

溶接継ぎ手の強度予測に向けた解析手法の構築

大阪府立大学大学院 生島 一樹
 ○川瀬 充弘
 松宮 大樹
 柴原 正和
 大阪大学大学院 大畑 充

Development of analysis method for evaluation of strength of weld joint

by Kazuki IKUSHIMA, Mitsuhiro KAWASE, Daiki MATSUMIYA
 Masakazu SHIBAHARA and Mitsuru OHATA

1. 緒言

近年、自動車の製造においては、地球温暖化問題を契機として、CO₂ 排出規制や燃費規制が強化されており、燃費の規制値が段階的に引き上げられている状況にある。燃費改善を担う車体の軽量化と同時に衝突安全性の向上も実現するため、自動車用鋼板の高強度化が進められている。現在、自動車用薄鋼板は、270MPa 級から 1GPa 超級までの広範な鋼材が使用されている。自動車ボディーの接合は、コスト面や効率面の観点から、主にスポット溶接で組み立てられている。しかしながら、高強度鋼板におけるスポット溶接では、鋼材そのものの強度は増加するもののスポット溶接部の強度は低下するなどの問題があることが知られている¹⁻³⁾。そのため、車体構造全体の強度を確保するためにスポット溶接部の破壊挙動について事前に検討する必要があるといえる。

材料の破壊に関してはこれまでに数多くの研究がなされており、延性破壊解析の分野では連続体力学に基づく数理損傷モデルが数多く提案され、FEM 解析を活用した延性き裂進展シミュレーションが行われている⁴⁻⁹⁾。これらの手法は、損傷力学や延性損傷のマイクロメカニズムに基づいて、損傷を含む材料の弾塑性応答と損傷挙動をモデル化し、延性き裂の発生から進展までを直接数値シミュレーションするものである。溶接継ぎ手の強度評価は構造物の健全性を保証する上で極めて重要であり、溶接継ぎ手の損傷を定量的に評価することは重要である。著者らの一人が提案している損傷モデル¹⁰⁾では、延性き裂進展時の材料の応力多軸度と相当塑性ひずみの挙動から体積損傷度の変化をモデル化しているため、本損傷モデルを用いることで、一貫した継ぎ手の強度評価が可能になると考えられる。本研究では、著者らが提案している理論¹⁰⁾をスポット溶接継ぎ手の十字引張試験へ適用し、延性き裂評価を行った。また、定量的評価に向けてのアプローチとして、ナゲット近傍の硬さ分布を考慮した検討も行なった。

2. 解析手法

2. 1 理想化陽解法 FEM による弾塑性解析

理想化陽解法 FEM は動的陽解法 FEM¹²⁾を基にした解析手法であり、Fig. 1 に示すように、静的陰解法の各荷重ステップにおいて、慣性項と減衰項を付加し、これらの項の影響が十分小さくなるまで仮想的な時間ステップを進め変位を計算することで、静的平衡状態を得る手法である。ここで、変位を計算する際に、慣性項と減衰項の係数マトリックスを節点集中型とすることにより、大規模な連立方程式を構築・求解する必要がなくなり、計算の高速化、省メモリ化が可能となる。

また、通常の動的陽解法 FEM ではクーラン条件¹²⁾と呼ばれる時間増分に対する制約により、時間ステップ数が増大し解析が困難となるが、理想化陽解法 FEM においては、クーラン条件を基にした質量マトリックスを用いることで、静的平衡状態を求める際に必要とな

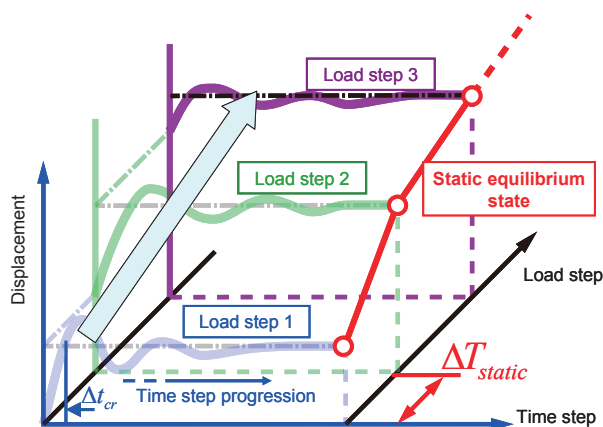


Fig. 1 Schematic illustration of Idealized Explicit FEM.

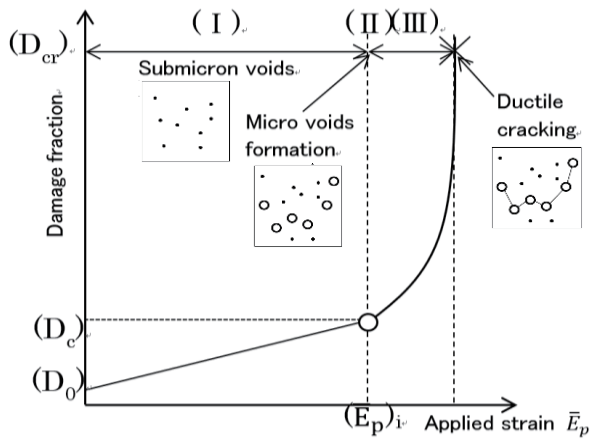


Fig. 2 Schematic illustration of damage mechanism

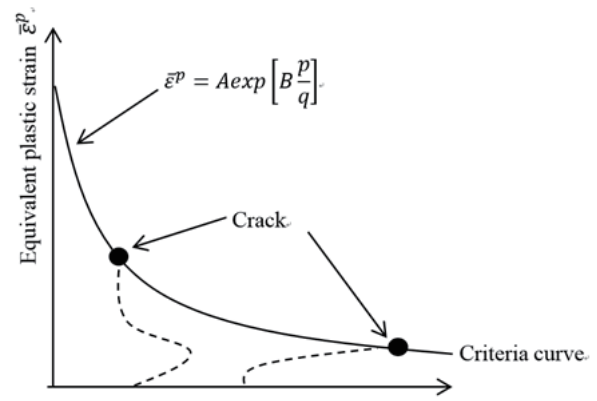


Fig. 3 Relationship between stress triaxility and equivalent plastic strain based on damage model proposed by Ohata.

る時間ステップを削減する⁹⁾。

加えて、理想化陽解法 FEM は動的陽解法 FEM に基づく変位の計算と等価節点力の計算が計算量の大部分を占めるため、並列化に非常に適しており、近年高速並列数値計算環境として注目されている Graphics Processing Unit(GPU)を用いた並列化を導入することで大幅な高速化が達成されている¹²⁾。

以上のような手法を採用することで、理想化陽解法 FEM は、大規模溶弾塑性解析問題において、従来手法とほぼ同等の解析精度を実現し、なおかつ、従来手法と比較し大幅に大規模化な解析を達成している。連続体損傷力学解析においては極めて詳細な解析が必要となることから、本研究では GPU 並列化を用いた理想化陽解法 FEM を使用した。

2. 2 連続体損傷力学モデルに基づく延性き裂解析手法

本研究で用いた損傷モデルにおける延性き裂進展の概念図を Fig. 2 に示す。同図に示すように、本モデルではき裂の進展を次の3つのステージにモデル化している

- (I) ナノ～サブミクロンの大きさのボイドが発生・成長してマイクロボイドに至るまでのステージ
- (II) マイクロボイドが形成し始める歪レベル(破断直前)
- (III) 複数のマイクロボイドの発生とそれらの相互作用によるマイクロボイド間でのき裂形成による損傷の加速ステージ

本モデルでは、上記の挙動をモデル化するために、Fig. 2 に示すような破壊挙動を示す単位要素を考え、式(1)で表されるような単位要素の体積歪増分の塑性成分を損傷増加と考える損傷度 D を提案している。本モデルでは、初期損傷度を D_0 とし、ステージ(I)においては緩やかに損傷度は増加する。ボイド合体を生じる限界損傷度を D_c とした場合、 D が D_c に達した後、ボイドが合体するため、損傷度は急激に増加し、 D_{cr} に達した瞬間に破断が生じる。また、 D_0 及び D_c は損傷を含まない母材部分とほぼ等しい降伏強度となるようなごく小さな値である。なお、体積ひずみ増分の塑性成分は、物体が損傷を受け、物体内にボイドが生成されることで発生する成分である。

$$\Delta D = (1 - D)\Delta \varepsilon_p \quad (1)$$

上式の損傷度を用いて、式(2)に表される降伏応力が応力多軸度と損傷に依存する塑性ポテンシャル φ を定義している。損傷モデルは式(2)の塑性ポテンシャルを用いて、解析を行なう。

$$\varphi = \left(\frac{q}{\sigma_0}\right)^2 + a_1 D^* \exp\left(a_2 \frac{p}{\sigma_0}\right) - 1 = 0 \quad (2)$$

ここで、 D^* は有効損傷度、 a_1 、 a_2 は実験により決定される定数である。また、有効損傷度 D^* は式(3)で表され、 D が D_c に達すると加速パラメータ K により損傷が加速され、剛性を消失する。

$$D^* = \begin{cases} D & (D \leq D_c) \\ D_c + K(D - D_c) & (D > D_c) \end{cases} \quad (3)$$

ここで、 K は損傷度の加速パラメータである。

式(1)における体積ひずみの塑性成分 $d\varepsilon_p$ と相当塑性ひずみ増分 $d\varepsilon^p$ の関係は、式(3)の塑性ポテンシャルを用いると、損傷増分 dD と相当塑性ひずみ増分 $d\varepsilon^p$ の関係が式(4)のように導かれる。

$$\frac{1}{(1-D)} dD = \frac{1}{2} a_1 a_2 \exp\left(a_2 \frac{p}{q}\right) \frac{\sigma_0}{q} d\bar{\varepsilon}^p \quad (4)$$

ここで、 $D < D_c$ の時、ポイド率はごく小さいことから、 $\sigma_0 = q$ すなわち損傷を含む場合の応力状態と損傷を含まない場合の応力状態が等しいと考える事ができることから、式(4)を積分し整理すると以下のように書きなおすことができる。

$$\begin{aligned} \bar{\varepsilon}^p &= A \exp\left[B \frac{p}{q}\right] \\ A &= \frac{2}{a_1 a_2} \ln \frac{(1-D_0)D_c}{(1-D_c)D_0} \\ B &= -a_2 \end{aligned} \quad (5)$$

以上のように、損傷度が $D < D_c$ の範囲において、本損傷モデルの相当塑性ひずみと応力多軸度の関係は式(5)に示すように指数関数で表される。これより、次式により、材料の損傷度が D_c を上回ったか、すなわち損傷がステージ(III)に達したかを判定することが可能であり、き裂進展条件を Fig. 3 に示すように、応力多軸度と相当塑性ひずみによって得られる曲線のみで評価することができると考えられる。

$$\bar{\varepsilon}^p > A \exp\left[B \frac{p}{q}\right] \quad (6)$$

本研究では、式(6)により損傷がステージ(III)に達したかを判定し、ステージ(III)に達した段階で、それ以降は損傷が加速的に進行し、破壊に至ると仮定し、該当する要素を削除することで簡易的に破壊を評価する手法を構築した。以降ではこの手法を簡易損傷モデルとし、これと連続体損傷力学に基づくモデルを用いて議論する。

3. 簡易損傷モデルのスポット溶接十時引張試験への適用

3. 1 解析モデルおよび条件

提案した簡易損傷モデルを理想化陽解法 FEM へ導入し、スポット溶接の十字引張試験へ適用した。本章では、ナゲット径が破断モードに及ぼす影響について検討した。本検討で用いた解析モデルを Fig. 4 に示す。本モデルはスポット溶接における十字引張試験を模擬しており、材料は、ヤング率 $2.1 \times 10^5 \text{MPa}$ 、ポアソン比 0.3、降伏応力 830MPa の高張力鋼板を仮定した。なお、加工硬化は考慮していない。

3. 2 ナゲット径が破断モードに及ぼす影響

Fig. 4 に示すモデルを用いて、ナゲット径 d が $d=3\sqrt{t}$ 、 $4\sqrt{t}$ 及び $5\sqrt{t}$ の 3 ケースの場合における破断挙動を解析した。Fig. 5 に $d=3\sqrt{t}$ 、 $4\sqrt{t}$ 、 $5\sqrt{t}$ の場合における破断様式を示す。同図から、ナゲット径が小さい場合 ($d=3\sqrt{t}, 4\sqrt{t}$) はナゲットの内部を横切って破断する界面破断、ナゲット径が大きい場合 ($d=5\sqrt{t}$) はナゲットの外周に沿って破断するプラグ破断を呈していることが分かる。また、Fig. 6(a), (b) に $d=3\sqrt{t}$ 、 $5\sqrt{t}$ それぞれにおけるナゲット端部の相当塑性ひずみの応力多軸度履歴を示す。Fig. 6(a) より、界面破断の場合、同図中 A 点で示す、き裂先端の応力多軸度が大きくなることでき裂が進展することがわかる。一方で Fig. 6(b) より、プラグ破断の場合、同図中 B 点の相当塑性ひずみが増加することでき裂が板厚方向に進展していることが分かる。以上よりナゲット径を大きくするような施工条件を選定することで、プラグ

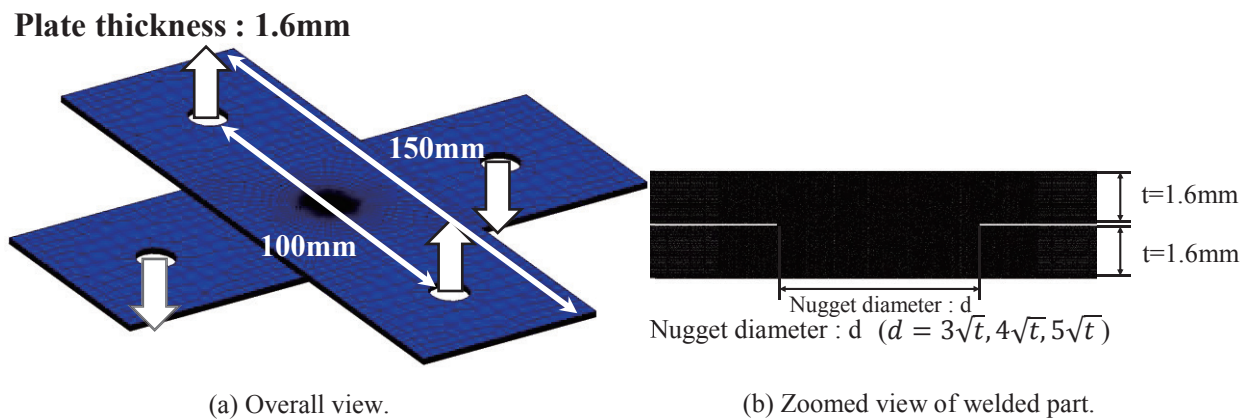


Fig. 4 Analysis model for cross tension examination.

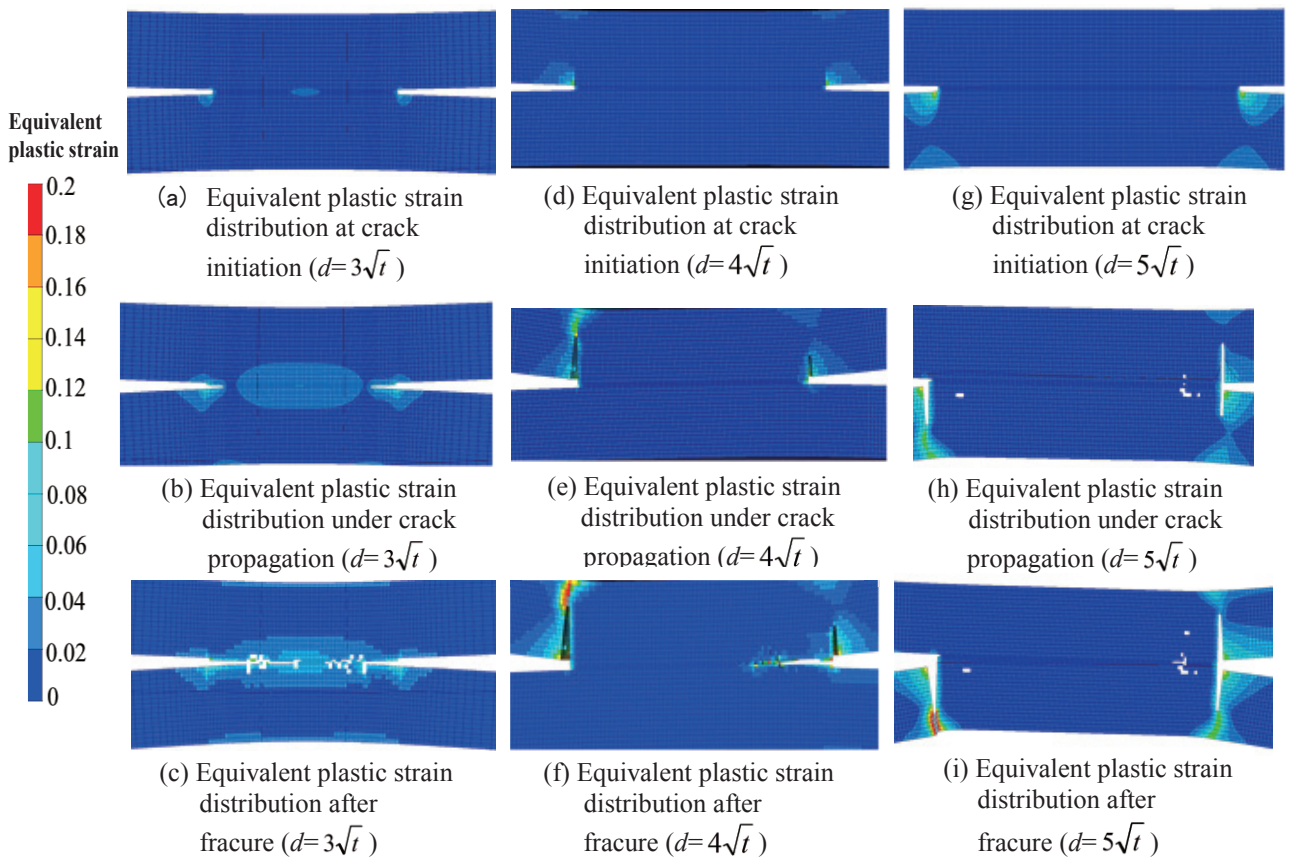


Fig. 5 Influence of nugget diameter on fracture mode.

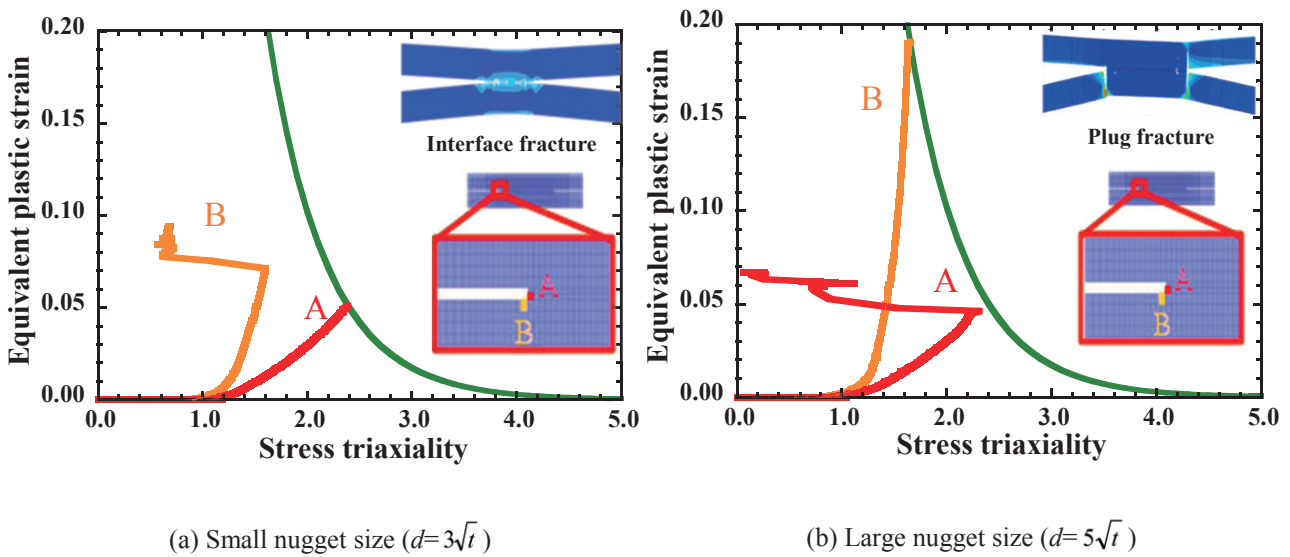


Fig. 6 Relationship between stress triaxiality and equivalent plastic strain at point A and B.

破断になると考えられる。また簡易損傷モデルを用いて定性的に破断モードを予測することができるがわかる。

3. 3 板厚が破断モードに及ぼす影響

本節では板厚が破断形態及び十字引張強度に及ぼす影響に関する考察を行う。解析モデルを Fig.7 に溶接部の拡大図を示す。試験片サイズは前節で示した Fig. 4 と同じとする。板厚 t を $t=1.2$ mm, 1.4 mm, 1.6 mm, 2.2 mm, 2.4 mm, 2.6 mm, 3.0 mm の 7 ケースとし、ナゲット径を 7.6 mm と一定とする。解析に用いた材料は、ヤング率 2.05×10^5 MPa, ポアソン比 0.3, 降伏応力 800MPa, 加工硬化係数をゼロとしている。Fig. 8 (a), (b) に $t=1.2$ mm, 2.6mm における相当塑性ひずみ分布を示す。Fig. 8 より、板厚が 1.2 mm の場合プラグ破断形式の破断を呈し、板厚が 2.6m の場合は界面破断であることが分かる。すなわち、板厚が大きい場合に、界面破断を示す

ことが分かる。これは、板厚が大きい程、板厚に対するナゲット径の割合が減少し、き裂先端の応力集中が増加するためであると考えられる。Fig. 9 にすべての板厚における変位－荷重曲線を示す。図中破線はき裂進展が開始する箇所を示しており、板厚が薄い程低い荷重でき裂が発生していることがわかる。き裂進展が開始した後、連続的に要素が消滅するため、荷重－変位曲線に不安定領域が表れている。また、加工硬化係数をゼロの弾完全塑性材料を仮定しているが、荷重が緩やかに増加している。これは、材料が降伏点に達してから全断面塑性するまでの過程であると考えられることができる。本節では、板厚がき裂進展に及ぼす影響についての検討を行った。その結果、板厚が大きい場合、界面破断形式で継手が破壊することを示した。

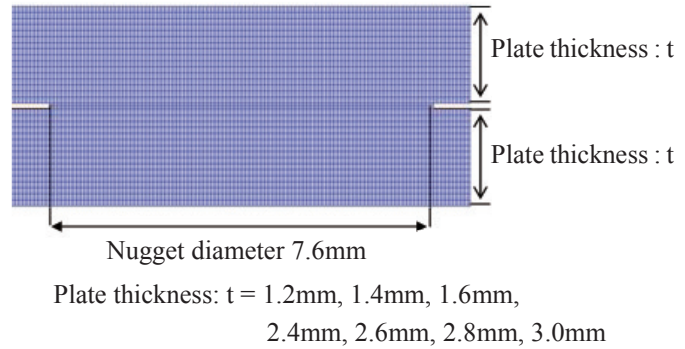


Fig. 7 Zoomed view of welded part.

4. 連続体損傷力学に基づく損傷モデルを用いた延性き裂進展解析

4. 1 解析モデルおよびナゲット近傍の硬さ分布

本章では、定量的解析に向けてのアプローチとして、連続体損傷力学モデルをナゲット近傍の硬さ分布を考慮したスポット溶接継手の十字引張試験へ適用し、ナゲット近傍の硬さ分布が CTS に及ぼす影響についての検討を行う。

Fig. 10 に示す解析モデルは、本検討で使用した、スポット溶接の十字引張試験で用いられる試験片を模擬しており対象性から 1/4 のみをモデル化している。材料は 980MPa 級高張力鋼を仮定しており、ナゲット近傍の硬さ分布を Table1 に示すように、4 ケース設定した¹⁴⁾。寸法は JIS Z3137 に従うものとし、ナゲット径は $6\sqrt{t}$ (7.59mm) を仮定する。最小メッシュ粗さは $25\mu\text{m}$ とした。節点数は 2,193,281、要素数は 2,153,516 である。解析時間は約 3 日であった。

4. 2 解析結果

Fig. 11 に各ケースの荷重変位曲線を示す。図中の○はき裂発生、×は破断に達した時点を示す。破断に関しては、CTS の値が低下した時点で破断したものと定義した。また、図中には、実験結果¹⁴⁾ も示しており、CTS は 12kN である。同図より、熱影響部の硬さを考慮した Case2, Case4 が、初期き裂の発生のタイミングが早くなっていることがわかる。また、ナゲット部と熱影響部の両方の硬さ分布を同時に考慮していない、Case1, Case3, Case4 はほぼ同じ十字引張強度で破断しているのに対し、ナゲット部と熱影響部の硬さ分布を考慮した Case2 のみ十字引張強度が低下しており、他のケースに比べて CTS が近いことがわかる。

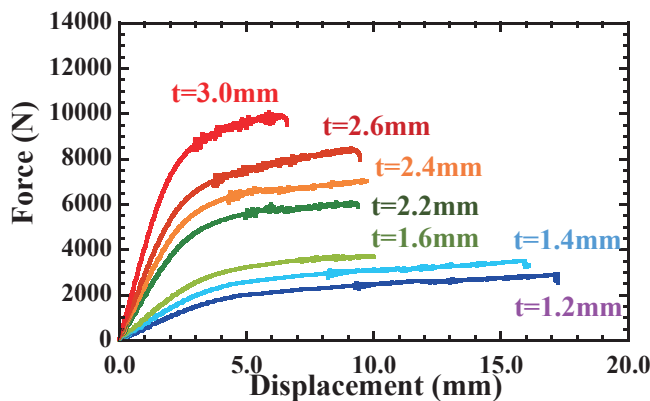


Fig. 9 Relationship between load and displacement in several sheet thickness.

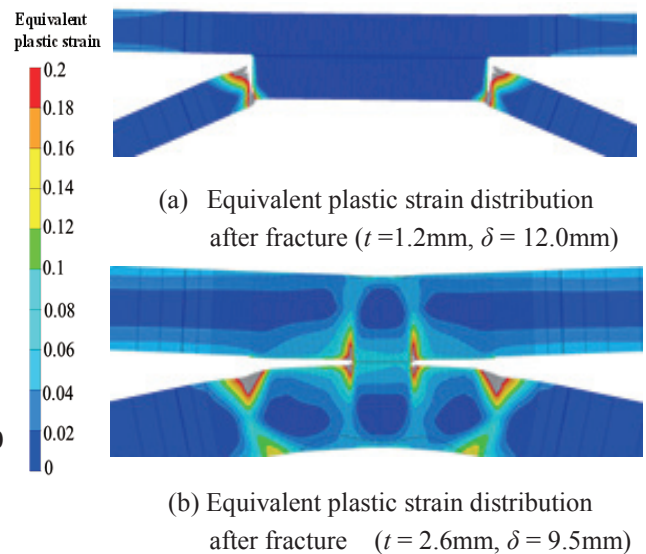
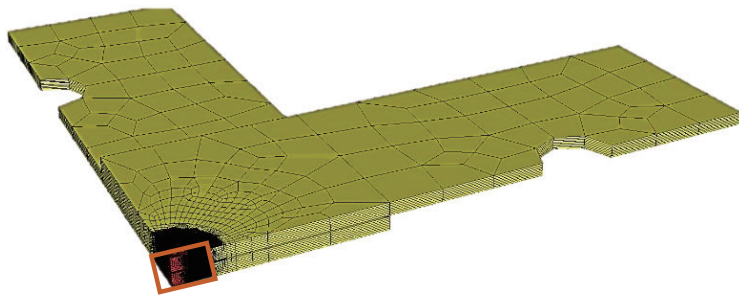
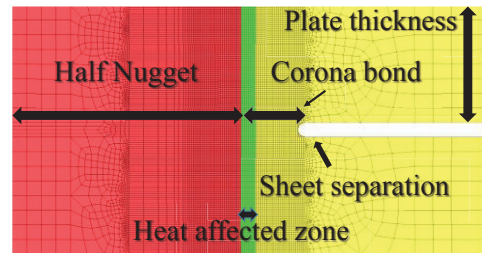


Fig. 8 Distribution of equivalent plastic strain in the central cross section.



Minimum mesh size: 25 μ m
 Nodes: 2,193,281
 Elements: 2,153,516
 Plate thickness: 1.6mm
 Nugget diameter: $5\sqrt{t}$ (6.32mm)
 σ_T : 1060MPa, σ_Y : 892MPa

(a) Overall view of specimen



(b) Zoomed view of nugget

Fig. 10 Mesh division of CTS test specimen

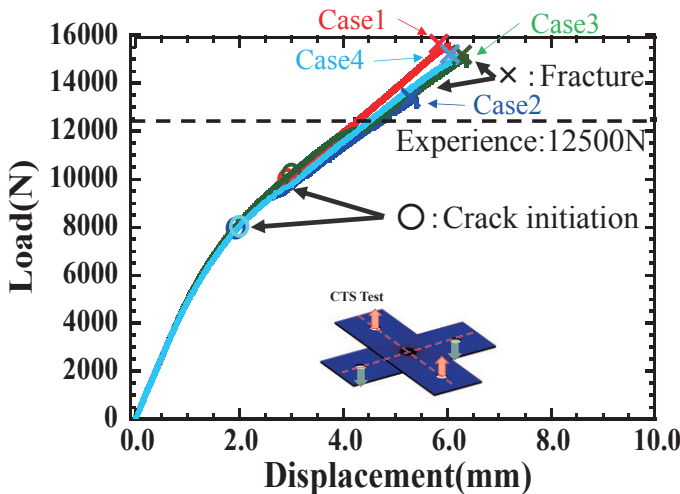


Fig. 11 Relationship between load and displacement

Table 1 Hardness distribution around nugget

	Nugget (MPa)	HAZ (MPa)	Base (MPa)
Case1	890	890	890
Case2	1135	783	890
Case3	1135	890	890
Case4	890	783	890

Fig. 12 に Case1 と Case2 のき裂の発生から進展，そして破断に至るまでの相当塑性ひずみ分布を示す。同図より，硬さ分布が均一である Case1 の場合，相当塑性ひずみが広範囲に分布しており，ナゲット部と熱影響部の硬さの差が大きい Case2 は，破断部に相当塑性ひずみが集中している様子を表現できていることが分かる。相当塑性ひずみがき裂先端に集中することにより，応力多軸度が上昇し，き裂の進展が加速し，他のケースよりも CTS が低下していることを示している。

以上より，定量的にスポット溶接継手の CTS を解析するためには，ナゲット近傍の硬さ分布を考慮することが重要であることがわかる。

5. 結言

本研究では，まず始めに，著者らが提案している簡易損傷モデルを，スポット溶接継手の CT 試験のシミュレーションへ適用し，ナゲット径が破断モードへ及ぼす影響について検討した。その後，損傷モデルをスポット溶接継手の十字引張試験へ適用し，延性き裂評価を行った。そして，定量的評価に向けてのアプローチとして，ナゲット近傍の硬さ分布を考慮した検討も行なった。以上の内容について検討した結果，以下の知見が得られた。

- 1) 簡易損傷モデルを CT 試験へ適用し，ナゲット径が異なる試験片を仮定したモデルを用いた解析を実施した。その結果，実験と同様の破断モードになることを示し，定性的に破断モードの傾向が一致した。従って，簡易損傷モデルを用いることで，スポット溶接継手の十字引張試験における破断モードを定性的に予測できることを示した。また，界面破断を呈している場合，き裂先端の応力多軸度が大きく

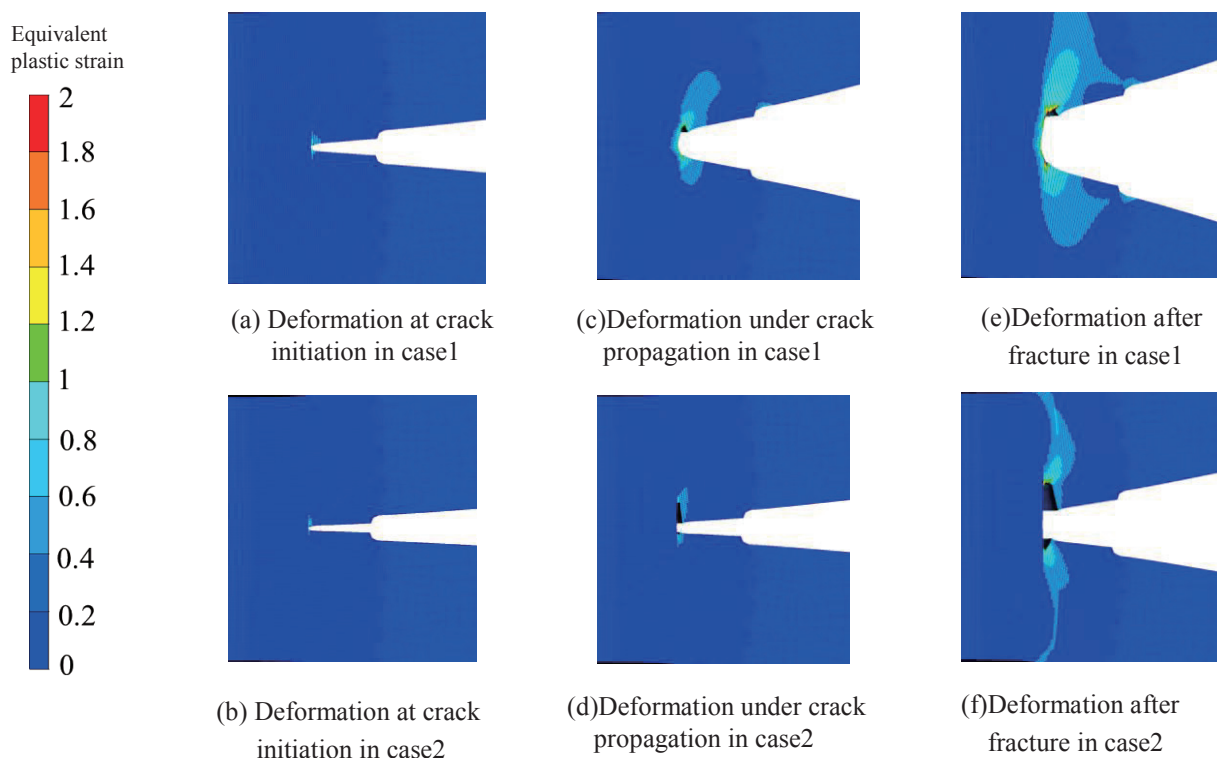


Fig. 12 Influence of distributin of hardness around nugget

なることでき裂が進展し、プラグ破断を呈する場合、相当塑性ひずみが増加することでき裂が板厚方向に進展していることを示した。

- 2) 簡易損傷モデルを CT 試験へ適用し、板厚が異なる試験片を仮定したモデルを用いた解析を実施した。その結果、板厚が大きいく程、板厚に対するナゲット径の割合が減少し、き裂先端の応力集中が増加するため、界面破断を示すことを示した。
- 3) 定量的評価へ向けてのアプローチとして、実現象に近づけるためにナゲット近傍の固さ分布を考慮したスポット溶接の十字引張試験を模擬した検討を行なった。その結果、ナゲット部を硬くし、熱影響部をやわらかくした場合、CTS が低下した。また、熱影響部のやわらかさを考慮した場合、初期き裂発生のタイミングが早くなることがわかった。ナゲットと熱影響部の硬さ分布の差が考慮した場合、相当塑性ひずみが破断部付近に集中し、応力多軸度が上昇することでき裂の進展が促進されることを示した。また本検討では熱影響部の硬さ分布は簡易的に均一であると仮定したが、さらに精度良く CTS を解析により求めるためには、熱影響部の硬さ分布を正確に解析に反映させる必要があると考えられる。

参考文献

- 1) Y. Miyazaki: 抵抗溶接の進化—超高強度鋼板への適用—, Welding technology, 2014.3, Vol.62, pp40-44
- 2) R. Ikeda: 高張力鋼板の抵抗スポット溶接の動向, Welding technology, 2015.3, Vol.63, pp38-44
- 3) K. Matsuyama, Y. Takahashi, K. Hasegawa: 抵抗溶接の基礎と実際, Sanpo shuppan (2011)
- 4) A. Slimane, B. Bouhouicha, M. Benguediab, S. Slimane: Parametric study of the ductile damage by the Gurson–Tvergaard–Needleman model of structures in carbon steel A48-AP, Journal of Materials Research and Technology, Volume 4, Issue 2, April-June 2015, pp.217-223
- 5) R. Batisse, M. Bethmont, G. devesa and G. rousselier: Ductile Fracture of A 508 Ci 3 Steel in Relation with inclusion Content: The Benefit of the Local Approach of Fracture and Continuum Damage Mechanics, Nuclear Engineering and Design 105 (1987) pp.113-120
- 6) J. Leblond, L. Morin: Gurson’s Criterion and Its Derivation Revisited, Journal of Applied Mechanics, Vol.81(2014)
- 7) T. Kanazawa, S. Machida, S. Aihara: Unstable fracture from stable fibrous crack growth, Journal of the Society of Naval Architects of Japan Vol.146 (1979), pp.474-480
- 8) T. Otsuka, K. Togo, Y. Okamoto: Ductile Crack Initiation and Void Volume Fraction : Investigation Based on Gurson's

Yield Function, Material Vol.35 No.395 (1986), pp. 867-872

- 9) M. Kikuchi: Studies on the Ductile Fracture Analyses : Using Gurson's Constitutive Equation, Material Vol, 51(2002), No.8,pp. 859-866
- 10) M. Ohata, T. Fukahori and F. Minami : Damage Model for Predicting the Effect of Steel Properties on Ductile Crack Growth Resistance, International Journal of Damage Mechanics, Vol. 19 (2010), pp.441-459
- 11) P. Wriggers: Nonlinear Finite Element Methods, Springer, 2008
- 12) K. Ikushima, S. Itoh and M. Shibahara: Development of Parallelized Idealized Explicit FEM Using GPU, Quarterly Journal of The Japan Welding Society, Vol.31, No.1 (2013) p23-32
- 13) T. Fukahori, M. Ohata, F. Minami, Y. Kayamori, T.Inoue: Damage Model for Simulating the Effect of Material Properties on Ductile Crack Growth Resistance -Simulation of Ductile Crack Growth-, Tetshu-to-Hagane, Vol. 94 No. 6 (2008), pp34-42
- 14) T. Sadasue, S. Igi, K. Taniguchi: Numerical Analysis of Fracture Behavior for Resistance Spot Welded Joints of High Strength Steel Sheet, JFE 技法, No.34 (2014), p14-21