

鉄道用レールのガス圧接における
加熱変形の数値解析に関する研究

伊 藤 太 初

新潟大学大学院自然科学研究科博士後期課程

材料生産システム専攻

目次

1 章 緒論

1.1	研究の背景	1
1.2	既往の研究と問題点	3
1.3	本研究の目的と範囲	5
1.4	本論文の構成	6

2 章 丸棒鋼ガス圧接部の加熱変形解析

2.1	緒言	7
2.2	ガス炎による加熱炎モデル	7
2.2.1	温度測定試験条件	7
2.2.2	解析の前提	9
2.2.3	解析条件	9
2.2.4	加熱条件の設定	11
2.2.5	熱伝導解析および温度測定試験結果の比較	13
2.3	ガス圧接部の加熱変形解析モデル	15
2.3.1	実験条件	15
2.3.2	解析における仮定	17
2.3.3	解析条件	17
2.3.4	解析結果および考察	19
(1)	接合界面温度および圧縮量の推移	19
(2)	ふくらみ形状の比較	22
(3)	接合界面上の変形状況	24
2.4	まとめ	29

3 章	接合界面の変形と接合強度の定量的評価	
3.1	緒言	3 1
3.2	各種試験条件	3 1
3.3	加熱変形解析モデルによる相当塑性ひずみの導出	3 3
3.4	試験結果	3 5
3.4.1	外観観察結果	3 5
3.4.2	引張試験結果	3 6
3.4.3	破面観察結果	3 9
3.4.4	断面観察結果	4 3
3.5	変形に伴う接合部の形成過程	4 9
3.6	まとめ	4 9
4 章	鉄道用レールガス圧接部の加熱変形解析	
4.1	緒言	5 1
4.2	レールガス圧接用バーナによる加熱モデル	5 1
4.2.1	レール加熱試験	5 1
4.2.2	熱伝導解析	5 3
4.2.3	解析条件	5 3
4.2.4	加熱条件の設定	5 4
4.2.5	熱伝導解析および温度測定試験結果の比較	5 6
4.3	レールガス圧接部の加熱変形解析モデル	5 8
4.3.1	レールガス圧接試験	5 8
4.3.2	熱伝導構造連成解析	5 9
4.3.3	接合界面温度および圧縮量の推移	5 9
4.3.4	ふくらみ形状の比較	6 2
4.4	解析結果および考察	6 4
4.4.1	接合界面の変形状況	6 4
4.4.2	接合界面における変形の支配因子	6 5

4.5	まとめ	69
5章	結論	70
	参考文献	72
	本論文に関連する発表論文等	76
	謝辞	77

1 章 緒論

1.1 研究の背景

ガス圧接法は、ガス炎を用いた固相接合法の一種であり、鉄筋やレールの主要な接合法として用いられている。本法は、1940年頃アメリカと日本（旧満州鉄道株）でほぼ同時期に開発され、その初期の研究の目的は主に接合装置の開発や実用化が主体であった。例えば、アメリカでは1939年にL.Adams¹⁾がレールのガス圧接機を試作し、実用化している。また、1940年にH.F.Mooreら²⁾がイリノイ大学と共同でガス圧接レールの強度試験を行い、その信頼性を確認している。日本では、1943年に旧満州鉄道株の高木ら³⁾が丸棒鋼のガス圧接試験結果を報告しており、その後、大井ら⁴⁾が同様の研究結果を発表している。また、1950年頃にはドイツのHoffmannら⁵⁾がレールのガス圧接について報告するなど、海外において積極的に研究開発が進められていた。しかしながら、1960年代以降の海外におけるガス圧接に関する文献は極めて少ない。この理由は、ガス圧接法は端面の状態やガス炎の状態、さらには当時の製鋼技術に起因する母材介在物などが接合状態に影響しやすいため、アーク溶接やフラッシュ溶接といった電気溶接法に取って代わられたものと考えられる。

一方、日本国内では今日に至るまで研究開発が着々と継続されてきた。鉄道用レールのガス圧接法に着目すると、1954年に大井ら⁶⁾により国内初のレールガス圧接機が開発された。その後、高規格レールへの適用検討⁷⁾⁸⁾などが行われ、1964年に東海道新幹線の建設工事に採用されている⁹⁾。ガス圧接法は、溶融溶接法のように溶加材による余盛は残存しないが、塑性変形により圧接部外周にふくらみが生じる。当時のガス圧接機は、このふくらみをガススカーフィングにより除去する手法を採用しており、出来栄えが作業者の技量に大きく依存すると共に、残留応力除去の焼ならしが必要であった。これらに対し、青山ら¹⁰⁾はふくらみの熱間せん断に関する実験的研究およびせん断装置の開発を実施し、1975年に押抜きせん断バイトを搭載したTGP-1、TGP-2ガス圧接機が大石橋ら¹¹⁾により開発された。これにより、圧接直後にふくらみを押抜くことで、ふくらみの研削処理が大幅に低減された。その後、さらに改良・小型化さ

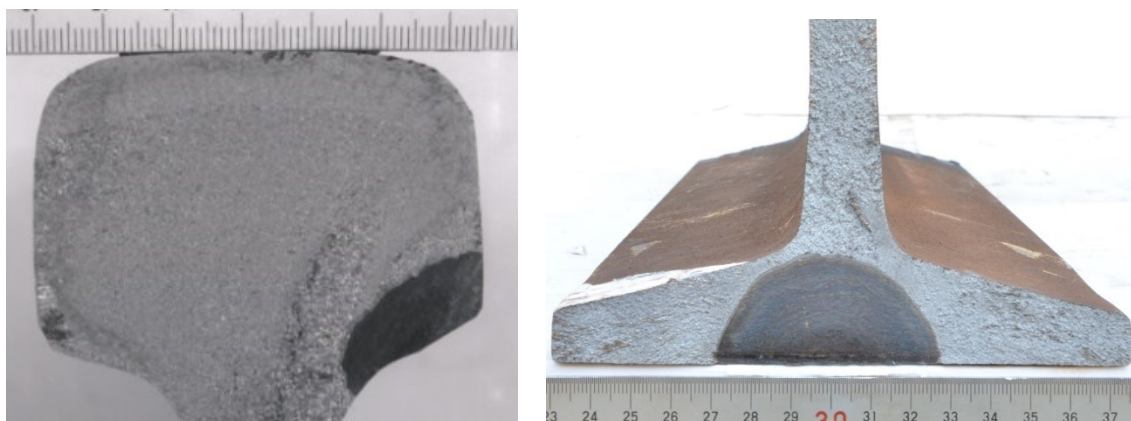
れ、現在は TGP-5, TGP-HA ガス圧接機¹²⁾が主に用いられている。その結果、鉄道用レールのガス圧接法は、高速・安定走行に必要不可欠であるロングレールを構成するため、日本国内においてレール溶接施工総数の 40%程度となる年間約 1.5 万口が施工されるに至っている¹³⁾。

このように、ガス圧接法は日本国内の主要なレール溶接法ではあり、標準施工条件を遵守することで良好な継手を確保できる。しかしながら、本手法は現場溶接法であるため、端面の突合わせ精度、加熱バーナおよび加熱位置の不具合等の人為的ミスが生じる可能性があり、これらに起因して脆弱な不良圧接部が生じることがある。また、専用バイトによるふくらみの押抜きに伴い、接合界面上に大きな引張応力が作用するため、この引張応力により、Fig.1-1 に示すように不良圧接部の接合界面が高温状態で開口する（以下、押抜き割れと称す）ことが報告されている¹⁴⁾。特に、レール頭部の角やレール底部の角およびレール底面中央に押抜き割れが生じやすく¹⁵⁾、これら押抜き割れに起因したレール折損により、列車の安定輸送に障害をもたらす可能性がある¹⁶⁾。この要因は、これらの部位において酸化介在物の破壊と排出に寄与する変形が小さいため、人為的ミスが生じた際に押抜き割れが健在化しやすいものと考えられているが、詳細は明らかになっていない。したがって、押抜き割れ発生要因を明確にすることで、より効果的な対策を実施すること可能となる。

また、昨今の労働人口の減少に伴い、レール溶接作業の自動化が強く求められている。ガス圧接法は、低コストかつ機動性の高さから、線路脇でのレール溶接手法として多く用いられており¹²⁾、上記の利点を有したまま自動化を進める必要がある。一方、レール溶接作業を自動化するためには、各種センサーや制御装置などが追加されるため、現行の施工プロセスのままではコストや重量が増加する。したがって、自動化に付随するコストや重量を相殺するためにガス圧接プロセスを大幅に省略するなど、抜本的なガス圧接条件の見直しが必要となり、ガス圧接法の接合原理に立脚した基礎的な検討が必要不可欠である。

本論文では、レールガス圧接部の押抜き割れ防止および抜本的なガス圧接条件の見直しに資するため、数値解析モデルを用いたガス圧接部の変形状況の把握およびその支配因子について述べる。具体的には、丸棒鋼ガス圧接部の数値解析モデルを構築す

ると共に、丸棒ガス圧接部の変形と酸化介在物の分断・微細化過程について述べた後、これらの結果を基に、鉄道用レールのガス圧接部における数値解析モデルにより、接合界面における変形状況や押抜き割れ発生要因について言及する。



(a) Head corner

(b) center of base surface

Fig.1-1 An example of fracture surface of gas pressure weld caused hot crack

1.2 既往の研究と問題点

一般的に、固相接合法は接合界面における酸化介在物の残存状況が接合強度に影響を及ぼす。例えば、摩擦圧接や摩擦攪拌接合、超音波接合などは、主に変形により酸化介在物を分断・排出し、拡散接合では主に母材への拡散により酸化介在物量を減少させている。一方、ガス圧接では、ガス炎による部材外周からの加熱による接合界面温度の上昇による酸化介在物の拡散、および部材軸方向への加圧に伴う接合界面の塑性変形による酸化介在物の分断・微細化の両者が接合に寄与しているものと考えられている。

これまで、レールガス圧接部の接合界面の酸化介在物量を低減するため、接合界面の温度上昇やシールド性向上を目的として、深田ら¹⁵⁾による加熱バーナの改良や変圧法の採用、山本ら¹⁷⁾による強還元炎の適用などが検討され、一定の効果が得られている。また、ガス圧接部の酸化介在物の変遷過程およびそれに伴う接合過程を説明す

るため、拡散説¹⁸⁾、表面張力説¹⁹⁾、再結晶説²⁰⁾、内部酸化説²¹⁾、空洞収縮説²²⁾、酸化物の溶融による分散・微細化説²³⁾、鋼中炭素による酸化物の還元説¹⁴⁾²⁴⁾などの諸説が報告されている。しかし、いずれの説も圧接部に生じる酸化介在物の微視的な形態変化に着目した検討であり、酸化介在物の分断・微細化および排出機構に寄与する変形に着目した検討は行われていない。

ガス圧接部の接合界面の変形と接合強度・状態に着目した研究として、例えば、大石橋ら¹⁴⁾が定温法を用いて圧縮量と接合強度の関係を調査している。これによると、圧縮量の増加に伴いフラット破面（球状の酸化介在物を内在したディンプル破面²⁵⁾）の割合が低下し、接合強度が上昇することが報告されている。しかしながら、加圧力等の圧接条件が及ぼす接合界面の変形挙動への影響および塑性変形による介在物の分断・微細化過程については未だ明らかになっていない。西口ら²⁶⁾は、微視的な接合界面形成過程を二次元モデルに置き換え、数値解析を用いて固相接合過程における各接合機構（例えば、塑性変形機構、クリープ変形機構、体積拡散機構、界面拡散機構など）の接合進行速度（ボイドの消失速度）を定量的に評価している。これによると、接合温度の上昇に伴う急激な接合速度の増加（接合面の増加）は、クリープ変形を主とする変形機構に起因することが報告されている。しかしながら、これらは微視的な変形によるボイドの消失過程を説明するものであり、ガス圧接部などの巨視的な塑性変形による酸化物の分断・微細化過程については言及されていない。

一般的に、接合界面の変形挙動をガス圧接中にその場観察することは極めて困難なため、数値解析などの計算手法を用いた検討が有効であると考えられる。例えば、摩擦圧接法や線形摩擦圧接法などの接合界面の変形が主要な接合機構となる手法において、接合界面の温度分布や変形挙動に着目した解析的検討が実施されている^{27)~35)}。しかしながら、摩擦圧接法および線形摩擦圧接法は、接合界面上に回転および振動を付与し、接合界面に摩擦による温度上昇およびそれに伴う塑性流動を引き起こす接合法である。そのため、ガス圧接法とは入熱条件が異なる。さらに、酸化介在物の排出に寄与する塑性変形機構においても、軸方向の加圧のみで変形を引き起こすガス圧接法とは異なる点がある。

ガス圧接法において解析的検討を実施する場合、熱源となるガス炎の燃焼反応およ

びバーナノズルから噴出する流体の動き，さらには流体から圧接部に伝わる熱伝達をそれぞれ計算する必要が生じ，非常に複雑なモデルとなる．これに対し，富田ら³⁶⁾はガス燃焼場を非燃焼流体の熱流場と近似して計算する手法により，鋼表面近傍の温度場を精度よく推定できることを報告している．さらに，大石橋ら³⁷⁾や辻ら³⁸⁾はより簡易な手法として，鋼表面の入熱をガウス分布により模擬することで実験結果と良く一致することを報告している．しかしながら，いずれの研究も単純な二次元モデルとして構築されたものであり，本研究の対象とする鉄道用レールのガス圧接法のように複雑な断面形状をもつ三次元モデルに適用した事例が無いのが現状である．

1.3 本研究の目的と範囲

鉄道用レールのガス圧接部では，前述した通り，端面の突合わせ精度，加熱バーナおよび加熱位置の不具合等の人為的ミスが生じた際に脆弱な不良圧接部となり，押抜き割れが生じている．この要因として，頭部や底部の角部では酸化介在物の破壊と排出に寄与する変形が小さいため，人為的ミスが生じた際に押抜き割れが健在化しやすいものと考えられる．さらに，加熱バーナを用いるガス圧接法では，レール断面上の温度分布が不均一になることから，複雑な変形状態，すなわちひずみ分布が形成されているものと推定される．しかしながら，このようなひずみ分布を実験的に把握するのは困難であり，数値解析による検討が必要となる．

一方，レールガス圧接の自動化に向けた具体的なプロセス省略手法として，例えば，現行の圧縮量を大幅に低減することで，圧接時間の短縮とふくらみの減少により，表面溶融防止のためのバーナ揺動作業やふくらみの押抜き作業の省略が達成できる．しかしながら，圧縮量の低減はすなわち接合界面の変形を減少させることであり，接合状態への悪影響は避けられない．したがって，これを実現するためには，必要最小限の変形を均一かつ効率的に接合界面に与えることが求められ，レールガス圧接部の変形に着目した検討が必須となる．

本研究では，丸棒鋼ガス圧接部の数値解析モデルによりガス炎のモデル化および材料物性値の同定を行った．併せて，丸棒鋼ガス圧接部の引張試験により，塑性ひずみ

による接合強度への影響および酸化介在物の分断・微細化過程を詳細に把握した。これらの結果を基に、鉄道用レールのガス圧接部における数値解析モデルを構築し、接合界面における塑性ひずみ分布を把握すると共にその支配因子について考察した。

1.4 本論文の構成

本論文は5章から構成されている。

第1章では緒論として、ガス圧接法の現在までの動向および各国における研究動向について述べると共に、レールガス圧接における課題について指摘している。また、本研究の目的と研究範囲を明らかにしている。

第2章では、丸棒鋼ガス圧接部における加熱変形の数値解析モデルを構築し、二種類のガウス分布で近似したガス炎からの入熱分布と実験値を基に決定した温度依存性を持つ材料物性値により、丸棒鋼ガス圧接部の温度とひずみ分布を実用範囲内の圧接条件で再現できることを明らかにした。

第3章では、第2章で構築した解析モデルから導出した相当塑性ひずみを基に、種々の圧縮量で作製した丸棒鋼ガス圧接部の引張試験結果を整理し、相当塑性ひずみの変化と接合強度の関係および酸化介在物の分断・微細化過程を明らかにした。

第4章では、第2章で構築した丸棒鋼の数値解析モデルを基に、鉄道用レールのガス圧接部における加熱変形の数値解析モデルを構築した。これにより、押抜き割れ発生箇所を含む接合界面上の相当塑性ひずみ分布を把握した。さらに、レール形状に起因して不均一なひずみ分布が生じていることを明らかとし、レール断面形状を変更することで、押抜き割れ発生箇所の相当塑性ひずみ分布を改善できる可能性が示唆された。

第5章では、本論文の検討結果全体を総括し、結論を述べた。

2 章 丸棒鋼ガス圧接部の加熱変形解析

2.1 緒言

本章では，単純形状である丸棒鋼のガス圧接部に着目し，ガス炎により投入される熱流束を表現可能な数理モデルを，温度測定試験および熱伝導解析により構築することを試みた．その後，当該加熱炎モデルを用いたガス圧接部の加熱・変形解析モデルを構築し，丸棒鋼ガス圧接部の変形挙動を把握した．

2.2 ガス炎による加熱炎モデル

2.2.1 温度測定試験条件

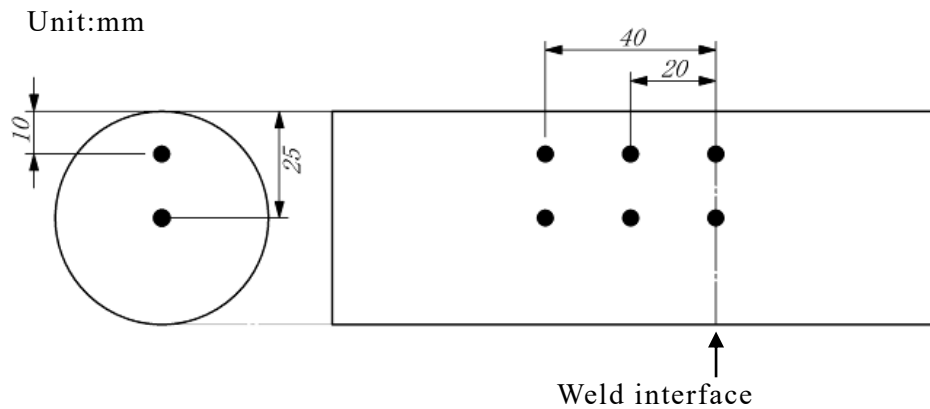
JIS E1101 で規定される 60kg 普通レールから切り出した $\phi 50\text{mm}$ ，長さ 300mm の丸棒鋼 2 本を D51 鉄筋用ガス圧接機（バーナ火口：10 口）に突き合わせて配置し，温度測定試験を実施した．Table 2-1 に試験条件，Fig.2-1 に温度測定状況を示す．加熱炎は酸素流量 30 ℓ/min ，アセチレン流量 34 ℓ/min の弱還元炎とし，中央集中加熱にて実施した．また，圧接部を固定するための初期加圧力として 5MPa を付加した．内部温度測定のため，丸棒端部から測定位置まで $\phi 4\text{mm}$ の丸穴を加工し，R 型熱電対を挿入した．測定箇所は，長手方向の接合界面（中心から 0mm），中心から 20mm，中心から 40mm として，各断面において表面から 10mm および 25mm の計 6 箇所（長手 3 箇所×深さ 2 箇所）とした（Fig,2-1 (b)）．Table2-2 に実験に供した試験材の化学組成を示す．

Table 2-1 Gas flame conditions of temperature measuring test

Gas volume flow (l/min)		Plessure (MPa)
Oxygen	Acetylene	
30	34	5



(a) Temperature measuring test



(b) Measuring points

Fig.2-1 Condition of the temperature measuring test

Table 2-2 Chemical composition of JIS rail steel

Unit:%					
C	Si	Mn	P	S	Fe
0.63 ~ 0.75	0.15 ~ 0.30	0.70 ~ 1.10	< 0.030	< 0.025	Bal

2.2.2 解析の前提

ガス圧接現象を解析モデルとして表現する場合，加熱炎から投入される熱による温度上昇および熱膨張に加え，加圧による変形を考慮しなければならない．また，加圧・圧縮が進むにつれて，各節点に与えられる熱エネルギーは刻々と変化することになるため，より精度良く解析するためには熱伝導解析と構造解析を連成して同時に解く必要がある．そこで，本検討では，これらの要件を満たすソルバーとして ADINA³⁹⁾を用いることとした．なお，本章では，加熱炎からの入熱量を決定するため，ADINA の熱伝導解析モジュールのみを用いた．

2.2.3 解析条件

Fig.2-2 に本検討で使用したモデルを示す．本検討では，丸棒ガス圧接部の接合界面を中心とした 2 次元軸対称モデルとし，加熱範囲として設定した領域に，ガス炎による熱流束分布および放射による境界条件を設けた．また，加熱範囲以外には放射および大気対流による境界条件を設けた．ここで放射は Stefan-Boltzmann の法則を適用し，Stefan-Boltzmann 定数 $5.67 \times 10^{-8} \text{J}/(\text{s} \cdot \text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$ とし，放射率は近似的に鋼の高温酸化面の値として 0.8 を用いた⁴⁰⁾．また，対流は自然対流中の大気を想定し， $5.82 \text{J}/(\text{s} \cdot \text{m}^2 \cdot \text{K})$ とした．なお，メッシュ形状は長方形 (9 節点) とし，接合界面から片側 100mm (深さ方向 25mm) を加熱範囲として 50×50 で分割した．

Fig.2-3 に解析に使用した熱伝導物性値を示す．丸棒材はレール鋼とし，熱物性値は，比熱 (c)，熱伝導率 (k) に関して温度依存性を考慮した⁴¹⁾．なお，変態による潜熱は，比熱より導出した相当エネルギー ($5.1 \times 10^8 \text{J}/\text{kg}$) が 373K~773K において損失されるよう設定した．

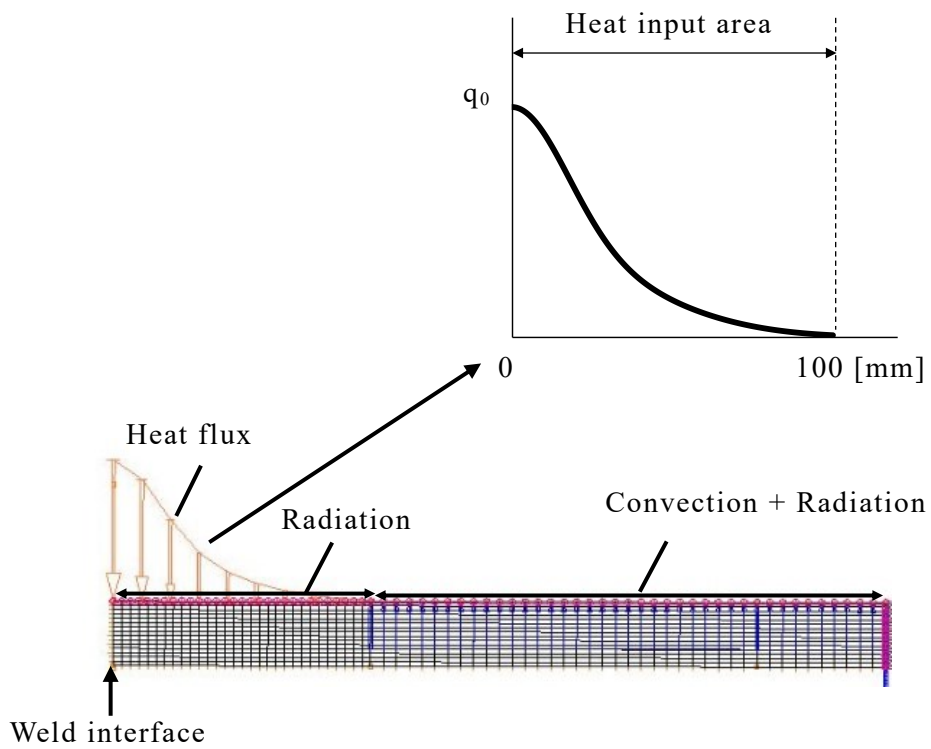


Fig.2-2 Schematic illustration of analysis conditions

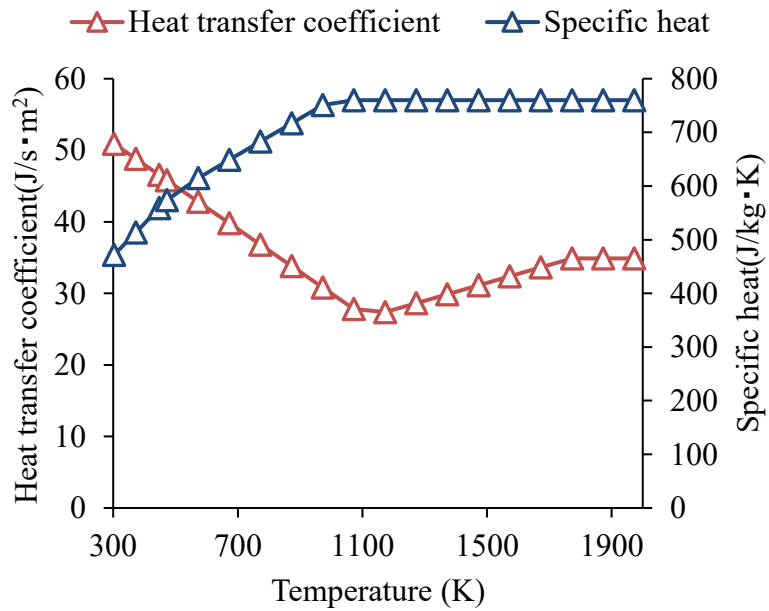


Fig.2-3 Thermal properties of carbon steel

2.2.4 加熱条件の設定

上述した通り，本検討ではガス炎から丸棒材に流入する熱量を熱流束として与える．一般的にアセチレン用ガスバーナを用いて加熱する場合，バーナに設置された火口に形成されるガス炎（燃焼炎）は，Fig. 2-4 (a)に示すような白心（内炎）と外炎に分けられ，白心に比べ，外炎の温度が低いことが知られている．また，ガス炎は流体であることから，物体に接触することでその形状が容易に変化するが，平板や丸棒等の均一材では Fig.2-4(b)に示すように一定の形状をなすものとみなせる．第 1 章で述べた通り，ガス炎による入熱量分布をガウス分布とみなし，いくつかの解析的検討がなされている³⁷⁾³⁸⁾が，その分布は使用するバーナ形状や火口数により変化するものと考えられる．そこで，ここではガス炎による入熱量分布として以下に示すガウス分布（正規分布）型関数を用い，実験結果と比較することで適切な分布型を選定した．

$$q(r) = \frac{q_0}{(\alpha + \beta)} \left(\alpha e^{-\frac{r^2}{2\sigma_1^2}} + \beta e^{-\frac{r^2}{2\sigma_2^2}} \right) \quad (1.1)$$

ここで， r は加熱中心からの距離， q_0 は加熱中心における単位面積当りの熱流束， α ， β は白芯と外炎との熱流束比である．また， σ_1 ， σ_2 は正規分布で言うところの標準偏差に該当し，分布範囲を決定する値である．アセチレン流量から計算した発熱量に伝達率を乗じた総投入熱量 Q が加熱範囲内に投入されると仮定すると，ガウス積分により以下の式が導かれる．

$$Q = A_0 \int_{-\infty}^{+\infty} q(r) dr \quad (1.2)$$

$$= \frac{A_0 q_0}{(\alpha + \beta)} \int_{-\infty}^{+\infty} \left(\alpha e^{-\frac{r^2}{2\sigma_1^2}} + \beta e^{-\frac{r^2}{2\sigma_2^2}} \right) dr \quad (1.3)$$

$$= \frac{A_0 q_0}{(\alpha + \beta)} \sqrt{2\pi(\alpha\sigma_1^2 + \beta\sigma_2^2)} \quad (1.4)$$

これより，加熱中心の熱流束 q_0 を求めた．Table 3 に本検討で使用した熱流束条件および Fig.2-5 に各条件における熱流束分布を示す．条件 1 および 2 は単一のガウス分布のみで再現を試みた条件であり，条件 1 は $\alpha=1$ ， $\beta=0$ ， $3\sigma_1=50\text{mm}$ とし白芯からの入熱による集中熱源，条件 2 は $\alpha=0$ ， $\beta=1$ ， $3\sigma_2=100\text{mm}$ とし外炎による入熱も含めた分散熱源とした．一方，条件 3 は， $3\sigma_1=50\text{mm}$ ， $3\sigma_2=100\text{mm}$ とし，条件 1 および条件 2 の

二種類のガウス分布を，実験値を基に $\alpha=1$, $\beta=0.65$ の熱流束比で組み合わせた熱源とした。

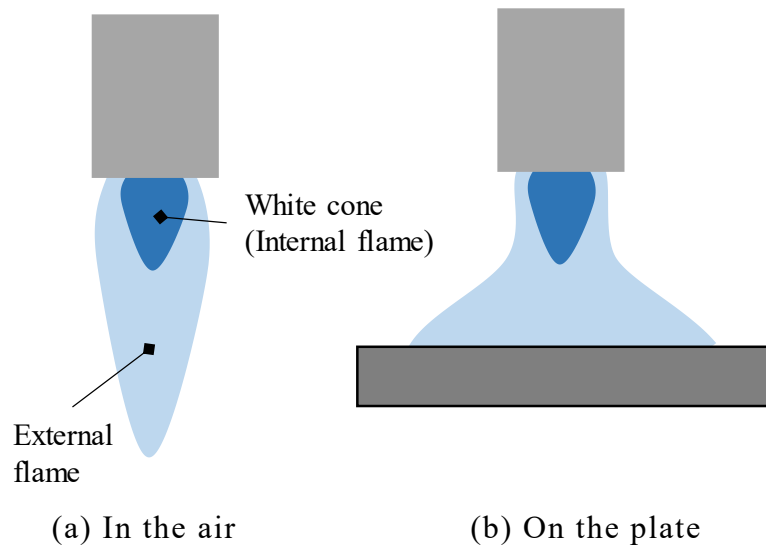


Fig.2-4 Schematic illustration of a gas flame shape

Table 2-3 Heat flux conditions

Condition	α	β	σ_1 (mm)	σ_2 (mm)
1	1	0	16.6	—
2	0	1	—	33.3
3	1	0.65	16.6	33.3

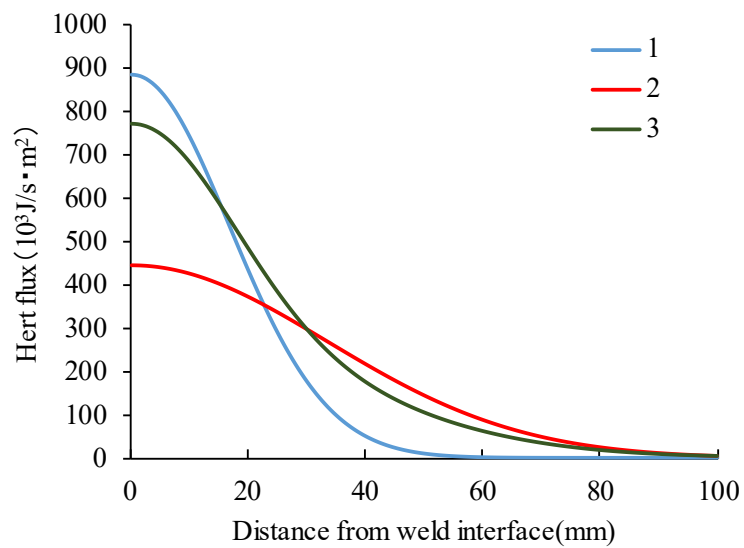
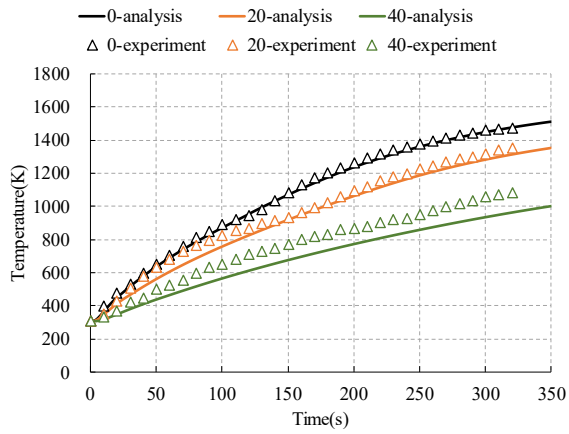


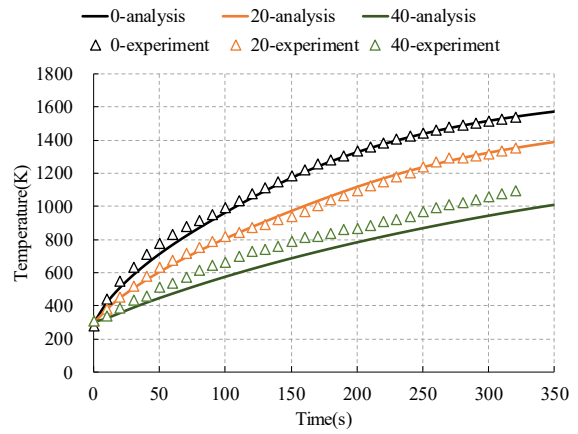
Fig.2-5 Heat flux distribution

2.2.5 熱伝導解析および温度測定試験結果の比較

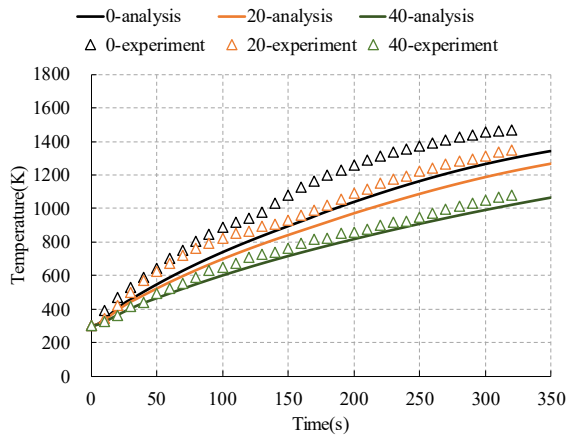
Fig.2-6 に各加熱条件における解析結果および実験結果を測定箇所ごとに併せて示す。なお、凡例は長手方向の測定位置と解析結果（analysis）あるいは実験結果（experiment）であることを示している。例えば、長手方向 20mm の実験値であれば、“20-experiment”である。白芯による集中熱源を模擬した条件 1 では、長手方向中心および 20mm 位置のいずれにおいても実験値とよく一致しているが、長手方向 40mm 位置では実験値に比べ温度上昇がやや緩やかである。また、分散熱源を模擬した条件 2 では、長手方向 20mm 位置および 40mm 位置において実験結果とよく一致しているものの、長手方向中心では実験値に比べ温度上昇が緩やかである。このように、単一のガウス分布を用いた場合、総投入熱量 Q が一定のため、 σ_1 の増加に伴い加熱中心の熱流束 q_0 が減少する。したがって、白芯による集中熱源と外炎による分散熱源を同時に満たす分布形状を得るのは困難である。一方、条件 1 と 2 の二種類のガウス分布を組合せた条件 3 では長手方向および深さ方向いずれの位置においても実験値とよく一致している。以上の結果から、二種類のガウス分布で内炎と外炎による熱流束分布をモデル化した条件 3 が最も実験値に合致しており、周囲の入熱分布に対して外炎による影響が無視できないことが判明した。以降の解析ではガス炎による入熱に条件 3 を採用することとした。



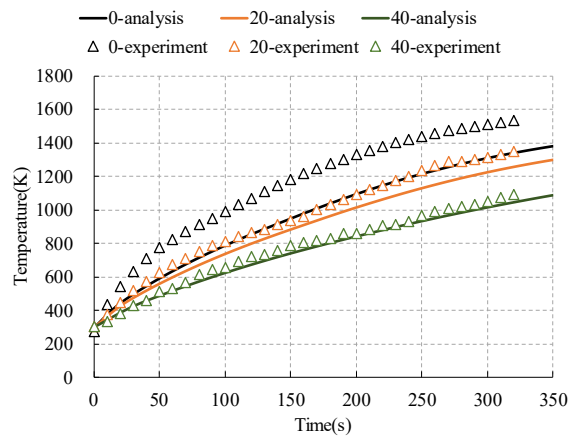
(a) Condition_1 Depth:10mm



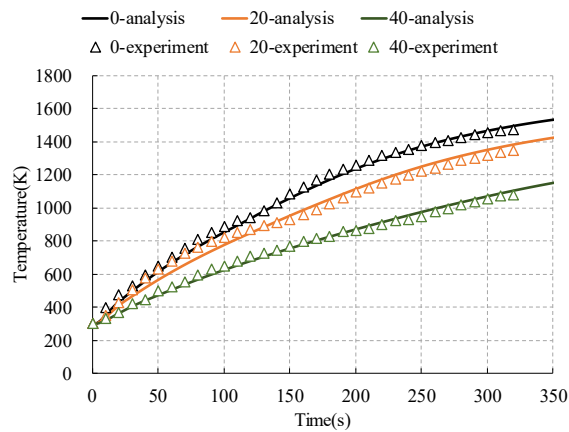
(b) Condition_1 Depth:25mm



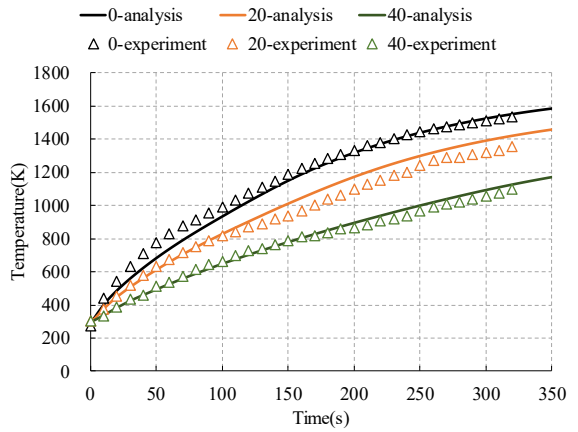
(c) Condition_2 Depth:10mm



(d) Condition_2 Depth:25mm



(e) Condition_3 Depth:10mm



(f) Condition_3 Depth:25mm

Fig.2-6 Comparison of the analysis results and the experimental results for the temperature of steel bar

2.3 ガス圧接部の加熱変形解析モデル

2.3.1 実験条件

温度測定試験と同様，JIS60kg 普通レールから切り出した $\phi 50\text{mm}$ ，長さ 300mm の丸棒 2 本を突合せ，D51 鉄筋用ガス圧接機（バーナ火口：10 口）によりガス圧接試験を実施し，解析結果と比較した．Fig.2-7 にガス圧接試験の模式図を，Table 2-4 にガス圧接試験条件を示す．加熱炎は酸素 30l/min ，アセチレン流量 34l/min の弱還元炎に設定した．加圧力は，鉄道用レールのガス圧接で一般的に用いられる 20MPa ¹³⁾の他， 30MPa ， 40MPa の 3 条件とし，油圧ポンプの圧力とラムシリンダ径から求めた．また，丸棒端面に設置した非接触レーザ変位計でガス圧接時の圧縮量を測定し，丸棒鋼に設けた直径 3mm の丸穴から挿入した R 型熱電対で接合界面の中心温度を測定した．なお，加熱・加圧作業は圧縮量 24mm となった時点で中止した．また，加圧力 20MPa の条件では，表面温度上昇に伴う溶融部のバーナへの落下を防止するため，加熱開始 300s 後から接合界面より長手方向左右 10mm の範囲で加熱バーナを揺動した．

試験後の各試験体に対し，接合界面から片側 40mm を切り出し，縦断面上の圧接部のふくらみ量（変形高さ）を測定した．また，圧接部の塑性変形状況を確認するため，縦断面をピクリン酸水溶液によりエッチングし，圧延方向に延ばされた部材介在物の変化を観察した．

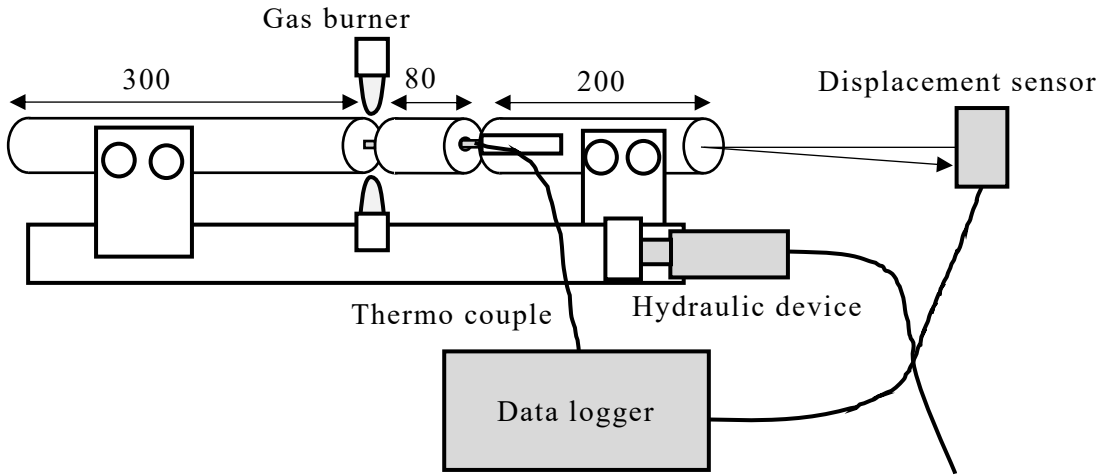


Fig.2-7 Schematic illustration of gas pressure welding for steel bar

Table 2-4 Welding conditions

No.	Gas volume flow (l/min)		Pressure (MPa)	Upset length (mm)
	Oxygen	Acetylene		
1	30	34	20	24
2	30	34	30	24
3	30	34	40	24

2.3.2 解析における仮定

ガス圧接部の加熱変形解析モデルにおいても、二次元軸対称問題として解析することとし、汎用解析ソフトである ADINA を用いて熱伝導-構造連成解析として計算した。また、ガス圧接時の変位速度が十分小さいことから、慣性力の影響は無視できると仮定し、非線形静解析問題として解析を実施した。

2.3.3 解析条件

Fig.2-8 に本検討で使用したモデルを示す。モデル形状および境界条件は、熱伝導解析と同様とし丸棒端面に加圧力を設定した。丸棒の材料定数は、比熱 (c)、熱伝導率 (k)、ヤング率 (E)、ポアソン比 (ν)、降伏応力 (σ_y) に関して、温度依存性を考慮した。Fig.2-9 に各材料定数の温度による変化を示す。比熱、熱伝導率に関しては、Fig.2-3 に示す値を使用した。高温時の応力-ひずみ関係は、供試材の高温引張試験（試験温度:1273k, 1373k, 1473k）の結果を基に引張応力 σ とひずみ ε を以下の式で近似した。

$$\sigma = a\varepsilon^b$$

ここで、 a および b はいずれも高温引張試験結果を基に定めた値であり、各試験温度間は線形に補完した。初期条件は丸棒および周囲温度とも 303K とした。解析では、圧縮量 24mm に到達するまで加圧力を負荷し、圧縮量 24mm 到達後、加圧力および入熱を除荷し、3000s (50min) の放冷時間を計算した。なお、本解析モデルでは、固-液相変態は考慮していない。また、実際のガス炎による入熱は一定範囲に常に与えられるが、本解析モデルでは解析ソフトの制約により、熱流束等の境界条件は各要素に与えられるため、変形に伴い接点が移動するとそれに伴い熱流束分布も変化する。

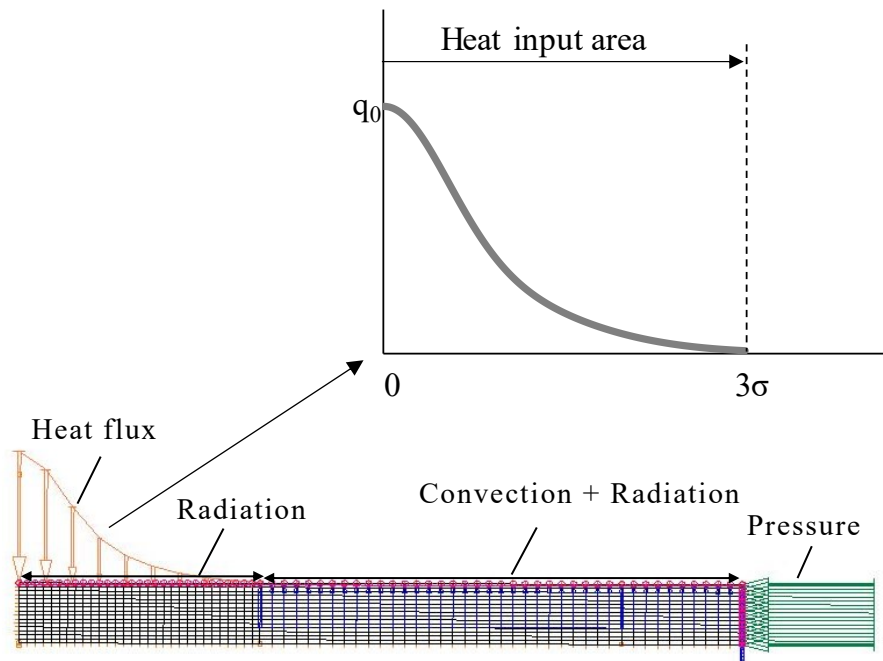


Fig.2-8 Schematic illustration of analysis

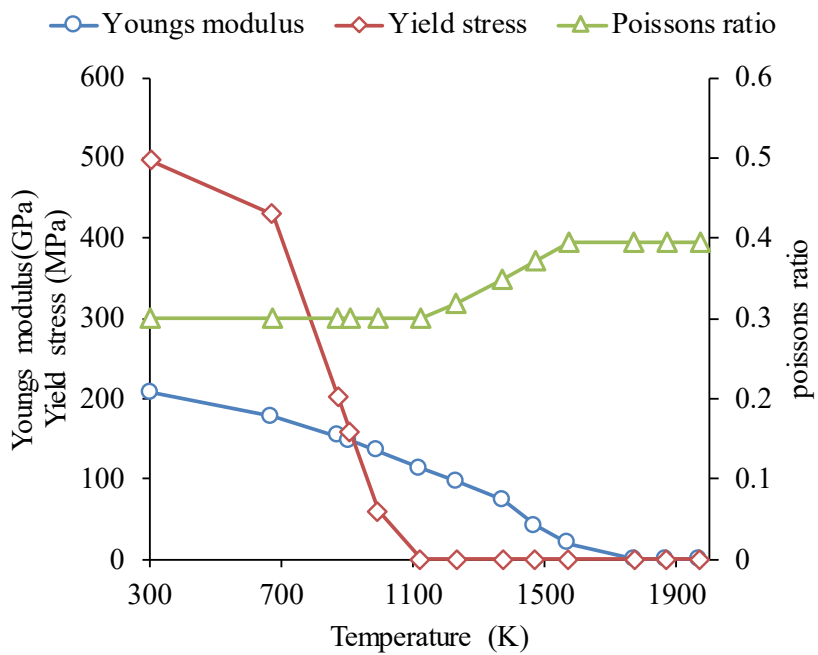


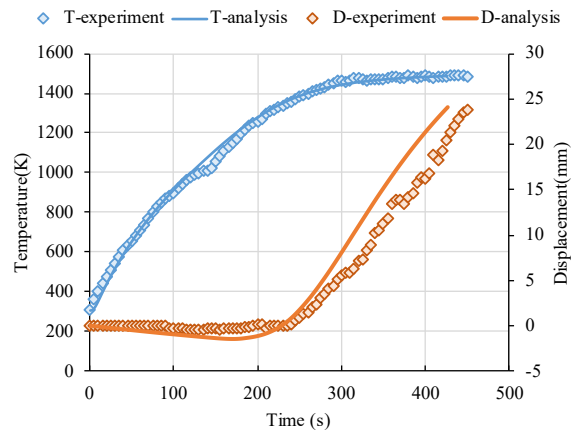
Fig.2-9 Mechanical properties of carbon steel

2.3.4 解析結果および考察

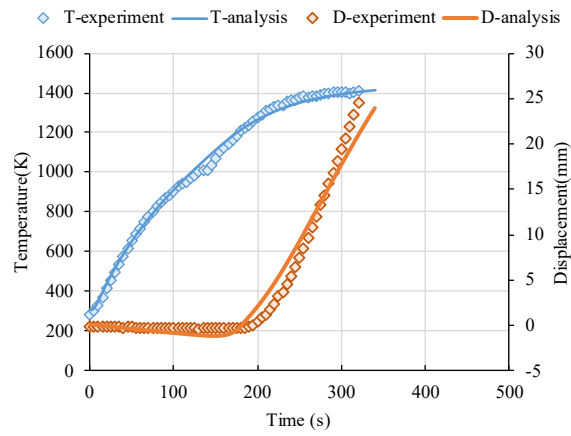
(1) 接合界面温度および圧縮量の推移

Fig.2-10 に温度測定および変位測定結果を解析結果と併せて示す。なお、凡例は温度 (T) および変位 (D) の解析結果 (analysis) あるいは実験結果 (experiment) であることを示している。例えば、温度の実験値であれば、“T-experiment”である。また、ここでは放冷時の解析結果は省略している。いずれの条件も、接合界面上の昇温曲線は解析結果とよく一致しており、変形開始タイミングおよび変形速度 (傾き) も誤差 10%程度に収まっている。このことから、今回構築した当該シミュレーションモデルでは、ガス圧接における加熱・加圧プロセスを比較的精度良く再現しているものと考えられる。

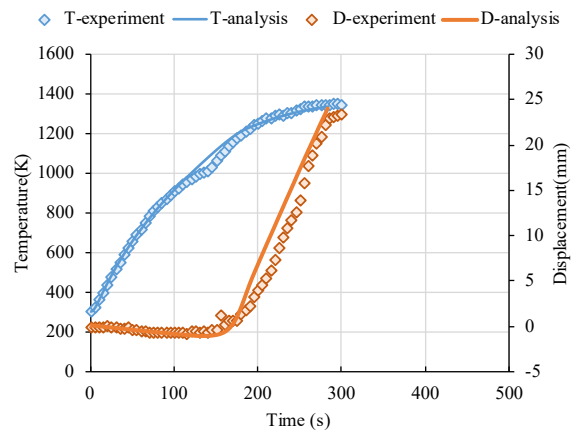
また、解析結果および実験結果を見ると、加圧力の増加に伴い、接合界面の最大到達温度が低下する傾向が認められる。例えば、40MPa の解析モデルにおける圧縮量 24mm に達する時間である加熱開始から 284s 後と比較すると、接合界面中心温度 (解析値) は、加圧力 20MPa の条件で 1427K であるのに対し、加圧力 30MPa の条件では 1383K、加圧力 40MPa の条件では 1333K である。Fig.2-11 に各条件における加熱開始から 284s 後の温度分布を、前述の熱伝導解析のみの結果と併せて示す。これによると、いずれの条件においても接合界面の表面温度はほぼ変わらないが、加圧力の増加に伴い、ふくらみによる接合界面の断面積が増加し、接合界面中心の温度が低下している。一方、熱伝導解析のみの結果をみると接合界面上に顕著な温度差は認められない。したがって、加圧力の増加に伴い、降伏応力の高い早期に変形したため、変形に伴うふくらみの形成により接合界面の断面積が増加し、接合界面中心温度の上昇が抑えられたものと推定される。



(a) 20MPa



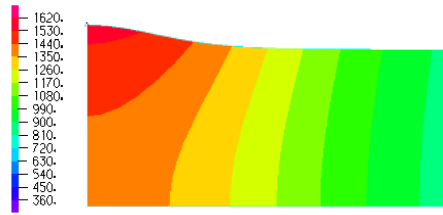
(b) 30MPa



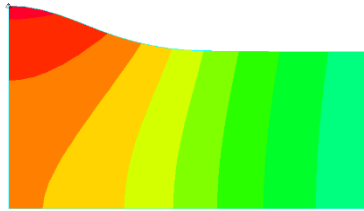
(c) 40MPa

Fig.2-10 Comparison of analysis results and experimental results for the weld temperature and the compression displacement

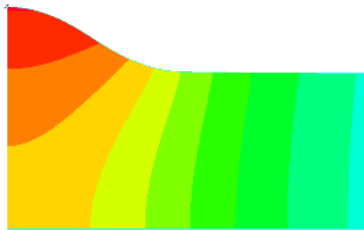
Temperature



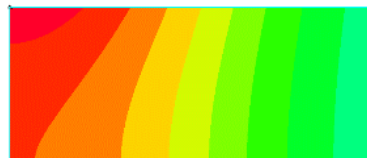
(a) 20MPa (284s)



(b) 30MPa(284s)



(c) 40MPa(284s)

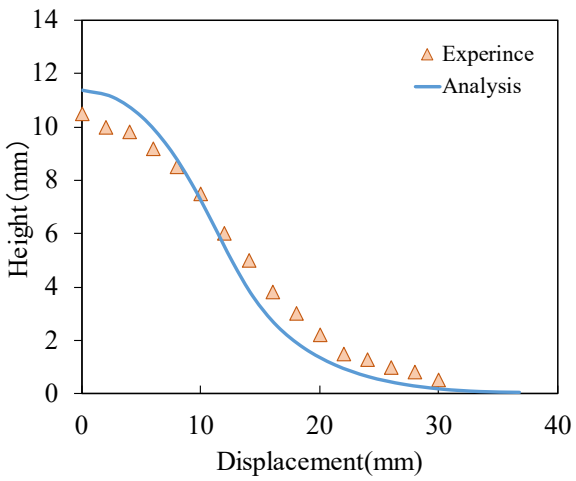


(d) 284s (only heat transfer)

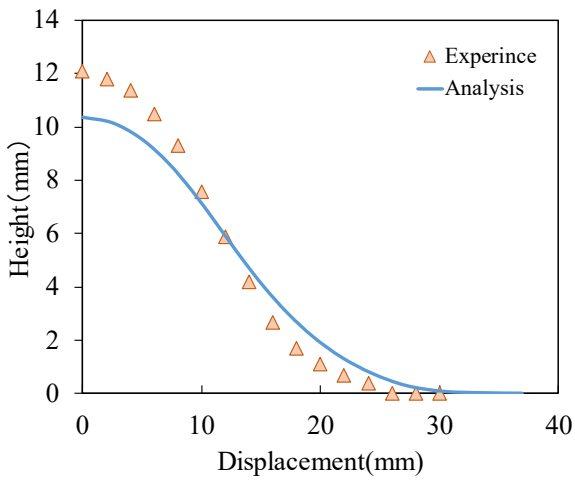
Fig.2-11 Contour diagram of the temperature distribution on 284s

(2) ふくらみ形状の比較

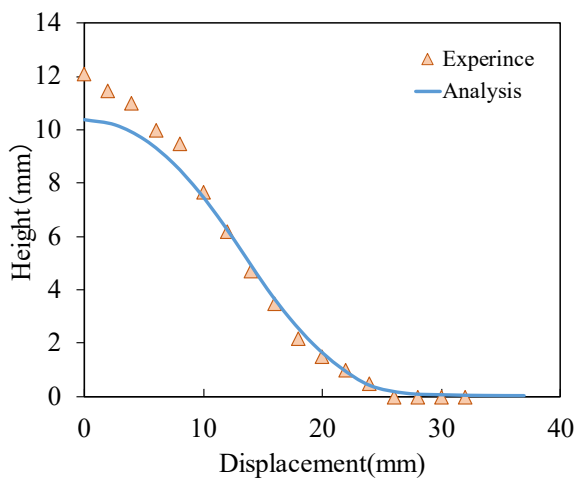
Fig.2-12 に常温に冷却したガス圧接部の変形高さの実験値および解析結果をガス圧接試験後の各試験片における表面状態と併せて示す。加圧力 20MPa の条件における実験値の変形高さは、解析結果と比較して接合界面において 1.0mm 程度低く、接合界面から 20mm 位置において 0.5mm 程度高い、なだらかな形状を呈している。一方、加圧力 30MPa および加圧力 40MPa では、接合界面において解析値に比べ実験値が 2.0mm 程度高い結果である。また、表面状態を見ると、加圧力 20MPa の条件では、前述した溶融防止のためのバーナ揺動により表面の局所的な溶融面はほぼ認められないが、加圧力 30MPa および 40MPa の条件では、バーナ火口に対応して局所的に溶融した痕跡が散見される。本解析モデルでは固-液相変態は考慮せず、固体を維持する解析モデルとなっているため、表面溶融が生じた加圧力 30MPa および 40MPa の条件では接合界面近傍の形状に誤差が生じたものと推定される。Fig.2-13 にバーナ揺動時における熱流束分布の模式図を示す。バーナ揺動時のガス炎は、圧縮量の進行に伴い、ふくらみ部の形状に沿って流れるようになるため、加熱範囲が広くなり、熱流束分布が緩やかになると考えられる。一方、本解析上では、上述したように常に一定の熱流束が各要素に投入されている。そのため、20MPa の条件では、バーナ揺動時の熱流束分布の差がふくらみ形状の誤差になったものと推定される。



(a) 20MPa



(b) 30MPa



(c) 40MPa

Fig.2-12 Comparison of analysis results and experimental results for the weld outside diameter and Example of surface appearance

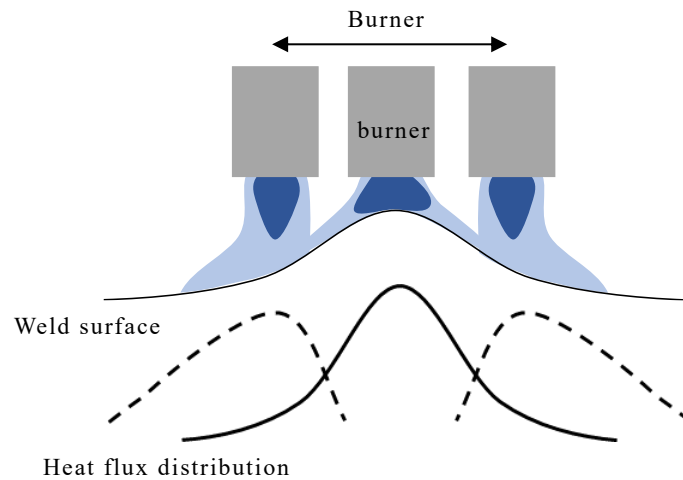


Fig.2-13 Schematic illustration of the heat flux distribution in case of the burner swing

(3) 接合界面上の変形状況

Fig.2-14 にピクリン酸水溶液によりエッチングしたガス圧接部縦断面マクロ組織例を示す。ピクリン酸エッチングにより，圧延方向に延ばされた部材介在物の流れから圧接部の塑性変形状況を把握することが可能である。ここでは，Fig.2-14 に示す接合界面上における深さ方向の変形状況を比較する指標として，半径拡大度 D を以下のよう

$$D = Y_2 / Y_1$$

に定義する。ここで， Y_2 は圧接後の丸棒中心からの距離， Y_1 は圧接前の丸棒中心からの距離であり，表面から深さ方向の任意の断面における圧接前後の変形状況を比較する指標とした。なお，解析結果では各節点における圧接前後の変位から計算した。

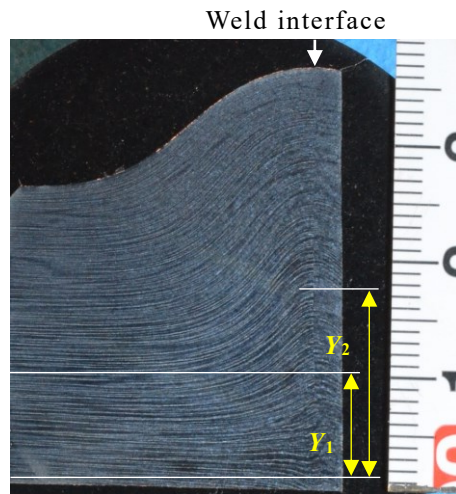
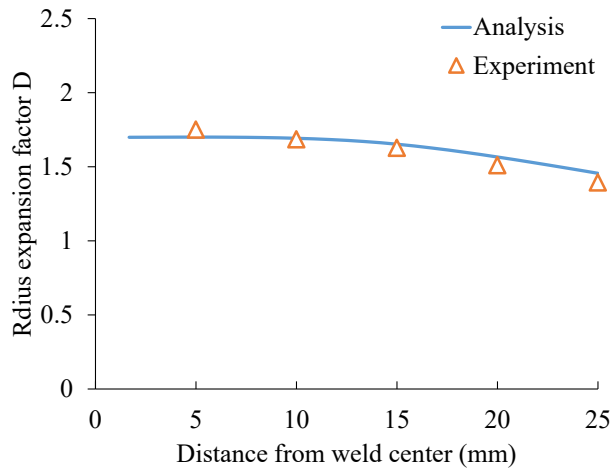


Fig.2-14 Measuring method of the radius expansion factor and the microstructure at the longitudinal section

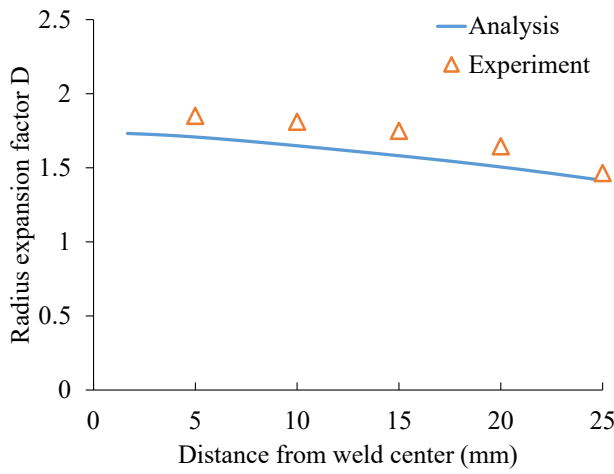
Fig.2-15 に各圧接条件における半径拡大度 D の推移を実験結果と比較して示す。各圧接条件において、実験値と解析値の誤差はいずれも 20% に収まっており、実験結果と解析結果は比較的よく一致している。また、実験および解析結果いずれも、表面に近づくほど、半径拡大度が低下する傾向が認められる。ここで定義した半径拡大度は深さ方向の変形量の積み重ねであるため、この場合、表面近傍の局所的なひずみが中心部に比べ低下していることを示している。Fig.2-16 に各加圧力における y 軸（深さ）方向の伸び分布および各加圧力における圧縮量 24mm 時点の温度をそれぞれコンター図で示す。上述の通り、接合界面の y 軸方向伸びは、丸棒中心部で最も大きく、表面に近づくにつれて減少し、表面近傍では負の値（圧縮側）となっている。さらに、丸棒中心部と表面近傍との差は加圧力が大きくなるほど増加する傾向がある。同様に、加圧力 20MPa における接合界面温度はほぼ一様であるのに対し、加圧力の増加に伴い表面と内部との温度差が大きくなっている。

ガス圧接部の接合面に作用する外力は軸方向の加圧力のみであり、半径方向への変形は軸方向の圧縮に伴って生じ、軸方向の圧縮量に比例して増加するものと考えられる。Fig.2-17 に軸方向（ x 方向）の伸びを半径方向（ y 方向）の伸びと併せて示すが、丸棒中心部において軸方向に大きな圧縮伸びが生じており、上記の考えと一致する。こ

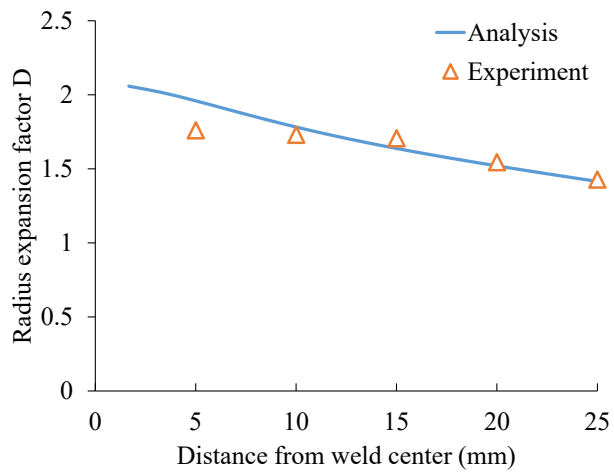
のように中心部の圧縮伸び（ひずみ）が増加する理由として、半径方向（ y 方向）の温度差に起因した不均一な降伏応力分布が寄与しているものと考えられる。すなわち、外周部の降伏応力が温度上昇により低下するため、降伏応力の高い中心部が軸方向の外力を受け持ち、当該領域により大きなひずみが生じたものと推定される。併せて、拘束のない丸棒外周部は、中心部の圧縮変形に伴い容易に半径方向へと押し出されるため、圧縮量が増加しても半径方向の伸び（ひずみ）は増加せず、中心部との差が顕著になっているものと考えられる。以上より、ガス圧接法のような外部からの熱源により加熱する場合、中心部と表面近傍との温度差が生じるため、中心部で軸方向の外力を受け持つ領域が狭くなり、より大きなひずみが生じる要因になっているものと推察される。そのため、中心部と表面近傍との温度差が大きいほど、中心部の変形度が大きくなるものと考えられる。



(a) 20MPa

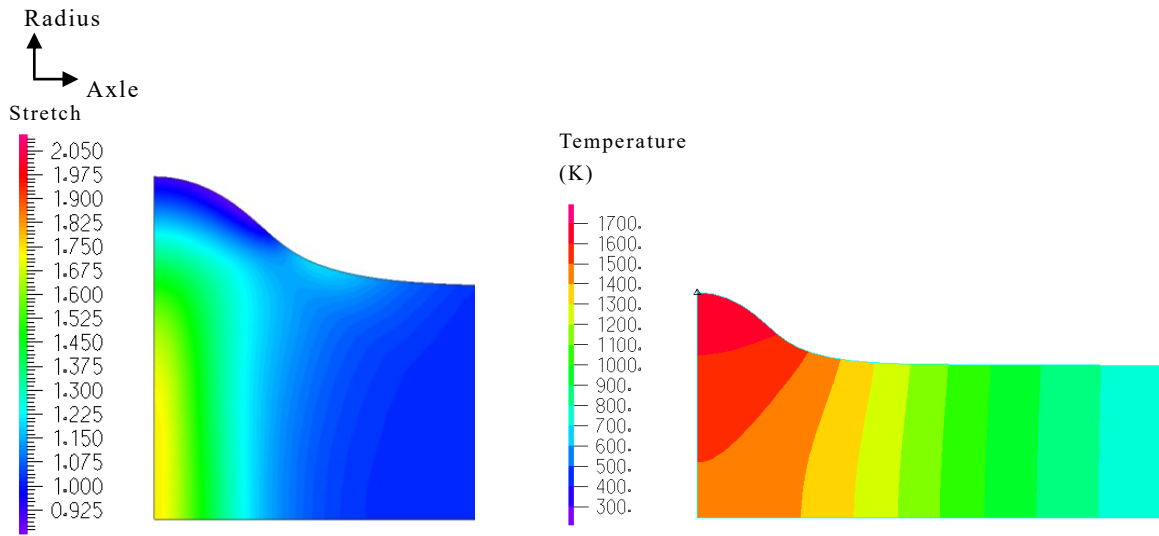


(b) 30MPa

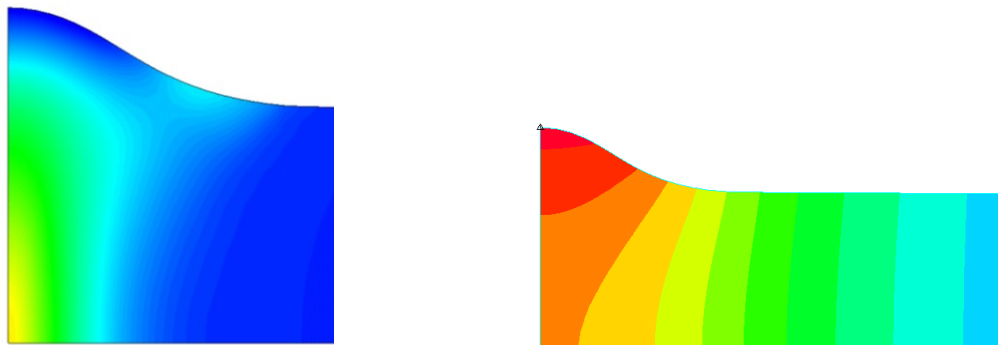


(c) 40MPa

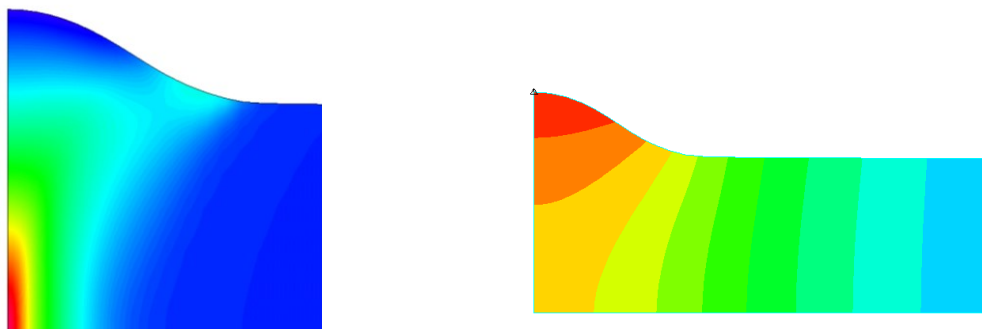
Fig.2-15 Comparison of analysis results and experimental results for the radius expansion factor D



(a) 20MPa (left: stretch, right: temperature)



(b) 30MPa(left: stretch, right: temperature)



(c) 40MPa(left: stretch, right: temperature)

Fig.2-16 Contour diagram of radius direction stretch and the temperature distribution on 24mm upset length

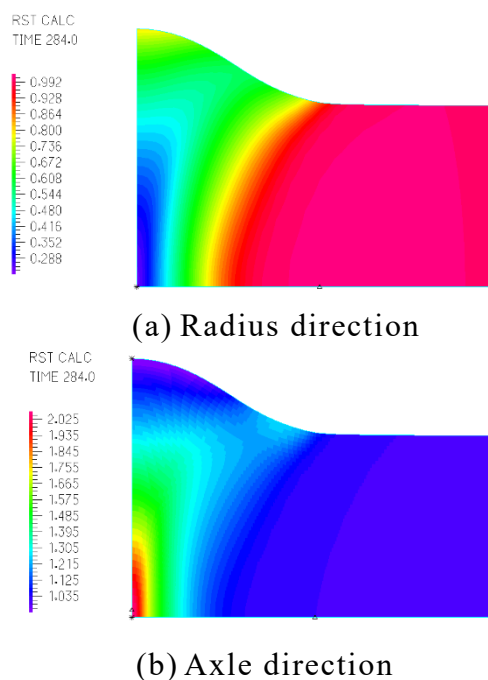


Fig.2-17 Contour diagram of radius and axle direction stretch of 40MPa at 284s

2.4 まとめ

丸棒鋼ガス圧接部を対象とし、熱伝導解析による加熱炎モデルおよびガス圧接部の加熱・変形解析モデルを構築し、モデルの検証およびガス圧接部の変形挙動を把握した。結果は以下の通りである。

- (1) バーナ加熱炎の内炎と外炎による熱流束分布を二種類のガウス関数を用いてモデル化した加熱・変形モデルを検証した結果、当該モデルは接合界面から 40mm までの温度分布および加圧力 20MPa~40MPa における接合界面中心の変形状況を精度良く再現しており、実用範囲内のガス圧接条件を再現するモデルが構築できたと考える。また、この入熱モデルは、ガス流量と加熱範囲を変数としたものであり、レールガス圧接法の解析モデルに適用することで、より高精度な解析モデルを構築できる可能性がある。
- (2) 解析モデルおよび実験結果より、ガス圧接部における接合界面上の塑性変形度は接合界面中心で最大であり、表面に近づく程減少する結果であった。また、加圧力の増加により、接合界面中心と表面との塑性変形度の差が大きくなる傾向が得

られた。このような塑性変形度の分布は、接合界面上の温度分布に依存しているものと考えられ、接合界面中心と表面近傍との温度差が大きいほど、中心部の塑性変形度が大きくなるものと推定される。したがって、接合界面の変形度を均一かつ効率的に得るためには、接合界面上の温度分布を均一にしたうえで十分な圧縮量を得ることが必要であると推察される。

- (3) 一方、当該モデルでは、いずれの加圧力においても丸棒表面の変形状況について実験結果との乖離が認められた。この要因は、加熱バーナの揺動および丸棒の溶融の影響であると推定される。

3 章 接合界面の変形と接合強度の定量的評価

3.1 緒言

第2章における丸棒鋼ガス圧接部の加熱変形解析モデルにより，丸棒鋼ガス圧接部の変形状況に対して塑性ひずみを指標として定量的に把握することが可能となった。しかしながら，局所的な変形を示す塑性ひずみと接合強度の関係は明確になっていない。そこで，圧縮量を系統的に変化させた丸棒ガス圧接試験体から試験片を切り出し，引張試験に供した。さらに同一条件で解析した解析結果から，試験片断面の相当塑性ひずみを算出することで，塑性ひずみと接合強度の関係を定量的に示すことを試みた。なお，レールのガス圧接施工では，加圧力を一定とする定圧法が用いられているが，定圧法では圧縮量の増加に伴い加熱時間も増加する。そのため，本検討に定圧法を用いると，加熱時間の増加による温度上昇が及ぼす接合強度への影響が無視できないことが予想される。そこで，本検討ではガス圧接初期に極めて小さな力で加圧しておき，接合界面が一定温度に達した時点で加圧力を加えて所定の圧縮量を得る定温法¹⁾を用い，圧縮量による加熱時間の差を最小限とした。

3.2 各種試験条件

Table 3-1 に丸棒鋼ガス圧接部の試験片作製条件，Fig.3-1 にガス圧接試験状況を示す。本試験では，加熱炎を酸素流量 30ℓ/min の弱還元とし，加熱開始から 300s まで加圧力 5MPa で加圧した。300s に達した段階で加圧力を 40MPa まで増加し，任意の圧縮量に達した時点で加熱および加圧を停止した。なお，300s に達した際の接合界面中心温度は約 1473K である。使用機材は D51 鉄筋用ガス圧接機（バーナ火口：10 口）で，試験材はレール鋼より切り出した φ50mm の丸棒である。なお，試験材の化学組成は第2章 Table2-2 と同一である。また，圧縮量は丸棒端面に設置したレーザ変位計で測定した。なお，圧縮量 0mm の条件は，5MPa の加圧と熱膨張によりわずかに圧縮された後，冷却時に収縮したものである。

作製したガス圧接試験片に対し，Fig3-2 に示す位置において，光学式顕微鏡により

縦断面拡大観察を実施した。縦断面観察では、切り出した試料表面をエメリー紙およびダイヤモンドバフにより鏡面に研磨し、接合界面の介在物残存状況を確認した。その後、3%硝酸-アルコール溶液（ナイタール）により試料表面をエッチングし、接合界面の金属組織観察を実施した。また、Fig3-2 に示す丸棒軸中心から 8mm 位置を軸芯として、JIS 14A 号に準じた引張試験片（平行部： $\phi 6\text{mm} \times 35\text{mm}$ ，つかみ部 $\phi 10\text{mm}$ ）を切り出し、試験速度 0.1mm/s で引張試験に供した。引張試験片は各圧接条件で 3 体ずつとし、各試験片の引張強さおよび伸びを測定した。引張試験後の試験片の破断面に対し、走査型電子顕微鏡（日立ハイテク製：S-3400N）およびエネルギー分散型 X 線分析装置（BRUKER 社製：Quantax）により拡大観察および元素分析を実施した。

Table 3-1 Weld conditions

No.	Gas volume flow (l/min)		Plessure (MPa)	Heating time (s)	Upset length (mm)
	Oxygen	Acetylene			
1	30	34	5 - 40	300	0
2					2
3					5
4					10
5					15
6					22

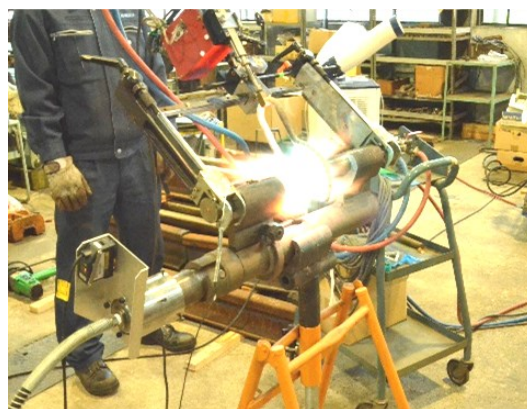


Fig.3-1 Gas pressure weld test

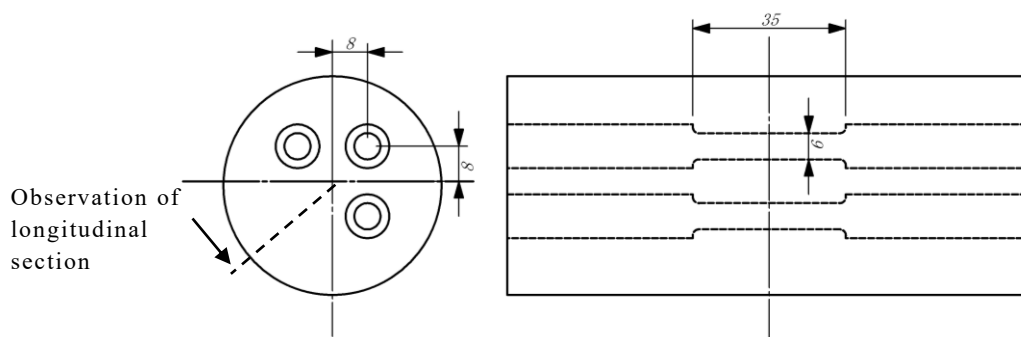


Fig3-2 Locations of gas pressure weld specimens for tensile tests and observation of longitudinal section

3.3 加熱変形解析モデルによる相当塑性ひずみの導出

第2章において構築した丸棒鋼ガス圧接部の加熱変形モデルを用いて、定温法を用いて作製したガス圧接部の相当塑性ひずみの導出を試みた。なお、定温法での接合では従来の定圧法に比べひずみ速度が大きいいため、材料物性値には以下のひずみ速度依存性を考慮した構成則を導入した⁴²⁾。

$$\sigma_y = \sigma_y^0 \left[1 + b \ln \left(1 + \frac{\varepsilon^p}{\varepsilon_0} \right) \right]$$

本構成則では定数 b および遷移ひずみ速度 ε_0 を材料定数として定義する必要がある。ここでは、種々のひずみ速度で実施した高温引張試験結果を基に、 $b=0.5$ 、 $\varepsilon_0=0.01$ に設定した。本解析モデルに対して、別途定温法によるガス圧接試験を実施し、モデルの精度を検証した。なお、ガス圧接試験では接合界面中心の温度および圧縮量を測定した。Fig.3-3 に当該モデルによる解析結果（接合界面中心温度、圧縮量）と実験結果の比較を示す。これによると、解析結果と実験結果は良く一致しており、変形状況を定量的に評価するのに十分な精度を有すると判断される。

Fig3-4 に当該解析モデルを用いて計算した各条件における接合界面上の相当塑性ひずみ分布を示す。圧縮量の増加に伴い、接合界面上の相当塑性ひずみは増加しており、また、定温法を用いたため、試験片採取位置である軸中心から 4~10mm の範囲は相当塑性ひずみがほぼ均一な分布となっている。そこで、当該範囲の相当塑性ひずみの平均値を各引張試験片の代表的な値とし、引張試験結果を整理した。Table 3-2 に各条件における相当塑性ひずみの代表値を示す。なお、圧縮量 0mm において相当塑性ひずみが 0.10 程度生じているが、これは軸方向の熱膨張によって生じた圧縮変形に起因したものである。

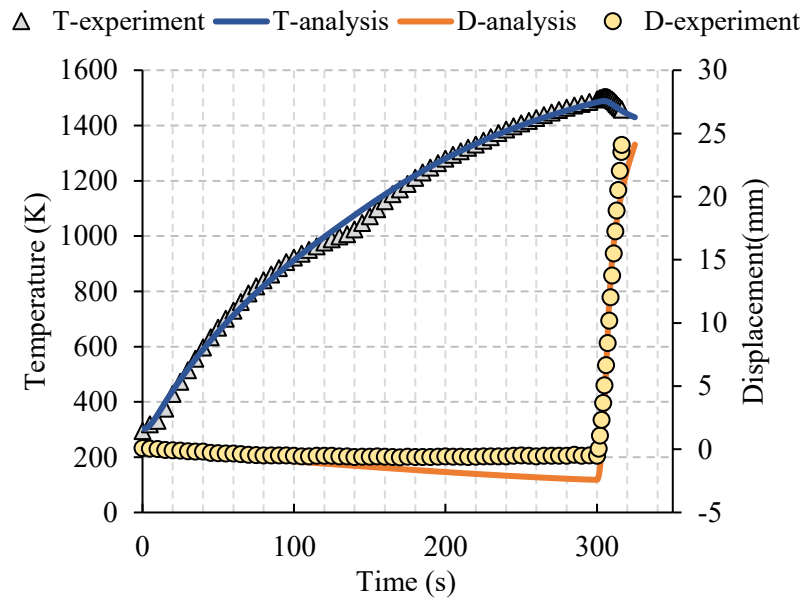


Fig3-3 Comparison between analysis and experiments of the temperature and upset length

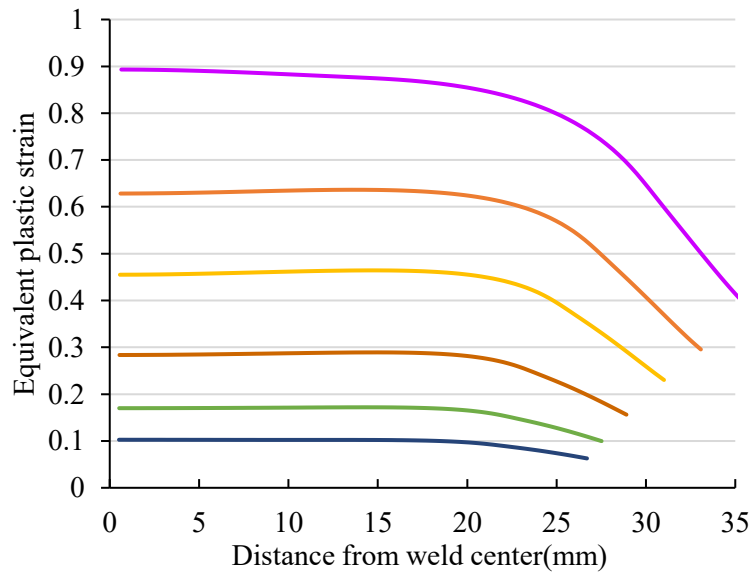


Fig3-4 Comparison between analysis and experiments of the temperature and upset length

Table 3-2 Mean value of equivalent plastic strain on the weld interface

Upset length (mm)	0	2	5	10	15	22
Equivalent plastic strain	0.10	0.17	0.29	0.46	0.63	0.88

3.4 試験結果

3.4.1 外観観察結果

Fig.3-5 に、作製したガス圧接試験体の外観状況を示す。圧縮量の増加に伴い、表面の余盛が大きくなると共にバーナ火口に近づくため、表面の熔融状況が顕著になっていくことがわかる。また、圧縮量 0mm においてもそれなりの接合強度（試験片を落とすとしても破断しない程度）が得られている。

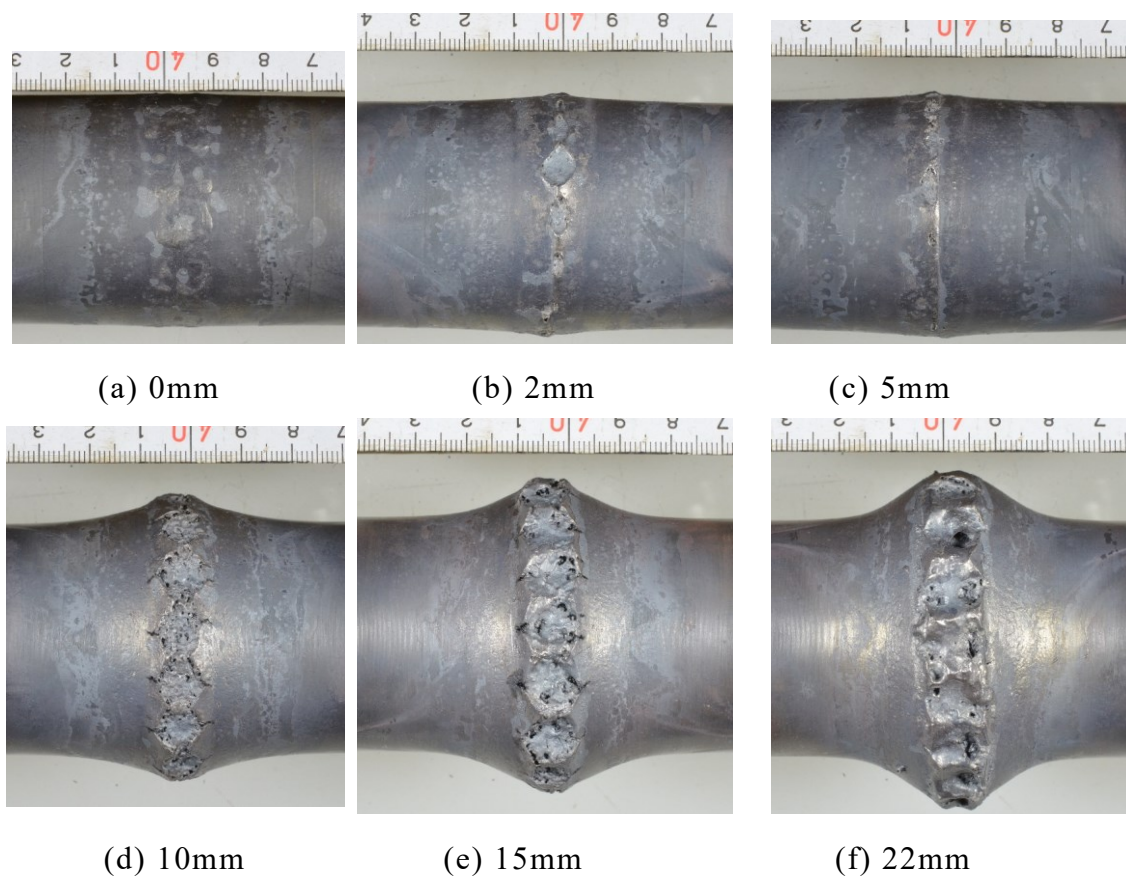


Fig.3-5 Appearances of gas pressure weld specimens

3.4.2 断面観察結果

Fig.3-6 に、Fig3-2 に示す位置で観察した各条件における接合界面観察結果を示す。いずれも観察倍率 400 倍である。Fig.3-6(a)に認められる縦方向に連続して認められる黒い点が接合界面上に残存した酸化介在物である。残存した酸化介在物は、圧縮量（相当塑性ひずみ）の増加に伴い、その量およびサイズが減少していく傾向が認められる。また、圧縮量 0mm（相当塑性ひずみ 0.10）および 2mm（相当塑性ひずみ 0.19）では、10 μ m程度の著大な酸化介在物が散見される。一方、母材破断した圧縮量 15mm（相当塑性ひずみ 0.63）および 20mm（相当塑性ひずみ 0.88）では著大な酸化介在物は認められないが、微細な酸化介在物が連続して認められており、完全に消失するに至っていない。

Fig.3-6(b)にナイトールエッチングにより現出させた接合界面近傍の金属組織を示す。金属組織はいずれも初析フェライトを若干含むパーライト組織であり、母材とほぼ同等の金属組織である。接合界面上の組織形態を観察すると、圧縮量 0mm（相当塑性ひずみ 0.10）では一部で旧オーステナイト結晶粒が接合界面を超えて形成されている様子が認められるものの、そのほとんどが接合界面上に旧オーステナイト結晶粒界が形成されると共に、一部には接合界面に沿ってフェライト相が認められる。圧縮量を 2mm（相当塑性ひずみ 0.19）および 5mm（相当塑性ひずみ 0.29）に増加していくと、接合界面を超えて形成されるオーステナイト結晶粒領域が増加すると共に、接合界面上のフェライト相が減少していく傾向が認められる。さらに、圧縮量を増加させると、ほぼすべての領域で接合界面を超えてオーステナイト結晶粒が形成されている。

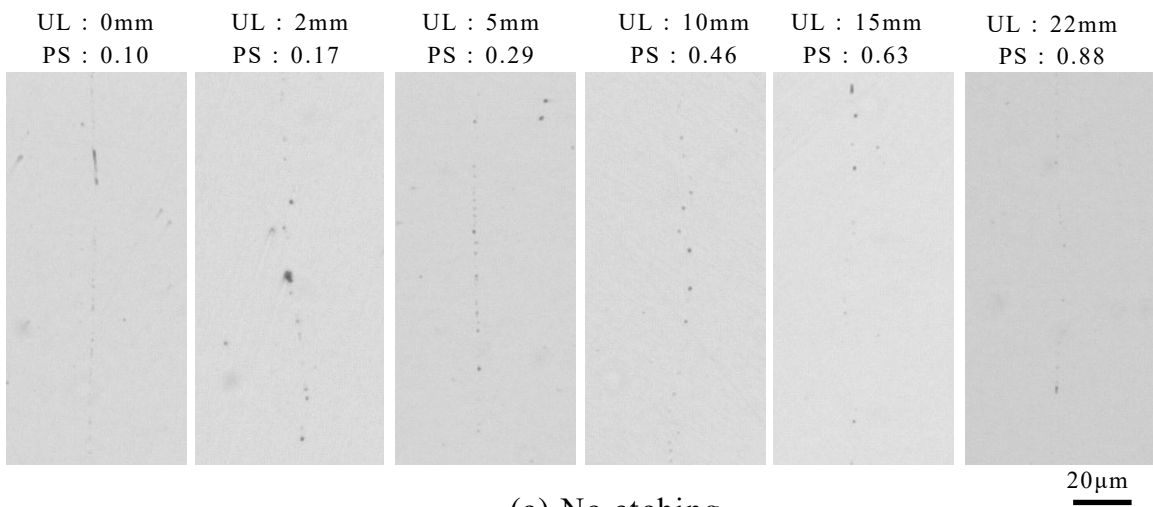
ここでは、より定量的に介在物の残存量を把握するため、画像処理を用いて介在物の残存割合を求めた。なお、画像処理の対象範囲は

- ・幅方向：接合界面から左右に 10 μ m の 20 μ m 範囲
- ・長さ方向： ϕ 50mm 丸棒中心から 5mm～11mm（引張試験片採取範囲）

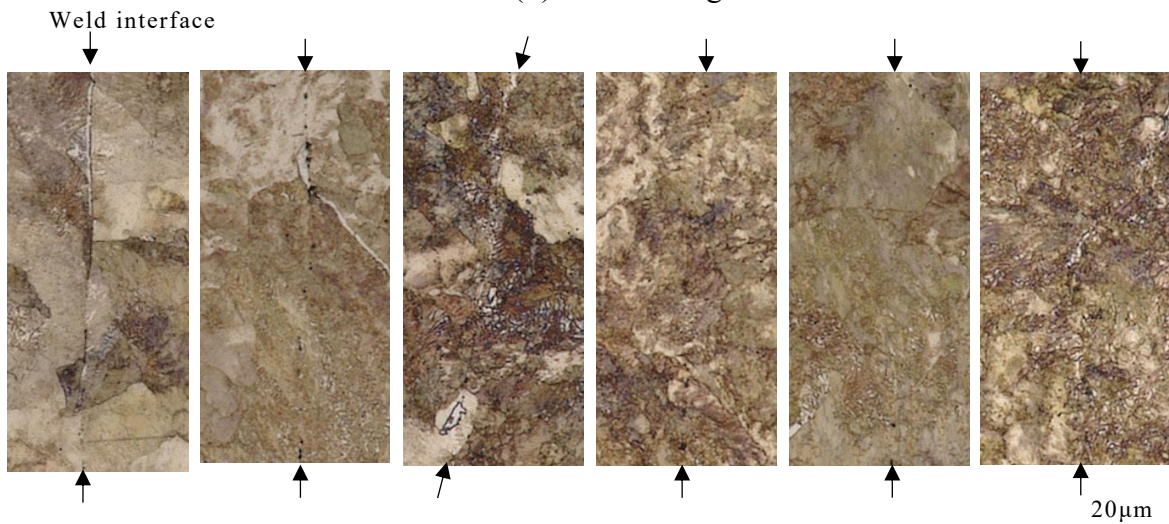
とし、これは先行研究における酸化介在物の分散範囲²⁴⁾を基に決定した。画像は 1 画素当り 0.25 μ m の分解能で撮影し、OpenCV（画像処理用ライブラリ）を用いて閾値 200 で二値化した。その後、酸化介在物の総画素数を対象範囲の全画素数で除することで残存割合を求めた。Fig3-7 に相当塑性ひずみに対する画像処理より求めた介在物

の残存割合を示す。相当塑性ひずみ 0.1 から相当塑性ひずみ 0.17 までは急激に酸化介在物割合が減少し、それ以降はほぼ線形に減少していく傾向が認められる。また、母材破断となる相当塑性ひずみ 0.4 を超えても介在物密度は減少していくことが認められる。

UL : Upset length, PS : Plastic Strain



(a) No etching



(b) Etching by 3% Nital

Fig.3-6 Weld interface of each equivalent plastic strain

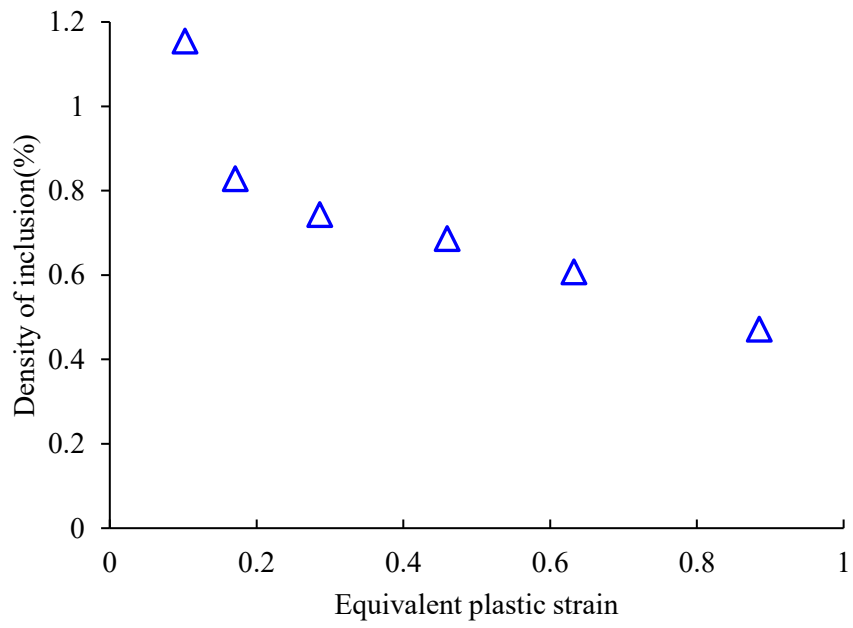


Fig.3-7 Relationship between density of inclusion and equivalent plastic strain

3.4.3 引張試験結果

Table 3-3 に各試験片の引張試験結果， Fig.3-8 に引張試験における応力-ひずみ線図の代表例， Fig.3-9 に引張試験後の試験片の外観を示す．なお，引張強さおよび伸びはそれぞれ試験片 3 本の平均値とした．引張試験の結果，圧縮量 0mm および圧縮量 2mm の試験片では全数が接合界面で破断し，圧縮量 5mm の試験片では 2 本が母材（熱影響部）破断，1 本が接合界面で破断した．また，圧縮量 15mm 以上の試験片はいずれも母材（熱影響部）破断であった．引張強さと伸びに着目すると，伸びは圧縮量 0mm から圧縮量 10mm まで増加し，母材破断した圧縮量 15mm 以上では約 10% で横ばいとなったが，引張強さは圧縮量 0mm で約 850MPa，圧縮量 5mm において約 960MPa に達した．なお，伸びが約 6% 以上に達すると絞りが生じ始めるため，見かけの応力が減少する．そのため，圧縮量 10mm 以上では，伸びが増加し，引張強さが変化しなかったものと判断される．また，母材の引張強さ（888MPa）と伸び（20%）に比べ，母材（熱影響部）破断したガス圧接部の引張強さが高く，伸びが小さくなっている．ガス圧接部の特性として，冷却速度がやや早いため，熱影響部がわずかに硬化することが知られており⁴³⁾，本事象も熱影響部の硬化によるものと考えられる．

Table 3-3 Results of tensile test of gas pressure welds

Upset length (mm)	Tensile stress (MPa)	Elongation (%)	Fracture part	Fracture surface
0	858	2.66	Interface	Flat
2	961	4.53	Interface	Flat
5	967	7.64	Both	Both
10	969	8.54	BM	No flat
15	971	9.64	BM	No flat
22	977	9.94	BM	No flat
BM	888	20	-	-

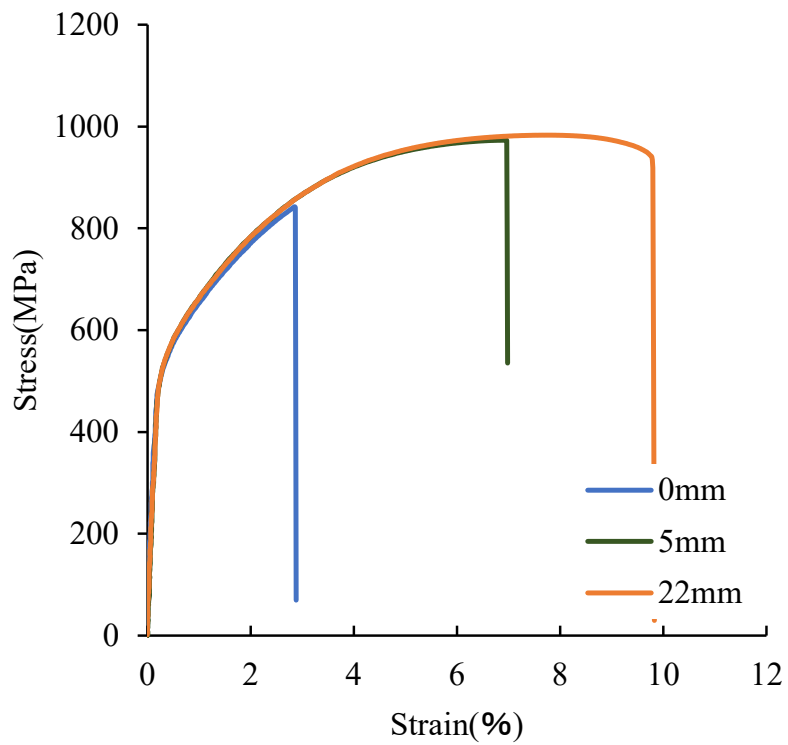
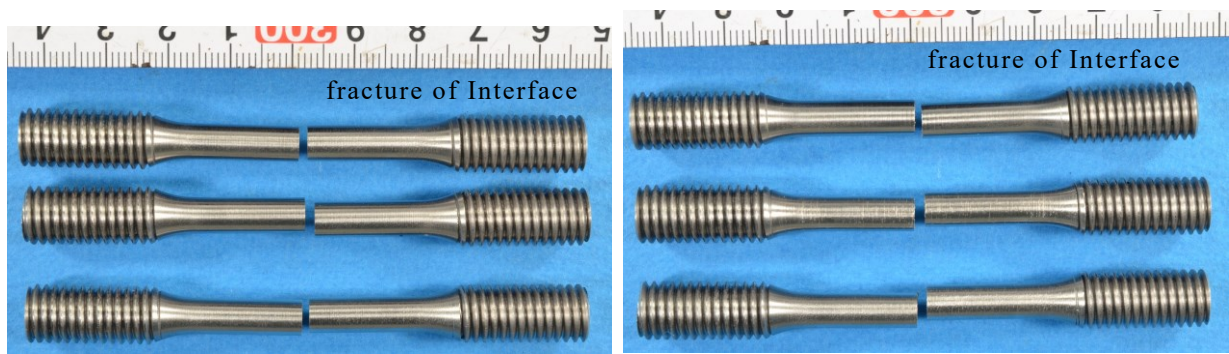
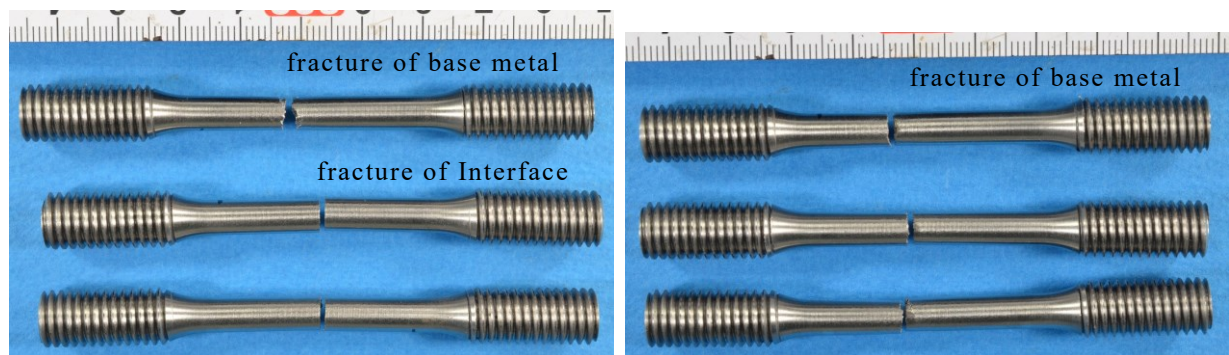


Fig.3-8 An example of stress-strain curve of tensile test



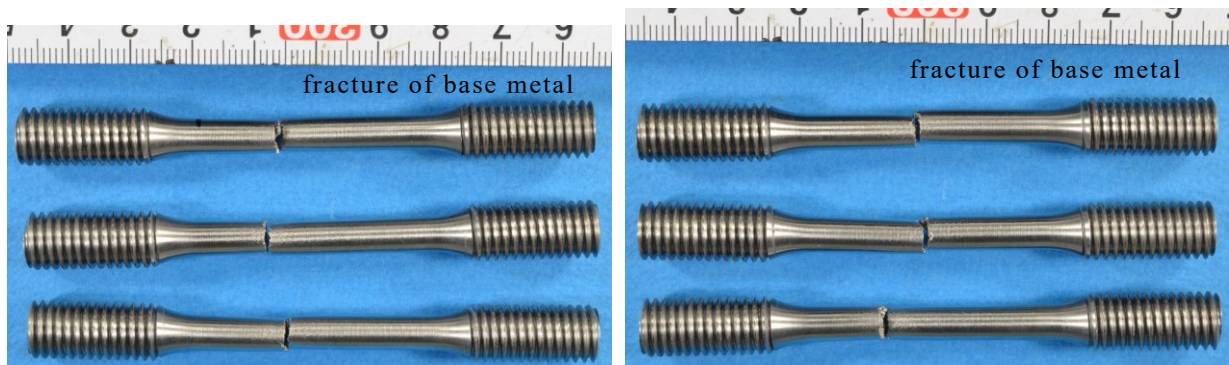
(a) 0mm

(b) 2mm



(c) 5mm

(d) 10mm



(e) 15mm

(f) 22mm

Fig.3-9 Appearances of specimens after tensile test

Fig.3-10 に引張試験結果を数値解析で求めた各ガス圧接部の相当塑性ひずみでまとめたものを示す。圧縮量と相当塑性ひずみはほぼ比例するため、相当塑性ひずみの増加に伴い、引張強さおよび伸びが増加する。また、Fig.3-6 で示したように、相当塑性ひずみの増加に伴い、接合界面を超えて形成されるオーステナイト結晶粒領域が増加し、これに伴い、引張強度および伸びが増加していると考えられる。特に、圧縮量 10mm（相当塑性ひずみ 0.46）以上では、ほぼ全断面が接合界面を超えて形成されるオーステナイト結晶粒領域であるため、これにより母材レベルの強度が得られていると推定される。

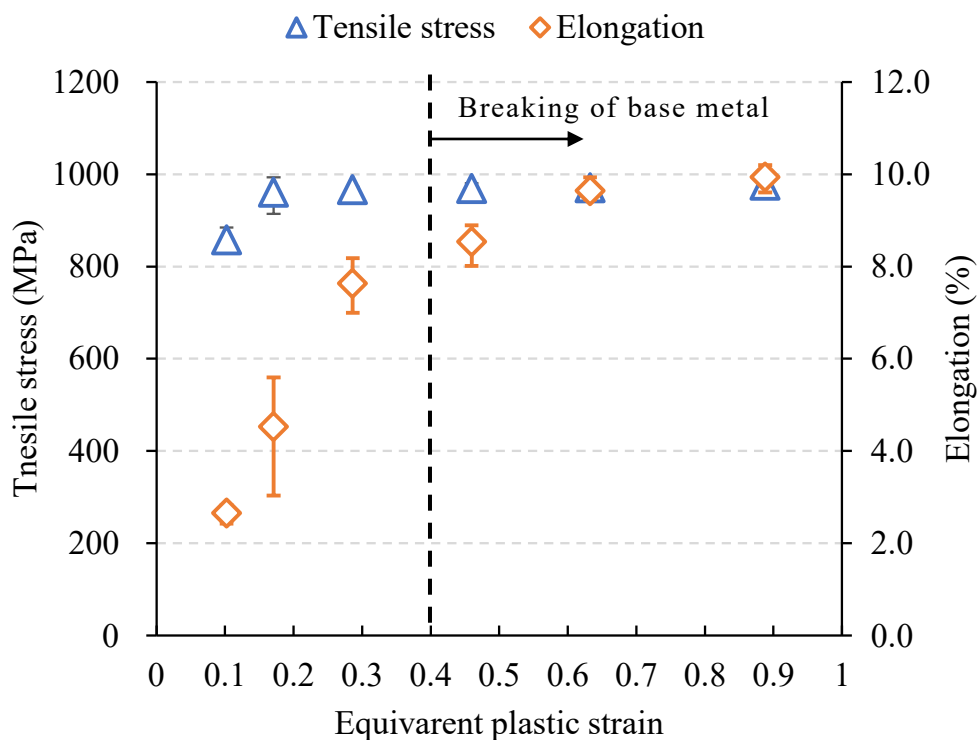


Fig.3-10 Results of tensile test of gas pressure welds

3.4.4 破面観察結果

Fig.3-11～Fig.3-14 に接合界面破断した圧縮量 0mm, 2mm, 5mm の条件（相当塑性ひずみ 0.10, 0.17, 0.29）および母材破断した圧縮量 10mm の条件（相当塑性ひずみ 0.46）における引張試験後の破面観察結果を示す。

Fig.3-11 に示す圧縮量 0mm（相当塑性ひずみ 0.10）の条件では、マクロ破面全体に灰色を呈した平滑な破面（フラット破面と呼ばれる）が認められ、SEM 像では線状の模様も認められる。拡大観察すると、平滑破面にはディンプルパターンが認められ、その中心部には $\phi 1\mu\text{m}$ 程度の Fe-Si-Mn 系の球状酸化介在物が認められた。したがって、接合界面上に残存した球状酸化介在物が起点となりディンプルパターンを形成しているものと推定される。なお、SEM 像で帯状に認められた模様は、帯状の酸化介在物であり、突合せ面の凹凸により生じたボイドに生成した酸化鉄であると推定される。

Fig.3-12 に示す圧縮量 2mm（相当塑性ひずみ 0.17）においても、マクロ破面の大半で平滑なフラット破面を呈しているが、一部に銀白色の凹凸のある破面が認められる。この凹凸破面を拡大観察すると、Fig.3-12 (c)に示すようにへき開破面が認められる。また、フラット破面領域を拡大観察すると、帯状酸化介在物の発生領域の減少と共に、接合界面外で破断したことを示すへき開破面が混在して存在している。

Fig.3-13 に示す圧縮量 5mm（相当塑性ひずみ 0.29）では、マクロ破面には凹凸破面とフラット破面が混在して認められる。この内、凹凸破面を拡大観察すると、へき開破面が観察される。一方、フラット破面を拡大観察すると、もはや帯状酸化介在物は認められず、ディンプル破面とへき開破面が混在した破面が認められた。

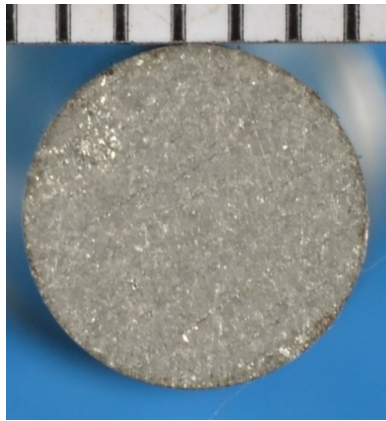
Fig.3-14 に示す母材熱影響部で破断した圧縮量 10mm（相当塑性ひずみ 0.46）では、そのほとんどがへき開破面を呈しているが、一部に粒界ディンプル破面が認められた。これは、母材の旧オーステナイト粒界上に析出したフェライトが起点となって破面上に現出したものと推定され、接合界面に比べ粒界フェライトが破壊起点として選択されたものと考えられる。

以上の結果から、接合部の破壊形態は以下のように推移するものと考えられる。

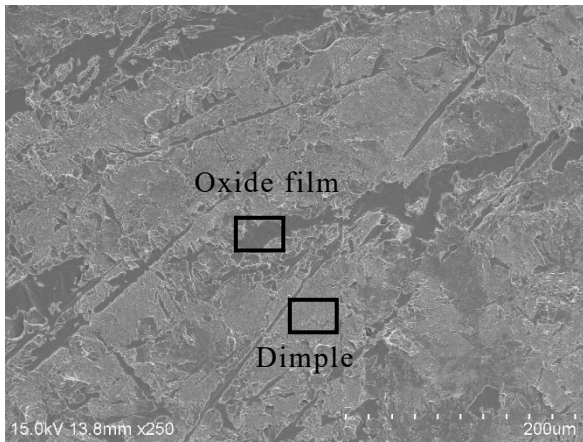
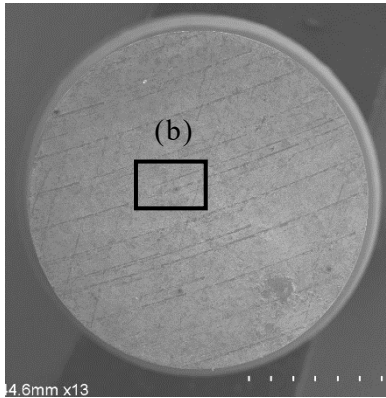
圧縮量が少なく、変形が不足している場合、断面観察結果より冷却後の接合界面の組織は旧オーステナイト粒界（フェライト含む）+残留酸化物となる。そのため、旧

オーステナイト粒界に存在する球状の酸化介在物や著大な残留酸化物が破壊の起点となり、破面にはディンプルパターンや帯状の酸化物が現出する。

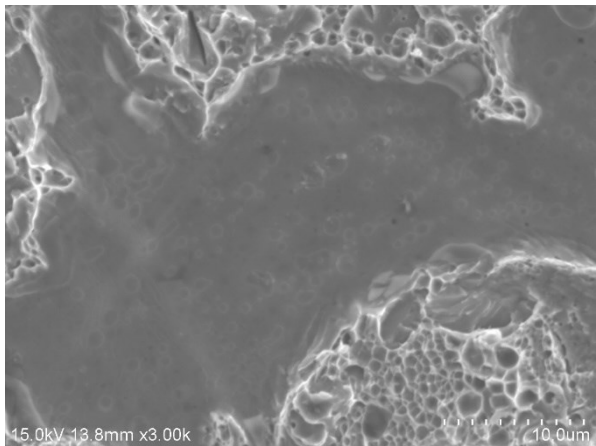
一方、密着および圧縮変形が十分に達成された場合、接合界面を超えて旧オーステナイト粒界が形成され、冷却後の接合界面の組織は母材と同等のパーライト組織となる。また、接合界面上に酸化介在物は点在するものの、母材中の介在物（MnS など）とサイズに差はなく、いずれかの介在物をきっかけとして旧オーステナイト粒界（パーライトコロニー）内のへき開面に沿ってき裂が進展し、破断に至るものと考えられる。



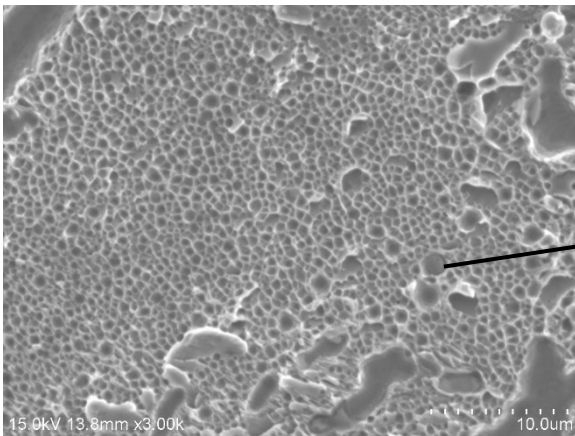
(a) Fracture surface (upset length:0mm, plastic strain:0.10)



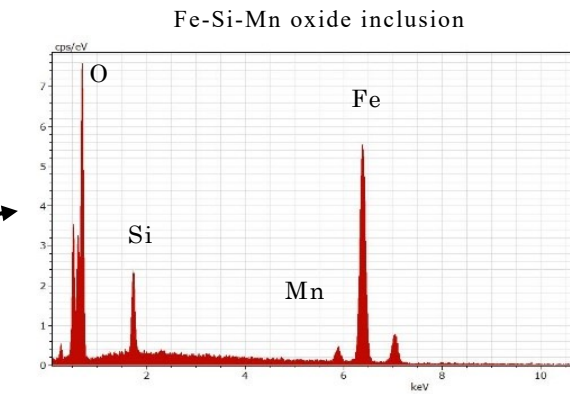
(b) Magnification of fracture surface



(c) Oxide film

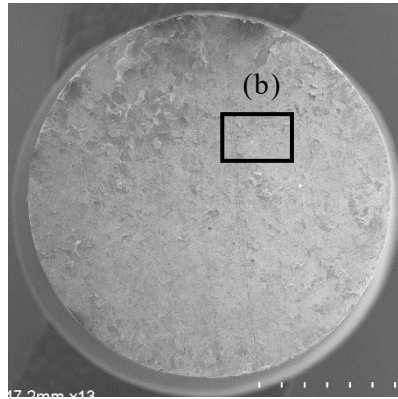
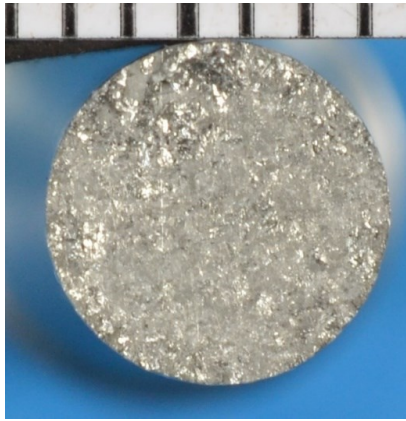


(d) Dimple pattern

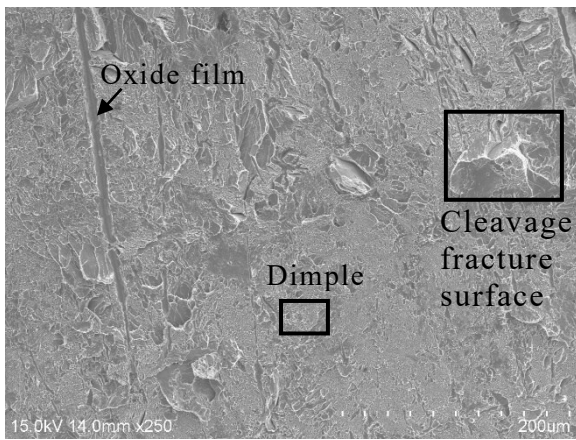


(e) Oxide inclusion in the dimple

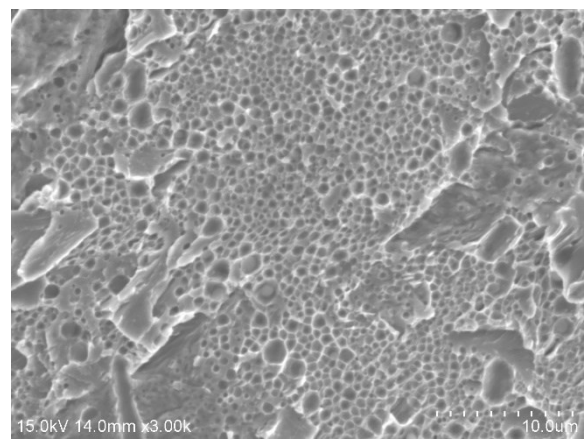
Fig.3-11 Appearance and magnification image of fracture surface of 0mm upset length (equivalent plastic strain;0.10)



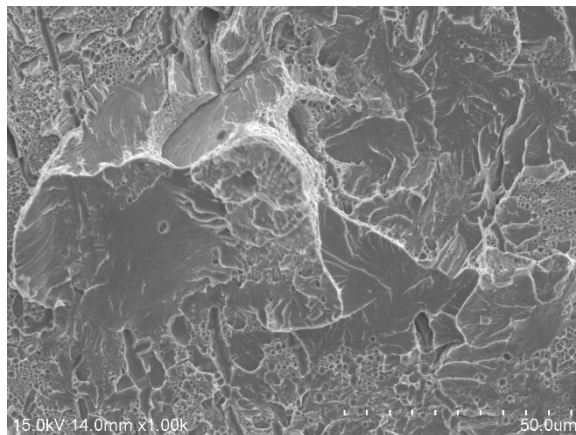
(a) Fracture surface(upset length:2mm, plastic strain:0.17)



(b) Magnification of fracture surface

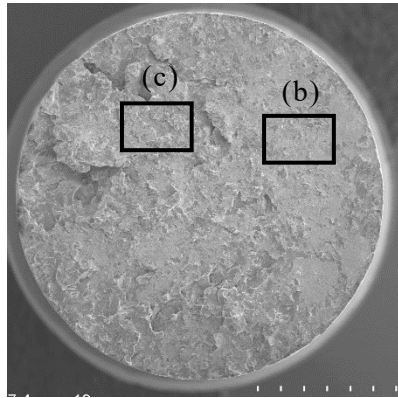
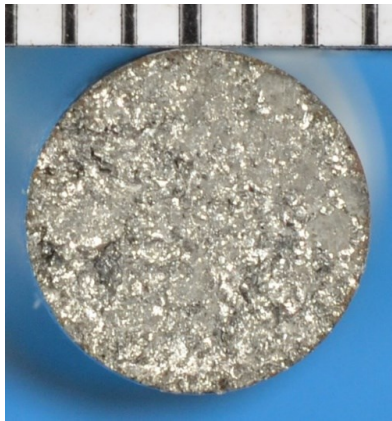


(c) Dimple pattern

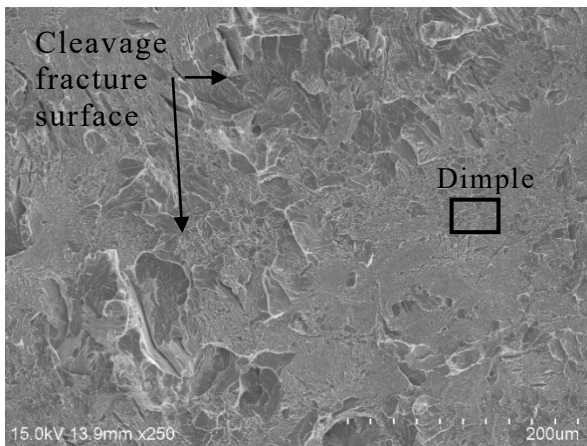


(d) Cleavage fracture surface

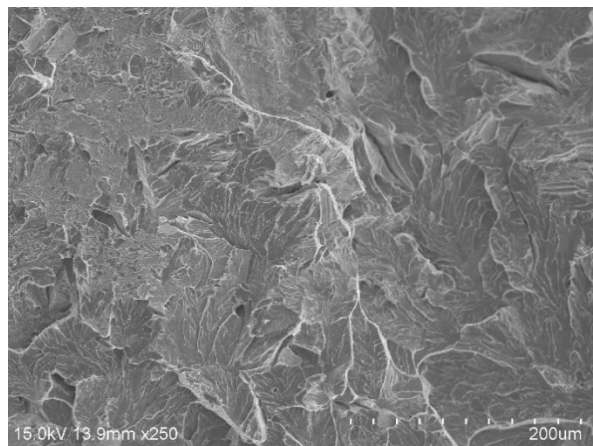
Fig.3-12 Appearance and magnification image of fracture surface of 2mm upset length (equivalent plastic strain;0.17)



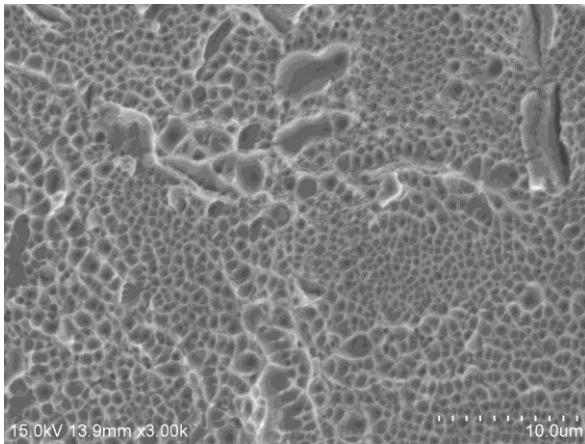
(a) Fracture surface (upset length:5mm, plastic strain:0.29)



(b) Magnification of fracture surface

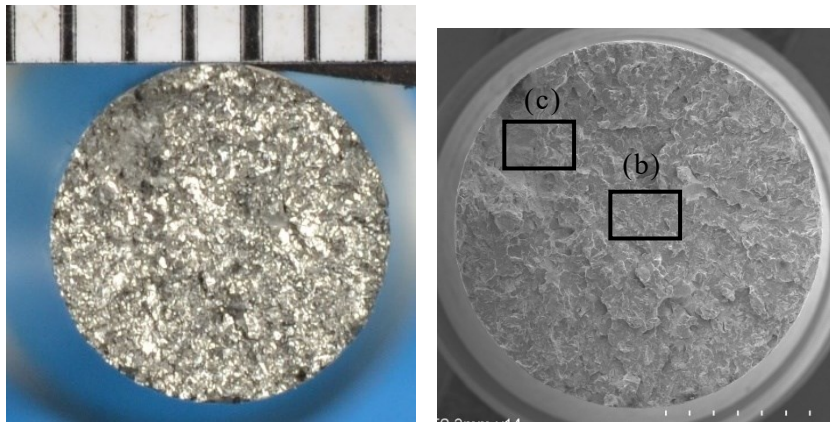


(c) Cleavage fracture surface

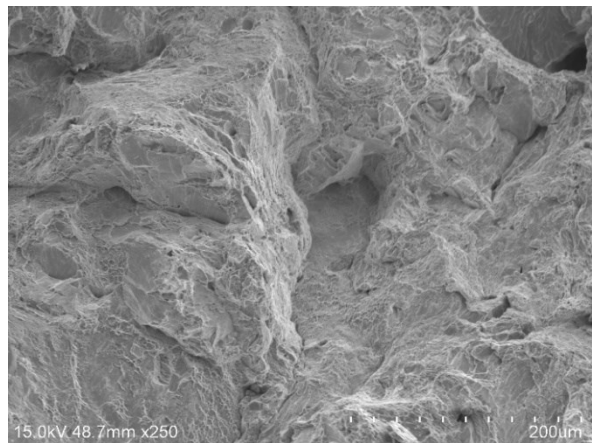
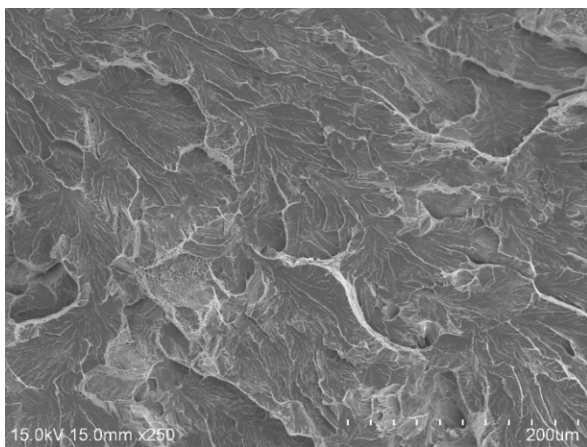


(d) Dimple pattern

Fig.3-13 Appearance and magnification image of fracture surface of 5mm upset length (equivalent plastic strain;0.29)



(a) Fracture surface (upset length:10mm, plastic strain:0.46)



(b) Cleavage fracture surface (c) Dimple pattern on the grain boundary

Fig.3-14 Appearance and magnification image of fracture surface of 10mm upset length (equivalent plastic strain;0.46)

3.5 変形に伴う接合部の形成過程

上記の検討結果から、ガス圧接部の変形に伴う接合部の形成過程は以下のように考えられる。

変形初期段階では、ミクロ的な凹凸に起因した非接触面（ポイド）が残存し、著大な酸化物として接合界面に残留する。また、接触面となった箇所では、温度上昇により母材元素による還元反応が促進される²⁴⁾が、接合界面上に連続して残存するため、均一な接合部を形成するに至らない。そのため、接合界面に沿って旧オーステナイト粒界やフェライトが形成されるものと考えられる。本検討では相当塑性ひずみ 0.2 以下の場合、これらの傾向が顕著であった。

変形が進行すると、接触面では酸化物の分断・微細化が進行し、一定以下の酸化介在物量となると、接合界面を超えてオーステナイト結晶粒が形成され、母材と同等の強度レベルとなる。一方、突合せ面がミクロ的に密着することでポイドは消失するが、ポイドが存在した箇所では変形による酸化物の分断微細化が不足し、接合部の形成が周囲に比べ遅れる。したがって、接合界面全体で母材レベルの強度を得る場合には、これらの部位の酸化介在物量が一定以下となる変形が必要となるものと考えられる。なお、本検討で用いたレール鋼によるガス圧接では、相当塑性ひずみ 0.4 以上が一つの目安であると考えられる。

3.6 まとめ

丸棒鋼ガス圧接部を対象とし、定温法を用いて圧縮量を系統的に変化させた丸棒ガス圧接試験体により、ガス圧接部の変形が及ぼす効果を把握した。また、ガス圧接部の強度を解析モデルから算出した塑性ひずみを用いて整理し、強度とひずみの関係を整理した。結果は以下の通りである。

- (1) 定温法に適用するため、第 2 章で構築した数値解析モデルにひずみ速度依存性を考慮した構成則を導入した。実験結果による検証の結果、本モデルは十分な精度を有することを確認した。
- (2) 接合界面の相当塑性ひずみの増加に伴い、接合部の酸化介在物量が減少し、引張

強度および伸びが増加した。また、相当塑性ひずみが 0.4 を超えると母材強度に達し、飽和した。すなわち、母材と同等の十分な接合状態に達するには、相当塑性ひずみが 0.4 以上必要であるといえる。

- (3) このような引張強度の上昇は、相当塑性ひずみが接合界面の酸化介在物を減少させるためであると推定される。すなわち、接合初期段階における接合界面の変形は、凹凸による非接触面（ポイド）の消失を促し、接触面を増加させる。さらに、変形が進行すると、接触面に残存した酸化介在物が変形により分断・微細化し、十分な接合状態に達する。

4 章 鉄道用レールガス圧接部の加熱変形解析

4.1 緒言

相当塑性ひずみを用いて接合強度を評価可能であることが示唆されたことから，ここでは，第2章の丸棒鋼ガス圧接モデルを基に鉄道用レールのガス圧接解析モデルを構築した．また，本モデルによりレールガス圧接部の接合界面上の変形状況を把握し，その支配因子について考察した．

4.2 レールガス圧接用バーナによる加熱モデル

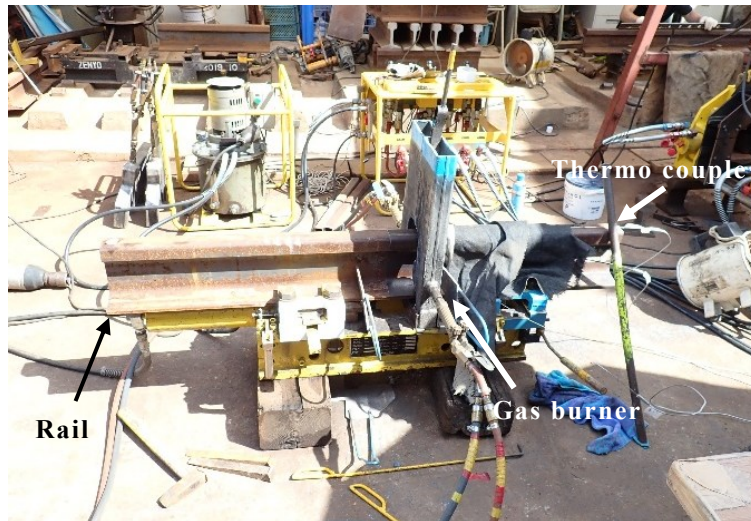
丸棒鋼ガス圧接では，周方向のバーナ火口径が一定かつ軸対称形状のため，モデル上において周方向の加熱炎分布を一定とした．一方，レールガス圧接では周方向のバーナ火口径が部位によってことなるため，周方向の加熱炎分布を考慮する必要がある．ここではバーナからの入熱を決定するため，レール加熱試験を実施すると共に熱伝導解析モデルにより検証した．

4.2.1 レール加熱試験

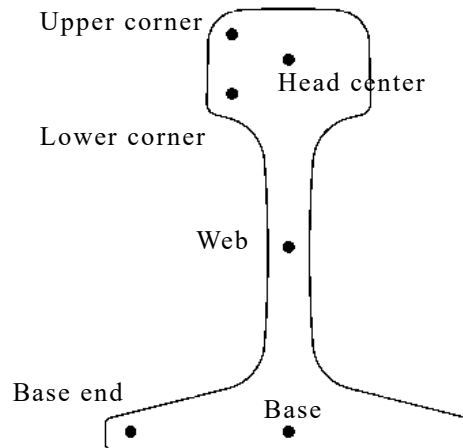
TGP-HA 型レールガス圧接機を用い，全周加熱型バーナによるレール加熱試験を実施し，レール突合せ面の温度を測定した．Table 4-1 にガス圧接条件，Fig. 4-1 に加熱試験の概要および温度測定位置を示す．温度測定箇所は，レール断面上の6箇所（頭部：Head center，頭部角：Upper corner，頭部あご下：Lower corner，腹部：Web，底部端：Base end，底部：Base），および接合界面から長手方向に3箇所（圧接中心，中心から20mm，中心から40mm）の計18箇所とした．温度測定には，各測定位置にφ4mmの丸穴を長手方向に設け，K型熱電対により測定した．加熱炎は酸素100ℓ/min，アセチレン流量105ℓ/minの弱還元炎に設定し，レール突合せ面を固定するため，加圧力を5MPaに設定した．なお，レール加熱試験は，頭部中央温度が1473Kに到達した段階で中止した．なお，使用した試験材はJIS E1101で規定される60kg普通レールであり，化学組成はTable 4-2に示す通りである．

Table 4-1 Gas heating and pressure conditions

Gas volume flow (l/min)		Pressure (MPa)
Oxygen	Acetylene	
100	105	5



(a) Photograph of gas heating test



(b) Photograph of gas heating test

Fig.4-1 Details of gas frame heating test using

Table 4-2 Chemical compositions of specimen

Unit:%

C	Si	Mn	P	S	Fe
0.63 - 0.75	0.15 - 0.30	0.70 - 1.10	< 0.030	< 0.025	Bal

4.2.2 熱伝導解析

丸棒ガス圧接部の解析モデルと同様，本検討においても熱伝導解析と構造解析を連成して同時に解く必要があるため，ADINA をソルバーとして用いた．なお，本章では，加熱炎からの入熱量を決定するため，ADINA の熱伝導解析モジュールのみを用いた．

4.2.3 解析条件

Fig. 4-2 に本検討で使用したモデルを示す．本検討では，レールガス圧接部の接合界面を中心とした 1/2 対称モデルとし，加熱範囲として設定した領域に，ガス炎による熱流束分布および放射による境界条件，加熱範囲以外には放射および大気対流による境界条件を設けた．なお，放射は丸棒鋼モデルと同様，Stefan-Boltzmann の法則を適用し，Stefan-Boltzmann 定数 $5.67 \times 10^{-8} \text{J}/(\text{s} \cdot \text{m}^2 \cdot \text{K}^4)$ とし，放射率は近似的に鋼の高温酸化面の値として 0.8 を用いた．また，対流は自然対流中の大気を想定し， $5.82 \text{J}/(\text{s} \cdot \text{m}^2 \cdot \text{K})$ とした．なお，メッシュ形状は 6 面体 (27 節点) とし，接合界面から長手方向 100mm を加熱範囲として一辺を約 1mm で分割した．なお，比熱 (c)，熱伝導率 (k) は丸棒鋼モデルと同様に温度依存性を考慮した．また，変態による潜熱は，比熱より導出した相当エネルギー ($5.1 \times 10^8 \text{J}/\text{kg}$) が 373~773K において損失されるよう設定した．

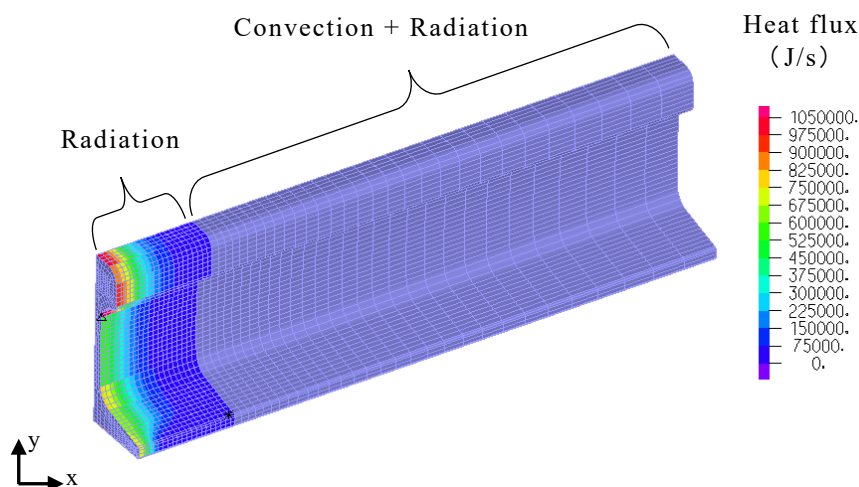


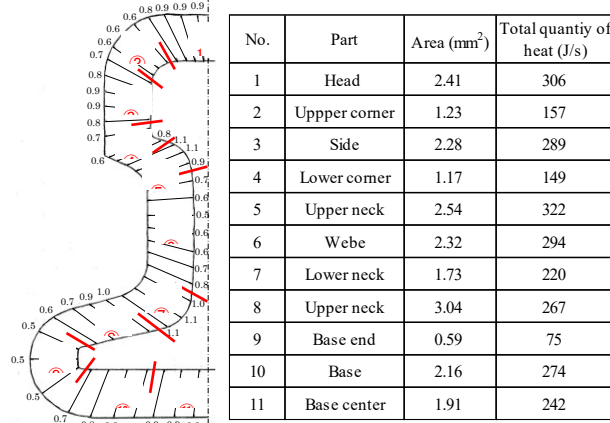
Fig.4-2 Heat transfer analysis model of rail

4.2.4 加熱条件の設定

バーナからの入熱に関して，第2章において二種類のガウス分布で近似することで精度良く計算できることを示した．本検討においても，レールガス圧接用バーナによる長手方向の加熱分布を，同様のガウス分布で近似した．一方，丸棒モデルでは周方向の入熱を一定とし，長手方向の分布を決定したものであるため，このままではレール周方向のバーナ火口径の影響が考慮されない．そこで，本検討ではガス流量から計算した総投入熱量 Q にバーナ火口径から算出した面積比（火口面積/総面積）を乗じることで，火口毎の投入熱量を算出した．また，各火口からの加熱炎は隣接する火口からの加熱炎と影響を及ぼしあっていると仮定し，レール外周を 11 箇所の部位に分割し，各部位に該当する火口からの投入熱量を平均化した．Table 4-3 にレール周方向の投入熱量を示す．

Fig.4-3 に上記の発熱量から導出した長手方向の熱流束分布の一例を示す．なお，レール長手方向の分布形状は丸棒モデルを基本としたが，レール底部領域では，Fig.4-4 に示すようにレール形状に沿って外炎が上下に分割される傾向があることから，当該領域の熱流束分布は白芯に相当する熱流束分布のみ ($\beta=0$) を付与した．

Table 4-3 Quantity of heat on each parts around the rail



Part	α	β	b_1	b_2
Base end	1	0	0.012	—
Other	1	0.65	0.016	0.033

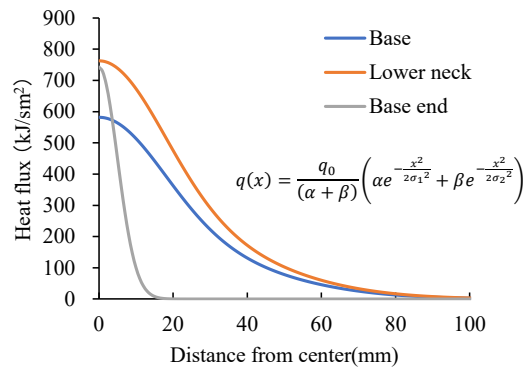


Fig.4-3 An example of the heat flux conditions of longitudinal direction

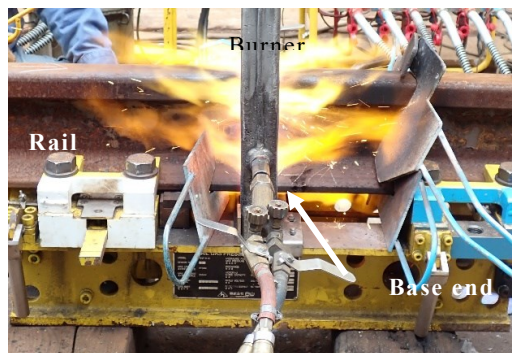


Fig.4-4 The state of heating at the base end

4.2.5 熱伝導解析および温度測定試験結果の比較

Fig. 4-5 に各加熱条件における解析結果および実験結果を測定箇所ごとに併せて示す。図中、実線は解析結果、プロット点は実験結果であり、例えば、長手方向 20mm 位置の実験結果は“20mm-experiment”と示している。これによると、頭部角（upper corner）や底部端（base edge）の 0mm（突合せ面）において実験結果との誤差がやや大きい。この要因として、解析モデルでは断面方向の分布を一定範囲毎で平均化しているが、実際は各火口から形成される火炎による熱流束分布が存在するため、特に表層に近いこれらの部位において誤差が顕著になったものと考えられる。また、長手方向 20mm および 40mm においても角部や腹部などで誤差が生じている。これは、前述した通り、レール形状に沿って外炎が流れるためであり、特に角部やその周囲においてその影響を受けやすくなっているものと考えられる。このように、レール形状に適用した場合、形状に起因して外炎の流れが変化し、結果的に熱流束分布に差が生じることが判明した。一方、いずれの部位においても実験値との誤差は最大で 20% 程度の範囲に収まっており、実用範囲では問題ないと考える。

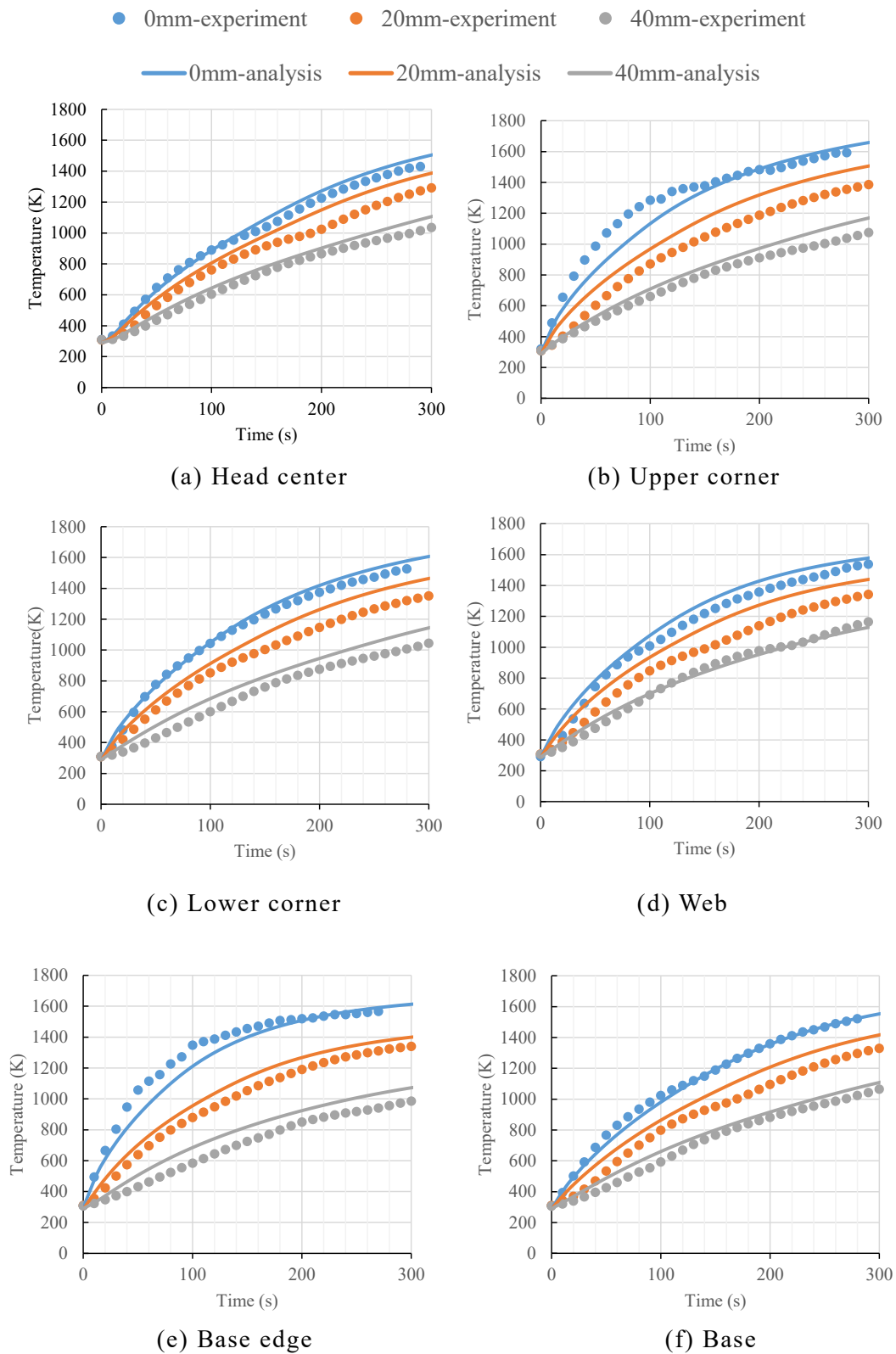


Fig.4-5 Comparison between the heat transfer analysis and heating test results

4.3 レールガス圧接部の加熱変形解析モデル

上記の熱流束分布を用い、レールガス圧接部の加熱変形モデルを構築し、レールガス圧接試験結果によりモデルの妥当性を検証した。

4.3.1 レールガス圧接試験

温度測定試験と同様、JIS60kg 普通レール 2 本を突合せ、TGP-HA 型レールガス圧接機および全周加熱型バーナによりガス圧接試験を実施した。Fig.4-6 にガス圧接試験の概要、Table 4-4 にレールガス圧接条件を示す。加熱炎は酸素 100ℓ/min、アセチレン流量 105ℓ/min の弱還元炎に設定し、加圧力 22MPa（荷重 171kN）とした。また、レール端面に設置した接触式変位計でガス圧接時の圧縮量を測定すると共に、レールに挿入した K 型熱電対で接合界面の中心温度を測定した。なお、加熱・加圧作業は圧縮量 24mm となった時点で中止した。なお、これらレールガス圧接条件は、いずれも JR 等で実施されるレールガス圧接工事における標準条件である¹³⁾。また、圧縮量が 14mm に達した時点から表面の溶融を防止するため、軸方向のバーナ揺動を実施した。なお、試験後のガス圧接試験体に対し、縦断面および水平断面上の圧接部のふくらみ量（変形高さ）を測定し、解析結果と比較した。

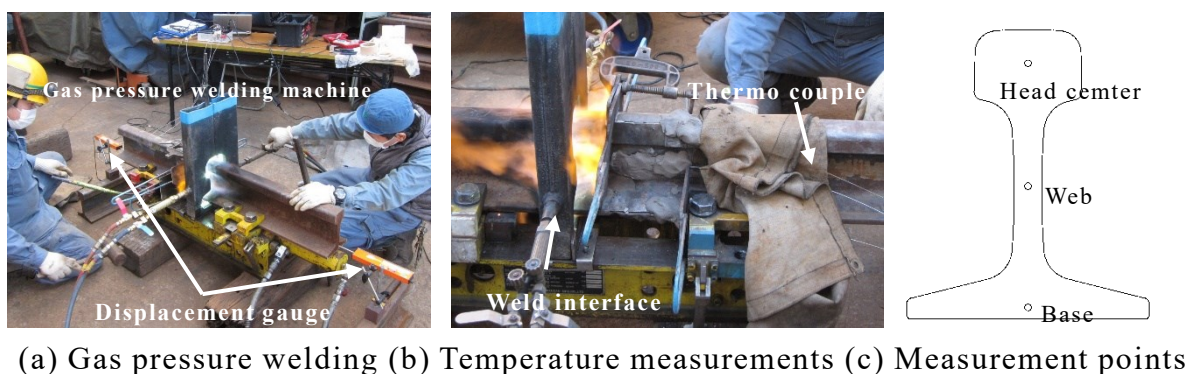


Fig.4-6 Details of gas pressure welding test of rail

Table 4-4 Gas pressure welding conditions

Gas volume flow (l/min)		Pressure (MPa)	Load (kN)	Upset length (mm)
Oxygen	Acetylene			
100	105	22	171	24

4.3.2 熱伝導構造連成解析

Fig. 4-7 に本検討で使用したモデルを示す。モデル形状および境界条件は、熱伝導解析を同様とし腹部領域に軸方向の荷重を設定した。解析では、圧縮量 24mm に到達するまで荷重を負荷し、圧縮量 24mm 到達後、荷重および入熱を除荷し、3000s (50min) の放冷時間を含めて計算した。また、各材料定数および高温時の応力-ひずみ関係に関しては、丸棒鋼モデルと同様とした。初期条件はレールおよび周囲温度とも 303K とした。なお、本解析においても非線形静解析問題として解析を実施した。

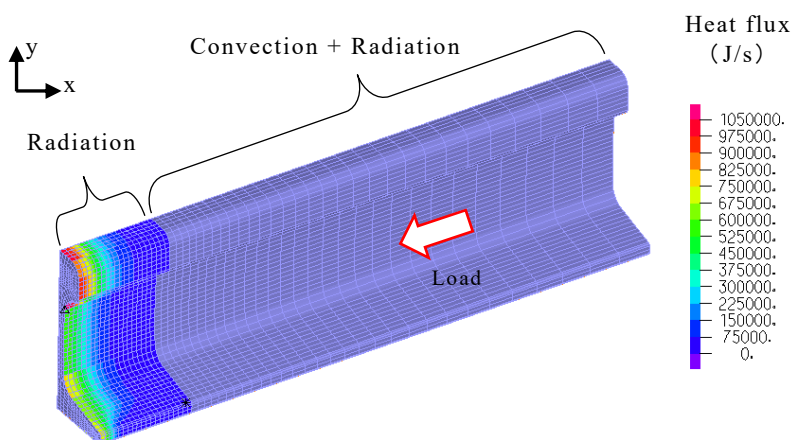


Fig.4-7 Heat deformation analysis model of rail

4.3.3 接合界面温度および圧縮量の推移

Fig. 4-8 に本解析モデルの解析結果を温度コンター図と併せて示す。図に示すように、加熱開始から時間の経過に伴い接合界面の温度が上昇し、一定の温度（加圧力以下の降伏応力となる温度）に達した段階から圧縮変形が進む様子がわかる。また、圧縮変形に伴い、接合界面の断面積が増加していることもわかる。Fig.4-9 にガス圧接部

の接合界面温度， Fig. 4-10 に圧縮量の解析結果を実験結果と併せて示す． なお， ここでは放冷時の解析結果は省略している． 接合界面温度は， 底部領域において若干の誤差が認められるものの， いずれの部位においても実験結果とよく一致している． 同様に， 圧縮量の推移も変形開始タイミングおよび変形速度共に誤差 3%程度に収まっており， 実験結果とよく一致している．

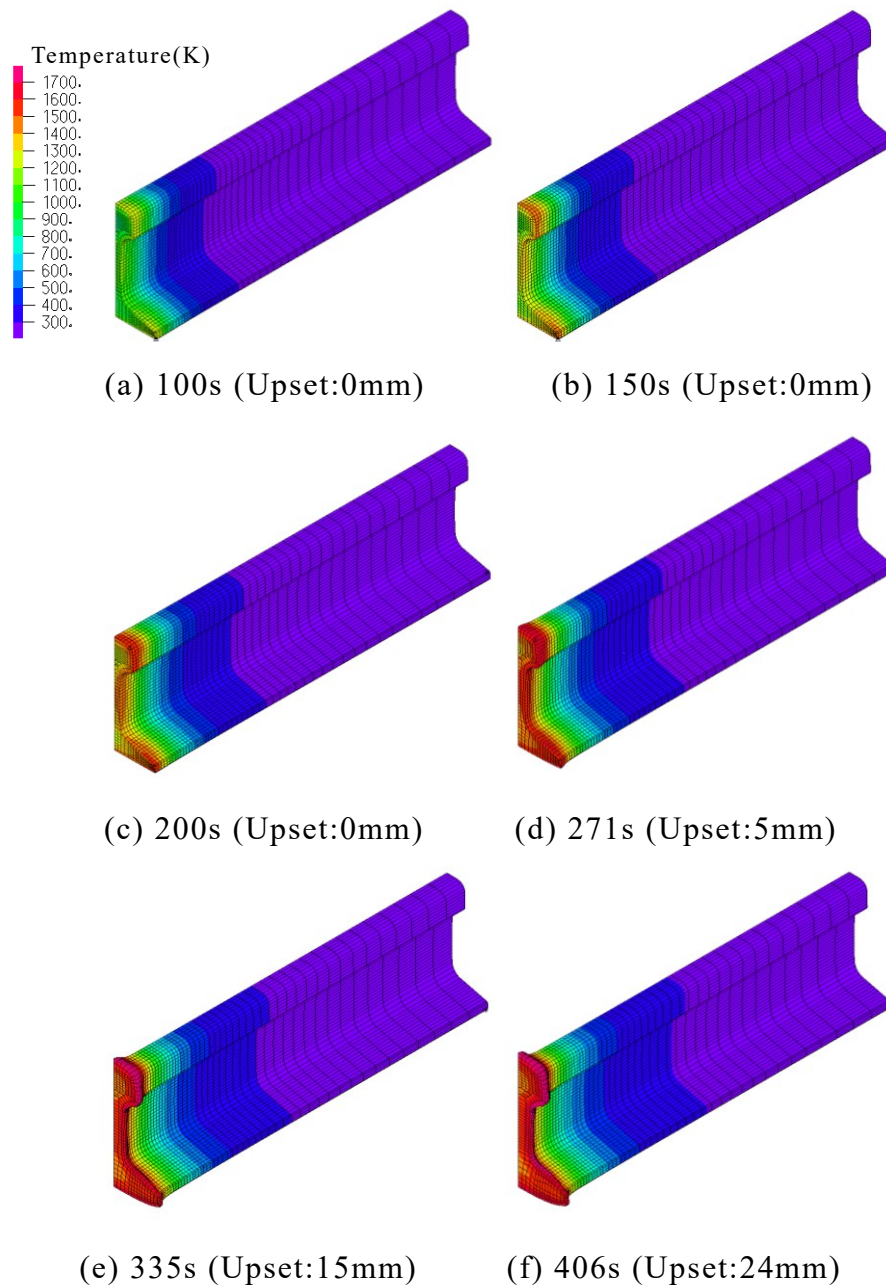
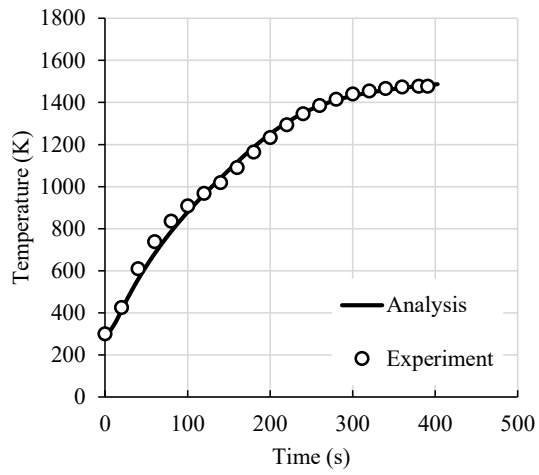
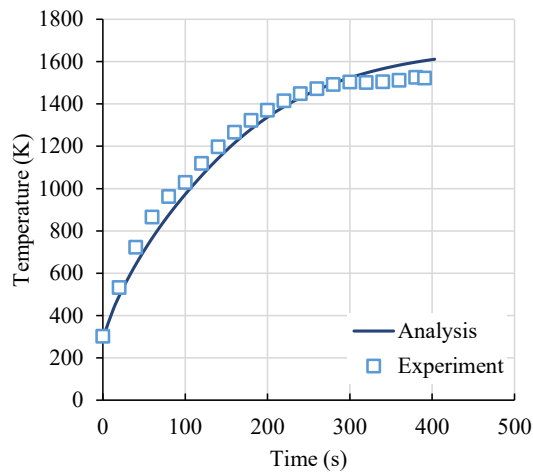


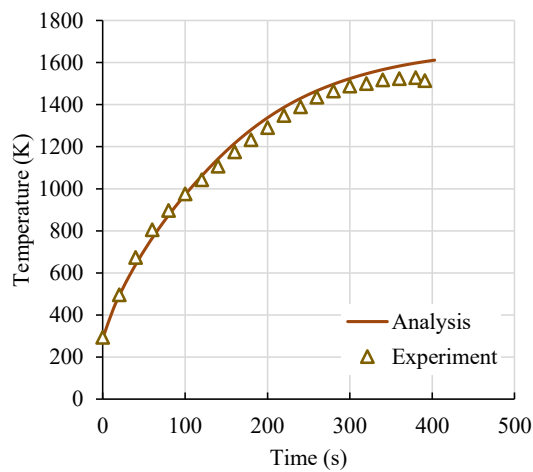
Fig.4-8 Results of gas pressure welding analysis (Contour diagram of temperature)



(a) Head center



(b) Web



(c) Base

Fig.4-9 Comparison of the temperature between analysis and experiment

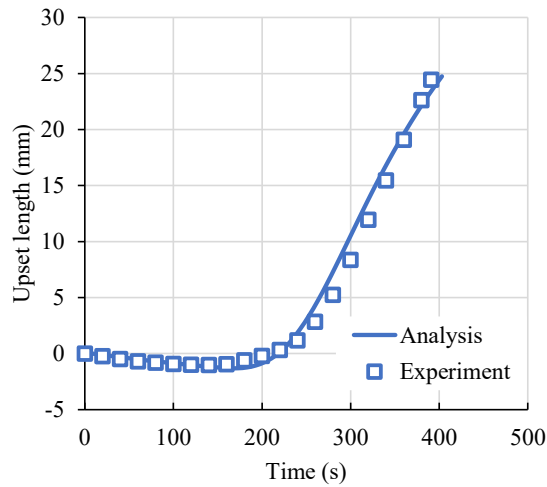
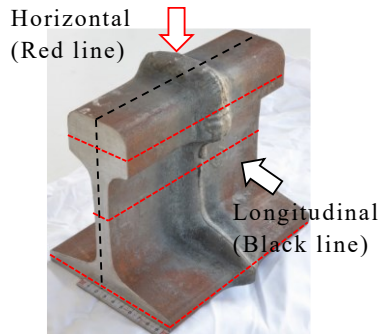


Fig.4-10 Comparison of upset length between analysis and experiment

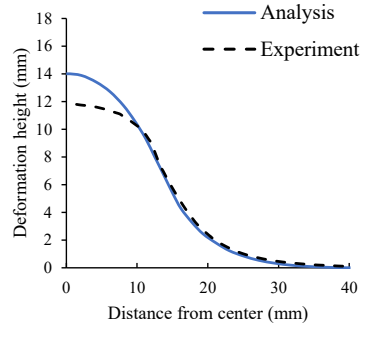
4.3.4 ふくらみ形状の比較

Fig. 4-11 にレールガス圧接部で測定した変形高さを解析結果と併せて示す。中央縦断面上における頭頂面および底面の変形高さは、頭頂面の接合界面近傍において解析値と実験値で 15% 程度の誤差が生じているが、底面では比較的よく一致している。また、水平断面上における底部端、腹部中央および頭側部では、接合界面上の変形高さに加え、変形形状に一定の差が生じているが、いずれも誤差 20% 以内である。底部領域を除き、いずれの箇所も接合界面中心近傍において解析結果に比べ実験結果の変形高さが小さく、大きな誤差となっている。接合界面中心の表面は溶融により凹みが生じているが、解析モデルでは溶融を考慮していないため、誤差が生じたものと考えられる。

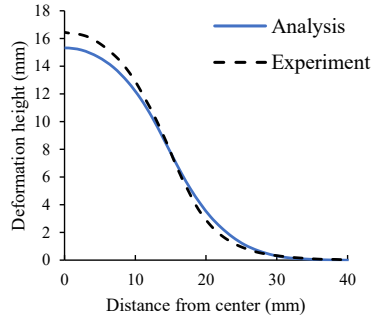
以上の結果より、構築したレールガス圧接部の加熱変形解析モデルは、レールガス圧接における加熱・加圧プロセスを比較的精度良く再現しているものと判断される。



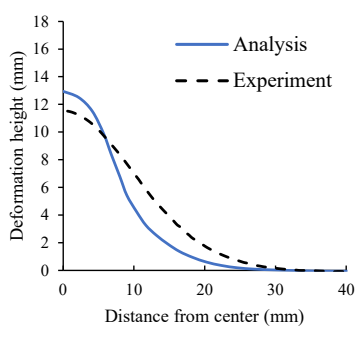
(a) View position



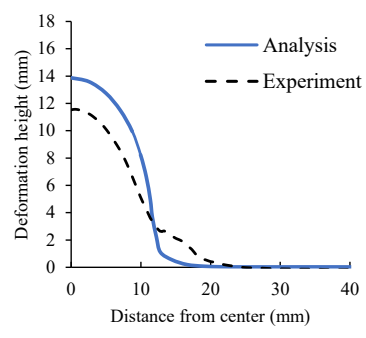
(b) Head (Longitudinal)



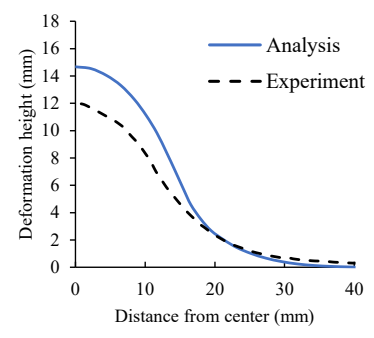
(c) Base (Longitudinal)



(d) Base end (Horizontal)



(e) Web (Horizontal)



(f) Side of head (Horizontal)

Fig.4-11 Comparison of the deformation height between analysis and experiment

4.4 解析結果および考察

4.4.1 接合界面の変形状況

圧接部の変形が酸化介在物の低減に及ぼす効果は主に

- ・ 介在物の面外への排出
- ・ 断面積拡大による介在物密度の低下

などが考えられる。この内、例えば摩擦圧接法では接合界面に回転に伴うトルクが作用し塑性流動が生じることから、前者による効果が大きいものと推定される。一方、ガス圧接法では、外力は軸方向の加圧のみであることから、急激な塑性流動は生じず、後者による効果が大きいものと考えられる。ここでは、接合界面上の相当塑性ひずみを断面積拡大の指標として用い、レールガス圧接部における変形状況を解析結果から考察した。

Fig. 4-12 に加圧力 22MPa（標準条件）における接合界面上の相当塑性ひずみ分布および温度分布を圧縮量毎に示す。なお、Fig. 4-12 (c) はレール原断面上（押抜き割れ発生箇所）の各部位における相当塑性ひずみをプロットしたものである。Fig. 4-12 (a) に示すように、レールガス圧接部の相当塑性ひずみは断面上で均一ではなく、部位によって差が生じている。例えば、腹部および底部端において大きなひずみが生じる一方、頭部および底面中央では他の部位に比べひずみが小さい。また、Fig. 4-12 (c) に示すように、圧縮量の増加に伴い各部位のひずみは増加するものの、その増加率は腹部や底部端が大きく、頭部あご下および底面中央では小さい。

第 3 章で述べた通り、0.4 以上の相当塑性ひずみが得られれば母材レベルの強度を得ることが可能である。この観点から見ると、圧縮量を 24mm 確保すれば、相対的に変形度の低い頭部あご下および底面中央においても十分な強度が得られる。一方、圧縮量 10mm 程度となった場合にはこれらの部位の相当塑性ひずみが 0.4 を下回り、母材レベルの強度が得られなくなる。鉄道現場におけるレールガス圧接施工において、圧縮量が 10mm となることは考えにくいものの、例えば、端面精度（端面の凹凸、粗さ）が粗悪である場合や加熱炎の接合界面からのズレ（シールド不足による接合界面の酸化）などにより、所定の圧縮量でも酸化介在物の分断・微細化が不足する可能性

が考えられる。このような場合に、頭部あご下および底面中央は他の部位に比べ接合強度が低下しやすく、結果的に押抜き割れが生じやすくなっているものと推定される。

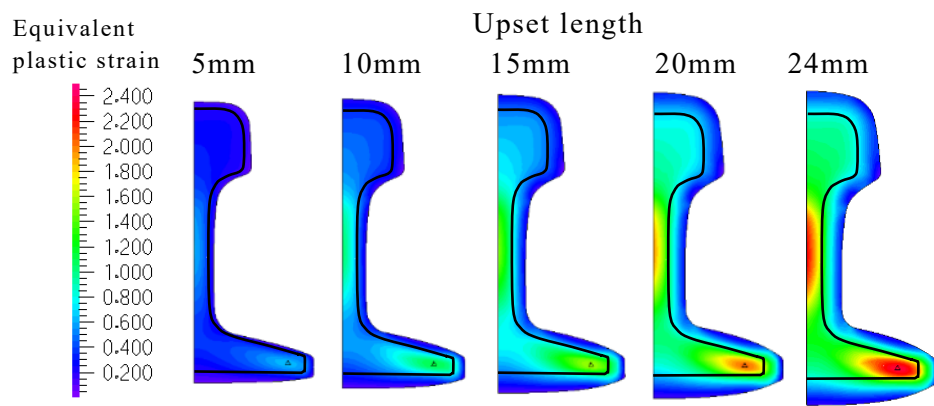
4.4.2 接合界面における変形の支配因子

第2章で述べた丸棒鋼ガス圧接部の解析モデルにおいて、接合界面の変形度（伸び・ひずみ）が接合界面上の温度分布に依存し、表層部に比べてより温度の低い中心部で大きな変形度が得られることが示された。しかしながら、レールガス圧接部の場合、Fig. 4-12 (b) に示す温度分布を見ると、温度の低い頭部中央や底部中央は、温度の高い腹部および底部端部に比べて変形度が低く、丸棒とは異なる傾向が認められる。この要因として、レールの形状やレール各部位における断面積の違いが変形に大きく寄与していると考えられる。すなわち、頭部あご下部では、腹部領域の変形により上方向（頭頂面側）に押し出され、結果的に幅方向のみの変形となり、変形度が不足しているものと考えられる。また、底面中央部は、断面積が大きく、同一の圧縮量に対してひずみが小さくなっているものと推定される。

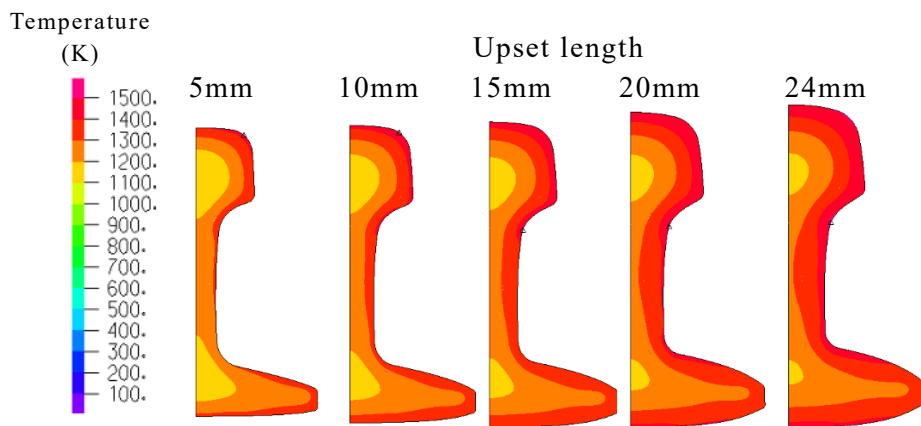
レール形状による変形度への影響を確認するため、本解析モデルにおける接合界面温度を一定とした状態で所定の圧縮量を付与し、接合界面のひずみ分布を確認した。具体的には、接合界面に1473Kの温度を境界条件として定常熱伝導解析を実施した後、当該温度分布を各エレメントに引き継いだまま圧縮量24mmの変形を加えた。Fig. 4-13 に温度一定条件下における接合界面上の相当塑性ひずみ分布および温度分布を圧縮量毎に示す。これによると、温度一定条件下においても、腹部および底部端のひずみが大きく、頭部および底面中央のひずみが小さい、不均一な分布となっている。これは、上述したレールの形状に起因して不均一なひずみ分布が生じていることを裏付ける結果である。

以上より、レールガス圧接部の接合界面における変形はレール断面形状に大きく影響を受けていることが判明した。これは、すなわち突合せ面の形状を変えることで接合界面の変形状況を大きく変えることが可能であることを示唆している。例えば頭部や底面中央に対して突合せ面の面取り加工やV型の開先加工などにより、接合品質の向上に有利な変形を達成できる可能性が考えられる。なお、突合せ面形状の変更に関

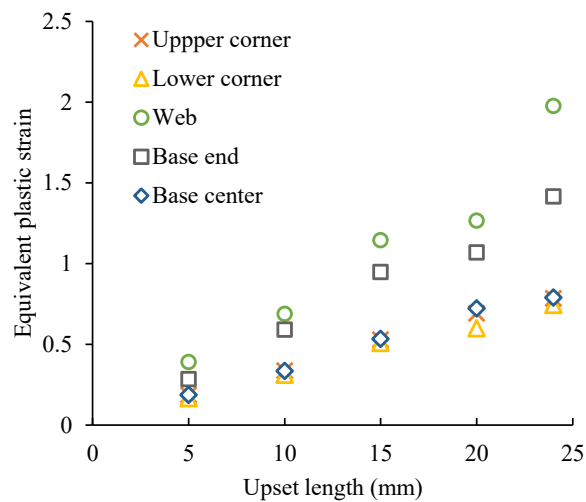
して、高周波誘導加熱による管圧接部において I 型および V 型の開先形状における圧接性に関して検討され、V 型の開先形状はシールドを厳密に確保しないと良好な圧接部が得られないことが報告されている⁴⁴⁾。したがって、突合せ面の断面形状を変更する場合には、強還元炎の適用¹⁷⁾など大気からのシールドを考慮した手法を採用する必要があると考える。



(a) Contour diagram of equivalent plastic strain

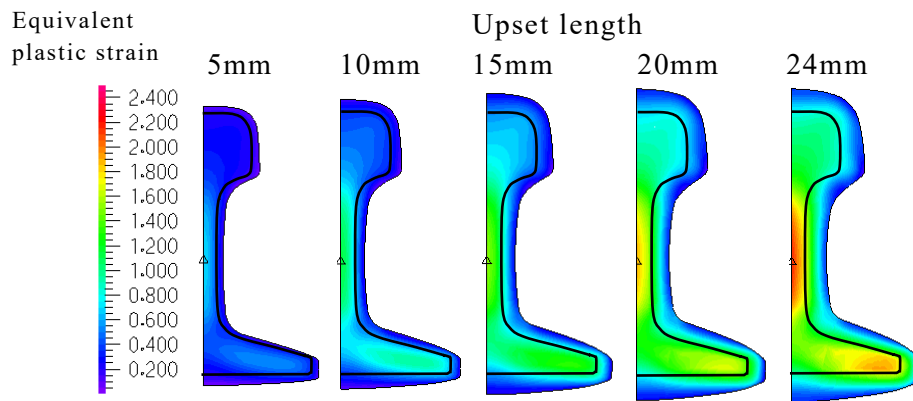


(b) Contour diagram of temperature

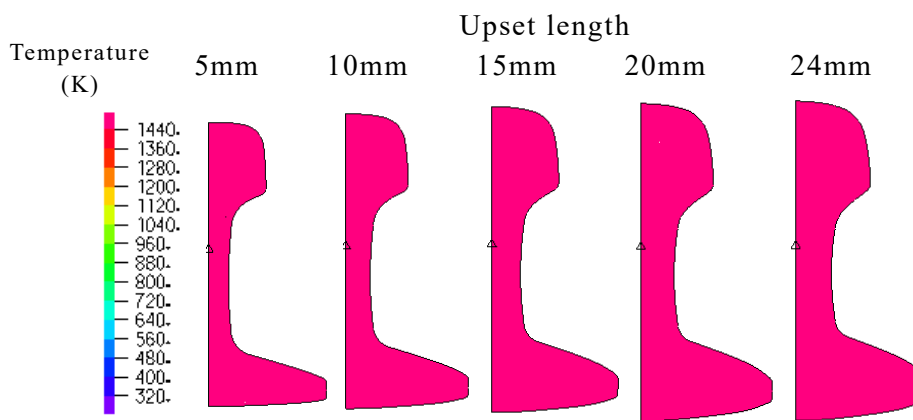


(c) Scatter plot graph of equivalent plastic strain

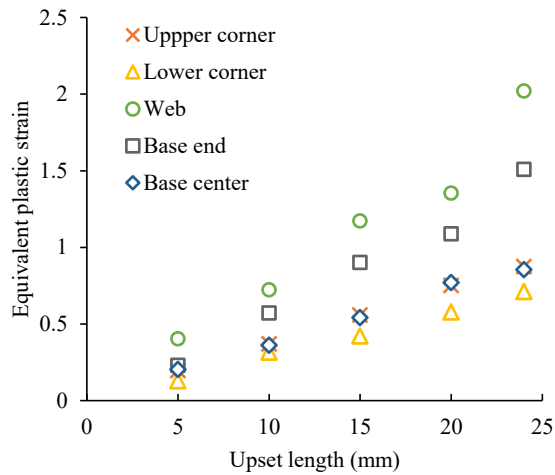
Fig.4-12 Relationship between plastic strain and upset length on the weld interface



(a) Contour diagram of equivalent plastic strain



(b) Contour diagram of temperature



(c) Scatter plot graph of equivalent plastic strain

Fig.4-13 Relationship between plastic strain and upset length on the weld interface by constant temperature

4.5 まとめ

丸棒鋼ガス圧接モデルを基に構築した鉄道用レールのガス圧接解析モデルについて、解析モデルの詳細を述べると共に、本モデルによりレールガス圧接部の接合界面上の変形状況を把握し、その支配因子をについて考察した。結果は以下の通りである。

- (1) 丸棒鋼ガス圧接モデルを基に、レール各部位に与えられる熱量を考慮することで、レールガス圧接部の加熱変形モデルは、接合界面から 40mm までの温度分布および加圧力 22MPa における圧縮量・ふくらみ形状を誤差 20% 以内で精度良く再現していることを確認した。
- (2) 解析結果より、レールガス圧接部における接合界面上の塑性変形度は部位によって異なり、頭部あご下や底面中央は変形度が小さいことが判明した。このことから、これらの部位は、変形度に起因して他の部位に比べ接合強度が低下しやすいため、結果的に押抜き割れが生じやすくなっているものと推定された。
- (3) 接合界面温度を一定とし圧縮量を付与した加熱変形解析結果との比較により、レールガス圧接部の接合界面の変形度（ひずみ分布）は、レール断面形状に大きく影響を受けていることが判明した。すなわち、断面積が大きな箇所では相当塑性ひずみが小さく、断面積の小さな箇所では相当塑性ひずみが大きくなる傾向が得られた。また、頭部あご下部では、腹部領域の変形により、結果的に幅方向への変形となる。そのため、他の部位に比べ変形度が不足しているものと考えられる。
- (4) 上記の結果は、断面形状を変えることで接合界面の変形状況を大きく変えることが可能であることを示唆している。例えば頭部や底面中央に対して突合せ面の面取り加工やV型の開先加工などにより変形状況を改善できる可能性が考えられる。

5 章 結論

本論文では、レールガス圧接部の押抜き割れ防止および抜本的なガス圧接条件の見直しに資するため、数値解析モデルを用いたガス圧接部の変形状況の把握およびその支配因子について述べると共に、変形が及ぼす接合状態への影響について定量的に把握することを試みた。

第2章では、丸棒鋼を対象としたガス圧接部の加熱変形解析モデルを構築した。本モデルでは、バーナ加熱炎の内炎と外炎による熱流束分布を二種類のガウス関数を用いることで、接合界面から40mmまでの温度分布および加圧力20MPa~40MPaにおける接合界面中心の変形状況を精度良く再現することを確認した。解析モデルおよび実験結果より、ガス圧接部における接合界面上の塑性変形度は接合界面中心で最大であり、表面に近づく程減少する結果が得られた。また、加圧力の増加により、接合界面中心と表面との塑性変形度の差が大きくなる傾向が得られた。このような塑性変形度の分布は、接合界面上の温度分布に依存しているものと考えられ、接合界面中心と表面近傍との温度差が大きいほど、中心部の塑性変形度が大きくなるものと推定された。一方、当該モデルでは、いずれの加圧力においても丸棒表面の変形状況について実験結果との乖離が認められた。この要因は、加熱バーナの揺動および丸棒の溶融の影響であると推定された。

3章では、定温法を用いて圧縮量を系統的に変化させた丸棒ガス圧接試験体により、ガス圧接部の変形が及ぼす効果を把握した。第2章で構築した丸棒鋼ガス圧接部の数値解析モデルを定温法に適用するため、ひずみ速度依存性を考慮した構成則を導入し結果、本モデルは十分な精度を有することを確認した。また、作製したガス圧接試験体に対する各種試験により、接合界面の相当塑性ひずみの増加に伴い、接合部の酸化介在物量が減少し、引張強度および伸びが増加し、相当塑性ひずみが0.4を超えると母材強度に達し、飽和した。したがって、母材と同等の十分な接合状態に達するには、相当塑性ひずみが0.4以上必要であるといえる。このような引張強度の上昇は、相当塑性ひずみが接合界面の酸化介在物を減少させるためであると推定された。すなわち、接合初期段階における接合界面の変形は、凹凸による非接触面（ボイド）

の消失を促し、接触面を増加させ、変形が進行すると、接触面に残存した酸化介在物が変形により分断・微細化し、十分な接合状態に達するものと考えられる。

4章では、丸棒鋼ガス圧接モデルを基に、鉄道用レールガス圧接部の加熱変形モデルを構築した。本モデルは、レール各部位に与えられる熱量を考慮することで、接合界面から40mmまでの温度分布および加圧力22MPaにおける圧縮量・ふくらみ形状を誤差20%以内で精度良く再現していることを確認した。解析結果より、レールガス圧接部における接合界面上の塑性変形度は部位によって異なり、頭部あご下や底面中央は変形度が小さいことが判明した。このことから、これらの部位は、変形度に起因して他の部位に比べ接合強度が低下しやすいため、結果的に押抜き割れが生じやすくなっているものと推定された。接合界面温度を一定とし圧縮量を付与した加熱変形解析結果との比較により、レールガス圧接部の接合界面の変形度（ひずみ分布）は、レール断面形状に大きく影響を受けていることが判明した。すなわち、断面積が大きな箇所では相当塑性ひずみが小さく、断面積の小さな箇所では相当塑性ひずみが大きくなる傾向が得られた。また、頭部あご下部では、腹部領域の変形により、結果的に幅方向への変形となる。そのため、他の部位に比べ変形度が不足しているものと考えられる。この結果は、断面形状を変えることで接合界面の変形状況を大きく変えることが可能であることを示唆している。例えば頭部や底面中央に対して突合せ面の面取り加工やV型の開先加工などにより変形状況を改善できる可能性が考えられる。

本研究により構築した鉄道用レールのガス圧接解析モデルは、変形状況のみならず温度分布も精度よく再現することが可能であり、例えば、熱履歴を利用した硬度分布の予測や残留応力分布の改善など幅広く活用することが可能であると考えられる。また、本論文3章においてガス圧接部の変形による接合状況への影響を定量的に把握した。これにより、既存のレールガス圧接条件における圧縮量を低減し、将来的に低コストな自動レールガス圧接機の開発が達成されることが期待される。

参考文献

- 1) Adams, L : New Oxyacetylene Process for Butt Welding Rails, Ry.eng.Maintenance, 35(1939), pp.23-31
- 2) Moore, H.F., Thomas, H.R. and Crammer, A.E. : Progress Report - Joint Investigation of Continuous Welded Rail, Welding J., 1st Report(1939), Vol.18 pp.270s~290s. 2nd Report(1940), Vol.19 pp.293s~302s
- 3) 高木小二郎, 小野川侑, 青木正一:酸素アセチレン炎による鉄筋の衝撃接合について, 南満州鉄道 K.K., 鉄道技術研究所報告, No.241(1943)
- 4) 大井一郎:ガス圧接法に関する研究(第1報), 溶接学会誌, Vol.21, No.3(1952), pp.73-82
- 5) Hoffmann, W. and Raabe, W.:Erfahrung mit der autogenen Schienen - Pressschweissung, Schw.u.Schn., 5, H.3(1953), pp90-95
- 6) 大井一郎:ガス圧接法に関する研究(第2報), 溶接学会誌, Vol.22, No.1(1953), pp.10-19
- 7) 青山信一, 川島実, 小松敬也, 石黒一郎, 比留間正夫, 橋本勝利:新型レールのアセチレンガス圧接試験 - 50N, 40N, 50T レール -, 鉄道技術研究所速報, No.66-89(1966)
- 8) 青山信一, 川島実, 比留間正夫, 沢畠政次:50PS レールおよび 50N-LD 鋼レールのプロパンガス圧接試験, 鉄道技術研究所速報, No.67-1034(1967)
- 9) 東京幹線工事局:東海道新幹線工事誌一般編, 日本国有鉄道, (1965), p.116
- 10) 青山信一, 川島実, 小松敬也, 石黒一郎, 比留間正夫, 橋本勝利:レールのガス圧接およびフラシバット溶接余盛部の熱間せん断試験, 鉄道技術研究所速報, No.64-103(1964)
- 11) 鉄道線路, 日本鉄道施設協会, Vol.24, No.9(1976), pp.46-47
- 12) レールガス圧接機, 株式会社白山, <https://hakusan-mfg.co.jp/railgas/#model>, (参照 2022.02.04)
- 13) 山本隆一:レールの溶接技術, 溶接学会誌, Vol.81, No.8 (2012), pp.641-649.
- 14) 大石橋宏次, 上山且芳:ガス圧接部の品質と評価に関する基礎的検討, 溶接学会論文

- 集, Vol.14, No.2 (1996), pp. 422-428
- 15) 深田康人, 辰巳光正, 山本隆一, 上山且芳: レールガス圧接部の信頼性向上に関する検討, 溶接学会論文集, Vol.21, No.1(2003), pp.39-45
 - 16) 寺下善弘, 辰巳光正: レール溶接部損傷の分析, 鉄道総研報告, Vol.16, No.4(2002), pp.29-34
 - 17) 山本隆一, 辰巳光正, 伊藤太初, 小溝裕一: レールガス圧接における酸化介在物低減に関する検討, 溶接学会論文集, Vol.29, No.4(2011), pp.258-266
 - 18) Kinzel, A. B. : Solid Phase Welding, Welding Journal, Vol.23, No.12 (1944), pp.1124-1144
 - 19) Fine, L., C.H. Maak, A.R. Ozanich: Fundamental Affecting the Bond in Pressure Welds, Welding Journal, Vol.25, No.6 (1946), pp.517-529
 - 20) J.M. Parks: Recrystallization Welding, Welding Journal, Vol.32, No.5(1953), pp.209-221
 - 21) Huges, J.E.: Some Oxidation Effects during the Pressure Welding of Steels, British Welding Journal, Vol.33, No.4 (1954), pp.161-166.
 - 22) 橋本達哉, 田沼欣司: 炭素鋼圧接部の高温顕微鏡的検討, 溶接学会誌, Vol.36, No.12(1967), pp.1301-1309
 - 23) 安藤弘平, 仲田周次, 西田順紀: アプセット・バット溶接における接合面の酸化介在物の分散・微細化機構, 溶接学会誌, Vol.40, No.11(1971), pp.1140-1148
 - 24) 山本隆一, 深田康人, 辰巳光正, 小溝裕一: ガス圧接接合部における酸化介在物の変遷挙動の観察, 溶接学会論文集, Vol.27, No.3(2009), pp.222-229
 - 25) 白岩俊男, 伊藤慶典, 石井謙一, 藤野允克: ガス圧接材のフラット破面について, 鉄と鋼, Vol.52, No.10(1966), pp.60-63
 - 26) 西口公之, 高橋康夫: 基本的な接合機構に基づく固相接合過程の定量的検討, 溶接学会論文集, Vol.3, No.2(1985), pp.303-309
 - 27) X. Yang, W. Li, Y. Fu, Q. Ye, Y. Xu, X. Dong, K. Hu and Y. Zou: Finite element modelling for temperature, stresses and strains calculation in linear friction welding of TB9 titanium alloy, Journal of Materials Research and Technology, Vol.8, No.5(2019), pp.4797-4818

- 28) G. Qin, P. Geng, J. Zhou and Z. Zou: Modeling of thermo-mechanical coupling in linear friction welding of Ni-based superalloy, *Materials and Design*, No.172(2019), pp.1-17
- 29) Moal and E. Massoni: Finite element simulation of the inertia welding of two similar parts, *Engineering Computations*, Vol.12, No.6(1995), pp.197-512
- 30) J. T. Xiong, Y. J. Dub, J. L. Li, J. M. Shib, G. L. Wang and W. L. Wang: A thermodynamic analytical model based on entropy production for predicting the grain size and yield strength of the joint formed by continuous drive friction welding, *Journal of Materials Research and Technology*, Vol.9, No.6(2020), pp.13076-13086
- 31) M. Kimura, H. Inoue, M. Kusaka, K. Kaizu and A. Fuji: Analysis method of friction torque and weld interface temperature during friction process of steel friction welding, *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering*, Vol.4, No.3(2010), pp.401-413
- 32) T. S. Kumar and A. C. Reddy: Finite element analysis of friction welding process for 2024Al alloy and AISI 1021 steel, *International Journal of Science and Research*, Vol.4, No.5(2015), pp.1679-1684
- 33) Q. Li, F. Li, M. Li, L. Fu and Q. Wan: Finite element simulation of deformation behavior in friction welding of Al-Cu-Mg alloy, *Journal of Materials Engineering and Performance*, Vol.15, No.6(2006), pp.627-631
- 34) M. Sahin: Simulation of friction welding using a developed computer program, *Journal of Materials Processing Technology*, No.153(2004), pp.1011-1018
- 35) Y. Isshiki, H. Yamaguchi, G. Kawai and K. Ogawa: Numerical Analysis of Temperature Distribution in Friction Welding of Carbon Steel, *Journal of High Temperature Society*, Vol.31, No.4(2005), pp.225-231
- 36) 冨田康光, 橋本聖史, 大沢直樹, 吉川光昭, 萬雅史, 新海信隆, 金田厚彦: 線状加熱における加熱時のガス流場の近似解法に関する研究, *日本造船学会論文集*, No.184(1998), pp.465-472
- 37) 大石橋宏次, 赤間誠, 上山且芳: 有限要素法による鋼ガス圧接時及び熱間せん断時の変形と変力の解析, *溶接学会論文集*, Vol.14, No.2(1996), pp.435-442
- 38) 辻勇, 奥村耕之: 鋼材の線状加熱板曲げ加工に関する研究, *西部造船会会報*,

- No.76(1988), pp.149-160
- 39) ADINA Structures, ADINA R&D, Inc., <http://www.adina.com/adina-structures.shtml>,
(参照 2022.02.04)
- 40) 水野正志, 宇津野光朗: 放射測温における金属の放射率, 電気製鋼, Vol.57,
No.2(1986), pp.95-103
- 41) The British Iron and Steel Research Association: Physical Constants of Some
Commercial Steels at Elevated Temperatures, Butter Worths Scientific Publications
(1953), pp.1-17
- 42) W. H. Drysdale and A. R. Zak: Mechanics of materials and structural theories - A theory
for rate-dependent plasticity -, Computers & Structures, Vol. 20. No 1-3(1985), pp. 259-
264
- 43) 新版軌道材料編集委員会: 新版軌道材料, 鉄道現業社(2011), pp.117-118
- 44) 仁藤弘, 武田秀雄: 高周波誘導加熱による管圧接に関する研究(第1報), 溶接学会誌,
Vol.41, No.10 (1972), pp.1197-1208

本論文に関連する発表論文等

査読付き論文

1. 伊藤太初, 山本隆一, 佐々木朋裕: 有限要素法を用いた丸棒鋼ガス圧接部の加熱変形解析 溶接学会論文集 第 38 巻第 4 号 pp.418~428

全国大会概要集等

1. 伊藤太初, 山本隆一, 佐々木朋裕: 有限要素法を用いた鉄道用レールガス圧接法の加熱変形解析 溶接学会全国大会講演概要集 第 108 集 pp.82~83
2. 伊藤太初, 山本隆一, 佐々木朋裕: ガス圧接部における接合界面の変形と接合強度の定量的評価 溶接学会全国大会講演概要集 第 109 集 pp.168~169
3. Hajime Ito, Ryu-ichi Yamamoto, Tomohiro Sasaki " Heat deformation analysis of the gas pressure welding using finite element model" International Conference on PROCESSING & MANUFACTURING OF ADVANCED MATERIALS Processing, Fabrication, Properties, Applications, p.301

謝辞

本研究を進めるにあたり終始あたたかいご指導と激励を賜りました新潟大学工学部 佐々木朋裕教授に心から感謝の意を表します。

また、新潟大学工学部 新田勇教授、松原幸治教授には論文の作成にあたり、副査として適切なお助言を賜りました。深く感謝申し上げます。

さらに、(公財)鉄道総合技術研究所 軌道技術研究部 村本勝己 元部長(現企画室長兼情報管理部長)、同部 片岡宏夫 元部長(現事業推進部長)には本研究の遂行および本論文の作成の機会を与您いただき、深いご理解とご鞭撻を頂きました。深く感謝申し上げます。

また、(公財)鉄道総合技術研究所 軌道技術研究部 レールメンテナンス研究室 山本隆一 室長には、これまで直属の上司としてご指導、ご鞭撻を賜りました。また、本論文をまとめるにあたり、業務への配慮も頂きました。深く感謝申し上げます。

併せて、本研究を遂行するにあたり、(公財)鉄道総合技術研究所 軌道技術研究部 レールメンテナンス研究室 寺下善弘 主任研究員、岩崎幹大 副主任研究員(現東日本旅客鉄道株式会社)、相澤宏行 研究員、井筒宏樹 研究員(現双葉鉄道工業株式会社)には、多大なる協力を頂きました。心より感謝いたします。

本研究で用いた解析ソフト ADINA の販売元であるニュートンワークス株式会社 渋谷育広氏には、解析モデルの構築において技術的な助言を多岐にわたり頂きました。ここに記して感謝いたします。

2022年2月

新潟大学大学院自然科学研究科

材料生産システム専攻

伊藤 太初