Hertz の接触理論をふまえた動的有限要素法による シャルピー試験片の衝撃応答に対する刃先半径の影響解析†

高嶋 康人* 半田 恒久** 伊藤 勇佑*** 南 二三吉*

Dynamic Finite Element Analysis Based on the Hertzian Contact Theory for Effect of Striker Radius on Impact Response for Charpy Specimen

by

Yasuhito TAKASHIMA*, Tsunehisa HANDA**, Yusuke ITO*** and Fumiyoshi MINAMI*

In this paper, the influence of striker radius on impact response for Charpy specimen was investigated by means of a dynamic finite element analysis. Three-dimensional explicit finite element analysis was performed by considering the contact stiffness between the Charpy specimen and striker according to the Hertzian contact theory. Charpy impact tests were conducted with instrumented striker for a mild steel. The inertial oscillation in contact load between striker and specimen obtained by finite element analysis was almost consistent with the experimental data measured by instrumented Charpy tests. The striker radius affected the magnitude and period of the peak inertia load. It was found that the magnitude of the peak inertia load increase with increasing in striker radius. On the other hand, the dynamic stress field near the V-notch in the Charpy specimen was not affected by striker radius when the time elapsed more than two times of the oscillation period.

Key words:

Instrumented Charpy test, Dynamic finite element analysis, Hertzian contact theory,
Inertial force, Striker configuration, Oscillation response

1 結 言

シャルピー衝撃試験機の衝撃刃は、規格に応じて刃先半径が異なる。日本の JIS 規格や国際規格である ISO 規格によると、刃先半径が 2 mm の衝撃刃を備えた試験機を利用する。米国の ASTM 規格では、刃先半径が 8 mm の衝撃刃を備えた試験機を利用する。このような衝撃刃の刃先半径の違いは試験結果に影響を及ぼすことが経験的知見により指摘^{1)~7)}されている。吸収エネルギーに対する影響は、200 J 以上になると刃先半径の影響があると報告^{1)や}、100 J 以上になると影響が生じるとする報告³⁾があるが、いずれもぜい性破壊が生じるような吸収エネルギーが小さい場合にはその影響はほとんどないと報告されている。一方で、多くの計装化試験の結果を整理した Lucon の報告⁷⁾によれば、試験片の全面降伏荷重や最大荷重は刃先半径の影響を受けることが指摘されている。

試験片に作用する荷重は、打撃ストライカーが高速衝突するため、慣性によって著しく振動することが知られている。特に打撃直後はこの振動が無視できないほど大きいので、動的破壊じん性を評価するには例えば振動周期の 3 倍以上の時間経過が必要⁸⁾とされている。シャルピー試験片の破壊特性を理解するうえで、荷重や応力場に及ぼす慣性の影響を把握しておくことは重要である。

著者らは、これまでの研究⁹⁾により、試験片と打撃ストライカーの接触剛性が打撃直後の荷重振動に影響することを明らかにした。それをふまえ、著者らは Hertz の接触理論を考慮したモデル化により、計装化シャルピー試験の荷重応答特性を再現する解析手法の研究に取り組んでいる。Hertz の理論によれば、接触剛性は衝撃刃の刃先半径に影響するとされており、計装化シャルピー試験の荷重応答にも影響することが予想される。

本研究では、刃先半径を変化させて Hertz の接触理論で打撃部の接触剛性を求め、それを考慮した 3 次元動的陽解法有限要素解析によってシャルピー衝撃試験で試験片に作用する荷重の過渡応答に対する刃先半径の影響を検討した。はじめに計装化試験機で計測した衝撃荷重の過渡応答と比較することで解析手法の妥当性を検証し、この手法を用いてシャルピー試験片の応力場に対する刃先半径の影響を解析した。刃先半径の違いが試験片の動的応力場や温度上昇量に及ぼす影響を把握した上で、シャルピー試験片の破壊特性への刃先半径の影響を考察した。

2 計装化シャルピー衝撃試験

シャルピー試験片の衝撃負荷時の過渡応答を把握するため、計装化試験機を用いてシャルピー衝撃試験を実施した。試験機は東京試験機(現:東京衡機試験機)製の計

† 原稿受理 平成30年4月10日 Received Apr. 10, 2018 ©2018 The Society of Materials Science, Japan

* 正 会 員 大阪大学 接合科学研究所 〒567-0047 茨木市美穂ヶ丘
Joining Weld. Res. Inst., Osaka Univ., Mihogaoka, Ibaraki, 567-0047.

** JFEスチール(株) スチール研究所 〒260-0835 千葉市中央区
Steel Res. Lab., JFE Steel Corporation, Chuo-ku, Chiba 260-0835.

*** 大阪大学 大学院工学研究科 〒565-0871 吹田市山田丘
Graduate Sch. Eng., Osaka Univ., Yamadaoka, Suita, 565-0871.

装化試験機 CI-500D を用いた。本試験機の秤量は 490 J で、ハンマー重量は 48.36 kg、ハンマーの回転中心軸から打撃点までの距離は 850 mm である。試験機のハンマー刃先形状は JIS 規格および ISO 規格に準拠したものであり、その刃先半径は 2 mm である。シャルピー試験片の形状と寸法は Fig. 1 に示すとおりで、厚さ $B=10$ mm、幅 $W=10$ mm、長さ $L=55$ mm であり、厚さ方向に貫通する V 字切欠きの深さは 2 mm で切欠き底半径は 0.25 mm である。試験片を採取した材料は Table 1 に示す化学成分の軟鋼であり、その機械的性質を Table 2 に示す。試験片は長手方向が鋼材圧延方向と一致するように採取した。

あらかじめ様々な温度でシャルピー試験を行い、吸収エネルギーの温度依存性を把握した。この材料の延性ぜい性遷移温度 vT_s は -40°C であった。本研究の計装化シャルピー試験は vT_s である -40°C で実施した。ドライアイスで低温に制御したエタノール液体中で試験片を冷却し、試験温度の $\pm 2^\circ\text{C}$ 以内で試験片を 10 分以上保持したのち、試験片をエタノールから取り出してから 5 秒以内に衝撃刃によって打撃を与えた。試験は同じ温度で 3 本の試験片を用いて実施した。

Table 1 Chemical compositions of the mild steel tested [mass%].

C	Si	Mn	P	S
0.073	0.20	1.23	0.014	0.005

Table 2 Mechanical properties of the mild steel tested.

σ_Y [MPa]	σ_T [MPa]	ε_T [%]	YR = σ_Y / σ_T
283	412	25	0.69

σ_Y : Yield stress, σ_T : Tensile strength, ε_T : Uniform elongation

Fig. 1 Configuration of the Charpy specimen.

計装化試験機で記録した荷重履歴と荷重点変位履歴を Fig. 2 に示す。打撃直後に荷重は著しく振動しており、時間の経過とともに振動は減衰している。なお、この荷重振動は同じ条件で実施した 3 本の試験片でほぼ同じで再現性があり、試験片ごとのばらつきではなく慣性の影響で生じたものと考えられる。一方で、荷重点変位はほとんど振動せずに、ほぼ一定の速度 5.5 m/s で打撃ストライカーが運動していた。シャルピー試験片の質量はハンマー重量の約 1/1000 であり、運動量保存則を考えると打撃ストライカーの速度を変化させるほどの質量差ではなく、試験中は一定速度で打撃変形を与えたといえる。

Fig. 2 Load-time and displacement-time relationships recorded by instrumented testing machine.

試験片に作用した荷重の振動は再現性があるが、Fig. 2 に示したようにある時点で急激に荷重が低下するものがあり、その時点で不安定破壊が生じていると考えられる。この荷重が急激に低下するタイミングは試験片によって異なるが、これは試験片の不安定破壊開始時期の違いを意味している。本試験は供試材の延性ぜい性遷移温度で実施しており、試験片はあまり変形せずにぜい性破壊するものと大きな塑性変形を伴って延性破壊するものがあった。延性ぜい性遷移温度では吸収エネルギーが大きくばらつくことが知られており、試験片ごとに不安定破壊の生じやすさが異なる。この温度でのシャルピー吸収エネルギーは各試験片でそれぞれ 20.5 J, 22.0 J, 233 J で、最も早い時点で不安定破壊した試験片は 20.5 J であった。

3 接触剛性を考慮した動的陽解法 FEM 解析

3・1 Hertz 理論に基づく接触剛性

シャルピー試験片と打撃ストライカーの間の接触剛性は、打撃による押し込み量 δ [mm] と打撃部に作用する単位長さあたりの荷重 $\bar{P}$ [N/mm] の関係として Hertz の接触理論によって定義でき、近似式として互いに平行な円筒の接触に対する次式¹⁰⁾が提案されている。

$$\delta = \frac{2(1-\nu^2)}{\pi E} \bar{P} \ln \left(\frac{\pi E (r_1 + r_2) e}{2 \bar{P} (1-\nu^2) r_1 r_2} \right) \quad (1)$$

ここで、 E は縦弾性係数 [MPa] (ここでは打撃部と試験片で同じ材質と前提)、 ν はポアソン比、 e は接触だ円の長短径比の関数で与えられる離心率(この場合 1 を用いた)、 r_1 は刃先半径 [mm] であり、 r_2 は試験片表面の曲率で ∞ (平面) である。この近似式は単位の観点で不明瞭な点があるが、荷重と押し込み量の関係が与えられると接触問題の解析が簡易化できる。本研究では、打撃ストライカーの要素と試験片の要素が衝突する初期段階で式(1)の関係が成り立つものと仮定して、接触面での食い込み量と接触力の関係を考慮した。

3・2 シャルピー衝撃試験の FEM 解析

打撃ストライカーの刃先半径 r_1 を変化させて試験片と打撃ストライカーの接触部をモデル化し解析を行っ

た。汎用コード Abaqus/Explicit ver. 6.12 を用いてシャルピー試験片と打撃ストライカーの接触剛性を考慮した動的陽解法弾塑性有限要素解析を実施した。接触部のモデル化では、要素表面の接触に対して接触力と食い込み量の関係を式(1)の関係で接触相互作用の構成則として与えて、Abaqus の接触解析機能¹¹⁾で解析した。なお、式(1)の E と ν はそれぞれ 206000 MPa と 0.3 とした。解析に用いた要素分割を Fig. 3 に示す。全要素数は 18180 で、最小要素の長さ 0.05 mm を弾性波速度で除した値よりも時間増分が小さくなるように解析した。試験片の対称性を考慮して 1/4 部分をモデル化した。打撃ストライカーとアンビルは 3 次元剛体シェル要素でモデル化し、打撃ストライカーの刃先半径は JIS 規格や ISO 規格のシャルピー試験機の標準寸法である 2 mm を中心として 1 mm から ASTM 規格の試験機の標準寸法である 8 mm まで変化した。打撃速度は前章で示した実験での計測結果をふまえて 5.5 m/s で一定とした。

Fig. 3 Mesh division of the Charpy specimen.

Fig. 4 Relationship between strain rate and temperature for determination of material factor A in strain rate-temperature parameter R .

解析に用いる材料特性には、Table 1 に示した軟鋼の特性を採用し、室温・静的条件下での降伏応力を 283 MPa、引張強さを 412 MPa で設定した。降伏応力と引張強さの温度依存性やひずみ速度依存性は、様々な温度や引張速度で実施した丸棒引張試験の結果をふまえて、Bennett and Sinclair が提案したひずみ速度-温度パラメータ R ¹²⁾

を用いて設定した。ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ [s⁻¹] と絶対温度 T [K] を用いてパラメータ R は次式で表される。

$$R = T \ln \left(\frac{A}{\dot{\epsilon}} \right) \quad (2)$$

ここで、係数 A は Fig. 4 に示すひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ [s⁻¹] と絶対温度 T [K] の逆数の関係を実験で求めて決定した。この材料では、降伏応力に対しては $A=10^9$ s⁻¹ であり、引張強さに対して $A=10^{10}$ s⁻¹ であった。本解析に用いた降伏応力と引張強さのパラメータ R 依存性を Fig. 5 に示す。図中の実線はパラメータ R の関数として実験結果を回帰したものを用いている。なお、引張強さ到達時までの塑性変形に伴う発熱による温度上昇を反映して実験結果をプロットした。また、様々な引張速度で求めた一樣伸びのパラメータ R 依存性を Fig. 6 に示す。実験で得られた一樣伸びはパラメータ R にほとんど依存しておらず、ひずみ速度や温度の影響をあまり受けないことがわかる。これと同様の結果が様々な構造用低炭素鋼に対して報告¹³⁾されている。本解析では、一樣伸びは温度やひずみ速度の影響を受けないものとして 25% (室温・静的条件で得られた値) で一定として設定した。任意の温度とひずみ速度における応力-ひずみ関係は、次式の Swift 則に従うとして設定した。

Fig. 5 Yield stress and tensile strength as a function of strain rate-temperature parameter R .

Fig. 6 Uniform elongation as a function of strain rate-temperature parameter R .

$$\bar{\sigma} = \sigma_Y \{1 + (\bar{\epsilon}_p / \alpha)^n\} \quad (3)$$

ここで, $\bar{\sigma}$ は相当応力[MPa], $\bar{\epsilon}_p$ は相当塑性ひずみ, σ_Y は降伏応力[MPa], n は加工硬化指数, α は材料定数である. n と α の値は降伏応力と引張強さ, 一様伸びに応じて一義的に定まり, 次式が成立する.

$$\sigma_T = \sigma_Y (n / \alpha)^n \exp(\alpha - n) \quad (4)$$

$$\epsilon_T = \exp(n - \alpha) - 1 \quad (5)$$

解析では, 任意の温度とひずみ速度における n と α の値を, Fig. 5 と Fig. 6 の関係から式(4)と式(5)を連立して解くことで逐次求めて採用した.

断熱塑性変形による発熱は Taylor and Quinney の報告¹⁴⁾を参考に「塑性仕事の9割が熱エネルギーに換算される」として計算した. この発熱による温度上昇は Table 3 に示した鋼の熱伝導物性値を用いて熱伝導解析によって逐次計算し, 応力解析に反映した.

Table 3 Thermal constants used for FE analysis.

C [J/(kg·K)]	ρ [kg/mm ³]	λ [W/(K·mm)]	α_L [K ⁻¹]
4.69×10^2	7.86×10^{-6}	5.18×10^{-2}	1.2×10^{-5}

C: Specific heat, ρ : Density, λ : Thermal conductivity, α_L : Coefficient of linear expansion

試験片と打撃ストライカーの接触問題の解法には式(1)の Hertz の接触理論に関する近似式を用いたが, 有限要素法で過渡応答を解析するため, 接触部の要素分割が計算結果に影響することが予想される. 荷重の時間応答に対する打撃ストライカーが衝突する部分の要素分割寸法の影響について Fig. 7 に示す. 分割寸法が 0.1 mm と 0.05 mm で解析結果に違いはほとんどないことが確認できる. この結果をふまえて, 本研究では打撃ストライカーが衝突する部分の要素寸法を 0.1 mm としたモデルを用いて検討した.

Fig. 7 Influence of mesh size of contact element on load-time curve computed by dynamic explicit FE analysis.

Fig. 8 Comparison between impact load-time curves measured and computed by dynamic explicit FE analysis.

この解析によって得られた荷重の時間応答を計装化シャルピー試験で計測した結果と比較したものを Fig. 8 に示す. 試験片とストライカーの接触を式(1)の関係で考慮した解析結果は計測値をよく再現できており, 本手法によってシャルピー試験片の荷重応答の解析が可能であることを確認した.

4 荷重応答に対する刃先半径の影響

試験片に作用した荷重の過渡応答について, 刃先半径の影響を Fig. 9 に示す. 打撃直後に荷重が著しく振動しているが, この振動は時間が経過するにつれて減衰している. 材料の塑性変形は試験片の運動エネルギーの減少に寄与する¹⁵⁾ため, この減衰は材料の塑性変形によってもたらされることを確認している¹⁶⁾. 本解析によれば, 打撃ストライカーの刃先半径が大きくなると, 荷重の振動周期は短くなり, 各周期のピーク荷重は高くなることがわかる. これは, Lucon の実験結果⁷⁾のように, 試験片の全面降伏荷重に影響していると考えられる.

Fig. 9 Influence of striker radius on impact response of load-time curves.

Fig.10 Dependence of peak load at each period on striker radius.

Fig.11 Influence of striker radius on contact force between striker and specimen.

Fig.12 Influence of striker radius on oscillation period.

振動周期ごとのピーク荷重について、刃先半径の影響をまとめたものを Fig. 10 に示す。刃先半径が大きくなると各周期のピーク荷重は高くなった。これについて、試験片と打撃ストライカーの接触剛性と関連づけて検討した。刃先半径に応じて式(1)によって求めた接触面に作用する力と押し込み量の関係を Fig. 11 に示す。刃先半径が大きくなると同じ押し込み量に対する荷重が大き

なり、接触剛性が高くなることがわかる。接触剛性が高くなるとわずかな押し込みでも接触面に作用する力が大きくなるため、ピーク荷重が高くなり、荷重振動が顕著となって振幅が大きくなったと考えられる。

荷重の振動周期について、打撃後 1 回目の周期を τ_1 とし、続く 2 回目の周期を τ_2 として、 r_1 との関係を整理したものを Fig. 12 に示す。 r_1 が小さいほど周期 τ_1 と τ_2 は長くなっている。より剛な接触になると荷重振動周期が短くなるということがいくつか報告^{9), 17), 18)}されており、刃先半径が大きくなると接触剛性が高くなることが振動周期に影響している考えることができる。また、試験片の運動エネルギーとひずみエネルギーが等しくなる時間 Transition time, t_T ¹⁹⁾も示している。この t_T 以降になると運動エネルギーよりもひずみエネルギーの方が大きくなり、応力場への慣性の影響が小さくなると報告¹⁹⁾されている。荷重の振動周期 τ_1 と τ_2 は t_T よりも長くなっており、荷重に対する慣性の影響は応力場に対する影響よりも強いことが示唆される。なお、 t_T に及ぼす刃先半径の影響はあまりなかった。

5 シャルピー試験片の応力場に及ぼす刃先半径の影響

延性ぜい性遷移温度において、破壊に対する抵抗値の確率論的性質から、シャルピー試験片は切欠き付近に生じる高い応力によってぜい性破壊を生じる場合と、切欠き底で塑性ひずみが著しく大きくなることでせん断型または微小空洞合体型の延性破壊を生じる場合がある。本研究で実施した計装化シャルピー試験では、最も早期に不安定破壊した試験片のシャルピー吸収エネルギーは約 20 J であり、このときの打撃から破壊発生までの経過時間は約 0.16 ms であった。その時間までの荷重の過渡応答に対する刃先半径の影響が大きいことをふまえ、試験片のぜい性破壊発生までの応力場特性について刃先半径の影響を検討した。

打撃開始からの荷重の振動周期 τ_1 経過した時点や、その 3 倍の時間が経過した時点での切欠き開口方向応力の分布を Fig. 13 に示す。なお、 τ_1 は刃先半径の影響を受けるため、 $r_1=2$ mm での τ_1 である 0.034 ms 経過した時点の応力分布を比較した (Fig. 13(a))。打撃開始から τ_1 経過した時点では、同じ荷重点変位であるにも関わらず応力分布が r_1 によって異なっており、 r_1 は切欠き応力場に影響することがわかる。時間が τ_1 の 3 倍経過したときの応力分布 (Fig. 13(b)) は、 r_1 が 1 mm から 8 mm の範囲にある場合 r_1 によらずほぼ同じとなった。荷重の振動周期は r_1 の影響を受けるのに対して切欠き応力場は打撃直後の段階を除けばほとんど影響を受けていない。Server による報告⁸⁾では τ_1 の 3 倍以上の時間が経過するとぜい性破壊に対する慣性の影響は無視できるとされているが、この時点で応力場に及ぼす刃先半径の影響はほとんどない。

Fig.13 Opening stress distribution ahead of V-notch.

開口方向応力は, Fig.13 で示したように切欠き底ではなく切欠きから 0.5 mm ほど離れた位置で高くなっている. ぜい性破壊は応力支配型の破壊であり応力が高いところで発生しやすいため, この位置での応力の過渡応答を把握することは重要である. この位置における開口方向応力の過渡応答を Fig. 14 (a) に示す. 打撃直後は $r_1=2$ mm の場合に比べて $r_1=8$ mm の場合の開口方向応力が大きくなっているが, 打撃から約 0.07 ms (= 荷重振動周期の約 2 倍) 経過した後は開口方向応力に及ぼす刃先半径の影響はほとんどない. また, 打撃から約 0.07 ms 経過すると, この位置の開口方向応力はほとんど上昇しておらず, ほぼ一定の値になったのちに緩やかに低下している. これは, 変形が進むにつれて切欠き半径が鈍化し, 応力集中係数が小さくなるためであると考えられる. 開口方向応力は, $r_1=2$ mm の場合は打撃直後からほとんど振動していないが, $r_1=8$ mm の場合はわずかに振動している. ただし, この応力の振動は荷重の振動に比べるとかなり小さい.

また, 切欠きから 1 mm 離れた位置の開口方向応力の過渡応答を Fig. 14 (b) に示す. 切欠きから 0.5 mm 離れた位置と同様に, 打撃直後は $r_1=2$ mm の場合に比べて $r_1=8$ mm の場合の開口方向応力が大きくなっているが, 打撃から約 0.07 ms 経過した後は切欠きから 1 mm 離れ

た位置の開口方向応力に及ぼす刃先半径の影響はほとんどない. また, 応力の振動は荷重の振動に比べるとかなり小さい. この位置の開口方向応力は, 時間が経過するとともに上昇を続けており, 切欠きから離れたところへ高い応力の範囲が広がっていることがうかがえる.

刃先半径によらず応力場がほぼ同じであれば, 応力支配型のぜい性破壊の発生も刃先半径の影響をあまり受けないことが考えられる. これまでに報告されたシャルピー吸収エネルギーに刃先半径が影響するという結果は 100 J 以上の場合であり, ぜい性破壊が生じて吸収エネルギーが小さい場合には刃先半径の影響は小さいことが示唆される.

Fig.14 Influence of striker radius on impact response of opening stress.

破壊発生までに切欠き底は塑性変形を生じるため, この変形による発熱で試験片の温度が上昇する. 鋼材のじん性は温度依存性をもつため, この温度上昇は試験片の破壊特性にも影響することが予想される. 本解析では断熱塑性変形に伴う発熱を計算しており, 切欠き底に生じる温度上昇について検討した. 切欠き底の温度上昇量に対する r_1 の影響を Fig. 15 (a) に示す. 刃先半径が鋭くなると, 温度上昇量が少なくなる傾向が確認できる. 刃先半径が 8 mm の場合には, 切欠き底の温度上昇は時間に対して単調に増加するのではなく, 階段状に増加する傾

向がある。これは荷重振動が大きいことに関連していると予想される。刃先半径が 8 mm の場合 (ASTM 規格) は 2 mm の場合 (ISO 規格) に比べて約 10°C 高くなっており、時間が経過して変形が進んでもその差はあまり変わらない。

Fig.15 Temperature rise at V-notch root.

切欠き底での温度上昇は著しいが、開口方向応力は Fig. 13 で示したように切欠きから 0.5 mm ほど離れた位置で高くなっていることをふまえて、その位置での温度上昇量を Fig. 15 (b)に示す。この位置でも温度は上昇しているが、切欠き底の場合と異なり、温度上昇量に及ぼす刃先半径の影響はほとんどない。この解析では刃先半径が 2 mm の場合 (ISO 規格) と 8 mm の場合 (ASTM 規格) で比較したが、応力が高くなる切欠きから 0.5 mm ほど離れた位置での開口方向応力や温度上昇量に刃先半径がほとんど影響しないことをふまえると、シャルピー試験片のぜい性破壊発生に対する刃先半径の影響は小さいと考えられる。

6 結 言

本研究では、シャルピー試験機の衝撃刃は規格に応じて刃先半径が異なることをふまえて、シャルピー試験片の衝撃荷重応答に対する刃先半径の影響を解析した。特に刃先半径が 2 mm の場合 (ISO 規格) と 8 mm の場合 (ASTM

規格) に注目して検討した。得られた知見を以下にまとめる。

Hertz の接触理論に基づいて汎用コード Abaqus の接触解析機能に式(1)の関係で構成則を与えて試験片と衝撃刃の接触剛性を考慮した 3 次元動的陽解法 FEM 解析により、計装化シャルピー衝撃試験で計測したシャルピー試験片の荷重応答をよく再現できることを示した。この解析によると、刃先半径が大きいほど荷重の振動周期が短くなり、各周期の最大荷重は高くなった。この結果は、刃先半径が大きくなると接触剛性が高くなることと対応づけられた。なお、この解析結果に加えて刃先半径の異なる計装化試験機を用いた比較実験により更なる検証が必要と思われる。

試験片の切欠きを開口する方向の応力は、切欠き底ではなく切欠きから 0.5 mm ほど離れた位置で最大となった。試験片に作用する荷重は打撃直後に著しく振動するのに対して、開口方向応力はほとんど振動しなかった。この開口方向応力は、打撃直後は刃先半径の影響を受けるが、打撃後 0.07 ms (= 荷重振動周期の約 2 倍) 以上経過するとその影響はほとんど無視できる。

切欠き底に生じる温度上昇量は刃先半径が大きくなるほど増加し、刃先半径が 8 mm の場合 (ASTM 規格) は 2 mm の場合 (ISO 規格) に比べて約 10°C 高くなることがわかった。一方で、切欠きから離れて開口方向応力が高くなる位置では、この刃先半径の違いは温度上昇量にほとんど影響しない。この位置では開口方向応力や温度上昇量に刃先半径がほとんど影響しないことをふまえると、シャルピー試験片のぜい性破壊発生に対する刃先半径の影響は小さいと考えられる。

本研究の一部は、公益財団法人 スズキ財団の平成 28 年度科学技術研究助成による支援を受けて実施したものであり、ここに謝意を表する。

参 考 文 献

- 1) T. Naniwa, M. Shibaike, M. Tanaka and H. Tani, "Effects of the striking edge radius on the Charpy impact test", ASTM STP 1072, pp. 67–82 (1990).
- 2) D.A. Fink, "Quantitative comparison and evaluation of various notch machining methods and how they affect ASTM E23 and ISO R442 testing equipment results", ASTM STP 1072, pp. 94–119 (1990).
- 3) T.A. Siewert and D.P. Vigliotti, "The effect of Charpy V-notch striker radii on the absorbed energy", ASTM STP 1248, pp. 140–152 (1995).
- 4) M. Tanaka, Y. Ohno, H. Horigome and H. Tani, "Effects of the striking edge radius and asymmetrical strikes on Charpy impact test results", ASTM STP 1248, pp. 153–170 (1995).
- 5) E.A. Ruth, "Striker geometry and its effect on absorbed energy", ASTM STP 1248, pp. 101–110 (1995).
- 6) R.K. Nanstad and M.A. Sokolov, "Charpy impact test results on five materials and NIST verification specimens using instrumented 2-mm and 8-mm strikers", ASTM STP 1248, pp. 111–139 (1995).

- 7) E. Lucon, "Influence of striking edge radius (2 vs. 8 mm) on instrumented Charpy data and absorbed energies", *International Journal of Fracture*, **153**, pp. 1–14 (2008).
- 8) W.L. Server, "Impact three-point bend testing for notched and precracked specimens", *Journal of Testing and Evaluation*, **6**, pp. 29–34 (1978).
- 9) Y. Takashima, T. Handa and F. Minami, "Three-dimensional dynamic explicit finite element analysis of Charpy impact test", *Materials Science Forum*, **879**, pp. 1905–1910 (2017).
- 10) W. Goldsmith, *Impact*, Edward Arnold Ltd., London, (1960).
- 11) Abaqus 6.12 User's Manual, Vol. V, "Prescribed Conditions, Constraints and Interactions", (2012).
- 12) P.E. Bennett and G.M. Sinclair, "Parameter representation of low-temperature yield behavior of body-centered cubic transition metals", *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers*, **88**, pp. 518–524 (1966).
- 13) F. Minami and K. Arimochi, "Evaluation of prestraining and dynamic loading effects on the fracture toughness of structural steels by the local approach", *Journal of Pressure Vessel Technology*, *Transactions of the ASME*, **123**, pp. 362–372 (2001).
- 14) G.I. Taylor and H. Quinney, "The latent energy remaining in a metal after cold working", *Proceedings of the Royal Society A*, **143**, pp. 307–326 (1934).
- 15) D.M. Norris Jr., "Computer simulation of the Charpy V-notch toughness test", *Engineering Fracture Mechanics*, **11**, pp. 261–274 (1979).
- 16) Y. Takashima and F. Minami, "Influence of impact velocity on transition time for V-notched Charpy specimen", *Quarterly Journal of the Japan Welding Society*, **35**, pp. 80s–84s (2017).
- 17) A. Rossoll, C. Berdin, P. Forget, C. Prioul and B. Marini, "Mechanical aspects of the Charpy impact test", *Nuclear Engineering and Design*, **188**, pp. 217–229 (1999).
- 18) P.R. Marur, K.R.Y. Simha and P.S. Nair, "Dynamic analysis of three point bend specimens under impact", *International Journal of Fracture*, **68**, pp. 261–273 (1994).
- 19) T. Nakamura, C.F. Shih and L.B. Freund, "Analysis of a dynamically loaded three-point-bend ductile fracture specimen", *Engineering Fracture Mechanics*, **25**, pp. 323–339 (1986).