響や破壊形態に及ぼす影響については明らかにされていない。

そこで、本研究では、まずR2およびR8の衝撃刃を用いて試験片の破断過程において計測される荷重値に及ぼす衝撃刃先端形状の影響を調査した。また、靱性レベルの異なる材料に対して計装化シャルピー衝撃試験を行い、荷重-変位曲線および吸収エネルギーを調査するとともに、A508cl.3鋼の延性-脆性遷移曲線を測定することにより衝撃刃先端形状が破壊形態に及ぼす影響を調査した。さらに、異なる刃先端形状を用いて計測される変位および吸収エネルギーに及ぼすブリネル変形の影響を調査した。

2. 実験方法

2.1 供試材および試験片

本研究で試験に供した材料は、靱性レベルの異なるAC4CH-T6アルミニウム合金、6061-T6アルミニウム合金、SS400鋼およびA508cl.3鋼の4種類である。各供試材の化学組成をTable 1に示す。

計装化シャルピー衝撃試験用の試験片には、上記各供試材からなる標準シャルピーV切欠き試験片¹²⁾を用いた。なお、SS400鋼の試験片では、容量100Jの計装化シャルピー試験機で $E_0 \geq 3E_r$ ($E_0 = mr \cdot \cos(\alpha)$: 付加エネルギー (m : ハンマー重量, r : ハンマー重心から回転中心までの距離, α : ハンマー持ち上げ角度), E_r : 後述する指針エネルギー) を満たすように¹³⁾、試験片に $a/W=0.7$ (a : スリット長さ, W : 試験片幅) となるようにスリットを導入した。

2.2 計装化シャルピー衝撃試験機

試験機には、衝撃刃の交換が可能な容量100Jおよび490Jの計装化シャルピー衝撃試験機を用いた。衝撃刃には、Fig. 1に模式的に示すISO規格に準拠したR2およびASTM規格に準拠したR8の先端形状を有する2種類を用いた。試験片支点間距離はすべての試験において40mmとした。各試験片に対する試験条件をTable 2に示す。

荷重は、衝撃刃先から15mmの位置での左右側面に貼付した2枚のアクティブゲージと2枚のダミーゲージにより構成されたブリッジ回路により検出した電圧値に、あらかじめ求めておいた荷重較正値を乗じることで求めた。なお、衝撃刃に貼付された歪みゲージはすべて半導体歪みゲージである。変位は、ハンマー回転軸に装着されたポテンシオメータにより検出した電圧値に、あらかじめ求めておいた変位較正値を乗じることで求めた。

ハンマーの持上角と振上角の差から計算される吸収エネ

Table 1. Chemical compositions of samples used in this study (mass%).

	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Al
AC4CH-T6	6.76	0.07	-	-	0.36	-	-	0.13	bal.
6061-T6	0.73	0.20	0.25	0.11	1.00	0.05	0.06	0.02	bal.

	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V	Cu	Al	Fe
SS400	0.13	0.12	0.67	0.016	0.17	-	0.01	-	-	0.01	0.016	bal.
A508 cl.3	0.17	0.26	1.46	0.003	0.001	0.76	0.14	0.51	0.002	0.01	0.17	bal.

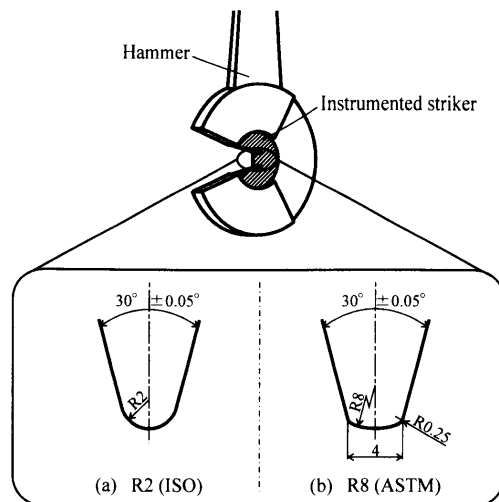


Fig. 1. Schematic illustrations of striking edge shapes of (a) R2: edge radius of 2 mm according to ISO standard and (b) R8: edge radius of 8 mm according to ASTM standard for instrumented Charpy impact tests (mm).

Table 2. Test conditions.

	Machine capacity [J]	Loading velocity [m/s]	Tested temperature [K]
AC4CH-T6	100	1.5	293
6061-T6	100	4.5	293
SS400	100	4.5	293
A508 cl.3	490	5.4	83~293

ルギー（以下、指針エネルギーと称し、 E_r と記す）は、JIS Z 2242¹⁴⁾に従い算出した。荷重-変位曲線下の面積から求められる吸収エネルギー（以下、計装化エネルギーと称し、 E_t と記す）は、JIS B 7755²⁾に従い、荷重が立上ってから最大荷重を経た後に最大荷重値の2%に低下するまでの荷重-変位曲線下の面積から算出した。

2.3 荷重較正試験

荷重較正試験は、Fig. 2に模式的に示した荷重較正用試験片を用いて行った。本研究では、破断過程における衝撃刃と試験片の接触状態の変化を考慮し、試験片との接触箇所が0°, 22.5°, 45°および67.5°の角度（傾斜角度）を有する荷重較正用試験片を作製した。荷重較正用試験片は、上記のすべての角度においてA508cl.3鋼で作製した。Fig. 3に荷重較正試験の模式図を示す。油圧ポンプにより荷重 P を負荷するが、この荷重は荷重較正用試験片を介して衝撃

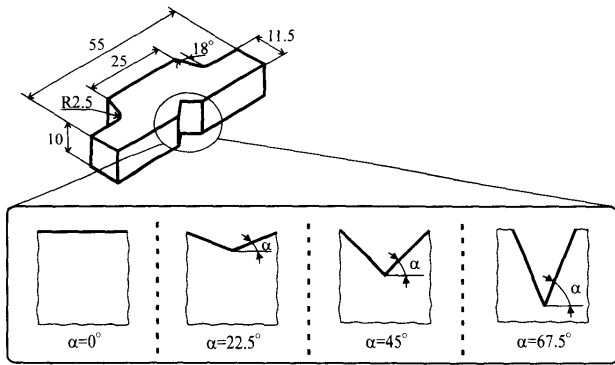


Fig. 2. Schematic illustrations of load-calibration test specimens with various inclined angles.

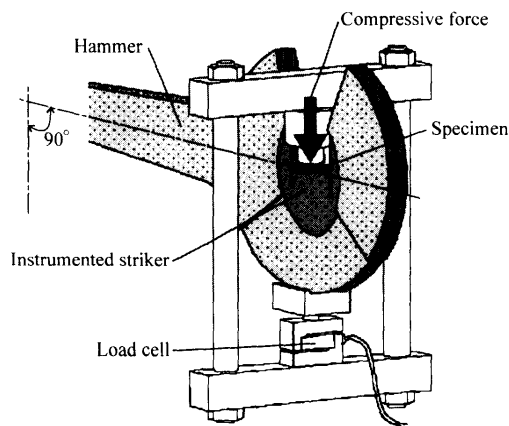


Fig. 3. Schematic illustration of load-calibration test for instrumented Charpy impact test according to JIS B 7755.

刃に伝達される。半導体歪みゲージは対辺2アクティブ法¹⁵⁾のブリッジ回路を形成しており¹⁶⁾、したがって出力電圧 V は1枚の歪みゲージから出力される電圧の2倍となる。荷重校正試験により得られた V と P の関係から荷重校正値 C を次に示す(1)式により求めた。

$$C = \Delta P / \Delta V \cdots \cdots (1)$$

最大負荷荷重 P_m は、荷重校正用試験片の塑性変形が認められない程度の6kNとした。荷重校正試験は各傾斜角度につき3回行い、その平均値をもって各傾斜角度での荷重校正値 C とした。

2.4 ストップブロック試験¹⁷⁾

ブリネル変形量の評価を行うためにストップブロック試験法を用いた。ストップブロック試験法とは、計装化シャルピー衝撃試験機のアンビル部分にストップ・ブロックと称するハンマーを任意の変位量で強制的に停止させる装置を装着して試験片を打撃する試験法である¹⁷⁾。Fig. 4にストップ・ブロック試験法の模式図を示す。本研究では、前述の容量490Jの計装化シャルピー衝撃試験機にストップ・ブロックを装着し、負荷速度2.5m/sで試験片を打撃し、荷重-変位曲線を記録した。打撃後、それぞれの試験

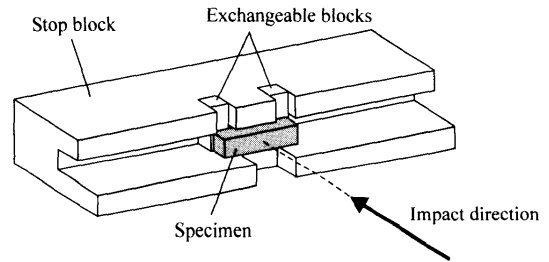


Fig. 4. Schematic illustration of stop block test method for measuring brinell deformation.

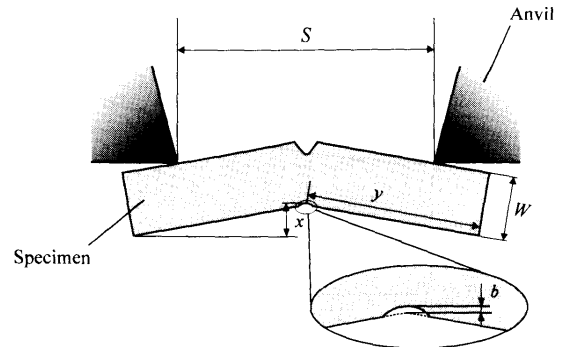


Fig. 5. Schematic illustration of measuring method of brinell deformation depth.

片のブリネル変形量を測定した。幾何学的に推定されるブリネル変形量 b は、Fig. 5に示すノッチ裏側から試験片端までの長さ x および試験片長さ y をデジタル式測定顕微鏡を用いて測定し、次に示す(2)式により算出した。

$$b = [(S/2) \tan\{\sin^{-1}(x/y)\}] - [W/\cos\{\sin(x/y)\}] + W \cdots \cdots (2)$$

ここで、試験片支点間距離 $S=40$ mm、試験片幅 $W=10$ mmである。なお、アンビル部と接触する試験片の2点支持部にもブリネル型の変形が生じる。(2)式の算出方法では、アンビル部と接触する試験片の2点支持部のブリネル変形量を考慮していないが、その量は試験片打撃点に形成されるブリネル変形量の約1/10程度と小さいため¹⁸⁾、無視できるとして扱った。

3. 結果および考察

3.1 荷重校正値に及ぼす衝撃刃先端形状の影響

Fig. 6に荷重校正試験の結果を示す。図は、衝撃刃先端と接触する荷重校正用試験片の接触角度を 0° とした場合の荷重校正値($C_\alpha=0$)を基準とし、それぞれの接触角度での荷重校正値 C の変化率を示している。R2の衝撃刃の荷重校正値は、接触角度に対してほとんど変化しない。一方、R8の衝撃刃のそれは、接触角度に対して大きく変化する結果となっている。試験片がアンビル間をすり抜ける幾何学的に推定される角度¹⁹⁾(図中の一点鎖線)における荷重校正値の変化率は、R2の衝撃刃の場合には1%未満である

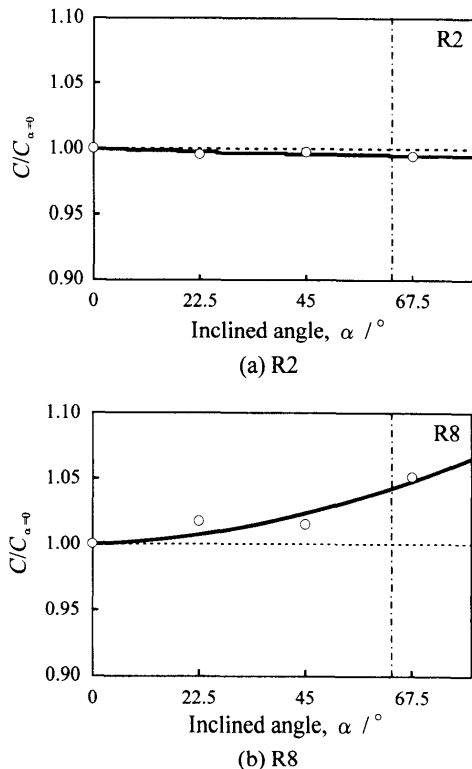


Fig. 6. Effect of inclined angle, α , of calibration specimen on calibration factor, C for striker edge radii of (a) 2 mm (R2) and 8 mm (R8).

のに対し、R8の衝撃刃の場合には約4%である。この結果から、R2の衝撃刃の場合においては衝撃刃と荷重校正用試験片の接触状態がほとんど変化しなかったと考えられるのに対して、R8の衝撃刃の場合においては衝撃刃と荷重校正用試験片の接触面積が減少したと考えられる。これらのことは、歪みゲージ貼付位置に違いはあるものの、衝撃刃先端の形状が矩形であるR8の衝撃刃の場合、先端形状が円形であるR2の衝撃刃の場合と比較して、衝撃刃先端と試験片の間における接触位置の変化による影響が大きいとするKalthoffらの報告¹⁹⁾と一致している。

本実験は、計装化シャルピー衝撃試験における試験片の破断過程における、衝撃刃先端と試験片の接触状態の変化を模擬していると言え、上述の結果からR8の衝撃刃の場合、R2の衝撃刃の場合と比較して、衝撃刃と試験片の接触状態が変化しやすく、それにより荷重値が影響を受けることが確認されたことになる。試験中の衝撃刃と試験片の接触状態は、試験片の変形過程によって大きく異なり、その接触状態を定量的に計測することは、非常に困難である。従って、計装化シャルピー衝撃試験において衝撃刃と試験片の接触状態を考慮した上で荷重の計測を行うことは、ほぼ不可能である。そのため、計装化シャルピー衝撃試験における荷重計測において、衝撃刃と試験片の接触状態の変化が起こりにくいR2衝撃刃の使用が望ましいと考えられる。

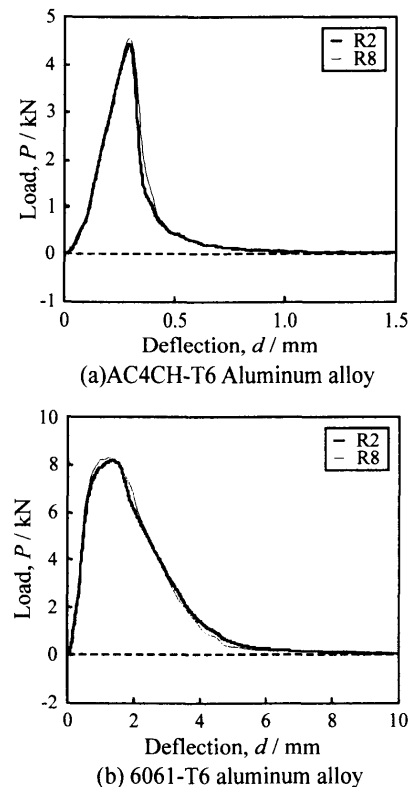


Fig. 7. Typical load-deflection curves obtained from instrumented Charpy impact tests using R2 and R8 striker edges for V-notched Charpy specimens of (a) AC4CH-T6 and (b) 6061-T6 aluminum alloys.

3・2 荷重-変位曲線および吸収エネルギーに及ぼす衝撃刃先端形状の影響

Fig. 7(a)および(b)にAC4CH-T6アルミニウム合金および6061-T6アルミニウム合金試験片につき、R2およびR8の衝撃刃を用いて計装化衝撃試験を行った場合の荷重-変位の原波形に重畳する鋸歯状の振動波を除去した修正波形曲線を示す。両合金の場合ともに立ち上がりから最大荷重を経て立ち下がるまでR2およびR8の衝撃刃間でほぼ一致しており、顕著な違いは確認できず、両衝撃刃で計測される E_I 値は同じ値（それぞれ21Jおよび1J）である。本研究において、AC4CH-T6および6061-T6アルミニウム合金は、低い吸収エネルギーを示す低靱性材料であるが、R2およびR8の衝撃刃の違いによる影響は確認されない。この結果は、衝撃時に衝撃刃先端が試験片に食い込むブリネル変形量がR2およびR8の衝撃刃間で異なり、16J程度の低い吸収エネルギーを示す低靱性材料ではブリネル変形による影響が大きくなり、得られる吸収エネルギーが異なるとするRuthの報告¹⁰⁾と相違する。しかし、低靱性材料におけるブリネル変形に費やされるエネルギーは非常に小さいと考えられ、得られる E_I 値がほぼ同じ値を示すのは、妥当であると考えられる。

Fig. 8にSS400鋼試験片につき、R2およびR8の衝撃刃を用いて計装化衝撃試験を行った場合の荷重-変位の修正波

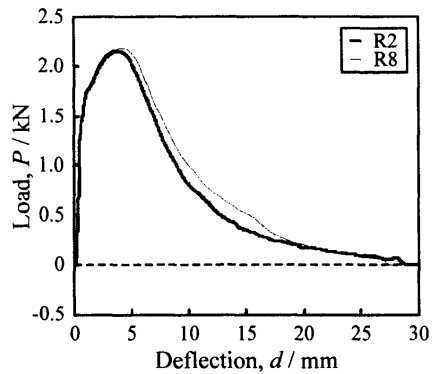


Fig. 8. Typical load-deflection curves obtained from instrumented Charpy impact tests using R2 and R8 striker edges for Charpy specimens of SS400 steel (with $a/W=0.7$).

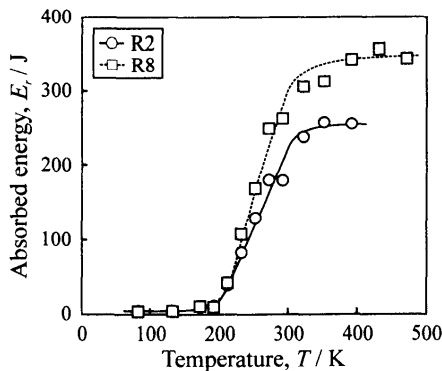


Fig. 9. Ductile-brittle transition curves obtained using R2 and R8 striker edges on A508 cl.3 steel.

形曲線を示す。R2およびR8の衝撃刃の両場合ともに立ち上がりから最大荷重までほぼ同じ曲線を示しているが、最大荷重点以降に違いが確認される。R8の衝撃刃では、R2の衝撃刃の場合に比べ、最大荷重点以降でより高い荷重値を示しており、 E_i 値を求めるとR2およびR8の衝撃刃の場合でそれぞれ24 Jおよび27 Jとなり、R8の衝撃刃の場合に約13%高い E_i 値となった。吸収エネルギーが200 J以上の高靱性材料において衝撃刃先端形状の影響があるというこれまでの報告²⁰⁻²²⁾と異なり吸収エネルギーが20 J程度の材料でも相違が生じた。

3.3 延性-脆性遷移挙動に及ぼす衝撃刃先端形状の影響

Fig. 9にA508cl.3鋼の延性-脆性遷移曲線を示す。下部棚において、R2およびR8の衝撃刃を用いて得られた E_i 値は、ほぼ同じ値となっている。しかし、遷移域および上部棚である233 K以上の温度で得られる E_i 値は、両衝撃刃間で異なっている。以上より、R2およびR8の衝撃刃の違いは、延性-脆性遷移挙動に影響を与え、両衝撃刃間で得られる延性-脆性遷移挙動が異なることがわかる。

Fig. 10にA508cl.3鋼試験片につき、293 KでR2およびR8の衝撃刃を用いて計装化衝撃試験を行った場合の荷重-変位の修正波形曲線を示す。最大荷重点以降において、R2

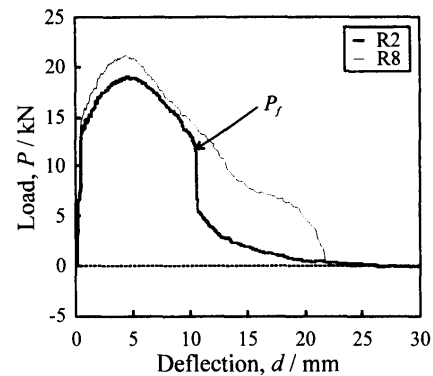


Fig. 10. Typical load-deflection curves obtained from instrumented Charpy impact tests using R2 and R8 striker edges for V-notched Charpy specimens of A508 cl.3 steel at a temperature of 293 K. P_f is the force at initiation of unstable crack propagation.

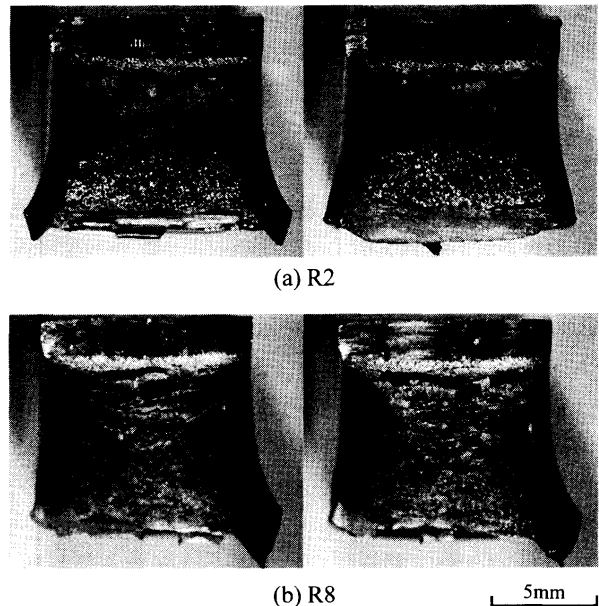


Fig. 11. Fracture surfaces of V-notched Charpy specimens of A508 cl.3 steel after instrumented Charpy impact tests using (a) R2 and (b) R8 striker edges at 293 K.

の衝撃刃の場合に、荷重値が急激に低下している。このことは、R2の衝撃刃の場合に、試験片が最大荷重点以降で脆性破壊したことを示している。一方、R8の衝撃刃では、そのような最大荷重点以降での急激な荷重値低下を示しておらず、緩やかな荷重低下となっており、全破壊過程が延性破壊であることを示す波形となっている。得られた E_i 値は、R2およびR8の衝撃刃でそれぞれ180 Jおよび263 Jで、R2の衝撃刃の場合に比べ、R8の衝撃刃の場合は約46%大きい。Fig. 11にA508cl.3鋼試験片につき、293 KでR2およびR8の衝撃刃を用いて行ったシャルピー衝撃試験後の試験片のマクロ破面写真を示す。観察されたマクロ破面は、得られた荷重-変位曲線の傾向から推察される破壊形態と一致する破壊形態を示している。すなわち、R8の衝撃刃の場合には延性破壊破面のみが観察されるのに対し、R2

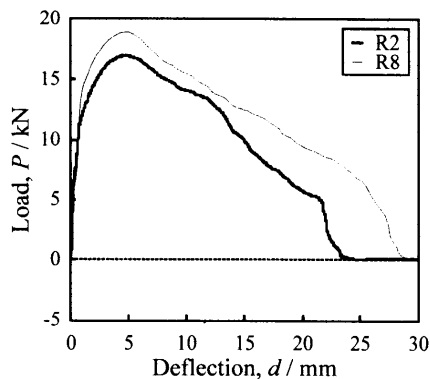


Fig. 12. Typical load-deflection curves obtained from instrumented Charpy impact tests using R2 and R8 striker edges for V-notched Charpy specimens of A508 cl.3 steel at a temperature of 353K.

の衝撃刃の場合には脆性破壊破面も観察される。以上より、衝撃刃先端半径の違いは、試験片の破壊形態に影響を及ぼし、得られる E_I 値に大きく影響を与えることがわかる。

Fig.12にA508cl.3鋼試験片につき、その衝撃吸収エネルギー遷移曲線の上部棚の温度に相当する353KでR2およびR8の衝撃刃を用いて計装化衝撃試験を行った場合の荷重-変位の修正波形曲線を示す。衝撃吸収エネルギー遷移曲線の上部棚の温度に相当する353Kでは、R2およびR8の衝撃刃の両場合ともに延性破壊を示す波形となっている。しかし、R8の衝撃刃の場合に、R2の衝撃刃の場合に比べ、最大荷重点以降でより高い荷重値を示している。得られた E_I 値は、R2およびR8の衝撃刃でそれぞれ258Jおよび312Jで、R2の衝撃刃の場合に比べ、R8の衝撃刃の場合は約21%大きい。

Fig.13にA508cl.3鋼試験片につき、133Kおよび293Kでの試験後の試験片打撃部分における衝撃刃痕を示す。低い吸収エネルギーを示し脆性破壊のみの破壊形態を示す133Kで、R2およびR8の衝撃刃によって破断した試験片間で衝撃刃痕に顕著な違いは確認されない。しかし、高い吸収エネルギーを示す延性破壊と脆性破壊の混在する破壊形態である293Kでは、R8の衝撃刃の場合に、R2の衝撃刃の場合に比べ、非常に大きな衝撃刃痕が確認される。R8の衝撃刃における衝撃刃痕が形成される箇所は、衝撃刃のエッジ部に相当している。以上より、R8の衝撃刃を用いた場合の試験片の破断過程において、試験片が衝撃刃のエッジ部で強く塑性変形している。荷重-変位曲線、マクロ破面および衝撃刃痕より233K以上の遷移温度域および上部棚における温度では、変形様式が三点曲げ状態から四点曲げ状態に変化していると考えられる。

Fig.14にAC4CH-T6アルミニウム合金、6061-T6アルミニウム合金、SS400鋼およびA508cl.3鋼試験片につき、R2およびR8の衝撃刃を用いて計装化衝撃試験を行った場合に得られた単位リガメント面積当たりの E_I 値を示す。試験片の単位リガメント面積当たりの E_I 値が図中に示す

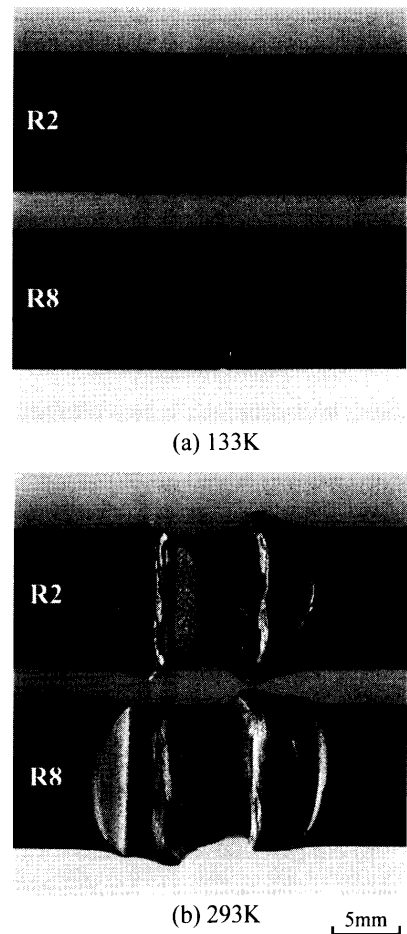


Fig. 13. Undersides of V-notched Charpy specimens of A508 cl.3 steel tested using different striker edge geometries at temperatures of (a) 133K and (b) 293K showing impact tracks of striker edges.

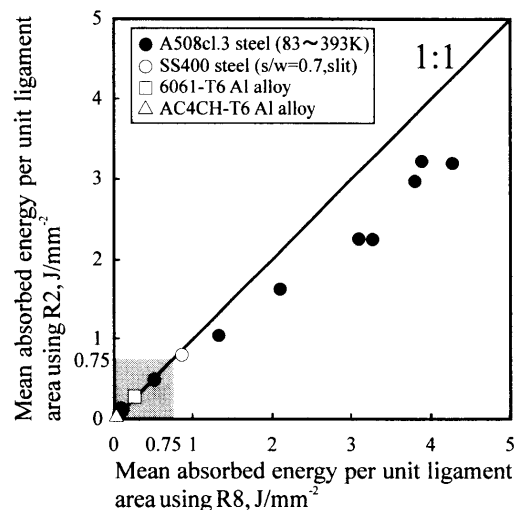


Fig. 14. Absorbed energies per ligament areas for Charpy specimens of AC4CH-T6, 6061-T6 aluminum alloys, SS400 steel and A508 cl.3 steel tested with R2 and R8 striker edges.

0.75 J/mm²以上になるとR8の値が大きくなり1:1の直線からずれてくる。特に、SS400鋼試験片および6061-T6アルミニウム合金試験片は同程度の E_I 値を示したが、SS400鋼

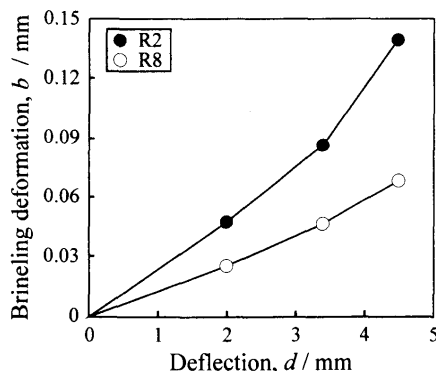


Fig. 15. Relationships between deflection recorded from potentiometer and brinell deformation on V-notched Charpy specimens of A508 cl.3 steel.

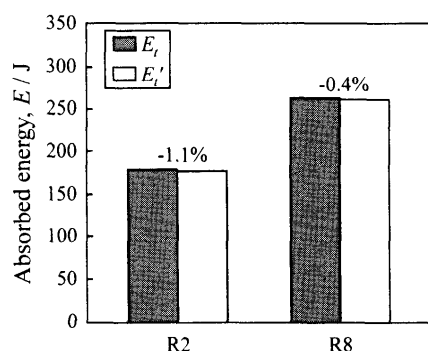


Fig. 16. Comparisons of E_t with E_t' obtained using R2 and R8 striker edges on V-notched Charpy specimens of A508 cl.3 steel.

試験片では、6061-T6アルミニウム合金試験片に比べ、単位リガメント面積当たりの E_t 値が高い。これは、SS400鋼試験片では、スリットを深く導入しているためである。本実験結果は、試験片の単位リガメント面積当たりの E_t 値が図中に示す 0.75 J/mm^2 以下において衝撃刃先端形状の違いは得られる吸収エネルギーにほとんど影響を与えないとするTowers²³⁾の報告と一致する。以上より、計装化シャルピー衝撃試験において供試される試験片寸法は様々であるため、R2およびR8の衝撃刃による靱性評価には、単位リガメント面積当たりの E_t 値で評価する方法が妥当であると言える。

3.4 ブリネル変形量に及ぼす衝撃刃先端形状の影響

Fig.15にA508cl.3鋼試験片につき、R2およびR8の衝撃刃を用いて行ったストップ・ブロック試験における最大荷重点までのブリネル変形量と変位の関係を示す。衝撃刃先端半径の小さいR2の衝撃刃では、衝撃刃先端半径の大きいR8の衝撃刃の場合と比較して、試験片打撃部に形成されるブリネル変形量が大きくなっている。

Fig.16にR2およびR8の衝撃刃を用いた場合にブリネル変形が E_t 値に与える影響を示す。図は、 E_t とブリネル変形を考慮して変位の補正を行い求めた計装化エネルギー E_t' について示してある。なお、棒グラフ上に記載した数値は、

E_t を基準とした E_t' の変化率である。 E_t を基準とした E_t' の変化率は、R2の衝撃刃の場合で約1.1%、R8の衝撃刃の場合で約0.4%であり、各衝撃刃の場合にブリネル変形が E_t に及ぼす影響は小さく、 E_t および E_t' 間に顕著な違いはないと考えられる。

4. 結言

先端形状、すなわち先端曲率半径の異なる衝撃刃を用いて、AC4CH-T6アルミニウム合金、6061-T6アルミニウム合金、SS400鋼およびA508cl.3鋼試験片につき、計装化シャルピー衝撃試験を行い、荷重較正值、荷重-変位曲線、延性-脆性遷移挙動およびブリネル変形量に及ぼす衝撃刃先端形状の影響につき検討し、次の結論を得た。

(1) 破断過程における衝撃刃と試験片の接触状態の変化を考慮した荷重較正試験における荷重較正值の変化率は、R2の衝撃刃の場合1%未満であるのに対し、R8の衝撃刃の場合約4%であった。このことより、R8の衝撃刃では、計測荷重値が試験片との接触状態の変化の影響を受け、試験片の破断が進むにつれ、精确な荷重値の計測ができなくなると考えられる。

(2) A508 cl.3鋼の延性-脆性遷移曲線の測定において、衝撃刃先端形状の違いにより、試験片の破壊形態が異なることがわかった。これは、遷移域および上部棚の試験温度でR8の衝撃刃では、破断過程で試験片の負荷様式が三点曲げから四点曲げに変化するためであると考えられる。

(3) 単位リガメント面積当たりの E_t 値が 0.75 J/mm^2 以下の試験片に対して衝撃刃先端形状の違いは、荷重-変位曲線および E_t 値に影響を与えない。

(4) R2の衝撃刃の場合に試験片打撃点に形成されるブリネル変形量は、R8の衝撃刃の場合のそれに比べ、大きくなる。しかし、 E_t に対するブリネル変形量を考慮して変位を補正した E_t' の変化率は、R2の衝撃刃場合約1.1%、R8の衝撃刃の場合約0.4%であり、衝撃刃先端形状の影響は小さい。

文 献

- 1) ISO/CD 14556: Steel-Charpy V-notch Pendulum Impact Test-Instrumented Test Method, ISO/TC 164/SC 4P/N191 (rev. 2).
- 2) JIS B 7755: 金属用衝撃試験機-計装化装置, 日本工業規格協会, 東京, (1993).
- 3) JIS B 7756: 高分子材料用衝撃試験機-計装化装置, 日本工業規格協会, 東京, (1993).
- 4) ASTM Draft 7: Proposed ASTM Standard Method for Instrumented Impact test of Metallic Materials, ASTM, (1998).
- 5) ESIS Draft 10: Proposed ESIS Instrumented Charpy-V Impact Method, ESIS, London, (1994).
- 6) T.Kawai, M.Etoh, N.Hanawa, M.Shibaike, K.Inoue: *J. Jpn. Soc. Exp. Mech.*, **28** (1983), No. 4, 279.
- 7) D.A.Fink: *ASTM STP*, No. 1072 (1990), 94.
- 8) Y.Yamaguchi and H.Nakano: *J. Jpn. Soc. Exp. Mech.*, **43** (1998), No. 4, 238.
- 9) JIS B 7722: シャルピー振子式衝撃試験機-試験機の検証, 日

- 本工業規格協会, 東京, (1999).
- 10) E.A.Ruth: *ASTM STP*, No. 1248 (1995), 101.
- 11) R.K.Nanstad and M.A.Sokolov: *ASTM STP*, No. 1248 (1995), 111.
- 12) JIS Z 2202 : 金属材料衝撃試験片, 日本規格協会, 東京, (1998).
- 13) T.Kobayashi, I.Yamamoto and M.Niinomi: *Tetsu-to-Hagané*, **72** (1986), 2133.
- 14) JIS Z 2242 : 金属材料衝撃試験方法, 日本規格協会, 東京, (1998).
- 15) 高橋 賞, 河井正安: ひずみ測定入門, 大成社, (1992).
- 16) T.Kobayashi and M.Niinomi: *J. Jpn. Soc. Exp. Mech.*, **1** (1986), 45.
- 17) T.Kobayashi, H.Matsubara, S.Fujii and Y.Ueda: *Tetsu-to-Hagané*, **68** (1982), 1839.
- 18) I.Yamamoto : 平成4年度豊橋技術科学大学博士論文, (1992).
- 19) J.F.Kalthoff, E.van Walle and G.Wilde: *ESIS*, **20** (1996), 25.
- 20) T.Naniwa, M.Shibaike, M.Tanaka, H.Tani, K.Shiota, N.Hanawa and T.Shiraishi: *ASTM STP*, No. 1072 (1990), 67.
- 21) T.A.Siewert and D.P.Vigliotti: *ASTM STP*, No. 1248 (1995), 140.
- 22) M.Tanaka, Y.Ohno, H.Horigome, H.Tani, K.Shiota and A.Misawa: *ASTM STP*, No. 1248 (1995), 153.
- 23) O.L.Towers: *Met. Constr.*, **15** (1983), 682.