C形切欠き試験片によるシャルピー衝撃試験の特性について[†]

猿 木 勝 司* 山 田 明** 青 山 威 恒*

Characteristics of Charpy Impact Tests Using C-Notch Specimens

by

Katsushi SARUKI, Akira YAMADA and Shigetsune AOYAMA

(Toyota Central Research and Development Labs., Inc., Aichi)

Toughness of steels for automobile components is usually evaluated by Charpy impact tests using standard U-notch specimens. However, for components heat-treated to high hardness levels, it is desirable to use C-notch specimens having a similar notch depth but a larger notch root radius than the U-notch specimens.

In the present paper, the impact behaviour of C-notch specimens with notch radii of 2R, 5R and 10R was investigated in Charpy impact tests and compared with that of U-notch ones. Then, discussion was made about suitable notch radius for each impact specimen with different hardness, and the relation of impact properties between C-notch and U-notch specimens was examined.

The results obtained are as follows:

(1) It is recommended to select a suitable combination of notch radius and hardness of a specimen in such a way that the propagating crack may be formed at the maximum load in the load-time diagram during the impact test.

(2) The relationship of the total impact value between C-notch and U-notch specimens for various materials and testing conditions was approximately represented by a bent line having a knee. The straight line under the knee corresponds almost to the relationship of the impact values for crack formation, and the straight line above the knee to that of the impact values for crack propagation.

(3) A 1:1 relation was found to exist for the maximum plastic stress between C-notch and U-notch specimens except those heat-treated to high hardness levels above H_v640 .

(4) The relationship of time period preceding propagating crack formation between C-notch and U-notch specimens was similar to that of impact value for crack formation between the both types.

(5) With increase of the notch radius of specimens, the ductile-brittle transition temperature shifted to lower levels, and the transition temperature range became broadened.

(Received Nov. 14, 1983)

キー・ワード：衝撃曲げ試験，計装化，切欠きじん性

1 緒 言

自動車部品に用いる鋼のじん性は、普通 JIS 3 号 (U形切欠き) 試験片のシャルピー衝撃試験により評価される。しかし、高硬さ材、鋳造材など低衝撃値の場合には、深さを変えないで、切欠き底半径の大きな切欠き (ここではC形切欠きと呼ぶ) を採用したいことも多い^{1,2)}。この場合、C形切欠き試験片による衝撃試験の特性が問題になる。本報では、種々の硬さに熱処理した機械構造用鋼およびばね鋼のC形切欠き (2R,

5Rおよび10R切欠き) 試験片について、U形切欠き試験片と対比しながら、計装シャルピー衝撃試験を実施し、各試験片の特性を明らかにする。

2 試験方法

2・1 試験材および試験片

Table I に示す試験材から、Fig.1 に示すように JIS 3 号 (U形切欠き) 試験片と3種類のC形切欠き試験片を機械加工によって作り、その後 Table II に示す熱処理を施した。Fig.1 には参考のために各試験片の切欠き部の応力集中係数を、また Table II には

[†] 原稿受理 昭和58年11月14日

* 正 会 員 (株)豊田中央研究所 愛知県愛知郡長久手町長湊横道

** (株)豊田中央研究所 愛知県愛知郡長久手町長湊横道

*1 Fig.1 中 () 以外は純曲げ、() は支点間距離を 40 mm としたときの3点曲げの応力集中係数。

Table I. Chemical composition of materials tested (%).

Steel	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo
S55C	0.50	0.25	0.70	0.030	0.009	0.15	0.06	0.08	—
SCM 440	0.38	0.24	0.75	0.011	0.009	0.21	0.09	1.10	0.29
SUP 9	0.52	0.31	0.79	0.015	0.013	0.09	0.08	0.80	—

Fig. 1. U-notch and C-notch specimens.

Table II. Heat-treatment.

Steel	Condition of heat-treatment (symbol)	Vickers hardness (Hv)
S55C	850°C 1/2 hr O.Q., 650°C 2 hr O.C. (650T)	238
	870°C 1/2 hr A.C. (N)	257
SCM 440	850°C 1/2 hr O.Q., 200°C 2 hr O.C. (200T)	610
	850°C 1/2 hr O.Q., 400°C 2 hr O.C. (400T)	450
SUP 9	850°C 1/2 hr O.Q., 150°C 2 hr O.C. (150T)	716
	850°C 1/2 hr O.Q., 200°C 2 hr O.C. (200T)	644
	850°C 1/2 hr O.Q., 600°C 2 hr O.C. (600T)	322

熱処理別を示す記号, 熱処理後の硬さを記入した。このうち SCM 440-400T のC形切欠き試験片は 2R, 5R の2種類とした。

2.2 試験装置および試験方法

試験には, ひょう量 30 kgfm のシャルピー衝撃試験機を用いた。試験時の荷重は, Fig.2 に示すように, 片持はり形に構成した左右のアンビルの曲げひずみを, 半導体ひずみゲージで検出する方法により求めた。なお, すべての試験材, 熱処理条件につき常温 (R.T.) 試験を行ったほか, S55C-650T, N, SCM440-400T

Fig. 2. Load measuring device of Charpy impact tester.

については試験温度を変えた試験も実施した。

3 結果と考察

3.1 荷重-時間線図

Fig. 3. Examples of load-time diagrams (SCM440 tested at room temperature).

Fig. 4. Examples of load-time diagrams (SUP9 tested at room temperature).

Fig. 5. Examples of load-time diagrams (S55C -N tested in transition temperature range).

計装衝撃試験によって得られた荷重-時間線図の一例を, Fig. 3, 4 および 5 に示す. Fig. 3 は SCM 440 -200T と 400 T の常温試験, Fig. 4 は SUP9-150T, 200T および 600 T の常温試験, Fig. 5 は S55C-N の温度別試験の結果である.

衝撃試験と同じ負荷条件の静曲げ試験等による検討によれば, 巨視的クラックは, U形切欠き試験片では Fig. 6 (a)に示すように通常最大荷重点Aで発生し, 直ちに進展を始めるため, 荷重が低下する. しかし, 切欠き半径が大きい場合は, Fig. 6 (b)に示すように, 最大荷重点B付近でクラックが発生しても直ちに進展せず (この時点でクラックの認められない場合もある), その間に荷重はゆるやかに減少し, その後クラックが進展を始めると (C点) やや急な荷重減少過程を示す.

Fig. 6. Schematic diagrams of load-time relation.

ちなみに, 図示した荷重-時間線図では, Fig. 4 の SUP9-600T, 5R および 10R 切欠き, Fig. 5 の S55C-N, 5R および 10R 切欠きの場合は, 最大荷重点とクラック進展開始点 (図中矢印で示す) が一致していないと考えられる. また, Fig. 3 の SCM440-400T, 5R 切欠きの結果は, Fig. 6 に示す(a), (b)の中間的な性質を示している.

Fig. 6 (b)型における, 最大荷重に続く荷重低下は, 主に試験片危険部の断面変化 (引張試験における絞りに相当) によるもので, クラックの発生, 進展と直接的な関係はないと思われる. すなわち, 切欠き部は広い範囲にわたってかなりの塑性変形を受けた後, クラックが進展し始めるため, Fig. 6 (b)の BC 間は材料の切欠きじん性というより変形能に近い性質を反映している. したがって, 衝撃試験としては, Fig. 6 の(b)型を呈するような試験材と切欠き形状の組合せは, なるべく避けるのが好ましいと思われる.

常温における全試験結果を, 組織別硬さ順に並べ, 最大荷重点とクラック進展開始点 (すなわち後で述べる進展クラック形成点) の一致, 不一致を調査して, Table III に示した. 一致限界は組織, 硬さと関連しており, 焼入焼もどし組織の場合, H_V610 以上では 10R 切欠きでも両者は一致するが, H_V450 以下では 5R 切欠き, さらに H_V240 程度では少なくとも U形切欠きを適用しないと, 両者は一致しないことがわかる.

Table III. Relation between maximum load point and propagating crack formation point in load-time diagram.

(Coincident ○, Quasi-coincident ●, Not coincident ●)

Micro structure		Vickers hardness (Steel)	U	2R	5R	10R
Quenched and tempered	Martensitic	H_V716 (SUP 9)	○	○	○	○
		H_V644 (SUP 9)	○	○	○	○
		H_V610 (SCM 440)	○	○	○	○
	Sorbritic	H_V450 (SCM 440)	○	○	●	—
		H_V322 (SUP 9)	○	○	●	●
		H_V237 (S55C)	○	●	●	●
Normalised	Ferrite-pearlitic	H_V257 (S55C)	○	○	●	●

なお, Fig. 6 の(b)型の場合, かりに C点までを進展クラック形成までの挙動として取扱うと, Fig. 4, 5 からわかるように, C点以降は(a)型でみられるA点以降のクラック進展挙動に近い挙動を示しているから,

Fig. 7. Impact values versus test temperature (S55C-N).

破断までの挙動を統一的に取扱うことができる。すなわち、(b)型の場合にも(a)型の延長として考えるには、C点を分界点とするのが良いと思われる。以下の節では便宜的にこの取扱いで実験値を整理した。

3.2 衝撃値

荷重-時間線図を前節の考え方に従って、Fig. 6 に示したように二分し、前部をクラック形成までの力積 A_{ei} 、後部をクラック進展力積 A_{ep} とし、これらの比から全衝撃値 I をクラック形成までの衝撃値 I_{ei} と進展衝撃値 I_{ep} に分割する。このようにして得られた I_{ei} 、 I_{ep} を I とともに、試験温度を横軸にとってプロットした一例を S55C-N について示すと、Fig. 7 のようになる。切欠き半径が大きくなっても、クラック進展衝撃値に顕著なちがいは認められないが、クラック形成衝撃値には明白なレベルの差が認められる。

いま、同じ温度で試験して得られたC形切欠き衝撃値 I_{2R} 、 I_{5R} および I_{10R} とU形切欠き衝撃値 I_U の対応関係を、クラック形成衝撃値については Fig. 8 に、クラック進展衝撃値については Fig. 9 に、全衝撃値については Fig. 10 に示す。これらの図には温度別試験の結果 (○, ⊖, ⊗) のほか、常温のみの試験結果 (⊗, ○, ⊙) も記入してある (以下の図も同じ)。クラック形成衝撃値、クラック進展衝撃値いずれの場合も、ばらつきはあるが、その対応関係は原点を通る直線関係で近似することができる。前者の場合関係線のこう配は、2Rが2.5、5Rが4.5、10Rが6、後者の関係線のこう配は、2Rが1、5Rが0.8、10Rが0.6 となった。クラック形成衝撃値は、切欠き半径に著しく影響を受け、切欠き半径のちがいによる上記対応関係のこう配の差は大きい。クラック進展衝撃値の場合は、切欠き半径のちがい

による上記対応関係のこう配の差は比較的小さい。つぎに、全衝撃値の対応関係は、2R、5R、10Rいずれの場合も、原点を通る直線とそれよりこう配のゆるい直線とからなる折線で近似することができる。原点を

Fig. 8. Relation of crack formation impact values between C-notch and U-notch specimens.

Fig. 10. Relation of total impact values between C-notch and U-notch specimens.

Fig. 9. Relation of crack propagation impact values between C-notch and U-notch specimens.

Fig. 11. Relation of maximum loads (or maximum plastic stresses) between C-notch and U-notch specimens.

通る直線部は、試験片がクラック形成過程で破断する場合に相当し、そのこう配はクラック形成衝撃値の対応関係を示したFig. 8のこう配と全く同じである。また、試験片がクラック進展過程に入って破断すると関係線は折線となり、その部分のこう配はFig. 9と同じである。なお折線の現れ始めすなわち折点の位置は、材料によって異なる。今回の図では S55C-QT（温度別試験）のみ折点が上方にあり、そのちがいは組織および硬さに関連するようである。また、U形切欠きでは中炭素鋼の場合、クラック形成衝撃値の飽和値は大略 5 kgfm/cm^2 と考えられてきた⁶⁾が、これは今回の両折点のほぼ中央値を表している。

3・3 最大応力

Fig. 6 に示すように、最大荷重 $P_{\max}$ を得られた荷重-時間線図から読みとる。この最大荷重から、切欠き底断面の完全塑性を仮定して応力を計算し、それらをC形切欠きとU形切欠きについて比較対応させた結果をFig. 11 に示す。

SUP9 の 150T, 200T のように、硬さが H_v640 を越える高硬さ材では、試験片の破壊はFig. 4 に示すように荷重上昇過程で生じ、切欠き半径の大きいもの程破壊荷重が大きくなる傾向を示し、実験点は図中の関係線より上方に大きくはずれている。しかし、硬さが上記以下の場合には、2R, 5R, 10R いずれについても、最大塑性応力はある程度のばらつきを許せば、ほぼ 1:1 に対応している。

3・4 クラック発生までの時間

Fig. 6 に示すA点またはC点までの時間を、荷重-時間線図から読みとる。この時間を進展クラック形成までの時間 T_{ci} として、C形切欠きとU形切欠きについて比較対応させた結果を、Fig. 12 に示す。

切欠き形状が異なっても最大荷重にあまり差がないから、各C形切欠きとU形切欠きのクラック形成衝撃値の対応関係にみられるこう配の差は、主に進展クラック形成までの時間の差によると考えられるが、図に

Fig. 12. Relation of times up to crack formation between C-notch and U-notch specimens.

はそのことがよく現れている。図中の関係線は、Fig. 8 で求めたこう配によって画いたものであるが、実験点はほぼこの線上に乗っている。

3・5 遷移温度

延性-ぜい性遷移領域を代表させる遷移温度として、一般によく用いられる繊維状破面率50%の温度FATTのほか、Fig. 13 に示すように繊維状破面率が100%となる最低温度100% FAT と15%を呈する温度15% FAT を求め、Table IV に示した。FATT はクラッ

Fig. 13. Representative points of ductile-brittle transition temperature range.

Table IV. Transition temperature of specimens.

Steel	Heat-treatment	Notch	Transition temperature (°C)		
			15% FAT	FATT	100% FAT
S55C	650T	U	(-75)	-19	15
		2R	—	(-70)	-7
		5R	—	(-75)	-10
		10R	—	—	—
	N	U	35	80	130
		2R	-20	38	100
		5R	-75	20	90
		10R	—	-2	80
SCM 440	400T	U	0	160	200
		2R	-35	65	100
		5R	(-80)	60	100

ク伝ば（進展）からみた遷移温度領域の代表点であり、100% FAT はその上限、また15% FAT はその下限を代表する点と考えることができる。

遷移温度は切欠き半径の増加とともに低温側にずれる傾向が認められ、例えばS55C材の場合、FATTはU形切欠きに比べ2R切欠きでは40～50℃、5R切欠きでは55～60℃、10R切欠きで約80℃低くなっている。また100% FAT はこれよりずれ量が小さく、15% FAT は逆にずれ量が大きいようである。このことは言い換えれば、切欠き半径が大きくなると、遷移温度領域の幅が広がるということである。

4 結 言

種々の硬さに熱処理した機械構造用鋼およびばね鋼のC形切欠き試験片について、U形切欠き試験片と比較しながら、計装シャルピー衝撃試験を行った。試験結果の検討から次の事柄が明らかとなった。

(1) C形切欠きの採用に当っては、最大荷重点とクラック進展開始点（進展クラック形成点）とが一致する範囲で、試験材と切欠き形状の組合せを選ぶのが良いと思われる。焼入焼もどし組織の場合、 H_V610 以上では10Rでもよいが、 H_V450 以下では5R以下、 H_V240 程度では少なくともU形切欠きを適用する必要がある。

ある。

(2) C形切欠き衝撃値とU形切欠き衝撃値の対応関係は、原点を通る直線とそれよりこう配のゆるい直線とからなる折線で近似することができる。原点を通る直線部は、クラック形成衝撃値の対応を表しており、そのこう配は2Rの場合2.5、5Rの場合4.5、10Rの場合6となった。また、上方の折線部は、クラック伝ば衝撃値が加わった場合の対応を表しており、そのこう配は2Rの場合1、5Rの場合0.8、10Rの場合0.6となった。

(3) C形切欠きとU形切欠きの最大塑性応力の対応をみると、材料の硬さレベルが H_V640 を越えるときを除けば、大略1:1の関係が成り立っている。

(4) C形切欠きとU形切欠きのクラック進展開始までの時間の間には、(1)で言及したクラック形成衝撃値の対応関係とほぼ同様の関係が成立つ。

(5) 遷移温度は切欠き半径の増加とともに低温側にずれる傾向があるが、このうち100% FAT はずれ量が小さく、FATT、15% FAT となるに従ってずれ量は大きくなる。このことは言い換えれば、切欠き半径が大きくなると、遷移温度領域の幅が広がるということである。

（昭和55年9月18日 第24回材料研究連合講演会にて講演）

参 考 文 献

- 1) G. Steven and J. R. Handyside, Proc. of ASTM, **63**, 1122 (1963).
- 2) 鮎谷清司, 中村弘夫, トヨタ技術, **17**, 147 (1965).
- 3) M. M. Leven and M. M. Frocht, Proc. of SESA, **11**, No. 2, 179 (1954).
- 4) 猿木勝司, 浅野高司, 青山威恒, 材料, **33**, 742 (1984).
- 5) S. Aoyama and K. Saruki, Proc. 9th Japan Congress on Testing Materials, 54 (1966).
- 6) S. Aoyama and K. Saruki, Proc. 10th Japan Congress on Testing Materials, p. 88 (1967).
- 7) D. L. Newhouse, Welding Journal, **42**, 105 (1963).