

三次元溶接高温割れ解析法の開発と狭開先溶接時における梨形ビード割れ問題への応用*

柴原 正和**, 伊藤 真介***, 芹澤 久****, 正岡 孝治*****, 村川 英一****

Development of 3D Finite Element Method for Hot Cracking Using Interface Element and Its Application for Pear-shaped Bead Cracking Under Narrow Gap Welding*

by SHIBAHARA Masakazu**, ITO Shinsuke***, SERIZAWA Hisashi****,
MASAOKA Koji***** and MURAKAWA Hidekazu****

The objective of this research is to develop a 3D finite element method (FEM) for hot cracking using temperature dependent interface element. Proposed method can predict the formation and extension of hot cracking. It includes Iterative Substructure Method (ISM) which can reduce the computational time with keeping high accuracy.

In this study, proposed method is applied to the problem of pear-shaped bead cracking under narrow gap welding. The applicability and the validity of the method are verified through serial computations. The computed results show that proposed method can simulate pear-shaped bead cracking and surface cracking which are distributed along the longitudinal cross section in welding line. Additionally, it is found that when the weldment is penetrated to the back of plate, pear-shaped bead cracking is difficult to form. The computational speed of the method using ISM increases by about 7 times faster than the method which doesn't use ISM.

Key Words: Temperature dependent interface element, Pear-shaped bead cracking, Hot cracking, FEM, Iterative substructure method (ISM)

1. 緒 言

近年における溶接技術の進歩により、超狭開先溶接法¹⁾やレーザ溶接法²⁾などの実施工への応用が試みられるようになった。これらの溶接法は小入熱量で高速溶接が可能であり、省電力や施工時間短縮によるコスト低減に有効な手段と考えられる。しかし、これらの溶接法は優れた特性を持つ一方で、溶接時に高温割れが発生する場合^{3, 4)}があり、実施工への適用の妨げになる場合がある。

溶接高温割れを事前に回避するために、従来は、多数の実験を実施することにより割れ発生に及ぼす諸因子の特定とその影響について検討し、結果を継手形状や溶接条件等の設計に反映させている場合が多い。しかしこの方法では、多くの時間と労力を必要とし経済的でない。そこで、実験的手法を計算的手法に置き換えることができれば、生産効率が大きく向上し、なおかつ計算結果として多くの情報を

得ることができると考えられる。現在の解析技術では、溶接高温割れの発生位置および進展長さを詳細に解析することができる解析法は、汎用構造解析ソフトを用いた解析法としては存在せず、著者らが提案している温度依存型界面要素を用いた溶接高温割れ解析法⁵⁾を用いた一連の研究⁶⁻⁷⁾において、その可能性が示されているのみである。ただし、これまでに開発された解析法は、2次元解析法⁵⁾であるので、例えば溶接横断面内における平面ひずみ解析の場合には、溶接線方向への熱の拡散現象、溶接速度の影響、溶接中における溶融部が溶接線方向前後部から受ける拘束など、高温割れに影響を及ぼす三次元的因子の影響を考慮することはできない。また、溶接線方向の任意の位置に発生する割れの発生位置についての検討も不可能である。そこで本研究では、新たに3次元溶接高温割れ解析法の開発を行い、狭開先溶接時に発生する可能性が指摘されている Fig. 1 に示す梨形ビード割れ問題への応用を試み、提案手法の梨形

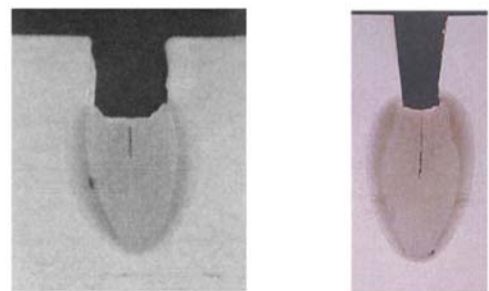


Fig. 1 Photos of pear-shaped bead cracking.

*受付日 平成20年8月26日 受理日 平成21年1月17日 平成19年度春季全国大会で発表

**正員 大阪府立大学大学院 Member, Graduate School of Engineering, Osaka Prefecture University

***学生員 大阪大学大学院 Student Member, Graduate School of Engineering, Osaka University

****正員 大阪大学接合科学研究所 Member, Joining and Welding Research Institute, Osaka University

***** 大阪府立大学大学院 Graduate School of Engineering, Osaka Prefecture University

ビード割れ問題への適用性について検討を行った。その際、2次元解析において解析が不可能であった、溶接線方向の任意の位置における割れについて、発生位置の特定を行った。また、計算時間の短縮を目的として、提案手法に対し、反復サブストラクチャー法 (Iterative Substructure Method (ISM)) を導入し、その有効性について検討を行った。

2. 溶接高温割れ解析理論

2.1 溶接高温割れのモデリング

溶接高温割れは凝固割れと言われ、溶接により加熱された溶融部が凝固・収縮する際に発生すると言われている。著者らが提案する温度依存型界面要素を用いた溶接高温割れ解析法 (以後、高温割れ解析法と称す) では、この冶金学的現象である結晶粒界の強度低下を力学的にとらえ、凝固脆性を表面エネルギー γ と界面強度 σ_{cr} の温度依存性を用いて表している。

2.2 温度依存型界面ポテンシャルエネルギー関数

高温割れ解析において、割れが発生・進展し、新しい表面が形成される時には、表面エネルギー 2γ に相当するエネルギーが消費され、なおかつこれが温度の関数になっていると仮定する。このような性質を示すポテンシャル関数は無数に考えられるが、本研究においては、Lennard-Jones 型ポテンシャル関数を用いた。この場合、単位面積あたりの界面ポテンシャルエネルギー ϕ は次式で表される。

$$\phi(\delta, T) = 2\gamma(T) \left\{ \left(\frac{r_0}{r_0 + \delta} \right)^{2n} - 2 \left(\frac{r_0}{r_0 + \delta} \right)^n \right\} \dots \dots \dots (1)$$

ここで、 δ は割れの開口量であり、定数 γ 、 n 及び r_0 はポテンシャルを規定するパラメータである。特に、 γ は新しい単位面積の割れ表面を生成するのに必要な表面エネルギーであり、本研究では γ のみが温度依存性を有すると仮定した。なお、各パラメータの力学的意味に関する説明は、文献⁴⁾に詳しく示されているので、ここでは割愛する。

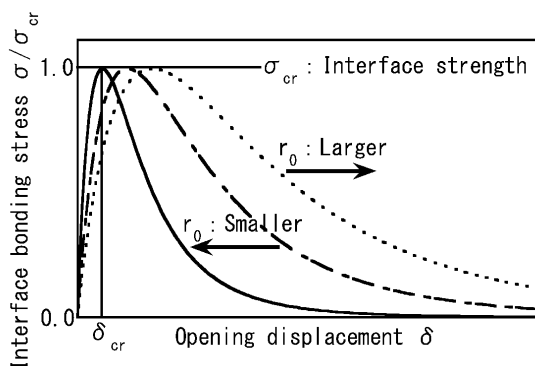


Fig. 2 Stress-opening displacement curves of interface element.

一方、ポテンシャル ϕ の割れ開口量 δ に関する微分 $d\phi/d\delta$ 、すなわち、

$$\sigma = \frac{\partial \phi}{\partial \delta} = \frac{4\gamma n}{r_0} \left\{ \left(\frac{r_0}{r_0 + \delta} \right)^{n+1} - \left(\frac{r_0}{r_0 + \delta} \right)^{2n+1} \right\} \dots \dots \dots (2)$$

は、割れ表面に作用する単位面積あたりの結合力を表わし、

$$\frac{\delta}{r_0} = \left(\frac{2n+1}{n+1} \right)^{\frac{1}{n}} - 1 \dots \dots \dots (3)$$

の時に単位面積あたりの結合力は最大値 σ_{cr} となる。すなわち、

$$\sigma_{cr}(T) = \frac{4\gamma n}{r_0} \left\{ \left(\frac{n+1}{2n+1} \right)^{\frac{n+1}{n}} - \left(\frac{n+1}{2n+1} \right)^{\frac{2n+1}{n}} \right\} \dots \dots \dots (4)$$

ここで、 σ_{cr} はその瞬間の温度における限界強度を表し、これを割れ界面強度と呼ぶことにする。また、 σ_{cr} を与える変位量 δ を限界変位量 δ_{cr} と呼ぶことにする。

次に、開口変位 δ と結合応力 σ の関係を Fig. 2 に示す。同図に示されるように、 r_0 は寸法パラメータであり、 r_0 が大きい時には、界面が破断する際の開口変位が大きくなることが分かる。

さらに、表面エネルギー γ が温度依存性を示すと仮定して、BTR 温度幅を定義したものが Fig. 3 である。BTR 温度幅とは、材料が凝固時に脆化する温度域である高温脆化温度域を示し、本研究では、この高温脆化を力学的にとらえ、BTR において材料の降伏応力 σ_y が界面強度 σ_{cr} より大きく、割れが発生する可能性がある、すなわち $\sigma_y > \sigma_{cr}$ と仮定した。なお、Fig. 3 の場合の BTR 温度幅は、1300°C ~ 1450°C である。

2.3 温度依存型界面要素の荷重ベクトルと剛性行列

本節では温度依存型界面要素の荷重ベクトルと剛性行列

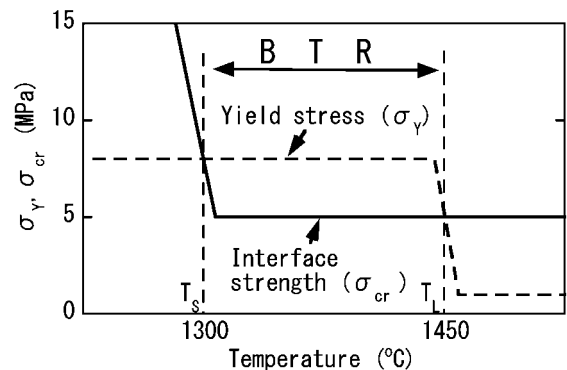


Fig. 3 Temperature dependent yield stress σ_y and critical stress σ_{cr} of interface element.

の導出について説明する。温度依存型界面要素のポテンシャルエネルギー $U_s^e(u_0)$ は、界面ポテンシャル関数 $\phi(\delta, T)$ の積分として次式で与えられる。

$$U_s^e(u_0, T) = \int \phi(\delta, T) dS^e \dots\dots\dots (5)$$

ここで、 $\int dS^e$ は、界面要素の面積についての積分を表わす。さらに、節点変位、温度、開口変位が Δu_0 、 ΔT 、 $\Delta \delta$ 変化した時のポテンシャルエネルギーを $U_s^e(u_0^e + \Delta u_0^e, T + \Delta T)$ とし、これを Δu_0 、 ΔT についてテーラー展開すると、次式が得られる。

$$\begin{aligned} U_s^e(u_0^e + \Delta u_0^e, T + \Delta T) &= \int \phi(\delta + \Delta \delta, T + \Delta T) dS^e \\ &= \int \phi dS^e + \int \left[\frac{\partial \phi}{\partial \delta} \left\{ \frac{\partial \delta}{\partial u_0^e} \right\}^T + \frac{\partial^2 \phi}{\partial \delta \partial T} \left\{ \frac{\partial \delta}{\partial u_0^e} \right\}^T \Delta T \right] \{\Delta u_0^e\} dS^e \\ &\quad + \frac{1}{2} \int \left(\frac{\partial^2 \phi}{\partial \delta^2} + \frac{\partial^3 \phi}{\partial \delta^2 \partial T} \Delta T \right) \{\Delta u_0^e\}^T \left\{ \frac{\partial \delta}{\partial u_0^e} \right\} \left\{ \frac{\partial \delta}{\partial u_0^e} \right\}^T \{\Delta u_0^e\} dS^e + H.O.T \end{aligned} \quad (6)$$

ここで、節点変位増分に関する一次項と二次項をそれぞれ次のようにまとめると、次式が得られる。

$$\begin{aligned} \int \left(\frac{\partial \phi}{\partial \delta} \left\{ \frac{\partial \delta}{\partial u_0} \right\}^T + \frac{\partial^2 \phi}{\partial \delta \partial T} \left\{ \frac{\partial \delta}{\partial u_0} \right\}^T \Delta T \right) \{\Delta u_0^e\} dS^e &= -\{f\}^T \{\Delta u_0^e\} \dots\dots\dots (7) \\ \frac{1}{2} \int \left(\frac{\partial^2 \phi}{\partial \delta^2} + \frac{\partial^3 \phi}{\partial \delta^2 \partial T} \Delta T \right) \{\Delta u_0^e\}^T \left\{ \frac{\partial \delta}{\partial u_0} \right\} \left\{ \frac{\partial \delta}{\partial u_0} \right\}^T \{\Delta u_0^e\} dS^e &\dots\dots\dots (8) \\ &= 1/2 \{\Delta u_0^e\}^T [K] \{\Delta u_0^e\} \end{aligned}$$

よって、温度依存型界面要素の荷重ベクトル $\{f\}$ と剛性行列 $[K]$ は、一次項および二次項の係数として求められる。すなわち、

$$\{f\} = -\int \left(\frac{\partial \phi}{\partial \delta} \left\{ \frac{\partial \delta}{\partial u_0} \right\}^T + \frac{\partial^2 \phi}{\partial \delta \partial T} \left\{ \frac{\partial \delta}{\partial u_0} \right\}^T \Delta T \right) dS^e \dots\dots\dots (9)$$

$$[K] = \int \left(\frac{\partial^2 \phi}{\partial \delta^2} + \frac{\partial^3 \phi}{\partial \delta^2 \partial T} \Delta T \right) \left\{ \frac{\partial \delta}{\partial u_0} \right\} \left\{ \frac{\partial \delta}{\partial u_0} \right\}^T dS^e \dots\dots\dots (10)$$

3. 反復サブストラクチャー法 (ISM)

溶接現象は、構造物のごく一部の狭い領域のみが材料定数の温度依存性や塑性により非線形挙動を示す「局所非線形性」を有していると考えられる。このような問題を FEM 解析により計算する場合には、解析モデルの大部分の領域が弾性状態すなわち線形領域であるにも関わらず、モデル全体を非線形問題として解く必要があり、計算時間の増大に繋がっているのが現状である。そこで、溶融部近傍の非常に非線形性の強い領域（強非線形領域）を Ω_B とし、その他の非線形性の弱い領域（弱非線形領域）を Ω_A としたとき、弱非線形領域 Ω_A において、ガウスの消去法に

より連立方程式を解く必要があり、この計算、特に前進消去に膨大な計算時間を要するため、前進消去の過程を可能な限り省略する事により計算の高速化を実現したのが反復サブストラクチャー法 (Iterative Substructure Method (ISM))⁸⁾ である。本研究では、三次元溶接高温割れ解析法に反復サブストラクチャー法を導入する事により、計算の大幅な時間短縮を実現した。今回の計算においては、前述の非線形領域 Ω_B の定義として、

- 1) 200℃ 以上の要素

または、

- 2) 100℃ 以上かつ塑性変形進行中の要素

と定義した。

次に、次章以降で示される標準的な解析モデル (Fig. 5 参照) を用いて計算時間の比較をした結果を Fig. 4 に示す。図中の破線は反復サブストラクチャー法を導入していない場合の計算時間を示しており、実線は、導入した場合の計算時間を示している。ここでは、要素数、節点数の違う 4 通りの解析モデルに対して溶接高温割れ解析法を適用し、要した計算時間を比較した。なお、図中の横軸は節点数を示している。同図より、節点数が大きいほど、両者の計算時間の差は大きくなり、節点数が 22021 の場合においては、その差は約 7 倍になることが確認できる。また、文献⁸⁾に示されている通り、反復サブストラクチャー法の導入の有無に依らず、変形、応力、さらには割れ状態に至るまで解が良好に一致することを確認した。

以上の検討により、反復サブストラクチャー法を導入することで、精度上問題なく高速化が実現できることを確認したので以後の計算においては、反復サブストラクチャー法を導入した 3 次元溶接高温割れ解析を実施することにした。

4. 解析モデルおよび解析条件

3 次元溶接高温割れ解析法の適用性について検討するために、狭開先溶接継手を解析対象とし、割れに及ぼす諸因子の影響について検討した。解析に用いた要素分割図を

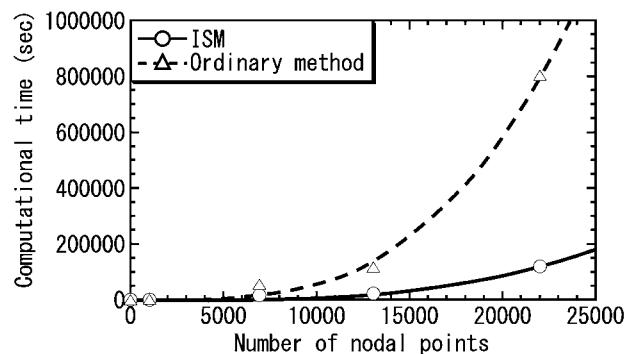


Fig. 4 Comparison of computational time between ordinary method and Iterative substructure method (ISM).

Fig. 5 に示す。入熱量 Q は 1.41 kJ/mm 、溶接速度は 15 mm/s を基本条件とした。加熱領域は、長さ×幅×深さが $20.0 \times 5.0 \times 5.0 \text{ mm}^3$ の矩形領域の移動熱源とし、 $x=20.0 \text{ mm}$ の位置から $x=180.0 \text{ mm}$ の位置まで加熱するものと仮定した。なお、入熱密度は均一分布とした。Fig. 6 において定義される開先幅 W_G は 5 mm 、開先高さ H_G は 15 mm とした。なお、材料定数の温度依存性は、一般的な軟鋼材を想定し、Fig. 7 に示す通りとした。ただし、各定数は、以下の通りである。

- α : 線膨張係数, E : ヤング率, σ_y : 降伏応力,
- ν : ポアソン比, c : 比熱, ρ : 密度,
- λ : 熱伝導係数, β : 熱伝達係数

なお、線膨張係数の温度依存性は 1300°C 付近で急激に上昇しているが、これは、実材料に対応した凝固収縮ひずみを模擬したものであり、そのときの凝固収縮ひずみを $M_a/M_0=1.0$ と定義する。以降に示す解析結果においては、特に断りの無い限り、本章で示した条件および材料定数を基本条件として用いた。また、ビード表面も含めた対称面以外の解析モデル表面に対し熱伝達を考慮した。また、線膨張係数における 1400°C 付近の凸部は凝固収縮ひずみをモデルしたものであり、詳細については、5.2 節で述べる。なお、温度依存界面要素に含まれる諸パラメータの性質については、文献^{5, 6)}に詳しく述べてあるので、ここでは割愛する。

5. 三次元高温割れ解析結果

5.1 溶接速度および入熱量の影響

本節では、これまで2次元解析法では解析することが不可能であった溶接線上に発生する割れについて検討した。

具体的には、入熱量 Q を 1.09 kJ/mm から 1.56 kJ/mm 、溶接速度 v を 5 mm/s から 25 mm/s の範囲で変化させ、これらの条件が割れに及ぼす影響について調べた。その結果、いずれのケースにおいても、割れは終端部のみに発生した。そこで、試験片の終端側 1/3 の領域 (Fig. 5 中の A から B の

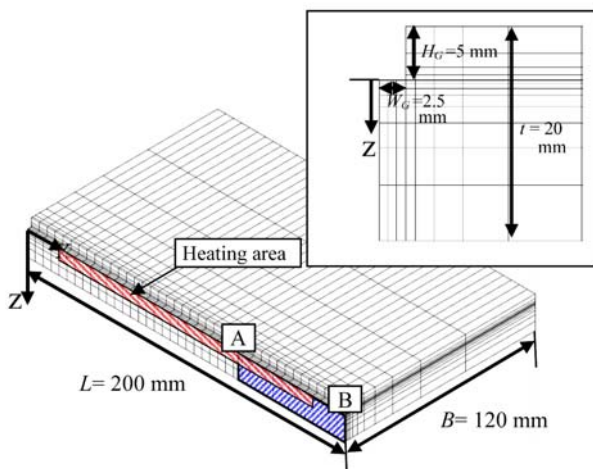


Fig. 5 FE mesh divisions.

領域) における割れについて調べるため、界面要素の開口変位量 δ が、 0.0035 mm 以上の領域に注目して、検討を行った。 $\delta=0.0035 \text{ mm}$ は、 $r_0=0.025 \text{ mm}$ および $n=6$ の場合における割れ限界変位 $\delta_{cr} = 0.0027 \text{ mm}$ (式3を参照) より十分に大きい値であり、完全冷却後における界面要素の変位量が δ_{cr} よりも大きいことは割れの発生を意味するものである。

溶接線上終端側 1/3 の領域の中央縦断面の割れの有無について調べた結果を Table 1 に示す。この表における濃い灰色の部分には界面要素における開口変位量 δ が 0.0035 mm 以上の割れ発生領域を示している。この結果より、入熱量に関しては、その値が大きいほど割れ発生域は大きくなることが確認できた。一方、溶接速度に関しては、約 15 mm/s で割れ発生域が最大になり、 $v=25 \text{ mm/s}$ および $v=5 \text{ mm/s}$ の場合に、割れが発生しない条件領域が存在することが確認できた。なお表中の×印は、解析における $Q=1.41 \text{ kJ/mm}$ の場合の割れ発生位置を示している。この結果より、割れ発生位置は、割れ発生域の中央部よりもやや終端側に位置することが確認できるが、これは、今回の解析対象が部分溶接を仮定しているため、加熱終了時における BTR 内の領域では終端側ほど温度勾配が高いことが原因として挙げられる。すなわち、終端側ほど冷却速度が速いために、終端側ほど割れやすい傾向にあると理解できる。また割れは、発生時における BTR 温度域内の温度分布の影響を受けつつ、その周辺に向かい進展すると考えられる。

次に、割れの発生形態について検討するために、入熱量の比較的大きい $Q=1.56 \text{ kJ/mm}$ 、 $v=10 \text{ mm/s}$ の場合の $x/L=0.83$

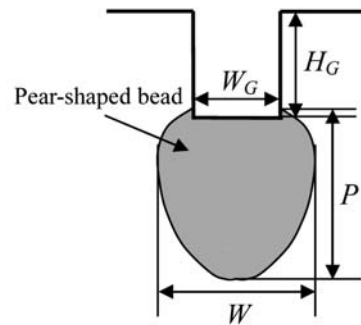


Fig. 6 Geometrical parameters of pear-shaped bead.

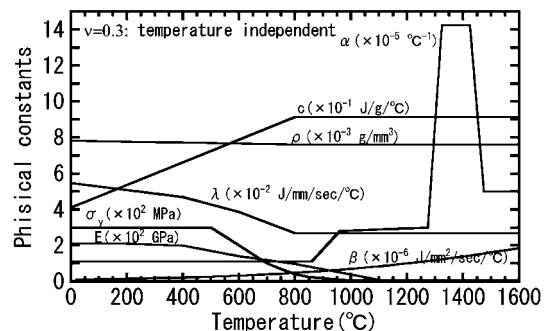


Fig. 7 Temperature dependent physical constants.

Table 1 Influence of heat input Q and welding speed v on formation of hot cracking ($r_0=0.025$ mm).

		Heat Input Q (kJ/mm)				Cracked area
		1.09	1.25	1.41	1.56	
Welding speed v (mm/s)	25				■	
	20	■	■	×	■	
	15	■	■	×	■	
	10	■	■	×	■	
	5			×	■	

($0 < x/L < 0.67$: No crack) x/L : 0.67 0.83 1.00

A

B

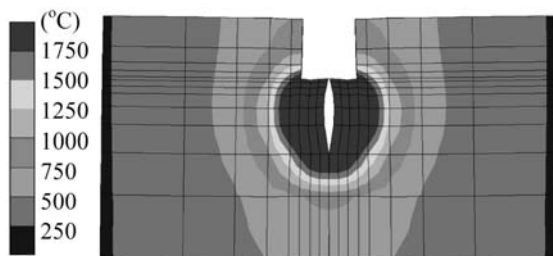


Fig. 8 Deformation after complete cooling in cross section of $x/L=0.83$ superposed on the maximum temperature distribution ($Q=1.56$ kJ/mm, $v=10$ mm/s, $r_0=0.025$ mm).

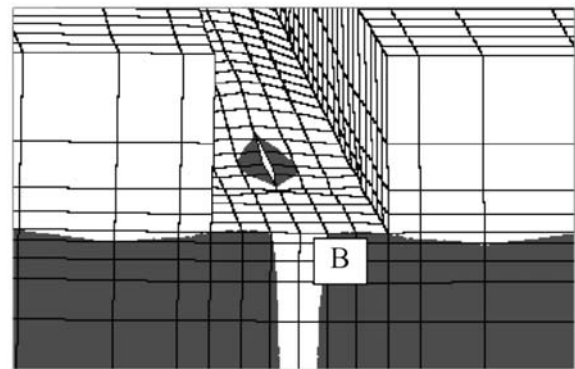


Fig. 9 Deformation with surface cracking ($Q=1.56$ kJ/mm, $v=10$ mm/s, $r_0=0.025$ mm).

の位置における横断面の変形を最高到達分布と重ねて Fig. 8 に示す. Fig. 9 には Fig. 8 の結果を終端側上方から見た場合における変形図を示している. Fig. 8 および Fig. 9 から, Table 1 中における灰色の領域が表面まで達している場合には Fig. 9 に示すような表面割れが発生していることが確認できる. さらに, Table 1 中の $Q=1.41$ kJ/mm, $v=15$ mm/s の場合における横断面の割れを含めた変形図を, 最高到達温度分布と重ねて Fig. 10 に示す. この結果より, 図中 (b) における灰色で示された領域を含む D および E の断面において梨形ビード割れが発生していることが確認できる. なお, 変形図はすべて残留変形である. 以降の解析結果において, 最高到達温度分布のレベル値は Fig. 8 および Fig. 10 のものと同じとし, 割れ発生域は界面要素の開口変位が 0.0035 mm 以上の領域とした.

5.2 寸法パラメータ r_0 , BTR 幅および凝固収縮ひずみ M_s の影響

界面要素を用いた高温割れ解析法に含まれるパラメータの中で, 割れやすさを支配する因子は寸法パラメータ r_0 と BTR であることが文献⁶⁾に示されている. そこで本節では, これらのパラメータおよび, 梨形ビード割れに影響を及ぼすことが予想される凝固収縮ひずみ M_s ⁶⁾が割れに及ぼす影響について検討を行った. なお, 寸法パラメータ r_0 とは, Fig. 2 に示す界面の力学モデルにおいて, 結合応力 σ - 開口変位量 δ 関係における変位の相対的尺度を与えるパラメータであり, このパラメータが大きいことは, 割れが発生す

るために必要な限界変位量 δ_{cr} が大きい, すなわち割れが発生しにくい材料を意味する.

Table 2 は, 寸法パラメータ r_0 が 0.005 mm の場合について整理した表である. この表と Table 1 に示される寸法パラメータ $r_0=0.025$ mm の場合とを比較すると, r_0 が小さい Table 2 の場合の方が割れ発生域が拡大していることが確認できる. さらに, r_0 が 0.005 mm の場合には, r_0 が 0.025 mm の場合とは異なり, 溶接速度が大きい $v=25$ mm/s かつ入熱量が $Q=1.09$ kJ/mm, $Q=1.25$ kJ/mm および $Q=1.41$ kJ/mm の場合においても, 割れが発生することが確認できる.

Table 3 および Table 4 は, 割れの発生形態に注目し整理を行った表である. ○印は割れが発生しなかった場合を表し, ▲印は内部割れすなわち梨形ビード割れ, ×印は表面割れを表している. この結果より, 寸法パラメータ r_0 が小さい, すなわち割れが発生しやすい材料ほど, 割れが表面まで達するケースが多くなることが確認できる. さらに, $Q=1.41$ kJ/mm, $v=15$ mm/s の場合における寸法パラメータ r_0 の影響について整理した表が Table 5 である. この結果より, 多少の要素分割の影響も含まれると考えられるが, 傾向として, 寸法パラメータ r_0 が大きいほど割れ発生域が小さくなることを確認され, また, r_0 が大きい 0.035 mm の場合には割れが発生しないことが確認できる.

次に, BTR 幅の影響について検討した結果を Table 6 に

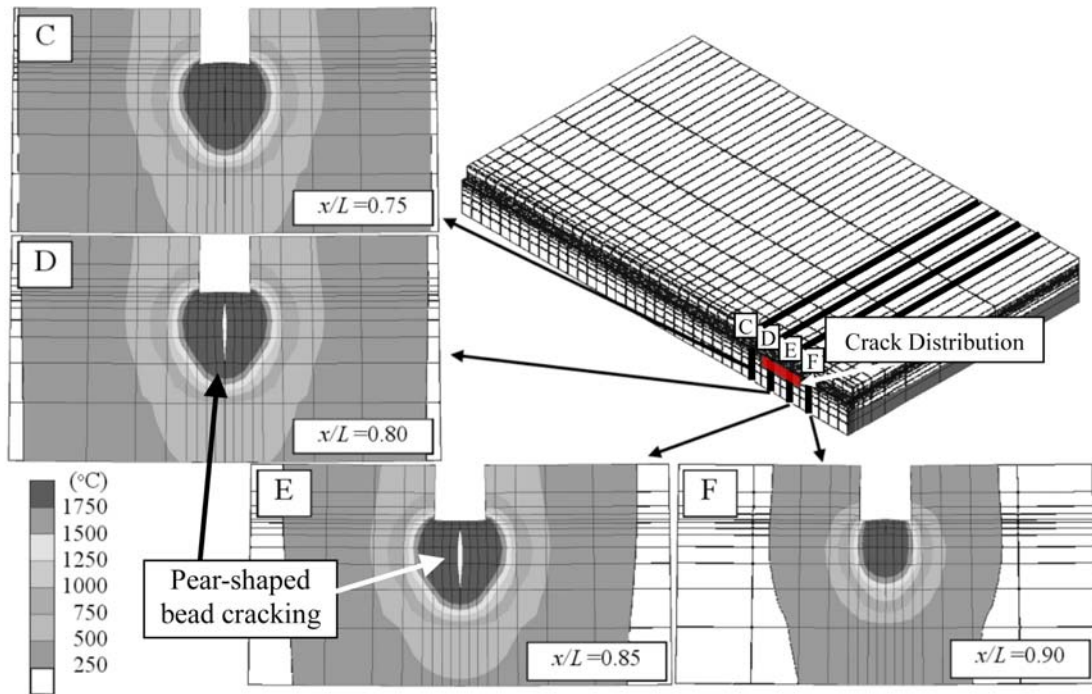


Fig. 10 Maximum temperature and crack distribution ($Q=1.41$ kJ/mm, $v=15$ mm/s, $r_0=0.025$ mm).

Table 2 Influence of heat input Q and welding speed v on formation of hot cracking ($r_0=0.005$ mm).

		Heat Input Q (kJ/mm)				■ : Cracked area
		1.09	1.25	1.41	1.56	
Welding speed v (mm/s)	25					
	20					
	15					
	10					
	5					

($0 \leq x/L \leq 0.67$: No crack) x/L : $\underbrace{\quad\quad\quad}_{0.67} \quad \underbrace{\quad\quad\quad}_{0.83} \quad 1.00$

Table 3 Influence of heat input and welding speed on formation of hot cracking ($r_0=0.025$ mm).

		Heat Input Q (kJ/mm)			
		1.09	1.25	1.41	1.56
Welding speed v (mm/s)	25	○	○	○	×
	20	▲	▲	▲	×
	15	▲	▲	×	×
	10	▲	▲	×	×
	5	○	○	▲	▲

Table 4 Influence of heat input and welding speed on formation of hot cracking ($r_0=0.005$ mm).

		Heat Input Q (kJ/mm)			
		1.09	1.25	1.41	1.56
Welding speed v (mm/s)	25	▲	▲	▲	×
	20	×	×	×	×
	15	×	×	×	×
	10	×	×	×	×
	5	○	○	×	×

示す。ここでは、BTR幅を1100℃～1450℃の350℃から、1400℃～1450℃の50℃まで変化させた4ケースについて検討を行った。その結果、すべてのケースで割れが発生することが確認できる。それらの割れ発生領域に着目すると、BTR温度域を大きく変化させたにもかかわらず、あまり変化しないことが確認できる。ただし、この傾向については

割れ易さの指標と考えられる寸法パラメータ r_0 や凝固収縮量 Ma/M_0 との関係も予想されるので、今後、詳細な検討が必要であると考えられる。

さらに、Fig. 11に示すように、線膨張係数の温度依存性を用いて、それと等価な凝固収縮ひずみ量の影響について検討を行った。なお、凝固収縮ひずみは、液相の密度と固

Table 5 Influence of scale parameter r_0 on hot cracking ($Q=1.41$ kJ/mm, $v=5$ mm/s).

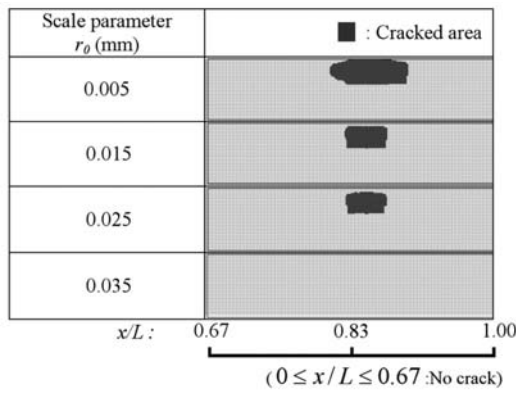
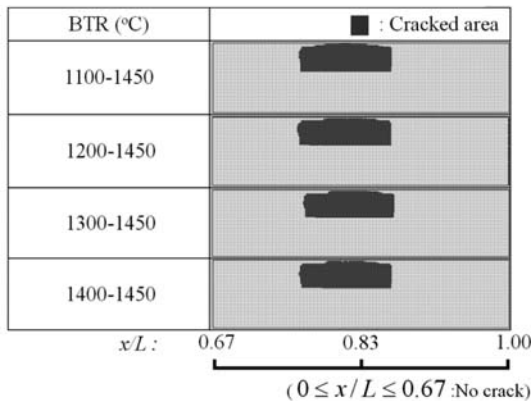


Table 6 Influence of BTR on hot cracking ($Q=1.41$ kJ/mm, $v=15$ mm/s, $r_0=0.025$ mm).



相の密度の差から求められる体積膨張率を基に算出した。実材料に対応するのは $M_a/M_0=1.0$ の場合である。すなわち、 M_a/M_0 の値が大きいくほど、凝固収縮ひずみ M_a が大きいことを意味する。なお、凝固収縮は BTR 付近で発生すると仮定している。その結果を整理し Table 7 に示す。この結果より、凝固収縮ひずみ M_a が大きいほど、割れ発生域が大きくなり、 $M_a/M_0=3.6$ の場合には広範囲にわたって、表面割れが発生していることが確認できる。

5.3 溶け込み形状のアスペクト比 η の影響

GMA による狭開先溶接法では、ワイヤ先端の上下動を制御することにより、1 パスで深い溶け込みを得ることができ、また、ワイヤ先端の上下動により溶け込み形状のアスペクト比が変化することが報告⁹⁾されている。そこで本節では、開先深さ H_0 を 5 mm、入熱量を $Q=1.41$ kJ/mm、溶接速度を $v=15$ mm/s、凝固収縮ひずみを $M_a/M_0=1.0$ 、界面要素に含まれる寸法パラメータを $r_0=0.025$ mm とした上で、1450°C 以上の領域で定義される溶け込み形状のアスペクト比が割れに及ぼす影響について検討した。溶け込み形状のアスペクト比は加熱深さを変える方法により変化させた。その結果を Table 8 に示す。同図より、溶け込み深さが比較的大きな $\eta(P/W)=1.38$ の場合に割れ発生域が大きくなっていることが分かる。ただし、より大きなアスペクト比である $\eta=3.08$ の場合には、割れは発生していないことが確認できる。

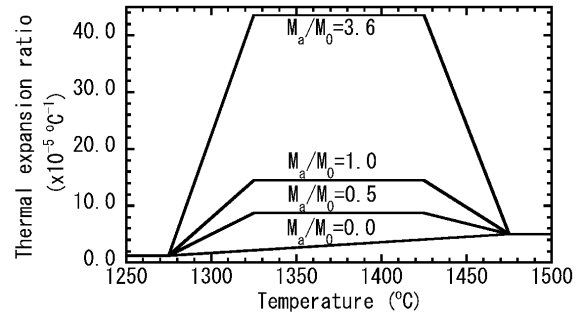


Fig. 11 Temperature dependent thermal expansion ratio.

Table 7 Influence of solidification contraction on hot cracking ($Q=1.41$ kJ/mm, $v=15$ mm/s, $r_0=0.025$ mm).

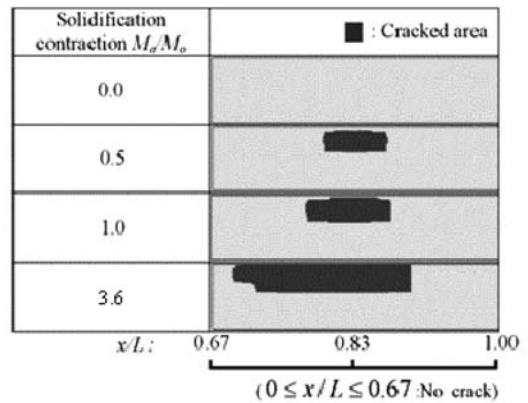
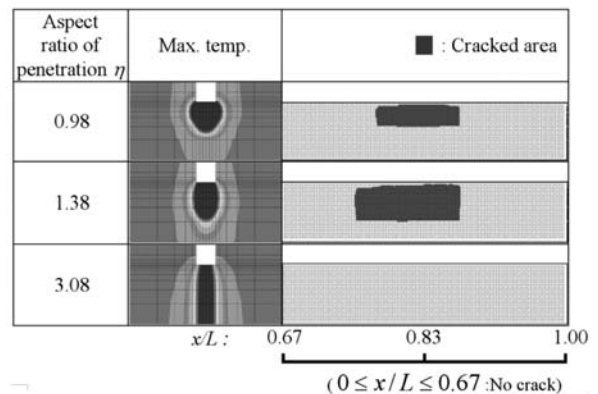


Table 8 Influence of aspect ratio of penetration on hot cracking ($Q=1.41$ kJ/mm, $v=15$ mm/s, $r_0=0.025$ mm).



この理由としては、溶け込みが裏面まで達し、溶融部周囲の拘束が低下したことが原因として挙げられる。

以上の様に、本研究で提案された三次元高温割れ解析法を用いることで試験片寸法や入熱量、入熱分布、また、冶金的因子である BTR 幅等の様々な因子が割れに及ぼす影響について検討することができる。それに加え、二次元解析法では不可能であった、溶接速度の影響や溶接線方向への熱の拡散現象、さらには溶接中に溶融部が溶接線方向前後部から受ける拘束の影響等についても検討可能になると共に、これらの因子が溶接線上の任意の位置に発生する割れに及ぼす影響についても検討可能になった。この事より、本手法を用いることで、溶接施工時の割れを回避するための溶接条件の設定や材料選択の際の指針を得ることができ

ると考えられる。次報では、本手法を用いて実溶接構造の高温割れを定量的に評価する方法について検討する予定である。

6. 結 言

本研究では、溶接高温割れの発生予測法として、温度依存型界面要素を用いた三次元溶接高温割れ解析法を開発した。さらに、本手法に対し、計算を高速化する手法である反復サブストラクチャー法を導入し、狭開先溶接時における梨形ビード割れの解析に応用した結果、次のことが分かった。

- (1) 反復サブストラクチャー法の導入により、節点数が22021の場合で計算速度が約7倍程度向上することが確認された。
- (2) 提案手法を用いることにより、溶接線上に分布する梨形ビード割れおよび表面割れを再現することができた。
- (3) 三次元高温割れ解析法を用いることで、二次元解析では不可能であった、溶接線方向への熱の拡散現象、溶接速度の影響、溶接中に溶融部が溶接線方向前後部から受ける拘束の影響等、高温割れに影響を及ぼす三次元的因子の影響について解析可能になると共に、これらの因子が溶接線上の任意の位置に発生する割れに及ぼす影響についても検討可能になった。
- (4) 凝固収縮ひずみ M_a が大きいほど割れ発生域が大きくなる傾向を確認した。
- (5) 溶け込みが裏面に達すると割れは発生し難い傾向にある。

謝 辞

本研究の一部は、日本学術振興会科学研究費補助金（若手研究 (B)、課題番号 16760655）の援助で行った。ここに

感謝の意を表します。

本研究を遂行するにあたり、物質・材料研究機構（NIMS）中村照美氏、平岡和雄氏から様々な御助言・御協力を頂き感謝申し上げます。また、研究当時、大阪府立大学 大学院生であった野田裕久君には解析の際に御協力頂き、感謝申し上げます。

参 考 文 献

- 1) T. Nakamura and K. Hiraoka: Ultranarrow GMAW process with newly developed wire melting control system, Science and Technology of Welding and Joining, 6-1 (2002), 355-362.
- 2) M. Kutsuna, M. Watanabe, G. Xu and K. Yamada: Research on Cladding and Repairing Technology Using a YAG Laser Robot System, Quar. J. JWS, 22-1 (2004), 37-46. (in Japanese)
- 3) K. Nishimoto, I. Woo, T. Ogita and M. Shirai: The Factors Affecting HAZ Crack Susceptibility in The Laser Weld - Study on Weldability of Cast Alloy 718 (Report 4) -, Quar. J. JWS, 19-2 (2001), 308-316. (in Japanese)
- 4) Y. Mori and I. Masumoto: Consideration about the forming of the pear-shaped bead crack, Journal of JWS, 49-1 (1980), 19-23. (in Japanese)
- 5) M. Shibahara, H. Serizawa and H. Murakawa, Development of Computational Method for Hot Cracking Using Temperature Dependent Interface Element and Application for Fish Bone Type Test, Quarterly Journal of The Japan Welding Society, 19-2 (2001), 365-372. (in Japanese)
- 6) M. Shibahara, H. Serizawa and H. Murakawa, Finite Element Analysis for Hot Cracking on Transverse Cross Section Using Temperature Dependent Interface Element and Quantification of Parameters Included in Proposed Method, Quarterly Journal of The Japan Welding Society, 22-1 (2004), 94-100. (in Japanese)
- 7) M. Shibahara, H. Serizawa, H. Murakawa and Y. Ueda: Finite Element Analysis Using Interface Element for Predicting Deformation during Butt Welding Considering Root Gap and Tack Welds, The Proceedings of the 12th International Offshore and Polar Engineering Conference (2002), 325-331.
- 8) H. Murakawa, I. Oda, S. Itoh, H. Serizawa and M. Shibahara: Iterative Substructure Method for Fast Computation of Thermal Elastic Plastic Welding Problems, Journal of the Kansai Society of Naval Architects, Japan, 243 (2005), 325-331. (in Japanese)